

УДК 55.20.15

ТЕПЛОВАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ НАГРЕВА МЕТАЛЛА ЭЛЕКТРОННЫМ ЛУЧОМ

И. В. Зуев, Р. В. Родякина

Московский энергетический институт — Технический университет, Москва, Россия

Экспериментально показано, что термический КПД электронно-лучевого нагрева, представляющий собой отношение доли мощности электронного луча, затраченной на плавление металла, к общей мощности луча, превышает максимальные теоретические значения с точки зрения линейной теплопроводности. Установлено, что зависимость термического КПД электронно-лучевого нагрева от параметров имеет характер кривой с максимумом.

Для случаев воздействия быстро движущихся линейного источника в пластине и точечного на поверхности полубесконечного тела академиком Н. Н. Рыкальным были получены максимальные теоретические значения термического КПД η_T соответственно 0,484 и 0,368.

С учетом того, что эффективный КПД не зависит от процесса передачи тепла в металле, а характеризуется, как правило, внешними причинами и обычно представляет константу, определяющим тепловую эффективность процесса проплавления (полный тепловой КПД) является термический КПД. Таким образом, знание условий сварки, в которых реализуется максимальный термический КПД, позволило бы оптимизировать процессы сварки по минимуму тепловложения.

Однако анализ литературных данных показывает, что ясности в том, как связаны режимы сварки с термическим КПД, мало. Более того, накапливаются экспериментальные данные, особенно для случаев использования концентрированных источников тепла (электронный луч, лазер и др.), показывающие, что значения термического КПД могут превышать максимальные теоретические [1]. Не ясно также, как определять термический КПД для неподвижных источников, так как формально при скорости сварки, равной нулю, термический КПД тоже равен нулю.

Одновременно в литературе есть теоретические и экспериментальные данные, представляющие зависимость термического КПД от скорости сварки и ее комплексных параметров в виде кривых с максимумом [2]. Кроме того, есть точки зрения, показывающие, что термический КПД в значительной степени зависит от вида аппроксимации теплового источника в той или иной расчетной схеме [2, 3].

Таким образом, попытка обобщения современных данных о термическом КПД при сварках плавлением и электронно-лучевой (ЭЛС), в частности, и разработка на экспериментальной основе рекомендаций по его определению для ведения процесса сварки с максимальной или заданной тепловой эффективностью представляется актуальной.

Как показывает анализ литературы, по этой теме в достаточно хорошо изученном, разработанном и апробированном процессе ЭЛС не все ясно с его тепловой эффективностью, т. е. с условиями оптимального тепловложения в металл при сварке, которые определяются термическим КПД. Очевидно, что ведение процесса ЭЛС с максимальным η_T обеспечивает минимальное тепловложение, что определяет размер зоны термического влияния, ее структуру, механические свойства сварного соединения и, в конечном счете, качество сварки.

Очевидно, что термический КПД существенно зависит от режимов сварки (мощность, скорость, концентрация мощности) и геометрических характеристик шва (глубина, ширина, коэффициент формы шва).

Достаточно четко констатируется факт, что с увеличением удельной мощности и переходом от полусферической формы проплавления к "кинжальной" тепловая эффективность (термический КПД) возрастает в 3—5 раз. При этом регистрируются значения термического КПД более 50 %.

Можно предположить, что так как переход к глубокому ("кинжальному") проплавлению связан с интенсивным испарением материала и возбуждением автоколебаний температурного поля вследствие периодической экранировки электронного луча веществом (паром), существенное повышение термического КПД в этом случае (в том числе более 50 %) связано с процессами испарения и, по-видимому, более экономичной передачей тепла.

Анализ классических работ Н. Н. Рыкалина, В. М. Березовского, D. T. Swift-Hook и других [4—7] показал, что для аппроксимации электронного луча линейным источником в пластине (Н. Н. Рыкалин, D. T. Swift-Hook) либо моделями цилиндрического источника тепла или плоского источника на передней стенке канала (Р. В. Арутюнян и др.) термический КПД определяется как

$$\eta_T = (\nu F_{\text{пр}} / q_{\text{эф}}) S_{\text{пл}} = (\nu H / q_{\text{эф}}) S_{\text{пл}} B,$$

где $F_{\text{пр}}$ — площадь проплавления;

H и B — соответственно глубина и ширина проплавления;

$S_{\text{пл}}$ — теплосодержание расплавленного металла;

$q_{\text{эф}}$ — эффективная мощность источника.

Максимальное значение η_T по вышеприведенному выражению составляет 0,484.

Однако в моделях цилиндрического источника и плоского на передней стенке канала ширина шва B в формуле может меняться при изменении диаметра канала за счет установления равновесия расплава на стенках канала в условиях, эквивалентных понижению температуры кипения в вакууме на 500—1000 К. Поэтому термический КПД за счет изменения B для Al составляет 0,72, для Cu — 0,88, для Fe — 0,93. Учет давления пара в канале и поверхностного натяжения расплава приводит к значительному увеличению η_T по сравнению с максимально возможным η_T и составляет 0,484.

Существенный момент при определении η_T заключается в том, что переход от схем сосредоточенных источников (точечные, линейные, плоские) к распределенным в пространстве, в частности, к схеме нормально-кругового на поверхности полубесконечного тела, приводит к существованию максимума η_T от режимов сварки (В. М. Березовский).

В этом случае

$$\eta_T = (F_{\text{пр}} \nu) / q_{\text{эф}} (\lambda T_{\text{пл}}) / a,$$

где λ — теплопроводность;

$T_{\text{пл}}$ — температура плавления;

a — температуропроводность.

Максимум в зависимости $\eta_T = f(q_{\text{эф}} \nu / \lambda T_{\text{пл}} a)$ появляется из-за того, что при больших скоростях сварки ширина проплавления может оказаться меньше размера источника, тогда как при малых скоростях — больше размера источника, и весь тепловой поток вводится в область, ограниченную изотермой плавления. Типичный пример области проплавления, получающийся при воздействии на металл электронного луча, приведен на рис. 1.

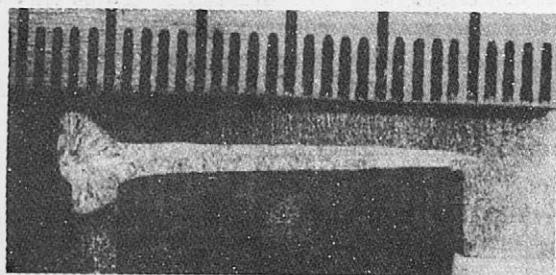


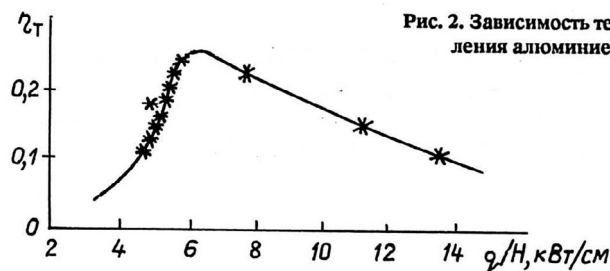
Рис. 1. Пример области проплавления, получающийся при воздействии на металл электронного луча

Нелинейность зависимости η_T от параметров сварки для нормально-кругового источника связана с тем, что схема распределенного источника более точно описывает температурное поле по сравнению со схемой сосредоточенного источника.

Анализ экспериментальных данных, проведенный авторами, показывает, что в реальных процессах электронно-лучевой сварки имеют место и максимум кривой зависимости η_T от режимов сварки, и значения $\eta_T > 50\%$.

На рис. 2 представлена зависимость $\eta_T = f(q/H)$ для алюминиевого сплава, полученная при интерпретации данных фирмы Sciaky для случая воздействия электронного луча на неподвижный образец: $q = 6500$ Вт, диаметр луча $d = 0,5$ мм, время воздействия $t = 3,6$ с.

Как видно из рис. 2, эта зависимость имеет максимум. Правая часть кривой (справа налево) характеризует процесс проплавления с момента $t = 0$ (холодный образец) до момента $t = 0,4$ с, когда интенсивное формирование канала заканчивается. Это соответствует максимуму термического КПД. Левая часть кривой соответствует процессу ввода энергии луча в материал в условиях, когда сильно растет ширина шва (площадь проплавления), а глубина со временем увеличивается незначительно. Другими словами, в данном конкретном случае, если после истечения времени $t = 0,4$ с луч перемещать относительно изделия со скоростью $v = B/t = 0,35$ см/с, то это будет соответствовать максимальной тепловой эффективности сварки.



Термический КПД для этого случая (неподвижный относительно изделия источник) равен

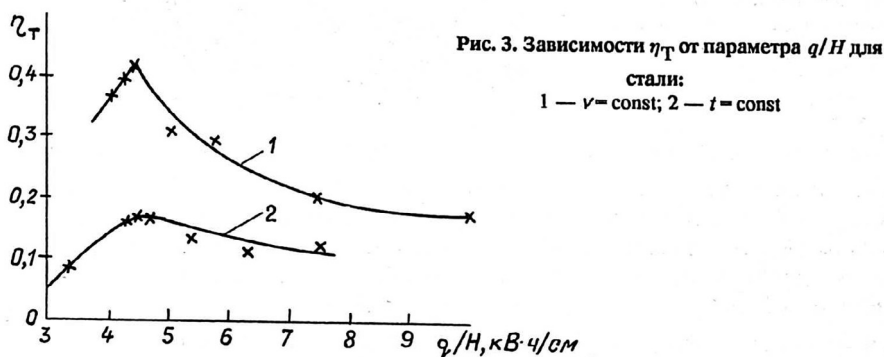
$$\eta_T = [(HF_{пр}) / (q_{эф} t)] S_{пл},$$

где t — время импульсов.

Эксперименты по проплавлению пластин толщиной 30 мм из нержавеющей стали и алюминиевого сплава проводили на серийной установке типа ЭЛА 60/60. Значение η_T определяли на поперечных макрошлифах проплавлений методом планиметрирования. Пластины проплавливали в различных режимах: при постоянной скорости сварки, но разной мощности луча; при постоянной мощности луча, но разной скорости сварки; при разной мощности луча, но постоянном времени воздействия в режиме моноимпульса.

В экспериментах мощность луча составляла 0,5—0,8 кВт, скорость сварки изменялась в пределах 0,1—0,78 см/с, время моноимпульса $t = 2$ с.

Зависимости $\eta_T = f(q/H)$ и $\eta_T = f(q/Hv)$ для нержавеющей стали имеют явно выраженный максимум (рис. 3).



Максимальное значение η_T в этой серии опытов составляет 0,41, т. е. не превышает теоретического максимума для линейного источника в пластине.

Максимуму η_T в случае проплавления при $\nu = \text{const}$ и $t = \text{const}$ соответствует $q/H = 4,5$ кВт/см.

В серии опытов при $q = \text{const}$ максимуму η_T соответствует $q/H = 3$ кВт/см, т. е. несколько меньше, чем в двух предыдущих случаях. Однако с учетом влияния скорости сварки эта разница существенно нивелируется, и максимальным значениям η_T соответствует значение $q/H\nu = 5,5-6$ кДж/см², которое также хорошо совпадает со значениями, полученными при обработке литературных данных.

Аналогичные результаты получены для алюминиевого сплава: зависимости $\eta_T = f(q/H)$ и $\eta_T = f(q/H\nu)$ также имеют максимум (рис. 4).

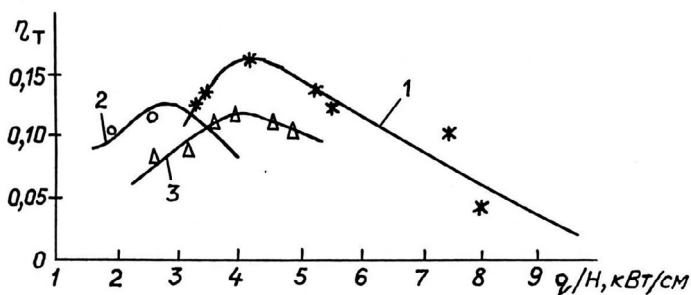


Рис. 4. Зависимости η_T от параметра q/H для алюминиевого сплава:
1 — $\nu = \text{const}$; 2 — $q = \text{const}$; 3 — $t = \text{const}$

Максимальное значение η_T в этих опытах составляет 0,165, что много ниже, чем для стали. Обработка данных фирмы Sciaky также подтверждает, что максимальное значение $\eta_{T \text{ max}}$ для алюминиевого сплава меньше, чем соответствующее значение для стали ($\eta_{T \text{ max}} = 0,25$) (см. рис. 2). Представляется, что это связано с теплофизическими свойствами алюминия, в частности, с его высокой теплопроводностью.

Максимуму η_T для случаев воздействия при $\nu = \text{const}$ и $t = \text{const}$ соответствует примерно одинаковое значение q/ν , равное 4—4,3 кВт/см. Максимум для случая $q = \text{const}$ в этом отношении также, как и для стали, смещен в меньшую сторону ($q/\nu = 2,7$ кВт/см). С учетом скорости сварки максимуму η_T соответствует значение $q/H\nu = 5,5$ кДж/см².

Для исследования микроструктуры зоны термического влияния были выбраны четыре образца из нержавеющей стали: два из них выполнены при $\nu = \text{const}$, два — при $q = \text{const}$. В каждом из двух образцов один выполнен при $\eta_T = \text{max}$, другой — при $\eta_T = \text{min}$.

Анализ микроструктур дает тривиальный результат: с уменьшением ширины зоны термического влияния (ЗТВ) уменьшается размер зерна, и при ширине ЗТВ $\delta = 0,2-0,3$ мм микроструктура наиболее благоприятна с точки зрения механических свойств сварного соединения.

Нетривиальность полученных результатов заключается в следующем. Для случая сварки при $q = \text{const} = 5$ кВт, когда максимальное значение $\eta_T = 0,37$ достигается при $\nu = 0,44$ см/с и глубине проплавления $H = 18$ мм, ширина зоны термического влияния составляет 0,2 мм. Минимальное значение $\eta_T = 0,26$ достигается при $q = \text{const} = 5$ кВт, $\nu = 0,11$ см/с и глубине проплавления $H = 25$ мм. Этому случаю соответствует ширина ЗТВ = 1,6 мм и значительный рост зерна.

Таким образом, отклонение на 30 % от максимального значения η_T привело к увеличению ЗТВ в 8 раз и значительному ухудшению микроструктуры.

Примерно аналогичный результат получен и для второй пары образцов.

Из приведенных фактов следует, что достижение при сварке максимальной глубины проплавления не всегда оптимально с точки зрения тепловой эффективности и, соответственно, структуры околошовной зоны.

Выводы

1. Экспериментально установлено, что при электронно-лучевой сварке максимальное значение термического КПД для сталей составляет $\eta_T = 0,4-0,5$ при $q/H = 4-4,5$ кВт/см и $q/Hv = 5,5-6,5$ кДж/см²; для титанового сплава — $\eta_T = 0,6$ при $q/H = 2$ кВт/см и $q/Hv = 7,3$ кДж/см²; для алюминиевого сплава — $\eta_T = 0,17-0,25$ при $q/H = 4-6$ кВт/см и $q/Hv = 5-6$ кДж/см².

2. Установлено, что при электронно-лучевой сварке нержавеющей стали 12Х18Н10Т максимальному значению термического КПД соответствует минимальный размер зоны термического влияния и наиболее благоприятная, с точки зрения механических свойств, ее микроструктура. Так, при $\eta_T = 0,41$ глубина проплавления $H = 11$ мм и ширина ЗТВ $\delta = 0,2$ мм; при $\eta_T = 0,37$, $H = 16$ мм и $\delta = 0,3$ мм, при $\eta_T = 0,26$, $H = 25$ мм и $\delta = 1,6$ мм. Достижение максимальной глубины проплавления в этом случае не всегда оптимально с точки зрения тепловой эффективности и структуры околошовной зоны.

Литература

1. Зуев И. В., Буруис Дж. Тепловая эффективность процесса электронно-лучевой сварки // Сб. науч. тр. — М.: МЭИ. 1987. Вып. 137. С. 5—8.
2. Зуев И. В., Буруис Дж. Тепловая эффективность процесса электронно-лучевой сварки // Тр. Второй междунар. конф. по электронно-лучевым технологиям ЭЛТ-88. — Варна (Болгария), 1988. С. 492—495.
3. Зуев И. В., Буруис Дж., Онищук В. Е. Выбор режимов электронно-лучевой сварки с учетом тепловой эффективности процессов проплавления металла // Сб. науч. тр. — М.: МЭИ. 1989. Вып. 207. С. 9—14.
4. Березовский Б. М. Термический КПД процесса проплавления металла поверхностной сварочной дугой // Автоматическая сварка. 1979. № 10. С. 18—21.
5. Swift-Hook D. T., Cick A. E. F. Penetration welding with laser. Marchwood Engineering Laboratories, R/M/ № 637 June. 1972. P. 127.
6. Electron beam welding with gun stationary workpieces: Sciaky, 1966. P. 204.
7. Рыкалин Н. Н., Зуев И. В., Углов А. А. Основы электронно-лучевой обработки материалов. — М.: Машиностроение, 1978. — 239 с.

THERMAL EFFICIENCY OF METAL HEATING BY ELECTRON BEAM

I. V. Zuev, R. V. Rodyakina

Moscow Power Engineering Institute — Technical University, Russia

It was experimentally shown, that the thermal effectivity of electron beam heating process, which is the relation of the part of electron beam power, which was used for metal's melting, to the whole beam's power, was more than maximum theoretical values. Also it was shown, that the dependence of thermal effectivity of electron beam material's treatment and the parameters of heating has maximum.