

В.Ю. Хаскин

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, Киев

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМОВ ПРОЦЕССОВ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ



Предложена расчетно-экспериментальная методика для выбора параметров режима процесса лазерной наплавки при минимизированном тепловом воздействии на обрабатываемую деталь. Разработан алгоритм определения этих параметров, базирующийся на решении теплофизической задачи с учетом баланса мощностей во время установившегося процесса.

Ключевые слова: лазерное излучение, наплавка, параметры режима, баланс мощностей, поглощающая способность, теплопроводность, алгоритм, погрешность.

Среди современных промышленных лазерных технологий наибольшее распространение получили процессы резки и сварки, в отличие от процессов поверхностной обработки (наплавки, легирования, термообработки, нанесения покрытий) [1]. Причина последнего заключается, в частности, в отсутствии достоверной расчетной методики разработки технологий поверхностной лазерной обработки. Одним из аспектов такой методики является алгоритмизация расчетно-экспериментального определения параметров технологического режима того или иного процесса. Настоящая работа посвящена созданию именно такого алгоритма для случаев лазерной наплавки сталей и чугунов.

При проведении лазерной наплавки согласно описанной в [2] технологической схеме излучение расплавляет присадочный порошковый материал с последующим подплавлением основного металла. При этом изменение параметров режимов наплавки влияет на характер протекания тепловых процессов, происходя-

щих в основном и присадочном материалах. Оно может приводить к изменению размера переходной зоны (зоны перемешивания наплавляемого и основного металлов) и зоны термического влияния (ЗТВ), к увеличению содержания основного металла в нанесенном слое и изменению в нем количества таких дефектов, как поры и микротрещины [3]. Низкая интенсивность теплового источника может привести к недостаточной прочности сцепления наплавляемого слоя с основой, а чрезмерно высокая – к повышению размера ЗТВ [4]. Для уменьшения ЗТВ целесообразно подобрать такой режим лазерной наплавки, при котором величина переходной зоны составит $5 \div 10$ мкм [5], а температура поверхности основного металла будет превышать температуру его плавления примерно на $50 \div 100$ °С. На практике снижение размера переходной зоны до 5 мкм и менее может привести к отслаиванию наплавляемого покрытия.

При лазерной наплавке углеродистых сталей в основном металле при температурах выше температуры точки A_{C1} (или A_{C3}) согласно

диаграммы *железо—цементит* образуется ЗТВ с повышенной твердостью, имеющая преимущественно бейнито-мартенситную структуру. Пластичность этого слоя ниже пластичности основного металла, находящегося, зачастую, в нормализованном состоянии. Поэтому для ЗТВ будет характерно повышенное напряженное состояние, сказывающееся отрицательно на напряженном состоянии наплавленного слоя и прочности его сцепления с основным металлом. При наплавке чугунов благодаря этому же явлению в основном металле может образовываться слой отбеленного чугуна, имеющих более высокую пластичность, чем обычный (серый или ковкий) чугун. Следовательно, получение тонкого (10÷50 мкм) отбеленного слоя при наплавке чугунов желательны. На основании сказанного предположим, что для лазерной наплавки любого основного металла максимально допустимый размер переходной зоны должен составлять 15÷50 мкм.

Таким образом, представляет интерес исследование распределения температур в системе *наплавленный слой — основной металл* в зависимости от диаметра пятна фокусировки лазерного излучения $d_{\text{л}}$, скорости наплавки V и мощности P падающего на наплавленную поверхность излучения. В результате такого исследования можно определить глубину проплавления основного металла и размер зоны термического влияния в зависимости от указанных параметров режима. Зная размер ванны расплава и высоту h наплавленного за один проход слоя, можно определить массовый расход $G_{\text{п}}$ наплавочного порошка. Тогда все основные параметры режима процесса лазерной наплавки будут известны.

В рассматриваемых технологических процессах на поверхности слоя наплаваемого материала будет достигаться температура $T_{\text{с}}$, превышающая температуру его плавления $T_{\text{пл}}$. Известно, что в ходе процесса лазерной наплавки (термообработки) наблюдается факел парогазовых выбросов из зоны плавления [3, 5]. Следовательно, на поверхности слоя наплаваемого

материала достигается температура, близкая к температуре кипения наплавочного сплава и даже превышающая ее. Так как температура плавления самофлюсующихся наплавочных материалов на основе никеля и железа составляет 1100÷1200 °С (для ПГ-10Н- и ПГ-С27 — порядка 1400 °С), а температура их кипения близка к 3000 °С, то можно предположить, что поверхность наплаваемого слоя в процессе наплавки нагревается до температуры порядка 3000 °С.

Локальное расплавление присадочного материала и последующее образование парогазовой фазы, согласно литературным данным, обычно происходит в диапазоне плотностей мощности лазерного излучения:

$$10^4 \leq W_p \leq 10^6 \text{ [Вт/см}^2\text{]}. \quad (1)$$

После расплавления наплавочный металл вследствие действия реакции давления паров, разности сил поверхностного натяжения в центральной и хвостовой частях ванны расплава, возникающих в расплаве течений [3], оттесняется в хвостовую часть ванны. При $W_p > 10^6$ Вт/см² в ванне расплава образуется парогазовый канал и наблюдается переход в режим кинжального проплавления. Это приводит к ряду таких нежелательных явлений, как выгорание химических элементов наплавочного сплава, образование крупных пор и раковин (схлопывание парогазового канала с образованием свища внутри покрытия из-за малого времени существования жидкой фазы), выбросы металла основы в наплавленный металл [3, 5]. Поэтому во избежание указанных дефектов плотность мощности излучения в пятне нагрева должна соответствовать условию (1). Уменьшение плотности мощности излучения ниже 10⁴ Вт/см² может привести к отсутствию однородного перепада покрытия и его несплавлению с основой.

В ходе исследований процессов лазерной обработки установлено, что лазерное излучение затрачивается как на нагрев наплавочного материала и приповерхностного слоя основного материала, так и на другие процессы [3, 5]. К

затратам мощности относятся теплоотвод вглубь основного материала, тепловое излучение в окружающую среду, капельно-паровые выбросы из ванны расплава, поглощение излучения образованным над ванной плазменным факелом и др. Схема распределения мощности лазерного излучения при наплавке в случае установившегося режима представлена на рис. 1. Энергетический баланс, определяющий связь между источником энергии и различными видами энергозатрат, можно записать в виде

$$P_l = P_{\phi\Sigma} + P'_l \quad (2)$$

Здесь P_l — мощность сфокусированного лазерного излучения; $P_{\phi\Sigma}$ — мощность, поглощенная в объеме плазменно-парового факела; P'_l — мощность лазерного излучения, падающая на поверхность обрабатываемого материала. Мощность лазерного излучения, поглощенная факелом, расходуется на излучение и конвективно-кондуктивный теплообмен плазменно-парового факела с окружающим газом (P_{ϕ}), а также на теплопередачу от лазерной плазмы к обрабатываемому материалу (P_{nl}):

$$P_{\phi\Sigma} = P_{\phi} + P_{nl} \quad (3)$$

Таким образом, мощность, вводимая в изделие, может быть записана следующим образом:

$$P_{изд} = A \cdot P'_l + P_{nl}, \quad (4)$$

где A — коэффициент поглощения лазерного излучения поверхностью наплавляемого металла. Соответственно, мощность отраженно этой поверхностью лазерного излучения $P_{отр} = (1 - A) \cdot P'_l$. Здесь следует отметить, что в случае гибридной наплавки величина P_{nl} должна учитывать теплообмен дуговой плазмы (прямого или косвенного действия) с поверхностью обрабатываемого изделия. В этом случае она может быть выражена как

$$P_{nl} = \eta \cdot I \cdot U, \quad (5)$$

где η — эффективный КПД нагрева металла дуговой плазмой, I , U — ток и напряжение на дуге.

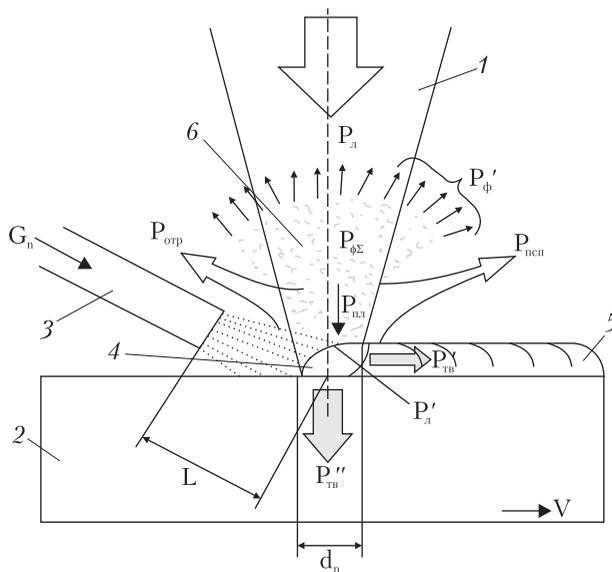


Рис. 1. Схема затрат мощности излучения при лазерной наплавке: 1 — лазерный луч; 2 — основной металл; 3 — сопло подачи присадочного порошка; 4 — зона плавления; 5 — наплавленный валик; 6 — факел плазменно-капельных выбросов; $d_{п}$ — диаметр пятна его фокусировки; V — скорость процесса; $G_{п}$ — массовый расход наплавочного порошка; L — дистанция подачи порошка

Вводимая в изделие мощность расходуется на его нагрев ($P'_{ТВ} + P''_{ТВ}$), плавление основного и присадочного материалов, а также поверхностное испарение наплавляемого слоя ($P_{исп}$). В целом, тепловое состояние обрабатываемого изделия и динамика изменения его во времени зависит от мощности $P_{изд}$, вводимой в изделие через его поверхность, в качестве которой при наплавке выступает свободная поверхность наплавляемого слоя, а при модифицировании — поверхность обрабатываемого изделия.

Для выбора параметров режима обработки необходимо оценить динамику изменения температурного поля в системе *наплавляемый слой — основной металл*, которое возникает в результате воздействия лазерного (рис. 2) или комбинированного лазерно-плазменного (лазерно-дугового) источника тепла (рис. 3) на обрабатываемую поверхность.

Для того чтобы математически сформулировать задачу определения температурного поля в

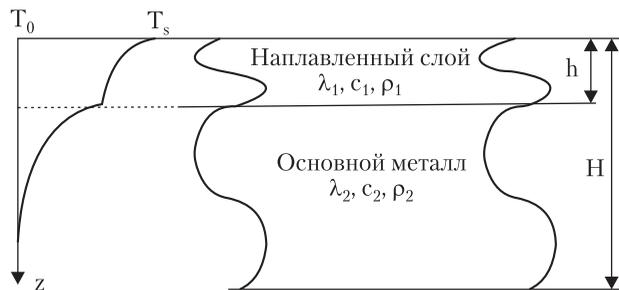


Рис. 2. Схема распределения температур $T(z, t)$ по глубине z направляемого слоя и основного металла (подложки) при лазерной наплавке

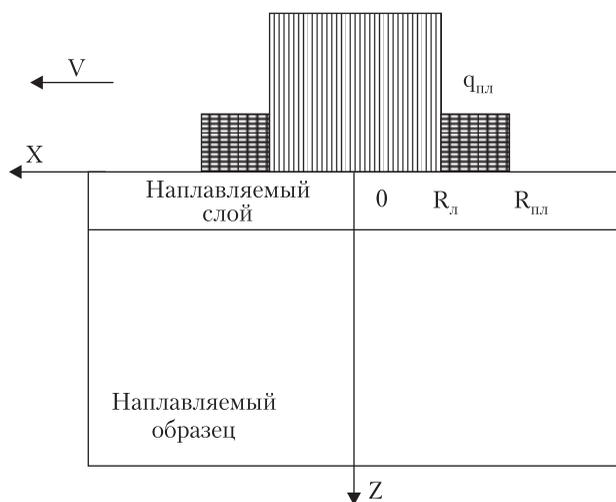


Рис. 3. Схема распределения тепловых потоков от лазерного q_l (радиусом $R_l = d_{л}/2$) и плазменного $q_{пл}$ (радиусом $R_{пл}$) источников тепла при комбинированной лазерно-плазменной наплавке

металле при лазерной наплавке, рассмотрим процесс нагрева металлической пластины, представляющей собой находящуюся в идеальном тепловом контакте систему *наплавляемый слой — основной металл*. Здесь следует отметить, что в случае лазерной термообработки рассматривается только основной металл (без направляемого слоя). Длительность нагрева этой системы соответствует постоянной времени τ , представляющей собой время экспозиции при прохождении сфокусированного в пятно диаметром $d_{л}$ излучения через некоторую точку поверхности со скоростью V согласно зависимости

$\tau = d_{л}/V$. Полагая пространственное распределение интенсивности излучения симметричным относительно оси пучка и однородным по его сечению, сформулируем математическую модель нагрева пластины с учетом потерь тепла на испарение по аналогии с работой [6]. Интенсивность падающего на поверхность излучения I_0 определяется через мощность $P'_л$ и площадь поперечного сечения пучка на поверхности пластины следующим образом: $I_0 = \frac{4 \cdot P'_л}{\pi \cdot d_{л}^2}$. Тогда тепловое воздействие лазерного пучка на металлический образец можно представить в виде поверхностного источника тепла плотностью $q_l = A(T_s) \cdot I_0$, действующего в течение времени τ .

В качестве допущений при формулировке математической модели нагрева двухслойной пластины *наплавляемый слой — основной металл* толщиной H под воздействием лазерного излучения модели примем следующие:

- ✦ высота наносимого (модифицируемого) слоя h , а также глубина, на которой происходит заметное изменение температурного поля в системе *наплавляемый слой — основной металл*, существенно меньше поперечных размеров теплового источника $d_{л}$, что позволяет рассматривать процесс теплопереноса в рамках одномерного (по глубине) приближения;
- ✦ при перегреве поверхности металлического расплава выше температуры кипения процесс конвективного испарения и разлета металлического пара может быть описан в рамках модели, предложенной Найтом [7].

В тех случаях, когда имеет место дополнительный нагрев поверхности ванны (например, плазменный или дуговой), распределение теплового потока в наплавляемый образец $q(t)$ будет иметь вид, показанный на рис. 3. В рассматриваемой точке поверхности сначала будет происходить нагрев плазменным источником, затем суммой лазерного и плазменного источников и, в завершение, снова плазменным источником. Постоянные времени (время

експозиции) в каждом из этих трех случаев можно записать как

$$t_1 = \frac{R_{nl} - R_l}{V}; \quad t_2 = t_1 + \frac{2R_l}{V}; \quad t_3 = t_2 + t_1. \quad (6)$$

Тогда тепловой поток будет

$$q_{\Sigma}(t) \begin{cases} q_{nl}, & 0 < t < t_1; \\ q_{nl} + q_l, & t_1 < t < t_2; \\ q_{nl}, & t_2 < t < t_3, \end{cases} \quad (7)$$

где $q_{nl} = \frac{P_{nl}}{\pi \cdot R_{nl}^2}$ — тепловой поток, вводимый дуговой плазмой.

В рассматриваемом случае уравнение переноса тепла в наплавляемой пластине запишем в виде

$$C(T)\rho(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (8)$$

$$0 < z < H, \quad t > 0,$$

где $C(T)$, $\rho(T)$, $\lambda(T)$ — эффективная теплоемкость металла (с учетом скрытой теплоты плавления), плотность и коэффициент теплопроводности соответственно.

Как отмечалось, на границе наплавляемого и основного металла (при $z = h$) выполняются условия идеального контакта:

$$T(h-0, t) = T(h+0, t);$$

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=h-0} = \lambda \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=h+0}. \quad (9)$$

Теплофизические свойства пластины задавались следующим образом:

$$C \cdot \rho = \begin{cases} C_1 \cdot \rho_1(T), & 0 < z < h; \\ C_2 \cdot \rho_2(T), & h < z < H, \end{cases} \quad (10)$$

$$\lambda = \begin{cases} \lambda_1(T), & 0 < z < h; \\ \lambda_2(T), & h < z < H, \end{cases}$$

где $C_1\rho_1(T)$ — произведение теплоемкости и плотности наплавляемого материала, $C_2\rho_2(T)$ — произведение теплоемкости и плотности основного материала, λ_1 и λ_2 — коэффициенты теп-

лопроводности для наплавляемого и основного материалов.

Граничные условия для уравнения (8) запишем в виде:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=H} = 0; \quad -\lambda(T) \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = q - q_r - q_{ucn}. \quad (11)$$

Здесь: $q_r(T_s) = \varepsilon \cdot \sigma(T_s^4 - T_0^4)$ — потери тепла на излучение с поверхности в окружающую среду, ε — степень черноты поверхности металла, σ — постоянная Стефана–Больцмана, T_0 — температура окружающей среды, $q_{ucn}(T_s) = \kappa \cdot q_m(T_s)$ — удельные потери тепла на парообразование, κ — удельная теплота парообразования, $q_m(T_s) = \bar{\rho} \bar{u}$ — удельный массовый поток пара, $\bar{\rho}$, \bar{u} — плотность металлического пара и скорость его разлета вблизи испаряющейся поверхности. Начальное условие для уравнения (8) запишем в виде

$$T(z, 0) = T_0, \quad 0 < z < H. \quad (12)$$

Для замыкания задачи (8)–(12) требуются данные о температурной зависимости плотности теплового потока, уносимого с поверхности расплава при температуре выше температуры кипения. Рассмотрим модель конвективного испарения и разлета металлического пара, предложенную *Найттом* [7].

Согласно этой модели, вблизи испаряющейся поверхности металла существует кнудсеновский слой толщиной порядка нескольких длин свободного пробега, за пределами которого (в газодинамической области течения) устанавливается равновесие по поступательным степеням свободы частиц пара. В [7] были предложены следующие соотношения, связывающие плотность $\bar{\rho}$ и температуру \bar{T} пара на границе кнудсеновского слоя, с плотностью насыщенного пара ρ_s и температурой испаряющей поверхности T_s :

$$\frac{\bar{T}}{T_s} = \left[\sqrt{1 + \pi \left(\frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} \frac{m}{2} \right)^2} - \sqrt{\pi} \frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} \frac{m}{2} \right]^2, \quad (13)$$

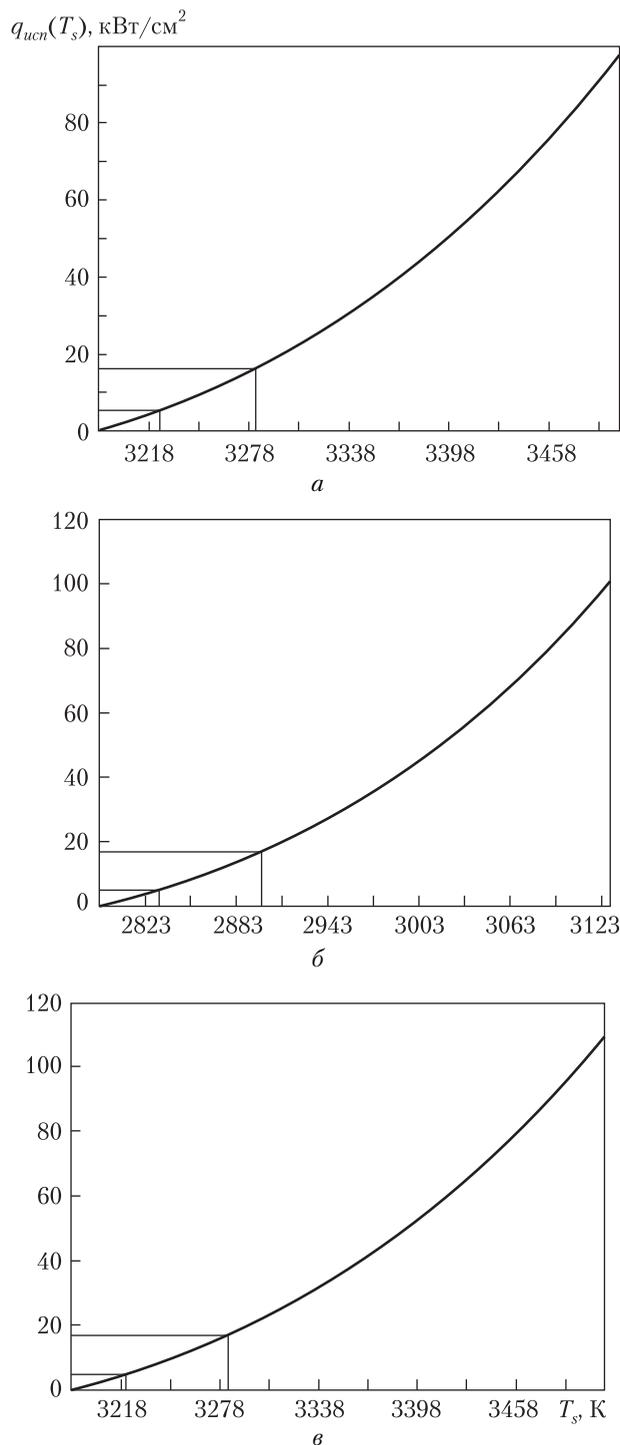


Рис. 4. Зависимость удельного теплового потока $q_{исп}(T_s)$, затрачиваемого на парообразование, от температуры T_s поверхности расплава выше температуры кипения: *a* — для никеля; *б* — для алюминия; *в* — для железа

$$\frac{\bar{p}}{\rho_s} = \sqrt{\frac{T_s}{\bar{T}}} \left[\left(m^2 + \frac{1}{2} \right) e^{m^2} \operatorname{erfc}(m) - \frac{m}{\sqrt{\pi}} \right] + \frac{1}{2} \frac{T_s}{\bar{T}} \left[1 - \sqrt{\pi} m e^{m^2} \operatorname{erfc}(m) \right]. \quad (14)$$

Здесь $m = \bar{u} / \sqrt{2\Re\bar{T}} = \sqrt{\gamma/2}\bar{M}$, \Re — газовая постоянная, $\gamma = 5/3$ — показатель адиабаты пара, предполагаемого одноатомным идеальным газом, \bar{M} — число Маха на границе кнудсеновского слоя. Давление насыщенного пара находится из уравнения Клайперона—Клаузиуса, а плотность из уравнения состояния идеального газа $\bar{p} = \bar{\rho}\Re\bar{T}$. Скорость \bar{u} и давление \bar{p} связаны с плотностью ρ_0 и давлением p_0 во внешнем газе через соотношение на ударной волне [6]:

$$\bar{u} = \frac{\bar{p} - p_0}{\sqrt{\frac{\rho_0}{2} (\bar{p}(\gamma + 1) + p_0(\gamma - 1))}}. \quad (15)$$

Из соотношений (13), (14) и (15) можно получить одно нелинейное уравнение для определения скорости \bar{u} и, соответственно, массового потока пара $q_m(T_s)$.

Для численного решения задачи (8)—(12) использовался метод конечных разностей с привлечением неявной разностной схемы. Численная реализация нелинейностей, обусловленных потерями тепла на излучение и испарение, осуществлялась методом итераций нелинейного разностного уравнения, являющегося сеточным аналогом условия локального баланса энергии на поверхности пластины. В результате для различных материалов нагреваемой лазерным излучением пластины были получены зависимости, представленные на рис. 4.

Из графиков рис. 4 видно, что перегрев поверхности ванны расплава на $50 \div 100$ °С выше температуры кипения приводит к повышению уровня потерь мощности в системе *направленный слой — основной металл* до значений, сопоставимых с уровнем мощности, вводимой лазерным излучением в изделие ($P_{изд}$). Нанеся на оси ординат графиков рис. 4 величины $q_{исп}(T_s)$, соответствующие наиболее широко

применяемым при лазерной наплавке, на оси абсцисс получим оценочные пределы критического перегрева наплавочных сплавов на основе никеля, алюминия и железа.

Для проведения математического моделирования процесса лазерной наплавки выделили характерные группы основных и присадочных материалов, для которых определили усредненные теплофизические характеристики. Поскольку предлагаемое расчетное определение параметров режима процесса наплавки является предварительным и оценочным, теплофизические характеристики допустимо обобщить для каждой из выбранных групп.

Из работ [3, 5] следует, что процесс лазерной наплавки целесообразно применять для восстановления сложных, ответственных и дорогостоящих деталей в тех случаях, когда использование альтернативных технологических процессов по ряду причин неприемлемо. Наиболее часто лазерной наплавке подвергаются детали железнодорожной и автомобильной техники, некоторые детали промышленных машин и механизмов, полиграфических машин, авиационной техники, судовых машин (например, детали двигателей внутреннего сгорания, матрицы и пуансоны пресс-форм, клапаны напуска воды в подводных лодках) и т.д. Это обуславливает ограничения при выборе материалов образцов для проведения экспериментов.

Наиболее часто лазерному упрочнению или восстановлению подвергаются детали из сталей и чугунов. Значительно реже возникает необходимость в наплавке деталей из сплавов на основе меди и алюминия. Исходя из близости теплофизических характеристик, выделим следующие группы [8]:

1) чугуны, в т.ч. легированные чугуны, применяемые для изготовления коленчатых валов (типичные представители: СЧ 20, ВЧ 60-2, АЧК-2));

2) низкоуглеродистые и низколегированные стали (типичные представители: Ст. 3, стали 20, 18Х2Н4МА, 20ХН));

3) высокоуглеродистые и высоколегированные стали, в т.ч. и нержавеющей (типичные представители: 65Г, 9Х2МФ, 12Х18Н10Т)).

Для указанных представителей этих групп при выполнении расчетов использовались теплофизические характеристики, приведенные в работе [9].

В качестве присадочных материалов, согласно работам [2, 3, 5], в основном используются порошки сплавов на основе Ni и Fe с грануляцией в пределах 0÷300 мкм. Одной из основных составляющих этих сплавов, обеспечивающей износостойкость, является Cr. В соответствии с этим выделим шесть групп и приведем их обобщенные теплофизические характеристики (см. таблицу).

Теплофизические характеристики условных представителей наносимых материалов (согласно [3, 5, 8, 9])

Материал	Типичные представители	Теплофизические характеристики			Коэффициент поглощения А
		плотность ρ , кг/м ³	удельная теплоемкость c , Дж/(кг · °С)	коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м · °С)	
На Ni-основе, содержащий 8÷10%Cr	Хромель Т НХ9,5*	8710	~440	~11	0,20...0,21
На Ni-основе, содержащий 14÷17%Cr	Нихром Х15Н60-Н	8200	460	13,4	0,23...0,25
На Ni-основе, содержащий 19÷21%Cr	Нихром Х20Н80	8400	420	14,6	0,24...0,26
Технически чистый Ni	—	8900	440	4,0	0,12...0,13
На Fe-основе, содержащий 21÷23%Cr	Х23Ю5Т**	7250	480	60,2	0,17...0,20
Технически чистое железо	ПЖЭ-1***	7874	460	80,4	0,13...0,16

* — согласно <http://talks.guns.ru/forummessage>; ** — согласно <http://evек.com.ua>; *** — согласно http://www.chemport.ru/chemical_encyclopedia_article_1253.html



Рис. 5. Алгоритм расчетного определения технологических режимов лазерной наплавки

Для определения распределения температуры по глубине системы *наплавленный слой – основной металл* для случаев гибридной и комбинированной лазерно-плазменной и лазерно-дуговой наплавки решалась задача (8) – (12) с учетом зависимостей (6) и (7). Для случаев лазерной наплавки с предварительным или сопутствующим подогревом (например, комбинированной лазерно-индукционной наплавки) расчеты проводились в рамках задачи (8) – (12), но с учетом того, что в условии (12) $T_0 = T_{\text{под}}$, где $T_{\text{под}}$ – температура предварительного подогрева.

Согласно [3] величина A определяется уравнением Хагена–Рубенса. Поэтому при проведении расчетов значения A вычисляли по зависимости $A = 112,2 \cdot (\sigma_0^{-1})^{1/2}$, где σ_0 – удельная электропроводность металла для постоянного тока, $(\text{Ом} \cdot \text{м})^{-1}$. При этом для определения электропроводности направляемых материалов использовали закон Видемана–Франца, согласно которому отношение теплопроводности металла к его электропроводности является постоянной величиной. Предполагая, что это соотношение выполняется и для рассматри-

ваемых в качестве наплавляемых материалов сплавов на основе железа и никеля, в расчетах использовали значения коэффициентов поглощения, приведенные в табл. 1.

Величины P_x , d_{II} и V выбирались согласно рекомендациям [3, 5]. Величины $P_{пл}$, $d_{пл}$ ($2R_{пл}$) и η определялись согласно литературным данным (например, [10, 11]).

Для упрощения визуальной интерпретации проводимых по зависимостям (8)–(12) расчетов целесообразно графически отображать распределения температур $T(z, t)$ для случая $t = \tau$, где τ – время экспозиции (время действия лазерного излучения в рассматриваемой точке). Величину h в этих расчетах (согласно приведенным в п. 1.4 данным литературных источников) можно выбирать в пределах $0,1 \div 3,0$ мм, исходя из различных соображений. Например, согласно проведенной в [5] оптимизации этого параметра при лазерной наплавке он должен составлять $0,5$ мм, а согласно [10] при лазерно-микроплазменном нанесении покрытий – $0,3$ мм. В дальнейшем величина h будет уточняться для каждого из рассматриваемых способов при непосредственном проведении расчетов, исходя из получаемых распределений температуры $T(z, t)$, ориентируясь на описанные выше требования к размеру переходной зоны и ЗТВ. При этом для образования переходной зоны должно выполняться условие

$$T(h, t) = T_{пл} + T_{пер}, \quad (16)$$

где $T_{пл}$ – температура плавления металла основы, $T_{пер}$ – температура перегрева. Минимизация ЗТВ, как и перегрева изделия в целом, возможна при $T_{пер} \rightarrow 0$.

Отметим, что если речь идет не о процессах наплавки, а о процессах лазерного, гибридного или комбинированного напыления (нанесения покрытий, в т.ч. с оплавлением), условие (16) принимает вид

$$T_{Ac1} \leq T(h, t) < T_{пл}, \quad (17)$$

где T_{Ac1} – температура фазового перехода в точке A_{C1} по соответствующей для выбранного присадочного материала диаграмме состояния.

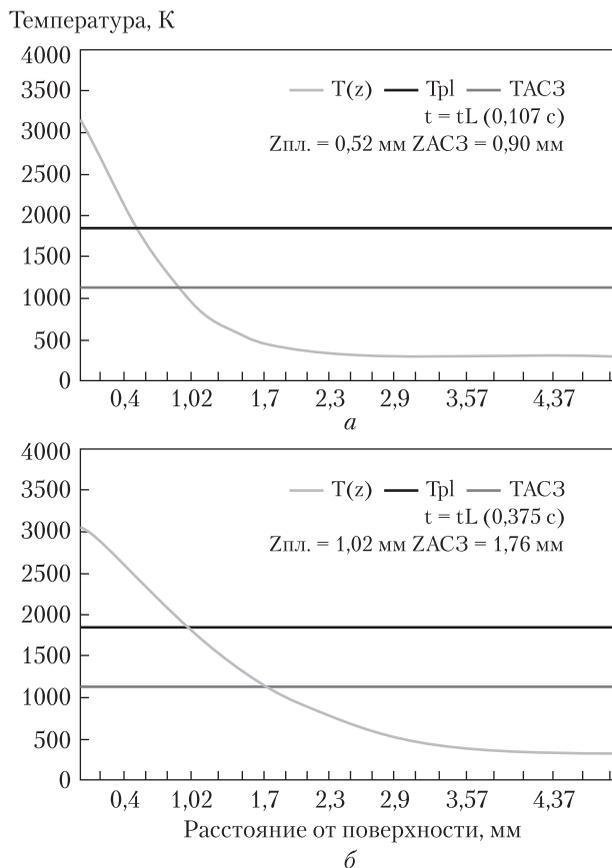


Рис. 6. Распределение температуры по глубине при лазерной наплавке сплава на основе никеля с содержанием хрома в пределах $8 \div 16\%$ на низколегированную сталь (20XH): a – распределение $T(z, 0,107)$ при $P = 2,5$ кВт, $V = 100$ м/ч, $d_{II} = 3$ мм; b – распределение $T(z, 0,375)$ при $P = 1,5$ кВт, $V = 29$ м/ч, $d_{II} = 3$ мм

Зная величины V , d_{II} , ρ_1 и h , а также учитывая, что насыпаемое за время τ количество порошка переплавляется в цилиндр высотой h и площадью $\pi d_{II}^2/4$, можно определить массовый расход присадочного материала G_{II} по следующей зависимости:

$$G_{II} = \frac{\pi \cdot d_{II}^2 \cdot h \cdot \rho_1}{4 \cdot \tau} = \frac{\pi \cdot d_{II} \cdot h \cdot \rho_1 \cdot V}{4}, \quad (18)$$

где h выбирается исходя из результатов анализа распределения температурного поля $T(z, t)$, рассчитанного по зависимостям (8)–(12).

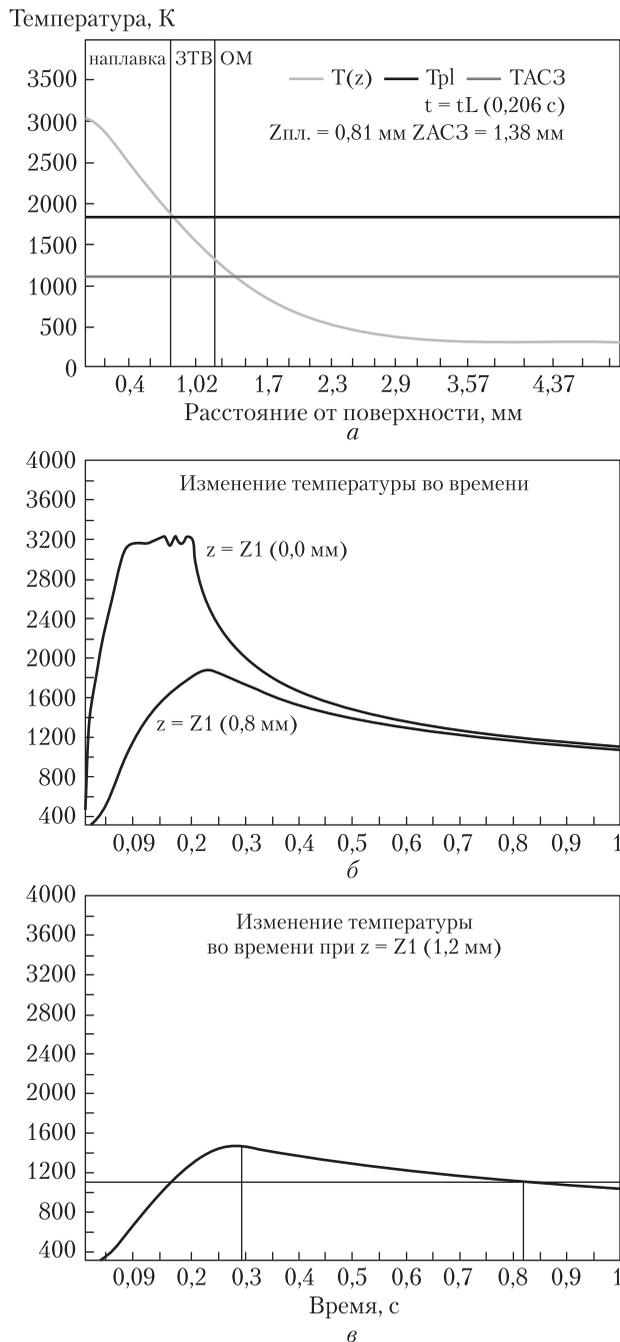


Рис. 7. Распределение (а) температуры по глубине при лазерной наплавке сплава на основе никеля с содержанием хрома в пределах 8÷16 % на низколегированную сталь (20ХН), термические циклы (б) на поверхности наплавляемого слоя ($z = 0,0 \text{ мм}$) и в переходной зоне ($z = 0,8 \text{ мм}$), а также термический цикл (в) в нижней части ЗТВ: $P = 2,5 \text{ кВт}$, $V = 52 \text{ м/ч}$, $d_{II} = 3 \text{ мм}$



Рис. 8. Распределительный вал легкового автомобиля с посадочными шейками, восстановленными лазерной наплавкой

Исходя из вышесказанного, можно предложить проводить предварительный расчетный выбор параметров режима лазерной наплавки согласно алгоритму, представленному на рис. 5.

Для определения тенденций влияния параметров режима на результат процесса наплавки проведем небольшое исследование. По зависимостям (8)–(12) с учетом (13)–(15) построим графики, иллюстрирующие распределение температуры в системе *наплавленный слой – основной металл* в случае проведения лазерной наплавки на граничных для выбранного диапазона параметров режимах (рис. 6). Из рис. 6, а следует, что при наплавке с высокой скоростью образуется слой достаточно небольшой высоты ($h = 0,5 \text{ мм}$). Если снизить скорость примерно в три раза, можно получить вдвое более высокий слой ($h = 1,0 \text{ мм}$). Для устранения перегрева во втором случае целесообразно снизить мощность излучения на 1,0 кВт (рис. 6, б). Можно предположить, что за один проход целесообразно наносить слой, имеющий высоту $h = 0,5 \div 1,0 \text{ мм}$. Выберем $h = 0,8 \text{ мм}$. Для этого случая повторим расчет, выбрав мощность излучения ($P = 2,5 \text{ кВт}$) и определив по распределению $T(z, t)$ нормальную для лазерной наплавки скорость ($V = 52 \text{ м/ч}$). Результат приведен на рис. 7, а. Построенные с применением зависимостей (8)–(15) термические циклы процесса наплавки показаны на рис. 7, б. Если судить по температуре точки A_{C3} для стали 20ХН, размер ЗТВ должен составить $0,57 \div 0,58 \text{ мм}$. Однако в связи с малым временем перегрева ($\tau = 0,206 \text{ с}$) в основном металле превращения в твердой фазе могут происходить быстрее, чем это предусмотрено соответствующими термокинетическими диаграмма-

ми [12]. Происходящие при этом процессы образования бейнито-мартенситной структуры аналогичны таким, которые происходят при лазерной закалке из твердой фазы. Для случая, аналогичного рассматриваемому, в литературе (например, [13]) рекомендуется нижнюю границу ЗТВ выбирать для такого значения z , при котором охлаждение металла до температуры точки A_{C3} составит не меньше 0,5 с. Согласно этому правилу величина ЗТВ для рассматриваемого случая не превышает 0,4 мм (рис. 7, в).

Рассмотрим пример применения данного алгоритма для случая лазерной восстановительной наплавки распределительного вала легкового автомобиля (рис. 8). Материал вала — чугун, трущиеся поверхности кулачков отбелены, имеет место износ пяти опорных шеек. В качестве наплавочного порошка выбрали сплав ПГ-12Н-01 на никелевой основе, обеспечивающий твердость HRC 35÷40 и содержащий порядка 8÷16 % хрома. Для предварительного расчета режима выбираем из табл. 1 материал на основе никеля с близким содержанием хрома. Принимаем $T_0 = 293$ К (20 °С), а T_s и распределение $T(z, t)$ определяем численными методами из (8)–(12). Расчет позволяет выбрать следующий режим: $P = 2,5$ кВт, $d_{\text{п}} = 3$ мм, $V = 49$ м/ч. При этом время существования ванны расплава составит $t = 0,223$ с. Согласно (18) необходимый массовый расход наплавляемого порошкового материала должен составлять $G_{\text{п}} = 0,22$ г/с. Определенный таким образом режим лазерной наплавки можно считать оптимальным с позиций минимизации тепловложения. Полученные параметры режима успешно использовали при восстановлении показанного на рис. 8 распределительного вала. После восстановления остаточные термические деформации вала отсутствовали.

Таким образом, предложенный метод может быть рекомендован для выбора параметров режима лазерной наплавки при минимизиро-

ванном тепловом воздействии на обрабатываемую деталь.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Бернадский В.Н., Шелягин В.Д., Маковецкая О.К.* Современный рынок лазерной техники для сварки и обработки материалов // Автомат. сварка. — 2007. — № 10. — С. 53–59.
2. *Величко О.А., Аврамченко П.Ф., Молчан И.В., Паламарчук В.Д.* Лазерная наплавка цилиндрических деталей порошковыми материалами // Автомат. сварка. — 1990. — № 1. — С. 59–65.
3. *Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н.* Лазерная техника и технология. В 7 кн. Кн. 3. Методы поверхностной лазерной обработки: Учеб. пособие для вузов / Под ред. Григорьянца А.Г. // — М.: Высш. школа, 1987. — 191 с.
4. *Хаскин В.Ю., Величко О.А.* Прочность сцепления слоя, наплавленного лазерным излучением, с металлом основы // Автомат. сварка. — 1994. — № 7–8 (496–497). — С. 51–52.
5. *Хаскин В.Ю.* Оптимизация лазерной наплавки углеродистых и низколегированных сталей порошками самофлюсующихся сплавов // Дис. ... канд. техн. наук: 05.09.07. НТУУ «КПИ», Киев, 1997. — 156 с.
6. *Кривциун И.В., Семенов И.Л., Демченко В.Ф.* Численный анализ процессов нагрева и конвективного испарения металла при обработке излучением импульсного лазера // Автомат. сварка. — 2010. — № 1. — С. 5–10.
7. *Найт Ч.Дж.* Теоретическое моделирование быстрого поверхностного испарения при наличии противодавления // Ракетная техника и космонавтика. — 1979. — № 5. — С. 81–86.
8. *Сорокин В.Г., Волосникова А.В., Вяткин С.А. и др.* Марочник сталей и сплавов / Под общ. ред. В.Г. Сорокина. — М.: Машиностроение, 1989. — 640 с.
9. *Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике* // Справочник. Под общ. ред. Б.Е. Неймарка. — М.-Л.: Энергия, 1967. — 239 с.
10. *Шелягин В.Д., Хаскин В.Ю., Переверзев Ю.Н.* Лазерно-микроразное легирование и нанесение покрытий на стали // Автомат. сварка. — 2006. — № 2. — С. 3–6.
11. *Газотермические покрытия из порошковых материалов.* Справочник / Борисов Ю.С., Харламов Ю.А., Сидоренко С.Л., Ардатовская Е.Н. // — К.: Наук. думка, 1987. — 544 с.
12. *Попов А.А., Попова А.Е.* Справочник термиста: Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. — М.: Машгиз, 1961. — 430 с.
13. *Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н.* Лазерная техника и технология. В 7 кн. Кн. 6. Основы лазерного термоупрочнения сплавов: Учеб. пособие для вузов / Под ред. Григорьянца А.Г. — М.: Высш. школа, 1988. — 159 с.

В.Ю. Хаскін

РОЗРАХУНКОВО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИЙ
МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ
ПРОЦЕСІВ ЛАЗЕРНОГО НАПЛАВЛЕННЯ

Запропоновано розрахунково-експериментальну методику для вибору параметрів режиму процесу лазерного наплавлення при мінімізованому тепловому впливі на деталь, що обробляється. Розроблено алгоритм визначення цих параметрів, який базується на розв'язанні теплофізичної задачі з урахуванням балансу потужностей у разі сталого процесу.

Ключові слова: лазерне випромінювання, наплавлення, параметри режиму, баланс потужностей, поглинаюча здатність, теплопровідність, алгоритм, похибка.

V.Yu. Khaskin

COMPUTATIONAL-EXPERIMENTAL METHOD
FOR DETERMINING THE PARAMETERS
OF LASER MELTING PROCESS CONDITIONS

Computational-experimental method for selection of laser cladding process parameters with the minimized thermal impact on processed detail is proposed. The algorithm for determination of the parameters based on thermal physical task solution considering power balance in sustained process is developed.

Key words: laser radiation, surfacing, mode settings, power balance, absorptive capacity, thermal conductivity, algorithm, error.

Стаття надійшла до редакції 15.03.12

**THE U.S. COULD
LEARN FROM
GERMANY'S
HIGH-TECH
MANUFACTURING.**

**Germany has
developed a flexible
and effective way of
moving its best ideas
from the university labs
to the factory floor
By Stefan Theil**

Felix Michl and Philipp Stahl huddle over a gleaming new three-armed robot in the sprawling laboratory at the Technical University of Munich (TUM). The robot picks up tiny patches of carbon fiber, each less than a tenth of a millimeter thick but containing 24,000 filaments, and quickly assembles them into a triangular shape. The trickiest task, the investigators say, is to write the software that translates a 3D computer model of any part—in this case a bicycle seat, but it could also be a medical prosthesis or an automobile component—into instructions for the robot's intricate movements, including the exact position at which the fibers will have their maximum strength and durability. When the project is completed, Michl will use it in his Ph.D. thesis, and Stahl will finish up his undergraduate studies. But the work will get a second life in German factories, including a 70,000-square-foot, state-of-the-art BMW production facility 30 miles down the road near the medieval town of Landshut, where engineers are crafting the next generation of automobiles.

За матеріалами журналу Scientific American