

УДК 621.375

doi: 10.18698/0536-1044-2021-7-19-29

Численное и экспериментальное исследования тепловых процессов при выращивании тонкостенных деталей методом коаксиального лазерного плавления металла из нержавеющей стали 316L

З. Мианджи, А.А. Холопов

МГТУ им. Н.Э. Баумана

Numerical and Experimental Study of Thermal Processes during the Growth of Thin-Walled Parts by Coaxial Laser Melting from Stainless Steel 316L

Z. Mianji, A.A. Kholopov

Bauman Moscow State Technical University

Коаксиальное лазерное плавление — метод изготовления металлических деталей, относящийся к процессам аддитивного производства. Детали получают путем расплавления частиц порошка, достигающих зоны нанесения, слой за слоем с помощью лазерного луча. При выращивании тонкостенных структур возникает необходимость управления параметрами коаксиального лазерного плавления для сохранения тепловой обстановки в зоне наплавки. Экспериментальные исследования взаимосвязи теплового распределения и выходной структуры требуют больших затрат времени и имеют низкую достоверность результата, что связано со сложностью регистрации температурных полей при изменении формы и размеров исследуемого образца в процессе выращивания. По этой причине в последнее время активно развивается моделирование процессов аддитивной технологии. Предложена модель расчета теплового цикла, максимальной температуры и объема ванны расплава в процессе коаксиального лазерного плавления тонкой стенки из порошка нержавеющей стали 316L. На основании результатов расчета установлена взаимосвязь размеров сварочной ванны и распределения теплоты с числом слоев наплавленного металла.

Ключевые слова: послойное выращивание, численное моделирование, сталь 316L, коаксиальное лазерное плавление, термический цикл, ванна расплава

Coaxial laser melting (CLM) is a method of additive manufacturing. In CLM, parts are produced by melting powder particles that reach the application area, layer by layer, using a laser beam. When growing thin-walled structures, it becomes necessary to control the parameters of coaxial laser melting to maintain the thermal environment in the surfacing zone. Experimental studies of the relationship between the thermal distribution and the output structure are time-consuming and have low reliability of the result due to the complexity of registering temperature fields under conditions of changes in the growing process. For this reason, modeling processes of additive technology has been actively developing recently. A model for calculating the heat cycle, maximum temperature, and volume of the molten pool during coaxial laser melting of a thin wall made of 316L stainless steel powder is pro-

posed. Based on the calculation, the relationship between the dimensions of the molten pool and heat distribution with the number of deposited metal layers was established.

Keywords: layer growth, numerical simulation, steel 316L, coaxial laser melting, thermal cycle, molten pool

В настоящее время наблюдается интенсивное развитие аддитивных технологий для быстрого прототипирования. Одним из самых перспективных методов получения изделий сложной формы является метод коаксиального лазерного плавления (КЛП). При КЛП трехмерные металлические объекты создают путем прямого послойного нанесения порошкового материала с его одновременным переплавлением концентрически направленным лазерным лучом [1–5].

При послойном выращивании сложных деталей в зоне взаимодействия лазерного излучения с основным и присадочным материалами существенно изменяются условия теплоотвода, от которого сильно зависит эффективность переплавления порошка. Наибольшее влияние на тепловую обстановку в зоне лазерного воздействия оказывают такие параметры обработки, как мощность лазера, скорость и траектория перемещения его луча, а также размер лазерного пятна на поверхности и параметры подачи присадки [6].

Как правило, для конкретных материалов эти параметры оптимизируют на основе экспериментальных данных [7]. Однако экспериментальные исследования взаимосвязи теплового распределения и выходной структуры требуют больших затрат времени и имеют низкую достоверность результата, что связано со сложностью регистрации температурных полей при изменении формы и размеров исследуемого образца в процессе выращивания. По этой причине в последнее время активно развивается моделирование процессов аддитивной технологии [8, 9].

Моделированию теплового состояния выращиваемых деталей в процессе переплавления слоев порошка с последующим сравнением результатов расчета и экспериментальных образцов посвящено большое количество работ. Так, в статье [7] показана зависимость формы ванны расплава при селективном лазерном плавлении от скорости сканирования и числа проходов при горизонтальной развертке луча. Отмечена существенная разница максимальных температур в начале и конце траектории.

В работе [10] проведено моделирование многослойной наплавки дефекта в виде канав-

ки методом прямого лазерного нанесения порошка. Моделирование выполнено в программной среде ANSYS. Установлено, что по мере увеличения числа слоев размер и максимальная температура ванны расплава растут. Также замечены различия в структурах первого слоя при одно- и многослойной наплавках.

В публикациях [11, 12] рассмотрено влияние кривизны и числа слоев тонкостенного контура на температурное поле при прямом лазерном напылении металла. Температурные поля рассчитаны путем численного моделирования в среде ANSYS. Анализ расчетных и экспериментальных данных выявил необходимость послойной корректировки мощности излучения для достижения равномерности толщины стенки при прямом выращивании тонкостенных объектов.

В работе [13] исследована зависимость структуры и механических свойств от тепловой обстановки при формировании тонких стенок методом КЛП. Для моделирования процесса КЛП использована программа ABAQUS/CAE. С помощью модели рассчитаны термические циклы в первом слое для определения скорости охлаждения при различных параметрах.

Таким образом, численное моделирование в основном сосредоточено на определении температурных полей. Большинство авторов связывают увеличение ширины наплавленного валика при фиксированной мощности лазера и последовательном нанесении слоев на тонкую стенку с изменением максимальной температуры в зоне лазерного воздействия, но не показывают, как растет объем ванны расплава в процессе выращивания детали.

Цель работы — создание трехмерной модели конечных элементов для прогнозирования размера ванны расплава и термического цикла в нескольких реперных точках каждого слоя в процессе выращивания тонкостенной конструкции, а также анализ результатов применения этой модели и их сравнение с экспериментально полученными образцами из порошка нержавеющей стали 316L методом КЛП.

Численное моделирование. *Физическое описание КЛП.* Зона воздействия лазерного излуче-

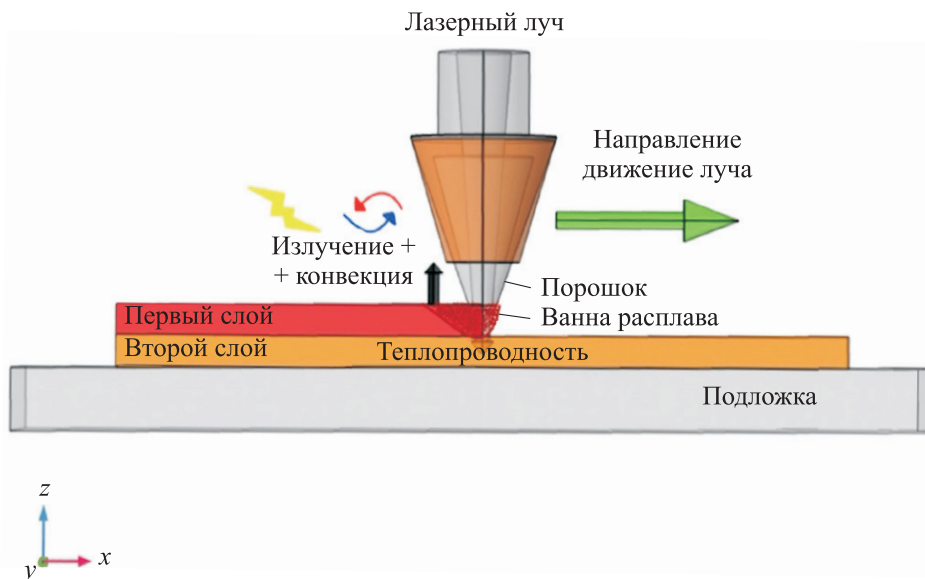


Рис. 1. Схема взаимодействия основного и присадочного металлов с движущимся гауссовым тепловым потоком

ния на основной и присадочный материалы во время КЛП схематично показана на рис. 1. При взаимодействии излучения с порошком и металлом нижележащего слоя небольшая часть лазерной энергии рассеивается вследствие излучения и конвекции. Подавляющая часть лазерной энергии поглощается частицами порошка, что приводит к их быстрому нагреву и частичному плавлению.

Далее порошок попадает в ванну расплава, формируя после остывания наплавленный валик. Описание механизма теплопередачи в процессе КЛП включает в себя: передачу теплоты от лазерного излучения на слой порошка, теплопроводность между слоями и металлической подложкой и конвективный теплообмен в ванне расплава и излучение в атмосферу [9, 14].

Теплопередача в слоях происходит вследствие теплопроводности, конвекции и излучения в окружающую среду. Эти три связанных механизма теплопередачи определяют термическое поведение процесса КЛП [15].

Входные параметры модели. Построенная трехмерная конечная модель выращенной тонкой стенки и траектория движения лазерной технологической головки в процессе КЛП показаны на рис. 2, а. Тонкая стенка сформирована путем нанесения валиков (шириной 1,85 мм, длиной 40,00 мм и высотой 0,30 мм) из стали 316L в шесть слоев.

В качестве подложки выбрана плоская металлическая пластина из стали Steel AISI 4340 размером 60×10×3 мм. Принимая во внимание точность вычислений и эффективность моде-

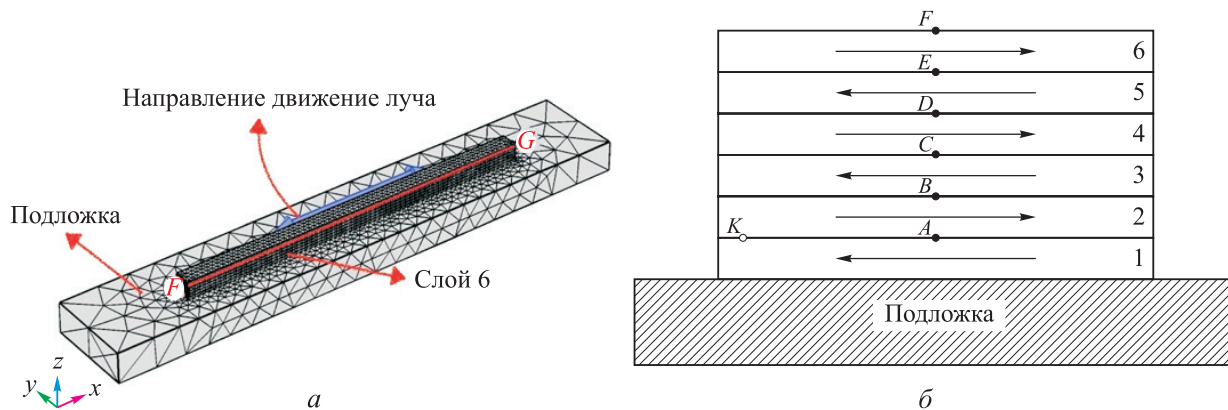


Рис. 2. Трехмерная конечная модель выращенной стенки (а) и траектория движения лазерной технологической головки в процессе КЛП (б): 1–6 — первый–шестой слой выращиваемой тонкой стенки

лирования, использован шестигранный элемент с мелкой ячейкой. Максимальный размер элемента составлял 4,8 мм, минимальный — 0,6 мм.

В качестве реперных выбраны следующие точки: A и K — для первого слоя, B — для второго, C — для третьего, D — для четвертого, E — для пятого, F — для шестого (рис. 2, б). Точки A , B , C , D , E и F расположены в центре поверхности каждого слоя, а точка K — на расстоянии 3 мм от края траектории и имеет те же значения координат y и z , что и точка A . Стрелками на рис. 2, б показано направление перемещения лазерного луча.

Параметры лазерного выращивания

Мощность лазера, Вт	800
Скорость перемещения лазерного луча, мм/мин	900
Диаметр лазерного пятна, мм	1,6
Коэффициент излучения	0,8
Коэффициент поглощения	0,36 [16]
Температура плавления, °С	1380 [10]
Скрытая теплота плавления, кДж/кг	300 [17]
Коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м ² ·С)	20

Допущения модели. Для упрощения численного моделирования КЛП приняты следующие допущения:

- весь порошок однородно и непрерывно наносится перед воздействием лазерного луча;
- движущийся по поверхности лазерный луч представляет собой гауссово распределение теплового потока;
- значения коэффициентов излучения ϵ и конвективной теплоотдачи h определены эмпирическим путем ($\epsilon = 0,8$; $h = 20$ (Вт/м²·°С)); коэффициент конвективной теплоотдачи зависит от температуры;
- начальное распределение температуры — равномерное (20 °С) по всей подложке; температура окружающей среды принята постоянной (20 °С);
- во время плавления теплопроводность и удельная теплоемкость материала зависят от температуры.

Тепловое моделирование. При моделировании температурного поля КЛП в качестве источника теплоты для нагрева слоя порошка использован лазерный луч. Принято, что граничная температура модели вдали от источника теплоты, тепловое излучение на поверхности материала в обла-

сти высоких температур и теплообмен с окружающей средой остаются неизменными.

Поэтому моделирование температурного поля КЛП осуществлялось выбором теплопередачи в поле физики программы численного моделирования и настройкой параметров источника теплоты, температуры, теплового потока и диффузной поверхности. В процессе КЛП теплопроводность является основным способом отвода теплоты [18].

Уравнение теплового равновесия для трехмерной теплопередачи в материале с изотропными тепловыми свойствами можно описать следующим образом:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \left(u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \left(u_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = Q + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (1)$$

где ρ — плотность материала, кг/м³; c — удельная теплоемкость, Дж/(кг·°С); T — температура, К; t — время взаимодействия порошка и источника теплоты, с; u_x , u_y , u_z — проекции скорости движения жидкого металла в ванне расплава на оси x , y , z соответственно, м/с; Q — тепловыделение на единицу объема, Вт/м³; k — теплопроводность, Вт/(м·°С).

Начальные условия. Равномерное распределение температуры 293 К (20 °С) по всему слою порошка рассматривалось как начальное условие:

$$T(x, y, z, t)_{t=0} = 293 \text{ К.}$$

Граничные условия. Граничные условия для решения уравнения теплопроводности (1) имеют следующий вид:

$$k \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} - q + q_c + q_r = 0 \quad (x, y, z) \in S, \quad (2)$$

где S — поверхность, на которую воздействуют тепловые потоки, конвекция и излучение, \mathbf{n} — вектор нормали к поверхности S ; q — входной тепловой поток; q_c — тепловая конвекция; q_r — тепловое излучение.

В выражении (2):

$$q_c = h(T - T_0);$$

$$q_r = \sigma \epsilon (T^4 - T_0^4),$$

где T_0 — температура окружающей среды, $T_0 = 20$ °С; σ — постоянная Стефана — Больцмана, $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴).

Движущийся гауссовский источник теплоты. Распределение интенсивности лазерного луча соответствовало гауссовскому соотношению

$$q = \frac{2AP}{\pi R^2} \exp\left(-\frac{2r^2}{R^2}\right),$$

где A — коэффициент поглощения энергии лазера материалом, на который влияют длина волны лазера, состояние поверхности и физические свойства материала; P — мощность лазера; R — эффективный радиус, т. е. расстояние от центра лазерного луча, на котором плотность энергии уменьшается до $1/e^2$ ($e = 2,718$); r — радиальное расстояние от точки на поверхности порошкового слоя до центра лазерного пятна.

Источник теплоты с гауссовым распределением мощности в пятне движется в положительном и отрицательном направлениях оси x , как показано на рис. 2:

$$(x - vt - x_0)^2 + (y - y_0)^2 < R^2, \quad (7)$$

где x_0, y_0 — координаты точки в зоне облучения на поверхности; v — скорость перемещения лазерного луча.

Для моделирования выбрана нержавеющая аустенитная сталь 316L в виде твердого порошка, который переплавлялся лазерным лучом. Зависимости удельной теплоемкости и теплопроводности стали 316L от температуры показаны на рис. 3 [8].

Результаты исследования и их анализ. *Распределение температуры.* На рис. 4 показаны распределения температуры по площади ванны расплава во время прохождения лазерного луча через точки $A-F$, расположенные соответственно на первом–шестом слоях формируемой тонкой стенки (см. рис. 2, б), со скоростью $v = 900$ мм/мин при мощности лазера $P = 800$ Вт. Координаты точек A, B, C, D, E, F : $z = 0,3, 0,6, 0,9, 1,2, 1,5$ и $1,8$ мм соответственно; $x = 20$ мм, $y = 0,925$ мм.

Штриховой линией на рис. 4 обозначен контур границы плавления (для стали 316L температура плавления $T_{пл} = 1380$ °С). Граница ванны расплава имеет форму вытянутого эллипса и симметрична относительно направления перемещения лазерного луча, которое обозначено красной стрелкой.

Во время оплавления первого слоя при прохождении лазерного луча через точку A

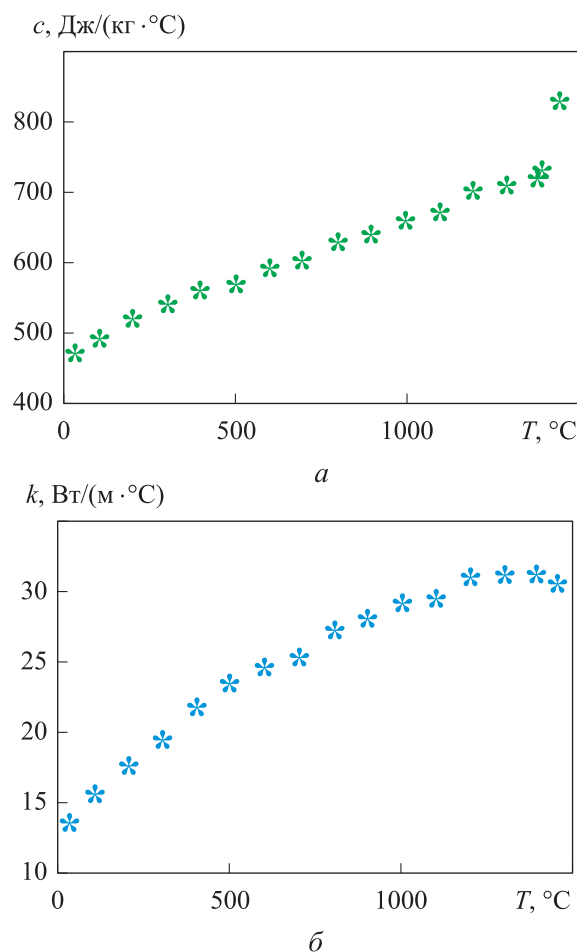


Рис. 3. Зависимости удельной теплоемкости c (а) и теплопроводности k (б) стали 316L от температуры T

(при времени взаимодействия порошка и источника теплоты $t = 1,30$ с) расчетная максимальная температура в центре ванны расплава $T_{p\max} \approx 2800$ °С (рис. 5), а площадь ванны расплава $S_{в,р} = 2,25$ мм² (рис. 4, а). Во втором слое в точке B ($t = 3,97$ с) максимальная температура в центре ванны расплава $T_{p\max} = 2850$ °С, а площадь ванны расплава $S_{в,р} = 2,50$ мм² (рис. 4, б).

Таким образом, площадь ванны расплава второго слоя увеличивается на 11,1 % по сравнению с таковой для первого слоя. В третьем, четвертом, пятом и шестом слоях при $t = 6,64; 9,31; 11,98$ и $14,65$ с площадь ванны расплава увеличится на 15,5; 20,0; 24,4 и 28,8 % соответственно (рис. 4, в–е). Как видно из рис. 5, по мере роста числа слоев максимальная температура повышается с 2800 до 2950 °С.

Как показано в работах [11, 19], с ростом числа слоев влияние исходной подложки на отвод теплоты уменьшается, что приводит к более высокой пиковой температуре. Высокая

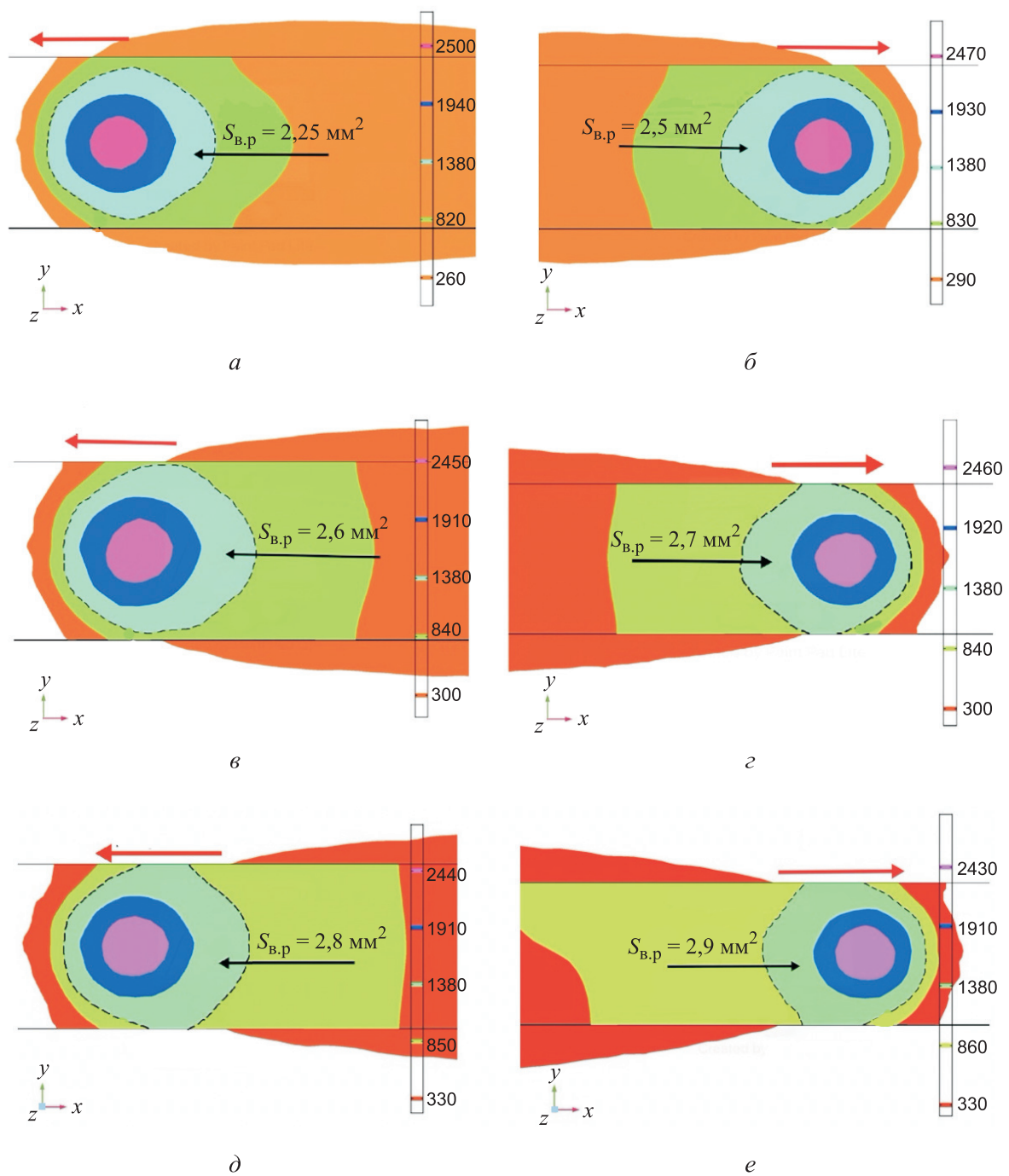


Рис. 4. Распределения температуры T_p по площади ванны расплава $S_{в.р}$ во время прохождения лазерного луча через точки A (a), B (б), C (в), D (г), E (д), F (е) со скоростью $v = 900 \text{ мм/мин}$ при мощности лазера $P = 800 \text{ Вт}$

температура поверхности ванны расплава способствует рассеиванию теплоты в радиальном направлении, тем самым увеличивая скорость перемещения жидкости в ванне расплава из-за интенсивного потока вод под воздействием термокапиллярной конвекции, возникающего вследствие эффекта Марангони. Это обуславливает расширение ванны расплава, что, в свою

очередь, приводит к неравномерной ширине тонкой стены.

Термический цикл. На рис. 6 приведены зависимости температуры от положения луча в точках, спроецированных на боковую поверхность условного параллелепипеда (размером $40,00 \times 1,85 \times 1,80 \text{ мм}$) относительно точек A, B, C, D, E и F для первого, второго, третьего, четвер-

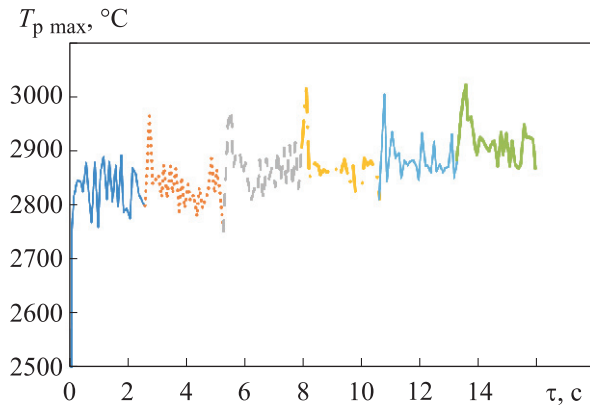


Рис. 5. Зависимости максимальной температуры ванны расплава $T_{p \max}$ от времени КЛП τ для разных слоев выращиваемой тонкой стенки:

— первого; — второго; - - - — третьего;
- . - . — четвертого; — пятого; — — шестого

того, пятого и шестого слоев соответственно (см. рис. 2, б).

Горизонтальной линией отмечена температура плавления стали 316L ($T_{пл} = 1380$ °C). Она пересекается с графиками только четвертого, пятого и шестого слоев, следовательно, на первых трех слоях граница ванны расплава не достигает поверхности параллелепипеда. Это указывает на то, что вследствие накопления теплоты от слоя к слою ширина стенки будет увеличиваться.

На рис. 7, а показаны зависимости максимальной температуры ванны плавления в точ-

ках А и К (см. рис. 2, б) от времени КЛП. Вследствие близости расположения точки К к месту смены направления наплавки термический цикл в ней имеет характерный двухпиковый профиль. По мере роста числа слоев над точкой К этот эффект становится менее выраженным и вследствие инерционности тепловых процессов исчезает.

Замечено, что термический цикл состоит из последовательных пиков, вершине которых соответствует время прохождения лазерного луча над рассматриваемой точкой. От слоя к слою для этой точки амплитуда колебаний температуры и ее максимальное значение снижаются.

На рис. 7, б показано изменение объема ванны расплава с ростом числа слоев во время КЛП. Лазерный луч движется по первому слою справа налево, формируя наплавленный валик и нагревая подложку. При движении луча в обратном направлении (см. рис. 2, а) объем ванны расплава сначала резко увеличивается, а затем плавно достигает стационарного состояния, что связано с недостатком времени на остывание слоя в начале пути и с наложением термических циклов.

По этой причине выращенный объект не имеет устойчивой формы, что отражено на рис. 8, а. Здесь видно, что начало и конец образца имеют больший объем расплавленного металла из-за накопления большего количества

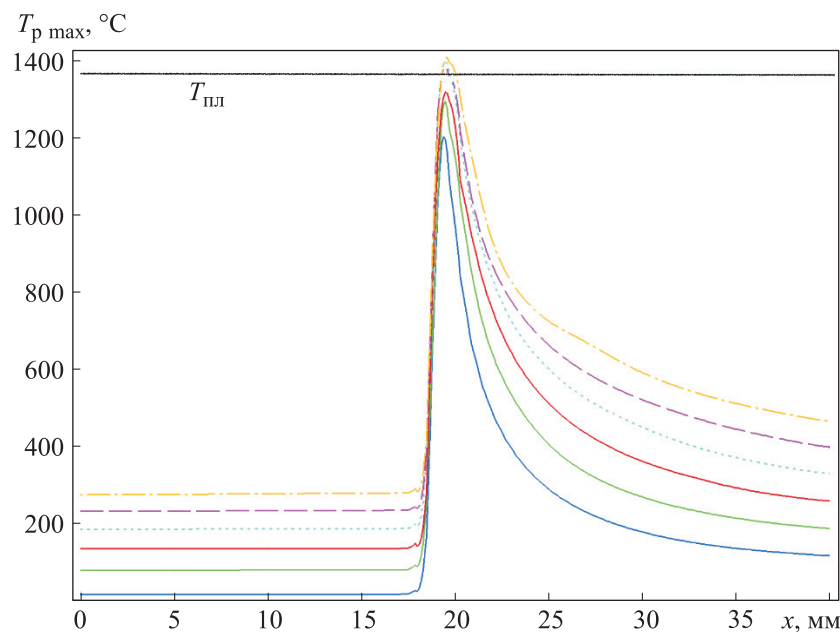


Рис. 6. Зависимости максимальной температуры ванны расплава $T_{p \max}$ от положения лазерного луча x в точках на боковой поверхности разных слоев выращиваемой тонкой стенки:

— первого; — — второго; — — третьего; — четвертого; — — пятого; - . - . — шестого

теплоты вследствие смены направления движения источника теплоты в этих местах. В средней части тонкостенная структура достигает устойчивой формы.

Кроме того, от слоя к слою растет толщина тонкой стенки (рис. 8, б), что связано с изменением условий отвода теплоты в процессе выращивания. На рис. 5 с увеличением числа слоев наблюдается плавный рост максимальной температуры ванны расплава. На термоциклах (см. рис. 6) от слоя к слою прослеживается снижение скорости охлаждения.

Все это происходит вследствие большей теплоемкости подложки и более широкого сектора теплоотвода в начале процесса, чем во время его завершения. Чтобы получить однородную толщину тонкостенных деталей и поддержи-

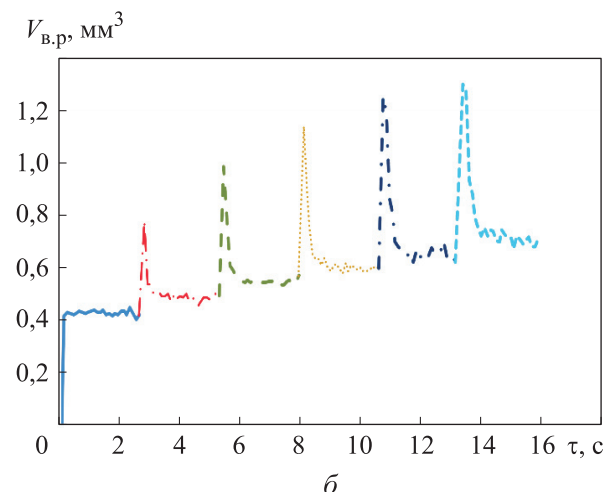
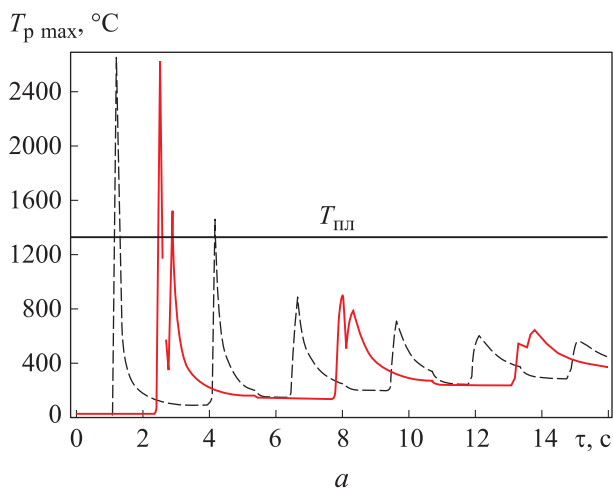
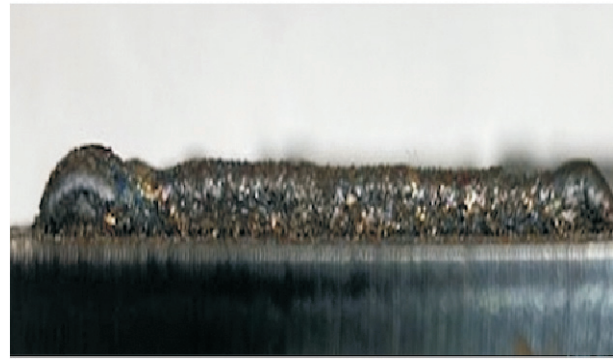


Рис. 7. Зависимости параметров плавления от времени τ :

а — максимальной температуры ванны расплава $T_{p \max}$ в точках А (---) и К (—); б — объема ванны расплава $V_{v.p.}$ первого (—), второго (---), третьего (---), четвертого (---), пятого (---) и шестого (---) слоев выращиваемой тонкой стенки



а



б

Рис. 8. Микрофотографии тонкой стенки (а) и ее поперечного сечения (б)

вать постоянную температуру ванны расплава на каждом слое, необходимо от слоя к слою снижать мощность до тех пор, пока подложка не перестанет влиять на отвод теплоты из зоны наплавки.

Выводы

1. Предложено использовать численное моделирование для изучения термического поведения тонкостенных объектов при выращивании методом КЛП для определения термических циклов, максимальных температур и размеров ванны расплава.

2. Проведено сравнение геометрии тонких стенок, полученных путем моделирования и эксперимента.

3. Анализ полученных результатов выявил следующее:

- вследствие теплонасыщения тонкостенных объектов размеры и максимальная температура ванны расплава возрастают по мере роста числа слоев;

- с увеличением номера слоя максимальная температура термического цикла в точках *A* и *K* падает, а минимальная — растет. Стабильному формированию наплавленного валика на верх-

нем слое соответствует постоянная максимальная температура в точке *A*;

- геометрические параметры поперечного сечения тонкой стенки, полученной при экспериментальной проверке результата моделирования, хорошо коррелируют с формой сечения модели. Это указывает на возможность использования численного моделирования для прогнозирования геометрии в процессе выращивания тонкой стенки.

Литература

- [1] Гладуш Г.Г., Смуров И.Ю. *Физические основы лазерной обработки материалов*. Москва, Физматлит, 2017. 592 с.
- [2] Григорьянц А.Г., ред. *Лазерные аддитивные технологии в машиностроении*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018. 278 с.
- [3] Shojarazavi R. *Additive construction with direct laser deposition*. Tehran, Malek-Ashtar University of Technology, 2019. 272 p.
- [4] Toyserkani E., Khajepour A., Corbin S. *Laser Cladding Laser Cladding*, vol. 11, London, CRC Press LLC, no. 2, 2005. 221 p.
- [5] Volpp J., Prasad H.S., Riede M., et al. Powder particle attachment mechanisms onto liquid material. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 74, pp. 140–143, doi: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.064>
- [6] Saboori A., Aversa A., Bosio F., et al. An investigation on the effect of powder recycling on the microstructure and mechanical properties of AISI 316L produced by Directed Energy Deposition. *Mater. Sci. Eng. A*, 2019, vol. 766, art. 138360, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138360>
- [7] Schoinochoritis B., Chantzis D., Salonitis K. Simulation of metallic powder bed additive manufacturing processes with the finite element method: a critical review. *Proc. Inst. Mech. Eng. B.*, 2017, vol. 231, no. 1, pp. 96–117, doi: <https://doi.org/10.1177/0954405414567522>
- [8] Adhitan R.K., Raghavan N. Transient thermo-mechanical modeling of stress evolution and re-melt volume fraction in electron beam additive manufacturing process. *Procedia Manuf.*, 2017, vol. 11, pp. 571–583, doi: <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.151>
- [9] Shi Q., Gu D., Xia M., et al. Effects of laser processing parameters on thermal behavior and melting/solidification mechanism during selective laser melting of TiC/Inconel 718 composites. *Opt. Laser Technol.*, 2016, vol. 84, pp. 9–22, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2016.04.009>
- [10] Liu Y., Zhang J., Pang Z. Numerical and experimental investigation into the subsequent thermal cycling during selective laser melting of multi-layer 316L stainless steel. *Opt. Laser Technol.*, 2018, vol. 98, pp. 23–32, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2017.07.034>
- [11] Pant P., Chatterjee D., Samanta S.K., et al. A bottom-up approach to experimentally investigate the deposition of austenitic stainless steel in laser direct metal deposition system. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, 2020, vol. 42, no. 2, art. 88, doi: <https://doi.org/10.1007/s40430-019-2166-0>
- [12] Baykasoglu C., Akyildiz O., Candemir D., et al. Predicting microstructure evolution during directed energy deposition additive manufacturing of Ti-6Al-4V. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 2018, vol. 140, no. 5, art. 051003, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4038894>
- [13] Jayanath S., Achuthan A. A computationally efficient finite element framework to simulate additive manufacturing processes. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 2018, vol. 140, no. 4, art. 041009, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4039092>
- [14] Ning J., Sievers D.E., Garmestani H., et al. Analytical modeling of in-process temperature in powder bed additive manufacturing considering laser power absorption, latent heat, scanning strategy, and powder packing. *Materials*, 2019, vol. 12, no. 5, art. 808, doi: <https://doi.org/10.3390/MA12050808>

- [15] Kostin V.A., Grygorenko G.M. Simulation of the additive process of forming 3d products from hsla steel 09G2S Excerpt from the Proceedings of the 2017 COMSOL Conference in Rotterdam. 2017. 13 p.
- [16] Zhan M.J., Sun G.F., Wang Z.D., et al. Numerical and experimental investigation on laser metal deposition as repair technology for 316L stainless steel. *Opt. Laser Technol.*, 2019, vol. 118, pp. 84–92, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2019.05.011>
- [17] Foroozmehr A., Badrossamay M., Foroozmehr E., et al. Finite element simulation of selective laser melting process considering optical penetration depth of laser in powder bed. *Mater. Des.*, 2016, vol. 89, pp. 255–263, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.10.002>
- [18] Ding L., Sun Z., Liang Z., et al. Investigation on Ti-6Al-4V microstructure evolution in selective laser melting. *Metals*, 2019, vol. 9, no. 12, art. 2170, doi: <https://doi.org/10.3390/met9121270>
- [19] Zhang C., Chen F., Huang Z., et al. Additive manufacturing of functionally graded materials: a review. *Mater. Sci. Eng. A*, 2019, vol. 764, art. 138209, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138209>

References

- [1] Gladush G.G., Smurov I.Yu. *Fizicheskie osnovy lazernoy obrabotki materialov* [Physical basis of laser materials treatment]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2017. 592 p.
- [2] Grigor'yants A.G., ed. *Lazernye additivnye tekhnologii v mashinostroenii* [Laser additive technologies in machine building]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2018. 278 p.
- [3] Shojarazavi R. *Additive construction with direct laser deposition*. Tehran, Malek-Ashtar University of Technology, 2019. 272 p.
- [4] Toyserkani E., Khajepour A., Corbin S. *Laser Cladding Laser Cladding*, vol. 11, London, CRC Press LLC, no. 2, 2005. 221 p.
- [5] Volpp J., Prasad H.S., Riede M., et al. Powder particle attachment mechanisms onto liquid material. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 74, pp. 140–143, doi: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.064>
- [6] Saboori A., Aversa A., Bosio F., et al. An investigation on the effect of powder recycling on the microstructure and mechanical properties of AISI 316L produced by Directed Energy Deposition. *Mater. Sci. Eng. A*, 2019, vol. 766, art. 138360, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138360>
- [7] Schoinochoritis B., Chantzis D., Salonitis K. Simulation of metallic powder bed additive manufacturing processes with the finite element method: a critical review. *Proc. Inst. Mech. Eng. B.*, 2017, vol. 231, no. 1, pp. 96–117, doi: <https://doi.org/10.1177/0954405414567522>
- [8] Adhitan R.K., Raghavan N. Transient thermo-mechanical modeling of stress evolution and re-melt volume fraction in electron beam additive manufacturing process. *Procedia Manuf.*, 2017, vol. 11, pp. 571–583, doi: <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.151>
- [9] Shi Q., Gu D., Xia M., et al. Effects of laser processing parameters on thermal behavior and melting/solidification mechanism during selective laser melting of TiC/Inconel 718 composites. *Opt. Laser Technol.*, 2016, vol. 84, pp. 9–22, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2016.04.009>
- [10] Liu Y., Zhang J., Pang Z. Numerical and experimental investigation into the subsequent thermal cycling during selective laser melting of multi-layer 316L stainless steel. *Opt. Laser Technol.*, 2018, vol. 98, pp. 23–32, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2017.07.034>
- [11] Pant P., Chatterjee D., Samanta S.K., et al. A bottom-up approach to experimentally investigate the deposition of austenitic stainless steel in laser direct metal deposition system. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, 2020, vol. 42, no. 2, art. 88, doi: <https://doi.org/10.1007/s40430-019-2166-0>
- [12] Baykasoglu C., Akyildiz O., Candemir D., et al. Predicting microstructure evolution during directed energy deposition additive manufacturing of Ti-6Al-4V. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 2018, vol. 140, no. 5, art. 051003, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4038894>
- [13] Jayanath S., Achuthan A. A computationally efficient finite element framework to simulate additive manufacturing processes. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 2018, vol. 140, no. 4, art. 041009, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4039092>

- [14] Ning J., Sievers D.E., Garmestani H., et al. Analytical modeling of in-process temperature in powder bed additive manufacturing considering laser power absorption, latent heat, scanning strategy, and powder packing. *Materials*, 2019, vol. 12, no. 5, art. 808, doi: <https://doi.org/10.3390/MA12050808>
- [15] Kostin V.A., Grygorenko G.M. Simulation of the additive process of forming 3d products from hsla steel 09G2S Excerpt from the Proceedings of the 2017 COMSOL Conference in Rotterdam. 2017. 13 p.
- [16] Zhan M.J., Sun G.F., Wang Z.D., et al. Numerical and experimental investigation on laser metal deposition as repair technology for 316L stainless steel. *Opt. Laser Technol.*, 2019, vol. 118, pp. 84–92, doi: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2019.05.011>
- [17] Foroozmehr A., Badrossamay M., Foroozmehr E., et al. Finite element simulation of selective laser melting process considering optical penetration depth of laser in powder bed. *Mater. Des.*, 2016, vol. 89, pp. 255–263, doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.10.002>
- [18] Ding L., Sun Z., Liang Z., et al. Investigation on Ti-6Al-4V microstructure evolution in selective laser melting. *Metals*, 2019, vol. 9, no. 12, art. 2170, doi: <https://doi.org/10.3390/met9121270>
- [19] Zhang C., Chen F., Huang Z., et al. Additive manufacturing of functionally graded materials: a review. *Mater. Sci. Eng. A*, 2019, vol. 764, art. 138209, doi: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138209>

Статья поступила в редакцию 15.02.2021

Информация об авторах

МИАНДЖИ Захра — аспирант кафедры «Лазерные технологии в машиностроении». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: mianji@bk.ru).

ХОЛОПОВ Андрей Андреевич — кандидат технических наук, доцент кафедры «Лазерные технологии в машиностроении». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: holopiy@yandex.ru).

Information about the authors

MIANJI Zahra — Postgraduate, Department of Laser Technologies in Mechanical Engineering. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: mianji@bk.ru).

KHOLOPOV Andrey Andreevich — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Laser Technologies in Mechanical Engineering. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: holopiy@yandex.ru).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Мианджи З., Холопов А.А. Численное и экспериментальное исследования тепловых процессов при выращивании тонкостенных деталей методом коаксиального лазерного плавления металла из нержавеющей стали 316L. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2021, № 7, с. 19–29, doi: 10.18698/0536-1044-2021-7-19-29

Please cite this article in English as:

Mianji Z., Kholopov A.A. Numerical and Experimental Study of Thermal Processes during the Growth of Thin-Walled Parts by Coaxial Laser Melting from Stainless Steel 316L. *BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2021, no. 7, pp. 19–29, doi: 10.18698/0536-1044-2021-7-19-29