

УДК 621.824.32.004.21

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА ДЕТАЛИ ПРИ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ НАПЛАВКЕ ПО ВИНТОВОЙ ЛИНИИ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**Сидашенко А.И., к.т.н., профессор, Скобло Т.С., д.т.н., профессор,
Сайчук А.В., к.т.н., доцент, Манило В.Л., ассистент***(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства
имени Петра Василенко)*

Полученная в результате теоретических расчетов номограмма позволяет оптимизировать соотношение длины наплавленной поверхности и диаметра образца при выборе температур для проведения НТМО сразу после прекращения процесса наплавки.

Постановка проблемы. При механизированной наплавке с термомеханическим упрочнением температурный интервал обработки температур ВТМО металлопокрытия должен находиться в интервале 950-850°C, а при НТМО – 450-300°C [1]. Поэтому необходимо определить температуру в зоне деформации при наплавке одного кольцевого валика (для выбора оптимального места расположения установки и инструмента при наплавке с ТМО).

Анализ исследований и публикаций. Работы в направлении нанесения покрытий выполнены на основе теории распространения тепла при сварке разработанной акад. Н.Н. Рыкалиным [2, 3] и др. При определении температурных полей в цилиндрических телах представляют интерес работы В.А. Шебанова [4], В.И. Махненко [5-9], А.А. Орлова [10], В.И. Кологривова [11] Ю.Я. Остановского [12].

В работе В.А. Шебанова [4] рассмотрены вопросы определения температуры нагрева деталей по образующей цилиндра. Предельная температура поперечного сечения цилиндрического тела диаметром 50 мм составляет 200°C при погонной энергии дуги 5 ккал/см и 400°C при 10 ккал/см.

В работах В.И. Михненко использованы решения задач теории теплопроводности и теорема об условиях расщепления линейного параболического уравнения на ортогональные составляющие, а также оценен метод источников энергии [13, 3].

В его работах распространение тепла в сплошных средах оценивалось по схеме полых цилиндрических тел. Предложенные зависимости были подтверждены хорошим согласованием экспериментальных и расчетных данных. Одновременно осуществлялась проверка результатов методом электрического моделирования на сетках омического сопротивления.

При выведении зависимостей, позволяющих описывать процесс распространения тепла в цилиндрических телах были приняты следующие допущения: длина цилиндрического тела (сплошного или полого) значительно больше диаметра; рассматриваемый источник тепла обладает постоянной мощностью и перемещается по винтовой линии с постоянным шагом; поверхность цилиндра (наружная или внутренняя) отдает тепло окружающей среде, температура среды в этом случае соответствует исходной температуре цилиндра, а коэффициент поверхностной теплоотдачи зависит от температуры; теплофизические коэффициенты (коэффициент теплопроводности λ , объемная теплоемкость $c\gamma$) не зависят от температуры, а начальная температура цилиндра T_0 является постоянной.

В.И. Кологривов [11], в результате преобразований формулы (12) [14] предложил наиболее простую аналитическую зависимость

$$T_i - T_0 = \frac{4,65 q_u \cdot K_a \cdot K_\alpha}{c\gamma \cdot D^{1,06} \cdot S^{0,96} \cdot V_\theta^{1,0-0,125}} \cdot \Psi_i \quad (1)$$

где: T_i – температура нагрева изделия после i -го валика, °С;

T_0 – температура изделия до наплавки, °С;

q_u – эффективная мощность дуги, кал/с;

$c\gamma$ – объемная теплоемкость, кал/с;

D – диаметр изделия, см;

V_θ – окружная скорость наплавки, см/с;

K_a, K_α – коэффициенты, учитывающие влияние теплофизических свойств материала и условий теплоотдачи на температуру детали;

Ψ_i – коэффициент теплонасыщения.

В работе Ю.Я. Остановского [12], для условий восстановления деталей сельскохозяйственной техники с учетом незначительных размеров и небольшого шага наплавки, формула (1) была упрощена и в результате чего приняла следующий вид

$$T_i - T_0 = \frac{3,1q}{D \cdot S \cdot V} \cdot \Psi_i \quad (2)$$

Приведенные упрощенные формулы (1) и (2) позволяют, с достаточной для практических целей точностью, определять температуру нагрева деталей в процессе наплавки. Однако, общим их недостатком является то, что они не дают возможности произвести расчеты при наплавке одного валика для определения оптимальной температуры проведения ВТМО и не позволяют производить расчеты изменения температуры металлопокрытия по его глубине.

Целью работы является теоретическое обоснование температуры нагрева детали при механизированной наплавке по винтовой линии для

проведення термомеханической обработки.

Изложение основного материала. Для определения оптимальной температуры в зоне деформации при наплавке одного кольцевого валика с ВТМО, цилиндрическую деталь удобно приводить к расчетной схеме с помощью развертки ее в эквивалентную, в тепловом отношении, пластину [10]. В этом случае весь период действия источника теплоты при наплавке одного валика на пластину разбивают на бесконечно малые отрезки времени, действие которых, в течение бесконечно малого времени, представляют как действие мгновенного источника. Далее, суммируя распространение теплоты от мгновенных источников, получают уравнение температурного поля при непрерывном действии подвижного источника. При наплавке одного валика на массивную пластину, когда температура отдельных точек непрерывно повышается, анализируемое поле в полубесконечном теле в стадии теплонасыщения можно представить уравнением:

$$T = \frac{2q}{c\rho(4\pi a)^{3/2}} \cdot e^{-\frac{vt}{2a} - \frac{R_k^2}{4at}} \int_0^{t_n} e^{-\frac{v^2 t}{4a} - \frac{R_k^2}{4at}} \cdot \frac{dt}{t^{3/2}}, \quad (3)$$

где: $c\rho$ – объемная теплоемкость, Дж/см³·град;
 a – коэффициент температуропроводности, см²/с;
 v – скорость перемещения источника, см/с;
 t – время перемещения источника, с;
 R_k – мгновенные координаты рассматриваемой точки, см;
 q – точечный источник теплоты постоянной мощности, Дж/с;

$$q = \eta \cdot u \cdot I, \quad (4)$$

u – напряжение, в;
 I – ток, а;
 η – к.п.д. источника теплоты.

Однако температуру в стадии теплонасыщения, в случае точечного источника теплоты, удобно рассматривать как произведение температуры в предельном состоянии T_{np} на коэффициент теплонасыщения ψ_3 :

$$T = T_{np} \cdot \Psi_3 \quad (5)$$

Коэффициент теплонасыщения ψ_3 в зависимости от безразличных критериев времени τ_3 и безразмерных расстояний от источника теплоты до рассматриваемой точки ρ_3 определяется по номограмме приведенной в работе [2].

В случае точечного источника теплоты номограмма для определения ψ_3 построена в зависимости от следующих критериев:

$$\tau_3 = \frac{v^2 t}{4a} \quad \text{и} \quad \rho = \frac{vR_k}{2a} \quad (6)$$

Предельная температура T_{np} находится в подвижных координатах, начало которых совпадает с источником теплоты и определяется по формуле

$$T_{np} = \frac{q}{2\pi\lambda R_k} \cdot e^{-\frac{v}{2a}(R_k+x)} \quad (7)$$

где: λ – коэффициент теплопроводности, Дж/см·с·град.

Учитывая то, что при наплавке одного валика начало подвижных координат совпадает с источником теплоты и вместе с ним перемещается вдоль оси x , т.е. наплавленный валик остается позади и составляющие y и z равны 0, а $R_k = -x$ и формула (6) принимает вид

$$T_{np} = \frac{q}{2\pi\lambda R_k} \quad (8)$$

Таким образом, с помощью формулы (5), в которую было поставлено T_{np} , определенное по формуле (8), был произведен расчет температуры наплавленного валика для установления оптимальных значений проведения пластической деформации в процессе ВТМО. Значения $R_k = 5-12$ мм были приняты исходя из технологических возможностей проведения механизированного процесса наплавки с ВТМО. В результате проведенных расчетов было установлено, что оптимальная температура 580–950°C для проведения ВТМО и пластической деформации предшествующей НТМО находится на расстоянии 7–11 мм от сварочной дуги.

При определении оптимальной температуры металлопокрытия для проведения НТМО после прекращения процесса наплавки исходили из того, что обработку сплошного цилиндра по винтовой линии с малым шагом рассматривали как нагрев быстродвижущимся точечным источником перемещающимся по его поверхности [15] Это допущение означает, что теплота распространяется только в клине ограниченном двумя, не пропускающими теплоту плоскостями и, проходящими через ось цилиндра и наружной поверхностью, с которой происходит теплоотдача. Учитывали, что угол подъема винтовой линии при наплавке с малым шагом сравнительно мал, распространение теплоты при этом может быть приравнено к случаю ее распространения от мгновенного кольцевого источника с погонной энергией $\frac{q}{v}$ на поверхности цилиндра.

До установившегося процесса температура в требуемых точках выражается как их сумма от мгновенных кольцевых источников по формуле

$$T = \frac{2q}{vRc\rho} \sum_{n=1}^N \Phi_{II}(r, t_{II}) e^{\frac{-x_{II}^2 - Bt_{II}}{4at_{II}}}, \quad (9)$$

где: v – скорость сварки, см/с;

R – расчетной радиус детали после наплавки, см;

N – количество пересечений источником теплоты плоскости в которой находится рассматриваемая точка с начала наплавки;

x_{II} – расстояние от источника теплоты до рассматриваемой точки в плоскости, см;

t_{II} – время прошедшее с момента пересечения источником плоскости после соответствующего оборота, с;

B – коэффициент температуропотдачи, $1^\circ/\text{с}$;

$\Phi_{II}(r, t_{II})$ – функция, выражающая процесс выравнивания теплоты в тонком круглом диске без теплоотдачи.;

Значения $\Phi_{II}(r, t_{II})$ определяли по номограмме В.И. Махненко, приведенной в работе [15] в зависимости от $\frac{r}{R}$ и $\tau = \frac{at}{R^2}$.

В случае установившегося процессе, когда число N велико, суммирование температур по формуле (9) необходимо проводить до значения $n=N_0$, пока $\Phi_{II}(r, t_{II})$ отличается от единицы на 3–5%. В этом случае будет получена температура T_{N_0} , которая определяется по формуле:

$$T_{N_0} = \frac{2q}{vRc\rho} \sum_{n=1}^{N_0} \Phi_{II}(r, t_{II}), \quad (10)$$

Определение остальной части суммы уравнения (9) при $n > N_0$, когда $\Phi_{II}(r, t_{II})$ производится по формуле:

$$T_{N-N_0} = T_{np} (1 - \psi_1), \quad (11)$$

Температуру предельного состояния оценивали по формуле:

$$T_{np} = \frac{q}{c\rho F \sqrt{1 + \frac{4Ba}{V_x^2}}} \cdot e^{\frac{V_x V_0 - V_x |x_0|}{2a} \sqrt{1 + \frac{4Ba}{V_x^2}}}, \quad (12)$$

где: V_x – скорость движения источника теплоты вдоль оси цилиндра, см/с;

F – площадь поперечного сечения цилиндра, см²;

X_0 – расстояние по образующей цилиндра от источника до рассматриваемой точки, см.

Температура металлопокрытия при наплавке цилиндрических деталей с учетом приведенных допущений может быть определена по формуле:

$$T = T_{N_0} + T_{np} (1 - \psi_1), \quad (13)$$

Температуру окружающей среды принимали равной $+20^\circ\text{C}$.

Для вычисления теоретического распределения температурного поля при наплавке цилиндрических деталей были приняты следующие значения теплофизических коэффициентов: $cp = 4,8 \text{ Дж/см}^3 \cdot \text{град}$; $a = 0,07 \text{ см}^2/\text{с}$; $\lambda = 0,3 \text{ Дж/см} \cdot \text{с} \cdot \text{град} = 6,5 \cdot 10^{-3} \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{с} \cdot \text{град}$ [15]. Мощность источника теплоты составляла $q = 1840 \text{ Дж/с}$, коэффициент сварочной дуги был принят $\eta = 0,72$ с учетом наплавки в среде углекислого газа [16].

При определении температурных полей расчеты выполняли для деталей диаметром от 15 до 50 мм на длине поверхности от 30 до 100 мм, на глубине, с учетом толщины наплавленного слоя, равной 1,5–3,0 мм. Обороты детали и шаг наплавки изменяли в соответствии с изменением диаметра, которые находились в пределах $S = 1,5\text{--}5,5 \text{ мм/об}$; $n = 3\text{--}12 \text{ об/мин}$. При выборе длины наплавленных поверхностей исходили из того, что в большинстве случаев отношение длины цапфы (шипа или шейки) к диаметру должны находиться в пределах $0,5 \div 1,2$.

На основании выполненных расчетов была построена номограмма для определения температуры металлопокрытия при наплавке изделий различных диаметров в зависимости от длины наплавленной поверхности (рис.1).

Как видно из приведенных данных, температурный интервал металлопокрытий деталей, указанных диаметров, отвечает требованиям проведения НТМО после прекращения процесса наплавки. Температурный интервал металлопокрытий деталей диаметром менее 25 мм значительно выше оптимального.

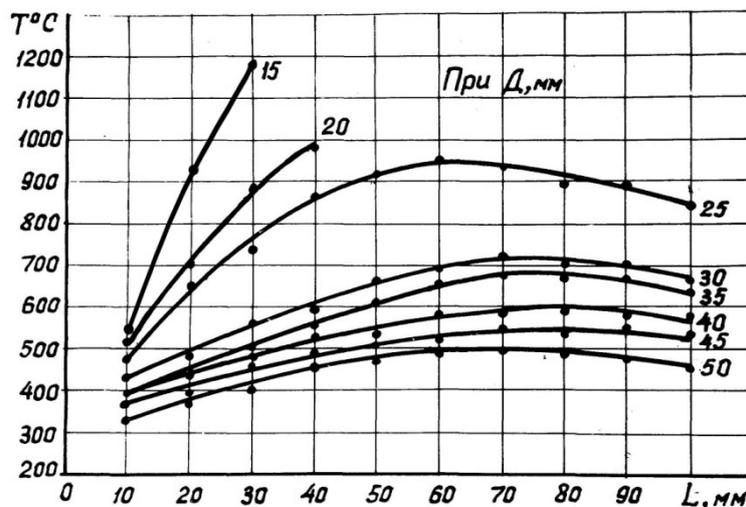


Рисунок 1 - Номограмма изменения температуры металлопокрытия при механизированной наплавке

Выводы. На основании проведенных расчетов, при соблюдении необходимых режимов процесса механизированной наплавки, было установлено:

1. Оптимальное и технологически возможное расстояние от сварочной дуги до деформирующего ролика для проведения ВТМО находится в пределах 7-11 мм.

2. Температура металлопокрытия образцов диаметром от 15 до 50 мм соответствует требованиям проведения НТМО сразу после прекращения наплавки.

3. Полученная в результате теоретических расчетов номограмма позволяет оптимизировать соотношение длины наплавленной поверхности и диаметра образца при выборе температур для проведения НТМО сразу после прекращения процесса наплавки.

Список литературы:

1. БЕРНШТЕЙН М.Л. Термомеханическая обработка металлов и сплавов. М., "Металлургия", 1968.
2. РЫКАЛИН Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке, М., "Машгиз", 1951.
3. РЫКАЛИН Н.Н. Тепловые основы сварки. М.-Л., АН СССР, т.1, 1947.
4. ШЕБАНОВ В.А. Восстановление автотракторных деталей наплавкой в среде углекислого газа. Автореферат кандидатской диссертации. Киев, 1963.
5. МАХНЕНКО В.И. К расчету температурного поля при электродуговой наплавке круговых цилиндров. "Автоматическая сварка", 1961, № 12.
6. МАХНЕНКО В.И., МОШНЯНСКИЙ А.Ф. Расчет тепловых процессов при вибродуговой наплавке цилиндрических деталей. "Автоматическая сварка", 1965, № 5.
7. МАХНЕНКО В.И. О регулировании температурных циклов при механизированной дуговой наплавке цилиндрических деталей. "Сварочное производство", 1963, № 2.
8. МАХНЕНКО В.И. Расчет тепловых процессов при наплавке охлаждаемых изнутри полых цилиндров. "Автоматическая сварка", 1964, № 3.
9. МАХНЕНКО В.И. Расчет температурного режима при наплавке кругового цилиндра мощным быстродвижущимся источником. "Автоматическая сварка", 1963, № 2.
10. ОРЛОВ А.А. Расчет температурных полей при наплавке цилиндрических деталей. "Автоматическая сварка", 1963, № 2.
11. КОЛОГРИВОВ В.И. Исследование процесса нагрева и формирование наплавленного слоя при восстановлении судовых цилиндрических деталей автоматической наплавкой под слоем флюса. Автореферат кандидатской диссертации. Л., 1969.
12. ОСТАНОВСКИЙ Ю.Я. Исследование теплопроводных условий

процесса наплавки применительно к восстановлению деталей сельскохозяйственной техники. Автореферат кандидатской диссертации. Л., 1970.

13. КАРСЛОУ Г., ЕГЕР Д. Теплопроводность твердых тел. М., "Наука", 1964.

14. ФРУМИН И.И., ЛЕЙНАЧУК Е.И. и др. Основы технологии механизированной наплавки. М., "Машиностроение", 1970.

15. Теоретические основы сварки. Под ред. проф. В.В. Фролова. М., "Высшая школа", 1970.

16. ПОТАПЬЕВСКИЙ А.Г., РАЙСКИЙ Е.Е. Эффективная тепловая мощность дуги при сварке в углекислом газе. "Автоматическая сварка", 1968, № 8.

Анотація

Теоретичне обґрунтування температури нагріву деталі при механізованому наплавленні по гвинтовій лінії для проведення термомеханічної обробки
Сідашенко О.І., Скобло Т.С.,
Сайчук О.В., Маніло В.Л.

Отримана в результаті теоретичних розрахунків номограма дозволяє оптимізувати співвідношення довжини наплавленої поверхні і діаметра зразка при виборі температур для проведення НТМО відразу після припинення процесу наплавлення.

Abstract

Theoretical basis of temperature heating parts for mechanized surfacing the spiral lines for mechanical treatment
Sidashenko A., Skoblo T.,
Saychuk A., Manilo V.

The resulting theoretical calculations nomogram to optimize the ratio of length and diameter of the fused surface of the sample at selected temperatures for LTMT immediately after the deposition process.