

УДК 517.9:621.78:669.14

А.И. Денисенко, В.И.Цоцко, И.М.Спиридонова, Б.Г.Пелешенко

АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ОДНОМЕРНОГО ОБРАЗЦА В УСЛОВИЯХ МЕСТНОЙ ТЕРМООБРАБОТКИ

Введение и анализ публикаций

Для быстропротекающих неравновесных процессов в условиях локального нагрева и охлаждения поверхности металла экспериментально определить температуру, скорости ее изменения, параметры тепловых потоков в лучшем случае затруднительно. Поэтому в процессе решений многих задач динамической металлофизики, в частности при разработке новых способов и совершенствовании известных методов химико-термической обработки, применяют математическое моделирование исследуемых явлений [1]. Такой подход позволяет существенно экономить материальные и энергетические ресурсы, а также получить значительный выигрыш во времени, имеющий решающее значение в условиях современной конкуренции в научно-технической сфере.

При использовании местной термообработки, которая, как правило, проводится для крупногабаритных металлических деталей и, часто, в сочетании с диффузионным насыщением поверхностного слоя детали дополнительными компонентами, характер распределения температур недостаточно изучен. Особенно это касается высокоинтенсивных энергетических потоков и, в первую очередь, импульсных воздействий [2], [3], [4]. Диффузионные процессы, сопряженные с нагревом, ограничены температурным полем [5], которое в каждом конкретном случае индивидуально.

Постановка задачи

Целью настоящей работы является исследование методом аналитического моделирования закономерностей распределений температуры, возникающих при воздействии на поверхность металла интенсивными локальными источниками энергии с широким диапазоном скоростей нагрева и охлаждения при формировании необходимых физических свойств поверхностного слоя.

Основная часть

В качестве исследуемой модели была выбрана конечная одномерная однородная модель из низкоуглеродистой стали, длина которой l варьировалась в диапазоне 2-20 мм и соответствовала размерам наиболее типичных деталей, требующим упрочняющей обработки, например рабочим органам культиватора-плоскореза [6]. Рабочая поверхность модели в первой фазе исследования нагревалась, а во второй фазе охлаждалась по заданному линейному закону в диапазоне скоростей термообработки от 1 до 10^6 К/с.

При наиболее общих условиях обработки передняя (рабочая) и задняя граничные плоскости образца модели поддерживаются при температурах T_0 и T_l . При этом вдоль образца устанавливается линейное распределение температуры ([7], с.169) $T(x) = T_0 + (T_l - T_0) \frac{x}{l}$, где x – расстояние от обрабатываемой поверхности в направлении задней граничной плоскости.

На первом этапе решалась задача нахождения распределения температуры $T(x,t)$ по глубине (длине) образца при нагреве рабочей поверхности от исходного значения T_0 до конечного значения T_{0max} по линейному относительно времени t закону: $T(0,t) = T_0 + b \cdot t$, где $0 < t \leq (T_{0max} - T_0)/b$, b – скорость изменения температуры на рабочей поверхности.

Поставленная задача сводится к решению одномерного однородного уравнения теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^2 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \quad (1)$$

при $0 < x < l$ и $0 < t \leq (T_{0max} - T_0)/b$, удовлетворяющего начальному условию $T(x,0) = T_0 + (T_l - T_0) \frac{x}{l}$ и граничным условиям первого типа ([7], с. 188): $T(0,t) = T_0 + b \cdot t$ и $T(l,t) = T_l$, где a^2 – коэффициент температуропроводности исследуемого металла – низкоуглеродистой стали.

Методом Фурье ([7], с. 200) было получено [8] искомое решение:

$$T(x,t) = (T_0 + bt) + [T_l - T_0 + bt] \frac{x}{l} + \frac{2bl^2}{\pi^3 a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \{ \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t] - 1 \} \sin(\frac{\pi n}{l} x), \quad (2)$$

в частности в момент окончания нагрева $t = t_0$:

$$T(x, t_0) = T_{0max} + (T_l - T_{0max}) \frac{x}{l} + \frac{2bl^2}{\pi^3 a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \{ \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t_0] - 1 \} \sin(\frac{\pi n}{l} x) \quad (3)$$

Для рассматриваемой модели исследования были выбраны [8] следующие параметры нагрева: $T_l = 20$ °С; $T_0 = 550$ °С; $T_{0max} = 930$ °С. Коэффициент температуропроводности низкоуглеродистых сталей в указанном интервале температур равен $a^2 = 6,9 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Исследовалось влияние скорости нагрева b на распределение температуры в образце. Кроме стандартных скоростей (1-100 К/с), оценивалось влияние сверхскоростных режимов нагрева ($\approx 10^6$ К/с), например при лазерной обработке или обработке взрывом.

На рис. 1 приводятся распределения температур в образце $l_3 = 10$ мм по окончании нагрева поверхности (по достижению температуры $T(0, t)$ максимального значения $T_{0max} = 930$ °С) при различных скоростях нагрева b .

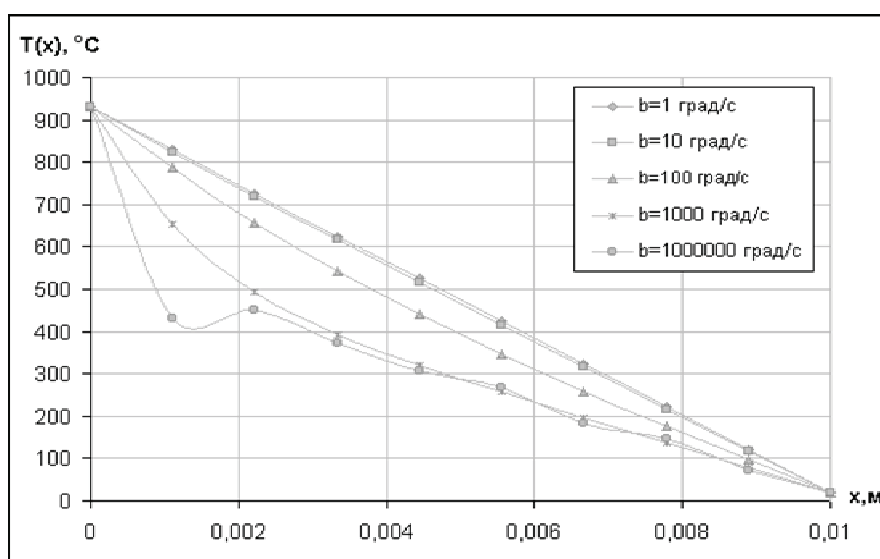


Рисунок 1 - Зависимость распределения температуры по толщине образца $l_3 = 10$ мм от скорости нагрева b .

Для образца $l_1 = 2$ мм нелинейность в распределении температуры начинает проявляться при скоростях нагрева ≈ 1000 К/с. В образцах $l_2 = 5$ мм — при скоростях 100-300 К/с, и только в образце $l_4 = 20$ мм — при низких скоростях нагрева (≈ 10 К/с). Для сверхвысоких скоростей нагрева ($b \sim 10^6$ К/с) распределение температуры распадается на две близкие к линейным области с изломом между ними, что обусловлено влиянием двух процессов —

поступлением энергии с высокой скоростью к поверхности нагрева и оттоком ее по механизму теплопроводности к противоположной поверхности, поддерживаемой при постоянной температуре T_l . Более пологая линия за изломом (рис. 1) соответствует первоначальному стационарному распределению температуры и отражает инерционные свойства образца. Зона излома смещается в глубь образца при увеличении его толщины l . Приблизительно каждое удвоение l удваивает x^* – расстояние от зоны излома до поверхности нагрева. Величину x^* можно трактовать как предел эффективного диффузионного насыщения компонентом внешней среды, сопряженного с поверхностным нагревом. В этой связи скорость нагрева b выступает фактором управления глубины и интенсивности диффузионного воздействия.

Из выражения (2) определялось распределение градиента температуры $\frac{\partial T}{\partial t}$ в образцах в течение времени нагрева:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{(T_0 + bt) - T_l}{l} + \frac{2bl}{\pi^2 a^2} \sum \frac{1}{n^2} \left[\exp\left(-\frac{\pi^2 n^2 a^2}{l^2} t\right) - 1 \right] \cos\left(\frac{\pi n}{l} x\right). \quad (4)$$

При прочих равных условиях максимальное значение градиента (~ 2400 К/мм) формируется вблизи поверхности нагрева наиболее тонкого образца. Варьируя величиной градиента температуры, можно управлять полем механических напряжений в поверхностном слое и, следовательно, дополнительно воздействовать на диффузионный поток насыщающего компонента.

Из (2) следует скорость роста температуры слоя с координатой x :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = b \left[1 - \frac{x}{l} - \frac{2}{\pi} \sum \frac{1}{n} \sin\left(\frac{\pi n}{l} x\right) \exp\left(-\frac{\pi^2 n^2 a^2}{l^2} t\right) \right]. \quad (5)$$

Для всех случаев наблюдается практически линейное нарастание температуры в слоях образца с течением времени. Скорость изменения температуры слоя снижается в зависимости от удаленности его от поверхности нагрева и уменьшения толщины образца.

На втором этапе был проведен расчет температурного поля указанной модели после линейного нагрева поверхности со скоростью b с последующим ее охлаждением со скоростью c . Эта задача сводится к решению уравнения (1) для $0 < t \leq (T_{0max} - T_0)/c$ и $0 < x < l$,

удовлетворяющему начальному условию (3) и граничным условиям: $T(0,t) = T_{0max} - c \cdot t$, $T(l,t) = T_l$. Отсчет времени ведется с момента окончания нагрева $t_0 = (T_{0max} - T_0) / b$.

Искомое решение было получено [9] в виде суммы трех составляющих:

$$T(x,t) = u(x,t) + w(x,t) + z(x,t), \quad (6)$$

где $u(x,t)$ – равновесный (граничный) компонент, $w(x,t)$ – компонент внутреннего последействия, зависящий от начального распределения температуры в процессе нагрева, и $z(x,t)$ – компонент внешнего воздействия, зависящий от температуры среды.

Если охлаждения рабочей поверхности заканчивается на температуре T_0 , то в процессе последующей релаксации указанные компоненты приобретают вид:

$$\left. \begin{aligned} u(x,t) &= T_0 + (T_l - T_0) \frac{x}{l}; \\ w(x,t) &= \frac{2bl^2}{\pi^3 a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t] \{ \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t_0] - 1 \} \sin(\frac{\pi n}{l} x); \\ z(x,t) &= \frac{2bl^2}{\pi^3 a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t] \{ \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t^*] - 1 \} \sin(\frac{\pi n}{l} x); \end{aligned} \right\} (7)$$

где $t^* = (T_{0max} - T_0) / c$ – полный интервал времени охлаждения рабочей поверхности.

Исследовалось влияние скорости охлаждения c на распределение температуры в образцах.

Для тонких образцов при умеренных скоростях охлаждения и нагрева (1-100 К/с) величина отклонения температуры от ее равновесного значения в момент окончания процесса охлаждения (нагрева) незначительна (для образца l_1 менее 4 °С, для образца l_2 – 24 °С) и целесообразно пользоваться равновесной кривой распределения. При высоких значениях параметров c и b отклонение температуры для указанных образцов может достигать нескольких сотен градусов, но в течение непродолжительной релаксационной выдержки (1-2 с), которая соответствует естественной погрешности технологии процесса, оно уменьшается до долей процента. Таким образом, для тонких образцов есть все основания использовать равновесное распределение температуры.

Для протяженных образцов (l_3 и l_4) уже на скоростях термообработки порядка 10 К/с отклонение температуры ΔT от равновесного значения превосходит несколько процентов и, чтобы применять стационарное распределение температуры, необходимо произвести релаксационную выдержку (6-30 с) в соответствии с расчетными формулами для временной зависимости отклонений при нагреве и охлаждении [9]. Без проведения такой выдержки анализ последующего этапа охлаждения должен проводиться исходя из начального распределения температуры (3).

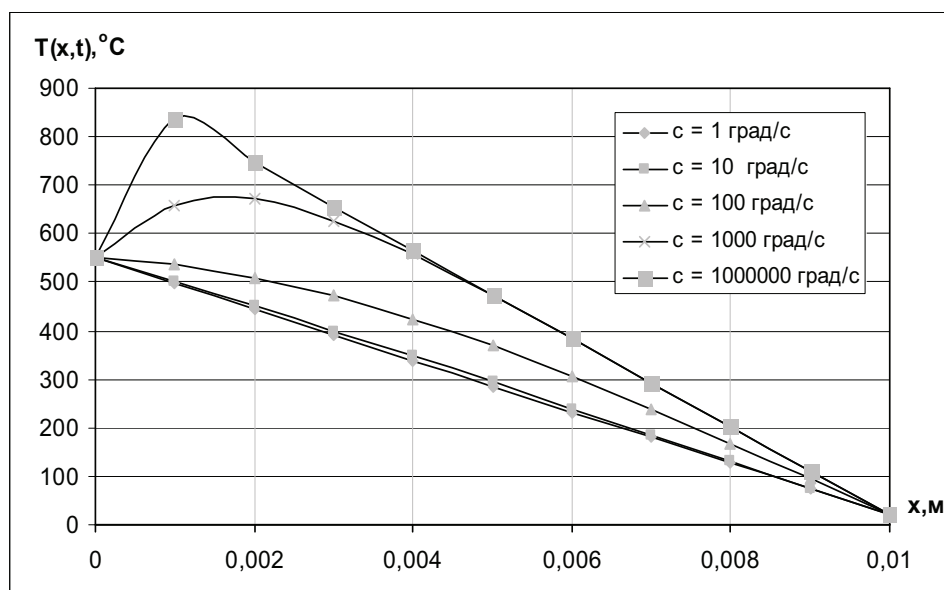


Рисунок 2 - Распределение температуры в образце $l_3 = 0,01$ м в зависимости от скорости охлаждения поверхности c .

При охлаждении образцов после окончания этапа нагрева и проведения релаксационной выдержки начальное распределение (3)

сократится до выражения $T(x,0) = T_{0max} + (T_l - T_{0max}) \frac{x}{l}$. Тогда решение

(7) уравнения (1) примет вид:

$$T(x,t^*) = T_0 + (T_l - T_0) \frac{x}{l} + \frac{2cl^2}{\pi^3 a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \{1 - \exp[-(\frac{\pi n}{l})^2 a^2 t^*]\} \sin(\frac{\pi n}{l} x). \quad (8)$$

На рис. 2 приводится распределение температуры в образце $l_3 = 10$ мм по окончанию охлаждения рабочей поверхности из равновесного состояния после нагрева при различных скоростях охлаждения c .

Если для невысоких скоростей охлаждения можно говорить о существовании и определять положение максимального отклонения

температуры $\Delta T(x,t)$ в образцах от ее равновесного значения, то для быстрого охлаждения, особенно в протяженных образцах, формируется максимум в самом распределении температуры $T(x,t)$ (для образца $l_3 = 0,02$ м даже при скорости охлаждения 100 К/с), что, в принципе, позволяет управлять глубиной диффузии в поверхностном слое.

При комбинировании скоростей охлаждения c и нагрева b , в случае, когда не производится релаксационная выдержка после нагрева поверхности, происходит взаимная компенсация отклонений температуры и, таким образом, можно управлять глубиной температурного влияния местной термообработки, например на процессы диффузии. Гашение общего отклонения температуры охлаждением усиливается с ростом скорости нагрева, и увеличении длины образцов, что обусловлено сокращением времени поверхностных релаксаций.

Выводы

1. На одномерных моделях проведен аналитический расчет температурного поля в однородных металлических образцах в условиях местного нагрева и охлаждения. Результаты расчета применены для низкоуглеродистых сталей с использованием ранее обоснованных режимов обработки.

2. Получено распределение температуры в образцах в процессе нагрева и охлаждения в условиях линейного изменения температуры обрабатываемой поверхности при фиксированной температуре задней поверхности образцов.

3. Для скоростей нагрева и охлаждения поверхности образцов ниже 50-100 К/с во всех образцах устанавливается в процессе обработки распределение температуры близкое к равновесному. Неравновесность распределения существенно проявляется при скоростях охлаждения свыше 100 К/с, что позволяет предсказать температурное поле в образцах при умеренных режимах теплового воздействия и известной температуре поверхности нагрева.

4. Для высоких скоростей нагрева в распределении температуры образуются две близкие к линейным области с изломом между ними. Для высоких скоростей охлаждения в распределении температуры формируется максимум, положение которого зависит от времени,

скорости охлаждения и длины образца. Смещение температурного максимума в процессе обработки и релаксации – температурная волна – происходит со скоростью, достигающей 1-10 см/с.

5. Комбинируя скоростями нагрева и охлаждения рабочей поверхности образцов, можно управлять температурным полем, следовательно, и глубиной диффузии в поверхностном слое.

6. В результате анализа релаксационных процессов в модели, для каждого образца определено время перехода к равновесному распределению температур, что может быть использовано для расчета параметров термоциклической обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Математическое моделирование теплопереноса в фазовых превращениях при плазменном напылении. / Н.И. Никитенко, Н.М. Фиалко, Н.Н. Сорокова // Промышленная теплотехника. – 2003. – 25. № 6. – с. 45.
2. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник. / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. – М.: Машиностроение. – 1985. – с. 89.
3. Вейко В. П. Лазерная обработка пленочных элементов. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние. – 1986. – с.11.
4. Эпштейн Г. Н. Строение металлов, деформированных взрывом. – М.: Металлургия. –1980. – с. 143
5. Бокштейн Б. С. Диффузия в металлах. – М.: Металлургия. – 1978. – с. 56.
6. Верняев О. В. Активные рабочие органы культиваторов. – М.: Машиностроение. – 1983. – с. 30.
7. Тихонов А. Н., Самарский А. А. Уравнения математической физики. – М.: Наука. – 1972. – 736 с.
8. Цоцко В.И., Денисенко А.И.. Температурные характеристики поверхностного слоя низкоуглеродистых сталей в условиях линейного нагрева поверхности // Вісник Дніпропетровського національного університету. –2004. – 2/2(12) . – с. 72–77.
9. Цоцко В.І., Спиридонова І.М., Пелешенко Б.Г., Денисенко О.І. Розподіл температури одновимірного зразка в умовах місцевої термообробки // Фізика і хімія твердого тіла. – 2008. – Т. 9. – № 1. – с. 181–184.

Получено 12.03.2008 г.