

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАЗМЕННОГО УПРОЧНЕНИЯ СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Кундас С.П., Марковник Д.В., Иванов Д.Г.

Международный государственный экологический университет
им. А.Д. Сахарова, г. Минск

Белорусский государственный университет информатики и
радиоэлектроники, г. Минск

Введение

Плазменное поверхностное упрочнение находится в настоящее время широкое и эффективное применение как в условиях мелкосерийного и единичного (в том числе ремонтного), так и крупносерийного и массового производства [1,2].

Особенностью методов поверхностного упрочнения высококонцентрированными источниками нагрева является возможность получения скоростей нагрева и охлаждения материалов, превышающих на несколько порядков значения, характерные для традиционных методов упрочнения (печной закалки, закалки ТВЧ, газопламенной закалки и др.), что способствует получению поверхностных слоев с высоким уровнем эксплуатационных свойств.

В результате многочисленных исследований установлено, что скорость охлаждения поверхностного слоя металла, структура и свойства упрочненной зоны определяются в первую очередь степенью локализации ввода тепла в обрабатываемое изделие (в пятно нагрева) [3].

Одним из эффективных методов исследования и оптимизации процессов плазменного упрочнения является использование компьютерного моделирования, при котором возможно получение максимального объема информации при минимуме дорогостоящих экспериментальных исследований [4].

Исходя из анализа теплофизических и динамических процессов, имеющих место при плазменном упрочнении стальных деталей, можно предложить общую схему их моделирования, основными этапами которой являются:

1. Разработка математической модели теплопередачи от плазменной струи к обрабатываемым деталям.
2. Разработка математической модели нагрева и охлаждения обрабатываемых деталей с учетом фазовых превращений.
3. Разработка математической модели формирования в деталях полей деформаций, напряжений и распределения твердости.
4. Разработка алгоритмов компьютерной реализации моделей с учетом их взаимодействия и сквозной передачи данных в процессе моделирования.

Математическая модель разрабатывалась применительно к плазменному упрочнению рабочей поверхности рельс (рис. 1).

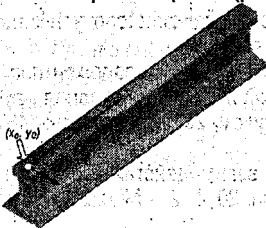


Рис. 1. Модель обрабатываемой детали с указанием направления движения плазмотрона и его начальной точки

Модель теплообмена плазменной струи с обрабатываемой деталью

Построение математической модели теплопередачи энергии плазменной струи на нагреваемому телу сводится к определению граничных условий дифференциального нестационарного уравнения теплопроводности:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (k \nabla T) = Q, \quad (1)$$

где ρ – плотность материала [кг/м³], C – коэффициент удельной теплоемкости материала [Дж/кг·°C], k – коэффициент теплопроводности материала [Вт/м·K], Q – источник энергии [Вт/м³].

Для рассматриваемого случая можно выделить две составляющие теплового потока на нагреваемую поверхность [6]:

входящий тепловой поток (q_s) – применительно к исследуемому технологическому процессу отличается способом нагрева и представляет собой мощность теплового потока, обусловленного плазменной струей;

тепловой поток, обусловленный потерями энергии поверхностью за счет конвекции (q_c) и лучистого теплообмена (q_r). Действие этой составляющей приводит к охлаждению поверхности.

Таким образом, математическое описание эффектов теплообмена может быть представлено в виде граничного условия Неймана:

$$-k(\bar{n} \nabla T) = q_s - q_c - q_r, \quad (2)$$

где \bar{n} – вектор нормали к поверхности.

Исходя из закона Ньютона, тепловой поток, обусловленный конвекцией через поверхность, может быть представлен в виде:

$$q_c = h(T - T_\infty), \quad (3)$$

где h – коэффициент конвективного теплопереноса [Вт/(м²·K)], T_∞ – температура окружающей среды.

В соответствии с законом Стефана-Больцмана лучистый теплообмен с окружающей средой может быть представлен в виде:

$$q_r = \epsilon_s \sigma_{SB} A (T^4 - T_\infty^4), \quad (4)$$

где A – площадь поверхности излучающего тела [м²], σ_{SB} – постоянная Стефана-Больцмана и равна $(5,6696100,00096) \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·K⁴), ϵ_s – коэффициент, характеризующий степень черноты тела.

Распределение теплового потока в плазменной струе зависит от конструкции плазматрона, электрических параметров, вида плазмообразующего газа и может быть рассчитано или определено экспериментально [7] (рис.2).

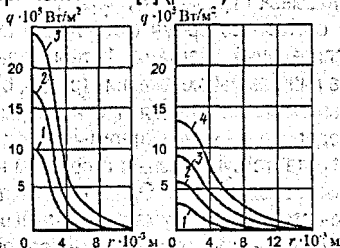


Рис.2. Распределение плотности теплового пятна по радиусу нагрева (мм): 1 – $I=100$ А; 2 – $I=200$ А; 3 – $I=300$ А; 4 – $I=400$ А; плазмообразующий газ; а – азот; б – аргон

В работе [8] показано, что распределение теплового потока струи в зависимости от радиуса можно описать с помощью нормального закона выражением вида:

$$q(r) = \frac{q_0}{2\pi\sigma^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right), \quad (5)$$

где q_0 — максимальная интенсивность теплового потока, σ — параметр распределения теплового потока, который в общем виде зависит от конкретной плазменной установки и ее технологических параметров.

В случае равномерно движущейся плазменной струи, зависимость энергии плазменного источника от координат и времени может быть записана в виде следующей системы:

$$q(t, x, r) = \begin{cases} \frac{q_0}{2\pi\sigma^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) \\ r^2 = (x - x_0 + vt)^2 + (y - y_0)^2 \end{cases}, \quad (6)$$

где x — ось направления движения плазменной струи, y — направление, ортогональное x и находящееся в плоскости термообрабатываемой поверхности (рис. 2), x_0 и y_0 — начальные координаты центра плазменной струи, t — текущее время, v — скорость движения плазматрона.

Для определения параметров плазменной струи создана база данных промышленных плазматронов с их электрическими и конструктивными характеристиками, которая содержит уравнения, аппроксимирующие распределения температуры и тепловой мощности в плазменной струе [9].

Учет фазовых превращений

При построении математической модели закалки поверхностей стальных деталей, обрабатываемых незагруженной плазменной струей, особое внимание следует обратить на учет фазовых превращений. Фазовый состав стали, из которой изготовлена деталь, в значительной степени определяет ее свойства, в том числе механические и эксплуатационные. При нагреве исходная структура стали претерпевает аустенитное превращение. Особенностью плазменного нагрева является локализация энергии и как следствие возможность быстрого нагрева. При этом на завершающей стадии нагрева не обязательно вся деталь достигает аустенитного состояния. Это также имеет актуальность, исходя из того, что помимо температурных градиентов значительный вклад в напряженно-деформированное состояние детали при нагреве вносят и фазовые превращения.

Фазовый состав в процессе нагрева определяется следующими факторами: химическим составом стали, скоростью нагрева, начальным фазовым составом стали. Все эти факторы учтены в термокинетических диаграммах нагрева (рис. 3, а), которые в зарубежной литературе часто называют кривыми Орлиха [10].

При расчете фазового состава во время охлаждения существует возможность использования двух видов справочных диаграмм: 1) термокинетические диаграммы охлаждения; 2) изотермические диаграммы охлаждения (рис. 3, б).

Термокинетические диаграммы снимаются при непрерывном охлаждении, поэтому более естественны для моделирования неизотермических процессов. Косые вертикальные черты на диаграмме соответствуют разным скоростям нагрева, кривые линии — линии начала и конца фазовых превращений. Однако их практическое применение сопряжено с численными сложностями: аппроксимации реальных кривых охлаждения теми, что включены в диаграмму. Более того, применение термокинетических диаграмм для моделирования автоматически сужает область применимости модели за счет того, что с их помощью невозможно описать такие виды закалки, как ступенчатую.

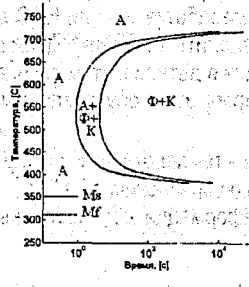
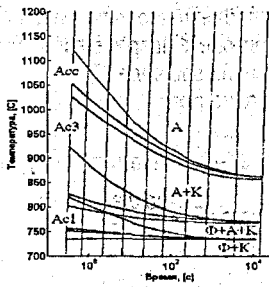


Рис. 3. Диаграммы фазовых превращений

а – термокинетическая нагрева; б – изотермическая охлаждения

Этих недостатков лишены изотермические диаграммы охлаждения (рис. 3, б). Изотермическое превращение диффузионного типа хорошо описывается с помощью параметрического вида уравнения Аврами-Джонсона-Мела, параметры которого вычисляются на основе самих диаграмм [11, 12].

Как было показано Канном и Аврами, для класса превращений, которые можно называть аддитивными (диффузионное превращение аустенита относится к этому классу), для перехода к неизотермическим условиям может быть применено правило аддитивности (интеграл Шейля). В работе [13] приведен численный алгоритм, адаптирующий интеграл Шейля к вычислительным условиям.

Мартенситное превращение происходит по достижению точки Ms, которая отмечается на изотермических диаграммах и соответствует определенной температуре. Температура начала мартенситного превращения определяется в основном содержанием углерода в стали. Для описания этого типа превращения возможно использование уравнения Коиштайна-Марбургера, которое, однако, не учитывает необратимости этого типа превращения. Для решения этой проблемы нами использован подход, изложенный в работе [13], основанный на вычислении эквивалентной скорости образования мартенсита.

Модель напряженно-деформируемого состояния (НДС) обрабатываемых деталей

Формирование напряжений при плазменном упрочнении можно представить следующим образом: после прекращения воздействия плазменной струи с наибольшей скоростью охлаждается внутренний слой металла, расположенный возле нагретого исходного слоя, а приповерхностный слой – с наименьшей скоростью. В процессе сжатия он воздействует на внутренний слой, формируя в нем сжимающие напряжения, в то время как на поверхности образуются растягивающие. При этом в поверхностном слое сталей мартенситное превращение происходит в последнюю очередь. Поскольку мартенсит имеет больший объем, то в приповерхностном слое в это время за счет фазовых напряжений имеет место расширение и возникают сжимающие напряжения. В результате величина и знак остаточных напряжений зависит от соотношения термических и фазовых напряжений с учетом возможных пластических эффектов. При условии, что величина термических напряжений больше величины фазовых, на поверхности формируются растягивающие напряжения, а в обратном случае – сжимающие.

Решающее влияние на значение и характер суммарных напряжений оказывает время перемены знака термических напряжений по отношению ко времени появления структурных превращений.

При разработке модели НДС деталей в процессе плазменного упрочнения необходимо определить источники деформаций и соответствующих напряжений в сталях. Деформации в детали в этом случае можно подразделить на два вида [2]:

1) деформации, обусловленные температурным градиентом:

$$\varepsilon^{th} = \alpha \theta' [1 \ 1 \ 1 \ 0]^T, \quad (7)$$

где α – температурный коэффициент расширения, θ' – разница температуры в точке расчета по сравнению с 20 °С;

2) деформации, обусловленные различием удельного объема фаз:

$$\varepsilon^{ph} = \frac{1}{3} \frac{\Delta V}{V^{ph}} \mathbf{I}, \quad (8)$$

где $\frac{\Delta V}{V^{ph}}$ – изменение объема фаз, \mathbf{I} – единичный вектор.

Таким образом, выражение для вектора узловых сил для элемента можно записать в виде:

$$\mathbf{f}^e = -2\pi \int \mathbf{B}^T \mathbf{D} (\varepsilon^{th} + \varepsilon^{ph}) r dr dz. \quad (9)$$

Вычисление вектора узловых сил проводится с помощью квадратуры Гаусса второго порядка.

В [14] показано, что наиболее приемлемым для описания деформационных процессов в сталях является критерий фон Мизеса в сочетании с изотропным упрочнением. При этом закон, описывающий направление пластического течения, является ассоциативным, что подразумевает дифференцирование функции текучести по компонентам напряжения для определения соответствующих пластических деформаций. Гладкость критерия фон Мизеса дает ему дополнительные вычислительные преимущества.

Аналитически критерий фон Мизеса может быть выражен в виде [15]:

$$F(\sigma) = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}} - \sigma_y = 0, \quad (10)$$

где σ_1 , σ_2 и σ_3 – главные напряжения тензора напряжений σ , σ_y – предел текучести, соответствующий одноосному растяжению.

Упрочнение приводит к увеличению σ_y в процессе пластической деформации:

$$\sigma_y(\bar{\varepsilon}^p) = \sigma_{y0} + H_{iso} \bar{\varepsilon}^p, \quad (11)$$

где H_{iso} – коэффициент изотропного упрочнения, а $\bar{\varepsilon}^p$ является нормой накопленных на данном временном шаге пластических деформаций и вычисляется в соответствии со следующим выражением:

$$\bar{\varepsilon}^p = \int_0^t \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^p \cdot \dot{\varepsilon}^p \right)^{\frac{1}{2}} dt, \quad (12)$$

где $\dot{\varepsilon}^p$ – скорость пластической деформации.

Применение критерия фон Мизеса позволяет воспользоваться хорошо известной моделью J_2 -пластичности совместно с алгоритмом «возвратной карты» (return map algorithm) [12]. Алгоритм построен следующим образом:

Вычисление накопленной деформации на текущем временном шаге:

$$\varepsilon_{n+1} = \varepsilon_n + \Delta \varepsilon_n, \quad (13)$$

которая используется для вычисления напряжения:

$$\sigma_{n+1}^{TR} = \mathbf{D} (\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_n^p - \varepsilon_n^{th} - \varepsilon_n^{ph}). \quad (14)$$

Оценка критерия текучести в соответствии с выражением (8):

$$F(\sigma_{n+1}^{TR}) = \begin{cases} \leq 0, & \text{упругая область,} \\ > 0, & \text{пластическая область.} \end{cases} \quad (15)$$

В том случае, если критерий (15) указывает на упругую область, то текущее значение напряжения σ_{n+1}^{TR} удовлетворяет решению:

$$\sigma_{n+1} = \sigma_{n+1}^{TR}, \quad \sigma_y(\bar{\epsilon}^p)_{n+1} = \sigma_y(\bar{\epsilon}^p)_n \quad (16)$$

В обратном случае необходима корректировка напряжения таким образом, чтобы его значение в координатах главных компонент (σ_1 , σ_2 и σ_3) находилось на поверхности текучести.

Найденная исходя из условия минимизации невязки по напряжению и накопленной пластической деформации тангенциальная матрица используется при реализации модели с помощью метода конечных элементов (МКЭ) в качестве матрицы упругости. Определенные таким образом перемещения подлежат оценке исходя из критерия (11). Итерационный процесс продолжается до достижения установленной точности решения.

После того, как решение в терминах перемещений получено, осуществляется поиск значений тензоров напряжений и деформаций в узлах конечно-элементной сетки.

Твердость стальной детали после аустенитного превращения рассчитывается на каждом временном шаге решения уравнения теплопроводности. Зная температуру на временном шаге T , твердость i -ой структуры H при этой температуре и объемную долю ΔP образовавшейся структуры твердость материала с новым фазовым составом можно рассчитать, используя выражение:

$$H = \sum_{i=1}^N H_i \Delta P_i \quad (17)$$

Логическая схема алгоритма компьютерной реализации комплексной модели тепловых процессов при плазменном упрочнении представлен на рис. 4.

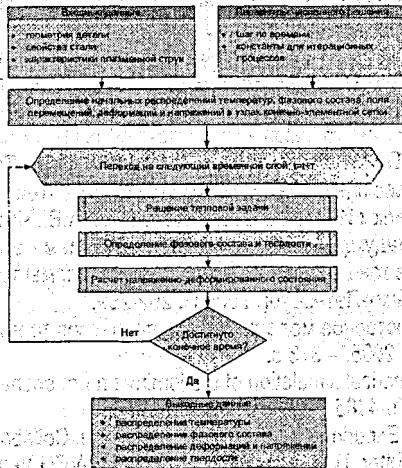


Рис. 4. Логическая схема компьютерной реализации разработанных моделей

Заключение

Разработанная математическая модель нагрева и охлаждения стальных деталей при плазменном упрочнении, формализующая физические механизмы теплообмена, фазовых превращений, формирования их напряженно-деформированного состояния. Представление в виде граничного условия Неймана процессов теплообмена позволяет провести численную реализацию модели с помощью одного из универсальных методов (метод конечных элементов). Предложен алгоритм компьютерной реализации модели, базирующийся на использовании метода конечных элементов.

Литература

1. Михайлова О.М. Технология термической обработки рельсов и деталей колесной пары подвижного состава. Методическое руководство. МПС РФ. УГАПС. -Екатеринбург, 1997. -48с.
2. Лещинский Л.К., Самотугин С.С., Пирч И.И., Комар В.И. Плазменное поверхностное упрочнение. -К.: Техника, 1990. -109с.
3. Лашенко Г.И. Плазменное упрочнение и напыление. - К.: «Экотехнология», 2003. - 64с.
4. Кундас С.П., Тонконогов Б.А., Кашко Т.А. Компьютерное моделирование технологических процессов / Доклады Белорусского государственного университета информатики и радиоэлектроники, 2004 г., № 3(7). с. 38-49.
5. Юдаев Б.Н. Теплопередача: учебник для машиностроительных специальностей Высших технических учебных заведений. - М.: Высшая школа. 1973. - 360с.
6. Y.V.L.N: Murthy, G. Venkata Rao and P. Krishna Iyer Numerical Simulation of welding and quenching processes using transient thermal and thermo-elasto-plastic formulations, Computers & Structures Vol. 60, No. 1, pp. 131-154, 1996.
7. Компьютерное моделирование процессов плазменного напыления покрытий / С.П.Кундас, А.П.Достанко, А.Ф.Ильющенко, А.Н.Кузьменков, E.Lugscheider, U. Eritt. - Мн.: Бестпринт, 1998. -212 с.
8. TSAI, N.S. and EAGAR, T.W., (1985), "Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arc", Metall. Trans. B, 16B, 841-846.
9. Процессы плазменного нанесения покрытий: теория и практика / А.Ф. Ильющенко, С.П. Кундас, А.П. Достанко, Lugscheider, U. Eritt.: Под общ. ред. акад. НАН Беларуси А.П. Достанко, П.А. Витязя. - Мн.: Научный центр исследований политики и бизнеса «Армита», 1999. - 544 с.
10. Durban C., Durand D., Chevre P. Determination of Austenitic Transformation During Fast Heat Treatment // Proceedings of the 17th Conference "Heat Treating", 1997. Pp. 671-676.
11. Кундас С.П., Гишкелюк И.А., Иванов Д.Г., Лемзиков А.В., Чмиленко Ф.В. Математическое моделирование индукционной закалки с применением метода конечных элементов // Сборник материалов конференции «Актуальные проблемы теории и практики индукционного нагрева». Санкт-Петербург, 2005.С. 292-299.
12. Кундас С.П. Компьютерное моделирование процессов термической обработки сталей. - Мн.: Бестпринт, 2005. - 313 с.
13. Hoernberg D. A numerical simulation of the jominy end-quenched test, Acta mater., 1996. Vol. 44. No. 11. Pp. 4375-4385.
14. Plasticity of Metals: Experiments, Models, Computation. Collaborative Research Centres. Edited by E. Steck, R. Ritter, U. Peil, A. Ziegenbein, Wiley-VCH Verlag GmbH, 2001.
15. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. М.: Наука, 1979. 744 с.