

4. Серда Б.П. Современное состояние и перспективы развития технологий нанесения защитных покрытий в условиях СВС / Б.П. Серда, И.В. Кругляк, В.И. Иванов // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – 2004. – №1. – С. 88–93.
5. Серда Б.П. Поверхневе зміцнення матеріалів: Монографія / Серда Б.П., Калініна Н.Є., Кругляк І.В. – Запоріжжя: РВВ ЗДА, – 2004. – 230 с.
6. Хусаинов М.А. Химическая газофазно-диффузионная кристаллизация и структура покрытий из карбидов переходных металлов IVa – Va подгрупп на графите / М.А. Хусаинов, Г.М. Демяшев, М.М. Мышляков // Изв. АН СССР. Металлы. – 1991. – №4. – С. 152–157.
7. Защитные покрытия конструкционных углеграфитовых материалов / В.С. Дергунова, Г.А. Кравецкий, А.В. Емяшев [и др.] // Защитные покрытия. – Л.: Наука, 1978. – С. 114–117.
8. Дзядикевич Ю.В. Шляхи захисту графітових матеріалів від окислення (Огляд) / Ю.В. Дзядикевич, В.Е. Олійник // Порошковая металлургия. – 1996. – № 3/4. – С. 41–47.
9. Серда Б.П., Палехова И.В., Белокоп Ю.А., Серда Д.Б. Получение интерметаллидных соединений и покрытий при нестационарных температурных условиях. Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении: Научный журнал № 2, 2014. ЗНТУ, Запорожье. – С. 67–71
10. Серда Б.П., Белокоп Ю.А., Кругляк И.В., Серда Д.Б., Получение хромоалитированных покрытий на углеродистых материалах в условиях самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. Строительство, материаловедение, машиностроение: Сб. науч. трудов. Вып. 80 – Дн-вск., ПГАСА, 2015.– С. 296–301.
11. Ягодкин Ю.Д. Жаростойкие покрытия (обзор) / Ю.Д. Ягодкин, В.С. Терентьева // Итоги науки и техники. Сер. Металловедение и термическая обработка. – 1991. – №25. – С. 183–254.
12. Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник. Борисенко Г.В., Васильев Л.А., Ворошин Л.Г. и др. М.: Металлургия, 1981. 424 с.
13. Серда Б.П., Бабаченко Є.В., Серда Д.Б. Утворення жароміцних сплавів на основі інтерметалідних сполук, отриманих в умовах СВС. Строительство, материаловедение, машиностроение: Сб. науч. трудов. Вып. 74 – Дн-вск., ПГАСА, 2014. – С. 29–33.
14. Sereda B., Sereda D. Kinetics formation of aluminized multifunctional coating on steel in SHS condition. Material science and technology 2011. Conference and Exhibition. Columbus, Ohio USA. 2011–1741p. – P. 1667–1671
15. Sereda B., Sereda D. Modeling Deformation in Material Processing and Laws of Phasic by SHS Pressing Intermetallics Alloys. Material science and technology 2015. Conference and Exhibition. Columbus, OH, USA. 1821p. P. 611–617
16. Серда Б.П. Теорія будови рідкого, кристалічного та аморфного стану речовини. Навчальний посібник з грифом МОНУ, гриф № 1.4/8-Г-80. – Запоріжжя РВВ ЗДА, – 2008. – 238 с.

пост. 17.11.2017

Н.А. ЕВСЕВА, к.т.н., доцент, korskovanat@ukr.net
 Запорожский национальный технический университет
В.Г. МИЩЕНКО, д.т.н., профессор, mishchen@yandex.ua
 Запорожский национальный университет
А.С. БАГРИЙЧУК, к. ф.-м. н., доцент, a.bagriychuk@gmail.com
 Запорожский национальный университет

Математическая модель напряженно-деформированного состояния реторт в процессе восстановления тетрахлорида титана

Работа посвящена проблеме разработки и создания коррозионностойкой стали с рациональным фазовым составом и повышенным комплексом физико-механических, служебных характеристик для работы в условиях магнетермического производства губчатого титана.

The paper analyzes the developing stainless steel with rational phase composition and enhanced physical and mechanical technological characteristics for operation in conditions of magnesium thermal spongy titanium production.

Постановка проблемы

Одной из важнейших проблем преждевременного выхода из строя реторт и натекания никеля и железа в титановую губку, является коробление корпуса реактора магнетермического производства титана. Поэтому для определения максимальных напряжений, возникающих в реторте в процессе восстановления и сепарации, использовано математическое моделирование состояния корпуса реторты.

Анализ последних источников исследований и публикаций

Современные реакторы магнетермического производства титана традиционно изготавливают из хромоникелевых коррозионностойких сталей типа 05X18НЮТ, AISI 321 и AISI 304 [1]. Они уже давно не удовлетворяют требованиям производителей титана из-за низкого ресурса эксплуатации, а потребителям — по причине загрязнения титановой губки вредными добавками никеля, хрома, натекающими из конструкций этих сталей. Существует проблема повышения стойкости используемых в магнетермическом производстве титана реакторов (реторт), средняя стойкость которых в

настоящее время составляет около 30 промышленных циклов [2—3].

Цель работы

Целью работы является анализ напряженно-деформированного состояния реторт проводился с учетом условий их эксплуатации и физических свойств материалов.

Материалы исследований

В работе для моделирования в качестве материала реторты была выбрана хромоникелевая сталь типа AISI 321. Решение системы связанных дифференциальных уравнений в частных производных для определения компонент вектора перемещения проводили численно методом конечных элементов.

Результаты исследований и их обсуждения

Деформация реторт в процессе эксплуатации обусловлена разными факторами:

- неравномерный нагрев реактора в печи;
- действие избыточного давления паров аргона

$p_0 = 0,03$ МПа на боковую стенку между крышкой реторты и зоной реакции;

- действием нагрузки на фланец со стороны корпуса и реакционной массы $P = 10^4 \dots 10^5$ Н в зависимости от типа реторты.

Характер деформации и разрушения реторт свидетельствует о необходимости учета нелинейных процессов (пластической деформации и текучести) при построении физико-математической модели реторт [4—7]. Будем рассматривать реторту в цилиндрической системе координат, считая что вектор перемещений \mathbf{u} не зависит от угловой координаты φ в силу симметрии реактора:

$$\mathbf{u}(r, z) = u_r \mathbf{e}_r + u_z \mathbf{e}_z.$$

Компоненты тензора деформации Коши для малых перемещений определяются выражением:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right);$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right),$$

а тензор ε_{ij} имеет вид:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{rr} & 0 & \varepsilon_{rz} \\ 0 & \varepsilon_{\varphi\varphi} & 0 \\ \varepsilon_{rz} & 0 & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \hat{u}_r/\hat{r} & 0 & (\hat{u}_r/\hat{z} + \hat{u}_z/\hat{r})/2 \\ 0 & u_r/r & 0 \\ (\hat{u}_r/\hat{z} + \hat{u}_z/\hat{r})/2 & 0 & \hat{u}_z/\hat{z} \end{pmatrix}.$$

Полная деформация ε может быть представлена в виде суммы остаточных ε^0 , упругих ε^{el} , пластических ε^{pl} и термических ε^{th} деформаций:

$$\varepsilon = \varepsilon^0 + \varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl} + \varepsilon^{th}.$$

Тензор упругих деформаций ε^{el} связан с тензором напряжений σ законом Гука:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}^{el},$$

где C_{ijkl} — тензор упругости.

Схема нагружения реторты и распределение температурного поля представлены на рис. 1.

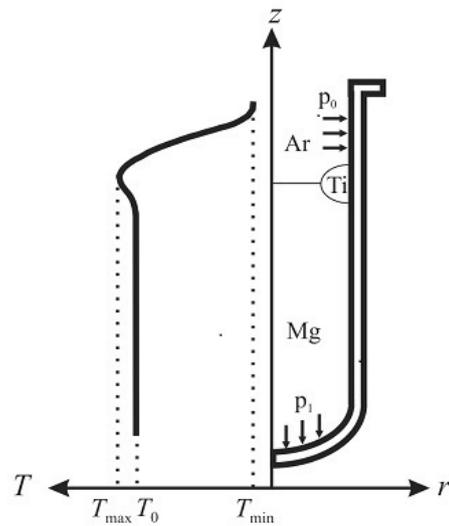


Рис. 1. Схематическое изображение реторты с действующими на нее нагрузками, а также распределение температуры на внешней стенке

Для изотропного тела компоненты тензора упругости могут быть выражены через постоянные Ламе λ и μ . Постоянные Ламе могут быть записаны через модуль Юнга E и коэффициент Пуассона ν :

$$C_{ijkl} = \begin{pmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{pmatrix},$$

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)},$$

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)}.$$

В зоне пластической деформации связь между напряжениями σ^{pl} и деформациями ε^{pl} задается выражением:

$$\sigma^{pl} = \sigma_{0,2} + \frac{E_t}{1 - E_t/E} \varepsilon^{pl},$$

где E_t — тангенциальный модуль упрочнения, для металлов $E_t = 0.001 \cdot E$.

Условием перехода от упругой деформации к пластической служит критерий Мизеса:

$$\sigma_{eff} \geq \sigma_{0,2},$$

где эквивалентные напряжения по Мизесу равны:

$$\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})^2 + (\sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 + 6\sigma_{rz}^2}{2}}.$$

Применяя стандартные математические преобразования получаем систему связанных дифференциальных уравнений в частных производных для определения компонент вектора перемещения:

$$\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{\lambda}{\lambda+2\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial r} - \frac{\lambda}{\lambda+2\mu} \frac{u_r}{r^2} - \frac{\lambda}{\lambda+2\mu} \frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2} = \frac{(3\lambda+2\mu)\alpha}{\lambda+2\mu} \frac{\partial T}{\partial r}$$

$$\frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2} + \frac{\lambda}{\lambda+2\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial z} - \frac{\lambda}{\lambda+2\mu} \frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2} = \frac{(3\lambda+2\mu)\alpha}{\lambda+2\mu} \frac{\partial T}{\partial z}. \quad (1)$$

Для большинства материалов коэффициенты Ламе $\lambda(T)$ и $\mu(T)$, а также температурный коэффициент линейного расширения $\alpha(T)$ нелинейно зависят от температуры. Для определения компонент температурного градиента $\partial T/\partial r$ и $\partial T/\partial z$ входящих в (1), на основании экспериментальных данных распределения температурного поля $T(z)$ в шахтной печи, была предложена следующая аналитическая зависимость для распределения температуры на внешней стенке реторты:

$$T(z) = \begin{cases} T_0 + (T_{\max} - T_0) \exp\left(-\frac{(z-h)^2}{\delta^2}\right), & -H \leq z \leq h \\ T_{\max} - (T_{\max} - T_{\min}) \frac{\xi}{\xi+1} \left(\frac{z-h}{H-h-h_0}\right)^n, & h \leq z \leq (H-h_0) \\ T_{\min} + \alpha(z-H)^m, & (H-h_0) \leq z \leq H \end{cases}$$

Показатели степени n , m лежат в пределах $1,2 \leq (n, m) \leq 2,5$,

T_0 — температура протекания реакции, T_{\max} — максимальная температура в зоне экзотермической реакции, T_{\min} — температура охлаждаемого водой фланца, $2H$ — высота реторты, $H-h$ — расстояние от фланца до зоны реакции, h_0 — расстояние от фланца до нагревателей в печи, δ — ширина зоны реакции. Гладкость зависимости $T(z)$ обеспечивается параметрами ξ и ω :

$$\xi = \frac{m}{n} \left(\frac{H-h}{h_0} - 1 \right),$$

$$\omega = \frac{1}{h_0^m} \frac{T_{\max} - T_{\min}}{1 + \xi}.$$

Выводы

Таким образом, учитывая действующие нагрузки и условия эксплуатации, следует, что деформация стенок реторт в основном происходит в верхней части реторты и приводит к короблению реактора, т.е. появляется выпуклость его боковой стенки. В результате моделирования напряженно-деформированного состояния реторты установлено, что деформация стенок реторты в основном обусловлена термическим расширением материала под действием неоднородного температурного поля.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мищенко В. Г. Развитие разрушения аппаратов восстановления и примеси в губчатом титане / В. Г. Мищенко, С. В. Твердохлеб, О. С. Омельченко // Вісник двигунобудування. – 2004. – № 3. – С. 135–137.
2. Путина О. А. Влияние различных факторов на срок службы реторт аппаратов магнетермического производства титана / О. А. Путина, А. А. Путин, А. И. Гулякин // Цветные металлы. – 1979. – № 9. – С. 71–72.
3. Путина О. А. Стойкость и защита конструкционных материалов в средах магнетермического производства губчатого титана / О. А. Путина, А. А. Путин, Н. П. Нечаев // Цветные металлы. – 1988. – № 2, С. 287–291.
4. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы / Галлагер Р. – М.: Мир, 1984. – 428 с.
5. Сегерминд Л. Применение метода конечных элементов / Сегерминд Л. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
6. Румянцев А. В. Метод конечных элементов в задачах теплопроводности. / Румянцев А. В. – Калининградский гос. ун-т, 1995. – 170 с.
7. Коздоба Л. А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. / Л. А. Коздоба – М.: Наука, 1975. – 228 с.

пост. 27.11.2017