

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАДИИ ТЕРМООБРАБОТКИ ПОСЛЕ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКИ В ПАКЕТЕ ANSYS/MECHANICAL

О. В. Муругова¹, Р. В. Никифоров²

¹ murugova.oxana@mail.ru, ² nikiforov_svarka@mail.ru

ФГБОУ ВО «Уфимский государственный авиационный технический университет» (УГАТУ)

Аннотация. Рассматриваются результаты конечно-элементного моделирования аргонодуговой сварки и стадии термообработки для узла авиационного двигателя из сплавов ЭП718 и ВЖ101. Был проведен температурный и деформационный анализ стадии сварки, для имитации сварочного источника был выбран комбинированный источник нагрева, состоящий из линейного и нормально-кругового источников. Далее была проведена имитация термообработки. Были сравнены значения напряжений в контрольных точках до и после термообработки, были сделаны выводы.

Ключевые слова: термообработка; аргонодуговая сварка; метод конечных элементов; линейный источник; нормально-круговой источник; моделирование; ANSYS; ЭП718; ВЖ101; эквивалентные напряжения.

Один из этапов технологического процесса на производстве – это термообработка после сварки, используемая для уменьшения сварочных напряжений. В этой связи освоение методов численного моделирования термообработки – важный этап комплексного моделирования сварочного процесса.

В данной работе представлены результаты численного моделирования термообработки узла авиационного двигателя после аргонодуговой сварки.

Моделирование остаточных сварочных напряжений проводилось в инженерном пакете Ansys/Mechanical в два этапа [1]: 1) проведение термического анализа для получения распределения тепловых полей и 2) проведение деформационного анализа на основе результатов термического анализа.

Для описания температурного поля $T(x, y, z, t)$ в объемном узле авиационного двигателя использовали дифференциальное нелинейное уравнение теплопроводности:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right),$$

где $\rho(T)$ – плотность, кг/м³; $c(T)$ – теплоемкость, Дж/кг·°С; $\lambda(T)$ – теплопроводность, Вт/м·°С.

Схема введения источников нагрева для имитации зоны проплавления при аргонодуговой сварке и 3D-модель представлены на рис. 1 и 2 соответственно.

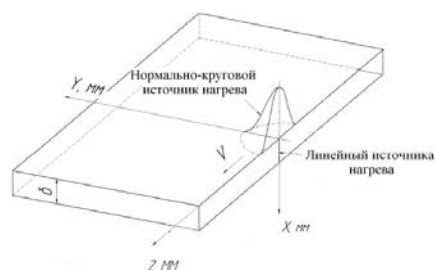


Рис. 1. Схема введения комбинированного источника нагрева

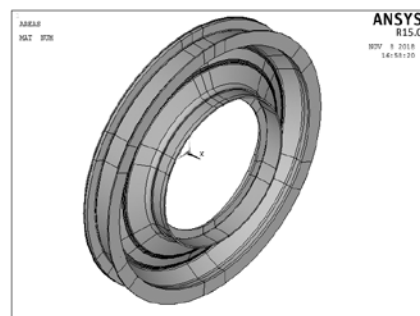


Рис. 2. 3D-модель узла авиационного двигателя

Для описания границ геометрии проплавления с помощью комбинированного источника нагрева для кольцевого сварного

шва перешли из декартовой в цилиндрическую систему координат, где вводимый нормально-круговой источник нагрева на верхней поверхности пластины рассчитывался по формуле:

$$q(r, \omega, z) = \frac{k}{\pi} q_2 \exp^{(-k((y-r \cos \omega R)^2 + (z-r \sin \omega R)^2 + x^2))},$$

где R – радиус траектории сварного шва (м), а ω – угловая скорость перемещения источника нагрева (рад/с).

Линейный тепловой источник был задан как тепловой поток через плоскость, которая разделяет образец на 2 части по формуле:

$$q(r, \omega, z) = \frac{q_1}{4ah} \exp^{(-(y-r \cos \omega R t)^2 + (z-r \sin \omega R t)^2) / a}$$

При этом $q=q_1+q_2$, где q – эффективная тепловая мощность (Вт); t – время перемещения источника нагрева (с), a – размер конечного элемента (м).

Граничные условия теплоотдачи конвекции и излучения задавались с внешних поверхностей. Ширина зоны термического влияния (ЗТВ) с каждой стороны шва, с которой осуществлялся конвективный и лучистый теплообмен, составляла 75 % ширины сварного шва.

Зависимость теплофизических свойств стали от температуры $\rho(T)$, $\lambda(T)$ и $c(T)$ принимали, согласно литературным данным, для сплава ВЖ101 по данным работы [3], а для сплава ЭП718 – по результатам моделирования OPEN CALTHAD по усредненному химическому составу. В связи с отсутствием экспериментальных данных для температуры выше 1000 °С при численных расчетах термической задачи использовали функцию Ansys, позволяющую линейно экстраполировать значения теплофизических свойств материалов на участке 900–1000 °С для температур выше 1000 °С.

Для численных расчетов термической задачи при аргонно-дуговой сварке использовали 8-узловые типы элементов SOLID 70.

Для уменьшения машинного времени расчета размер конечного элемента был неравномерным: в зоне сварного шва 0,8 мм и постепенно увеличивался по направлению от сварного шва.

При моделировании снятия остаточных сварочных напряжений после термообработки в качестве первоначальной стадии необходимо получить поле остаточных напряжений после сварки и задать его как преднапряженное состояние. Режим сварки: $I_{CB}=54A$, $U=15B$, $V_{CB}=12$ м/ч. Моделирование проводилось в следующей порядке: имитация сварки, последующее охлаждение в оснастке (30 с) и высвобождение изделия из сварочной оснастки.

Для механического анализа элемент SOLID 70 из термической задачи преобразовывался в соответствующий ему структурный элемент. Элементу SOLID 70 в структурном анализе соответствовал эквивалентный ему элемент SOLID 185, который также является трехмерным 8-узловым элементом, но поддерживает явления пластичности, гиперэластичности, жесткости, ползучести и большие значения напряжений.

Расчет деформаций проводился на основе неизоэрометрической теории течения с применением языка параметрического проектирования APDL. Загрузку временного шага проводили в нестационарном состоянии в соответствии с итерационным методом Ньютона–Рафсона для вычисления перемещений внутри шага (не более 3 итераций на 1 шаг). Характер деформации модели и поведение пластичности по модели билинейного кинематического упрочнения (Bilinear Kinematic Hardening), учитывающего эффект Баушингера (Bauschinger), удовлетворял критериям текучести Мизеса.

Механический анализ при связанном моделировании зависит от распределения температурного поля определяемого при термическом анализе. При этом необходимо соблюдать ряд указанных ниже важных мер для того, чтобы получить результаты, близкие к реальности:

1. В механическом анализе должна быть точно такая же конечно-элементная сетка (тип и размер конечных элементов), что и в термическом анализе.

2. Тип элементов, используемых в термическом анализе, должен быть изменен на соответствующий тип элемента для механического анализа.

3. После проведения термического анализа необходимо ввести механические свойства материала.

4. Переходная стадия механического анализа должна быть идентична с переходной частью термического анализа, это означает, что точное число шагов по времени и времени одного шага должны совпадать, чтобы избежать путаницы и ошибочных результатов.

5. Для каждого шага по времени механического анализа необходимо считывать макрос из текстового файла.

В точках ЗТВ были определены остаточные сварочные напряжения с обратной стороны сварного шва (табл. 1).

Таблица 1

Эквивалентные напряжения по Мизесу в исследуемых точках ЗТВ в области литого выступа с обратной стороны сварного шва

Исследуемые точки в ЗТВ на расстоянии от оси шва, мм	Эквивалентные напряжения по Мизесу, МПа
Точка 1 (1,6 мм от оси шва)	658 МПа
Точка 2 (2,4 мм от оси шва)	633 МПа
Точка 3 (3,2 мм от оси шва)	604 МПа
Точка 4 (4,0 мм от оси шва)	584 МПа

После получения напряженно-деформированного состояния сварной конструкции использовали функцию PRESSTRESS, позволяющую импортировать все нагрузки на любом шаге решения в новую базу данных.

В соответствии с литературными данными [2], при моделировании стадии термообработки после аргонодуговой сварки приняли температуру нагрева ТО 1150 °С. Ориентируясь на высокопроизводительную ТО скорость нагрева в печи, приняли 0,2 °С/сек, а скорость охлаждения – 0,25 °С/сек. Для имитации ТО была задана нагрузка в виде функции от температуры по поверхности узла авиационного двигателя. Таким образом, время нагрева в рассмотренной тепловой задаче составило – 2400 с, а время охлаждения – 4800 с. Начальная температура составляла 20 °С.

Распределение эквивалентных напряжений по Мизесу в области сварного шва и ЗТВ с обратной стороны сварного шва после термообработки показано на рис. 3.

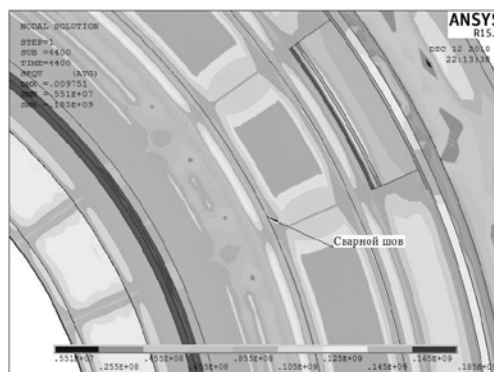


Рис. 3. Распределение эквивалентных напряжений по Мизесу в области сварного шва и ЗТВ с обратной стороны сварного шва после термообработки

Как видно из рис. 3, область с максимальной величиной эквивалентных напряжений по Мизесу расположена вне шва и его околосшовной зоны. При ТО в этой локальной области диафрагмы передней из сплава ЭП718 с обратной стороны сварного шва напряжения уменьшились сравнительно немного с 715 до 163 МПа, что, вероятно, связано с неравномерностью быстрого охлаждения частей конструкции с различным поперечным сечением и некоторым различием механических свойств материалов ВЖ101 и ЭП718.

После прохождения термообработки в ЗТВ сварного шва остаточные сварочные напряжения снизились больше, чем на порядок. Результаты расчетов остаточных сварочных напряжений и остаточных напряжений после последующей ТО представлены в табл. 2.

Таблица 2

Эквивалентные напряжения по Мизесу в исследуемых точках ЗТВ в области литого выступа с обратной стороны сварного шва до и после термообработки

Исследуемые точки в ЗТВ	Эквивалентные напряжения по Мизесу, МПа	Эквивалентные напряжения по Мизесу после ТО, МПа
Точка 1	658 МПа	30 МПа
Точка 2	633 МПа	39 МПа
Точка 3	604 МПа	46 МПа
Точка 4	584 МПа	48 МПа

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, численное моделирование термообработки напряженно-деформированного состояния узла авиаци-

онного двигателя при нагреве со скоростью 0,5 °С/сек до 1150°С и охлаждении со скоростью 0,2 °С/сек показало уменьшение величины остаточных сварочных напряжений не менее чем в 14 раз до величины 30–48 МПа области ЗТВ, рассчитанного для аргонодуговой сварки.

Ускоренная ТО корпуса внутреннего со скоростью охлаждения 0,2 °С/сек вне шва и его околосшовной зоны формирует области с большими остаточными напряжениями до 163 МПа, что, вероятно, связано с неравномерностью быстрого охлаждения частей конструкции с различным поперечным сечением и некоторым различием механических свойств материалов ВЖ101 и ЭП718.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Атрощенко В. В., Никифоров Р. В., Муругова О. В.** Моделирование тепловых процессов при дуговой сварке высокопрочной трубной стали с учетом структурно-фазовых превращений // Сварка и диагностика. – 2018. – №2. – С. 51–54. [V.V. Atroschenko, R.V. Nikiforov, O.V. Murugova. Simulation of thermal processes in arc welding of high-strength pipe steel with regard the structural and phase transformations // Welding and diagnostics, no. 2, pp. 51-54, 2018.]
2. **Киреев Р. Ю.** Причины образования дефектов сварных соединений при сварке и термообработке никелевых сплавов типа ВЖЛ-14 [Текст] / Р. Ю. Киреев, В. П. Чумарный // Вестник воронежского государственного технического университета. – 2013. – том 9 №2. – С. 72-74. [R. U. Kireev. Causes of formation of defects in welded joints during welding and heat treatment of VZhL-14 type nickel alloys. Vestnik voronezhskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta (scientific journal of Voronezh State Technical University), no. 2 (9), pp. 72-74, 2013.]
3. **Егоршин М. В., Эстулин Г. В.** Влияние горячей деформации, гомогенизации и старения на дендритную неоднородность в никелевых сплавах [Текст] // Сталь. 1964. – №9. – С.845–848. [M.V. Egorshin, G.V. Ehstulin. Effect of hot deformation, homogenization and aging on dendritic heterogeneity in nickel alloys. Stal, no. 9, pp. 845-848, 1964.]

ОБ АВТОРАХ

МУРУГОВА Оксана Владимировна, асп. каф. МитЛП. Дипл. магистра Машиностроения (УГАТУ, 2017). Готовит дис. о влиянии фазовых превращений на напряженно-деформируемое состояние.

НИКИФОРОВ Роман Валентинович, доцент каф. МитЛП. Дипл. специалиста в области сварки (УГАТУ, 2009). К-т техн. наук в области сварки (УГАТУ, 2014). Иссл. в обл. моделирования сварочных процессов.

METADATA

Title: Computer simulation of the stage of heat treatment after argon arc welding in ANSYS/Mechanical

Authors: O. V. Murugova¹, R. V. Nikiforov²

Affiliation:

Ufa State Aviation Technical University (UGATU), Russia.

Email: ¹ murugova.oxana@mail.ru, ² nikiforov_svarka@mail.ru

Language: Russian.

Source: Molodezhny Vestnik UGATU (scientific journal of Ufa State Aviation Technical University), no. 2 (21), pp. 84-87, 2019. ISSN 2225-9309 (Print).

Abstract: The results of the finite element modeling of argon-arc welding and the heat treatment stage for an aircraft engine assembly from EP718 and VZh101 alloys are considered. A temperature and deformation analysis of the welding stage was carried out; to simulate a welding source, a combined heat source was selected, consisting of linear and normal-circular sources. Further, an imitation of heat treatment was carried out. The values of stresses at control points before and after heat treatment were compared, and conclusions were drawn.

Key words: heat treatment, argon-arc welding, finite element method, linear source, normal-circular source, modeling, ANSYS, EP718, VZh101, equivalent voltages.

About authors:

MURUGOVA, Oxana Vladimirovna., Postgrad. (PhD) Student, Dept. of Machines and Technology Foundry, Master of Engineering (UGATU, 2017).

NIKIFOROV, Roman Valentinovich., docent Dept. of Machines and Technology Foundry. Dipl. Welding specialist (UGATU, 2009). Dr. of Tech. Sci. (UGATU, 2014).