

Артемьев Д.М., Буканов В.А., Садкин К.Е., Ильин А.В.
НИИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», Санкт-Петербург, Россия

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ РЕЛАКСАЦИИ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПОСЛЕСВАРОЧНОМ ОТПУСКЕ КРУПНОГАБАРИТНОЙ КОНСТРУКЦИИ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНОЙ СТАЛИ

Разработана методика оценки методом конечных элементов релаксации остаточных напряжений при высокотемпературном отпуске сварных конструкций из высокопрочной стали с учетом и без учета эффекта ползучести. Для моделирования процесса ползучести были проведены эксперименты по определению закона ползучести, который в дальнейшем использовался в расчетах. Получено распределение накопленной в результате отпуска необратимой деформации, выполнено сравнение ее максимального значения с экспериментальными данными по деформационной способности основного металла и металла зоны термического влияния при скоростях деформации ниже $5,5 \cdot 10^{-6} \text{ с}^{-1}$.

Ключевые слова: метод конечных элементов, остаточные напряжения, высокотемпературный отпуск, ползучесть.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

Для цитирования: Артемьев Д.М., Буканов В.А., Садкин К.Е., Ильин А.В. Моделирование методом конечных элементов релаксации остаточных напряжений при послесварочном отпуске крупногабаритной конструкции из высокопрочной стали. Труды Крыловского государственного научного центра. 2018; специальный выпуск 1: 130–136.

УДК 629.5.021.1

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-S-I-130-136

Artemyev D., Bukanov V., Sadkin K., Ilyin A.

Kurchatov Institute National Research Centre – CRISM Prometey, St. Petersburg, Russia

FEM SIMULATION OF RESIDUAL STRESS RELAXATION FOR POST-WELDING TEMPER OF LARGE HIGH-STRENGTH STEEL STRUCTURE

This paper suggests FEM-based residual stress relaxation assessment procedure for high-temperature temper of welded structures made of high-strength steel, with and without taking into account creep effects. Creep simulation was based on the experiments intended to determine creeping law used in further calculations. The study yielded the distribution of irreversible deformation accumulated during the temper, and its maximum value was subsequently compared versus the test data on deformation capacity of the base metal and the metal of heat-exposed zone for strain rates below $5.5 \cdot 10^{-6} \text{ s}^{-1}$.

Key words: finite-element method, residual stresses, high-temperature temper, creep.

Authors declare lack of the possible conflicts of interests.

For citations: Artemyev D., Bukanov V., Sadkin K., Ilyin A. FEM simulation of residual stress relaxation for post-welding temper of large high-strength steel structure. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2018; special issue 1: 130–136 (in Russian).

UDC 629.5.021.1

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-1-S-I-130-136

Послесварочный отпуск сварных конструкций из высокопрочных сталей является важной технологической операцией, в результате которой происходит частичная релаксация остаточных сварочных напряжений (ОСН). Механизм релаксации основан на явлении снижения предела текучести материала при нагреве и переходе упругих деформаций в деформации ползучести. Ввиду наличия сложного напряженно-деформированного состояния в зоне сварного соединения скорость деформации при отпуске крайне неоднородна. В статье [1] экспериментально показано, что при уменьшении скорости нагружения при температуре $600 \text{ }^\circ\text{C}$ наблюдается резкое сниже-

ние деформационной способности как основного металла, так и зоны термовлияния (ЗТВ). На рис. 1 показаны полученные зависимости относительного удлинения образцов (фактически равного критической деформации перед разрушением, т.к. шейка не успевает образоваться) от скорости нагружения для основного металла и металла ЗТВ для стали марки 10ХН4МДФ. Для основного металла значения относительного удлинения перед разрушением снижаются до 4 %, для имитированного на dilatометре крупнозернистого участка ЗТВ – до 1 %. Данный факт теоретически может объяснить неоднократно наблюдаемые трещины, локализованные в ЗТВ или непо-

средственно вдоль линии сплавления (ЛС), возникающие в процессе термообработки (окисная пленка на поверхности трещин указывает на их появление при высокой температуре).

Целью данного исследования являлась разработка подходов к оценке методом конечных элементов (КЭ) величины необратимой деформации, которая может быть накоплена в результате высокотемпературного отпуска. В качестве примера был выбран случай образования трещин в реальной сварной конструкции, обнаруженных после термообработки. Для обоснования расчетной модели ползучести использовались результаты экспериментальных исследований.

Постановка задачи

Formulation of task

На рис. 2 представлена CAD-модель конструкции, которая была подвержена высокотемпературному отпуску при температуре 600 °С в течение 5 часов. После термообработки были обнаружены трещины в углах конструкции, локализованные вдоль ЛС. На основании имеющихся данных [2] радиус сопряжения крайнего валика с основным металлом для сварного стыкового шва, выполненного ручной сваркой покрытыми электродами, принят равным 1,0 мм. Сварной шов выполняется практически без усиления, и его представленная геометрическая схематизация приемлема.

Для численной оценки релаксации ОСН и учета вклада ползучести в необратимую деформацию, накопленную в результате термообработки, в программном комплексе ANSYS были решены следующие задачи:

- смоделирован процесс сварки, получены распределения ОСН;
- с учетом ОСН смоделирован процесс термообработки конструкции в печи с учетом и без учета эффекта ползучести; получены распределения интенсивности напряжений и накопленной необратимой деформации.

Ввиду симметрии геометрии конструкции моделировалась 1/8 ее часть, представленная на рис. 3а. На вставке показаны площади, соответствующие сварочным проходам, предназначенные для последовательного моделирования тепловложения при сварке. Также отдельно выделена ЗТВ. На рис. 3б показана сетка КЭ в плоскости симметрии XY.

Моделирование процесса сварки конструкции, результаты решения термической и термомодеформационной задач

Simulation of stress relaxation and irreversible strain accumulation during thermal processing

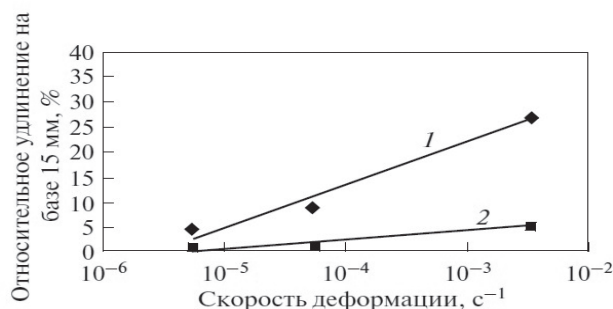


Рис. 1. Зависимости относительного удлинения образцов от скорости нагружения для основного металла и металла ЗТВ стали марки 10ХН4МДФ: 1 – для основного металла, 2 – для металла ЗТВ, [1]

Fig. 1. Relative elongation of samples versus loading rate for base metal 1 and heat-affected zone metal 2 [1]. Steel 10KhN4MDF

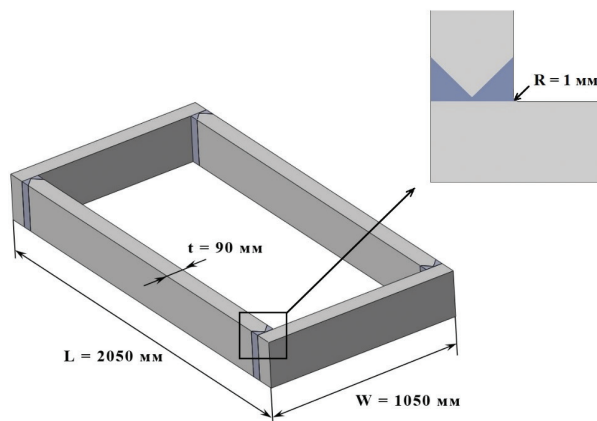


Рис. 2. CAD-модель исходной конструкции; более темным цветом показаны сварные швы

Fig. 2. CAD-model of the initial structure: welds are shown by darker colour

КЭ оценка ОСН в программном комплексе включает в себя два этапа. На первом этапе моделируется термический цикл сварки решением нестационарной термической задачи. Тепловложение в проходы задается посредством внутренней генерации тепла (heat generation), величина и время действия которой выбирается таким образом, чтобы изотерма 1500 °С совпадала с линией сплавления. Таким образом, термический цикл для каждого прохода включает фазу кратковременного нагрева и последующего остывания. Шаг решения задачи по времени выбирается переменный, увеличивающийся с падением градиента температур. На втором этапе решается термоупругопластическая задача моделирования деформации конструкции под действием нестационарного и существенно неоднородного температурного

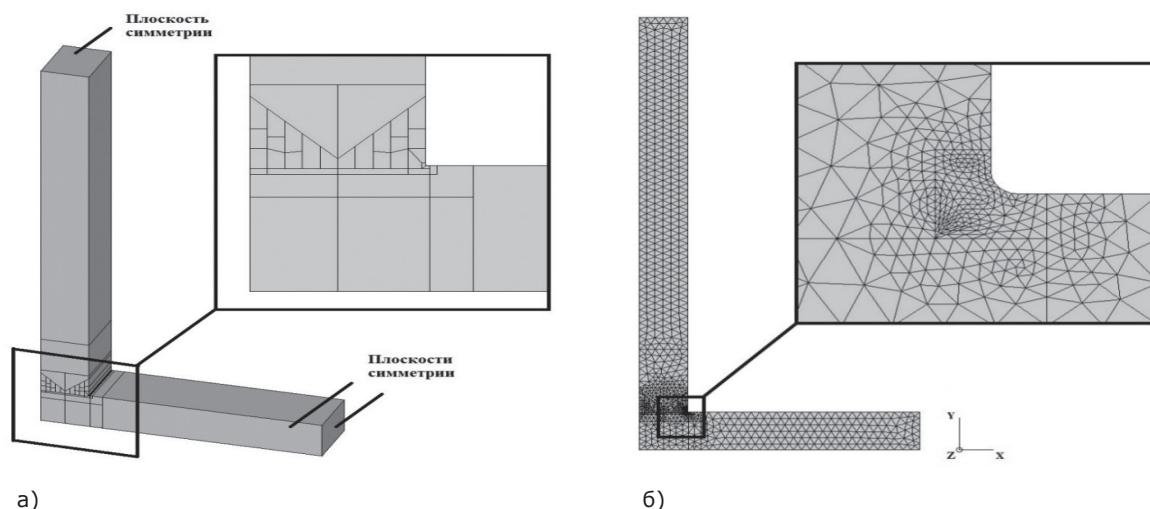


Рис. 3. а) расчетная геометрия (на вставке – разбиение расчетной геометрии по площадям, соответствующим сварочным проходам и ЗТВ); б) сетка КЭ в плоскости симметрии XY с фрагментом измельчения в области концентратора сварного шва

Fig. 3. a) design geometry (inset: design geometry splitting for the areas corresponding to welds and heat-exposed zone); b) FE mesh in symmetry plane XY with refined fragment in the concentrator area of weld

поля. Определенная на первом этапе температура как функция координат и времени поэтапно прикладывалась в качестве нагрузки; в результате было получено напряженно-деформированное состояние материала конструкции после сварки, т.е. фактически ОСН [3].

Конструкция изготовлена из стали марки 10ХН-4МДФ, ручная дуговая сварка производилась низколегированными материалами с близкими к основному материалу механическими свойствами и химическим составом, поэтому в расчетах для основного металла и металла шва использовалась одна модель поведения материала. Теплофизические свойства: коэффициент теплопроводности $32 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{°C}}$, удельная теплоемкость $475 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{°C}}$. Зависимости механических свойств материала от температуры были получены экспериментально для стали аналогичного типа в работе [4]. Они были адаптированы для возможности использования в КЭ расчетах [3] и представлены на рис. 4. Поскольку ОСН формируются на этапе остывания, в расчетах использовались свойства материала при охлаждении.

Граничные условия при решении температурной задачи – нулевой поток тепла через плоскости симметрии. Ввиду того, что конструкция достаточно крупногабаритная и в процессе сварки перенос тепла в металл посредством теплопроводности преобладает над конвективным теплообменом металла с воздухом, теплоотдачей на границе «металл – воздух» пренебрегали.

Граничные условия при решении деформационной задачи – нулевые перемещения по нормали к плоскостям симметрии.

В результате решения термической задачи было получено нестационарное распределение температуры. Для иллюстрации корректности выбранного тепловложения в сварочные проходы и времени его приложения на рис. 5а показано распределение максимальных температур в плоскости симметрии XY за все время моделирования процесса сварки, а на рис. 5б – изотермы $1400\text{--}1600\text{°C}$, которые фактически определяют положение линии сплавления, полученное в расчете.

На рис. 6 показано распределение в плоскости симметрии XY компоненты напряжений σ_{yy} , полученное в результате моделирования процесса сварки. В корне шва наблюдается сжатие до величины предела текучести, а на поверхности имеют место области растяжения также до величины предела текучести, что соответствует общепринятым представлениям о распределении ОСН для стыкового многопроходного шва.

Моделирование процесса релаксации напряжений и накопления необратимой деформации при термообработке

Simulation of stress relaxation and irreversible strain accumulation during thermal processing

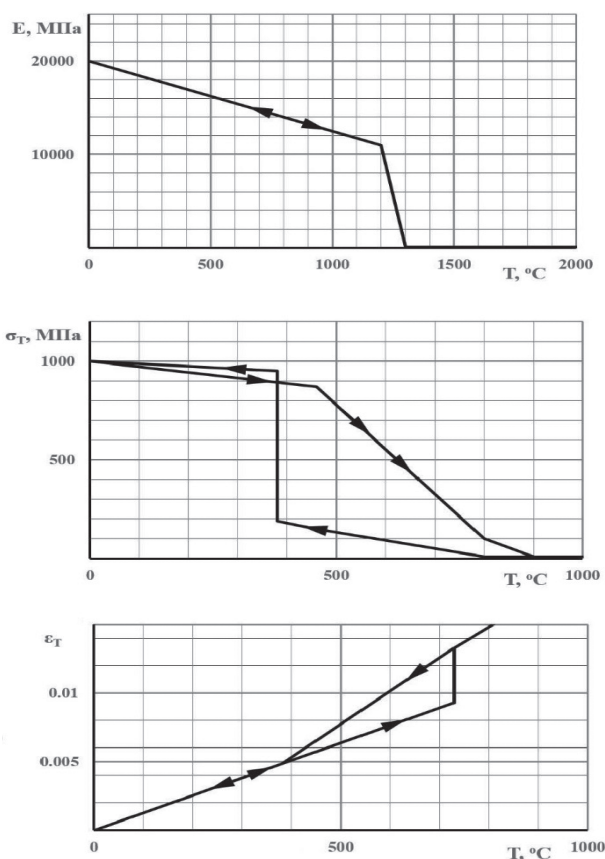


Рис. 4. Расчетные температурные зависимости механических свойств материала: модуля нормальной упругости, предела текучести, термических деформаций на нагреве и охлаждении (направление показано стрелками)

Fig. 4. Design temperature relationships for mechanical properties of material, its Young's modulus, yield strength, thermal strains for heating and cooling (direction is shown by arrows)

На данном этапе исследовалось влияние процесса ползучести на релаксацию ОСН, а также на накопленную необратимую деформацию при термообработке (при нагреве и последующей выдержке в печи). В качестве начального состояния в расчетах задавалось НДС, полученное в результате моделирования процесса сварки. Далее моделировался цикл термообработки с нагревом в течение 2, с выдержкой в течение 5 и остыванием в течение 2 часов. Теплообмен с окружающей средой учитывался заданием коэффициента теплоотдачи $h = 100 \frac{Вт}{м^2 \cdot ^\circ C}$ на внешних границах конструкции, что соответствует вынужденной конвекции (принудительному перемешиванию воздуха в печи). Рассматривались две модели поведения

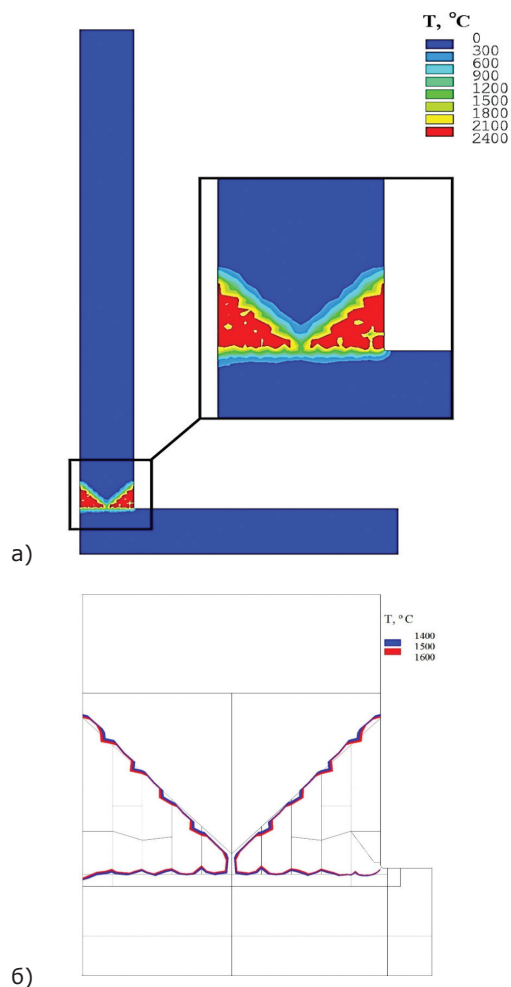


Рис. 5. Распределение в плоскости симметрии XY максимальных температур за все время моделирования процесса сварки: а) общий вид; б) изотермы 1400–1600 °C

Fig. 5. Symmetry plane XY: distribution of maximum temperature over the whole time of welding process simulation: а) general view; б) isotherms 1400–1600°C

материалов: модель, учитывающая лишь изменение предела текучести от температуры и не учитывающая фактор времени выдержки при отпуске, которая использовалась при расчете ОСН, и модель, дополнительно учитывающая процесс высокотемпературной ползучести.

Для определения адекватного закона ползучести были проведены испытания образцов из стали марки 10ХН4МДФ на пластометре Gleeble 3800. Образцы нагружались в диапазоне температур 450–600 °C до различного уровня напряжений в режиме стандартных испытаний на растяжение ($3,3 \cdot 10^{-3} \text{ c}^{-1}$), после чего выдерживались при постоянном

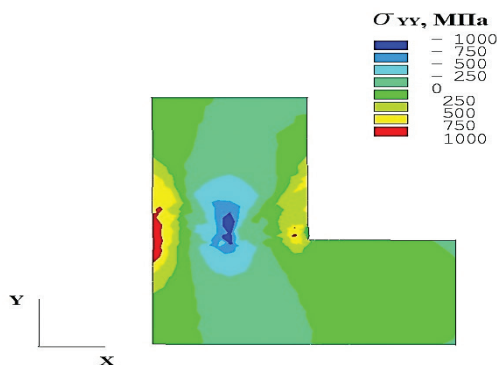


Рис. 6. Распределение в плоскости симметрии XY вблизи концентратора интенсивности компоненты напряжений σ_{yy} , полученное в результате сварки

Fig. 6. Symmetry plane XY: post-welding distribution of stress component σ_{yy} , near intensity concentrator

напряжении в диапазоне $s = 0,6-0,9 \sigma_B$, где величина s в определялась при кратковременных статических испытаниях на растяжение при задаваемой температуре. При испытаниях регистрировалось изменение удлинения во времени. В общем случае полученные диаграммы имели три участка: начальной неустановившейся ползучести, стационарной ползучести и конечный участок ускоренной ползучести (рис. 7). Последний участок кривых соответствует уровню деформаций, который не может быть реализован в ходе релаксации остаточных напряжений, поэтому нет необходимости подбирать аналитическую формулу для его описания. Кроме того, при попытках подбора модели, описывающих как первую, так и вторую стадию ползучести по полученным данным, выяснилось, что ни одна стандартная модель из библиотеки ANSYS не может описать эти данные при любом наборе входящих в них коэффициентов. Поэтому было принято решение выбирать модель, наилучшим образом описывающую лишь вторую стадию стационарной ползучести. Это ведет к некоторой недооценке накопленных при релаксации ОСН деформаций ползучести, но погрешность не должна превышать 20–30 % по полученным исходным данным.

В качестве наиболее адекватной модели была выбрана формула, предложенная В.М. Розенбергом [5] для низких гомологических температур ($T < 0,5T_{пл}$, где $T_{пл}$ – температура плавления металла) и высоких уровней напряжений:

$$\dot{\epsilon}_{cr} = C_1 \exp\left(\frac{\sigma}{C_2}\right) \exp\left(-\frac{C_3}{T}\right) \quad (1)$$

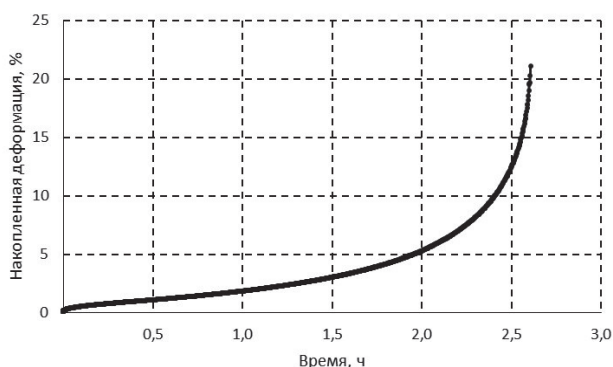


Рис. 7. Типичная диаграмма, полученная в результате испытаний на ползучесть при температуре 600 °C и уровне напряжений $0,7 \sigma_B$

Fig. 7. Typical plot of creep test data at temperature 600°C and stress level $0.7 \sigma_B$

где $\dot{\epsilon}_{cr}$ – скорость изменения интенсивности деформации ползучести; σ – интенсивность напряжений; T – абсолютная температура. Экспоненциальный множитель, учитывающий величину напряжений, соответствует закону Людвига – Дорна. Недостаток этой зависимости в том, что она дает отличную от нуля скорость ползучести при $\sigma = 0$ и, следовательно, не может давать удовлетворительных результатов при малых σ . Но, поскольку интерес представляет зона сварного шва, где наблюдаются значительные напряжения (рис. 6), данная модель подходит для рассматриваемой задачи. Закон справедлив при напряжениях порядка $10-4E$ и более (где E – модуль Юнга), а также при температурах ниже $0,5T_{пл}$ [5, 6]. Функциональная зависимость скорости деформации ползучести от температуры $f_2(T) = \exp\left(-\frac{C_3}{T}\right)$ – закон Аррениуса, широко применяющийся в расчетных оценках ($C_3 > 0$).

Подобранные коэффициенты – $C_1 = 7501 \text{ с}^{-1}$, $C_2 = 48,5 \cdot 10^6 \text{ Па}$, $C_3 = 1,76 \cdot 10^4 \text{ °C}$ – обеспечивают с погрешностью 15 % соответствие соотношения (1) полученным экспериментальными данными.

Результаты конечно-элементного расчета деформаций ползучести при послесварочной термообработке

FEM calculation results for creep during post-welding thermal processing

В результате моделирования термообработки в печи получено, что интенсивность накопленной деформации

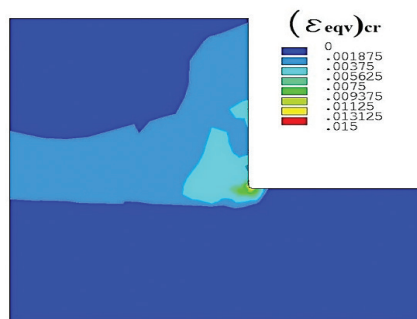


Рис. 8. Итоговое распределение в плоскости симметрии XY вблизи концентратора интенсивности накопленной деформации ползучести при моделировании термообработки

Fig. 8. Symmetry plane XY: final distribution of accumulated creep strain near the intensity concentrator during simulation of thermal processing

ции ползучести имеет максимум в зоне концентрации формы сварного шва в плоскости симметрии XY (рис. 8) и равна 1,25 %.

На рис. 9 показаны временные зависимости температуры, интенсивности напряжений и интенсивности накопленной необратимой деформации в концентраторе для обеих моделей поведения материала при термообработке. Модель, учитывающая только падение предела текучести с температурой, предсказывает снижение максимальных ОСН после термообработки до 0,6С составляет 1 %.

Поскольку при моделировании нагрева в печи, когда скорость деформации ползучести существенно непостоянна, использовалась модель установившейся ползучести, то в результате расчетов получена заниженная оценка интенсивности накопленной деформации ползучести. Учитывая результаты экспериментальной оценки деформационной способности металла ЗТВ при различных скоростях деформирования [1], можно сделать вывод о том, что трещины, наблюдаемые в рассматриваемой конструкции, возникли либо при нагреве конструкции в печи, либо при выдержке, в результате исчерпания деформационной способности металла ЗТВ при реализации механизма ползучести в области высоких градиентов напряжений и деформаций.

Стоит отметить тот факт, что для модели пластичность с учетом ползучести более 90 % релаксации напряжений происходит при нагреве и в течение первого часа выдержки в печи. Таким образом, ограничение времени выдержки незначительно отразится на эффективности релаксации напряжений, но позволит сократить накопленную в концентраторе

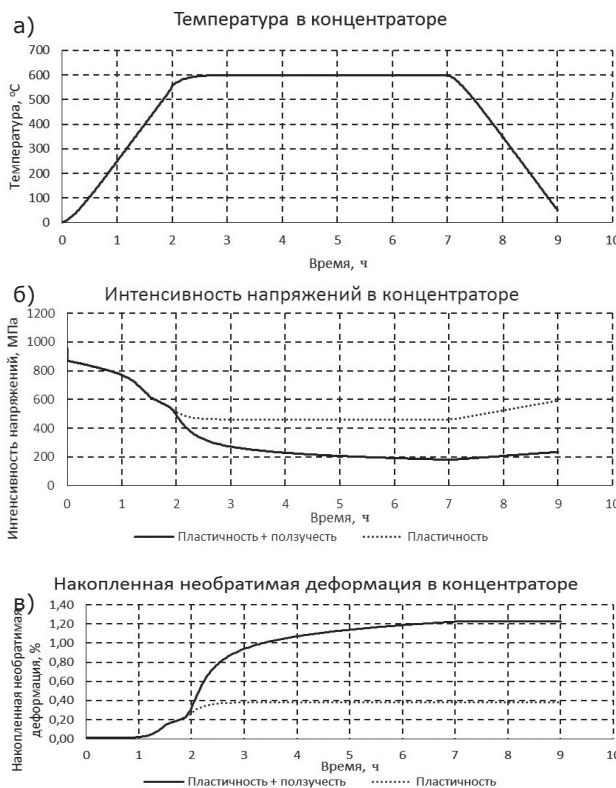


Рис. 9. Сравнение результатов моделирования термообработки для двух моделей поведения материала: а) временные зависимости температуры (а), интенсивности напряжений (б) и накопленной деформации (в) в концентраторе

Fig. 9. Thermal processing simulation data for two behavior models of material: time histories for temperature (a), stress intensity (b) and accumulated strain (c) in the concentrator

необратимую деформацию и тем самым уменьшит вероятность появления трещин.

Для предотвращения растрескивания при термообработке данной конструкции можно рекомендовать увеличить радиус сопряжения крайнего валика шва, например, с помощью аргодугового оплавления, чтобы уменьшить интенсивность напряжений в данной области и, в конечном счете, накопленную деформацию ползучести. Дальнейшие работы по моделированию термообработки с учетом стадии неустановившейся ползучести позволят дать расчетную оценку допустимой величины радиуса концентратора.

Выводы

Conclusion

В результате моделирования методом конечных элементов процесса термообработки крупногабаритной

сварной конструкции с использованием двух моделей поведения материала – пластичности (А) и пластичности с учетом ползучести (Б) – было получено следующее:

Модель Б предсказывает 75 % релаксации напряжений в концентраторе, что коррелирует с литературными данными [7], в отличие от модели А (40 %).

Модель А предсказывает 0,38 % накопленной необратимой деформации в концентраторе, а модель Б 1,25 %, что превышает деформационную способность материала при полученной скорости деформации менее $5,5 \cdot 10^{-6} \text{ с}^{-1}$ и может объяснить наблюдаемые в термообработанной конструкции трещины.

Модель Б предсказывает более 90 % релаксации напряжений при нагреве и в течение первого часа выдержки в печи, что позволяет рекомендовать проведение исследований по сокращению времени выдержки при термообработке крупногабаритных стальных конструкций.

Библиографический список

References

1. Пазилова У.А., Ильин А.В., Круглова А.А., Мотовилова Г.Д., Хлусова Е.И. Влияние температуры и скорости деформации на структуру и характер разрушения высокопрочных сталей при имитации термического цикла сварки и послесварочного отпуска // Физика металлов и металловедение. 2015. Т. 116. № 6. С. 642–652. [Pazilova U., Ilyin A., Kruglova A., Motovilina G., Khlusova Ye. Effect of temperature and strain rate upon structure and failure pattern of high-strength steel during simulation of thermal cycle for welding and post-welding temper // The Physics of Metals and Metallography. 2015; (6)116: 642–52. (in Russian)].
2. Ильин А.В., Леонов В.П., Семенова В.Т. Особенности использования деформационного критерия разрушения при оценке долговечности сварных соединений // Вопросы судостроения (сер. Сварка). 1983. Вып. 36. С. 47–58 / Ilyin A., Leonov V., Semenova V. Application specifics of the strain failure criterion in lifetime assessment of welds // Voprosy sudostroyeniya (Svarka) / Shipbuilding Matters: Welding. 1983; 36: 47–58. (in Russian)].
3. Артемьев Д.М., Садкин К.Е., Мизецкий А.В. Расчетная оценка остаточных сварочных напряжений в сварных соединениях судокорпусных конструкций методом конечных элементов // Сборник трудов V Всероссийской конференции «Безопасность и живучесть технических систем». 2015. Т. 1. С. 51–55. [Artemyev D., Sadkin K., Mizetsky A. FEM-based assessment of residual welding stresses in welded joints of hull structures // Transactions of the Vth All-Russian Conference Safety and Survivability of Technical Systems. 2015: 1: 51–5. (in Russian)].
4. Леонов В.П., Маннинен Т.П. Исследование фазовой ди-

лации в хромоникельмолибденовых сталях при моделировании сварочных циклов // Вопросы материаловедения. 2003. Вып. 4(36). С. 50–66. [Leonov V., Manninen T. Phase dilatation in Cr-Ni-Mo steels during simulation of welding cycles // Voprosy Materialovedeniya (Problems of Materials Science). 2003; 4(36): 50–66. (in Russian)].

5. Розенберг В.М. Основы жаропрочности металлических материалов. М.: Металлургия, 1973. [Rozenberg V. Fundamentals of heat resistance for metals. M.: Metallurgiya, 1973. (in Russian)].
6. Ильин В.Н., Мордашов С.В., Пузач С.В. О законах ползучести для расчета огнестойкости стальных конструкций // Технологии техносферной безопасности. 2008. Вып. 6. [Ilyin V., Mordashov S., Puzach S. On creep laws for fire resistance calculations of steel structures // Technology of Technosphere Safety. 2008. Issue 6 (in Russian)].
7. BS 7910:2013: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures (including Amendment 1, 2015).

Сведения об авторах

Артемьев Дмитрий Михайлович, инженер НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Адрес: 191015, Россия, г. Санкт-Петербург, ул. Шпалерная, 49. Тел.: +7 (812) 710-25-48. E-mail: npk3@crism.ru.

Буканов Виталий Алексеевич, инженер НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Адрес: 191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49. Тел.: 8 (812) 274-13-24; E-mail: npk3@crism.ru.

Садкин Кирилл Евгеньевич, начальник лаборатории НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Адрес: 191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49. Тел.: 8 (812) 274-13-24; E-mail: npk3@crism.ru.

Ильин Алексей Витальевич, заместитель генерального директора НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей». Адрес: 191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49. Тел.: 8 (812) 274-18-22; E-mail: npk3@crism.ru.

About the authors

Artemyev D., Engineer, Kurchatov Institute National Research Centre – CRISM Prometey. Address: Shpalernaya st. 49, St. Petersburg, Russia, 191015. Tel.: 8 (812) 710-25-48; E-mail: npk3@crism.ru.

Bukanov V., Engineer, Kurchatov Institute National Research Centre – CRISM Prometey. Address: Shpalernaya st. 49, St. Petersburg, Russia, 191015. Tel.: 8 (812) 274-13-24; E-mail: npk3@crism.ru.

Sadkin K., Head of Laboratory, Kurchatov Institute National Research Centre – CRISM Prometey. Address: Shpalernaya st. 49, St. Petersburg, Russia, 191015. Tel.: 8 (812) 274-13-24; E-mail: npk3@crism.ru.

Ilyin A., Deputy Director General, Kurchatov Institute National Research Centre – CRISM Prometey. Address: Shpalernaya st. 49, St. Petersburg, Russia, 191015. Tel.: 8 (812) 274-18-22; E-mail: npk3@crism.ru.

Поступила / Received: 01.03.18

Принята в печать / Accepted: 18.04.18

© Коллектив авторов, 2018