

Выводы:

1) с целью планирования длительных ремонтных режимов разработана схема замещения участка сети, содержащего автотрансформатор, одна из фаз которого выведена в ремонт;

2) для решения задачи оптимального распределения мощностей между местными генерирующими источниками в указанных режимах предложена методика коррекции ограничений по пределам генерации турбогенераторов на основе результатов расчета ремонтного режима.

Список литературы

1. Модифицированный метод последовательного эквивалентирования для расчета режимов сложных систем электроснабжения / Игуменцев В.А., Заславец Б.И., Малафеев А.В., Буланова О.В., Ротанова Ю.Н. // Промышленная энергетика. 2008. №6. С. 16-22.
2. Методические указания по применению неполнофазных режимов

работы основного электрооборудования электроустановок 330-1150 кВ РД 153-34.3-20.670-97 : утв. Департаментом электрических сетей РАО «ЕЭС России» 01.12.97 : введ. в действие с 01.02.99.

3. Малафеев А.В., Игуменцев В.А., Хламова А.В. Алгоритм оптимизации распределения активной мощности между электростанциями промышленного предприятия и узлами связи с энергосистемой с учетом потерь в распределительной сети // Промышленная энергетика. 2011. №9. С. 16-21.

Bibliography

1. Modified method of successive reduction for calculation of electric power supply composite systems modes / Igumenshev V.A. Zaslavets B.I., Malafeev A.V., Bulanova O.V., Rotanova Y.N. // Industrial power engineering. 2008. No 6. P. 16-22.
2. 330-1150 kV electric installation high-voltage equipment single-phase operating conditions application methodical recommendations: РД 153-34.3-20.670-97 : approved by RAO «UES of Russia» power grid department on 01.12.97 : put in operation on 01.02.99.
3. Malafeev A.V., Igumenshev V.A., Khlamova A.V. Active power distribution between industrial power plants and power grid connection junctions algorithm taking into account power losses in distribution system // Industrial power engineering. 2011. No 9. P. 16-21.

УДК 629.14

Казанцев А.Г., Феклистов С.И., Жуков Р.Ю.

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В ТЕПЛООБМЕННЫХ ТРУБКАХ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ В ЗОНАХ ОБРАЗОВАНИЯ ПИТТИНГОВ

С использованием метода конечных элементов выполнен анализ напряженно-деформированного состояния и величины раскрытия трещин-сателлитов в вершине питтинга в теплообменных трубках парогенераторов АЭС для различных режимов эксплуатации.

Исследовано влияние на этот процесс остаточных напряжений. Определены условия возникновения пластических деформаций в вершине питтинга.

Ключевые слова: теплообменная трубка, АЭС, питтинг, метод конечных элементов, пластическая деформация, коррозия.

Using the finite element method is analyzed stress-strain state and the magnitude of the crack opening in the top of the satellite pitting in the heat transfer tubes of nuclear steam generators for various modes of operation, We consider the Renault influence on this process of residual stresses, determine the conditions of plastic deformation in the top of pitting.

The influence on the process of residual stresses was studied. Conditions for the occurrence of plastic deformation in the top of pitting was defined.

Keywords: heat exchange tube, pitting, finite element method, plastic deformation, corrosion.

Теплообменные трубки (ТОТ) парогенераторов АЭС в процессе эксплуатации подвергаются интенсивному коррозионному воздействию среды второго контура. Первоначально на наружной поверхности ТОТ образуются питтинги. С увеличением глубины питтингов в условиях действия внутреннего давления возможно возникновение в их вершине пластических деформаций, приводящих к коррозионному растрескиванию.

В данной работе с использованием метода конечных элементов выполнен анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) и величины раскрытия трещин-сателлитов в вершине питтинга для различных режимов эксплуатации, влияния на этот процесс остаточных напряжений, а также оценка условий возникновения пластических деформаций в вершине питтинга.

Материал трубки – сталь 12Х18Н10Т, наружный диаметр 16 мм, толщина стенки 1.5 мм. Поведение материала описывалось теорией течения с кинематическим упрочнением (предел текучести 220 МПа, модуль упрочнения 2000 МПа). Питтинг радиусом 0.25 мм на наружной поверхности трубки моделировался круго-

вой выточкой различной глубины. Длина трещины-сателлита в его вершине составляла 0.05 мм.

Расчет выполнен для различных последовательно-стей выхода на мощность: гидроиспытания→холодное состояние→рабочий режим (ГИ → ХС→РР); холодное состояние→рабочий режим→ холодное состояние→ гидроиспытания→холодное состояние→рабочий режим (ХС → РР→ХС→ГИ→ХС→РР).

Расчетная схема соответствовала случаю плоской деформации в ТОТ. В рабочем режиме к трубке прикладывалось внутреннее давление 15.7 МПа, наружное 6.3 МПа. По берегам трещины и к поверхности питтинга прикладывалось наружное давление. При гидроиспытаниях внутреннее давление соответствовало 24.5 МПа.

Сетка конечных восьмиузловых элементов в зоне питтинга с трещиной приведена на **рис. 1**. На **рис. 2, 3** показано распределение интенсивности пластических деформаций у вершины трещины в рабочем режиме (ХС → РР) и при нагружении в последовательности ХС→ ГИ. Результаты расчета раскрытия питтинга и берегов трещины на дне питтинга, а также изменение

относительного радиуса пластической зоны r_p / r_{p0} (r_{p0} – размер пластической зоны для различных последовательностей перехода ХС→РР) приведены в табл. 1, 2.

Таблица 1

Результаты расчета величины раскрытия питтинга, трещины-сателлита и размеров пластических зон при нагружении по режиму ХС→ГИ→ХС→РР

| Параметр | ХС → ГИ → ХС → РР | | | | | |
|----------------|----------------------|---------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| | ХС → ГИ | | ГИ → ХС | | ХС → РР | |
| | питтинг | трещина | питтинг | трещина | питтинг | трещина |
| δ , мм | $1.02 \cdot 10^{-3}$ | $0.4 \cdot 10^{-3}$ | $1.78 \cdot 10^{-5}$ | $1.86 \cdot 10^{-5}$ | $0.42 \cdot 10^{-3}$ | $1.72 \cdot 10^{-4}$ |
| r_p / r_{p0} | 5.4 | | 1.9 | | 0.3 | |

Приведенные в таблицах размеры зон пластической деформации для полуциклов разгрузок (РР→ХС, ГИ→ХС) соответствуют зонам деформирования, в которых пластическая деформация уменьшалась вследствие изменения направления нагружения на обратное. Для полуциклов активного нагружения (ХС→РР, ХС→ГИ) указанные зоны соответствуют областям, в которых для данного полуцикла происходило накопление односторонних пластических деформаций.

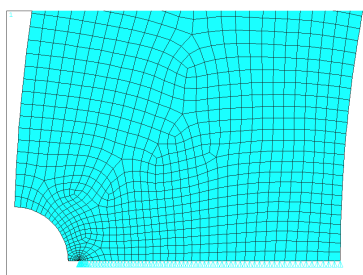


Рис. 1. Сетка конечных элементов в зоне питтинга с трещиной

Результаты расчета величины раскрытия питтинга, трещины-сателлита и размеров пластических зон при нагружении по режиму ХС→РР→ХС→ГИ→ХС→РР

| Параметр | ХС → РР → ХС → ГИ → ХС → РР | | | | | | | | | |
|----------------|-----------------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|---------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| | ХС → РР | | РР → ХС | | ХС → ГИ | | ГИ → ХС | | ХС → РР | |
| | питтинг | трещина | питтинг | трещина | питтинг | трещина | питтинг | трещина | питтинг | трещина |
| δ , мм | $0.4 \cdot 10^{-3}$ | $1.54 \cdot 10^{-4}$ | $0.96 \cdot 10^{-6}$ | $1.44 \cdot 10^{-6}$ | $1.02 \cdot 10^{-3}$ | $0.4 \cdot 10^{-3}$ | $1.78 \cdot 10^{-5}$ | $1.86 \cdot 10^{-5}$ | $0.42 \cdot 10^{-3}$ | $1.72 \cdot 10^{-4}$ |
| r_p / r_{p0} | 1 | | 0.3 | | 5.4 | | 1.8 | | 0.3 | |

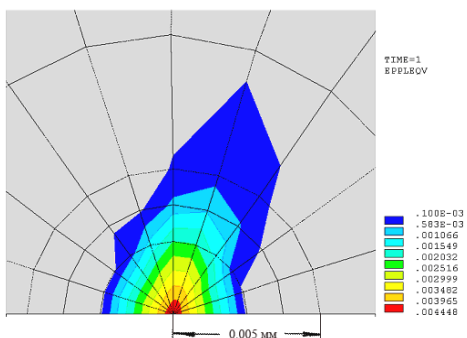


Рис. 2. Распределение интенсивности пластической деформации, рабочий режим (ХС→РР)

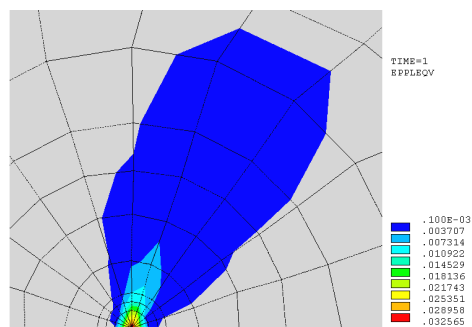


Рис. 3. Распределение интенсивности пластических деформаций в зоне вершины трещины при ГИ (ХС→ГИ)

Из табл. 1, 2 видно, что размер пластической зоны у вершины трещины в режиме ГИ в 5.4 раза больше, чем в рабочем режиме. Величина раскрытия питтинга и берегов трещины при ГИ в 2.5 раза выше, чем в рабочем режиме. Проведение ГИ перед выходом на рабочий режим несколько увеличивает раскрытие питтинга и берегов трещины, однако существенно снижает размер пластической зоны (приблизительно в 3.3 раза).

Из сопоставления данных табл. 1 и 2 следует также, что предыстория нагружения до проведения гидротестирования (см. табл. 2) не повлияла на параметры раскрытия трещины и размер пластической зоны в состоянии РР после ГИ.

На характер НДС в зоне питтинга и протекание коррозионных процессов при его возникновении существенное влияние оказывают величина и знак остаточных напряжений в ТОТ. Для качественной оценки этого эффекта механизм возникновения данных напряжений не имеет существенного значения. В связи с этим, для упрощения было рассмотрено воздействие на НДС сжимающих остаточных напряжений в ТОТ, возникающих при термообработке труб.

Таблица 2

Термообработка заключалась в равномерном нагреве трубки (до 1000°C) и последующем интенсивном охлаждении с внешней поверхности в 5% растворе NaCl до 20°C. Для оценки остаточных напряжений сначала решалась нестационарная температурная задача и определялось распределение температур в процессе охлаждения. После этого для различных моментов времени и распределений температур вплоть до полного охлаждения (20°C) решалась серия упругопластических задач и оценивались значения пластических деформаций. Теплофизические свойства принимались по данным [1-2]. Коэффициент теплоотдачи в растворе NaCl $\alpha = 2 \cdot 10^4$ Дж/(м²·с·°C).

Результаты расчета изменения во времени температуры на внутренней (1) и наружной (2) поверхности трубки при охлаждении показано на рис. 4. Распределения напряжений и деформаций по толщине стенки трубки в моменты времени, соответствующие возникновению максимальных пластических деформаций, а также после полного выравнивания температу-

ры и охлаждения до 20°C, приведены на рис. 5, 6. Здесь σ_x, ϵ_{px} – соответственно радиальные компоненты напряжения и пластической деформации; σ_y, ϵ_{py} – тангенциальные; σ_z, ϵ_{pz} – осевые; ϵ_{pi} и σ_i – интенсивность пластических деформаций и напряжений.

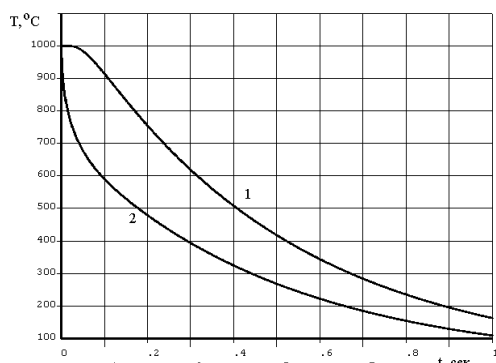


Рис. 4. Изменение во времени температуры на внутренней (1) и наружной (2) поверхности трубки при охлаждении

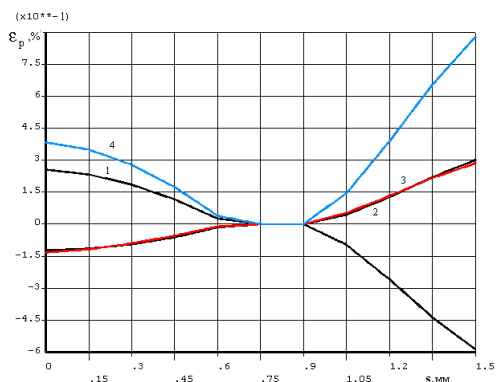


Рис. 5. Распределение пластических деформаций по толщине трубки для $t = 0.1$ с (1 – ϵ_{rx} ; 2 – ϵ_{ry} ; 3 – ϵ_{rz} ; 4 – ϵ_{pi})

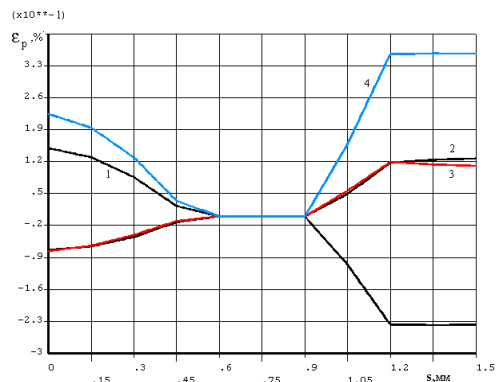


Рис. 6. Распределение остаточных пластических деформаций по толщине трубки при $T = 20^\circ\text{C}$ (1 – ϵ_{rx} ; 2 – ϵ_{ry} ; 3 – ϵ_{rz} ; 4 – ϵ_{pi})

Как видно из представленных результатов, в рассмотренном случае после полного охлаждения трубки на ее внешней поверхности возникают сжимающие тангенциальные остаточные напряжения σ_y , макси-

мальная величина которых достигает предела текучести. На внутренней поверхности напряжения σ_y растягивающие, их величина несколько ниже, чем на внешней. Переход от сжатия к растяжению происходит на глубине, равной приблизительно 1/3 толщины трубки.

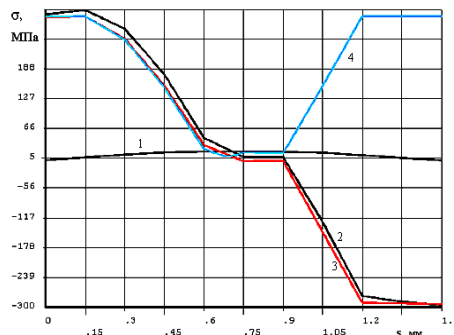


Рис. 7. Распределение остаточных напряжений по толщине трубки при $T = 20^\circ\text{C}$ (1 – σ_x ; 2 – σ_y ; 3 – σ_z ; 4 – σ_i)

Приведенные на рис. 6 результаты качественно согласуются с данными экспериментов [1] по оценке тангенциальных остаточных напряжений во втулках из стали 1X18H9T, подвергавшихся аналогичным режимам нагрева – охлаждения (закалка с 1050°C в воде).

Процесс образования питтинга в ТОТ при наличии полученного поля остаточных напряжений моделировался уменьшением жесткости элементов (до пренебрежимо малой величины) в области выкружки $R=0.25$ мм (см. рис. 1), соответствующей размерам питтинга.

Распределение остаточных напряжений в ТОТ до и после образования питтинга показано на рис. 8-10 (напряжения даны в H/m^2).

Видно, что при возникновении питтинга происходит локальное перераспределение остаточных напряжений, в результате чего сжимающие тангенциальные напряжения у его дна существенно увеличиваются. Одновременно несколько возрастают растягивающие напряжения на внутренней поверхности трубки.

При приложении рабочего давления тангенциальные напряжения у дна питтинга уменьшаются, оставаясь при этом сжимающими (рис. 11, 12). В режиме ГИ тангенциальные напряжения падают практически до нуля (рис. 13, 14).

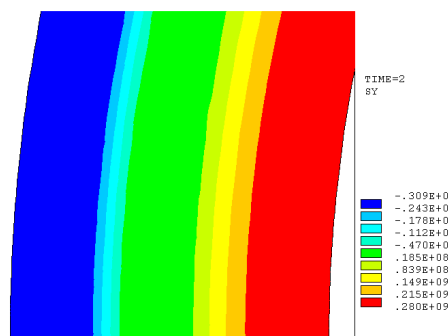


Рис. 8. Распределение остаточных тангенциальных напряжений в ТОТ до возникновения питтинга

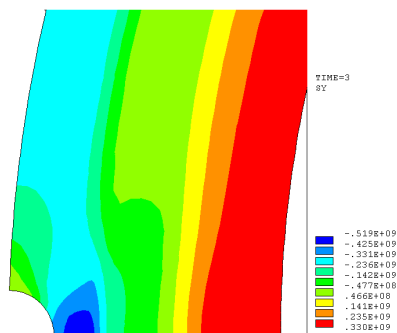


Рис. 9. Распределение остаточных тангенциальных напряжений в TOT в зоне питтинга

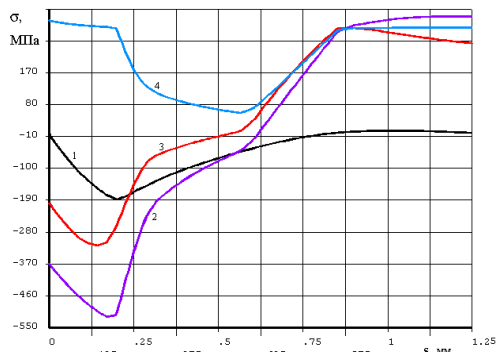


Рис. 10. Распределение остаточных напряжений в TOT в зоне питтинга по толщине трубы (1 – σ_x ; 2 – σ_y ; 3 – σ_z ; 4 – σ_i)

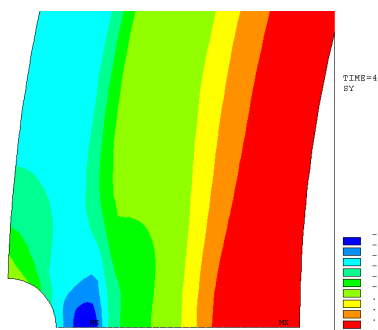


Рис. 11. Распределение тангенциальных напряжений в TOT в зоне питтинга при действии рабочего давления

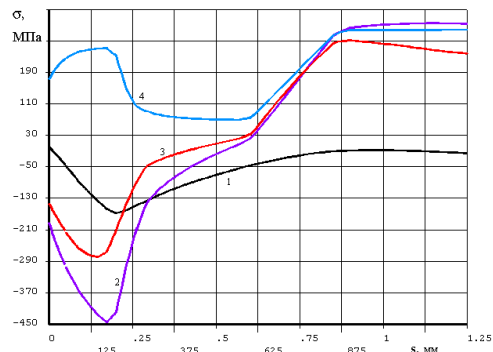


Рис. 12. Распределение напряжений в TOT по толщине трубы в сечении с питтингом при действии рабочего давления (1 – σ_x ; 2 – σ_y ; 3 – σ_z ; 4 – σ_i)

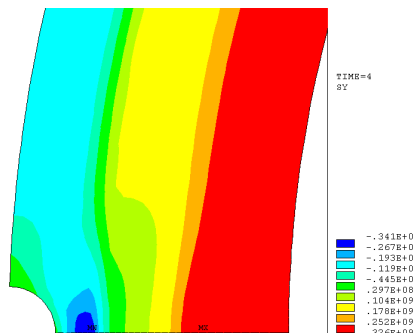


Рис. 13. Распределение тангенциальных напряжений в TOT в зоне питтинга при GI

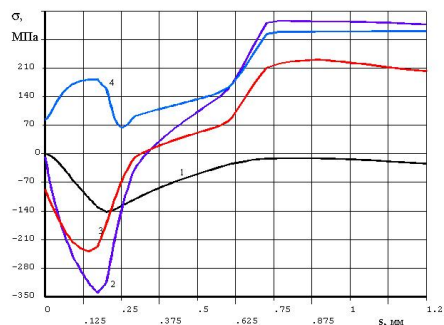


Рис. 14. Распределение напряжений в TOT по толщине трубы в сечении с питтингом при GI (1 – σ_x ; 2 – σ_y ; 3 – σ_z ; 4 – σ_i)

Полученные результаты показывают, что наведение остаточных сжимающих напряжений на наружной поверхности трубы может являться одним из способов снижения возможности возникновения на дне питтинга пластических деформаций и устранения коррозионного растрескивания.

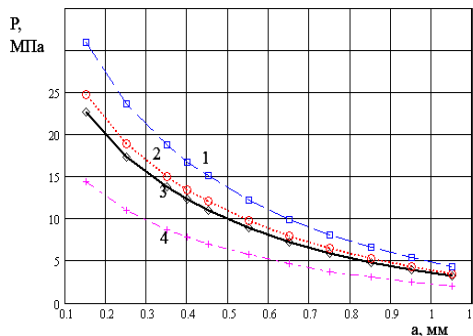


Рис. 15. Зависимость критического давления от глубины питтинга при различных значениях предела текучести материала TOT (1 – $\sigma_T = 300$ МПа; 2 – $\sigma_T = 240$ МПа; 3 – $\sigma_T = 220$ МПа; 4 – $\sigma_T = 140$ МПа)

В связи с тем, что на процесс развития коррозионных повреждений существенное влияние оказывает наличие пластических деформаций, был выполнен расчет величины критического давления, соответствующего появлению пластических деформаций на дне питтинга в зависимости от его глубины. На рис. 15, а показана полученная зависимость критического давления p от глубины питтинга $a = 0.15-1.05$ мм при различных

значениях предела текучести материала ТОТ. Представленные данные получены на основе расчета МКЭ для питтинга радиусом 0.25 мм, глубина которого варьировалась послойным удалением элементов в модели ТОТ.

Из рис. 15 видно, что для рабочего режима ($\Delta p \cong 9$ МПа) глубина питтинга, необходимая для возникновения пластической деформации, составляет около 0.7 мм (при $\sigma_T = 300$ МПа). Однако по данным металлографического анализа переход питтинга в трещину (для которого необходимо наличие пластической зоны) наблюдается при меньшей глубине – 0.2-0.3 мм. Причиной этого может быть, в том числе, наличие у дна питтинга мелких трещинок- сателлитов, которые необходимо учитывать при моделировании питтинга.

Выполненный анализ показал таким образом:

1. Проведение гидроиспытаний теплообменных трубок перед выходом на рабочий режим, при наличии неглубоких трещиноподобных дефектов, оказывает положительное влияние на НДС в вершине трещины, снижая размер пластической зоны (приблизительно в 3.3 раза).

2. Наличие сжимающих напряжений на наружной поверхности теплообменных трубок препятству-

ет возникновению пластических деформаций в зоне питтинга при его образовании, причем при увеличении размеров питтинга по крайней мере до 0.25 мм сжимающие напряжения на дне питтинга увеличиваются.

3. При оценке величины давления, соответствующего возникновению пластических деформаций на дне питтинга, необходимо учитывать возможное наличие у дна питтинга мелких трещинок-сателлитов.

Список литературы

1. Технологические остаточные напряжения / Подзей А.В., Сулима А.М., Евстигнеев М.И., Серебренников Г.З.; под ред. А.В. Подзея. М.: Машиностроение, 1973. С. 216.
2. ПНАЭ Г-7-002-86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989. 528 с.
3. Исследования по упрочнению деталей машин / под ред. И.В. Кудрявцева. М.: Машиностроение, 1972. 328 с.

Bibliography

1. Processing of residual stress / Podzey A.V., Sulima A.M., Evstigneev M.I., Serebrennikov G.Z.; Ed. A.V. Podzey., M: Mechanical Engineering, 1973, P. 216.
2. PNAE G-7-002-86. Standards based on the strength of equipment and pipelines of nuclear power plants, M., Energoatomizdat, 1989. 528 p.
3. Studies on the hardening of machine parts. Ed. I.V. Kudryavtsev. Mashinostroenie, 1972, 328 p.