

Оценка кинетики трещины в сварном шве СШ № 111 соединения коллектора с патрубком корпуса парогенератора по ресурсу пластичности

Г. В. Степанов, А. В. Широков

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Представлены результаты моделирования кинетики трещины парогенераторов ПГВ-1000 реакторных блоков ВВЭР-1000 АЭС, рассчитанные по ресурсу пластичности при нормальных условиях эксплуатации и гидротестированиях. Показано, что предложенный подход к расчету кинетики трещины позволяет получить консервативную оценку долговечности элементов конструкций, в том числе с учетом коррозионного воздействия.

Ключевые слова: ПГВ-1000, моделирование кинетики трещины, ресурс пластичности.

Введение. При длительности эксплуатации парогенераторов ПГВ-1000 реакторных блоков ВВЭР-1000 АЭС значительно ниже расчетной обнаружены повреждения узлов приварки “горячего” коллектора к патрубку парогенератора (ПГ) в областях наибольшей интенсивности напряжений [1, 2]. Установлено, что повреждения (трещины) локализованы практически в одних и тех же местах узла приварки, который эксплуатируется на разных АЭС. Приварка выполняется по разным технологиям (симметричная и несимметричная разделка кромок соединения, автоматическая и ручная сварка, предварительная наплавка кромок и без таковой). Это свидетельствует о существовании общих причин данного явления, а также о том, что не все особенности нагружения и деформирования материала в области узла приварки учитывались при его прочностном расчете на стадии проектирования. В частности, недостаточно учитывалось влияние коррозионных процессов, которые приводили к снижению предельной пластичности металла [3, 4].

По результатам расчетов установлено, что максимальные растягивающие напряжения достигаются на внутренней поверхности “кармана” (кольцевой зазор между коллектором и патрубком ПГ) в локальной области ниже линии сопряжения галтели с внутренней цилиндрической поверхностью патрубка ПГ со стороны растянутой частигиба главного центрального трубопровода [4]. Это соответствует месту фактического разрушения, наблюдавшегося на всех поврежденных ПГ с образованием трещиноподобных дефектов.

В настоящей работе на базе оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) узла приварки с трещинами показана возможность расчета их развития на основании исчерпания ресурса пластичности металла [5–7] с учетом экспериментальных данных о влиянии коррозионного воздействия на ресурс пластичности [3, 4].

Общие положения. Для оценки долговечности элементов конструкций без трещин при циклическом нагружении используются зависимости (5.25) [6], определяющие связь допустимой амплитуды условно упругих напряжений $[\sigma_{aF}]$ с числом циклов нагружения N_0 .

Нелинейная зависимость числа циклов до зарождения трещины от приращения эквивалентной пластической деформации за цикл нагружения $(\Delta \epsilon_{eq})$ определяется выражением $N = [-\ln(1 - Z^T/100)/(4\Delta \epsilon_p)]^2$, где Z^T – относительная площадь поперечного сечения области шейки (в %) при растяжении.

Фрактография образцов после усталостного разрушения показывает, что для каждого материала существует такая скорость роста трещины, начиная с которой ее приращение происходит на каждом цикле. Под ростом трещины следует понимать

увеличение ее длины на Δa при деформации материала в области движения трещины $\varepsilon_f = -\ln(1-\psi)$, ε_f – истинная деформация, соответствующая разрушению; $\psi = Z^T/100$. Для конструкционных сталей эта скорость составляет 0,1 мкм за цикл [8].

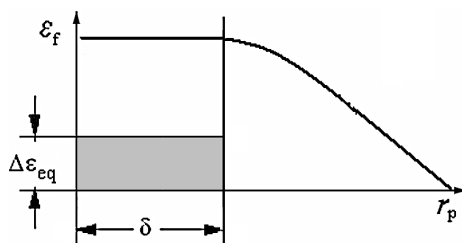


Рис. 1. Схема роста эквивалентной пластической деформации в устье трещины за цикл нагружения.

Накопление эквивалентной пластической деформации в представительном объеме радиуса δ (область металла в вершине трещины, в которой деформация принимается однородной) определяется числом циклов до зарождения трещины $N = \varepsilon_f / \Delta\varepsilon_{eq}$ (рис. 1). Рост трещины на величину δ (при линейном суммировании повреждений) определяется числом циклов $N = \delta / \Delta a$. Следовательно, из равенства $\delta / \Delta a = \varepsilon_f / \Delta\varepsilon_{eq}$ получим

$$\Delta a = \frac{da}{dN} = \delta \frac{\Delta\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_f}. \quad (1)$$

При нелинейном суммировании повреждений из равенства $\Delta a(\varepsilon_f)^2 = \delta(4\Delta\varepsilon_{eq})^2$ [5] следует

$$\Delta a = da/dN = \delta(4\Delta\varepsilon_{eq}/\varepsilon_f)^2. \quad (2)$$

Расчетное изменение пластической деформации при использовании метода конечных элементов (МКЭ) зависит от размеров сингулярных элементов r_1 . Следовательно, для оценки скорости циклического роста трещины с помощью МКЭ необходимо определить приращение деформации $\Delta\varepsilon_{eq}$ и величину δ при заданном размере сингулярного элемента r_1 . Предложенный подход является общим для определения зарождения трещины и ее подрастания при циклическом нагружении.

Моделирование кинетики трещины для участка трубы с кольцевой краевой трещиной. Для оценки приращения деформации за цикл нагружения и радиуса пластической области использовали результаты численных расчетов участка трубы (наружный диаметр 1334 мм, толщина стенки 72 мм, длина 144 мм) с кольцевой краевой трещиной размером 9 мм от внутренней поверхности трубы в центральном сечении (рис. 2).

Для трубы из стали 10ГН2МФА при температуре 350° С [6] предел текучести σ_T и модуль деформационного упрочнения M равны 295 МПа, модуль упругости $E = 200$ ГПа.

Осесимметричная конечноэлементная модель расчета включает четверть участка трубы с трещиной (рис. 2). В вершине трещины использовали шесть сингулярных элементов радиусом $r_1 = 60...300$ мкм.

Условия нагружения определяются нулевым осевым перемещением на линии продолжения трещины и осевой нагрузкой на торце трубы, изменяющейся в диапазоне 0...275 МПа.

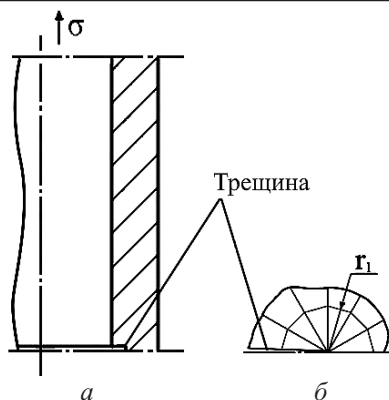


Рис. 2. Расчетная модель четверти трубы с трещиной (а) и разбивка на элементы в области трещины (б).

Предполагали, что условия разрушения определяются максимальной величиной пластической деформации в одном из сингулярных элементов, и пластическая деформация при разрушении близка к предельной пластичности металла.

При использовании МКЭ с прилегающими к вершине трещины сингулярными элементами напряжения и деформации в каждом из них равны. Следовательно, эквивалентная деформация в вершине трещины является усредненной деформацией, соответствующей размеру этих элементов. Ее изменение при циклическом нагружении зависит от нагрузки и размера последних (рис. 3). Размах ΔK_J , вычисленный по J -интегралу, составляет $88 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$.

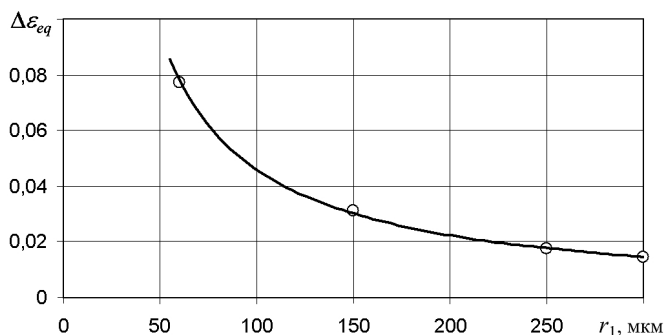


Рис. 3. Зависимость приращения эквивалентной деформации за цикл нагрузки от r_1 при $\Delta K_J = 88 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$.

На рис. 4 представлена зависимость коэффициента интенсивности напряжений (КИН) от нагрузки при величине $r_1 = 60, 150$ и 300 мкм в вершине краевой трещины размером 9 мм . Из данных расчетов следует:

при изменении циклической нагрузки развитие деформации сопровождается деформационным упрочнением, что приводит к выравниванию деформаций по сингулярным элементам. При таком упрочнении условия разрушения при циклическом нагружении могут не совпадать с условиями разрушения при монотонном нагружении;

при сохранении циклической нагрузки приращение величины усредненной эквивалентной пластической деформации в вершине трещины за цикл нагружения примерно обратно пропорционально размеру сингулярных элементов (рис. 3). Приращение пластической деформации за цикл снижается с ростом предела текучести;

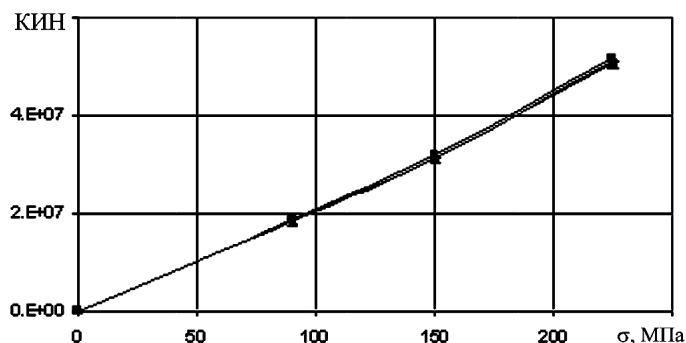


Рис. 4. Зависимость КИН от нагрузки при величине $r_1 = 60, 150$ и 300 мкм в вершине краевой трещины размером 9 мм.

при повышении нагрузки значения КИН не зависят от размеров сингулярных элементов в диапазоне $60...300$ мкм (рис. 4).

Расчетная величина пластической деформации в вершине трещины, определенная с использованием МКЭ, зависит от размера сингулярных элементов. Следовательно, их размер существенно влияет на рост эквивалентной деформации. Учитывая, что область пластической деформации в образцах (при одноосном растяжении), по которой определяется предельная деформация в шейке, соответствует представительному объему металла (в поперечном сечении более десяти размеров структурных элементов, например зерен), ее сопоставление с предельной деформацией в вершине трещины возможно только при аналогичном объеме. Поэтому для оценки пластической деформации его размер должен быть равным или большим представительного объема.

Результаты численного моделирования при сингулярных элементах радиуса $r_1 = 60...300$ мкм, определяющих рост пластической деформации за цикл нагружения, согласуются с данными расчетов по зависимости (1) при эффективном радиусе представительного объема пластической деформации δ , который зависит от r_1 (рис. 5). Эта зависимость сохраняется при изменении предела текучести от 295 до 345 МПа, т.е. характеризует данный металл.

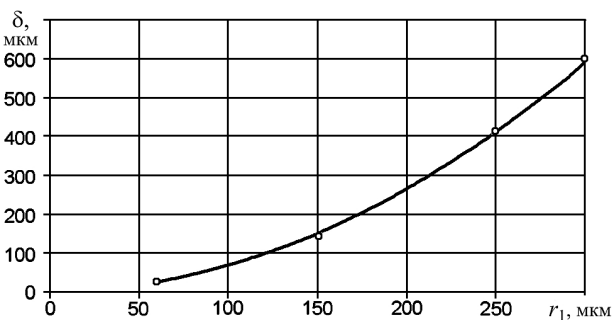


Рис. 5. Зависимость между r_1 и радиусом представительного объема δ в вершине трещины.

Принимается, что число циклов до зарождения трещины (зависимость Коффина–Мэнсона) и скорость роста трещины (зависимость Париса–Эрдогана) определяются единой зависимостью от приращения неупругой эквивалентной деформации в вершине трещины.

Размер области пластической деформации у вершины трещины r_p , зависящий от амплитуды КИН, определяется по формуле

$$r_p = \frac{K_1^2}{6\pi\sigma_T^2}, \quad (3)$$

где K_1 – КИН при плоском деформированном состоянии.

Влияние амплитуды КИН ΔK_1 на скорость роста трещины глубиной a за цикл нагружения в соответствии с рекомендациями [7] определяется зависимостью (модель Волкера, модификация уравнения Париса с учетом коэффициента асимметрии цикла $R = K_{\min}/K_{\max}$):

$$da/dN = C_0[\Delta K_1/(1-R)^{1/2}]^m, \quad (4)$$

где C_0 , m – опытные характеристики свойств материала.

Число циклов до разрушения представительного объема будет

$$N = [-\ln(1-\psi)/4\Delta\epsilon_{eq}]^2,$$

а скорость роста трещины $da/dN = \delta/N$.

На рис. 6 приведена зависимость скорости роста кольцевой краевой трещины размером 9 мм в патрубке ПГВ-1000 от амплитуды КИН при циклическом нагружении, построенная по уравнению (4) и по ресурсу пластической деформации при $\sigma_T = M = 295$ МПа, $r_1 = 300$ мкм, $\delta = 100$ мкм. Видно, что оценка скорости роста трещины по ресурсу пластичности металла в вершине трещины в режиме циклического нагружения при КИН выше $50 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ близка к расчетной величине по формуле (4). Предложенный подход к расчету скорости роста трещины в процессе повторно-статических циклов упругопластического нагружения участка трубы с трещиной, основанный на учете ресурса пластичности материала в вершине трещины, позволяет получить консервативную оценку долговечности элементов конструкций (рис. 6). Зависимость числа циклов нагружения от ресурса пластической деформации при зарождении трещины и ее развитии определяется приращением эквивалентной пластической деформации за цикл нагружения.

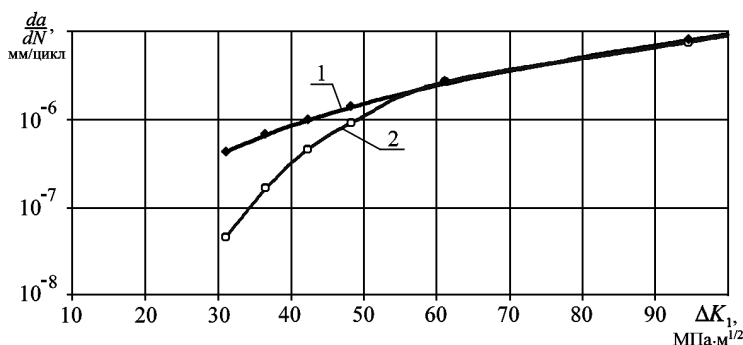


Рис. 6. Зависимость скорости роста кольцевой краевой трещины от размаха КИН при циклическом нагружении, рассчитанная по уравнению (4) – кривая 1 и по ресурсу пластичности при $\sigma_T = M = 295$ МПа, $r_1 = 300$ мкм, $\delta = 100$ мкм – кривая 2.

Моделирование кинетики трещины в сварном шве СШ № 111 узла соединения коллектора с патрубком корпуса ПГ. Для моделирования кинетики НДС в узле использовали осесимметричную схему нагружения (рис. 7). Все внутренние поверхности корпуса ПГ, включая расположенную в нем наружную поверхность коллектора, и берега трещины нагружены давлением P_2 , действие удаленной части корпуса моделируется напряжением в его стенке $\sigma_r = 0,5(R_0/s)P_2$, где s – толщина

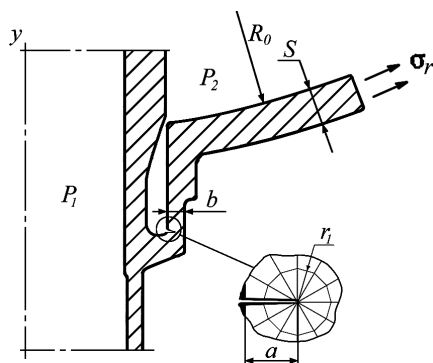


Рис. 7. Расчетная 2D модель нагружения узла соединения коллектора с патрубком и схема разбивки модели в области трещины.

стенки сферической оболочки, моделирующей корпус ПГ; R_0 – ее радиус, принят равным 4 м, т.е. удвоенному радиусу корпуса ПГ, для учета влияния различной кривизны цилиндрического корпуса ПГ в осевом и окружном направлении в области его соединения с патрубком. Опора на круговой границе сферического участка оболочки ограничивает только ее перемещение в вертикальном направлении, не влияя на уровень напряжений в стенке оболочки.

Рассмотрим кинетику кольцевой краевой трещины глубиной $a = b/8 = 9$ мм ($b = 72$ мм – толщина стенки патрубка) в области галтели при нормальных условиях эксплуатации (НУЭ) и гидроиспытаниях (ГИ). Трещина, встроенная в осесимметричную модель ПГ, расположена на расстоянии 20 мм от дна кармана и ориентирована в радиальном направлении от его поверхности. Размеры сингулярных элементов r_1 в вершине трещины равны 250 мкм.

Величина J -интеграла, рассчитанного по стандартной методике [9], в пределах погрешности расчетов не зависит от указанных размеров сингулярных элементов.

Коэффициент интенсивности напряжений у вершины трещины $K_J = [JE/(1-\nu^2)]^{1/2}$. Его изменение при НУЭ таково: $\Delta K_1 = K_{\max} - K_{\min}$. При отрицательной расчетной величине J -интеграла при разгрузке (например, после ГИ) принимается $K_{\min} = 0$, $R = 0$, следовательно, $\Delta K_1 = K_{\max}$.

Размер области пластической деформации у вершины трещины, зависящий от амплитуды КИН, определяется по формуле (3).

Влияние коррозионной среды и температуры эксплуатации на скорость роста трещины за цикл нагрузки учитывали путем изменения коэффициентов C_0 , m . Механические характеристики и коэффициенты для расчета кинетики трещины при $da/dN \leq 10^{-5}$ м/цикл, $R = 0$, $T \leq 350^\circ\text{C}$ использовали из [7] для стали 10ГН2МФА.

Учет коррозионного воздействия. С учетом физической природы разрушения коррозионное воздействие обуславливает возникновение повреждений в пределах области пластической деформации, зависящей от КИН. По достижении суммарной предельной деформации вследствие циклического деформирования происходит разрушение, ограниченное областью неупругой деформации. При упругой деформации эффект коррозионного воздействия незначителен [4]. Следовательно, можно предположить, что ресурс пластичности определяет число циклов, необходимое для ступенчатого подрастания трещины на величину менее размера области пластической деформации у ее вершины.

По результатам работ [3, 4] коррозионное воздействие (растрескивание под напряжением, коррозионная усталость и другие эффекты) обуславливает снижение долговечности сварного шва СШ № 111. При постоянной нагрузке коррозионное

растрескивание не обнаружено. Однако, несмотря на стационарный режим нагружения при НУЭ, периодическое изменение температуры (примерно на 40° С) в области кармана с трещиной глубиной 9 мм, вызванное прокачкой для смыва продуктов коррозии, существенно изменяет осевое напряжение (около 200 МПа). Небольшое изменение эквивалентной (суммарной) пластической деформации при изменении коэффициента интенсивности напряжений ($\Delta K < 8 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$, $R = 0,73$) приводит к значительному коррозионному воздействию (табл. 1). Согласно формуле (4) рост трещины при НУЭ с учетом влияния коррозии, которое определяется увеличением длины трещины за цикл нагрузки в десять раз [7], составляет около 0,1 мм за год эксплуатации.

Т а б л и ц а 1

Параметры расчета кинетики трещины глубиной 9 мм в узле приварки коллектора к патрубку корпуса ПГ по формуле (4)

Режим нагружения	K_{\min}/K_{\max} , МПа · м ^{1/2}	ΔK_1 , МПа · м ^{1/2}	R	da/dN , мм/цикл	$N/\text{мм}$
НУЭ	20,7/28,4	7,70	0,729	$6,389 \cdot 10^{-5}$	15650
НУЭ (с учетом коррозии)	20,7/28,4	7,70	0,729	$6,389 \cdot 10^{-4}$	1565
ГИ	0/39,2	39,2	0	$7,947 \cdot 10^{-4}$	1260
ГИ (с учетом коррозии)	0/39,2	39,2	0	$7,947 \cdot 10^{-3}$	126

По результатам двухмерного (осесимметричного) расчета на прочность при ГИ (давление в первом и втором контурах $P_1/P_2 = 0/11$ МПа, температура 85° С) величина $K_{\max} = 39,2 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$. Принимается $R = 0$, $K_{\min} = 0$, поскольку расчетное значение J -интеграла меньше нуля, следовательно, $\Delta K_1 = 39,2 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$. По формуле (4) увеличение длины трещины на 1,0 мм происходит за 1260 цикл ГИ, а с учетом влияния коррозии (определяется увеличением скорости роста трещины за цикл в десять раз по рекомендации [7]) – за 126 цикл.

Оценка кинетики трещины в узле приварки коллектора к патрубку корпуса ПГ по ресурсу пластичности. Полагаем, что при циклическом нагружении область пластической деформации у вершины трещины определяется характерным размером δ , а за цикл нагрузки трещина продвигается на конечную величину Δa . При деформации в области трещины имеем $\varepsilon_f = -\ln(1-\psi)$. Рост трещины на величину δ происходит при числе циклов $N = \delta/\Delta a$.

При определении эквивалентной деформации в вершине трещины за цикл нагружения $\Delta \varepsilon_{eq}$ с использованием МКЭ, учитывая однородное НДС в области сингулярных элементов, число циклов до разрушения в области δ при линейном суммировании деформаций будет $N = \varepsilon_f/\Delta \varepsilon_{eq}$. Таким образом, при линейном суммировании деформаций рост трещины за цикл определяется так:

$$\Delta a = da/dN = \delta(\Delta \varepsilon_{eq}/\varepsilon_f),$$

при нелинейном суммировании деформаций –

$$\Delta a = da/dN = \delta(4\Delta \varepsilon_{eq}/\varepsilon_f)^2.$$

Расчетное изменение деформации при использовании МКЭ определяется размером треугольных элементов r_1 . Следовательно, для оценки скорости циклического роста трещины с помощью МКЭ необходимо вычислить приращение деформации $\Delta \varepsilon_{eq}$ за цикл нагружения и значение δ при r_1 .

Расчетная зависимость между размерами r_1 и δ в вершине трещины удовлетворяет уравнению (4) в диапазоне $\Delta K > 40 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$. Предложенный подход к определению скорости роста трещины является общим для оценки зарождения трещины и ее подрастания при циклическом нагружении.

Сопоставление данных, приведенных в табл. 1 и 2, свидетельствует о влиянии приращения эквивалентной пластической деформации металла в вершине трещины при циклическом нагружении на скорость роста трещины. Снижение пластичности металла, например, при коррозионном воздействии оказывает существенное влияние на скорость. Согласно модели, основанной на исчерпании ресурса пластичности, увеличение скорости роста трещины за цикл нагружения с учетом влияния коррозии, определяемое снижением ресурса пластической деформации с 50 до 10%, для трещины глубиной 4,5 и 9 мм обеспечивается за 51 и 4 цикл ГИ.

Т а б л и ц а 2

**Параметры расчета кинетики трещины глубиной 4,5; 9 и 18 мм
в узле приварки коллектора к патрубку корпуса ПГ по ресурсу пластичности
при $r_1 = 250 \text{ мкм}$ и $\sigma_T = 345 \text{ МПа}$**

Режим нагружения	K_{\min}/K_{\max} , МПа · м ^{1/2}	ΔK_1 , МПа · м ^{1/2}	Z^T , %	$d\varepsilon_{eq}/dN$, %	da/dN , мм/цикл	δ , мм	$N/\text{мм}$
ГИ	Глубина трещины 4,5 мм						
	0/26,7	26,7	50	0,496	$3,45 \cdot 10^{-4}$	0,412	2900
ГИ (с учетом коррозии)	0/26,7	26,7	10	0,496	$1,96 \cdot 10^{-2}$	0,412	51
ГИ	Глубина трещины 9 мм						
	0/41,6	41,6	50	1,22	$2,17 \cdot 10^{-3}$	0,412	460
ГИ (с учетом коррозии)	0/41,6	41,6	10	1,22	$2,23 \cdot 10^{-1}$	0,412	4
ГИ	Глубина трещины 18 мм						
	0/44,9	44,9	50	1,52	$3,33 \cdot 10^{-3}$	0,412	300
ГИ (с учетом коррозии)	0/44,9	44,9	10	1,52	$3,12 \cdot 10^{-1}$	0,412	3

Уменьшение предельной деформации металла в вершине трещины приводит к повышению скорости ее роста в соответствии с отношением

$$\frac{N}{N_{cor}} = \frac{[-\ln(1 - Z^T/100)]^2}{[-\ln(1 - Z_{cor}^T/100)]^2} \quad (5)$$

Если принять, что после исчерпания ресурса пластичности в вершине кольцевой трещины размером 4,5–18 мм ее максимальный рост определяется радиусом пластической области ($r_p = (K_I/\sigma_Y)^2/6\pi > \delta$), то число циклов ГИ для прироста трещины на 1 мм ($N/\text{мм}$) снижается. С увеличением глубины трещины скорость ее прироста за цикл нагрузки при ГИ возрастает.

Отметим, что предельная деформация выше в сингулярных элементах, прилегающих к нормали линии трещины, что влияет на ориентацию роста последней. При таком развитии трещины ее кинетика практически полностью определяется числом циклов ГИ.

Выводы

1. Предложенный подход к расчету накопленного повреждения металла в процессе повторно-статических циклов упругопластического нагружения узла с трещиной, основанный на учете исчерпания ресурса пластичности материала в вершине трещины, позволяет получить консервативную оценку долговечности элементов конструкций, в том числе с учетом коррозионного воздействия.

2. Учитывая, что после ГИ возможно повышение нагрузки при нестационарных режимах (при разогреве, снижении и подъеме мощности), их дополнительное влияние на циклическую долговечность узла сварного шва СШ № 111 может быть существенным и требует дальнейшего исследования.

3. Зависимость числа циклов нагружения от ресурса пластической деформации при зарождении и развитии трещины аналогична и определяется приращением эквивалентной пластической деформации за цикл нагружения.

4. Анализ результатов расчетов долговечности узла приварки “горячего” коллектора к патрубку корпуса ПГ свидетельствует о возможности продления срока его эксплуатации путем оптимизации рабочих и других режимов с максимальной напряженностью, в частности снижения параметров и количества ГИ.

Резюме

Наведено результати моделювання кінетики тріщини парогенераторів ПГВ-1000 реакторних блоків ВВЕР-1000 АЕС, що розраховані за ресурсом пластичності за нормальних умов експлуатації та при гідровипробуваннях. Показано, що запропонований підхід до розрахунку кінетики тріщини дозволяє отримати консервативну оцінку довговічності елементів конструкцій, у тому числі з урахуванням корозійного впливу.

1. Зубченко А. С., Разыграев Н. П., Харина И. Л. и др. Результаты исследований характера эксплуатационных повреждений металла в зонах сварных узлов коллекторов с патрубками ДУ 1200 парогенераторов ПГВ-1000 // VII Междунар. конф. “Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС” (17–21 июня 2002 г.). – Санкт-Петербург, 2002. – Т. 3. – С. 245 – 250.
2. Степанов Г. В., Харченко В. В., Бабуцкий А. И. и др. Оценка напряженно-деформированного состояния узла сварного соединения “горячего” коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 АЭС // Пробл. прочности. – 2003. – № 5. – С. 142 – 153.
3. Драгунов Ю. Г., Зубченко А. С., Петрова О. Ю., Харина И. Л. Влияние воды высоких параметров на склонность стали 10ГН2МФА к замедленному деформационному коррозионному растрескиванию // Машиностроение и инж. образование. – 2007. – № 4. – С. 35 – 41.

4. *Казанцев А. Г., Зубченко А. С., Харченко С. А.* Коррозионное растрескивание стали 10ГН2МФА в высокотемпературной воде с отложениями окислов меди и железа // XI Междунар. конф. “Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС” (14–18 июня 2010 г.). – Санкт-Петербург, 2010. – Т. 1. – С. 478 – 485.
5. *Махутов Н. А., Гаденин М. М.* Обоснование прочности, ресурса, надежности и безопасности ГЭС: Тр. Всерос. науч.-практ. конф. “Повышение надежности и эффективности эксплуатации электрических станций и энергетических систем” (1–3 июня 2010 г.). – М.: Издательский дом МЭИ, 2010. – Т. 2. – С. 201 – 205.
6. *ПНАЭ Г-7-002-86.* Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 525 с.
7. *ПМ-Т.0.08.164-06.* Типовая программа оценки технического состояния и переназначения ресурса парогенераторов.
8. *Матвиенко Ю. Г.* Модели и критерии механики разрушения. – М.: Физматлит, 2006. – 328 с.
9. *Documentation for ANSYS.*

Поступила 10. 09. 2013