

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 539.3

Особенности расчета на сопротивление разрушению патрубковой зоны корпуса реактора АЭС

В. В. Харченко, А. Ю. Чирков, С. В. Кобельский, В. И. Кравченко

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

Сформулированы основные методические положения и порядок проведения уточненного расчета напряженно-деформированного состояния и сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора при термошоке. В основу конечноэлементного анализа положена смешанная схема метода конечных элементов, обеспечивающая непрерывную аппроксимацию как для перемещений, так и для напряжений и деформаций, что позволяет определять параметры механики разрушения с высокой степенью точности. Приведены результаты упругопластического анализа сопротивления разрушению зоны входного патрубка с поднаплавочной трещиной при моделировании характерного режима аварийного охлаждения активной зоны реактора ВВЭР-1000. Обосновано местоположение и ориентация постулируемой трещины для получения наиболее консервативной оценки сопротивления разрушению патрубка. Расчеты проводили с включением такой трещины в конечноэлементную модель фрагмента зоны входного патрубка при последовательном сгущении сетки в области ее расположения. Для определения допустимой критической температуры хрупкости основного металла патрубка использовали подходы касательной точки, тепловой опрессовки и ниспадающей ветви. Согласно полученным результатам упругопластическое деформирование металла и история нагружения влияют на расчетную оценку сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора. Традиционный линейно-упругий расчет, используемый при анализе сопротивления разрушению патрубка, не обладает достаточной степенью консерватизма, что приводит к завышенной оценке его прочности.

Ключевые слова: корпус реактора, патрубковая зона, напряженно-деформированное состояние, упругопластическое деформирование, история нагружения, коэффициент интенсивности напряжений, постулируемая трещина, сопротивление разрушению, метод конечных элементов.

Введение. Корпус атомного реактора – наиболее ответственный элемент реакторной установки, и срок его безопасной эксплуатации практически определяет срок эксплуатации энергоблока АЭС. При режимах работы реакторов, вызванных аварийными ситуациями, особенно опасным участком является цилиндрическая часть корпуса в области активной зоны, где металл подвергается наибольшему облучению. Анализ сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора является определяющим для необлучаемой части корпуса, поскольку при аварийных режимах в ней возникают максимальные растягивающие напряжения. К важным особенностям расчетного анализа сопротивления разрушению патрубковой зоны следует отнести адекватность расчетных моделей, обоснованный выбор местоположения и ориентации постулируемой трещины, а также учет упругопластического деформирования металла, истории нагружения и остаточных напряжений после наплавки антикоррозионного слоя.

Описание конструкции корпуса реактора ВВЭР-1000, технические характеристики и условия эксплуатации приведены в [1, 2], результаты исследования прочности и применения расчетных подходов к оценке напряженного состояния и сопротивления разрушению корпуса реактора, включая его цилиндрическую часть и патрубковую зону, содержатся в [3–10] и др.

В настоящей работе сформулированы основные методические положения и порядок проведения уточненного расчета напряженно-деформированного состояния (НДС) и сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора с антикоррозионной наплавкой при термошоке. Представлены результаты анализа сопротивления разрушению зоны входного патрубка Ду 850 с поднаплавочной полуэллиптической трещиной для характерного режима аварийного охлаждения корпуса реактора ВВЭР-1000. Обосновано местоположение и ориентация постулируемой трещины для получения наиболее консервативной оценки сопротивления разрушению патрубка, а также проведен расчетный анализ по учету остаточных напряжений после наплавки. Согласно полученным результатам упругопластическое деформирование металла и история нагружения влияют на расчетную оценку сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора. Традиционный линейно-упругий расчет, применяемый к оценке сопротивления разрушению патрубка, не обладает достаточной степенью консерватизма, что приводит к завышенной оценке его прочности.

Авторы работы не стремились полностью охватить все вопросы, связанные с учетом и анализом факторов, влияющих на расчетную оценку прочности и сопротивление разрушению патрубковой зоны корпуса реактора при обосновании его ресурса. Ниже представлены основные положения уточненного расчета и отдельные результаты анализа сопротивления разрушению, которым, на наш взгляд, не уделяется достаточного внимания в исследованиях других авторов, посвященным расчетам на прочность патрубковой зоны корпуса реактора.

Основные положения методики уточненного расчета. Расчет НДС патрубковой зоны корпуса реактора проводится в три этапа: на первом рассчитывается глобальное НДС с использованием полной модели корпуса реактора; на втором выполняется уточненный расчет локального НДС зоны отдельного патрубка с учетом результатов расчета глобального НДС; на третьем определяется локальное НДС с включением постулируемой трещины в расчетную модель фрагмента с патрубком.

Глобальное НДС рассчитывается для определения граничных условий в перемещениях, применяемых к анализу локального НДС зоны отдельного патрубка. Использование расчетной модели с заданными граничными условиями позволяет учитывать влияние жесткости корпуса реактора на определение локального НДС зоны патрубка от воздействия температуры и давления теплоносителя.

Расчет НДС базируется на последовательном решении задачи теплопроводности и краевой задачи неизотермической термопластичности с учетом тепловой и деформационной истории нагружения. Температурные поля рассчитываются по данным о граничных условиях теплообмена, полученным в результате теплогидравлического расчета.

При проведении упругопластического расчета процесс нагружения разбивается на отдельные этапы, которые задаются с учетом условий нагружения. Расчет кинетики НДС выполняется в квазистатической постановке методом последовательного прослеживания процесса упругопластического деформирования на исследуемых этапах нагружения путем пошагового решения краевой упругопластической задачи.

Для каждого этапа нагружения уравнения состояния материала интегрируются за этап нагружения с целью получения системы разрешающих уравнений не для приращений, а для полных компонентов напряжений, деформаций и перемещений. Применение такого подхода к решению неизотермических упругопластических задач способствует устойчивости вычислительного процесса при численной реализации алгоритма пошагового решения эволюционной квазистатической задачи [11]. Реше-

ние упругопластической задачи на каждом последующем этапе нагружения выполняется с учетом начальных напряжений и пластических деформаций, полученных в результате решения упругопластической задачи на предыдущем этапе нагружения, начиная с заданного начального состояния.

В основу конечноэлементного анализа НДС положена смешанная схема метода конечных элементов (МКЭ), обеспечивающая непрерывную аппроксимацию как для перемещений, так и для напряжений и деформаций, что позволяет определять параметры НДС и механики разрушения с высокой степенью точности [12]. Реализация численного алгоритма решения краевой задачи неизотермической термопластичности проводится с использованием шагово-итерационной процедуры на основе смешанной схемы МКЭ.

Расчетная оценка полей остаточных напряжений и деформаций. Методика расчетного определения полей остаточных напряжений и деформаций в патрубковой зоне корпуса реактора включает моделирование операций нанесения антикоррозионной наплавки и термообработки по режиму высокого отпуска. Суть общего подхода к определению полей остаточных напряжений и деформаций в патрубковой зоне заключается в решении нелинейной краевой задачи термомеханики, описывающей условия сильной неизотермичности процесса наплавки с учетом микроструктурных изменений металла [8–10].

Обычно остаточные напряжения после наплавки учитывают с помощью процедуры *stress-free-temperature* [13, 14], согласно которой за начальное принимают состояние корпуса реактора при рабочей температуре. При таком подходе полагают, что корпус в начальный момент охлаждения свободен от температурных напряжений и деформаций. Альтернативный подход состоит в определении остаточных напряжений и деформаций в наплавке путем решения упругопластической задачи о нагреве корпуса до температуры высокого отпуска и последующем его охлаждении до комнатной температуры [15]. Заметим, что оба подхода приближенные, тем не менее их достаточно широко применяют в расчетах сопротивления разрушению корпуса реактора, включая его цилиндрическую часть и патрубковую зону, поскольку с их помощью удастся получить результаты, согласующиеся с известными расчетными данными общего подхода, при существенном уменьшении вычислительных затрат.

Применение процедуры фрагментации. Для получения уточненных распределений напряжений, деформаций и перемещений в зоне отдельного патрубка проводится дополнительный расчет локального НДС патрубковой зоны с применением процедуры фрагментации полной модели корпуса, что позволяет использовать при уточненном расчете НДС конечноэлементные сетки с мелким разбиением расчетного фрагмента. Перемещения, полученные в результате расчета глобального НДС с помощью полной модели, задаются в качестве граничных условий на внешних поверхностях расчетного фрагмента с патрубком. Расчет локального НДС с использованием фрагмента с заданными граничными условиями позволяет учитывать взаимное влияние жесткости патрубка и остальной части корпуса реактора, находящейся за границами расчетного фрагмента.

При уточненном расчете НДС с постулируемой трещиной используется фрагмент патрубковой зоны, который определяется с учетом местоположения трещины. Расчет проводится с включением трещины в конечноэлементную модель фрагмента с патрубком. Применение фрагмента с постулируемой трещиной дает возможность построить специальные конечноэлементные сетки, обеспечивающие необходимую плотность и регулярность разбиений вблизи фронта трещины. Габаритные размеры расчетного фрагмента с трещиной задаются таким образом, чтобы исключить ее влияние на НДС за его пределами. Расчет сопротивления разрушению патрубковой зоны проводится по результатам расчета НДС с учетом расчетного фрагмента со встроенной трещиной.

Определение коэффициентов интенсивности напряжений. Расчет коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) по приближенным аналитическим формулам имеет существенные ограничения, связанные с условиями корректного применения положений линейной механики разрушения, а также с учетом расположения постулируемой трещины в зонах патрубка, где наблюдается высокий уровень растягивающих напряжений и пластических деформаций. Следовательно, применение приближенных инженерных подходов к оценке сопротивления разрушению патрубковой зоны не является достаточным, поскольку они не учитывают в полной мере сложную пространственную конфигурацию конструкции патрубка с трещиной, упруго-пластическое поведение металла, остаточную технологическую напряженность и реальные условия нагружения.

Для адекватного учета перечисленных факторов необходимо проводить уточненные упругопластические расчеты НДС с использованием трехмерных моделей МКЭ и прямого включения расчетного дефекта в конечноэлементную модель фрагмента патрубка. Основные положения расчетной методики определения параметров разрушения в дискретных моделях МКЭ базируются на применении концепции энергетического J -интеграла [16], для вычисления которого используется метод эквивалентного объемного интегрирования [17].

Программные средства. Напряженно-деформированное состояние рассчитывалось с помощью программного комплекса SPACE-RELAX, разработанного в Институте проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины и официально зарегистрированного в перечне расчетных кодов, разрешенных к использованию в НАЭК “Энергоатом”, для расчетного обоснования безопасности ядерных энергетических установок.

Расчетные модели. Получение достоверных результатов расчетной оценки НДС и сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора обусловлено использованием трехмерных моделей со встроенными постулируемыми трещинами в зоне галтели отдельного патрубка. При расчетах на сопротивление разрушению рассматривают несколько расчетных сечений для наиболее опасных зон патрубка, в которых располагается постулируемая трещина, и по результатам расчетов определяют минимальную величину из всех предельных значений допустимой критической температуры хрупкости металла, полученных для выбранных сечений.

При расчете глобального НДС использовали трехмерную модель корпуса реактора ВВЭР-1000, состоящую из цилиндрической обечайки с эллиптическим днищем, входных и выходных патрубков Ду 850 для подсоединения главного циркуляционного трубопровода теплоносителя, сферической крышки и опорного бурта. Используемые для выполнения расчетов глобального и локального НДС конечноэлементные модели представлены на рис. 1.

На рис. 2 изображен фрагмент конечноэлементной модели зоны патрубка со встроенной осевой полуэллиптической трещиной, расположенной в нижней части галтели.

Конечноэлементная сетка в плоскости, перпендикулярной к фронту полуэллиптической трещины, показана на рис. 3,а. Сетка состоит из трех основных частей: ядра; переходной зоны и зоны разрежения. В плоскости ядра использовали равномерное разбиение. Размер ядра задавали достаточно малым, чтобы он не превышал 5...10% размера переходной зоны, в которой строили сетку, обеспечивающую плавный переход от ядра к зоне разрежения. Разбиение вдоль фронта трещины регулировали с помощью коэффициента сгущения. На рис. 3,б приведен фрагмент конечноэлементной сетки вдоль фронта полуэллиптической трещины.

Полная модель корпуса реактора включает 794214 узлов и 698064 конечных элемента в форме восьмиузловых шестигранных призм, расчетный фрагмент зоны патрубка со встроенной трещиной – 79012 узлов и 771492 элемента. Каждая призма,

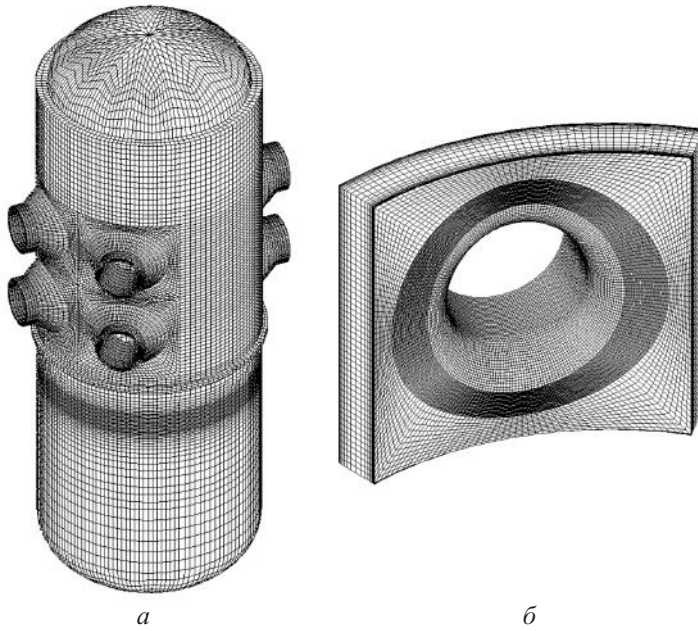


Рис. 1. Конечноэлементные модели корпуса реактора ВВЭР-1000: *а* – полная модель для определения глобального НДС; *б* – фрагмент патрубковой зоны для определения локального НДС.

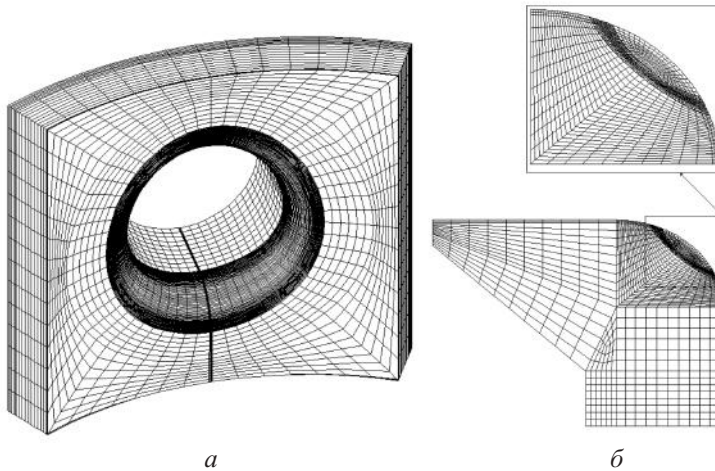


Рис. 2. Расчетный фрагмент конечноэлементной модели зоны патрубка с осевой полуэллиптической трещиной в нижней части галтели: *а* – зона патрубка; *б* – сетка в плоскости трещины.

входящая в ядро, состоит из 24 тетраэдров, число элементов с учетом тетраэдров равно 1301412. Величина шага равномерной сетки h в плоскости ядра составляет ~ 40 мкм.

Расчет глобального НДС проводится с использованием полной модели корпуса реактора без учета постулируемой трещины в патрубке. Уточненный расчет локального НДС отдельного патрубка выполняется с применением процедуры фрагментации полной модели с помощью мелкого конечноэлементного разбиения. Параметры разрушения определяются по результатам расчета НДС с использованием фрагмента патрубка с включением расчетной трещины в конечноэлементную модель фрагмента.

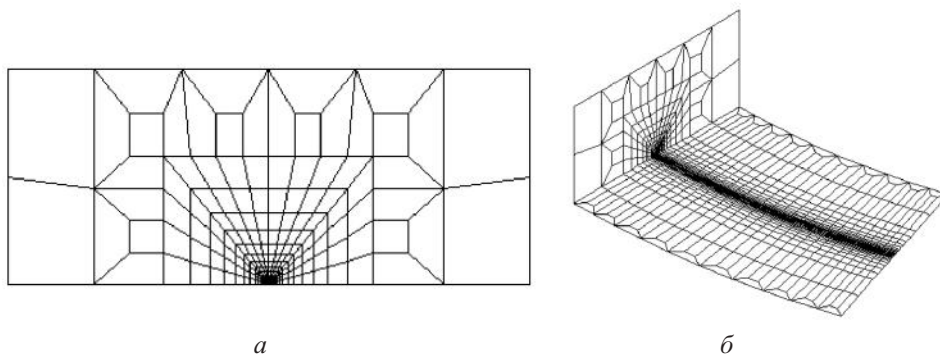


Рис. 3. Конечноэлементная сетка в окрестности фронта полуэллиптической трещины: *а* – разбиение в плоскости, перпендикулярной к фронту трещины; *б* – разбиение вдоль фронта трещины.

Расчетный анализ. Обоснование местоположения и ориентации постулируемой трещины является одним из ключевых условий получения наиболее консервативной оценки сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора. Местоположение и ориентация постулируемой трещины определяются не только общей концентрацией напряжений в зоне отдельного патрубка, но и в большей степени распределением и уровнями главного растягивающего напряжения в этой зоне, поскольку трещина может зарождаться в той части патрубка, где эти напряжения максимальны. Таким образом, постулируемую трещину следует располагать в зоне максимальных растягивающих напряжений, а наиболее опасную ориентацию трещины определять по направлению главных напряжений в этой зоне патрубка.

При анализе аварийных ситуаций необходимо учитывать, что наиболее опасным местоположением постулируемой трещины является нижняя часть галтели входного патрубка, поскольку подача холодной воды обуславливает самую низкую температуру в ней.

Данные о распределении главного растягивающего напряжения на поверхности наплавки, а также на поверхности раздела основного металла и наплавки в нижней части галтели могут быть получены по результатам расчета НДС зоны патрубка без учета постулируемой трещины.

Упругопластический расчет кинетики НДС для характерного режима аварийного охлаждения корпуса реактора проводится в два этапа: на первом рассчитывается глобальное НДС с использованием полной модели корпуса реактора; на втором выполняется уточненный расчет локального НДС зоны отдельного патрубка с учетом результатов расчета глобального НДС. Расчет локального НДС проводится для входного патрубка, в котором при подаче холодной воды максимально охлаждается внутренняя поверхность нижней части галтели. Остаточные напряжения после наплавки учитывают с помощью процедуры *stress-free-temperature* [13, 14].

Ниже рассматриваются особенности расчета на сопротивление разрушению зоны входного патрубка с использованием поднаплавочной полуэллиптической трещины, что соответствует рекомендациям [13–15, 18]. Таким образом, определение и обоснование местоположения и ориентации поднаплавочной трещины следует проводить на основе анализа распределений температуры и максимального главного напряжения на поверхности раздела наплавки и основного металла в зоне патрубка.

На рис. 4 приведено расчетное распределение температуры на поверхности раздела наплавки и основного металла в зоне входного патрубка в начале подачи холодной воды и в момент максимума главного напряжения. Самая низкая температура наблюдается в нижней части галтели патрубка вследствие подачи холодной воды.

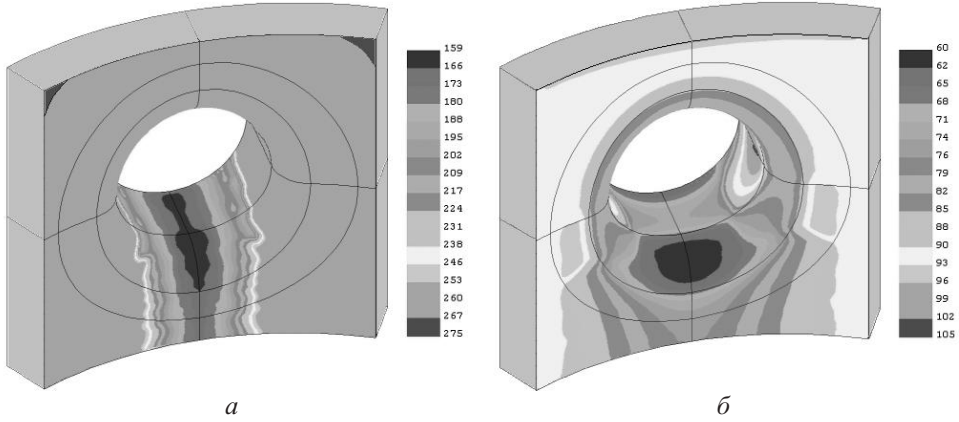


Рис. 4. Распределение температуры ($^{\circ}\text{C}$) на поверхности раздела наплавки и основного металла в зоне входного патрубка в начале подачи холодной воды (а) и в момент максимума главного напряжения (б).

На рис. 5 показано распределение максимального главного напряжения на поверхности раздела наплавки и основного металла патрубка в начале подачи холодной воды и в момент их максимума. Видно, что максимальные растягивающие напряжения локализуются в центральной области нижней и верхней части галтели, причем напряжения в этой области действуют в окружном направлении относительно оси патрубка. Кроме того, в этой области галтели такие напряжения нормальны к вертикальной плоскости, проходящей через ось патрубка, и, следовательно, наиболее опасная ориентация постулируемой трещины соответствует ее расположению в данной плоскости. При этом самое опасное местоположение трещины в вертикальной плоскости – центральная часть нижней галтели входного патрубка, поскольку в ней наблюдается самая низкая температура.

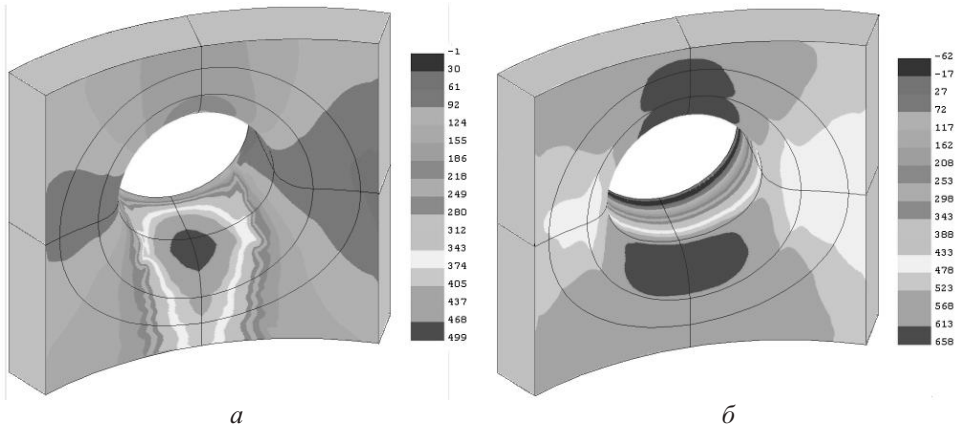


Рис. 5. Распределение максимального главного напряжения (МПа) на поверхности раздела наплавки и основного металла в зоне входного патрубка в начале подачи холодной воды (а) и в момент максимума напряжения (б).

Согласно рекомендациям [18] и данным расчета НДС входного патрубка постулировали поднаплавочную полуэллиптическую трещину глубиной 36 мм с учетом толщины наплавки 8 мм и отношением полуосей 1/3, расположенную в вертикальной плоскости строго по центру нижней части галтели входного патрубка.

Кинетика НДС рассчитывается в упругопластической постановке с включением постулируемой трещины в расчетную модель фрагмента зоны входного патрубка.

Для обоснования достоверности результатов определения температурной зависимости КИН расчеты проводятся на последовательно сгущаемых сетках МКЭ. Величину шага равномерной сетки h в плоскости ядра принимали равной 40, 130, 400 и 800 мкм. На рис. 6 представлены результаты упругопластических расчетов. Видно, что для этапов активного нагружения, включающих участок с максимальным значением КИН, температурные зависимости КИН, полученные с использованием редких и густых конечноэлементных сеток, различаются незначительно. Наибольшее расхождение в результатах упругопластического расчета наблюдается на ниспадающей ветви температурной зависимости КИН, что обусловлено величиной шага сетки при моделировании разгрузки металла перед фронтом трещины в конце режима охлаждения.

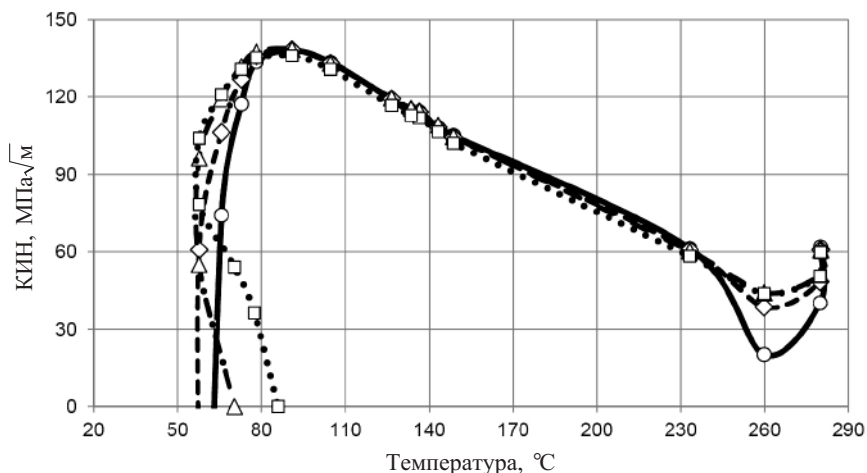


Рис. 6. Температурная зависимость КИН в наиболее глубокой точке поднаплавленной полуэллиптической трещины при различных шагах сетки h : \circ , сплошная линия – $h = 40$ мкм; \diamond , штриховая линия – $h = 130$ мкм; \triangle , штрихпунктирная линия – $h = 400$ мкм; \square , пунктирная линия – $h = 800$ мкм.

Отметим, что при оценке прочности и ресурса патрубка важно наличие ниспадающей ветви на конечном участке температурной зависимости КИН, поскольку это позволяет выявить дополнительные резервы при определении допустимой критической температуры хрупкости T_{ka} .

Ниже приведены результаты расчета НДС патрубка с постулируемой трещиной, полученные при использовании конечноэлементной сетки с величиной шага в плоскости ядра 40 мкм.

При определении допустимой критической температуры хрупкости T_{ka} основного металла патрубка используются кривая вязкости разрушения и подход касательной точки [13–15, 18]. Расчетные зависимости КИН от температуры получены для наиболее опасной точки фронта трещины, в которой достигается минимальное значение T_{ka} при термошоке.

Проводилось сравнение данных о температурной зависимости КИН и величине T_{ka} , полученных при упругопластическом расчете, с таковыми при линейно-упругом расчете патрубковой зоны.

На рис. 7 приведены температурные зависимости КИН для постулируемой трещины, полученные с помощью упругопластического и линейно-упругого расчетов, а также значения T_{ka} .

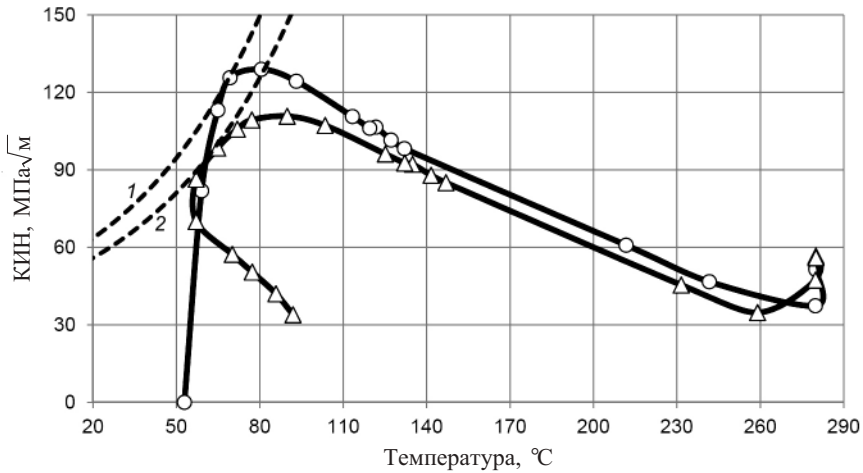


Рис. 7. Температурные зависимости КИН для поднаплавочной полуэллиптической трещины по результатам упругопластического (○) и линейно-упругого (△) расчетов: 1 – K_{1c} , $T_{ka} = 29^\circ\text{C}$; 2 – K_{1c} , $T_{ka} = 40^\circ\text{C}$.

В результате упругопластического расчета получено $T_{ka} = 29^\circ\text{C}$, линейно-упругого – 40°C .

Варьирование местоположением постулируемой трещины в вертикальной плоскости вдоль угловой координаты радиусного перехода нижней части галтели существенно не влияет на определение величины T_{ka} . Данный вывод следует из результатов упругопластических расчетов с использованием полуэллиптической трещины, местоположение которой в вертикальной плоскости определяет угол φ между вертикальной осью и малой осью эллипса (рис. 8).

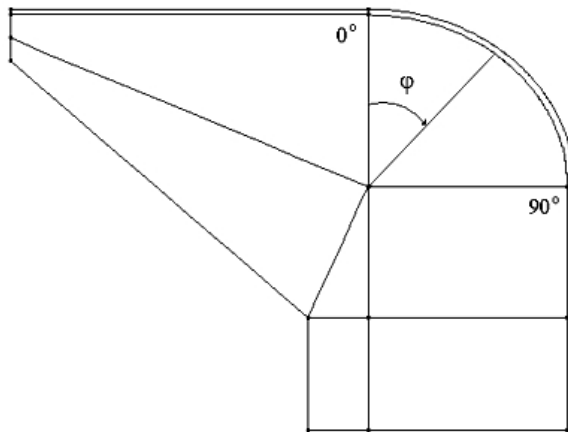


Рис. 8. Задание угла φ при определении местоположения трещины в вертикальной плоскости.

Рассматриваются три местоположения полуэллиптической трещины в зависимости от величины угла φ : 30, 45, 60°. Угол $\varphi = 30^\circ$ соответствует верхнему местоположению трещины в вертикальной плоскости нижней части галтели патрубка, $\varphi = 45^\circ$ – среднему и $\varphi = 60^\circ$ – нижнему.

На рис. 9 приведены результаты сравнения температурного распределения КИН для наиболее опасной точки фронта трещины с величиной T_{ka} для углов, согласно которым она не зависит от их выбора.

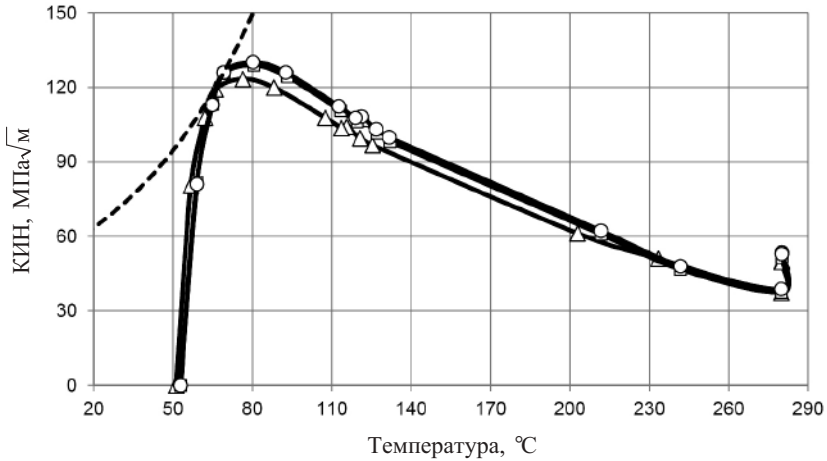


Рис. 9. Температурные зависимости КИН для поднаплавочной полуэллиптической трещины по результатам упругопластического расчета при различных углах φ : \triangle – $\varphi = 30^\circ$; \square – $\varphi = 45^\circ$; \circ – $\varphi = 60^\circ$; штриховая линия – K_{Ic} , $T_{ka} = 29^\circ\text{C}$.

При использовании подхода тепловой опрессовки [13–15] наиболее консервативная оценка значений T_{ka} получена для $\varphi = 60^\circ$, что несущественно отличается от таковых для других углов φ . При упругопластическом расчете имеем $T_{ka} = 33^\circ\text{C}$, при линейно-упругом – $T_{ka} = 41^\circ\text{C}$.

На рис. 10 приведена температурная зависимость КИН для угла $\varphi = 60^\circ$, построенная для самой опасной точки фронта трещины, в которой достигается максимальное значение КИН при термошоке. Видно, что подход касательной точки приводит к более консервативной оценке T_{ka} по сравнению с подходом тепловой опрессовки.

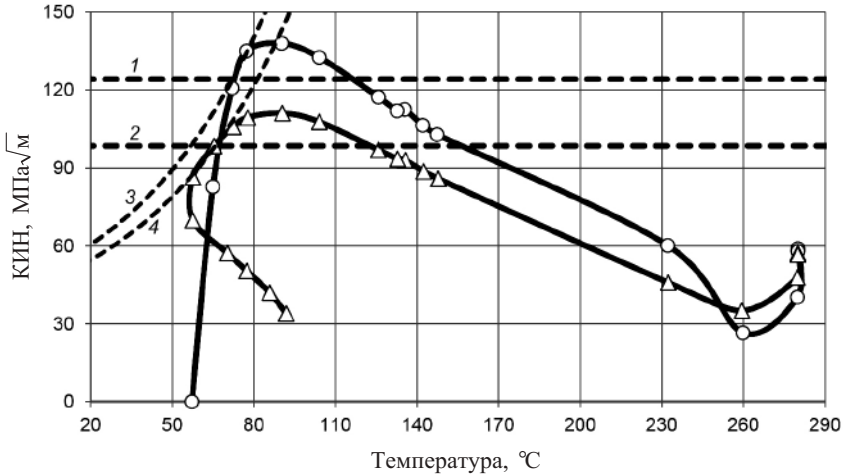


Рис. 10. Определение допустимой критической температуры хрупкости на основе подхода тепловой опрессовки при $\varphi = 60^\circ$ по упругопластическому (\circ) и линейно-упругому (\triangle) расчетам: 1, 2 – $0,9K_{I \max}$; 3 – K_{Ic} , $T_{ka} = 33^\circ\text{C}$; 4 – K_{Ic} , $T_{ka} = 42^\circ\text{C}$.

На рис. 11 приведены результаты определения T_{ka} на основе подхода ниспадающей ветви на конечном участке температурной зависимости КИН для угла $\varphi = 60^\circ$,

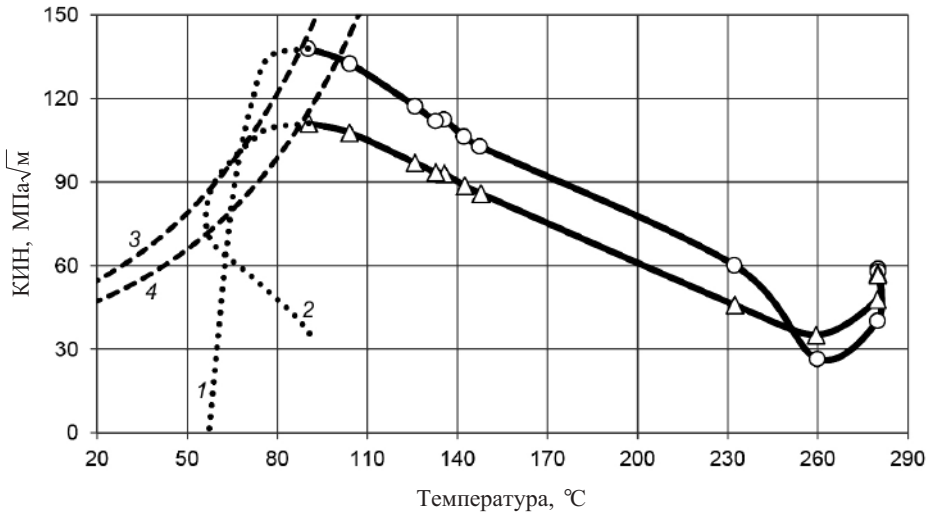


Рис. 11. Определение допустимой критической температуры хрупкости на основе подхода ниспадающей ветви при $\varphi = 60^\circ$ по упругопластическому (O) и линейно-упругому (Δ) расчетам: 1, 2 – ниспадающая ветвь; 3 – $K_{Ic}, T_{ka} = 42^\circ\text{C}$; 4 – $K_{Ic}, T_{ka} = 56^\circ\text{C}$.

полученной для наиболее опасной точки фронта поднаплавленной трещины, в которой достигается максимальное значение КИН при термошоке [3]. По сравнению с подходами касательной точки и тепловой опрессовки данный подход приводит к наименее консервативной оценке T_{ka} : 43°C при упругопластическом расчете и 58°C при линейно-упругом.

Таким образом, для анализируемого режима аварийного охлаждения корпуса реактора традиционный линейно-упругий расчет с использованием поднаплавленной трещины и различных подходов определения допустимой критической температуры хрупкости T_{ka} приводит к неконсервативной оценке сопротивления разрушению его патрубковой зоны.

На рис. 12 приведены температурные зависимости КИН для наиболее опасной точки фронта поднаплавленной трещины при $\varphi = 45^\circ$, а также значения T_{ka} , полученные по результатам упругопластических расчетов для двух вариантов учета остаточных напряжений, возникающих после нанесения антикоррозионного слоя металла наплавки на внутреннюю поверхность корпуса реактора, включая патрубковую зону. В варианте № 1 остаточные напряжения учитываются с помощью процедуры *stress-free-temperature*, согласно которой за начальное принимается состояние корпуса реактора при рабочей температуре, в варианте № 2 используется подход, в соответствии с которым остаточные напряжения и деформации определяются решением упругопластической задачи о нагреве корпуса реактора до температуры высокого отпуска с последующим его охлаждением до комнатной температуры.

Согласно полученным результатам учет остаточных напряжений по варианту № 2 приводит к менее консервативной оценке T_{ka} по сравнению с вариантом № 1, который обычно используется в практике расчетов на сопротивление разрушению корпуса реактора при термошоке. При определении T_{ka} с помощью подхода касательной точки для анализируемого режима аварийного охлаждения корпуса реактора получены следующие значения: 29°C для варианта № 1 и 32°C для варианта № 2. Результаты определения T_{ka} на основе подхода тепловой опрессовки такие: 33°C для варианта № 1 и 35°C для варианта № 2. При использовании подхода ниспадающей ветви имеем: 42°C для варианта № 1 и 44°C для варианта № 2. При этом варьирование

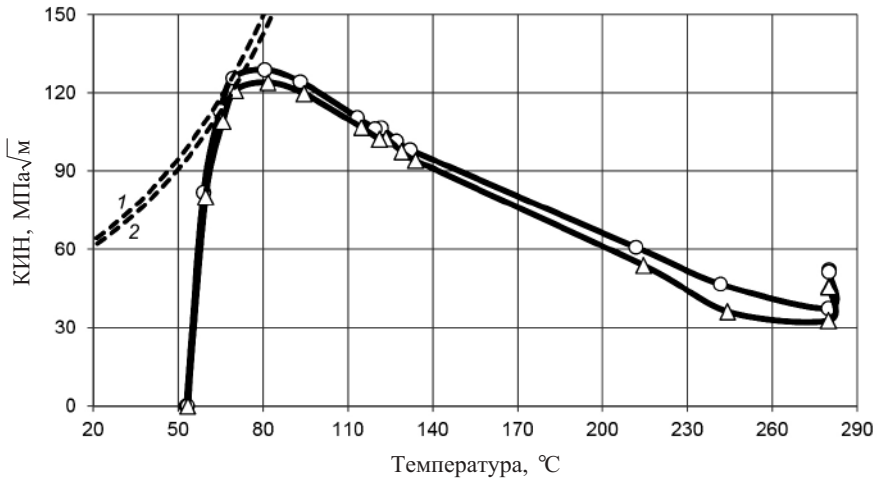


Рис. 12. Определение допустимой критической температуры хрупкости на основе различных вариантов учета остаточных напряжений: \circ – вариант № 1; \triangle – вариант № 2; 1 – K_{1c} , $T_{ka} = 29^\circ\text{C}$; 2 – K_{1c} , $T_{ka} = 32^\circ\text{C}$.

местоположением поднаплавочной трещины в зависимости от угла φ не оказывает существенного влияния на определение величины T_{ka} .

Отметим, что приведенные результаты анализа сопротивления разрушению патрубковой зоны основаны на данных расчета НДС входного патрубка с постулируемой трещиной при моделировании характерного режима аварийного охлаждения корпуса реактора. В общем случае для обоснования сопротивления разрушению патрубковой зоны необходимо проводить упругопластические расчеты для нескольких наиболее опасных режимов аварийного охлаждения корпуса реактора, определяемых с использованием линейно-упругих расчетов [4].

Таким образом, для получения адекватной расчетной оценки сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора необходимо обоснованно выбирать местоположение и ориентацию постулируемой трещины, а также учитывать упругопластическое деформирование металла и историю нагружения при определении температурной зависимости КИН для постулируемой трещины при термошоке.

Выводы

1. Сформулированы основные методические положения и порядок проведения уточненного расчета напряженно-деформированного состояния и сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора с антикоррозионной наплавкой при термошоке.

2. Представлены результаты упругопластического расчета сопротивления разрушению входного патрубка с поднаплавочной полуэллиптической трещиной для характерного режима аварийного охлаждения корпуса реактора ВВЭР-1000.

3. Обоснованы местоположение и ориентация постулируемой трещины для получения наиболее консервативной оценки сопротивления разрушению патрубка, а также проведен расчетный анализ учета остаточных напряжений после наплавки.

4. Согласно полученным результатам упругопластическое деформирование металла и история нагружения влияют на расчетную оценку сопротивления разрушению патрубковой зоны корпуса реактора. Традиционный линейно-упругий расчет, применяемый к оценке сопротивления разрушению патрубка, не обладает достаточной степенью консерватизма, что приводит к завышенной оценке его прочности.

Резюме

Сформульовано основні методичні положення і порядок проведення уточненого розрахунку напружено-деформованого стану й опору руйнуванню патрубкової зони корпусу реактора при термошоді. В основу скінченноелементного аналізу покладено змішану схему методу скінченних елементів, що забезпечує безперервну апроксимацію як для переміщень, так і для напружень і деформацій, що дозволяє визначати параметри механіки руйнування з високим ступенем точності. Приведено результати пружно-пластичного аналізу опору руйнуванню зони вхідного патрубка з піднапвальною тріщиною при моделюванні характерного режиму аварійного охолодження активної зони реактора ВВЕР-1000. Обґрунтовується місце розташування й орієнтація постульованої тріщини для отримання найбільш консервативної оцінки опору руйнуванню патрубка. Розрахунки проводили з включенням постульованої тріщини в скінченноелементну модель фрагмента зони вхідного патрубка з використанням процедури послідовного згущення сітки в області розташування тріщини. Для визначення допустимої критичної температури крихкості основного металу патрубка використовували підходи дотичної точки, теплового опресування і спадної гілки. Згідно з отриманими результатами пружно-пластичне деформування металу й історія навантаження впливають на розрахункову оцінку опору руйнуванню патрубкової зони корпусу реактора. Традиційний лінійно-пружний розрахунок, що застосовується для аналізу опору руйнуванню патрубка, не забезпечує достатнього ступеня консерватизму, що призводить до завищеної оцінки його міцності.

1. Денисов В. П., Драгунов Ю. Г. Реакторные установки ВВЭР для атомных электростанций. М.: Изд. АТ, 2002. 480 с.
2. Шарый Н. В., Семишкин В. П., Пиминов В. А., Драгунов Ю. Г. Прочность основного оборудования и трубопроводов реакторных установок ВВЭР. М.: Изд. АТ, 2004. 496 с.
3. Харченко В. В., Чирков А. Ю. Некоторые аспекты учета истории нагружения при анализе сопротивления разрушению корпусов реакторов при термошоке. *Пробл. прочности*. 2016. № 5. С. 14–21.
4. Харченко В. В., Пиминов В. А., Чирков А. Ю. и др. Упругопластический расчет на сопротивление разрушению элементов оборудования 1-го контура АЭС. *Пробл. прочности*. 2013. № 4. С. 14–26.
5. Акбашев И. Ф., Максимов Ю. М., Пиминов В. А., Марголин Б. З. Основные результаты апробации новых подходов в определении ресурса корпусов АЭС с ВВЭР. Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС. СПб., 2002. С. 6–11.
6. Яковлев А. И., Рудаков К. Н. Уточненная методика проведения комплексного анализа хрупкой прочности зоны патрубка корпуса реактора при аварийном термошоке. Сообщ. 2. Хрупкая прочность. *Вісн. НТУУ “КПІ”. Сер. Машинобудування*. 2014. № 71. С. 127–134.
7. Кришук М. Г., Ориняк А. І. Визначення температурного запасу крихкого руйнування елементів корпусу реактора з дефектом під час аварійного режиму. *Вісн. НТУУ “КПІ”. Сер. Машинобудування*. 2015. № 3 (75). С. 56–63.
8. Махненко В. И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. Киев: Наук. думка, 2006. 618 с.
9. Махненко О. В., Костеневич Е. С. Математическое моделирование микроструктурных превращений в зоне наплавки патрубковой зоны корпуса реактора ВВЭР-1000. *Вісн. ДДМА*. 2016. № 2 (38). С. 176–181.

10. Kostylev V. I. and Margolin B. Z. Determination of residual stress and strain fields caused by cladding and tempering of reactor pressure vessels. *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 2000. **77**, No. 12. P. 723–735.
11. Чирков А. Ю. Построение двухслойных схем интегрирования уравнений пластического течения в теории процессов деформирования по траектории малой кривизны. *Пробл. прочности.* 2012. № 6. С. 93–124.
12. Чирков А. Ю. Некоторые приложения смешанного метода конечных элементов к решению задач механики деформируемого тела. *Кибернетика и системный анализ.* 2012. № 5. С. 126–141.
13. VERLIFE – Unified Procedure for Lifetime Assessment of Components and Piping in WWER NPPs. Version 2008. 275 p.
14. Pressurized Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment. IAEA-TECDOC-1627. Vienna, 2010. 229 p.
15. РД ЭО 0606-2005. Методика расчета на сопротивление хрупкому разрушению корпусов реакторов АЭС с ВВЭР (МРКР-СХР-2004). СПб.; М., 2004. 65 с.
16. De Lorenzi H. G. On the energy release rate and the J -integral for 3-D crack configurations. *Int. J. Fracture.* 1982. **19**. P. 183–193.
17. Никишков Г. П. Расчет энергетического интеграла методом эквивалентного объемного интегрирования. Вычислительные методы в механике разрушения. Под ред. С. Атлури. М.: Мир, 1990. 392 с.
18. МТ-Д.0.03.391-06. Методика оценки прочности и ресурса корпусов реакторов ВВЭР в процессе эксплуатации. В. В. Харченко, Г. В. Степанов, А. И. Бабуцкий и др. Киев, 2009. 50 с.

Поступила 19. 04. 2018