

В.П. Балабин, Д.М. Богданов, Ю.М. Вишняков, С.И. Емельянов, Н.Л. Кучин
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

РАСЧЕТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОСЛЕДСТВИЙ АВАРИЙ ТИПА LOCA НА АТОМНЫХ ОБЪЕКТАХ МОРСКОЙ ТЕХНИКИ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПРОТИВОАВАРИЙНОЙ БАРБОТАЖНО-СПРИНКЛЕРНОЙ СИСТЕМЫ СНИЖЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ

Объект и цель научной работы. Объектом исследования является предложенная авторами противоаварийная барботажно-спринклерная система снижения давления в защитной оболочке (ЗО) ядерной энергетической установки (ЯЭУ) атомных объектов морской техники. Цель расчетного моделирования состоит в обосновании эффективности использования барботажно-спринклерной системы для снижения давления в ЗО и в обеспечении выбора параметров противоаварийной системы на этапе проектирования.

Материалы и методы. Для проведения расчетного моделирования используются разработанные авторами физико-математическая модель, описывающая динамику протекания аварии в ЗО ЯЭУ, и программа РАПАР расчета параметров среды в ЗО. Математически модель представляет собой решаемую численно систему нелинейных дифференциальных и алгебраических уравнений.

Основные результаты. Полученные при расчетном моделировании последствий аварии типа LOCA результаты показали, что при использовании противоаварийной барботажно-спринклерной системы может быть обеспечена требуемая эффективность снижения давления для выбранной конструкции ЗО, а разработанная методическая база и программа расчета давления и температуры в помещениях ЗО позволяют определить параметры противоаварийной системы.

Заключение. Методы расчетного моделирования процессов, происходящих в ЗО ЯЭУ, основанные на разработанной физико-математической модели, позволяют проводить обоснование эффективности применения противоаварийных систем. Предложенная комбинированная барботажно-спринклерная система может быть использована как противоаварийная система снижения давления в ЗО ЯЭУ атомных объектов морской техники.

Ключевые слова: авария типа LOCA, защитная оболочка ядерной энергетической установки, противоаварийная барботажно-спринклерная система.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

Для цитирования: Балабин В.П., Богданов Д.М., Вишняков Ю.М., Емельянов С.И., Кучин Н.Л. Расчетное моделирование последствий аварий типа LOCA на атомных объектах морской техники при использовании противоаварийной барботажно-спринклерной системы снижения давления. Труды Крыловского государственного научного центра. 2018; 2(384): 137–146.

УДК 621.039.58

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-384-137-146

V. Balabin, D. Bogdanov, Yu. Vishnyakov, S. Yemelyanov, N. Kuchin
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

ANALYTICAL SIMULATION OF LOCA OUTCOMES AT NUCLEAR MARINE FACILITIES USING BARBOTAGE-SPRINKLER EMERGENCY DEPRESSURIZATION SYSTEM

Object and purpose of research. The authors of this study suggest an barbotage-sprinkler emergency depressurization system for containment shells of marine nuclear reactors. The purpose of this analytical simulation is to confirm the efficiency of barbotage-sprinkler system in containment shell depressurization and to support selection of parameters for the emergency system at design stage.

Materials and methods. This simulation is based on the physical & mathematical model developed by the authors to describe the dynamics of an emergency inside containment shell of nuclear reactor, and is performed in RAPAR calculation

software for the parameters of environment inside the containment shell. Mathematically, this model is a numerically solvable system of non-linear differential and algebraic equations.

Main results. The results of this analytical simulation of a LOCA event have shown that emergency barbotage-sprinkler system can ensure required efficiency of depressurization for selected design of containment shell, and the methodological base developed by the authors, as well as calculation software for pressure and temperature inside containment shell can determine the parameters of this emergency system.

Conclusion. Analytical simulation methods for the processes taking place inside containment shell of nuclear reactor are based on the physical & mathematical model developed by the authors and enable efficiency justification of emergency systems. This combined barbotage-sprinkler system can be used as emergency depressurization system for containment shells of marine nuclear reactors.

Key words: LOCA, containment shell of nuclear reactor, emergency barbotage-sprinkler system.

Authors declare lack of the possible conflicts of interests.

For citations: Balabin V., Bogdanov D., Vishnyakov Yu., Yemelyanov S., Kuchin N. Analytical simulation of LOCA outcomes at nuclear marine facilities using barbotage-sprinkler emergency depressurization system. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2018; 2(384): 137–146 (in Russian).

UDC 621.039.58

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-384-137-146

Противоаварийные системы атомных объектов морской техники (АОМТ) предназначены для предотвращения или ограничения распространения по объекту и выхода в окружающую среду радиоактивных веществ, которые при авариях могут попасть за пределы радиационно-опасного оборудования. Согласно действующим нормативным документам, при максимальной проектной аварии (МПА), в качестве которой рассматривается авария типа LOCA (Loss of Coolant Accident – авария с потерей теплоносителя при мгновенном разрыве трубопровода 1 контура ядерной энергетической установки (ЯЭУ)), должны быть обеспечены конструктивная целостность защитной оболочки и локализация последствий аварии в пределах ЗО. Рассматриваемая авария сопровождается истечением теплоносителя в ЗО и его вскипанием, что приводит к росту давления и температуры парогазоводяной среды в ЗО. На этапе проектирования АОМТ должно быть выполнено расчетное моделирование последствий МПА с целью выбора конструкции ЗО и параметров противоаварийных систем, обеспечивающих прочность и герметичность ЗО при максимальном аварийном давлении.

Известны реализованные конструкции ЗО, рассчитанные на полное аварийное давление (containment, который использовался на атомных судах «Отто Ган» (ФРГ) и «Саванна» (США)), а также конструкции, дополнительно оснащенные системами снижения аварийного давления. На атомных ледоколах (а/л) «Арктика» и «Сибирь» использовались стравливающие клапаны, на а/л «Россия», «Таймыр» и др. – стравливающие клапаны совместно со sprinklerной системой, на атомном лихтеровозе

«Севморпуть» – барботажная система. Каждый из вариантов имеет как преимущества, так и недостатки.

Авторы предлагают использовать в качестве противоаварийной системы снижения давления барботажно-спринклерную систему [1]. Для проведения расчетного моделирования последствий аварий типа LOCA разработана физико-математическая модель, описывающая динамику протекания аварии в ЗО ЯЭУ, и программа расчета параметров среды в ЗО. Целью расчетного моделирования является обоснование эффективности использования барботажно-спринклерной системы для снижения давления в ЗО и выбор на этапе проектирования параметров системы. Схема предлагаемой системы изображена на рис. 1.

Система состоит из защитной оболочки 1, включающей аппаратное 2 и реакторное 3 помещения, барботер 4, состоящий из заполненного водой бассейна 5 и свободного газового объема 6, перепускного канала 7 и sprinklerной системы, разбрызгиватели которой 8 установлены в аппаратном помещении 2. Перепускной канал 7, соединяющий аппаратное помещение 2 с барботером 4, опущен под уровень воды бассейна 5. Со стороны аппаратного помещения перепускной канал 7 заглушен мембраной 9 и снабжен воздушным клапаном 10 одностороннего действия, установленным на участке канала, расположенном в свободном газовом объеме барботера 6.

Разрыв трубопровода ЯЭУ в аппаратном 2 или реакторном 3 помещении обуславливает поступление теплоносителя и газа из первого контура в аварийное помещение и сопровождается ростом в нем давления. При превышении перепадом давления между помещениями 2 и 3 заданной уставки срабатывает одна из

мембран (11 или 12, в зависимости от расположения места разрыва), соединяющая аппаратное 2 и реакторное 3 помещения, при этом происходит стравливание парогазовой смеси из аварийного помещения в смежное и давление в помещениях выравнивается.

В случае дальнейшего повышения давления в помещениях 2 и 3 и превышения им заданной уставки срабатывает мембрана 9 на перепускном канале 7, при этом происходит стравливание парогазовой смеси из аппаратного помещения 2 в бассейн барботера 5 через перепускной канал 7. Пар при барботировании через слой воды конденсируется, а неконденсирующийся газ скапливается в свободном газовом объеме барботера, что приводит к росту в нем давления. На этом этапе аварии клапан 10 закрыт.

После выравнивания давления в аварийных помещениях и в свободном газовом объеме барботера включается sprinklerная система, обеспечивающая снижение давления в аварийных помещениях за счет интенсивной конденсации пара на каплях разбрызгиваемой воды. Когда давление в аварийных помещениях оказывается меньше, чем в свободном газовом объеме барботера, клапан 10 открывается, что обеспечивает обратный перепуск газа из свободного газового объема барботера в аппаратное помещение.

После выключения sprinklerной системы, при продолжающемся истечении теплоносителя первого контура, давление в аварийных помещениях начинает расти, и при превышении им значения давления в свободном газовом объеме барботера клапан 10 закрывается, при этом перепускной канал приводится в исходное состояние и готов к работе по прямому циклу.

Периодическое включение sprinklerной системы позволяет поддерживать систему в постоянно работоспособном состоянии и удерживать давление в защитной оболочке на заданном уровне.

Динамика протекания аварии в защитной оболочке (ЗО) ЯЭУ определяется процессами истечения парогазовой смеси через сечение разрыва, а также изменением термодинамических характеристик атмосферы ЗО.

Основу математической модели составляет система уравнений, описывающая изменение параметров в аварийных помещениях ЗО (температуры, давления, массы) при следующих допущениях:

- состояние среды в каждом помещении описывается сосредоточенными параметрами;
- все компоненты среды (паровая, газовая и жидкая фазы) находятся в термодинамическом равновесии;

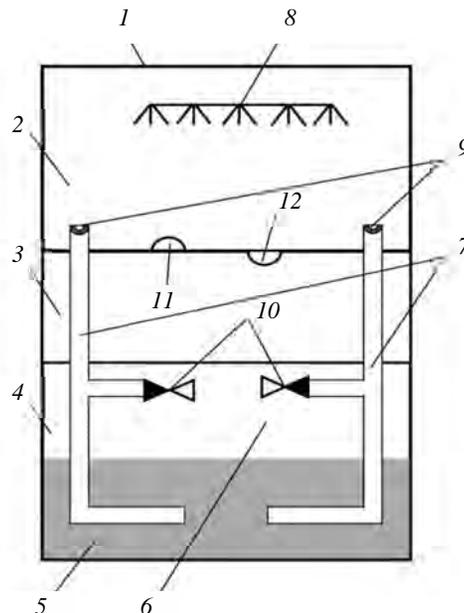


Рис. 1. Принципиальная схема системы снижения аварийного давления и локализации последствий аварии в защитной оболочке при разгерметизации первого контура ЯЭУ

Fig. 1. Principal layout of the emergency system for depressurization and isolation of outcomes in case of LOCA event inside the containment shell

- газы, входящие в состав смеси, подчиняются законам идеального газа (что справедливо при сравнительно низких давлениях, имеющих место в ЗО в условиях МПА);
- расходы между помещениями определяются по зависимостям для стационарного течения сжимаемой жидкости;
- при работе sprinklerной системы капли жидкости за время пролета прогреваются до температуры среды.

С учетом изложенного для каждого помещения уравнения сохранения масс и энергий находящихся в них сред и постоянства объема записываются в следующем виде:

- баланс масс:

$$M = m' + m''; \quad (1)$$

$$\frac{dM}{d\tau} = G_{\text{пост}} + G'_{\text{св}} - G_{\text{ут}} - G'_{\text{сл}}; \quad (2)$$

$$G_{\text{ут}} = G'_{\text{ут}} + G''_{\text{ут}}; \quad (3)$$

$$\frac{dm^{\Gamma}}{d\tau} = G^{\Gamma}_{\text{пост}} - G^{\Gamma}_{\text{ут}}; \quad (4)$$

- баланс энергий:

$$U = m'h' + m''h'' + m^\Gamma h^\Gamma - pV; \quad (5)$$

$$\frac{dU}{d\tau} = G_{\text{пост}} h_{\text{пост}} + G_{\text{пост}}^\Gamma h_{\text{пост}}^\Gamma + G_{\text{сс}}' h_{\text{сс}}' - G_{\text{ут}}^{\text{пгв}} h_{\text{ут}} - G_{\text{сл}}' h' - Q; \quad (6)$$

- сохранение объема:

$$V = m'v' + m''v'', \quad (7)$$

где m – масса компонент, кг; G – расход, кг/с; U – внутренняя энергия, Дж; h – удельная энтальпия, Дж/кг; p – давление, Па; V – объем, м³; Q – суммарные теплопотери, обусловленные теплообменом между средой и конструкциями помещения, а также оборудованием, расположенным в помещениях, Дж/с; v – удельный объем, м³/кг; τ – время, с. Верхние индексы ', '', Γ , пг, пгв относятся к воде, пару, газу, парогазовой и парогазоводяной смесям; нижние: пост – для помещения, в котором происходит разрыв трубопровода 1 контура, соответствует расходу теплоносителя и газа из разрыва 1 контура, для других помещений относится к параметрам, определяемым утечкой из соседнего помещения; ут относится к параметрам, определяющим утечку из помещения; сс, сл описывают поступление воды из спринклерной системы и слив из помещения.

Полное давление в помещении, согласно закону Дальтона, складывается из парциальных давлений пара и газа:

$$p = p'' + p^\Gamma. \quad (8)$$

Принимая во внимание, что пар и газ занимают равные объемы, с учетом соотношения (7) давление газа можно записать с использованием уравнения Клапейрона – Менделеева, описывающего состояние идеального газа:

$$p^\Gamma = \frac{m^\Gamma R^\Gamma T}{(V - m'v')} = \frac{m^\Gamma R^\Gamma T}{m''v''}, \quad (9)$$

где $R = 8,31 \cdot 10^3$ Дж/град·кмоль – универсальная газовая постоянная; $R^\Gamma = R/\mu^\Gamma = 2,87 \cdot 10^2$ Дж/(град·кг) – газовая постоянная для воздуха; μ^Γ – молекулярный вес газа, кг/кмоль (для воздуха $\mu^{\text{возд}} = 28,96$); T – абсолютная температура $T = t + 273,15$, °К.

В случае, когда в помещении находится смесь насыщенного пара и газа, уравнения состояния на линии насыщения имеют вид

$$\begin{aligned} T &= T''(p''); \\ h' &= h'(p''); \quad h'' = h''(p''); \\ v' &= v'(p''); \quad v'' = v''(p''). \end{aligned} \quad (10)$$

Объем помещения постоянен, поэтому из выражения (7) следует

$$\begin{aligned} \frac{dV}{d\tau} = 0 &= v' \left(\frac{dM}{d\tau} - \frac{dm^\Gamma}{d\tau} \right) + m' \frac{dv'}{dp''} \frac{dp''}{d\tau} + \\ &+ v'' \frac{dm''}{d\tau} + m'' \frac{dv''}{dp''} \frac{dp''}{d\tau}, \end{aligned} \quad (11)$$

что позволяет получить зависимость для $dm''/d\tau$ в виде

$$\begin{aligned} \frac{dm''}{d\tau} &= - \frac{v'}{v'' - v'} \frac{dM}{d\tau} - \\ &- \frac{1}{v'' - v'} \left(m' \frac{dv'}{dp''} + m'' \frac{dv''}{dp''} \right) \frac{dp''}{d\tau}. \end{aligned} \quad (12)$$

Дифференцируя выражение (9) по τ , имеем

$$\frac{dp^\Gamma}{d\tau} = p^\Gamma \left[\left(\frac{1}{m^\Gamma} \frac{dm^\Gamma}{d\tau} - \frac{1}{m''} \frac{dm''}{d\tau} \right) + \left(\frac{1}{T} \frac{dT}{dp''} - \frac{1}{v''} \frac{dv''}{dp''} \right) \frac{dp''}{d\tau} \right]. \quad (13)$$

Учитывая, что энтальпия идеального газа $h^\Gamma = c_p^\Gamma T$ (где c_p^Γ – теплоемкость газа при постоянном давлении, Дж/(кг·°К)), и дифференцируя выражение (5) по τ , имеем

$$\begin{aligned} \frac{dU}{d\tau} &= h' \frac{dM}{d\tau} + r \frac{dm''}{d\tau} + c_p^\Gamma T \frac{dm^\Gamma}{d\tau} + \\ &+ \left[m' \frac{dh'}{dp''} + m'' \frac{dh''}{dp''} + c_p^\Gamma m^\Gamma \frac{dT}{dp''} - V \right] \frac{dp''}{d\tau} - V \frac{dp^\Gamma}{d\tau}. \end{aligned} \quad (14)$$

Подставляя (12) и (13) в (14) и группируя слагаемые, получаем выражение для вычисления давления пара в помещении:

$$\frac{dp''}{d\tau} = \frac{\frac{dU}{d\tau} - (h' - Av') \frac{dM}{d\tau} - B \cdot T \frac{dm^\Gamma}{d\tau}}{C + B \cdot m^\Gamma \frac{dT}{dp''} - D + E}; \quad (15)$$

где $A = (r + p^\Gamma V / m'') / (v'' - v')$;

$$B = c_p^\Gamma - p^\Gamma V / (m^\Gamma T); \quad C = m' \frac{dh'}{dp''} + m'' \frac{dh''}{dp''};$$

$$D = A \left(m' \frac{dv'}{dp''} + m'' \frac{dv''}{dp''} \right); \quad E = V \left(\frac{p^\Gamma}{v''} \frac{dv''}{dp''} - 1 \right);$$

$r = h'' - h'$ – удельная теплота испарения, Дж/кг. Температура определяется по зависимости (10).

В случае, если в помещении находится смесь перегретого пара с газом, уравнение состояния для перегретого пара запишется в виде

$$h'' = h''(p'', T). \quad (16)$$

Учитывая, что $m' = 0$, а объем помещения постоянен, из выражения (7) следует

$$\frac{dV}{d\tau} = 0 = v'' \frac{dm''}{d\tau} + m'' \left[\left(\frac{\partial v''}{\partial p''} \right)_T \frac{dp''}{d\tau} + \left(\frac{\partial v''}{\partial T} \right)_p \frac{dT}{d\tau} \right], \quad (17)$$

что позволяет получить выражение для $dT/d\tau$ в виде

$$\frac{dT}{d\tau} = - \frac{v''}{m''(\partial v'' / \partial T)_p} \frac{dm''}{d\tau} - \frac{(\partial v'' / \partial p'')_T}{(\partial v'' / \partial T)_p} \frac{dp''}{d\tau}. \quad (18)$$

Для рассматриваемого случая справедливо соотношение

$$p^\Gamma = \frac{m^\Gamma R^\Gamma T}{V}, \quad (19)$$

поэтому скорость изменения давления газа определяется как

$$\frac{dp^\Gamma}{d\tau} = p^\Gamma \left(\frac{1}{T} \frac{dT}{d\tau} + \frac{1}{m^\Gamma} \frac{dm^\Gamma}{d\tau} \right). \quad (20)$$

Дифференцируя выражения (5) по τ при условии, что $m' = 0$, имеем

$$\begin{aligned} \frac{dU}{d\tau} = & h'' \frac{dm''}{d\tau} + c_p^\Gamma T \frac{dm^\Gamma}{d\tau} + \left[m'' \left(\frac{\partial h''}{\partial p''} \right)_T - V \right] \frac{dp''}{d\tau} + \\ & + \left[m'' \left(\frac{\partial h''}{\partial T} \right)_p + m^\Gamma c_p^\Gamma \right] \frac{dT}{d\tau} - V \frac{dp^\Gamma}{d\tau}. \end{aligned} \quad (21)$$

После подстановки (18) и (20) в (21) и группировки слагаемых, получаем выражение для вычисления давления пара в помещении:

$$\begin{aligned} \frac{dp''}{d\tau} = & \frac{\frac{dU}{d\tau} - \left\{ h'' - \frac{v''}{m''(\partial v'' / \partial T)_p} \times \right.}{\left. \times \left[m'' \left(\frac{\partial h''}{\partial T} \right)_p + m^\Gamma (c_p^\Gamma - R^\Gamma) \right] \right\} \frac{dm''}{d\tau} - (c_p^\Gamma - R^\Gamma) T \frac{dm^\Gamma}{d\tau}}{m'' \left[\left(\frac{\partial h''}{\partial p''} \right)_T - \left(\frac{\partial h''}{\partial T} \right)_p \frac{\left(\frac{\partial v''}{\partial p''} \right)_T}{\left(\frac{\partial v''}{\partial T} \right)_p} \right] - m^\Gamma (c_p^\Gamma - R^\Gamma) \frac{\left(\frac{\partial v''}{\partial p''} \right)_T}{\left(\frac{\partial v''}{\partial T} \right)_p} - V}. \end{aligned} \quad (22)$$

Условие, при котором пар находится в перегретом состоянии, определяется как

$$p'' < p_s''(T), \quad (23)$$

где $p_s''(T)$ – давление насыщенных паров при температуре T , Па.

Состояние перегретого пара при малых давлениях пара достаточно хорошо описывается уравнением для идеального газа

$$v'' = R'' T / p'', \quad (24)$$

где $R'' = R/\mu'' = 4,62 \cdot 10^2$ Дж/(град·кг) – газовая постоянная для пара; $\mu'' = 18$ кг/кмоль – молекулярный вес пара.

Это позволяет вычислить зависимости, входящие в выражение (22), как

$$\left(\frac{\partial v''}{\partial T} \right)_p = R'' / p''; \quad \left(\frac{\partial v''}{\partial p''} \right)_T = -v'' / p''$$

и упростить выражение (22), представив его в виде

$$\begin{aligned} \frac{dp''}{d\tau} = & \frac{\frac{dU}{d\tau} - \left\{ h'' - T \left[m'' \left(\frac{\partial h''}{\partial T} \right)_p + m^\Gamma (c_p^\Gamma - R^\Gamma) \right] \right\} \times}{\times \frac{dm''}{d\tau} - (c_p^\Gamma - R^\Gamma) T \frac{dm^\Gamma}{d\tau}} \cdot \quad (25) \\ & \frac{m'' \left[\left(\frac{\partial h''}{\partial p''} \right)_T + \left(\frac{\partial h''}{\partial T} \right)_p \frac{v''}{R''} \right] + m^\Gamma (c_p^\Gamma - R^\Gamma) \frac{v''}{R''} - V}{} \end{aligned}$$

При расчете утечек из помещений через перепускные каналы или стравливающий клапан можно пренебречь потерями на трение ввиду относительно небольшой длины каналов перепуска. Также можно пренебречь нестационарностью потока, что подтверждается результатами работы [2], где показано, что рассмотрение течений по перепускным каналам как квазистационарных не вносит существенной погрешности в результаты вычислений температуры и давления. Поэтому для расчетов расходов по перепускным каналам используются уравнения для адиабатического течения сжимаемой среды через диафрагмы и сопла [3]. В зависимости от соотношения давлений между помещениями реализуются критический или докритический режимы истечения, для которых скорости истечения и расходы утечки парогазоводяной смеси определяются как

- при $p_{кр} \geq p_2$

$$\begin{aligned} \omega_{кр} &= \sqrt{k p_{кр} v_{кр}}; \\ G_{ут}^{пгв} &= \mu S_{кр} \omega_{кр} / v_{кр}; \end{aligned} \quad (26)$$

- при $p_{кр} < p_2$

$$\omega = \sqrt{k \frac{k+1}{k-1} p_2 v_2 \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}; \quad (27)$$

$$G_{ут}^{прв} = \mu S_k \omega / v_2;$$

- при $(p_1 - p_2)/p_1 \ll 1$

$$\omega = \sqrt{2(p_1 - p_2)v_2}, \quad (28)$$

где $p_{кр}$ – критическое давление, Па;

$$p_{кр} = \left[2 / (k+1) \right]^{\frac{k}{k-1}} p_1; \quad (29)$$

μ – гидравлический расходный коэффициент; S_k – площадь сечения перепускного канала, м²; p_1 и p_2 – соответственно, давление, под действием которого происходит истечение, и давление среды, куда происходит истечение, Па; $v_2(v_{кр})$ – удельный объем парогазоводяной смеси в выходном (критическом) сечении истечения, м³/кг; k – показатель адиабаты парогазоводяной смеси.

В выражении (27) используются параметры для выходного сечения с целью исключения скачка значений скорости и расхода истечения при смене режимов истечения.

Для описания процесса истечения парогазоводяной смеси через каналы перепуска используется термодинамически равновесная модель, согласно которой принимается:

- режим истечения адиабатный;
- в выходном сечении смесь однородна, мелко-диспергирована;
- скольжение фаз отсутствует;
- смесь термодинамически равновесна.

При критическом режиме истечения скорость потока в выходном сечении равна скорости звука. При этих допущениях показатель адиабаты парогазоводяной смеси k в первом приближении может быть определен как [4]

$$k = k^{пр} \frac{(a/a^{пр})^2}{\delta^{пр} + (1-\delta^{пр})(v'/v^{пр})}, \quad (30)$$

где $k^{пр}$ – показатель адиабаты парогазовой смеси, состоящей из воздуха и сухого насыщенного пара; $a, a^{пр}$ – скорости звука в парогазоводяной и парогазовой смесях соответственно, м/с; $\delta^{пр}$ – массовое содержание парогазовой смеси в парогазоводяной смеси; $v^{пр}$ – удельный объем парогазовой смеси, м³/кг.

При соотношениях масс компонент парогазоводяной смеси в канале истечения, определяемых как

$$m = m' + m'' + m^{\Gamma};$$

$$\delta^{\Gamma} = m^{\Gamma} / m;$$

$$\delta_{пр}^{\Gamma} = m^{\Gamma} / (m'' + m^{\Gamma});$$

$$x = m'' / (m' + m'');$$

$$\delta' = m' / m = (1 - \delta^{\Gamma})(1 - x);$$

$$\delta'' = m'' / m = (1 - \delta^{\Gamma})x;$$

$$\delta_{пр}'' = m'' / (m'' + m^{\Gamma});$$

$$\delta^{пр} = (m'' + m^{\Gamma}) / m = \delta'' + \delta^{\Gamma},$$

где δ – массовая доля компоненты; x – показатель сухости пара, значения параметров в выражении (30) определяются следующим образом.

Показатель адиабаты смеси газа и сухого насыщенного пара $k^{пр}$, согласно [4], равен

$$k^{пр} = k^{\Gamma} \beta_{пр}^{\Gamma} + k''(1 - \beta_{пр}^{\Gamma}), \quad (32)$$

где $\beta_{пр}^{\Gamma}$ – объемная доля газа в смеси газа и сухого насыщенного пара, определяемая как

$$\beta_{пр}^{\Gamma} = \frac{m^{\Gamma} R^{\Gamma} T}{p(V - m'v')} = \frac{m^{\Gamma} R^{\Gamma} T}{pm''v''} = \frac{\delta^{\Gamma} R^{\Gamma} T}{p(1 - \delta^{\Gamma})xv''}, \quad (33)$$

$k^{\Gamma} = 1,4$ – показатель адиабаты газа; k'' – показатель адиабаты сухого насыщенного пара, значение которого, согласно [3], равно

$$k'' = \frac{1}{1 - 2R''T/r}. \quad (34)$$

Скорости звука в парогазоводяной смеси a и в смеси газа и сухого насыщенного пара $a^{пр}$, согласно [4], равны

$$a = \sqrt{\frac{(v)^2}{\delta'(v'/a')^2 + \delta''(v''_{парц}/a'')^2 + \delta^{\Gamma}(v^{\Gamma}_{парц}/a^{\Gamma})^2}}; \quad (35)$$

$$a^{пр} = \sqrt{\frac{(v^{пр})^2}{\delta_{пр}''(v''_{парц}/a'')^2 + \delta_{пр}^{\Gamma}(v^{\Gamma}_{парц}/a^{\Gamma})^2}}, \quad (36)$$

где удельные и парциальные удельные объемы смесей определяются выражениями

$$v^{\Gamma}_{парц} = R^{\Gamma} T / p;$$

$$v''_{парц} = R'' T / p;$$

$$v^{пр} = \delta_{пр}'' v''_{парц} + \delta_{пр}^{\Gamma} v^{\Gamma}_{парц};$$

$$v = \delta' v' + \delta'' v''_{парц} + \delta^{\Gamma} v^{\Gamma}_{парц}.$$

При вычислении удельного парциального объема сухого насыщенного пара принимается, что пар подчиняется законам идеального газа; это с достаточной степенью точности выполняется при ожидаемых при МПА давлениях пара.

Скорости звука в сухом насыщенном паре и газе находятся по выражениям

$$a'' = \sqrt{k''R''T}; \quad a^r = \sqrt{k^rR^rT}. \quad (38)$$

Учитывая, что при ожидаемых давлениях в выходном сечении выполняется условие

$$\delta''(v''_{\text{парц}} / a'')^2 + \delta^r(v^r_{\text{парц}} / a^r)^2 \gg \delta'(v' / a')^2,$$

при вычислении скорости звука в парогазоводяной смеси первым слагаемым в знаменателе выражения (35) можно пренебречь ввиду его малости.

Параметры в выходном сечении зависят от показателя сухости смеси x_2 и температуры на выходе из канала истечения. Значение x_2 вычисляется из условия сохранения энергии: значение энтальпии смеси на входе в канал h_1 приравнивается к сумме энтальпии h_2 и кинетической энергии смеси, определяемой скоростью истечения ω , на выходе из канала:

$$h_1 = h_2 + \omega^2/2, \quad (39)$$

где

$$\begin{aligned} h_1 &= \delta^r h_1^r + (1 - \delta^r)[(1 - x_1)h_1' + x_1 h_1'']; \\ h_2 &= \delta^r h_2^r + (1 - \delta^r)[(1 - x_2)h_2' + x_2 h_2'']. \end{aligned} \quad (40)$$

Отсюда

$$x_2 = [(h_1 - \delta^r h_2^r - \omega^2/2)/(1 - \delta^r) - h_2'] / r_2. \quad (41)$$

Значение температуры T_2 определяется из уравнения (8):

$$\begin{aligned} p_2 &= p''(T_2) + p^r(x_2, T_2) = \\ &= p''(T_2) + \frac{\delta^r R^r T_2}{(1 - \delta^r)x_2(p_2, T_2)v''(T_2)}. \end{aligned} \quad (42)$$

Расходы и энтальпия компонент парогазоводяной смеси на входе и выходе из канала истечения определяются, соответственно, параметрами во входном и выходном сечениях. В случае, когда перепуск парогазоводяной смеси осуществляется в смежное помещение, параметры поступающей

среды определяются по выходным характеристикам смеси:

$$\begin{aligned} G_{\text{ут}}^r &= \delta^r G_{\text{ут}}^{\text{ПГВ}}; \\ G_{\text{ут}}' &= (1 - \delta^r)(1 - x_1)G_{\text{ут}}^{\text{ПГВ}}; \\ G_{\text{ут}}'' &= (1 - \delta^r)x_1 G_{\text{ут}}^{\text{ПГВ}}; \\ h_{\text{ут}} &= \delta^r h_1^r + (1 - \delta^r)[(1 - x_1)h_1' + x_1 h_1'']; \\ G_{\text{пост}}^r &= \delta^r G_{\text{ут}}^{\text{ПГВ}}; \\ G_{\text{пост}} &= (1 - \delta^r)G_{\text{ут}}^{\text{ПГВ}}; \\ h_{\text{пост}}^r &= c_p^r T_2; \\ h_{\text{пост}} &= (1 - x_2)h_2' + x_2 h_2''. \end{aligned} \quad (43)$$

Для расчета суммарных теплопотерь, обусловленных теплообменом между средой и металлоконструкциями ЗО, а также расположенным в нем оборудованием, используется выражение

$$Q = \sum_i Q_i = \alpha \sum_i S_i (T - T_i^{\text{CT}}), \quad (44)$$

при этом температуры стенок конструкций ЗО и элементов оборудования T_i^{CT} могут быть определены из условия их равномерного прогрева по всей толщине:

$$\frac{dT_i^{\text{CT}}}{d\tau} = \frac{Q_i}{c_{p,i}^M m_i^M} = \alpha \frac{S_i (T - T_i^{\text{CT}})}{c_{p,i}^M m_i^M}, \quad (45)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·град); S_i , m_i^M , $c_{p,i}^M$ – площадь поверхности (м²), масса (кг) и теплоемкость материала (Дж/кг) i -го элемента.

Для расчета коэффициента теплоотдачи α при конденсации пара в ЗО при МПА могут быть использованы уравнения, аппроксимирующие экспериментальные данные, полученные в работе [5] и широко применяющиеся за рубежом при расчете оболочек стационарных АЭС:

$$\begin{aligned} \alpha &= 450(m'' / m^r)^{0,8} = \\ &= 450 \left[(1 - \delta_{\text{пр}}^r) / \delta_{\text{пр}}^r \right]^{0,8}, \text{ Вт/(м}^2\text{·град)}. \end{aligned} \quad (46)$$

$\alpha \leq 1590$.

Приведенная выше математическая модель представляет собой систему дифференциальных и алгебраических уравнений, которые в силу нелинейности могут быть решены только численными методами. Для решения полученных уравнений разработана программа РАПАР, основу алгоритма ко-

торой составляет процедура численного интегрирования системы обыкновенных дифференциальных уравнения методом Рунге – Кутты – Мерсона [6]. Программа написана на языке TURBO PASCAL и адаптирована к ПЭВМ. Она предназначена для анализа изменения давления и температуры в защитной оболочке ЯЭУ при авариях с потерей теплоносителя первого контура с учетом работы противоаварийных систем. Архитектура расчетной схемы программы разработана применительно к ЗО судовых ЯЭУ, которые, как правило, состоят из двух помещений – подблочного пространства и аппаратной выгородки. В программе есть возможность рассмотрения последствий аварии при разрыве трубопровода 1 контура и в подблочном помещении, и в аппаратной выгородке. Программа позволяет проводить анализ эффективности использования противоаварийных систем снижения давления, таких как стравливающий клапан, спринклерная и барботажная системы, система перепуска парогазоводяной смеси в присоединенное помещение, как выборочно, так и при их совместной работе. Предусмотрена возможность расчета утечки среды из ЗО через негерметичности в смежные помещения или атмосферу с учетом изменения во времени давления в ЗО.

С целью обоснования эффективности предложенного схемно-конструктивного решения по совместному использованию спринклерной и барботажной систем для локализации последствий аварий LOCA в помещениях ЗО и выбора параметров систем выполнены демонстрационные расчеты из-

менения давления в ЗО при постулированной аварии. В качестве такой аварии рассматривается мгновенный разрыв полным сечением трубопровода трассы отбора на очистку ($D_y = 16$ мм) внутри необитаемой выгородки для ЯЭУ с реактором блочного типа с отказом одного активного канала проливки от конденсатно-питательной системы. Начальный расход истекающего теплоносителя принят равным 18 кг/с, температура – 320 °С. Основные параметры ЗО и систем, используемые при расчете давления и температуры в ЗО и барботере, представлены в табл. 1.

Свободные объемы необитаемой выгородки и аппаратного помещения приняты равными 90 и 630 м³ соответственно. Таким образом, суммарный свободный объем ЗО составляет 720 м³, площадь внутренней поверхности ЗО – 400 м². Консервативно принимается, что теплоотвод из ЗО обусловлен только прогревом металлических конструкций ЗО, масса которых составляет 130 т, и теплообменом с воздухом с внешней поверхности ЗО. Площадь поверхности ЗО, охлаждаемая воздухом, принята равной 10 % от площади внутренней поверхности ЗО, и составляет 40 м². Рассмотрены два варианта объема барботера – 125 и 250 м³, – заполненного 20 т воды.

Принимается, что барботажная система подключается к ЗО при повышении в нем давления до 0,13 МПа (изб.). Спринклерная система размещается в аппаратном помещении и работает циклично, включаясь с расходом 40 т/ч при повышении давле-

Таблица 1. Основные параметры защитных оболочек и противоаварийных систем

Table 1. Main parameters of containment shells and emergency systems

Параметр	Вариант 1	Вариант 2
Свободный объем необитаемой выгородки, м ³	90	
Свободный объем аппаратной выгородки, м ³	630	
Суммарный свободный объем ЗО, м ³	720	
Площадь поверхности ЗО, обеспечивающая прогрев металлоконструкций, м ²	400	
Площадь поверхности ЗО, охлаждаемая воздухом, м ²	40	
Масса металла, участвующая в теплообмене, т	130	
Производительность спринклерной системы, т/ч	40	
Масса воды в барботере, т	20	
Объем барботера, м ³	125	250
Свободный газовый объем барботера, м ³	105	230

ния в аппаратном помещении до заданной уставки срабатывания и выключаясь при снижении давления до заданной уставки отключения. Уставка срабатывания принята равной 0,3 МПа, уставка отключения – 0,25 МПа. Температура воды в спринклерной системе принимается равной 20 °С.

При работе спринклерной системы давление в аппаратном помещении оказывается ниже, чем в свободном воздушном объеме барботера, и парогазовая смесь из барботера поступает в аппаратное помещение через обратный клапан, согласно схеме на рис. 1. С использованием приведенных данных выполнены расчеты изменения давления в 3О ЯЭУ при различных объемах барботера. Результаты демонстрационного расчета приведены на рис. 2.

Согласно результатам расчета, подключение барботажной системы происходит на 13 секунде при повышении давления в аппаратном помещении до 0,13 МПа (изб.). Во всех случаях после включения спринклерной системы (при достижении давления 0,2 МПа изб.) с расходом 40 т/ч наблюдается снижение давления без выбега до момента отключения спринклерной системы (при достижении давления 0,15 МПа изб.). Таким образом, периодическое включение спринклерной системы позволяет удерживать давление в диапазоне значений уставок включения-выключения спринклерной системы, осуществляя при этом очистку атмосферы 3О от радионуклидов.

В табл. 2 приведены данные о числе срабатываний спринклерной системы, продолжительности работы системы в течение первых трех часов после аварии и общем расходе воды за это время.

Результаты, полученные при расчетном моделировании последствий аварии типа LOCA, показали, что при использовании противоаварийной барботажно-спринклерной системы может быть обеспечена требуемая эффективность снижения давления для выбранной конструкции 3О, а разра-

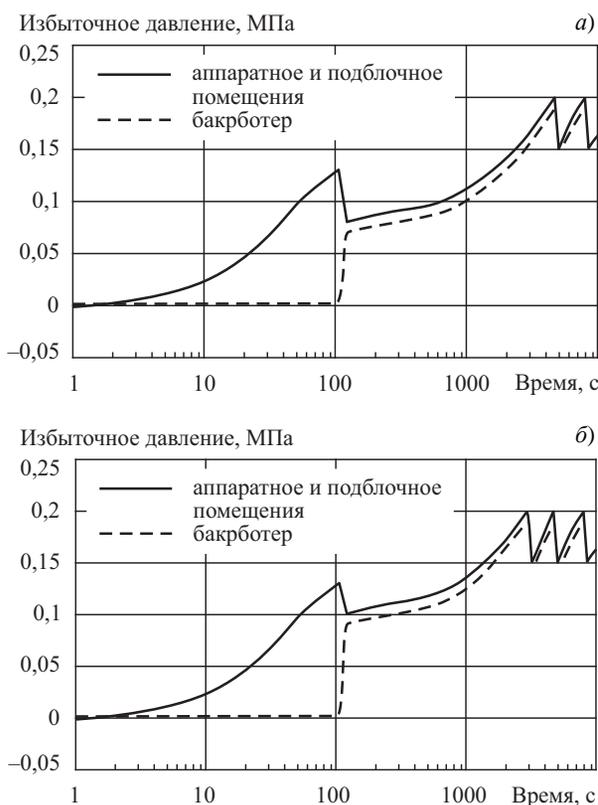


Рис. 2. Изменение давления в 3О ЯЭУ блочного типа при МПА и совместном использовании спринклерной и барботажной систем: $V_{3O} = 720 \text{ м}^3$; $M_{\text{воды}} = 20 \text{ т}$; а) $V_{\text{барботера}} = 125 \text{ м}^3$; б) $V_{\text{барботера}} = 250 \text{ м}^3$

Fig. 2. Pressure changes inside containment shell of a lumped reactor during MPA and joint application of sprinkler and barbotage systems: $V_{3O} = 720 \text{ м}^3$; $M_{\text{вод}} = 20 \text{ т}$; а) $V_{\text{barbotera}} = 125 \text{ м}^3$; б) $V_{\text{barbotera}} = 250 \text{ м}^3$

ботанная методическая база и программа расчета давления и температуры в помещениях 3О позволяют определить параметры противоаварийной системы.

Таблица 2. Показатели работы барботажно-спринклерной системы

Table 2. Performance parameters of barbotage-sprinkler system

Объем барботера, м ³		Уставки включения-выключения спринклерной системы, МПа изб.	Время первого включения спринклерной системы от начала аварии, ч	Число срабатываний за первые 3 часа после аварии	Продолжительность работы за первые 3 часа после аварии, мин.	Общий расход воды, т
Суммарный	Свободный					
125	105	0,2–0,15	0,8	3	25,3	16,8
250	230	0,2–0,15	1,3	2	16,0	10,7

Библиографический список

References

1. Балабин В.П., Богданов Д.М., Вишняков Ю.М., Емельянов С.И., Кучин Н.Л. Устройство снижения аварийного давления и локализации последствий аварии в защитной оболочке при разгерметизации первого контура судовой (корабельной) атомной энергетической установки. Патент на изобретение № 2617712 от 26 апреля 2017 г. (заявка № 2014148190 от 1 декабря 2014 г.) [V. Balabin, D. Bogdanov, Yu. Vishnyakov, S. Yemelyanov, N. Kuchin. Device for emergency depressurization and isolation of accident outcomes inside containment shell in case of LOCA event with primary circuit of marine nuclear reactor. Patent for Invention No. 2617712 dt. 26 April 2017 (Application No. 2014148190 dt. 1 December 2014). (in Russian)].
2. Brosche D. ZOCO V, a computer code for the calculation of time- and space-dependent pressure distributions in Reactor containments // Nucl. Eng. and Des. 1972; (93): 239–71.
3. Вукалович М.П., Новиков И.И. Термодинамика. М: Машиностроение, 1972. [M. Vukalovich, I. Novikov. Thermodynamics. Moscow, Mashinostroyeniye, 1972 (in Russian)].
4. Калайда Ю.А., Арсентьев В.В., Фисенко В.В., Цизин Б.М. Истечение теплоносителя при потере герметичности реакторного контура // Техника ядерных реакторов. 1977. № 3. [Yu. Kalaida, V. Arsenyev, V. Fisenko, B. Tsizin. Coolant leakage during LOCA event at reactor circuit // Tekhnika yadernyh reaktorov (Nuclear reactor technology). 1977. № 3. (in Russian)].
5. Marshall I., Holland P.G. Blowdown into full-pressure containment // IMechE Conference Publications. 1977; 8: 119–23.
6. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М: Наука, 1984. [A. Korn, T. Korn. Mathematical handbook for scientists and engineers. Moscow: Nauka, 1984. (in Russian)].

Сведения об авторах

Балабин Валерий Павлович, начальник лаборатории – заместитель руководителя ситуационно-кризисного центра ФГУП «Крыловский государственный научный

центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: +7 (812) 415-48-31. E-mail: skc@ksrc.ru.

Богданов Дмитрий Михайлович, главный специалист ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: +7 (812) 415-48-31. E-mail: skc@ksrc.ru.

Вишняков Юрий Михайлович, ведущий научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: +7 (812) 415-48-48. E-mail: skc@ksrc.ru.

Емельянов Сергей Иванович, старший научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: +7 (812) 415-48-48. E-mail: skc@ksrc.ru.

Кучин Николай Леонидович, д.ф.-м.н., начальник комплексного отдела – руководитель отраслевого кризисного центра ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: +7 (812) 386-69-09. E-mail: skc@ksrc.ru.

About the authors

Bogdanov, Dmitry M., Chief Expert, KSRC. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 415-48-31. E-mail: skc@ksrc.ru.

Balabin, Valery P., Head of Laboratory – Deputy Head of Emergency Management Centre, KSRC. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 415-48-31. E-mail: skc@ksrc.ru.

Vishnyakov, Yury M., Lead Researcher, KSRC. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 415-48-48. E-mail: skc@ksrc.ru.

Yemelyanov, Sergey I., Senior Researcher, KSRC. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 415-48-48. E-mail: skc@ksrc.ru.

Kuchin, Nikolay L., Dr. Phys.-Math.Sci., Prof., Head of Integrated Department – Head of Emergency Management Centre, KSRC. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 386-69-09. E-mail: skc@ksrc.ru.

Поступила / Received: 13.03.18
Принята в печать / Accepted: 31.05.18
© Коллектив авторов, 2018