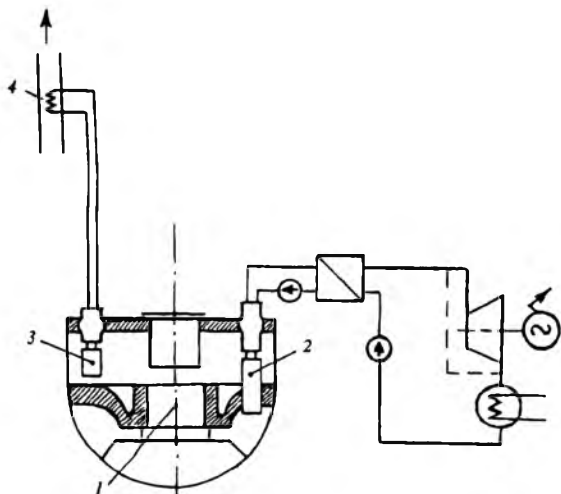


УДК 536.24.621.039.526

РОЛЬ КРИТЕРИЯ РЕЙНОЛЬДСА ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ЕСТЕСТВЕННОЙ КОНВЕКЦИИ В ЖИДКИХ МЕТАЛЛАХ

Ушаков П.А., Сорокин А.П. (ГНЦ РФ — ФЭИ им. А.И. Лейпунского)

Интерес к теплогидравлическим процессам при естественной конвекции теплоносителя в больших объемах с элементами оборудования возник в новом свете при разработках пассивных систем аварийного расхолаживания при аварийном останове быстрых натриевых реакторов в случае отключения электропитания. Принципиальная схема охлаждения погруженными в верхний бак реактора холодильниками показана на рис. 1. Для исследования указанных систем проектов Европейского быстрого реактора, японского демонстрационного реактора были использованы водяные модели разных масштабов, включая известные стенды «Рамона», «Нептун», «Илона» (Германия) и др., в том числе и более узкого назначения [1]. Эти исследования аварийного расхолаживания и эксперименты по изучению отдельных вопросов моделирования были направлены главным образом на верификацию расчетных кодов и получение представления о теплогидравлических процессах в верхних камерах быстрых натриевых реакторов с погружными аварийными теплообменниками. Тестируемые коды использовали затем для реакторных расчетов.



Р и с. 1. Система отвода тепла от быстрого натриевого реактора: 1 — активная зона; 2 — промежуточный теплообменник; 3 — погружной теплообменник для аварийного отвода остаточного тепловыделения; 4 — воздушный холодильник

дух погружных теплообменников в системе пассивного отвода тепла. Только для изучения процессов во вторичном контуре натрий—воздух требуются дорогие крупные стенды с натрием и воздушным охлаждением типа стенда «Илона» [2], имеющего мощность 7,5 МВт. По нашему мнению, подобные системы целесообразно рассчитывать по соответствующим кодам, если не требуются инженерные испытания.

Для замыкания системы масштаба характерных величин при естественной конвекции необходимо было найти связь между ними. Эту проблему решили японские исследователи путем принятия некоторых допущений и упрощений [3, 4]. Именно в этой работе впервые экспериментальные данные, полученные на водяных моделях, были непосредственно пересчитаны на реакторные условия. Однако мнение исследователей о соизмеримости точности экспериментального и расчетного моделирования пока не является доказанным.

Анализировали дифференциальное уравнение в приближении Буссинеска. Поскольку невозможно осуществить геометрическое подобие в модели активной зоны и теплообменников, они рассматриваются как некие «черные ящики», геометрически подобные по внешним габаритам активной зоне и теплообменникам реактора, имеющие такие же гидравлические сопротивления. Тепловыделение в твэлах и процессы теплопередачи в теплообменниках заменены объемным тепловыделением или поглощением тепла в теплоносителе. Это равносильно отказу от некоторых критериев, учитывающих влияние теплоемкости узлов реактора.

Безразмерные дифференциальные уравнения и граничные условия имеют следующий вид:

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = 0;$$

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial \tau^*} + u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = \left(\frac{1}{\text{Re}} \right) \frac{\partial^2 u_i^*}{\partial x_j^{*2}} - (\text{Ri}) T^* \delta_{i,3} - \frac{\partial p^*}{\partial x_i^*} + (\text{Eu}) \Omega^*;$$

$$\frac{\partial T^*}{\partial \tau^*} + u_j^* \frac{\partial T^*}{\partial x_j^*} = \left(\frac{1}{\text{Pe}} \right) \frac{\partial^2 T^*}{\partial x_j^{*2}} + \left(\frac{Q}{\rho c V \Delta T L^2} \right) \Omega^*.$$

Здесь приняты следующие обозначения: x_i — координата; τ — время; u_i — компонент скорости; $t - t_0$ — температура, отсчитанная от начальной температуры; p — давление; Q — мощность; $\delta_{i,3}$ — дельта-коэффициент Кронеккера, показывающий действие подъемной силы плавучести только в вертикальном направлении; $\Omega^* = 1$ — только в активной зоне и теплообменнике. В свободном объеме теплоносителя он равен нулю.

Характерные величины: L — для размеров координат; V — для скорости; ΔT — для разности температур $t - t_0$; L/V — для времени; ρV^2 — для давления.

Безразмерные величины:

$$x_i^* = \frac{x_i}{L}; T^* = \frac{t - t_0}{\Delta T}; u_i^* = \frac{u_i}{V}; p^* = \frac{p}{\rho V^2}; \tau^* = \frac{\tau V}{L} = H_0.$$

Критерии подобия, входящие в уравнения, включают в себя характерные величины.

При смешанной конвекции в некотором трубопроводе имеется заранее известная скорость u_i^{TP} , что учитывается граничным условием $u_i^* = (V^{\text{TP}}/V) u_i^{\text{TP}*}$.

Потери тепла в окружающую среду, как показано в работах [3, 4], невозможно смоделировать. Поэтому предлагается обеспечивать в модели минимальные потери тепла.

Итак, мы имеем следующую систему критериев подобия:

$$\text{Ричардсона } \text{Ri} = g\beta\Delta T L / V^2; \quad (1)$$

$$\text{Эйлера } \text{Eu} = \Delta p / \rho V^2 = \xi / 2; \quad (2)$$

критерий, отражающий меру отношения подведенной энергии и энергии, уносимой конвекцией теплоносителя:

$$N = Q / \rho c V \Delta T L^2; \quad (3)$$

$$\text{Пекле } \text{Pe} = V L / \alpha;$$

$$\text{Рейнольдса } \text{Re} = V L / \nu.$$

При смешанной конвекции появляется симплекс V^{TP}/V , отражающий подобие скоростей в трубопроводе реактора и модели. Критерий гомохронности $H_0 = \tau V / L = \tau^*$ является безразмерной координатой времени.

При моделировании принимаются некоторые средние значения физических параметров. По плотности, теплоемкости это не приводит к большим погрешностям. Наиболее сильно зависят от температуры вязкость (ν) и коэффициент температурного расширения (β), которые, вероятно, можно учесть последовательными приближениями. Обычно при оценках ориентируются на температуру воды в модели 20 °С, натрия в реакторе — 500 °С.

Для нахождения масштабов характерных величин достаточно считать идентичными в реакторе и модели критерии Ричардсона (1), Эйлера (2) и критерий N , отражающий тепловой баланс (3). При таких условиях можно получить характерные величины, которые примерно равны искомому для естественной конвекции:

$$\frac{V_p}{V_m} \approx \left(\frac{\beta Q}{\rho c L} \right)_p \left(\dots \right)_m^{-1/3}; \tag{4}$$

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m} \approx \left[\frac{Q^2}{\beta (\rho c)^2 L^5} \right]_p \left(\dots \right)_m^{-1/3}; \tag{5}$$

$$\frac{\Delta p_p}{\Delta p_m} \approx \left[\rho^3 \left(\frac{\beta Q}{\rho c L} \right)^2 \right]_p \left(\dots \right)_m^{-1/3}; \tag{6}$$

$$\frac{\tau_p}{\tau_m} \approx \left(\frac{\rho c L^4}{\beta Q} \right)_p \left(\dots \right)_m^{-1/3}; \tag{7}$$

$$\frac{Pe_p}{Pe_m} \approx \left(\frac{\beta L^2 Q}{\rho c a^3} \right)_p \left(\dots \right)_m^{-1/3};$$

$$\frac{Re_p}{Re_m} \approx \frac{Pe_p}{Pe_m} \frac{Pr_m}{Pr_p}. \tag{8}$$

Здесь обозначили: ρ , c , β и a — плотность, удельная теплоемкость, коэффициент объемного температурного расширения и коэффициент температуропроводности среды соответственно. Индекс «р» относит величины к реактору, «м» — к модели.

Введя дополнительное условие $Pe_p = Pe_m$ из формулы (8), можно получить ограничение для мощности:

$$\left(\frac{Q_p}{Q_m} \right)_{Pe} \approx \left(\frac{\rho c a^3}{\beta L^2} \right)_p \left(\dots \right)_m^{-1}. \tag{9}$$

При использовании подобия по числам Пекле возникают трудности с изменениями на водяной модели из-за малых значений величин, что видно из таблицы.

Масштабы величин в водяной модели при $Ri_p/Ri_m = N_p/N_m = Pe_p/Pe_m = Eu_p/Eu_m = 1$

$M = L_m/L_p$	$(Q_m/Q_p)_{Pe} \cdot 10^{-6}$	$(\Delta T_m/\Delta T_p)_{Pe} \cdot 10^{-3}$	$(V_m/V_p) \cdot 10^{-3}$
1/3	0,5	0,2	6,8
1/4	1,1	0,5	9,1
1/5	1,7	0,9	11
1/6	2,4	1,6	14
1/8	4,2	3,8	18
1/10	6,6	7,4	23

При мощности остаточного тепловыделения, равной, например $50 \cdot 10^3$ кВт, мощность модели $M = L_m/L_p = 1/3$ составит всего 25 Вт, разность температуры 2% реакторной. Поэтому иногда придется увеличивать мощность модели в m раз. Тогда можно записать

$$(Q_p/Q_m) \approx (1/m) (Q_p/Q_m)_{Pe}. \tag{10}$$

Коэффициент m может составить сотни и тысячи. Скорость, числа Пекле, Рейнольдса увеличатся в модели в $m^{1/3}$ раза, разность температуры — в $m^{2/3}$ раза.

Используя уравнение (10), величины (4)—(8) можно привести к простому виду [5]:

$$\frac{V_p}{V_m} \sim \frac{1}{m^{1/3}} \frac{a_p}{a_m} \frac{L_m}{L_p}; \quad (4')$$

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m} \sim \frac{1}{m^{2/3}} \frac{\beta_m}{\beta_p} \left(\frac{a_p}{a_m} \right)^2 \left(\frac{L_m}{L_p} \right)^3; \quad (5')$$

$$\frac{\Delta p_p}{\Delta p_m} \sim \frac{1}{m^{2/3}} \frac{(\rho a^2)_p}{(\rho a^2)_m} \left(\frac{L_m}{L_p} \right)^2; \quad (6')$$

$$\frac{\tau_p}{\tau_m} \sim m^{1/3} \frac{a_m}{a_p} \left(\frac{L_p}{L_m} \right)^2; \quad (7')$$

$$\frac{Pe_p}{Pe_m} \sim \frac{1}{m^{1/3}}; \quad \frac{Re_p}{Re_m} \sim \frac{1}{m^{1/3}} \left(\frac{Pr_m}{Pr_p} \right). \quad (8')$$

При смешанной конвекции, когда в некотором трубопроводе насосы обеспечивают определенную скорость теплоносителя, на тепловую мощность модели накладывается ограничение из уравнения (4):

$$\frac{Q_m}{Q_p} \approx \frac{L_m \beta_p (\rho c)_m}{L_p \beta_m (\rho c)_p} \left(\frac{V_m^{tr}}{V_p^{tr}} \right)^3,$$

где V_m^{tr} , V_p^{tr} — характерная скорость в трубопроводах модели и реактора. Остальные величины определяются формулами для естественной конвекции.

При практическом использовании перечисленных основ моделирования возникают проблемы и трудности, например, в выборе погружных аварийных теплообменников в модели и времени их включения, выработке метода перехода от смешанной конвекции к установившейся естественной конвекции, в учете влияния начального переходного процесса на дальнейшее развитие естественной конвекции и др. [5].

В настоящей работе мы ограничимся анализом влияния критерия Рейнольдса на точность теплогидравлического моделирования, что является одним из главных вопросов практического моделирования.

Итак, при выводе формул для величин (4)—(8) полагали идентичность в модели и реакторе критериев Ричардсона, Эйлера и критерия N , отражающего тепловой баланс. Числа Пекле и Рейнольдса считались второстепенными, поскольку они стоят в уравнениях у членов диффузионного типа, существенных только в областях с большими значениями вторых производных [3, 4].

В литературе высказывается мнение о том, что определение числа Рейнольдса при естественной конвекции важно только с точки зрения оценки характера течения (ламинарное или турбулентное). Возможно, это справедливо для свободных объемов. Но в затесненных реакторных коллекторах энергия тратится в основном на преодоление гидросопротивления узлов оборудования. Предельным случаем является замкнутый простой циркуляционный контур. По мнению авторов [6], энергия подъемной силы идет на преодоление гидравлических сопротивлений

$$Ri = Eu. \quad (11)$$

Именно таким приближением мы и воспользуемся. При этом адекватность в реакторе и модели чисел Ричардсона можно обеспечить только при адекватности чисел Эйлера.

Для получения значений, характеризующих теплогидравлические процессы в модели и реакторе, используем условие (11), для простоты оценок примем $\xi = A/Re_\xi^n$; $Re_\xi = U_\xi L/\nu$; $A_p = A_m$. В данном случае индекс « ξ » отражает влияние зависимости коэффициента сопротивления от числа Рейнольдса.

С учетом подобия по числам (3) и (11) получается следующая система:

$$\left(\frac{V_p}{V_m}\right)_{\xi} \sim \left(\frac{\beta Q}{\nu^n \rho c L^{1-n}}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (12)$$

$$\left(\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m}\right)_{\xi} \sim \left[\frac{\nu^n Q^{2-n}}{\beta(\rho c)^{2-n} L^{5-n}}\right]_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (13)$$

$$\left(\frac{\Delta P_p}{\Delta P_m}\right)_{\xi} \sim \frac{\rho_p}{\rho_m} \left(\frac{\beta Q}{\nu^n \rho c L^{1-n}}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{2}{3-n}}; \quad (14)$$

$$\left(\frac{\tau_p}{\tau_m}\right)_{\xi} \sim \left(\frac{\nu^n \rho c L^{2(2-n)}}{\beta Q}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (15)$$

$$\left(\frac{Pe_p}{Pe_m}\right)_{\xi} \sim \left(\frac{\beta L^2 Q}{\nu^n \rho c a^{3-n}}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}. \quad (16)$$

Дополнительно примем $(Pe_p)_\xi = (Pe_m)_\xi$ и получим при этом условие на ограничения масштаба мощности по аналогии с условиями (9), (10)

$$\left(\frac{Q_p}{Q_m}\right)_{Pe,\xi} \sim \left[\frac{\nu^n a^{3-n}}{L^2} \left(\frac{\rho c}{\beta}\right)\right]_p \left[\dots\right]_m^{-1}; \quad \left(\frac{Q_p}{Q_m}\right)_\xi \sim \frac{1}{m_\xi} \left(\frac{Q_p}{Q_m}\right)_{Pe,\xi}. \quad (17)$$

Приравнявая уравнения (10) и (17), нетрудно получить: $m_\xi = m (Pr_p/Pr_m)^n$.

Теперь уравнения (12)–(16) можно записать в более простом виде, используя формулы (9), (10) вместо (17). Результат будет одним и тем же при одинаковой мощности (Q_p/Q_m):

$$\left(\frac{V_p}{V_m}\right)_{\xi} \sim \left(\frac{1}{m}\right)^{\frac{1}{3-n}} \left(\frac{a^3}{\nu^n L^{3-n}}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (12')$$

$$\left(\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m}\right)_{\xi} \sim \left(\frac{1}{m}\right)^{\frac{2-n}{3-n}} \left[\frac{\nu^n a^{3(2-n)}}{\beta^{3-n} L^{3(3-n)}}\right]_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (13')$$

$$\left(\frac{\Delta P_p}{\Delta P_m}\right)_\xi \sim \left(\frac{1}{m}\right)^{\frac{2}{3-n}} \frac{\rho_p}{\rho_m} \left[\frac{a^3}{\nu^n L^{3-n}}\right]_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{2}{3-n}}; \quad (14')$$

$$\left(\frac{\tau_p}{\tau_m}\right)_\xi \sim m^{\frac{1}{3-n}} \left(\frac{\nu^n L^{2(3-n)}}{a^3}\right)_p \left(\dots\right)_m^{-\frac{1}{3-n}}; \quad (15')$$

$$\left(\frac{Pe_p}{Pe_m}\right)_\xi \sim \left(\frac{1}{m}\right)^{\frac{1}{3-n}} \left(\frac{Pr_m}{Pr_p}\right)_p^{\frac{n}{3-n}}. \quad (16')$$

Итак, мы получили две системы величин: для $Eu = \text{const}$ (4')—(8') и при учете $Eu = f(Re)$ (12')—(16'). Их отличие можно характеризовать коэффициентами K , равными отношению масштабов при отсутствии и наличии зависимости сопротивлений от числа Рейнольдса. Напомним, что рассматриваются геометрически подобные системы. В результате простых преобразований можно получить

$$K_{\Delta T} = K_\tau = \frac{1}{K_V} = \frac{1}{K_{Pe}} = \left(\frac{1}{K_{\Delta p}}\right)^{1/2} = \left[\frac{1}{m} \left(\frac{Pr_m}{Pr_p}\right)^3\right]^{\frac{n}{3(3-n)}},$$

где $K_{\Delta T} = \left(\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m}\right)_\xi / \left(\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m}\right)_\xi$; $K_\tau = \left(\frac{\tau_p}{\tau_m}\right)_\xi / \left(\frac{\tau_p}{\tau_m}\right)_\xi$ и т.д.

Упомянутые коэффициенты приведены на рис. 2 для разных значений m в функции степени n при числе Рейнольдса в формуле для коэффициента сопротивления. Эти данные относятся к геометрически подобным системам модели и реактора, имеющим одну и ту же зависимость сопротивления от числа Рейнольдса. Эффект от учета изменения коэффициента сопротивления в функции числа Рейнольдса велик и его следует учитывать при практическом моделировании.

Следует еще раз отметить, что нельзя получить адекватности чисел Ричардсона при неравенстве в модели и реакторе чисел Eu . Полученные результаты достаточно строги для трубных контуров с естественной конвекцией, в чем нетрудно убедиться на основе простых расчетов. Для сложных систем типа коллекторов реакторов с активной зоной, отражателями, экранами, теплообменниками точность связана с погрешностью допущения (11). Но полученные эффекты превосходят рамки, ограниченные точностью допущений.

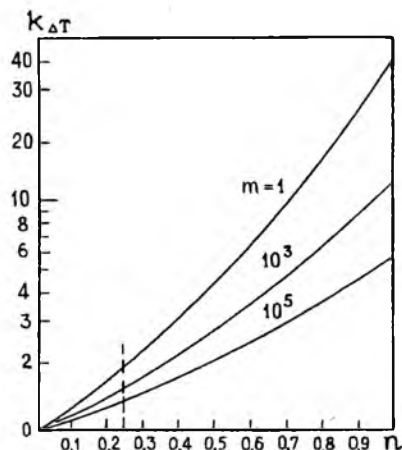


Рис. 2. Отношения величин в реакторе, полученные пересчетом с модели с учетом и без учета влияния числа Рейнольдса на коэффициенты сопротивления ($Pr_m/Pr_p = 1300$)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Specialists' Meeting «Evaluation of Decay Heat Removal by Natural Convection» IWGFR/88, 22—23 Feb. 1993, IAEA, PNC, Japan.
2. Hofmann F., Essig C., Georgeura S., Tenchine D. Investigation on natural convection decay heat removal for the EFR. Status of the program. — Ibid., p. 15—25.
3. Eguchi Y., Yamamoto K., Koga T. e.a. Experimental and computational study on prediction on natural circulation in top-entry loop-type FBR. — Ibid., p. 86—96.
4. Eguchi Y., Takeda H., Koga T. e.a. On quantitative prediction of natural circulation using a similarity law and scaled water test model. Presented at 8th JAHR Working Group Meeting on Advanced Nucl. Reactor Thermal Hydraulics, June, 1995. Czech. Republic.

5. Ушаков П.А., Сорокин А.П. Проблемы моделирования на воде аварийного отвода остаточного тепло-выделения естественной конвекцией: Препринт ФЭИ-2585, 1997.
6. Takeda H., Koga T. Study on similarity rule for natural circulation water test of LMFBR. — In: Specialists' Meeting «Evaluation of Decay Heat Removal by Natural Convection» IWGFR/88, 22—23 Feb. 1993, IAEA, PNC, Japan, p. 58—66.

Поступила в Редакцию 17.04.98

УДК 621.039.58'68

ПАССИВНЫЕ УСТРОЙСТВА АВАРИЙНОЙ ЗАЩИТЫ РЕАКТОРОВ: КЛАССИФИКАЦИЯ ХАРАКТЕРИСТИК И ИХ ОЦЕНКА

*Портяной А.Г., Сердунь Е.Н., Сорокин А.П.,
Егоров В.С. (ГНЦ РФ—ФЭИ им. А.И. Лейпунского),
Шкаровский Д.А. (РНЦ «Курчатовский ин-т»)*

Одним из перспективных направлений повышения безопасности ЯЭУ является создание пассивных устройств аварийной защиты реакторов. С их вводом реактор приобретает дополнительную отрицательную обратную связь по реактивности, срабатывающую при выходе основных эксплуатационных параметров (температуры, расхода теплоносителя, мощности) за предельно допустимые значения. На основе таких устройств становится возможной разработка ЯЭУ, внутренне устойчивых к отказам технических средств и ошибкам персонала. Пассивные устройства аварийной защиты осуществляют также управление запроектной аварией, т.е. совершают действия, направленные на предотвращение развития проектной аварии в запроектную и ослабление последствий запроектной аварии.

Количественной иллюстрацией роли пассивных устройств аварийной защиты служат, например, результаты работы [1], в которой показано, что вероятность развития тяжелых аварий для быстрого реактора DFBR при их вводе в состав ЯЭУ снижается с $8,2 \cdot 10^{-8}$ до $9,4 \cdot 10^{-10}$ 1/(реактор·год).

Состояние разработки и основные типы. Анализ научно-технических и патентных источников показал, что в настоящее время уже предложено более сотни различных устройств, способных выполнять функции пассивных устройств аварийной защиты реакторов [2, 3]. Остановимся более подробно на устройствах для быстрых реакторов, работающих в более тяжелых условиях. Рассматриваемые устройства могут быть использованы и на других типах ЯЭУ.

Основные известные пассивные устройства по характеру обратной связи можно разделить на срабатывающие по превышению температуры топлива, снижению расхода теплоносителя и повышению температуры теплоносителя. Работа первого типа устройств основана на фазовом переходе, например, плавлении [4], сублимации [5] и перемещении ядерного топлива. По-видимому, данный тип устройств позволит эффективно выполнить функции безопасности, но в настоящее время они слабо проработаны технологически и их внедрению должна предшествовать длительная и дорогостоящая стадия отработки.

На высоком уровне находится разработка устройств, срабатывающих по снижению уровня или расхода (давления) теплоносителя в результате увеличения утечки нейтронов (Япония, GEM) [1, 4] или гидродинамического удержания поглотителя (Россия) [6]. Основным принципиальным недостатком данного типа устройств является низкая чувствительность к изменению температуры (мощности) реактора.

Наиболее распространенными в настоящее время являются устройства, срабатывающие по превышению температуры теплоносителя. Их можно разделить на устройства гравитационного и принудительного ввода поглотителя в активную зону.