

34. Warinner D., Saxena S. Sodium flow blockage in liquid-metal fast breeder reactors: sweepout of a planar blockage. — Nucl. Sci. Engng, 1980, v. 76, № 3, p. 361—365.
35. Spencer B. e.a. Hydraulic influences of top-generated blockages in an LMFBF subassembly. — Trans. ANS, 1980, v. 34, p. 521—522.
36. Jones B. e.a. Modeling the coolability of top-generated porous heat generating blockages in LMFBF assemblies. — Ibid., p. 523—524.
37. Жуков А.В., Матюхин Н.М., Рымкевич К.С. Влияние блокировки проходного сечения модельной сборки кассеты твэлов быстрого реактора на распределение скорости теплоносителя: Препринт ФЭИ-1479, 1983.
38. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: расчетные программы и практическое приложение. М.: Энергоатомиздат, 1991.
39. Жуков А.В., Матюхин Н.М., Рымкевич К.С. и др. Межканальный обмен и температурные поля в модельной ТВС быстрого реактора при блокировке проходного сечения: Препринт ФЭИ-1914, 1988.
40. Веремеев А.А., Кумаев В.Я., Леончук М.П. Расчет пространственного течения теплоносителя и температур в твэльных сборках на основе поперечного подхода: Препринт ФЭИ-1789, 1986.
41. Жуков А.В., Кириллов П.Л., Матюхин Н.М. и др. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. М.: Энергоатомиздат, 1985.
42. Hubler F., Peppler W. Summary and Implications of out-of-pile Investigations of Local Cooling Disturbances in LMFBF Subassembly Geometry under Single-Phase and Boiling Conditions. KfK 3927. May 1985. Institute für Reaktorentwicklung Projekt Schneller Brüter Kernforschungszentrum Karlsruhe.
43. Корсун А.С., Витрук С.Г., Ушаков П.А., Габрианович Б.Н. Верификация гидродинамического модуля программного комплекса ТНЕНУСО-3Д. Тезисы докл. IX семинара по проблемам физики реакторов «Волга-95», 1995, т. 2, с. 165—167.
44. Ninokata H., Konomura M. Thermo-hydraulics analysis of local subassembly accidents in liquid metal cooled fast breeder reactors. — In: Proc. Intern. Topical Meeting on Reactor Thermal Hydraulic NURETH-5 «Towards the Next Generation of Nuclear Power Reactors». Sept. 21—24, 1992, USA, v. VI, p. 1537—1545.
45. Itoh K., Satoh K., Endo H., Hashiguchi Y. Basic study on local blockage in FBR fuel subassembly. — Ibid., p. 1529—1536.
46. Мантлик Ф., Ваша И., Жуков А.В. и др. Обзор теплофизических исследований сборок твэлов с частичной блокировкой проходных сечений (Отчет ИЯИ, № UIY 6057-Т, 1982, Ржеж, СССР).
47. Жуков А.В., Сорокин А.П., Кириллов П.Л. и др. Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов. РТМ 1604.008-88. ГКАЭ, изд. ФЭИ, 1989.
48. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Исследование полей скорости и температуры в тепловыделяющих сборках реакторов с частичной блокировкой проходного сечения. — В сб.: Теплофизика-98 — теплофизические аспекты безопасности ВВЭР, Обнинск, 26—29 мая 1998 г., т. 1, с. 115—131.
49. Жуков А.В., Матюхин Н.М., Сорокин А.П. Теплогидравлические характеристики модельных ТВС реакторов при частичной блокировке проходного сечения (твэлы с проволочными навивками). — Ядерная энергетика, Изв. высш. учебн. заведений, 1997, № 5, с. 65—73.
50. Жуков А.В., Матюхин Н.М., Сорокин А.П. Экспериментальные и расчетные исследования полей скорости и температуры в модельных ТВС быстрых реакторов с дистанционированием твэлов проволочной навивкой при частичной блокировке проходного сечения. Тезисы докл. V Межд. конф. «Безопасность АЭС и подготовка кадров», Обнинск, ИАТЭ, 1998, с. 10—12.
51. Zhukov A.V., Sorokin A.P. Numerical simulation of fuel assembly thermo-hydraulics of fast reactors with the partial blockage of cross section under the coolant. Lecture on the IAEA Techn. Com. Meeting «Methods and Codes for Thermohydraulics Calculations of the FBR Fuel Elements, Subassemblies and Cores», Obninsk, IPPE, 27—31 July 1998.
52. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: теоретические основы и физика процесса. М.: Энергоатомиздат, 1989, с. 59—78.

Поступила в Редакцию 30.03.98

УДК 621.039.54

ВОЗМОЖНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СМЕШАННОГО ДИОКСИДНОГО ТОПЛИВА В РЕАКТОРЕ ВК-300

Викулов В.К., Илюхин В.И., Митяев Ю.И. (НИКИЭТ)

Проблема утилизации плутония, накопленного в отработавшем топливе энергетических реакторов, обострилась в последние годы, в том числе из-за наличия избыточного оружейного плутония, появившегося в результате ядерного разоружения. Лю-

бой плутоний является ценным энергетическим материалом, который следовало бы сжигать с наибольшей эффективностью в быстрых реакторах, однако относительно высокая стоимость сооружения и эксплуатации откладывает их коммерческое использование на неопределенное время. Вместе с тем достаточно широкое распространение в энергетике тепловых реакторов, способных использовать плутоний в составе смешанного оксидного топлива, позволяет приступить к решению данной проблемы теперь.

Значительные практические успехи в этом отношении достигнуты в некоторых странах Западной Европы [1]. В их числе Франция, Германия, Швейцария и Бельгия, где наряду с исследованиями по замыканию топливного цикла на быстрых и тепловых реакторах [2] успешно реализуется рецикл смешанного оксидного топлива в легководных реакторах. В конце 1997 г. число таких реакторов достигло 25, в том числе во Франции 14. Суммарная загрузка смешанного оксидного топлива в них составляет около 700 т по тяжелому металлу (тяж. мет.).

В нашей стране практический опыт использования смешанного оксидного топлива имеется только для быстрых реакторов [3], однако проводятся исследования по его возможному применению в тепловых ВВЭР и РБМК [4, 5]. При этом проблемы рецикла топлива пока почти не затрагиваются. В основном рассматриваются простейшие схемы вовлечения плутония в топливный цикл этих реакторов, состоящие по сути в замене части уранового топлива на уран-плутониевое без сколько-нибудь существенного изменения конструкции ТВС и активной зоны. Исследования показывают, что использование плутония в водо-водяных реакторах, к которым относится и ВК-300, приводит к изменению нейтронно-физических характеристик активной зоны:

- снижается эффективность поглотителей (органов СУЗ и борной кислоты) из-за ужесточения спектра нейтронов. Энергия тепловых нейтронов при замещении ^{235}U плутонием повышается примерно вдвое;

- становится более отрицательным (примерно на 40%) температурный коэффициент реактивности по замедлителю, в то время как коэффициент Доплера остается почти неизменным;

- уменьшается в 1,5—2 раза доля запаздывающих нейтронов;

- увеличивается коэффициент неравномерности энерговыделения.

Следствием названных изменений может стать усложнение системы компенсации реактивности, переходных и аварийных режимов работы, а также ухудшение теплотехнической надежности реакторной установки.

Вместе с тем анализ вариантов активных зон ВВЭР-1000 и РБМК, содержащих в загрузке до 1/3 ТВС со смешанным оксидным топливом, показал, что коэффициенты реактивности и неравномерность энерговыделения в таких реакторах остаются в допустимых пределах. Аналогичные выводы сделаны и относительно зарубежных PWR (см., например, исследования [1, 6]). Трудности же вовлечения в загрузку большей доли смешанного топлива связаны с необходимостью увеличения водно-топливного отношения, что, как правило, может быть достигнуто при существенной переработке конструкции ТВС и структуры активной зоны.

Проектируемый реактор ВК-300 по нейтронно-физическим показателям близок ВВЭР, и приведенные соображения справедливы и для него. Однако благоприятным обстоятельством в данном случае является возможность специально предусмотреть в проектируемом реакторе применение смешанного оксидного топлива. Причем необходимое водно-топливное отношение и другие требуемые нейтронные характеристики реактора могут обеспечиваться за счет изменения только конструкции и структуры ТВС при сохранении прежних наружных размеров ТВС. При этом допустимо:

- изменение обогащения топлива в твэлах;

перераспределение в ТВС числа твэлов и твэлов с гадолинием, изменение их взаимного расположения в ТВС, а также содержания оксида гадолиния, в том числе по высоте активной зоны;

корректировка в определенных пределах размера центральной водяной полости ТВС и размеров поглощающего органа СУЗ;

замена в ТВС некоторой части твэлов водяными трубками;

изменение диаметра твэлов, что в принципе возможно, но нежелательно.

Важно отметить, что в водо-водяных реакторах использование оружейного плутония по сравнению с реакторным приводит к менее благоприятным нейтронно-физическим характеристикам ввиду существенно меньшего содержания в первом ^{240}Pu , являющегося своеобразным выгорающим поглотителем. По этой причине настоящее исследование, следуя консервативному принципу, выполняли для смешанного оксидного топлива с оружейным плутонием. При этом имели в виду, что сделанные в работе выводы справедливы и для смешанного топлива с реакторным плутонием.

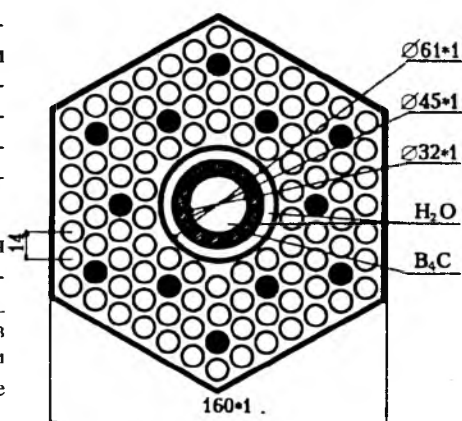
Методический подход к решению задачи. Как уже отмечалось, замещение ^{235}U плутонием в топливе тепловых реакторов может приводить к заметной деформации спектра нейтронов. Обусловлено это, как известно, широким резонансом в сечениях поглощения и деления ^{239}Pu при тепловой энергии нейтронов ($\sim 0,3$ эВ). Вместе с тем в кипящих реакторах, к которым относится ВК-300, значительная часть запаса реактивности на выгорание компенсируется посредством гадолиниевого выгорающего поглотителя, помещаемого непосредственно в часть твэлов. В этом случае использование в топливе гадолиния, изотопы которого ^{155}Gd и ^{157}Gd обладают большим сечением поглощения тепловых (ниже 0,3 эВ) нейтронов, может также трансформировать тепловую часть спектра как в самих твэлах с гадолинием, так и в содержащих гадолиний ТВС.

Учет этих двух обстоятельств, т.е. наличие плутония и гадолиния в топливе, предъявляет к расчетной модели спектральной задачи реактора повышенные требования. В частности, необходимо более детальное пространственно-энергетическое представление переноса нейтронов именно в тепловой части спектра. Спектральную задачу решали с помощью известной программы WIMS-D4 [7] по опции PIJ+PERSEUS. Как показали исследования, для достижения приемлемой точности число групп тепловых нейтронов (ниже 0,625 эВ) должно быть не менее 16.

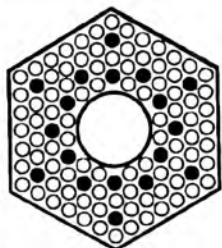
Для учета проектной структуры активной зоны ВК-300 в режиме 4-цикловых перегрузок, а также установления (и проверки) критичности реактора в основных состояниях использовали двухгрупповую диффузионную программу в X, Y-геометрии FACT. Пространственные расчеты реактора проводили лишь для проектной конфигурации активной зоны, т.е. во всех вариантах со смешанным оксидным топливом структуру активной зоны по количеству и расположению ТВС предполагали неизменной.

Оптимизация водно-топливного отношения. Расчеты ячейки проектной ТВС (рис. 1) при замене урана смешанным уран-плутониевым топливом выявили значительный рост размножающих свойств свежезагруженной ячейки, увеличение неравномерности энерговыделения и уменьшение площади миграции нейтронов M^2 .

Исследования показали, что для достижения необходимых условий уменьшения коэффициен-



Р и с. 1. Поперечное сечение проектной ТВС с топливом из диоксида урана: 95 твэлов типа ВВЭР с размером оболочки $\varnothing 9,1 \times 0,65$ мм (○), 12 твэлов с 5% оксида гадолиния в топливе (●)



Р и с. 2. Поперечное сечение ТВС со смешанным оксидным топливом и проектным водно-топливным отношением: ○ — 90 твэлов типа ВВЭР;

● — 18 твэлов с 3% оксида гадолиния в топливе

та размножения нейтронов K_{∞} с помощью выгорающего поглотителя и выгорания последнего к концу первого цикла облучения необходимо иметь в ТВС со смешанным топливом не менее 18 твэлов с гадолинием (рис. 2), а массовая доля в них оксида гадолиния должна быть снижена с 5 до 3%. Однако и в этом случае ТВС со смешанным топливом обладают по сравнению с проектной ТВС немного более высокими значениями K_{∞} и немного меньшими зна-

чениями M^2 почти во всем диапазоне выгорания. Это означает, что запас реактивности такого реактора возрастет, а эффективность органов СУЗ (при неизменной геометрии поглотителей) снизится. Более того, оказалось, что реактор со смешанным оксидным топливом по сравнению с обычным оксидно-урановым обладает заметно большим плотностным эффектом реактивности. Поэтому радикальное решение задачи перевода реактора на такое топливо искали в оптимальном увеличении водно-топливного отношения. При оптимизации этого отношения преследовали следующие цели:

обеспечить близкими к проектным запасы реактивности в установившемся режиме перегрузок и их компенсацию выгорающим поглотителем и органами СУЗ в холодном и рабочем состояниях;

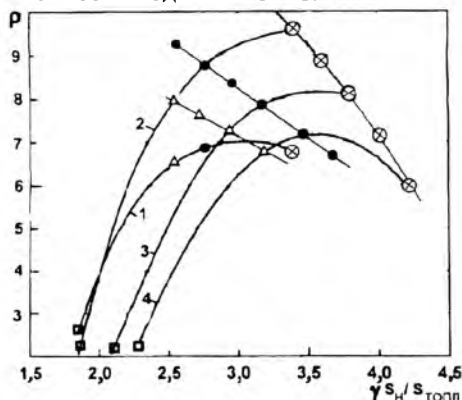
добиться приемлемого выравнивания полей энерговыделения в ТВС;

обеспечить близкими к проектным эффекты и коэффициенты реактивности;

достичь близкой к проектной эффективности органов СУЗ.

Ограничения служили главные конструкторские требования: неизменность внешних размеров ТВС и конструкции твэла.

В процессе оптимизации были рассчитаны зависимости запаса реактивности реактора от изменения водно-топливного отношения. В качестве исследуемого параметра было принято отношение площади кипящей и некипящей воды в ячейке ТВС к площади, занимаемой топливом твэлов, в том числе содержащих гадолиний. В случае диоксида урана это отношение обозначено S_H/S_U , в случае смешанного оксидного топлива — S_H/S_{U-Pu} . Для учета реального изменения количества ядер водорода в различных состояниях кипящего реактора данный параметр использовали в виде $\gamma S_H/S_U$ и $\gamma S_H/S_{U-Pu}$, где γ -относительная (по отношению к γ_0 при 20 °C) средняя плотность воды в ячейке.



Р и с. 3. Относительное изменение запаса реактивности при разогреве активной зоны от холодного состояния до номинальных параметров: ⊗ — холодное состояние (20 °C); ● — 200 °C; Δ — линия насыщения (~ 280 °C); □ — номинальное состояние

На рис. 3 представлено расчетное изменение запасов реактивности реактора, работающего в установившемся режиме перегрузок, в процессе разогрева от холодного состояния до горячего (в диапазоне $0,55 \leq \gamma \leq 1$). В случае диоксида урана (кривая 1) $S_H/S_U = 3,4$, в случаях со смешанным топливом (кривые 2—4) $S_H/S_{U-Pu} = 3,4$; 3,8 и 4,2, соответственно.

Из анализа представленных на рис. 3 данных следует, что запас реактивности реактора со смешанным топливом, соответствующий холодному состоянию для водно-топливного отношения, равного 3,4 и 3,8 (кривые 2 и 3), превосходит запас реактивности холодного реактора на диоксиде урана (кривая 1). Значит, попытка сохранить водно-топливное отношение на прежнем уровне или увеличить его до 3,8

не может быть признана удачной из-за обострения проблемы компенсации. В этом смысле кривая 4 ближе к кривой 1, т.е. можно надеяться, что реактор на смешанном топливе с отношением $S_H/S_{U-Pu} = 4,2$ окажется близким по свойствам проектному варианту на диоксиде урана. Очевидно также, что заметное увеличение этого отношения (более 4,2) нежелательно, так как в этом случае возникает опасность недопустимого роста реактивности при разогреве реактора.

При отмеченных ограничениях необходимое отношение $S_H/S_{U-Pu} = 4,2$ может быть достигнуто путем замены в 18 ТВЭлах каждой ТВС топлива на некипящую воду с параметрами воды центральной полости, т.е. организации водяных трубок. Поперечное сечение такой ТВС представлено на рис. 4, где наряду с 18 водяными трубками указаны 18 ТВЭлов, содержащих в топливе 3% оксида гадолиния по массе.

Оценка выгорания выгружаемого смешанного топлива. При переходе на смешанное оксидное топливо добиться идентичности проектному варианту зависимости $K_\infty(P)$, где P (МВт·сут/кг) — выгорание топлива, не удастся. Связано это с различиями в физических процессах выгорания уранового и смешанного уран-плутониевого топлива. Поэтому была предпринята попытка оценить (без проведения полных реакторных расчетов), как может измениться в сравнении с проектным вариантом глубина выгорания выгружаемого смешанного топлива при выбранном обогащении и режиме частичных перегрузок. Трудность такой оценки состоит в том, что в режиме частичных перегрузок мощность ТВС за кампанию и приращение энерговыработки ΔP за различный цикл облучения меняются. Это связано, с одной стороны, с изменением $\Sigma_f(P)$, с другой, с перестановками ТВС и изменениями поля нейтронов. Если предположить, что при переходе на смешанное топливо режим перегрузок с перестановками ТВС и характер изменения нейтронных полей в процессе каждого цикла сохраняются такими же, как в проектном варианте, то оценка выгорания выгружаемого смешанного топлива может быть сделана следующим образом.

Для установившегося режима перегрузок средний коэффициент размножения нейтронов $\bar{K}_\infty$, характеризующий в активной зоне баланс реактивности для ТВС различного выгорания, можно приближенно определить по соотношению

$$\bar{K}_\infty \approx k \int_0^T K_\infty(T) dT / \int_0^T dT \equiv k \int_0^P \frac{K_\infty(P)}{\Sigma_f(P)} dP / \int_0^P \frac{dP}{\Sigma_f(P)},$$

где k — нормировочный коэффициент; T — кампания топлива; P — выгорание; $dT = dP/N \sim dP/\Sigma_f(P)$; N — удельная мощность топлива; Σ_f — сечение деления.

Поскольку в проектном варианте величина P получена корректно, т.е. в результате полноценных реакторных расчетов, то, построив и проинтегрировав зависимости $K_\infty(P)/\Sigma_f(P)$ и $1/\Sigma_f(P)$ для обычного уранового топлива, можно определить $\bar{K}_\infty$, проинтегрировав, например, на утечку нейтронов и оперативный запас реактивности. Далее, построив и проинтегрировав такие же зависимости для смешанного уран-плутониевого топлива и используя результаты при той же нормировке и ранее полученном $\bar{K}_\infty$, можно определить искомое значение P .

В табл. 1 представлены результаты таких оценок, данные об изотопном составе выгружаемого топлива и коэффициенты неравномерности локального распределения мощности $K_{\text{лок}}$ в пределах наиболее нагруженных ТВС. Из табл. 1 видно, что переход ВК-300 на смешанное оксидное топливо может привести к заметному особенно при сохранении водно-топливного отношения изменению выгорания и кампании выгру-

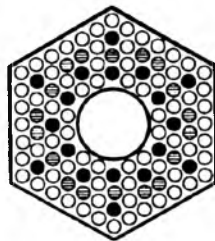


Рис. 4. Поперечное сечение оптимальной ТВС со смешанным оксидным топливом: ○ — 72 ТВЭла типа ВВЭР; ● — 18 ТВЭлов с 3% оксида гадолиния в топливе; ⊕ — 18 ТВЭльных трубок, заполненных водой

жаемого топлива, а также существенному увеличению максимальной мощности твэла за кампанию (ожидаемому в начале второго цикла). Из табл. 1 также следует, что примерно 2/3 загруженного оружейного плутония после облучения выгорает, 1/3 остается в выгружаемых ТВС, но уже в виде реакторного.

Т а б л и ц а 1. Основные характеристики ВК-300 с загрузкой урановым и смешанным уран-плутониевым топливом

Характеристика	Диоксид урана, $S_H/S_U = 3,4$	Смесь диоксида урана и плутония	
		$S_H/S_{U-Pu} = 3,4$	$S_H/S_{U-Pu} = 4,2$
Загрузка топлива в ТВС, кг тяж. мет.	100	99,1	82
Обогащение, %	4 (^{235}U)	4 (^{239}Pu)	4 (^{239}Pu)
Средняя удельная мощность топлива, МВт/т (тяж. мет.)	24,0	24,2	29,2
Средняя мощность твэла, кВт	22,4	22,4	27,0
$K_{\text{лок}}$	1,07	1,21	1,16
Максимальная мощность твэла (за кампанию), кВт	40,3	45,3	52,7
Выгорание выгружаемого топлива, МВт·сут/кг	43,5	48,6	44,3
Кампания топлива, эф.сут	1816	2008	1517
Расход обогащенного топлива, т/эф.год	6,29	5,64	6,18
Содержание в выгружаемом топливе, кг/т:			
^{235}U	6,99	2,25	2,73
^{239}Pu	4,37	7,48	6,70
^{240}Pu	2,42	7,33	7,21
^{241}Pu	1,11	3,12	2,77

Коэффициенты и эффекты реактивности. Для обоснования выбранного отношения $S_H/S_{U-Pu} = 4,2$ при использовании в ВК-300 смешанного оксидного топлива были рассчитаны коэффициенты, эффекты и запасы реактивности и сравнены с соответствующими характеристиками реактора на смешанном топливе при $S_H/S_{U-Pu} = 3,4$ и проектного на диоксиде урана. Рассматривались следующие величины: α_U — температурный коэффициент реактивности по топливу; α_φ — паровой коэффициент реактивности при изменении среднего объемного паросодержания φ в межтвэльном пространстве ТВС на 1 абс.%; $\Delta\rho_{t\text{ нас}}$ — эффект разогрева реактора от холодного состояния (20 °С) до параметров экономайзерного участка на линии насыщения (280 °С); $\Delta\rho_{\varphi+U}$ — суммарный эффект разогрева реактора от линии насыщения до номинальных параметров (кроме мощности), т.е. за счет парового и Доплер-эффектов реактивности; $\Delta\rho_t$ — полный эффект разогрева реактора от холодного состояния до номинальных параметров, т.е. $= \Delta\rho_{t\text{ нас}} + \Delta\rho_{\varphi+U}$; $\Delta\rho_{\text{Хе}}$ — эффект равновесного отравления реактора ксеноном при номинальной мощности.

Результаты расчетов для установившегося режима перегрузок реактора приведены в табл. 2. Коэффициенты реактивности получены при номинальных параметрах активной зоны. Кроме того, приведены эффективная доля запаздывающих нейтронов $\beta_{\text{эф}}$, а также оценка запасов реактивности в рабочем ($\Delta\rho_{\text{раб}}$) и холодном состояниях ($\Delta\rho_{\text{хол}}$).

Т а б л и ц а 2. Коэффициенты, эффекты и запасы реактивности ВК-300 для загрузок на урановом и уран-плутониевом топливе

Характеристика	Диоксид урана, $S_H/S_U = 3,4$	Смесь диоксида урана и плутония	
		$S_H/S_{U-Pu} = 3,4$	$S_H/S_{U-Pu} = 4,2$
Коэффициенты:			
$\alpha_U, 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$	-1,7	-1,8	-1,6
$\alpha_{\varphi}, 10^{-4}/\%$	-10,7	-13,9	-11,3
Эффекты, $\%K_{эф}$:			
$\Delta\rho_{I\text{ нас}}$	-0,4	-1,3	0,6
$\Delta\rho_{\varphi+U}$	-3,8	-5,8	-4,5
$\Delta\rho_I$	-4,2	-7,1	-3,9
$\Delta\rho_{Xe}$	-2,2	-1,8	-1,9
$\beta_{эф} \cdot 10^3, \%K_{эф}$	5,6	3,7	3,6
Запас, $\%K_{эф}$:			
$\Delta\rho_{\text{раб}}$	2,6	2,6	2,6
$\Delta\rho_{\text{хол}}$	9,0	11,5	8,4

Поскольку, как отмечалось, пространственные расчеты реактора на критичность выполняли только для проектного варианта, при оценке запасов реактивности для загрузок на смешанном оксидном топливе предполагали, что в рабочем состоянии этот запас одинаков и равен проектному. Запас реактивности в холодном состоянии определяли по формуле $\Delta\rho_{\text{хол}} = \Delta\rho_{\text{раб}} - \Delta\rho_{Xe} - \Delta\rho_I$.

Из сравнения данных табл. 2 следует, что при замене в ТВС диоксида урана на смешанное оксидное топливо (т.е. при сохранении водно-топливного отношения) наибольшим изменениям подверглись эффекты реактивности от разогрева реактора: $\Delta\rho_{I\text{ нас}}$ увеличился по абсолютной величине более чем в 3 раза, $\Delta\rho_{\varphi+U}$ — в 1,5 раза, $\Delta\rho_I$ — в 1,7 раза. В итоге запас реактивности реактора в холодном состоянии, наиболее трудном для компенсации подвижными органами СУЗ, возрос более чем на четверть, что потребовало бы и соответствующего увеличения эффективности органов СУЗ.

Для загрузки ВК-300 со смешанным топливом и водно-топливным отношением 4,2 (т.е. при соответствующем изменении структуры ТВС) коэффициенты и эффекты реактивности близки проектным, к чему и стремились в ходе исследований. К исключению можно отнести лишь $\Delta\rho_{I\text{ нас}}$, который вместо небольшого отрицательного стал небольшим положительным. Последнее свидетельствует о потенциальной опасности незначительного роста реактивности с такой загрузкой при разогреве реактора. Однако этот результат, как и прочие, получен при условии полного извлечения всех органов СУЗ, чего на практике быть не может. Ввод же в активную зону органов СУЗ для компенсации запаса реактивности существенно изменяет все эффекты разогрева в отрицательную сторону.

Таким образом, предлагаемые изменения в ТВС при переходе на смешанное оксидное топливо позволяют сохранить свойства самозащищенности реактора, а запас реактивности в холодном состоянии и эффект полного разогрева даже немного уменьшить. Однако следует обратить внимание на то, что переход на смешанное оксидное топливо приводит к уменьшению примерно в 1,5 раза эффективной доли запаздывающих нейтронов, что может усложнить решение проблемы регулирования в переходных и аварийных процессах.

Эффективность органов СУЗ. Как уже отмечалось, переход на смешанное оксидное топливо без изменения водно-топливного отношения приводит к снижению эффективности поглощающих органов СУЗ из-за уменьшения площади миграции нейтронов. Это неблагоприятно для компенсации эффектов реактивности, проявляющихся в нормальных и аварийных состояниях, а также необходимой подкритичности остановленного реактора.

Расчет эффективности органов СУЗ для рассматриваемых загрузок при проектных размерах и числе поглощающих органов показал, что

их компенсирующая способность как в рабочем, так и в холодном состоянии реактора существенно превышает соответствующий запас реактивности для всех рассматриваемых вариантов загрузки и удовлетворяет требованиям ПБЯ РУ АС-89 к минимальной подкритичности, которая должна составлять не менее 2%;

эффективность СУЗ при извлеченных рабочих органах аварийной защиты позволяет обеспечить в холодном состоянии подкритичность проектного варианта на уровне 3,1% (по ПБЯ РУ АС-89 требуется не менее 1%), в варианте на смешанном оксидном топливе при $S_H/S_{U-Pu} = 4,2 - 3\%$. В варианте со смешанным топливом при $S_H/S_{U-Pu} = 3,4$ необходимая подкритичность не достигается, более того, не обеспечивается даже критичность;

эффективность рабочих органов аварийной защиты в вариантах со смешанным топливом оказывается недостаточной для компенсации максимального оцениваемого эффекта реактивности от быстрого захолаживания реактора, равного $|\Delta\rho_{\varphi+U}|$.

Отсюда следует, что при переходе на смешанное оксидное топливо в ВК-300 прежде всего необходимо увеличить эффективность каждого регулирующего органа СУЗ, что относительно просто достигается увеличением диаметра поглощающего органа (см. рис. 1). В случае сохранения водно-топливного отношения на проектном уровне 3,4 для обеспечения компенсации эффекта $|\Delta\rho_{\varphi+U}|$ потребуется также увеличить число регулирующих органов аварийной защиты. В табл. 3 приведены характеристики СУЗ после учета предложенных корректировок.

Т а б л и ц а 3. Эффективность СУЗ после корректировки размера и числа рабочих органов, % $K_{эф}$

Группы рабочих органов (число), состояние активной зоны	Диоксид урана, $S_H/S_U = 3,4$	Смесь диоксида урана и плутония	
		$S_H/S_{U-Pu} = 3,4$	$S_H/S_{U-Pu} = 4,2$
Все рабочие органы, холодное	90 ($d = 45$ мм) 18,8	90 ($d = 56$ мм) 22,7	90 ($d = 52$ мм) 19,3
Основной системы остановки и регулирования, холодное	72 12,1	69 5,9	72 4,8
Системы аварийной защиты, рабочее	18 4,2	21 5,9	18 4,8
Подкритичность без участия органов аварийной защиты	3,1	2,7	4,8
Эффект $ \Delta\rho_{\varphi+U} $	3,8	5,8	4,5

Таким образом, с достаточной степенью уверенности можно утверждать, что использование смешанного оксидного топлива в ВК-300 возможно, хотя и потребует некоторых конструкционных изменений ТВС и увеличения диаметра поглощающих органов СУЗ. Наиболее трудным местом для реализации данного предложения, по всей видимости, является сокращение в 1,5 раза эффективной доли запаздывающих нейтронов. Трудности, связанные с ростом неравномерности энерговыделения, преодолимы путем более тонкого профилирования загрузки топлива.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Де Турин К. Вклад КОЖЕМА в рециклирование оружейного плутония. — Атомная техника за рубежом, 1997, № 12, с. 11—15.
2. Salvatores M., Deplech M. Advanced systems for Pu utilization. — In: Advanced Nuclear Systems Cosuning Excess Plutonium. NATO ASI Ser. 1. Disarmament Technologies, 1994, v. 15, p. 181.
3. Дмитриев А.М. Перспективы использования плутония как топлива ядерной энергетики на период до 2010—2020 года. — В сб.: Материалы X Межд. семинара по проблемам физики реакторов VOLGA'97, 1997, с. 224.
4. Новиков А.Н., Павлов В.И., Павловичев А.М. и др. Совершенствование топливных циклов ВВЭР, перспектива использования МОХ-топлива. — Там же, с. 16.
5. Алимов Ю.В., Васильев В.В., Давыдов В.К. и др. Физические характеристики реакторов РБМК-1000 при использовании МОХ-топлива. — Там же, с. 238.
6. Salvatores M. Pu utilization: recycling in PWRs and fast neutron reactor perspective. — In: Managing the Plutonium Surplus: Applications and Technical Options. NATO ASI Ser. 1. Disarmament Technologies, 1994, v. 1, p. 85.
7. Halsfil M. A Sammary of WIMSD4 input Options. Winfrith, AEEW-M1327, 1980.

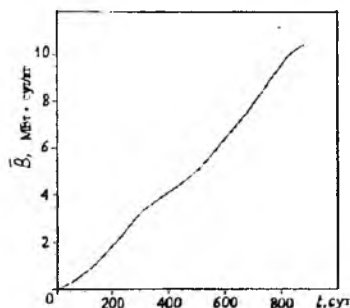
Поступила в Редакцию 24.07.98

УДК 621.039.536+539.123

ЭКСПРЕССНЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ МАССЫ И АКТИВНОСТИ НУКЛИДОВ
В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РБМК

Наполеау П.А.М., Рудак Э.А. (Институт физики НАН Беларуси)

Радионуклидный состав топлива РБМК 4-го энергоблока Чернобыльской АЭС к моменту аварийного сброса мощности рассчитывали численными методами во многих работах (см., например, [1—8]). Схема расчетов примерно одинакова и состояла из двух этапов. На первом моделировали выгорание топлива в течение кампании реактора (временной интервал $t = 0—3$ года, соответствующий интервал глубины выгорания $B = 0—18,2$ МВт·сут/кг) и рассчитывали удельную массу нуклидов $m_{уд}$ в зависимости от глубины выгорания (данные приведены для выгорания $0,73—18,21$ МВт·сут/кг) [1, 2]. На втором на основании глубины выгорания рассчитывали массу наработанных нуклидов для каждой из 1659 ТВС, суммировали и таким образом получали данные для всей активной зоны. По этой методике в работах [1, 2] была рассчитана масса ^{106}Ru , ^{125}Sb , $^{134,137}\text{Cs}$, ^{144}Ce , $^{237,239}\text{Np}$, $^{238—242}\text{Pu}$, $^{241,243}\text{Am}$, $^{242,244}\text{Cm}$ при средней глубине выгорания по активной зоне $10,9$ МВт·сут/кг (см. рисунок). Зависимость средней глубины выгорания в интервале $\sim 450—800$ сут линейна, что свидетельствует о примерном постоянстве мощности реактора в последний предаварийный год. Вместе с тем при $\sim 200—450$ сут отмечен небольшой всплеск средней глубины выгорания (в максимуме $\sim 15\%$ при ~ 300 сут) и соответственно мощности реактора. Подобное небольшое изменение, очевидно, не должно сказаться к моменту аварийного сброса мощности реактора на наработке нуклидов как с большим периодом полураспада $T_{1/2} \gg 100$ сут (^{137}Cs и др.), так и со сравнительно небольшим $T_{1/2} \ll 100$ сут (^{239}Np). Тем не менее для нуклидов с периодом полураспада ~ 100 сут, строго говоря, необходимо учитывать реальный график изменения мощности реактора, что и делалось [1, 2] при оценке массы нуклидов типа ^{144}Ce .



Зависимость средней глубины выгорания топлива от времени работы 4-го энергоблока Чернобыльской АЭС [5]