JAEA-Review 2014-058



高温ガス炉の核特性解析手法と核設計に関する研究 (学位論文)

Study on Nuclear Analysis Method for High Temperature Gas-cooled Reactor and Its Nuclear Design (Thesis)

後藤 実

Minoru GOTO

原子力科学研究部門 原子力水素・熱利用研究センター 小型高温ガス炉研究開発ユニット

Small-sized HTGR Research and Development Unit Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center Sector of Nuclear Science Research **KCVICN**

March 2015

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。 なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ(<u>http://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構研究連携成果展開部研究成果管理課 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2 番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency. Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to Institutional Repository Section,

Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department, Japan Atomic Energy Agency.

2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

 $\underline{\mathbb{C} \text{ Japan Atomic Energy Agency, } 2015}$

高温ガス炉の核特性解析手法と核設計に関する研究

(学位論文)

日本原子力研究開発機構 原子力科学研究部門

原子力水素・熱利用研究センター 小型高温ガス炉研究開発ユニット

後藤 実

(2014年12月16日受理)

原子炉の建設コストや運転コストの削減および高性能炉心の設計のためには、適切な燃料の 装荷や反応度制御設備の設置が不可欠であり、これらは核設計を精度良く行うことで実現可能 となる。核設計の精度は、核特性解析に用いる核データライブラリおよび解析手法に依存する。 また、高温ガス炉の核設計においては、燃焼期間にわたり過剰反応度を抑えて制御棒の挿入に よる出力分布の歪みを防ぎ、燃料最高温度が制限値を超えないようにすることが重要な課題の 一つである。本研究では、高温工学試験研究炉(High Temperature engineering Test Reactor : HTTR) の試験結果を用いて、核データライブラリの高温ガス炉の核特性解析に対する適用性、改良し た高温ガス炉核特性解析手法の適用性、および棒状可燃性毒物の高温ガス炉の反応度制御に対 する有効性について検討を行った。これらの結果を用いて、2030年代の開発途上国等への導入 を目指した熱出力 50 MW の小型高温ガス炉(HTR50S)の核設計を行った。HTR50Sの核設計 は、出力密度の向上および燃料濃縮度数の削減を、HTTR の核設計からの主な改良項目として 検討を進めた。その結果、HTTR では 12 種類あった燃料濃縮度を3 種類に削減し、出力密度を HTTR の約 1.4 倍に向上した炉心を設計することができた。

本報告書は、日本原子力研究開発機構の施設等を用いて得られた成果を学位論文としてとりまとめ、2014年9月に九州大学により認定されたものである。

大洗研究開発センター:〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

Study on Nuclear Analysis Method for High Temperature

Gas-cooled Reactor and Its Nuclear Design

(Thesis)

Minoru GOTO

Small-sized HTGR Research and Development Unit, Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center, Sector of Nuclear Science Research Japan Atomic Energy Agency Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken (Received December 16, 2014)

An appropriate configuration of fuel and reactivity control equipment in a nuclear reactor core, which allows the design of the nuclear reactor core for low cost and high performance, is performed by nuclear design with high accuracy. The accuracy of nuclear design depends on a nuclear data library and a nuclear analysis method. Additionally, it is one of the most important issues for the nuclear design of a High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) that an insertion depth of control rods into the reactor core should be retained shallow by reducing excess reactivity with a different method to keep fuel temperature below its limitation thorough a burn-up period. In this study, using experimental data of the High Temperature engineering Test Reactor (HTTR), which is a Japan's HTGR with 30 MW of thermal power, the following issues were investigated: applicability of nuclear data libraries to nuclear analysis for HTGRs; applicability of the improved nuclear analysis method for HTGRs; and effectiveness of a rod-type burnable poison on HTGR reactivity control. A nuclear design of a small-sized HTGR with 50 MW of thermal power (HTR50S) was performed using these results. In the nuclear design of the HTR50S, we challenged to decrease the kinds of the fuel enrichments and to increase the power density compared with the HTTR. As a result, the nuclear design was completed successfully by reducing the kinds of the fuel enrichment to only three from twelve of the HTTR and increasing the power density by 1.4 times as much as that of the HTTR.

Keywords: HTGR, HTTR, HTR50S, Nuclear Data Library, Nuclear Analysis, Nuclear Design

This report was accepted as a doctoral thesis by Kyushu University.

目	次
	入

1.	序論			1
	1.1	研究(の背景	1
		1.1.1	世界のエネルギー消費量	1
		1.1.2	二酸化炭素の排出量	1
		1.1.3	地球温暖化問題への取り組み	2
		1.1.4	我が国における原子力エネルギーの役割	2
		1.1.5	我が国における高温ガス炉の必要性	3
	1.2	高温ス	ガス炉	4
		1.2.1	概要	4
		1.2.2	軽水炉との違い	4
		1.2.3	各国の開発状況	4
	1.3	HTTR		7
		1.3.1	概要	7
		1.3.2	炉心構造	7
		1.3.3	燃料	8
		1.3.4	可燃性毒物	8
		1.3.5	制御棒	9
	1.4	本研究	究の目的および論文の構成	9
		1.4.1	本研究の目的	9
		1.4.2	本論文の構成	9

2.	核データ	ライブラ	リの適用性の検討-その1
----	------	------	--------------

-F	ITTR Ø)データを用いたベンチマーク解析-	20
2.1	はじ	めに	20
2.2	解析		20
	2.2.1	HTTR 臨界近接 ······	20
	2.2.2	核データライブラリ	20
	2.2.3	検討項目および計算条件	21
2.3	結果	および考察	21
	2.3.1	測定値との比較および核データライブラリの影響	21
	2.3.2	実効増倍率の差異に対する核種の寄与	23
	2.3.3	ライブラリ間の核種データの違いが四因子に及ぼす影響	25
2.4	まと	Ø	26

3.	核テ	ータラ	ライブラリの適用性の検討-その2	
	-J	ENDL-	4.0 を用いた HTTR 臨界近接のベンチマーク解析-	35
	3.1	はじ	めに	35
	3.2	解析		36
		3.2.1	核データライブラリ	36
		3.2.2	検討項目と計算条件	36
	3.3	結果:	および考察	37
		3.3.1	測定値との比較および核データライブラリの影響	37
		3.3.2	実効増倍率の差異に対する核種の寄与	37
	3.4	まと	Ø	38

4.	棒状	;可燃性	と毒物の有効性の検討	42
	4.1	はじる	めに	42
	4.2	検討	方法	42
		4.2.1	HTTR における可燃性毒物の設計方針	42
		4.2.2	制御棒位置を用いた検討	43
	4.3	結果:	および考察	43
		4.3.1	制御棒位置の燃焼に伴う変化	43
		4.3.2	棒状可燃性毒物の有効性	45
	4.4	まとる	д	46

5. 核特性解析手法の改良-その1

- セルモデルの改良	50
5.1 はじめに	50
5.2 セルモデルの改良	51
5.2.1 改良方法	51
5.2.2 妥当性の検討	51
5.2.3 計算条件	52
5.3 結果	53
5.4 まとめ	54

6.	核特	性解析手法の	ひ改良-その2	
	一炉	心燃焼計算	手法の検討-	59
	6.1	はじめに		59
	6.2	検討方法		59

6.3	炉心燃烧	 善 計 算 手 法		 	60
	6.3.1 セ	い燃焼計算		 	60
	6.3.2 炉	『心燃焼計算		 	60
6.4	SRAC/P	IJ の改造		 	61
	6.4.1	重非均質性の	つ取扱い時の制約 …	 	61
	6.4.2 改	α造方法 …		 	61
6.5	結果·			 	62
6.6	まとめ	•••••		 	63

7.	小型	高温ガ	、ス炉の核設計	69
	7.1	はじる	めに	69
	7.2	HTTR	€からの改良点	69
		7.2.1	HTTR の運転を反映した改良	69
		7.2.2	設計上の改良	70
		7.2.3	解析の高度化	70
	7.3	原子炸	戸の概要	71
		7.3.1	構造	71
		7.3.2	燃料	71
		7.3.3	反応度制御システム	71
	7.4	核設計	₽	73
		7.4.1	核計算の方法	73
		7.4.2	出力分布の最適化	73
		7.4.3	出力分布の維持	74
		7.4.4	目標値および制限値	74
	7.5	解析		75
		7.5.1	核特性值	75
		7.5.2	燃料温度	77
	7.6	まとる	b	77

8.	総括	および	展望	91
	8.1	総括		91
	8.2	今後0	の展望	92
		8.2.1	環状炉心の研究	92
		8.2.2	高温ガス炉の新しい利用方法に関する研究	93

謝辞		 	 	 •••	•••	•••	 •••	• • • •	•••	•••	 	• • •	•••	• • • •	 •••	 •••	••••	 •••	••••	• • •	••••	 • • • •	 	96
参考文	献	 	 	 	•••	•••	 • • •	• • • •	•••	•••	 	•••	•••	• • • •	 •••	 	•••	 •••	••••	•••	••••	 ••••	 	97

付録		 101
A1	HTR50S の解析結果	 101
A2	余剰プルトニウムに関する国際公約	 103

Contents

1.	Intro	duction		1
	1.1	Backg	ground of study	1
		1.1.1	Amount of energy consumption in the world	1
		1.1.2	Amount of emission of carbon dioxide	1
		1.1.3	Efforts to address global warming	2
		1.1.4	Role of nuclear energy in Japan	2
		1.1.5	Necessity of high temperature gas-cooled reactor in Japan	3
	1.2	HTGI	R (High Temperature Gas-cooled Reactor)	4
		1.2.1	Outline	4
		1.2.2	Difference with light water moderated reactor	4
		1.2.3	Development status in the world	4
	1.3	HTTF	R (High Temperature engineering Test Reactor)	7
		1.3.1	Outline	7
		1.3.2	Configuration of reactor core	7
		1.3.3	Fuel	8
		1.3.4	Burnable poison	8
		1.3.5	Control rod	9
	1.4	Objec	tive of study and structure	9
		1.4.1	Objectives of study	9
		1.4.2	Structure of theses	9

2.	Inve	vestigation applicability of nuclear data libraries on nuclear analysis for HTGR - Part 1					
	- Ber	nchmark analysis of HTTR critical approach -	20				
	2.1	Introduction	20				
	2.2	Analysis	20				
		2.2.1 HTTR critical approach	20				
		2.2.2 Nuclear data libraries	20				
		2.2.3 Examination issues and calculation conditions	21				
	2.3	Results and discussions	21				
		2.3.1 Comparison with experimental data and effect of difference of nuclear data librarie1					
		on analysis result	21				
		2.3.2 Nuclear contribution on discrepancy of k_{eff}	23				
		2.3.3 Effect of nuclide data among nuclear data libraries on for four factors	25				
	2.4	Conclusions	26				

3.	Investigation applicability of nuclear data libraries on nuclear analysis for HTGR - Part 2						
	- Ber	nchmark analysis with JENDL-4.0 for HTTR critical approach	35				
	3.1	Introduction	35				
	3.2	Analysis	36				
		3.2.1 Nuclear data libraries	36				
		3.2.2 Examination issues and calculation conditions	36				
	3.3	Results and discussions	37				
		3.3.1 Comparison with experimental data and effect of difference of nuclear data libraries					
		on analysis results	37				
		3.3.2 Contributions of nuclide data difference to discrepancy of k_{eff}	37				
	3.4	Conclusions	38				

4.	Inve	stigation of effectiveness of rod-type burnable poison	42
	4.1	Introduction	42
	4.2	Investigation method	42
		4.2.1 Design policy of HTTR's burnable poison	42
		4.2.2 Investigation with control rod position	43
	4.3	Results and discussions	43
		4.3.1 Changes of control rod position with burn-up	43
		4.3.2 Effectiveness of rod-type burnable poison	45
	4.4	Conclusions	46

5.	Impr	ovement of nuclear analysis method - Part 1	
	- Imj	provement of cell model -	50
	5.1	Introduction	50
	5.2	Improvement of cell model	51
		5.2.1 Improvement method	51
		5.2.2 Validity investigation	51
		5.2.3 Calculation conditions	52
	5.3	Results	53
	5.4	Conclusions	54

6.	Improvement of nuclear analysis method - Part 2	
	- Investigation of core burn-up calculation method -	59
	6.1 Introduction	59

6.2	Investigation method	59
6.3	Core burn-up calculation method	60
	6.3.1 Cell burn-up calculation	60
	6.3.2 Core burn-up calculation	60
6.4	Modification of SRAC/PIJ code	61
	6.4.1 Calculation restriction at dealing double heterogeneity	61
	6.4.2 Modification method	61
6.5	Results	62
6.6	Conclusions	63

7.	Nucl	lear design of small-sized HTGR HTR50S	69
	7.1	Introduction	69
	7.2	Improved points from HTTR	69
		7.2.1 Improvement based on HTTR operation	69
		7.2.2 Improvement in design	70
		7.2.3 Improvement in analysis	70
	7.3	Outline of HTR50S	71
		7.3.1 Structure	71
		7.3.2 Fuel	71
		7.3.3 Reactivity control equipment	71
	7.4	Nuclear design	73
		7.4.1 Nuclear calculation method	73
		7.4.2 Optimization of power distribution	73
		7.4.3 Keeping power distribution	74
		7.4.4 Target value and limitation value	74
	7.5	Analysis	75
		7.5.1 Nuclear characteristics	75
		7.5.2 Fuel temperature	77
	7.6	Conclusions	77

8.	Sum	mary and prospects	91
	8.1	Summary	91
	8.2	Future prospects	92
		8.2.1 Study on annular type core	92
		8.2.2 Study on new utilization method	93

Acknowledge	ments		 	 	 	 	96
References		••••••	 	 	 	 	97

App	bendix	101
A1	Analysis results of HTR50S	101
A2	International commitment on surplus plutonium	103

1. 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 世界のエネルギー消費量^{1,2,3)}

世界の人口は、2010年時点で約70億人に達するとともに、この45年間で約2.1倍に増加し、 今もなお、1年あたり約7000万人の割合で増加している(Fig. 1-1)。一方、2010年時点での世 界のエネルギー消費量(一次エネルギー)は、石油換算で約120億トンに達する。この45年間 で3.2倍に増加し、人口の増加率を上回るペースで増加している(Fig. 1-2)。一次エネルギーが 消費される地域は、この45年で大きく変わった。1965年時点では、世界で消費される一次エ ネルギーの70%が先進国で消費されていたが、45年後の2010年時点では先進国の消費量は47% まで低下し、発展途上国の消費量が先進国の消費量を上回っている(Fig. 1-2)。特に、2000年 代に入って以降、先進国のエネルギー消費量がほぼ一定であるのに対し、発展途上国のエネル ギー消費量は急速に増加している。これは、発展途上国の高い経済成長によって、エネルギー 消費量が急速に増加したもので、その中でも中国は、2001年からの10年間において年平均 10.5%の高い経済成長を遂げるとともに、一次エネルギーの消費量は年平均9.1%の割合で増加 し(Fig. 1-3)、2009年に米国を抜いて世界一のエネルギー消費国となった。今後は、中国と同 様に高い経済成長率と多くの人口を抱えるインドにおける、一次エネルギーの消費量の急速な 増加が予想される。

1.1.2 二酸化炭素の排出量^{1,2,3,4)}

二酸化炭素は、地球温暖化の原因とされる温室効果ガスの一つであり、排出量の削減が世界 的に求められている。環境に排出される二酸化炭素の大半は化石燃料の燃焼に伴うものである (日本の場合95.4%)。化石エネルギーが一次エネルギーに占める割合は高く、先進国で82.8%、 発展途上国で 90.4%に達する (Fig. 1-4)。そのため、Fig. 1-5 に示した二酸化炭素の排出量の増 加傾向は、Fig. 1-2 に示した一次エネルギーの消費量の増加傾向とほぼ一致する。1965 年時点 では、世界の二酸化炭素排出量の 68%が先進国からのものであったが、発展途上国からの排出 量の増加率は高く、45年後の2010年では発展途上国からの排出量が60%を超え、先進国から の排出量を上回る。2000年代に入ってからは、一次エネルギーの消費量の場合と同様に、先進 国における二酸化炭素の年間排出量がほぼ一定であるのに対し、発展途上国では、年平均で 5.3%の割合で急速に増加している。したがって、今後、地球規模で二酸化炭素の排出量を抑制 するためには、排出量の増加率が著しい発展途上国での排出量を如何に抑制するかが重要な課 題となる。その中でも、中国およびインドは、それぞれ 13 億および 12 億の人口を抱え、これ ら2か国だけで世界人口の36%に達する。中国は2010年の時点で、世界の排出量の24.8%を占 める最大の二酸化炭素排出国である。一方、インドは近年、中国と同様に高い経済成長率を続 けており、一次エネルギー消費量の急速な増加に伴う二酸化炭素排出量の急速な増加が予想さ れる。今後、世界の二酸化炭素の排出量に占める、これら2か国の割合がますます大きくなる

と考えられる。

2010年時点での一次エネルギー消費量の内訳について、先進国と発展途上国との間で大きく 異なるのは、原子力と石炭の占める割合である。Fig. 1-4 に示すように、先進国では原子力の占 める割合が 9.4%であり、発展途上国の 1.6%に比べて 6 倍程度多い。反対に、発展途上国では 石炭の占める割合が 37.8%であり、先進国の 19.9%に比べて 2 倍程度多い。一次エネルギーの 中で、主な非化石エネルギーは水力発電と原子力発電である。このうち、今後、世界の二酸化 炭素排出量に占める割合が大きくなると考えられる中国およびインドにおいて、水力発電が占 める割合は、Fig. 1-6 に示すように先進国と大きな違いは無い。一方、中国およびインドの一次 エネルギーに占める原子力の割合は、それぞれ 0.7%および 1.0%であり、日本および世界第 2 位のエネルギー消費国であり二酸化炭素排出国でもある米国の 13.2%および 8.4%に比べてかな り低い。地球規模で二酸化炭素の排出量を抑制するためには、中国およびインドにおけるエネ ルギー利用の高効率化の他に、原子力の割合を一定程度増やすことが現実的な解決方法の一つ として考えられる。

1.1.3 地球温暖化問題への取り組み^{2,4,5)}

世界のエネルギー消費量の内訳は、石油が 33%、天然ガスが 21%、石炭が 28%で、約 82%が 化石燃料であり、今後も主要なエネルギー源として用いられると考えられる。化石エネルギー の大量消費は大量の二酸化炭素を発生し、約 280 ppm であった産業革命以前の大気中の二酸化 炭素濃度は、その後急激に増加し現在は 380 ppm に達している。二酸化炭素は地球温暖化に及 ぼす影響が最も大きな温室効果ガスであり、これらがもたらす地球温暖化は自然の生態系や人 間社会に大きな影響を及ぼし、人類の生存基盤を揺るがす問題となっている。この問題を解決 するために、1992 年に国連の下、「気候変動に関する国際連合枠組条約(United Nations Framework Convention on Climate Change)」が採択され、地球温暖化対策に世界全体で取り組ん でいくことが合意された。同条約に基づき、1995 年から毎年、気候変動枠組条約締約国会議 (COP)が開催されており、1997 年に京都で開催された気候変動枠組条約第 3 回締約国会議 (COP3)では、先進国に拘束力のある削減目標(2008 年~2012 年の 5 年間で 1990 年に比べて 日本 -6%、米国 -7%、EU -8%等)を明確に規定した「京都議定書(Kyoto Protocol)」が合意さ れた。

二酸化炭素の排出量削減は世界的な重要課題の一つであり、それを解決するために、エネル ギー消費量の化石燃料への依存度を下げるための世界的な取り組みが始まったところである。 日本においては、2011年に発生した福島第一原子力発電所の事故を境に、原子力発電に代わり、 火力発電が増強されており、二酸化炭素の問題は棚上げにされている感がある。しかしながら、 二酸化炭素排出量の削減は世界規模で取り組むべき問題であることから、日本だけがその責任 を免れることは困難であり、いずれ、火力発電に代わる発電方法が必要となると予想される。

1.1.4 我が国における原子力エネルギーの役割²⁾

我が国は、1970年代に二度の石油危機を経験し、エネルギー源の多様化が国家的な重要課題 であることが改めて認識され、石油代替エネルギーの一つとして原子力開発が進められてきた。 その結果、1973年の第一次石油危機においては、一次エネルギーに占める原子力の割合は 0.6% であったが、2009年には 11.5%にまで増加し、エネルギー源の多様化が図られてきた。

2011 年に発生した福島第一原子力発電所事故を契機に、火力発電所が増強されると同時に、 原子力発電に代わるエネルギー源として風力発電や太陽光発電が注目され、導入が進められて いる。しかしながら、それらのエネルギー密度の低さおよび我が国の国土の特徴を考えると、 原子力発電に代わる基幹エネルギー源になるとは考えにくい。また、世界的な重要課題の一つ である二酸化炭素排出量の削減の観点から、二酸化炭素をほとんど排出しない原子力発電は、 優れたエネルギー源であることには変わりはない。2013 年現在、国内のほとんどの原子力発電 所は停止中であるが、今後、安全確保を確認した後に、順次稼働するとされており、今後も原 子力エネルギーは、基幹エネルギーとして一定の役割を維持するものと考えられる。

1.1.5 我が国における高温ガス炉の必要性

2011年3月11日に東日本大震災が発生し、東京電力福島第一原子力発電所は、全電源喪失の状態に陥り、炉心溶融と水素爆発を伴う過酷事故によって、大量の放射性物質の飛散と汚染水の海洋流出を引き起こした。国際的原子力事象評価尺度(INES)では、旧ソ連のチェルノブイリ事故と同じレベル7(深刻な事故)とされ、未曾有の原子力事故となった⁶⁾。事故発生の大きな要因の一つは、全電源喪失により冷却材が失われて、崩壊熱の除去ができなかったことである。このような過酷事故を二度と繰り返さないために、全電源喪失に至らない万全の対策を講じることは、今後、原子力発電を進める上で重要な課題の一つである。それと同時に、崩壊熱が除去できていればこのような重大事故に至らなかったと考えられることから、全電源喪失時においても重大な事故に至らない原子力発電システムの開発も、今後の重要な課題の一つと考えられる。上記を踏まえ、我が国の将来の原子力システムは、少なくとも以下の要求を満たす必要がある。

- (a) 化石エネルギーへの依存度低減に資する高い熱利用率
- (b) 冷却材が喪失しても過酷事故に至らない高い安全性

高温ガス炉は、減速材に黒鉛、冷却材にヘリウムガスを用いた熱中性子炉である。原子力発 電の現在の主流である軽水炉は、利用できる熱の温度、すなわち原子炉出口冷却材温度は300℃ 程度であり、発電以外への利用は限られている。これに対し、高温ガス炉の原子炉出口冷却材 温度は1000℃ 程度に達し、高温の熱利用による高効率発電が可能なばかりでなく、二酸化炭 素を発生しない水素製造や、化学工業の熱源として発電以外の利用が可能であり、高い熱利用 率が期待できる。また、炉心に水や金属が無いため、万が一、冷却材喪失に陥っても、福島第 一原子力発電所事故で被害を拡大する要因となった水素爆発は起こらない。さらに、自然循環 のみで炉心の冷却が可能であるとともに、炉心を構成する高密度黒鉛は燃えないため、火災は 発生しない。これらにより、高温ガス炉は、万が一、冷却材が喪失しても過酷事故には至らな い高い安全性を有している。以上より、高温ガス炉は、高い熱利用率と高い安全性を有するこ とから、我が国の将来の原子力システムとして検討すべき有力な炉型の一つと目されている。

1.2 高温ガス炉

1.2.1 概要

高温ガス炉は、UO2燃料核をセラミックスで被覆した直径約1 mmの粒子状燃料を用い、冷却材にヘリウムガス、減速材に黒鉛を用いることで、700~1000°Cの高温の熱を取り出すことができる。燃料体の違いによってブロック型とペブルベッド型に大別でき、更に、ブロック型はピン・イン・ブロック型とマルチホール型に分けることができる。ブロック型高温ガス炉では、被覆燃料粒子を黒鉛粉末と混合して円柱状に焼結した燃料コンパクトを用いる。ピン・イン・ブロック型は、燃料コンパクトを黒鉛スリーブに格納した燃料棒を六角柱状の黒鉛ブロックに挿入して燃料体を形成するのに対し、マルチホール型は、燃料コンパクトを直接黒鉛ブロックに柱状に挿入して燃料体を形成する。一方、ペブルベッド型では、被覆燃料粒子を黒鉛粉末と混合して球形に焼結し、その表面を黒鉛層で包んで球形の燃料体を形成する。

1.2.2 軽水炉との違い

軽水炉との比較を Table 1-1 に示す。軽水炉と高温ガス炉は、共に熱中性子炉であるが、軽水 炉では中性子の減速材に軽水が用いられるのに対し、高温ガス炉では黒鉛が用いられる。黒鉛 は軽水に比べて中性子吸収断面積が2桁小さいため、高温ガス炉は減速材による中性子の無駄 食いが軽水炉に比べて少ない利点がある。

冷却材については、軽水炉では軽水が減速材と兼ねて用いられるのに対し、高温ガス炉では ヘリウムガスが用いられる。ヘリウムガスは化学的に不活性であり、高温でも燃料および構造 材と化学変化を起こすことはなく、高温ガス炉における高温の熱の生産を可能にしている。ま た、ヘリウムガスは核的にも不活性なため、原子炉の核特性にほとんど影響を及ぼさない。

軽水炉および高温ガス炉ともに、低濃縮 UO₂を燃料として用いるが、反応度の温度欠損が大きい高温ガス炉の燃料は軽水炉に比べて濃縮度が高い。燃料の形態は、軽水炉では UO₂燃料ペレットを核分裂生成物(Fission Product: FP)閉じ込め機能を持つ金属被覆管に挿入した金属被覆燃料が用いられるのに対し、高温ガス炉では UO₂燃料核を FP 閉じ込め機能を持つセラミックスで被覆した被覆燃料粒子が用いられる。

原子炉出口冷却材温度、すなわち、利用できる熱の温度は、軽水炉が 290~340℃ であるの に対し、高温ガス炉は 700~1000℃ であり、軽水炉に比べて格段に高い。これにより、発電を 行う場合には、軽水炉の発電効率が約 30%であるのに対し、高温ガス炉発電効率は、高温の熱 を利用したガスタービン発電により約 50%に達する。

1.2.3 各国の開発状況^{7,8,9)}

(1) 日本

1969年以降、日本原子力研究開発機構(当時の日本原子力研究所。以下、原子力機構と言う。) が中心となり、高温ガス炉の研究開発が進められている。高温ガス炉の関連要素技術の開発と して、大型構造機器実証試験ループ(HENDEL)、高温ガス炉臨界実験装置(VHTRC)、大洗ガ スループ(OGL-1)等の施設が原子力機構に設置され、大型構造機器の健全性、炉物理、耐熱 材料、高温機器等に関する研究開発が進められてきた。その後、1991年に、我が国初の高温ガ ス炉である高温工学試験研究炉(High Temperature engineering Test Reactor: HTTR、熱出力 30 MWt)の建設が原子力機構大洗研究開発センターで開始された。1998 年に初臨界を達成した後、 出力上昇試験を実施し、2001 年に、原子炉出口冷却材温度 850°C での定格出力運転を達成した。 更に、2004 年には、原子炉出口冷却材温度 950°C での定格出力運転を達成した。2002 年から は、高温ガス炉の優れた安全性を実証するための安全性実証試験も実施している。さらに、2010 年には、原子炉出口冷却材温度 950°C での 50 日間の定格出力連続運転に成功し、安定的に高 温の熱を供給できることを実証した。原子力機構ではこれと並行し、高温ガス炉の高温の熱を 利用するシステムとして、水を原料として水素を製造する IS プロセス、およびガスタービン発 電システムの研究開発が進められている。

原子力機構では、高温ガス炉ガスタービン発電システム(Gas Turbine High Temperature Reactor: GTHTR300)¹⁰⁾、および水素製造とガスタービン発電を行う電力水素併産型高温ガス炉システム(GTHTR300C)¹⁰⁾の設計研究が行われてきた。GTHTR300 および GTHTR300C は、2040 年頃からの商用展開を目指したもので、その設計においては、燃料の除熱性能の向上を図った 一体型燃料棒の採用、およびより一層の高い安全性を図った環状炉心の採用等、先進的な技術 が用いられた。原子力機構では、これらのシステムとは別に、実証炉または商用炉初号機とし ての 2020 年代の建設を目指した、熱出力 50 MWt の小型高温ガス炉システム(HTR50S)の概 念設計が行われた^{11,12,13)}。HTR50S の設計方針は、建設コストの低減、および比較的近い将来 の導入を可能とするために、新たな実証試験等を必要とする先進的な技術はできるだけ用いず に、既存の高温ガス炉である HTTR の設計技術をベースとした点が、GTHTR300 および GTHTR300C の設計方針と異なる。

(2) 中国

ドイツで開発された技術をベースに、試験炉 HTR10 の開発が進められた。HTR10 は熱出力 10 MWt のペブルベッド型高温ガス炉で、2000 年に初臨界、2003 年に定格運転(原子炉出口冷 却材温度 700°C)を達成し、その後、蒸気サイクルによる発電(電気出力 2.5 MWe)、および安 全性実証試験が実施された。2008 年からは、2014 年の運転開始を目指して、実証炉 HTR-PM (熱出力 250 MWt×2、電気出力 200 MWe、原子炉出口冷却材温度 750°C)の建設が、山東省 威海市栄成石島湾で進められている。

(3) 米国

1962 年に実験炉である Peach Bottom 炉(熱出力 115 MWt、電気出力 40 MWe)の建設が開始 され、1966 年に初臨界に到達した。その後、高い稼働率で運転が行われ、1974 年に運転を終了 した。

1968年に原型炉である Fort Saint Vrain 炉(熱出力 842 MWt、電気出力 330 MWe)の建設が開始され、1974年に初臨界に到達した。1976年から発電を開始したが、ガス循環機軸受けからの 炉内への水浸入等のトラブルが続発し、平均稼働率は 30%以下にとどまり、1989年に運転を終 了した。後継の同型発電炉の建設計画は実施されなかった。

1980年代に蒸気サイクルの小型モジュール炉の概念設計が行われ、1990年代には安全性およ

び経済性の向上を目指した GT-MHR (Gas Turbine Modular Helium Reactor)の概念設計が開始さ れた。GT-MHR の熱出力は 600 MWt、電気出力は 290 MWe であり、直接サイクルガスタービ ン発電による高い発電効率(約 45~50%)を目指した。その後 1995 年から、ロシアの核兵器 解体プルトニウムの燃焼処分のための GT-MHR プロジェクトとしてロシア原子力省との間で 概念設計が継続して行われ、1997 年に終了した。

(4) ドイツ

ペブルベッド型の高温ガス炉の開発が進められてきた。実験炉 AVR (熱出力 46 MWt、電気 出力 15 MWe)が、ドイツのユーリッヒ研究センターに建設され、1966 年に初臨界に到達後、 定格出力での蒸気タービンによる発電が行われた。1967 年から 1974 年にかけては高い稼働率 (約 77%)で運転され、1988 年に運転を終了した。

1972 年に原型炉 THTR-300 (Thorium High Temperature Reactor、電気出力 300 MWe)の建設 が開始され、1983 年に初臨界に到達後、稼働率 50~60%で運転された。1988 年にトラブルが 発生し、財政的な理由から運転を終了した。

(5) 南アフリカ

ドイツで開発された技術をベースに、商用のモジュラー型高温ガス炉 PBMR (Pebble Bed Modular Reactor)の建設に向けた開発・設計が進められた。PBMR は熱出力 400 MWt、電気出力 165~189 MWe のペブルベッド型高温ガス炉で、ガスタービンにより発電する。1995 年に計画が公表され、1999 年に PBMR プロジェクト推進の専門会社である PBMR 社が発足した。しかし、2010 年に経済的な理由により計画は中止された。

(6) ロシア

1990年代に米国と共同で、核兵器解体 Pu の焼却処理および高効率発電を目的とする GT-MHR の概念設計が行われた。その後、GT-MHR をベースに、ロシア型高温ガス炉の検討が進められ、 ヘリウムガスタービンなどの主要機器や被覆燃料粒子の自前の製造技術の開発とその実証など が行われている。さらに、2000年代に入って水素製造と発電を目指した電熱併給用高温ガス炉 (MHR-T)の開発が進められている。

(7) フランス

1990年代以降、ガス冷却高速炉の開発を最終目標とし、アレバ社を中心として高温ガス炉の研究開発が進められており、ブロック型高温ガス炉 ANTARES (AREVA New Technology Advance Reactor Energy System、熱出力 600 MWt、原子炉出口冷却材温度 850°C 以上)が発表された。

(8) 韓国

水素エネルギーが将来の主要エネルギー源の一つと位置付けられており、2000年に入って高 温ガス炉とその熱を利用する水素製造施設に関する研究開発プログラム(Nuclear Hydrogen Development and Demonstration: NHDD)が開始された。NHDDプログラムは、2025年頃の実証 プラントの運転開始および実証試験、2030年頃からの実用化を目標としている。

(9) カザフスタン

カザフスタンは、石炭、ウラン、希土類元素(レアアース)などを産出する世界有数の資源 国である。国家戦略として、資源を海外に売り、代わりに将来的に自国に根付く有用な技術の 導入を進めたいとしている。その一環として、軽水炉ならびに高温ガス炉の導入を検討してい る。後者は、2011年に制定した国家エネルギー計画に含まれ、発電、地域熱供給および水素製 造を目指したカザフスタン高温ガス炉(Kazakhstan High Temperature Reactor: KHTR)の概念設計 が行われた。KHTR は熱出力 50 MWt、電気出力 15 MWe のブロック型高温ガス炉で、2025年 頃のプラント完成を見込んでおり、日本(原子力機構、東芝、富士電機、原子燃料工業他)は、 その計画立案、プラント設計、技術、教育などを含め、全面的に協力している。

1.3 HTTR

1.3.1 概要

HTTR は高温ガス炉の技術基盤の確立を目的として原子力機構大洗研究開発センターに建設 されたヘリウムガス冷却-黒鉛減速型の我が国初の高温ガス炉である¹⁴⁾。原子炉の熱出力は30 MWt であり、原子炉から取り出して利用できるヘリウムガス温度、即ち原子炉出口冷却材温度 は、定格運転時 850°C、高温試験運転時 950°C(定格運転時と高温試験運転時では1次冷却材 流量が異なる)に達する。HTTR の主要諸元を Table 1-2 に示す。

1991年3月に原子力機構大洗研究開発センターにおいて HTTR の建設が開始され、1996年3 月に原子炉建家の工事、機器の製作、据え付け工事が終了した。1998年7月から燃料装荷を開 始し、同年11月に初臨界に達した。1999年9月から出力上昇試験を開始し、2001年12月に原 子炉出力30 MWt、原子炉出口冷却材温度850°Cを達成した^{15,16)}。2002年3月には定格運転の 使用前検査合格証を取得した。2003年3月から高温ガス炉の安全性を実証する目的で安全性実 証試験が行われた^{17,18)}。2004年3月から高温試験運転での出力上昇試験を開始し、2004年4 月には原子炉出力30 MWt、原子炉出口冷却材温度950°Cを達成した^{19,20)}。過去にドイツの高 温ガス実験炉 AVRにおいて原子炉圧力容器内における冷却材温度950°Cが達成されているが、 HTTR では950°Cの冷却材を原子炉圧力容器外部に取り出したものであり、HTTRが世界で初 めて成功したものである。2004年6月には高温試験運転(原子炉出口冷却材温度950°Cまでの 運転)の使用前検査合格証を取得した。その後も運転を継続し、2010年に燃焼中期(10 GWd/t) に到達した。

1.3.2 炉心構造

HTTRの原子炉圧力容器縦断面図を Fig. 1-7 に示す。HTTRの炉心は、鋼製の圧力容器の中 に収められている。冷却材は、炉心下部に設けられている二重配管の環状の外側流路から圧力 容器内に入り、まず炉心下部の鋼製の構造物を冷却する。その後、炉心側部に流れ、さらに固 定反射体と圧力容器の間の流路を上方へ流れて上部プレナムに至り、そこで反転して炉心に流 入する。 炉心で加熱された冷却材は、高温プレナムで一つにまとめられ、二重配管の内管を通 って圧力容器外部へ流れる。

HTTR の炉心の水平方向断面図および鳥瞰図を、Fig. 1-8 に示す。HTTR の炉心は、4 種類の 黒鉛製ブロック(燃料ブロック(燃料体)、制御棒案内ブロック、照射ブロックおよび反射体ブ ロック)を柱状に積み上げて構成され(カラムと呼ぶ)、その周囲は黒鉛製の固定反射体で囲ま れている。各ブロックの外寸法は共通で、面間距離 360 mm、高さ 580 mm の六角柱状の形状で ある。燃料領域は、150 体の燃料ブロック(30 体の燃料カラム)で構成され、炉心中央からの 距離により、径方向について燃料領域1(6 カラム)、燃料領域2(6 カラム)、燃料領域3(12 カラム)および燃料領域4(6 カラム)に分けられる。

1.3.3 燃料

HTTR の燃料ブロックの構造を Fig. 1-9 に示す。燃料ブロックは、31 または 33 箇所に施され た冷却材流路孔に燃料棒を挿入した構造である。燃料棒は黒鉛スリーブに 14 個の燃料コンパク トを充填した構造で、燃料コンパクトには約 13000 個の被覆燃料粒子(直径約 0.92 mm)が充 填されている。被覆燃料粒子は、直径約 0.60 mm の燃料核を、低密度熱分解炭素、高密度熱分 解炭素、および炭化ケイ素の薄い層で 4 層に被覆した構造であり、これによって燃料粒子自体 が、FP の放出を防ぐ機能を有している。冷却材であるヘリウムガスは、燃料棒と黒鉛ブロック の間のギャップを下向きに流れて燃料の冷却を行う。

一般的な発電用原子炉では、原子炉入口冷却材温度と原子炉出口冷却材温度の差は数+℃で あるのに対して、HTTR の場合は約 550℃ にも達する(原子炉入口:約 400℃、原子炉出口:約 950℃)。また、事故時の被覆燃料粒子の破損による FP の放出を防ぐ観点から、通常運転時 の燃料最高温度は 1495℃以下に制限されている。このような条件下で、熱出力 30 MWt、原子 炉出口冷却材温度 950℃ を達成するために、HTTR では、炉心の相対的な出力密度分布を冷却 材入口側(炉心上部)で高く、出口側(炉心下部)で低くして、燃料への温度負荷を分散する ようにしている。この出力分布密度の調整は、Table 1-3 に示すように、燃料ブロック単位で濃 縮度を変える(12 種類: 3.4-9.9 wt%、平均濃縮度: 5.9 wt%) ことで行われている。

1.3.4 可燃性毒物

制御棒の炉心への挿入量が燃焼により変化すると、出力分布の形が変化し、燃料温度が制限 値を超える可能性がある。そのため、燃焼期間を通じて制御棒の炉心への挿入量をほぼ一定に 維持し、ほぼ同じ出力分布を維持することが必要である。これを実現するために、HTTRでは、 炭化ホウ素を中性子吸収材とする可燃性毒物(Burnable Poison: BP)を用い、燃焼に伴う燃料の 反応度変化の補償を行っている。炭化ホウ素と黒鉛を焼結した円柱状の BP ペレットが、各燃 料ブロックに3箇所ずつある位置合わせ用のダウエルピンのうち2箇所の下に棒状に装荷され ている(Fig. 1-10)。BP 棒は BP ペレット部と黒鉛ディスク部で構成され、HTTR にはホウ素濃 度 2.2wt%と 2.7wt%の2種類の BP ペレットが装荷されている(Table 1-3)。

1.3.5 制御棒

制御棒は2本を1対とする計16対(32本)の制御棒が配置されている。炉心中央からの距離により、C制御棒(センター制御棒:C-CR)、R1制御棒(リング1制御棒:R1-CR)、R2制御棒(リング2制御棒:R2-CR)、R3制御棒(リング3制御棒:R3-CR)に分けられる(Fig. 1-11)。 これらの制御棒の構造(Fig. 1-12)は同じであり、炉心上部から炉心に挿入される。16対の制御棒のうち、7対が燃料領域に挿入され、9対が可動反射体領域に挿入される。通常運転期間中は最外周の3対の制御棒(R3制御棒)は全引抜き状態とされ、その他の制御棒(C制御棒、R1制御棒、およびR2制御棒)は炉心の水平方向の出力分布を乱さないようにするために、10mmの範囲で同じ高さに揃えられる。

1.4 本研究の目的および論文の構成

1.4.1 本研究の目的

原子炉の建設コストや運転コストの削減、および高性能炉心の設計のためには、適切な燃料 の装荷や適切な反応度制御設備の配置が不可欠であり、これらは核設計を精度良く行うことで 実現可能となる。核設計の精度は、核特性解析に用いる核データライブラリおよび解析手法に 依存する。そのため、各炉型の核特性解析に対する核データライブラリの適用性および解析手 法の妥当性を示すことは重要な課題である。軽水炉に関しては、これらの検討が精力的に行わ れてきたが、同じ熱中性子炉である高温ガス炉に関しては、検討に用いるデータが少ないこと もあって殆ど行われておらず、特に実機の測定値を用いた検討は行われていなかった。

HTTR は我が国初の高温ガス炉であり、1999年に初臨界に到達し、臨界データの取得に成功 した。その後も運転を継続し、2010年に燃焼中期(10 GWd/t)に到達し、燃焼データの取得に も成功した。これらにより、実機の測定値を用いた高温ガス炉の核特性解析に対する核データ ライブラリの適用性、および核特性解析手法の妥当性の検討が可能となった。

本研究では、HTTR の測定値を用いて、主要な核データライブラリの高温ガス炉の核特性解 析に対する適用性、棒状 BP の高温ガス炉における反応度制御に対する有効性、および高温ガ ス炉の核特性解析手法の妥当性の検討を行うとともに、それらの結果を用いて 2020 年代の建設 を目指した HTR50S の核設計を行い、低コストで高性能な炉心の設計を可能とする適切な燃料 の装荷方法や反応度制御設備の配置方法を見出すことを目的とした。

1.4.2 本論文の構成

本章では、研究の背景として世界のエネルギー情勢と将来の予測、高温ガス炉の開発状況、 日本の高温ガス炉である HTTR、および本研究の目的について述べた。

第2章および第3章では、世界3大核データライブラリと呼ばれるJENDL(日本)、ENDF (米国)およびJEFF(欧州)について、高温ガス炉の核特性解析に対する適用性について述べる。

第4章では、高温ガス炉の核設計を行う上で特に重要な項目の一つである BP の反応度制御 に対する有効性について述べる。 第5章および第6章では、高温ガス炉の核特性解析手法の改良および妥当性について述べる。 第7章では、これまでの研究結果を用いた HTR50S の核設計について述べる。 第8章では、本研究で得られた成果の総括および今後の展望について述べる。

Items	LWR	HTGR	
Spectrum	Thermal	Thermal	
Moderator	Light water	Graphite	
Coolant	Light water	Helium gas	
Fuel	Low enriched U	Low enriched U	
Fuel type	Pellet	Coated fuel particle	
Outlet coolant temperature	290~340°C	750~950°C	
Electricity generation efficiency	35%	45%	

Table 1-1 Comparison main items between LWR and HTGR

Table 1-2	Major specifications of HTTR		
Thermal power	30 MWt		
Coolant	He gas		
Outlet coolant temperature	850°C (Rated power operation)		
	950°C (High temperature test operation)		
Inlet coolant temperature	395°C		
Primary coolant pressure	4 MPa		
Structure material	Graphite		
Average power density	2.5 MW/m ³		
Fuel	Low enriched UO_2 (3.4 - 9.9 wt%)		
Fuel type	Pin-in-block		

Table 1-3 Alignment of fuel enrichment and BP concentration in HTTR core (wt%)

Laver number	Fuel region number				DD concentration
Layer number –	1	2	3	4	- Br concentration
1	6.7	7.9	9.4	9.9	2.2
2	5.2	6.3	7.2	7.9	2.7
3	4.3	5.2	5.9	6.3	2.7
4	3.4	3.9	4.3	4.8	2.2
5	3.4	3.9	4.3	4.8	2.2



Fig. 1-1 Changes in population



Fig. 1-2 Changes in energy consumption



Fig. 1-3 Increase ratios of GDP, energy consumption and CO₂ emission



Fig. 1-4 Composition of primary energy at OECD and Non-OECD



Fig. 1-5 Changes in CO₂ emission



Fig. 1-6 Composition of primary energy at Japan, China, India and US



Fig. 1-7 Vertical view of HTTR pressure vessel



Fig. 1-8 Horizontal cross sectional view and bird-eye's view of HTTR core



Fig. 1-9 Fuel configuration of HTTR



Fig. 1-10 Fuel block and location of dowel pin



Fig. 1-11 Location of control rods



Fig. 1-12 Control rod

2. 核データライブラリの適用性の検討-その1

-HTTR のデータを用いたベンチマーク解析-

2.1 はじめに

中性子と原子核の反応確率を表すデータは核データと呼ばれ、各核種に関する核データを収 納したものを核データライブラリと言う。JENDL(Japan Evaluated Nuclear Data Library)、 ENDF(Evaluated Nuclear Data File)、および JEFF(Joint Evaluated Fission and Fusion file)は世界の三 大核データライブラリと呼ばれており、世界で広く用いられている^{21, 22, 23)}。経済性にも優れた 原子炉の核設計を行うためには、適切な燃料装荷や制御棒の設置が必要となる。そのためには、 過剰反応度等の核特性値を精度良く計算する必要があり、計算に用いる核データライブラリの 適用性を明らかにすることは、重要な課題の一つである。これまでに、水減速炉についての核 データライブラリのベンチマーク解析は数多く行われてきたが^{24, 25, 26)}、それに比べて黒鉛減速 炉についての解析例は少なく、特に高温ガス炉についてはほとんど行われていなかった。

我が国では、ブロック型高温ガス炉である HTTR¹⁴⁾ が稼動しており、臨界性に関わる有用な データが取得されている。そこで、これらのデータを用いて、核データライブラリのベンチマ ーク解析を行い、高温ガス炉の核計算に対する適用性を検討した。さらに、核データライブラ リ間の計算値の差異の原因となる核種、およびライブラリ間の核種データの違いが中性子の反 応過程に及ぼす影響についても検討した。

2.2 解析

2.2.1 HTTR 臨界近接

HTTR の臨界近接は、室温、大気圧(He ガス雰囲気)の下で、燃料追加法により行われた。 炉心への燃料の装荷は、実用高温ガス炉として提案されている環状炉心²⁷⁾のデータを取得する ために、Fig. 2-1 に示すように予め炉心に装荷された黒鉛ブロックを炉心の外周部から時計回り に燃料ブロックに交換することで行われた。黒鉛ブロックと燃料ブロックの交換は、燃料ブロ ックを5段積み上げた燃料カラム(Fig. 1-9)の単位で行われ、19燃料カラムで初臨界に到達し た。その後、引き続き燃料装荷が行われ、30燃料カラムで全炉心を構成し、全燃料の装荷が完 了した。

2.2.2 核データライブラリ

ベンチマーク解析は、JENDL、ENDF および JEFF の 2006 年時点での最新版である JENDL-3.3、 ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いて行った。これまでに原子力機構が行った HTTR 臨界近接 の事前解析²⁸⁾、および 2002 年から行われている安全性実証試験²⁹⁾の解析には、JENDL-3.2 が 用いられてきた。JENDL-3.2 には²³⁵U の共鳴データに問題があり、2002 年に公開された JENDL-3.3 で修正された。現在は HTTR の解析においても JENDL-3.3 が用いられている。この ²³⁵Uの共鳴データの修正が核特性解析に及ぼす影響を把握することは、JENDL-3.3の適用性を 検討する上で重要であるので、JENDLの前バージョンである JENDL-3.2 を用いた計算も行った。

2.2.3 検討項目および計算条件

HTTR の臨界近接(室温条件)および定格運転(高温条件)を対象とした臨界計算を行い、 以下の3項目について検討した。

- (a) 測定値との比較および核データライブラリの影響
- (b) ライブラリ間の計算値の差異となる原因核種の同定
- (c) ライブラリ間の核種データの違いが四因子に及ぼす影響

項目(a)および(b)は全炉心計算を行って検討し、項目(c)はセル計算を行って検討した。項目(a) では、臨界近接における初臨界到達時の燃料カラム数および過剰反応度、および定格運転にお ける過剰反応度について、核データライブラリの違いが計算値に及ぼす影響を調べた。また、 測定値³⁰⁾と計算値を比較し、高温ガス炉の核計算に対する核データライブラリの適用性を明ら かにした。項目(b)では、核データライブラリ間における実効増倍率の差異に対する核種の寄与 を調べ、差異の原因となる核種を同定した。項目(c)では、核データライブラリ間の核種データ の違いが四因子公式における中性子の反応過程に及ぼす影響を明らかにした。

計算に用いる断面積の縮約に起因する誤差、および幾何形状の取り扱いに起因する誤差を可能な限り低減するために、全炉心計算およびセル計算は、連続エネルギーモンテカルロコード MVP³¹⁾により行った。

全炉心計算では、Fig. 2-2 に示すように、燃料カラム、制御棒案内カラム、可動反射体カラム、 および照射カラムで構成される炉心と、それを取り囲む固定反射体をモデル化し、可能な限り 炉心形状を詳細に取り扱った。臨界近接の計算では、制御棒を全引抜き状態にした全炉心計算 を行った。定格運転の計算は、制御棒位置を測定値と同じにした全炉心計算を行った。セル計 算では、一本の燃料棒とそれを取り囲む減速材(黒鉛)で構成されるピンセルモデルを用いた。 四因子公式を用いた検討を行うために、燃料および体系全体の反応率がそれぞれ計算できるよ うタリー領域を設定した。全炉心計算およびセル計算ともに、被覆燃料粒子に起因する二重非 均質性は、確率論的幾何形状モデル³²⁾を用いて取り扱った。全炉心計算の実効増倍率の統計誤 差(3σ)が 0.1%以内に収まるように、ヒストリ数は 8,000,000 に設定した。セル計算のヒスト リ数は炉心計算と同じにした。

2.3 結果および考察

2.3.1 測定値との比較および核データライブラリの影響

(1) 臨界近接における初臨界の燃料カラム数

炉心温度は室温条件で、制御棒は全引き抜き状態とした 12~30 燃料カラム炉心の実効増倍率の計算結果を Fig. 2-3 に示す。実効増倍率は燃料カラム数と共に増加する。実効増倍率が最初

に1を超えた時の燃料カラム数が初臨界時の燃料カラム数を示すとすると、各核データライブ ラリの計算値は、18 燃料カラムで初臨界に到達することを示す。しかしながら、試験では 19 燃料カラムで初臨界に到達した。したがって、各計算値は初臨界の燃料カラム数を1カラム過 小評価した(Table 2-1)。これは、各計算値が実効増倍率を過大評価していることを示している。

(2) 過剰反応度

臨界近接における 19 燃料カラム炉心(初臨界到達時の炉心)および 30 燃料カラム炉心(全 炉心)の過剰反応度、および定格運転における全炉心の過剰反応度: ρ_{ex} を、実効増倍率: k_{eff} の計算値と式(2-1)を用いてそれぞれ算出し、測定値と比較した。

$$\rho_{ex} = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}} \tag{2-1}$$

(2.1) 臨界近接(室温条件)

計算結果を Table 2-2 に示す。19 燃料カラム炉心については、JENDL-3.3 を用いた過剰反応度 の計算値が最も小さく、JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いた計算値に比べて、 それぞれ 0.4%Δk/k、0.5%Δk/k および 0.5%Δk/k 小さい。また、JENDL-3.3、JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いた計算値は、それぞれ 1.1%Δk/k、1.5%Δk/k、1.6%Δk/k および 1.6%Δk/k 測定値より大きい。1.1%Δk/k の過大評価が残るものの、JENDL-3.3 を用いた計算値が測定値に 最も近い。全炉心についても、JENDL-3.3 を用いた過剰反応度の計算値が最も小さく、JENDL-3.2、 ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いた場合に比べて、それぞれ 0.3%Δk/k、0.3%Δk/k および 0.2%Δk/k 小さい。また、JENDL-3.3、JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いた計算 値は、それぞれ 0.4%Δk/k、0.7%Δk/k、0.7%Δk/k および 0.6%Δk/k 測定値より大きい。0.4%Δk/k の過大評価が残るものの、JENDL-3.3 を用いた計算値が測定値に最も近い。

19燃料カラム炉心および全炉心の両者において、JENDL-3.3を用いた過剰反応度の計算値が、 他の核データライブラリの計算値より小さい。各ライブラリの過剰反応度の計算値とも測定値 を過大評価するが、JENDL-3.3の計算値が測定値に最も近いので、高温ガス炉の核計算の適用 性に最も優れる。また、ライブラリ間の計算値の差異は19燃料カラム炉心が全炉心より大きく、 計算値と測定値の差異も19燃料カラム炉心が全炉心より大きい。19燃料カラム炉心は環状炉 心、全炉心は中実炉心であり、炉心形状が異なることから、ライブラリ間の過剰反応度の差異 は、炉心形状に由来していることが考えられる。

(2.2) 定格運転(高温条件)

計算結果を Table 2-3 に示す。JENDL-3.3、JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用い た過剰反応度の計算値は、それぞれ 1.5%Δk/k、0.6%Δk/k、1.3%Δk/k および 1.3%Δk/k 測定値よ り小さい。また、JENDL-3.3 を用いた過剰反応度の計算値が最も小さく、JENDL-3.2、 ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 を用いた計算値に比べて、それぞれ 0.9%Δk/k、0.2%Δk/k および 0.2%Δk/k 小さい。定格運転条件の計算については、室温条件の場合とは異なり JENDL-3.2 を用 いた計算値が測定値に最も近い。しかしながら、計算に用いた炉内の温度分布³³⁾は、HTTR の 設計に用いられたもので、燃料破損の観点から保守的な値(実際よりも高い温度)に設定され ている³⁴⁾。そのため、実際の炉心の温度分布を用いて計算した場合に比べて実効増倍率は小さ く計算されていると見てよい。

以上のことを考慮すると、炉心計算において炉心温度の設定値に誤差がほとんど無い室温条件での計算値と測定値の比較から、JENDL-3.3 が高温ガス炉の臨界計算に対して最も適用性に 優れると考えられる。

2.3.2 実効増倍率の差異に対する核種の寄与

以下の手順で、炉心を構成する主要な核種である黒鉛、²³⁵Uおよび²³⁸Uを対象とし、核デー タライブラリ間の実効増倍率の差異に対する核種の寄与を調べた。

- (a) JENDL-3.3 を用いて実効増倍率を計算する。
- (b) JENDL-3.3 をベースとし、1つの核種を JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8、または JEFF-3.0
 に置き換えたライブラリを用いて実効増倍率を計算する。
- (c) (a)と(b)の実効増倍率の差異を計算する。

実効増倍率のライブラリ間の差異の大きさは炉心形状に依存することが考えられる(第2.3.1 項参照)。そこで、臨界近接の18 燃料カラム炉心(環状炉心)および全炉心(中実炉心)の2 つの異なる炉心形状(Fig. 2-4)について計算を行った。結果を Fig. 2-5 および Fig. 2-6 に示す。 また、定格運転の条件での臨界炉心についても計算を行った。結果を Fig. 2-7 に示す。これら の図における凡例の「Total」は、JENDL-3.3 を用いた実効増倍率と、JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8、 または JEFF-3.0 を用いた実効増倍率の差異を示す。「Graphite」は、JENDL-3.3 を用いた実効増 倍率と JENDL-3.3 をベースにして黒鉛データを JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8、または JEFF-3.0 に 置き換えた場合の実効増倍率の差異を示す。「U-235」および「U-238」は、「Graphite」の場合 と同様に、²³⁵U および²³⁸U のデータを置き換えた場合の差異を示す。

(1) 臨界近接(室温条件)

(1.1) 環状炉心

Fig. 2-5 において、JENDL-3.2 の「Total」と「U-235」は 1 σ の範囲で一致することから、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の実効増倍率の差異は、主に²³⁵U のデータの違いに起因する。ENDF/B-VI.8 の 「Total」と「Graphite」は 1 σ の範囲で一致することから、JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 の実効増 倍率の差異は、主に黒鉛のデータの違いに起因する。JEFF-3.0 の「Total」と「Graphite」は 1 σ の範囲では一致しないが、2 σ の範囲では一致する。さらに、「U-235」および「U-238」は 1 σ の 範囲でゼロであり、²³⁵U および²³⁸U のデータの違いが、JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の 差異に及ぼす影響は小さく無視できる。したがって、JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の差 異も、主に黒鉛のデータの違いに起因する。

(1.2) 中実炉心

Fig. 2-6 において、JENDL-3.2 の「Total」と「U-235」は 1σの範囲で一致することから、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の実効増倍率の差異は、主に²³⁵U のデータの違いに起因する。ENDF/B-BI.8 の 「Total」と「Graphite」は 1σの範囲で一致することから、JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 の実効増 倍率の差異は、主に黒鉛のデータの違いに起因する。JEFF-3.0 の「Total」と「Graphite」は 1σ の範囲で一致することから、JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の差異も、主に黒鉛のデータ の違いに起因する。

(2) 定格運転(高温条件)

Fig. 2-7 において、JENDL-3.2 の「Total」と「U-235」は 1 σ の範囲で一致しないものの、2 σ の範囲では一致することから、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の実効増倍率の差異は、主に²³⁵Uのデータの違いに起因する。ENDF/B-BI.8 の「Total」と「Graphite」は 1 σ の範囲で一致することから、JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 の実効増倍率の差異は、主に黒鉛のデータの違いに起因する。JEFF-3.0 の「Total」と「Graphite」は 1 σ の範囲で一致することから、JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の差異も、主に黒鉛のデータの違いに起因する。

(3) 考察

JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の実効増倍率の差異は、主に²³⁵Uのデータの違いに起因する。室温 条件下の中実炉心、および高温条件下の中実炉心の計算において、炉心の幾何形状の設定はほ ぼ同じであるが、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の実効増倍率の差異は、室温条件の場合が約 0.4%Δk であるのに対し、定格運転条件の場合は約 0.9%Δk で 2 倍程大きい。したがって、²³⁵U のデー タの違いが実効増倍率に及ぼす影響の大きさは、炉心温度に依存すると考えられる。

JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8、および JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の違いは、主に黒鉛 のデータの違いに起因する。JENDL-3.3 の散乱則データは ENDF/B-VI.8 と同じであることから、 JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 の実効増倍率の違いは、炭素のデータの違いに起因すると考えられ る。中性子エネルギー0.0253 eV における各ライブラリの炭素の断面積データを Table 2.1-4 に示 す。弾性散乱断面積はライブラリ間でほとんど差は無いが、捕獲断面積は JENDL-3.3 が他のラ イブラリに比べて約 5%大きく明らかに差がある。炭素の捕獲断面積は、ミリバーンのオーダ ーであり小さいが、高温ガス炉の核計算を行う上では、その精度が重要であることが明らかに なった。

JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8、および JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の実効増倍率の違いが、中実炉心 より環状炉心が大きい理由として、環状炉心の減速材燃料体積比 (V_m/V_f) が中実炉心の V_m/V_f より大きく、炭素の捕獲断面積の違いによる実効増倍率の差異が、より顕著になるためと考え られる。
2.3.3 ライブラリ間の核種データの違いが四因子に及ぼす影響

ライブラリ間の核種データの違いが中性子の反応過程に及ぼす影響の定量的な検討を、四因 子公式を用いて、以下の手順で行った。

- (a) JENDL-3.3 を用いて無限増倍率および四因子を計算する。
- (b) JENDL-3.3 をベースとし、黒鉛のデータを ENDF/B-VI.8、または JEFF-3.0 に置き換え たライブラリを用いて無限増倍率および四因子を計算する。
- (c) (a)と(b)の無限増倍率および四因子の差異をそれぞれ計算する。

(a)および(b)で得た無限増倍率を、式(2-2)~式(2-6)を用いて四因子に分解し、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の²³⁵U データの違い、および JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 または JEFF-3.0 の黒鉛デ ータの違いが、中性子反応に及ぼす影響をそれぞれ調べた。

$$k_{inf} = \varepsilon \cdot p \cdot f \cdot \eta \tag{2-2}$$

$$\varepsilon = \frac{\left[v \cdot \Sigma_{f} \cdot \phi \cdot V \right]_{fast}^{fuel} + \left[v \cdot \Sigma_{f} \cdot \phi \cdot V \right]_{thermal}^{fuel}}{\left[v \cdot \Sigma_{f} \cdot \phi \cdot V \right]_{thermal}^{fuel}}$$
(2-3)

$$p = \frac{\left[\Sigma_a \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{whole}}{\left[\Sigma_a \cdot \phi \cdot V\right]_{fast}^{whole} + \left[\Sigma_a \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{whole}}$$
(2-4)

$$f = \frac{\left[\Sigma_a \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{fuel}}{\left[\Sigma_a \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{whole}}$$
(2-5)

$$\eta = \frac{\left[\nu \cdot \Sigma_{f} \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{fuel}}{\left[\Sigma_{a} \cdot \phi \cdot V\right]_{thermal}^{fuel}}$$
(2-6)

ここで、

k_{inf}: 無限増倍率

- ε : 高速核分裂因子
- *p* : 共鳴を逃れる確率
- f : 熱中性子利用率
- η : 再生率
- ν : 中性子発生率

である。

(1) ²³⁵U データの違いが中性子の反応過程に及ぼす影響

JENDL-3.3 と JENDL-3.2 における ²³⁵U のデータの違いが無限増倍率および四因子に及ぼす影響と、その温度依存性を Fig. 2-8 に示す。縦軸は、JENDL-3.3 を用いた無限増倍率および四因子に対する JENDL-3.3 をベースに ²³⁵U のデータを JENDL-3.2 に置き換えたライブラリを用いた無限増倍率および四因子の比である。無限増倍率および η の比が温度上昇に伴い大きくなるのに対して、 ε 、p およびfの比は温度依存性がほとんどない。したがって、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の間の ²³⁵U のデータの違いは、 η の違いを通して無限増倍率に影響を及ぼし、その大きさは温度に依存する。

式(2-6)において、JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の ν 値は近似的に同じなので、 η の JENDL-3.3 に対 する JENDL-3.2 の比は、²³⁵U のミクロ核分裂断面積 σ_f とミクロ吸収断面積 σ_a を用いて表すこと ができる。Fig. 2-9 に、 η (= σ_f/σ_a)、²³⁵U のミクロ断面積の JENDL-3.3 に対する JENDL-3.2 の 比、および中性子スペクトルを示す。300 K および 1200 K は、室温および定格出力の温度条件 にそれぞれ相当する。炉心温度の上昇に伴い中性子スペクトルが高エネルギー側に移動し、そ の結果 η の比が増加する。これが、無限増倍率の JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の差異が温度に依存 する原因であり、この関係は温度係数の解析において特に重要である。

(2) 黒鉛のデータの違いが中性子の反応過程に及ぼす影響

黒鉛のデータの違いが JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 または JEFF-3.0 の無限増倍率および四因子に対 子に及ぼす影響を Fig. 2-10 に示す。縦軸は、JENDL-3.3 を用いた無限増倍率および四因子に対 する JENDL-3.3 をベースに黒鉛データを ENDF/B-VI.8 または JEFF-3.0 に置き換えたライブラ リを用いた無限増倍率および四因子の比である。Fig. 2-10 より、JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8 ま たは JEFF-3.0 の無限増倍率の差異は、f の差異に起因する。f は炉心を構成する主要核種のマク ロ断面積を用いて、式(2-5')で表すことができる。JENDL-3.3 の黒鉛の捕獲断面積は、 ENDF/B-VI.8 および JEFF-3.0 に比べて約 5%大きい (Table 2-4)。そのため、黒鉛データを JENDL-3.3 から ENDF/B-VI.8 または JEFF-3.0 に置き換えることで、式(2-5')の分母の第三項の値 が小さくなり、その結果 f が大きくなる。

$$f = \frac{\left[\Sigma_{a}^{U235} \cdot \phi \cdot V\right]_{hermal}^{fuel} + \left[\Sigma_{a}^{U238} \cdot \phi \cdot V\right]_{hermal}^{fuel}}{\left[\Sigma_{a}^{U235} \cdot \phi \cdot V\right]_{ermal}^{whole} + \left[\Sigma_{a}^{U238} \cdot \phi \cdot V\right]_{ermal}^{whole} + \left[\Sigma_{a}^{Graphile} \cdot \phi \cdot V\right]_{ermal}^{whole}}$$
(2-5')

2.4 まとめ

HTTRで取得されたデータを用いて、核データライブラリのベンチマーク解析をJENDL-3.3、 JENDL-3.2、ENDF/B-VI.8、および JEFF-3.0 について行い、高温ガス炉の核計算に対する核デ ータライブラリの適用性を検討するとともに、核データライブラリ間の実効増倍率の差異の原 因となる核種、およびライブラリ間の核種データの違いが中性子の反応過程に及ぼす影響につ いて検討した。 炉心温度の設定値に誤差がほとんど無い室温条件において、JENDL-3.3 を用いた過剰反応度 の計算値が他のライブラリを用いた場合に比べて 0.2%Δk/k から 0.7%Δk/k 測定値に近く、 JENDL-3.3 が高温ガス炉の臨界計算に対して適用性が最も優れることを明らかにした。

JENDL-3.3 と JENDL-3.2 の間の実効増倍率の差異は、²³⁵Uのデータの違いに起因する。²³⁵U データの違いは、炉内の中性子反応において再生率:ηの評価に影響を及ぼし、温度依存性を 持つ。この温度依存性は、原子炉の安全評価に用いる反応度温度係数の解析において特に重要 である。

JENDL-3.3 と ENDF/B-VI.8、および JENDL-3.3 と JEFF-3.0 の間の実効増倍率の差異は、黒鉛 データの違いに起因する。JENDL-3.3 の黒鉛の散乱則データは ENDF/B-VI.8 と同じことから、 実効増倍率の差異は、これまで注目されていなかった炭素の捕獲断面積の僅かな違いに起因す ることを明らかにした。炭素の捕獲断面積の違いが実効増倍率の評価に及ぼす影響は、実用高 温ガス炉として提案されている環状炉心の方が中実炉心に比べて大きく、将来の高温ガス炉の 核設計において炭素の捕獲断面積の精度が重要であることを明らかにした。

	The number of loaded fuel columns at achieving the first entreality				
Measurement	JENDL-3.3	JENDL-3.2	ENDF/B-VI.8	JEFF-3.0	
19	18	18	18	18	

 Table 2-1
 The number of loaded fuel columns at achieving the first criticality

Table 2-2 Excess reactivity under room temperature condition (% $\Delta k/k$)

	Measurement	JENDL-3.3	JENDL-3.2	ENDF/B-VI.8	JEFF-3.0
19 fuel columns	1.5	2.6	3.0	3.1	3.1
30 fuel columns	12.0	12.4	12.7	12.7	12.6

Table 2-3 Excess reactivity under rated power condition ($\Delta k/k$)

	Measurement	JENDL-3.3	JENDL-3.2	ENDF/B-VI.8	JEFF-3.0
30 fuel columns	0.0	-1.5	-0.6	-1.3	-1.3

Table 2-4 Cross sections of carbon at 0.0253 eV (barn)

	JENDL-3.3	ENDF/B-VI.8	JEFF-3.0
Total	4.74273	4.74260	4.74260
Elastic	4.73920	4.73924	4.73920
Capture	0.00353	0.00336	0.00336



Fig. 2-1 HTTR critical approach



Fig. 2-2 Cross-sectional view of the calculational geometry for HTTR core



Fig. 2-3 k_{eff} for 12 - 30 fuel column core with all CRs withdrawn



Fig. 2-4 Annular core and solid core constructed in HTTR critical approach



Fig. 2-5 k_{eff} discrepancies between JENDL-3.3 and other libraries for annular core with 18 fuel columns at room temperature, and nuclides contributions on it



Fig. 2-6 k_{eff} discrepancies between JENDL-3.3 and other libraries for solid core with 30 fuel columns at room temperature, and nuclides contributions on it



Fig. 2-7 k_{eff} discrepancies between JENDL-3.3 and other libraries for annular core with 18 fuel columns at rated power operation, and nuclides contributions on it



Fig. 2-8 Ratios of k_{inf} and four factors with JENDL-3.3 in which ²³⁵U data is replaced with that of JENDL-3.2 to those with JENDL-3.3, and its temperature dependency



Fig. 2-9 Ratios of ²³⁵U microscopic fission and absorption cross-section data of JENDL-3.2 to those of JENDL-3.3, and neutron spectra at 300 K and 1,200 K in thermal region



* JENDL-3.3 in which graphite data is replaced with that of ENDF/B-VI.8.
** JENDL-3.3 in which graphite data is replaced with that of JEFF-3.0.

Fig. 2-10 Ratios of k_{inf} and four factors with JENDL-3.3 in which graphite data is replaced with that of ENDF/B-VI.8 or JEFF-3.0 to those with JENDL-3.3 at room temperature

3. 核データライブラリの適用性の検討ーその2

-JENDL-4.0 を用いた HTTR 臨界近接のベンチマーク解析-

3.1 はじめに

これまでに、世界の三大核データライブラリの 2006 年当時の最新版である、JENDL-3.3²¹、 ENDF/B-VI.8²²⁾、および JEFF-3.0²³⁾を用いて HTTR¹⁴⁾の臨界近接のベンチマーク計算を行っ た。その結果、JENDL-3.3を用いた計算値が他のライブラリを用いた場合に比べて測定値に近 く、JENDL-3.3 が高温ガス炉の核計算の適用性に最も優れることを明らかにした。また、 JENDL-3.3 と他のライブラリとの実効増倍率の差異は、炭素の捕獲断面積の僅かな違いに起因 し、この断面積の精度が高温ガス炉の核特性解析を行う上で非常に重要であることを明らかに した³⁵⁾。

JENDL-3.3 を用いた HTTR 臨界近接の計算値は、他のライブラリを用いる場合に比べて測定 値に近いものの、実効増倍率を 0.5% Ak から 1.1% Ak 過大評価した。これにより、HTTR 臨界近 接における初臨界到達時の燃料カラム数の計算値は 18 燃料カラムで、測定値の 19 燃料カラム を過小評価した。この計算値と測定値の不一致は、2006 年に実施した HTTR のデータを用いた 核データライブラリのベンチマーク解析(第2章参照)より以前からの問題であり、計算の入 力における幾何形状の記述や個数密度の見直し、計算に用いる核データライブラリの見直し等 にもかかわらず、長年にわたり解決できなかった。

この問題を解決するために、高温ガス炉の核特性解析を行う上で重要な炭素の捕獲断面積の 精度に着目し、各核データライブラリに格納されている 0.0253 eV の炭素の捕獲断面積の更新 履歴を調べた。その結果、各核データライブラリとも、炭素の捕獲断面積は長期にわたり更新 されていないことが分かった^{36,37,38)}。そこで、炭素の捕獲断面積を最新の測定値に基づき更新 することを提案するとともに、この値が JENDL-3.3 に比べて約 10%大きな値に更新されること で、HTTR 臨界近接の解析において実効増倍率を過大評価する問題が解決できることを予測し た。

2010年に公開された JENDL の最新版である JENDL-4.0³⁹⁾では、上記の提案が採用され、炭素の捕獲断面積が最新の測定値⁴⁰⁾に基づき更新された。JENLD-4.0を用いることで HTTR 初臨 界到達時の燃料カラム数における計算値と測定値の不一致の問題が解決されること、そして高 温ガス炉の核計算に対し JENDL-4.0 が優れた適用性を示すことが期待された。そこで、これら を確認するために、JENDL-4.0 を含む最新の核データライブラリを用い、HTTR 臨界近接のベ ンチマーク計算を行った。

3.2 解析

3.2.1 核データライブラリ

ベンチマーク計算は、JENDL-4.0 の他に、ENDF および JEFF の最新版である ENDF/B-VII.0⁴¹⁾ および JEFF-3.1 を用いて行った。また、これまでに行った HTTR 臨界近接のベンチマーク計算 で、解析値が測定値に最も近かった JENDL の前バージョンである JENDL-3.3 を用いた計算も 行った。

JENDL-3.3 の炭素の捕獲断面積は、1989 年に公開された JENDL-3 の値と同じであり⁴²⁾、炭 素の捕獲断面積は、2010 年に公開された JENDL-4.0 で更新されるまで 21 年間更新されていな かった。2006 年に公開された ENDF/B-VII.0 の炭素の捕獲断面積は、1974 年に公開された ENDF/B-IV と同じであり^{36,37)}、それより以前のバージョンと同じ可能性もあるが確認できなか った。したがって、ENDF においては少なくとも 36 年間更新されていない。JEFF-3.1 のデータ は、JEFF の初版である 1982 年に公開された JEF-1 と同じであり³⁸⁾、初版から 28 年間更新され ていない。

各核データライブラリに格納されている 0.0253 eV の炭素の捕獲断面積を Table 3-1 に示す。 JENDL-4.0 の炭素の捕獲断面積は、最新の測定値⁴⁰⁾ に基づき 3.85 mb に更新され、JENDL-3.3 に比べて 9%大きく、ENDF/B-VII.0 および JEFF-3.1 に比べて 15%大きい。

3.2.2 検討項目と計算条件

HTTR 臨界近接の計算を行い、以下の項目について検討した。

- (a) 測定値との比較および核データライブラリの影響
- (b) ライブラリ間の解析結果の差異となる原因核種の同定

項目(a)では臨界近接における初臨界到達時の燃料カラム数および全炉心の過剰反応度について、核データライブラリの違いが計算値に及ぼす影響を調べるとともに、測定値³⁰⁾と計算値を比較して、高温ガス炉の核計算に対する核データライブラリの適用性を明らかにした。項目(b)では実効増倍率の核データライブラリ間の差異に対する核種の寄与を調べ、差異の原因となる核種を同定した。

第2章での検討と同様に、計算は、全炉心モデルを用いて連続エネルギーモンテカルロコー ド MVP³¹⁾ により行った。燃料カラム、制御棒案内カラム、可動反射体カラム、および照射カ ラムで構成される炉心と、それを取り囲む固定反射体をモデル化し、可能な限り炉心形状を詳 細に取り扱った。また、被覆燃料粒子に起因する非均質効果は確率論的幾何形状モデル³²⁾を 用いて考慮した。室温条件の下、制御棒は全引き抜きとし、12~30燃料カラム炉心の実効増倍 率を算出した。実効増倍率の統計誤差(3σ)が 0.1%以内に収まるように、ヒストリ数は 8,000,000 とした。

3.3 結果および考察

HTTR 臨界近接の実効増倍率の計算結果を Fig. 3-1 に示す。JENDL-4.0 を用いた実効増倍率の 計算値は、各燃料カラムについて他のライブラリの計算値に比べて小さい。具体的には、 JENDL-3.3 の計算値に比べて 0.5%Δk から 0.9%Δk 小さく、ENDF/B-VII.0 または JEFF-3.1 の計 算値に比べて 1.0%Δk から 1.5%Δk 小さい。また、ENDF/B-VII.0 と JEFF-3.1 の計算値は、各燃 料カラム炉心について 2 σ の範囲で一致する。

3.3.1 測定値との比較および核データライブラリの影響

(1) 初臨界到達時の燃料カラム数

Fig. 3-1 において実効増倍率が最初に 1.0 を超えた時の燃料カラム数が、初臨界到達時の燃料 カラム数であり、計算結果を Table 3-2 に示す。JENDL-4.0 を用いた実効増倍率の計算値は 19 燃料カラムで初臨界に到達することを示し、測定値と一致する。JENDL-3.3、ENDF/B-VII.0 お よび JEFF-3.1 を用いた計算値は、それぞれ、18 カラム、17 カラムおよび 17 カラムで初臨界に 到達することを示し、測定値を 1 燃料カラムまたは 2 燃料カラム過小評価する。これらは、過 剰反応度を過大評価することに起因する。

(2) 全炉心の過剰反応度

全炉心の過剰反応度: ρ_{ex} を、実効増倍率: k_{eff} の計算値と式(3-1)を用いて算出し、Table 3-3 に示す。JENDL-4.0を用いた過剰反応度の計算値は12.0% $\Delta k/k$ で、測定値と一致する。JENDL-3.3、 ENDF/B-VII.0 および JEFF-3.1 を用いた計算値はそれぞれ、12.4% $\Delta k/k$ 、12.8% $\Delta k/k$ および 12.7% $\Delta k/k$ で、測定値を0.4% $\Delta k/k$ から0.8% $\Delta k/k$ 過大評価する。

$$\rho_{ex} = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}} \tag{3-1}$$

従来用いていた核データライブラリを JENDL-4.0 に置き換えることで、長年にわたり解決で きなかった HTTR 臨界近接における初臨界到達時の燃料カラム数の計算値と測定値の不一致の 問題、および全炉心の過剰反応度を過大評価する問題を解決した。

3.3.2 実効増倍率の違いに対する核種の寄与

以下に示すように、第 2.3.2 項と同様の方法で、室温条件下の 18 燃料カラム炉心および 30 燃料カラム炉心(中実炉心)について核データライブラリ間の実効増倍率の差異に対する核種の寄与を調べた。

- (a) JENDL-4.0 を用いて実効増倍率を計算する。
- (b) JENDL-4.0 をベースとし、1つの核種を JENDL-3.3、ENDF/B-VII.0、または JEFF-3.1
 に置き換えたライブラリを用いて実効増倍率を計算する。
- (c) (a)と(b)の実効増倍率の差異を計算する。

18 燃料カラム炉心における JENDL-4.0 と各核データライブラリの間の実効増倍率の差異は、 Fig. 3-2 において各核データライブラリの「Total」と「Graphite」は 1σの範囲で一致することか ら、黒鉛のデータの違いに起因する。30 燃料カラム炉心における JENDL-4.0 と各核データライ ブラリ間の実効増倍率の差異についても、Fig. 3-3 において JENDL-3.3 の「Total」と「Graphite」 は 2σの範囲で一致し、ENDF/B-VII.0 と JEFF-3.1 については 1σの範囲で一致する。したがって、 JENDL-4.0 と他の核データライブラリ間の実効増倍率の差異は、黒鉛のデータの違いに起因す る。

3.4 まとめ

炭素の捕獲断面積を最新の測定値に基づき更新することを提案するとともに、この値が JENDL-3.3 に比べて約 10%大きな値に更新されることで、HTTR 臨界近接の解析において実効 増倍率を過大評価する問題が解決できることを予測した。2010 年に公開された JENDL の最新 版である JENDL-4.0 ではこの提案が採用され、炭素の捕獲断面積が最新の測定値に基づき JENDL-3.3 に比べて 9%大きい値に更新された。

HTTR の臨界近接の解析を、世界の三大核データライブラリの最新版である JENDL-4.0、 ENDF/B-VII.0 および JEFF-3.1 と、JENDL の前バージョンである JENDL-3.3 を用いて行った。 JENDL-4.0 を用いた実効増倍率の計算値は、JENDL-3.3 を用いた結果に比べて 0.5 から 0.9%Δk 小さく、ENDF/B-VII.0 および JEFF-3.1 を用いた結果に比べて 1.0%Δk から 1.5%Δk 小さい。 ENDF/B-VII.0 を用いた実効増倍率の計算値と JEFF-3.1 を用いた結果は、統計誤差 2σの範囲で 一致する。

初臨界到達時の燃料カラム数は、JENDL-4.0を用いた計算値が19燃料カラムで測定値と一致 した。JENDL-3.3、ENDF/B-VII.0およびJEFF-3.1を用いた解析結果は、それぞれ、18カラム、 17カラム、および17カラムで、それぞれ測定値を1燃料カラム、2燃料カラムおよび2燃料カ ラム過小評価した。全炉心の過剰反応度については、JENDL-4.0を用いた解析結果が12.0%Ak/k で、測定値と一致した。JENDL-3.3、ENDF/B-VII.0およびJEFF-3.1を用いた計算値はそれぞれ、 12.4%Ak/k、12.8%Ak/kおよび12.7%Ak/kで測定値を0.4%Ak/kから0.8%Ak/k過大評価した。

HTTR の炉心計算に JENDL-4.0 を用いることで、長年にわたり解決できなかった HTTR 臨界 近接における初臨界到達時の燃料カラム数の計算値と測定値の不一致の問題、および全炉心の 過剰反応度を過大評価する問題を解決するとともに、JENDL-4.0 が高温ガス炉の臨界計算に対 して適用性が最も優れることを明らかにした。

Table 3-1	Neutron capture cross section of carbon at 0.0253 eV (mb)				
JENDL-4.0	JENDL-3.3	ENDF/B-VII.0	JEFF-3.1		
3.85	3.53	3.36	3.36		

 Table 3-2
 The number of loaded fuel columns at achieving the first criticality

Experiment	JENDL-4.0	JENDL-3.3	ENDF/B-VII.0	JEFF-3.1
19	19	18	18	18

Table 3-3 Excess reactivity under room temperature condition (% $\Delta k/k$)

	Experiment	JENDL-4.0	JENDL-3.3	ENDF/B-VI.8	JEFF-3.0
30 fuel columns	12.0	12.0	12.4	12.8	12.7



Fig. 3-1 k_{eff} for 12 - 30 fuel column core with all CRs withdrawn



Fig. 3-2 k_{eff} discrepancies between JENDL-4.0 and other libraries for annular core with 18 fuel columns at room temperature, and nuclides contributions on it



Fig. 3-3 k_{eff} discrepancies between JENDL-4.0 and other libraries for solid core with 30 fuel columns at room temperature, and nuclides contributions on it

4. 棒状可燃性毒物の有効性の検討

4.1 はじめに

原子炉の反応度制御システムは、運転中に調節が可能な動的なものと、運転中に調節ができ ない静的なものに大別できる。Table 4-1 に示すように、動的な反応度制御システムとして、制 御棒、PWR のケミカルシム、および BWR の再循環流量が挙げられる。一方、静的な反応度制 御システムとしては、BP が挙げられる。

高温ガス炉はブロック型炉とペブルベッド型炉に大別され、原子力機構に設置されている HTTR¹⁴⁾はブロック型高温ガス炉である。また、原子力機構が概念設計を進めている小型高温 ガス炉 HTR50S¹¹⁾もブロック型炉である。ペブルベッド型炉は、炉内の燃料ペブル数の調整(炉 内の燃料インベントリの調整)により動的な反応度制御が可能である。これに対し、ブロック 型炉は、運転中に燃料の追加や取出しができない。また、Table 4-1 に示すように、ブロック型 高温ガス炉の動的な反応度制御システムは制御棒のみであるが、定格運転時において制御棒の 炉心への挿入量が大きくなると、炉内の出力分布が大きく歪み、その結果、燃料温度が熱的制 限値を超える場合がある。そのため、定格運転時においては、制御棒の炉心への挿入量は燃焼 期間にわたってできるだけ小さく保つこと、すなわち過剰反応度を小さく保つことが必要であ り、制御棒で調整可能な反応度は自ずと小さく限られる。

軽水炉における定格運転時の反応度制御では、BP で粗調整を行い、残りは制御棒、ケミカル シム、あるいは再循環流量といった動的な制御システムが用いられており、これらは原子炉の 出力をモニタしながら調整できる。これに対し、ブロック型高温ガス炉では、制御棒で調整可 能な反応度が小さく限られることに加え、軽水炉のケミカルシムや再循環流量に相当する第二 の動的な反応度制御システムを持たないため、燃焼期間にわたる過剰反応度の調整は主に BP で行われる。そのため、高温ガス炉の反応度制御における BP の有効性を確認することは重要 である。

ブロック型高温ガス炉の反応度制御における BP の有効性の確認は、燃焼に伴う過剰反応度 の変化を表す実機の測定値が十分に無かったため、これまで行われていなかった。HTTR は炉 心に BP が棒状に装荷されており、Fig. 4-1 に示すように定格運転時の過剰反応度を燃焼期間に わたり小さく保つことが図られている。HTTR は燃焼中期に達し、その測定値を用いた BP の 有効性の確認が可能となった。そこで、HTTR の測定値を用いてブロック型高温ガス炉の反応 度制御における棒状 BP の有効性について検討を行った。

4.2 検討方法

4.2.1 HTTR における可燃性毒物の設計方針

HTTR では、耐熱性および経済性の観点から炭化ホウ素が BP として用いられている。炭化 ホウ素と黒鉛を焼結した円柱状の BP ペレットが、各燃料ブロックに3箇所ずつある位置合わ せ用のダウエルピンのうち2箇所の下に棒状に装荷されている(Fig. 1-10)。

制御する反応度の大きさや持続期間といった BP の性能は、ホウ素濃度および BP ペレット径 に依存する。HTTR では、運転期間 660 EFPD(Effective Full Power Days)にわたり、定格運転 時の過剰反応度を抑制し、制御棒位置が燃料領域のレイヤ1の底面より上に保持するように設 計されている⁴³⁾。

4.2.2 制御棒位置を用いた検討

HTTRの反応度制御における棒状 BPの有効性の確認は、BPが設計通りに機能していること、 すなわち定格運転時の制御棒位置が、運転期間にわたりレイヤ1の底面より上に保たれること の確認によって行う。

HTTR の制御棒は炉心上部から炉心に挿入される。制御棒位置は燃料領域の下端から制御棒の先端までの距離で定義され、全挿入時の制御棒位置は 0 mm、全引き抜き時の制御棒位置は約 4000 mm である。レイヤ1の底面まで挿入された場合の制御棒位置は2320 mm なので、棒状 BP の有効性の確認は、定格運転時の制御棒位置が運転期間にわたり2320 mm 以上に保たれることを確認することによってなされる。

HTTRには、2本を1対とする制御棒16対(32本)が設置されている。定格運転時において は、C制御棒(C-CR)、R1制御棒(R1-CR)、およびR2制御棒(R2-CR)が反応度制御に用い られ、それらの制御棒位置は10mmの範囲で同じになるように自動制御されている。また、R3 制御棒(R3-CR)は、定格運転時は全引き抜き状態とされ、反応度制御には用いられない。そ こで、C制御棒、R1制御棒、およびR2制御棒の制御棒位置の測定値から算出した平均制御棒 位置(以下、制御棒位置と言う。)を用いて棒状 BP の有効性を確認した。

4.3 結果および考察

4.3.1 制御棒位置の燃焼に伴う変化

燃焼日数300 EFPD までの定格出力時の燃焼に伴う制御棒位置の変化をFig. 4-2 に示す。また、 定格運転時の制御棒位置の変化を考察するために、ゼロ出力時の制御棒位置も同図に示す。プ ロットは制御棒位置の測定値を示し、曲線は測定値とスプライン関数を用いて計算した内挿値 および外挿値を示す。定格出力時の制御棒位置の測定値は、HTTR が定格出力に初めて到達し た 90 EFPD¹⁵⁾からプロットした。定格出力時の制御棒位置は、燃焼に伴い低くなるが、2320 mm 以上に保たれている。また、制御棒位置の変化率の大きさは、燃焼に伴い緩やかになっている。 一方、ゼロ出力時については、定格出力時とは異なり、制御棒位置は燃焼に対してほぼ一定で ある。

ゼロ出力時および定格出力時の反応度バランスは、それぞれ式(4-1)および式(4-2)で表すことができる。

$ \rho_{Fuel,Zero} = \rho_{BP,Zero} + \rho_{CR,Zero} $	(4-1)
$\rho_{Fuel,Zero} = \rho_{BP,Zero} + \rho_{Temp} + \rho_{CR,Rated}$	(4-2)

ここで、

ρ_{Fuel,Zero}: ゼロ出力時の燃料が持つの正の反応度

- *ρ*_{BP,Zero}: ゼロ出力時の BP が持つ負の反応度
- ρ_{CR.Zero}: ゼロ出力時の制御棒による負の反応度
- ρ_{CR,Rated}: 定格出力時の制御棒による負の反応度
- ρ_{Temp}: ゼロ出力から定格出力への出力上昇(温度上昇)による負の反応度

である。ゼロ出力時の制御棒位置は、0 EFPD から 300 EFPD にわたりほぼ一定なので、燃焼に 伴う $\rho_{CR.Zem}$ の微小変化量を $\Delta \rho_{CR.Zem}$ とすると、

$$\Delta \rho_{CR,Zero} = 0 \tag{4-3}$$

と表すことができる。ここで、HTTR では今までのところ燃焼に伴う制御棒価値の変化は観測 されていないので、それが制御棒位置に及ぼす影響は小さく無視できるとした。式(4-1)は、式 (4-3)を用いて、

$$\Delta \rho_{Fuel,Zero} - \Delta \rho_{BP,Zero} = 0 \tag{4-1'}$$

となる。ここで、 $\Delta \rho_{Fuel,Zero}$ は、燃焼に伴う $\rho_{Fuel,Zero}$ の微小変化量である。定格出力時は、燃焼に伴 い制御棒位置が低下(制御棒挿入量が増加)する。したがって、燃焼に伴う $\rho_{CR,Rated}$ の変化量を $\Delta \rho_{CR,Rated}$ とすると、

$$\Delta \rho_{CR,Rated} > 0 \tag{4-4}$$

と表すことができる。ここで、燃焼に伴う制御棒価値の変化が制御棒位置に及ぼす影響は、ゼロ出力時の場合と同様に小さく無視できるとした。式(4-2)は、式(4-4)を用いて、

$$\Delta \rho_{Fuel,Zero} - \Delta \rho_{BP,Zero} - \Delta \rho_{Temp} > 0 \tag{4-2'}$$

と表すことができる。ここで、 $\Delta \rho_{BP,Zero}$ および $\Delta \rho_{Temp}$ は、それぞれ燃焼に伴う $\rho_{BP,Zero}$ および ρ_{Temp} の 微小変化量である。式(4-1')と式(4-2')より、

$$\Delta \rho_{Temp} < 0 \tag{4-5}$$

となる。式(4-5)は、温度欠損反応度が燃焼に伴い低下することを示す。したがって、定格運転 時においては、見かけ上、正の反応度が燃焼に伴い添加される。これを補償するために制御棒 の炉心への挿入量を増加させる必要があり、したがって制御棒位置が燃焼に伴い低くなる。 上述の燃焼に伴う温度欠損反応度の低下は、熱エネルギー領域に核分裂共鳴ピークを持つ核 分裂性 Pu (²³⁹Pu および ²⁴¹Pu)の蓄積により、燃焼に伴って正の反応度が加わっているためと 考えられる。これを解析的に確認するために、HTTRの燃料平均濃縮度および炉内平均温度を 入力値とする燃焼計算を行い、温度欠損反応度および核分裂 Pu の個数密度を各燃焼ステップ について計算し、それらの関係を調べた。さらに、セル燃焼計算で得られた各燃焼ステップ る核種の個数密度のうち、核分裂性 Pu の個数密度をゼロに設定したブランチオフ計算を行い、 温度欠損反応度を各燃焼ステップについて求めた。計算は格子燃焼計算コード SRAC/PIJ⁴⁴⁾を 用いて行った。Fig. 4-3 に示すように、通常のセル燃焼計算では、温度欠損反応度が燃焼に伴 い 6.5%Δk/k から 3.6%Δk/k に低下するのに対し、核分裂性 Pu の個数密度をゼロに設定したブ ランチオフ計算では、温度欠損反応度は約 6%Δk/k で燃焼に対してほぼ一定である。これらの 差は、核分裂性 Pu の有無によるものであることから、燃焼に伴う温度欠損反応度の低下が、 主に核分裂性 Pu の蓄積に起因することが解析的に確認できた。Fig. 4-3 の実線は下に凸の形で あることから、温度欠損反応度の低下率は、燃焼に伴い減少する。これは Fig. 4-4 の実線で示 すように、核分裂性 Pu のインベントリの増加率が燃焼に伴い減少するためである。

4.3.2 棒状可燃性毒物の有効性

棒状 BP の有効性の確認は、定格運転時の制御棒位置が燃焼期間にわたり 2320 mm 以上に保 たれることの確認によって行った。定格運転時の制御棒位置は、90 EFPD から 300 EFPD の期 間は測定されているが、0 EFPD~90 EFPD、および 300~660 EFPD の期間は測定値がない。よ って、制御棒位置の確認は、測定値がある 90~300 EFPD と、測定値がないそれ以外の燃焼期 間に分けて行った。測定値がない燃焼期間については、90~300 EFPD の測定値を用いて解析 的に検討した。

(1) 90~300 EFPD

90~300 EFPD における制御棒位置は測定値があり、Fig. 4-2 に示すように制御棒位置は 2320 mm 以上に保たれている。

(2) 300~660 EFPD

90~150 EFPD における制御棒位置の測定値を Fig. 4-5 に示すように線形外挿すると、660 EFPD での制御棒位置は 2338 mm となる。第 4.3.1 項で述べたように、制御棒の炉心への挿入 量が燃焼に伴い増加しているのは、温度欠損反応度の低下を補償するためである。また、温度 欠損反応度の燃焼に伴う低下は、核分裂性 Pu の蓄積に起因する。核分裂性 Pu の蓄積量の増加 率は、燃焼に伴い減少する (Fig. 4-4) ので、温度欠損反応度の低下率も燃焼に伴い減少する。これに伴い、制御棒の炉心への挿入量の増加率も燃焼とともに減少する。すなわち、制御棒位 置の下降率は燃焼に伴い低下すると予測される。

Fig. 4-2 に示すように、200 EFPD 以降において、制御棒位置の下降率が燃焼に伴い緩やかに なることが観測されており、上記の予測の妥当であることを示している。したがって、660 EFPD での制御棒位置は 2338 mm 以上であり、300~660 EFPD での制御棒位置は、2320 mm 以上に保 たれる。

(3) 0~90 EFPD

0 EFPD から 90 EFPD まで定格出力運転を行った場合、核分裂性 Pu のインベントリは燃焼に 伴い増加するため、温度欠損反応度も燃焼に伴い増加する。したがって、0 EFPD から 90 EFPD の期間における制御棒位置は、90 EFPD における制御棒位置より高く、2320 mm 以上に保たれ る。

上述の(1)、(2)および(3)より、定格運転時の制御棒位置は、燃焼期間 660 EFPD にわたって 2320 mm 以上に保たれ、過剰反応度が設計通りに小さく保たれることが確認できた。これによって、ブロック型高温ガス炉の反応度制御における棒状 BP の有効性を、実機の高温ガス炉で ある HTTR の測定値により確認することができた。

4.4 まとめ

ブロック型高温ガス炉の核設計においては、燃料温度が熱的制限値を超えないようにするために、定格運転時における制御棒の炉心への挿入量を燃焼期間にわたり小さく保つこと、すなわち過剰反応度を小さく保つ必要がある。これを可能にする方法として、BPを炉心に装荷する方法があるが、その有効性の確認は、燃焼に伴う過剰反応度の変化を表す実機の測定値が十分に無かったため、これまで行われていなかった。

HTTR では棒状 BP を用いて定格運転時の過剰反応度を燃焼期間にわたり小さく保つことが 図られている。HTTR は燃焼中期に達し、燃焼に伴う過剰反応度の変化を表すデータが測定さ れた。そこで、ブロック型高温ガス炉の反応度制御における棒状 BP の有効性の確認を、HTTR の測定値を用いて行った。その結果、これまでに取得した制御棒位置の測定値を用い、HTTR の燃焼期間 660 EFPD にわたり、設計通りに過剰反応度が小さく保たれることを確認した。こ れにより、ブロック型高温ガス炉の反応度制御における棒状 BP の有効性を、実機の高温ガス 炉である HTTR の測定値により確認することができた。

定格運転時の制御棒位置は燃焼に伴い低くなるの対して、ゼロ出力時の制御棒位置は燃焼に 対してほぼ一定であり、異なる変化の傾向が測定された。この原因が、U燃料の燃焼に伴う核 分裂性 Pu (²³⁹Pu と²⁴¹Pu)の蓄積によることを解析的に確認した。

Table 4-1 Reactivity control system					
	HTGR		LWR		
	Block-type	Pebble bed-type	PWR	BWR	
Dynamic system	Control rod	Control rod	Control rod	Control rod	
<i>y</i>		Fuel pebble	Chemical shim	Recirculation flow	
Static system	BP	_	BP	BP	

Table 4-1 Rea	ctivity control	l system
---------------	-----------------	----------



Fig. 4-1 Changes in excess reactivity of HTTR in rated power operation ¹⁴⁾





Change in CRs positions with burnup

Fig. 4-2 Changes of CR position with burn-up in rated power and zero power



Fig. 4-3 Changes of temperature reactivity defect with burn-up



Fig. 4-4 Changes of fissile plutonium (239 Pu + 241 Pu) with burn-up



Fig. 4-5 CR position at EOL (End of Life) by linear extrapolation

5. 核特性解析手法の改良-その1

- セルモデルの改良-

5.1 はじめに

原子炉の核設計では、炉心の中性子の挙動を表す中性子輸送方程式を解いて、制御棒価値お よび反応度温度係数等の核特性を把握する。この計算を核計算と言い、一般的に、核計算コー ドを用いて行われる。核計算コードとしては、中性子輸送方程式を拡散理論に基づいて解く拡 散計算コード、および確率論に基づいて解くモンテカルロ計算コードが世界で広く用いられて いる。拡散計算コードは、中性子輸送方程式に拡散近似を適用した中性子拡散方程式を解く。 一方、モンテカルロ計算コードは中性子輸送方程式をほぼ近似なしに解くが、精度の高い計算 結果を得るためには統計精度を上げる必要があり多くの計算時間を必要とする。したがって、 拡散計算コードはモンテカルロ計算コードに比べて計算精度は劣る傾向にあるが、計算に要す る時間を短くできる特長を持つ。現状では、原子炉の核設計は、拡散計算コードを用いて行う のが一般的であり、原子力機構が計画している小型高温ガス炉の概念設計¹¹⁾においても、主 に拡散計算コードを用いて行い、参照解用としてモンテカルロ計算コードを用いる予定である。

拡散計算コードによる炉心計算では、炉心空間を各領域に分割・均質化するとともに、中性 子エネルギー領域も分割・均一化する。この時、分割・均一化されたエネルギー領域のことを エネルギー群と呼ぶ。拡散計算コードは、分割・均質化した領域のマクロ断面積を中性子スペ クトルで重み付けし、数群のエネルギー群に縮約した断面積(少数群断面積)を用いて中性子 拡散方程式を解く。ここで、断面積の縮約に用いる中性子スペクトルは、炉心の中性子スペク トルであるべきだが、核設計を実施する時点で未知であるため、実際には炉心の中性子スペク トルの近似値を用いて断面積の縮約を行う。この中性子スペクトルの近似値は、セル計算を行 って計算する。セル計算では中性子スペクトルの近似値を用いた断面積の縮約までを行うこと が一般的である。

上述のように、拡散計算コードを用いた炉心計算では、少数群断面積の作成とそれを用いた 炉心計算の二段階で行われる。セル計算を行って算出される中性子スペクトルは、セルモデル に大きく依存し、作成する少数群断面積を通して炉心計算結果に影響を及ぼす。そのため、核 計算を精度良く行うためには、炉心の中性子スペクトルを反映した適切なセルモデルを用いて 少数群断面積を作成することが重要である。しかしながら、拡散計算コードを用いた高温ガス 炉の炉心計算において、セルモデルの妥当性について定量的な評価がこれまで行われていなか った。また、拡散計算コードを用いた HTTR¹⁴⁾の炉心計算において少数群断面積の作成に用い られたピンセルモデル(一本の燃料棒とその周り減速材で構成されるモデル)には、中性子ス ペクトルの妥当性の観点から改良の余地があることが指摘されていた⁴⁵⁾。そこで、高温ガス炉 の核計算の精度向上を目的として、HTTRのセルモデルを改良した。

5.2 セルモデルの改良

5.2.1 改良方法

HTTR 燃料ブロックの断面図を Fig. 5-1 に示す。HTTR 燃料ブロックの外周部には、減速材(黒 鉛)が偏在する。従来の拡散計算コードを用いた HTTR の炉心計算では、少数群断面積を作成 するセル計算には、ピンセルモデル (Fig. 5-2)が用いられており、セルの外径は HTTR の燃料 ブロックの隣接する燃料棒間隔に基づいて設定されていた。ピンセル計算は、一本の燃料棒と それを取り囲む減速材が無限に配列する体系を仮定するので、燃料ブロックの外周部に偏在す る黒鉛による中性子の減速を適切に取り扱うことは難しい。そこで、従来のピンセルモデルに 替えて、燃料ブロックをセル単位とするブロックセルモデル (Fig. 5-3)を用いることを検討し た。ブロックセルモデルを用いた計算では、ブロック外周部に偏在する黒鉛による中性子の減 速効果を適切に取り扱うことができるため、従来のピンセル計算に比べて、より適切な中性子 スペクトルを用いた少数群断面積の作成が可能になると考えられる。

5.2.2 妥当性の検討

従来のピンセルモデルに替えてブロックセルモデルを用いることによる中性子スペクトルの 改善を定量的に評価し、セルモデルの改良方法の妥当性を検討した。具体的には、ブロックセ ルモデルおよびピンセルモデルを用いたセル計算を行って得られる中性子スペクトルを炉心の 中性子スペクトルと比較して、誤差を定量的に評価した。炉心の中性子スペクトルの測定は、 現実的には困難なので、連続エネルギーモンテカルロコード MVP³¹⁾ による全炉心計算の結果 を参照解として用いた。中性子スペクトルの誤差の定量的な評価は、高温ガス炉を含む熱中性 子炉の核計算において重要なパラメータの一つであるマックスウェルピークの高さについて行 うとともに、中性子スペクトル全体(全エネルギー領域)についても高速群熱群比を用いて行 った。

炉心の中性子スペクトルは炉心領域で異なるので、中性子スペクトルの誤差の評価は炉心全体にわたり行う必要がある。本検討では、炉心の燃料領域を燃料ブロックの単位で分割し、炉心を構成する 150 体の燃料ブロック(150 の燃料領域)について中性子スペクトルの誤差を評価することとした。150 の燃料領域は、炉内配置の対称性を考慮すると、炉心径方向に4 領域、軸方向に5 領域の計 20 領域に縮約できる。さらに、この 20 領域の中で中性子スペクトルの誤差が最も小さい領域、および最も大きい領域について中性子スペクトルを比較して誤差を評価することで、それ以外の領域における中性子スペクトルの誤差は定量的に把握できる。そこで、中性子スペクトルの比較を行う燃料領域を決めるために、炉心の中性子スペクトルとブロックセル計算を行って得られる中性子スペクトルの定性的な関係を、減速材燃料体積比(Vm/Vf)を用いて検討した。

実際の炉心のある燃料ブロックにおける中性子スペクトルを検討する場合、それを取り囲む 領域も中性子の減速に寄与する。したがって、ブロックセルモデルのVm/Vfは、モデルの減速 材部と燃料部の面積比で一義的に決まるが、実際の炉心の燃料ブロックのVm/Vfは、それを取 り囲む領域も考慮した実効的な値としてここでは定義する。ブロックセル計算は、燃料ブロッ クが無限に繰り返して配列する体系について中性子スペクトルを計算するが、実際の炉心の燃 料ブロックは、燃料ブロックの他に反射体ブロック等の燃料を含まないブロック(反射体ブロック等)とも隣接するので、ブロックセルモデルのVm/Vfは、実際の炉心の燃料ブロックのVm/Vf に比べて小さい。そのため、ブロックセル計算の中性子スペクトルは、実際の炉心の燃料ブロックの ックの中性子スペクトルに比べて硬く評価される。

ブロックセルモデルと実際の炉心の燃料ブロックの間で V_m/V_fの差異が小さい場合は、中性 子スペクトルの差異も小さく、反対に V_m/V_fの差異が大きい場合は、中性子スペクトルの差異 も大きい。V_m/V_fの差異が最も小さい燃料ブロックは、周りを取り囲む燃料ブロックの数が最 も多い領域であり、燃料領域1の上から3段目 (F1-3、Fig. 5-4参照) がそれに相当する。V_m/V_f の差異が最も大きい燃料ブロックは、周りを取り囲む燃料ブロックの数が最も少ない領域で、 燃料領域4の上から1段目 (F4-1、Fig. 5-4参照)、または燃料領域4の上から5段目 (F4-5、 Fig. 5-4参照) がこれに相当する。中性子スペクトルの比較は、これらの燃料ブロックについて 行うこととし、燃料ブロック F4-1 および F4-5 については、どちらがブロックセル計算の中性 子スペクトルの差異が大きいか判断が難しいので、両者を比較の対象とした。

5.2.3 計算条件

これまで、拡散計算コードを用いた HTTR の炉心計算は、高温ガス炉核特性解析コードシス テム⁴³⁾を用いて行われてきた。高温ガス炉核特性解析コードシステムは、衝突確率法に基づく 一次元格子燃焼計算コード DELIGHT、二次元 Sn 輸送計算コード TWOTRAN および多次元拡 散計算コード CITATION で構成されている。燃料ブロックの少数群断面積の作成は DELIGHT によるピンセル計算を行って作成された。DELIGHT は、仕様上、ブロックセルモデルを取り 扱うことができないので、その取り扱いが可能な格子燃焼計算コード SRAC/PIJ を用いること とした。SRAC/PIJ は、SRAC コードシステム⁴⁴⁾ に梱包されている衝突確率法に基づく計算コ ードである。SRAC コードシステムには、この他に TWOTRAN コード、CITATION コード等が 梱包されており、国内で広く用いられている。

中性子スペクトルの参照解とセル計算結果を比較するために、燃料ブロック F1-3、F4-1 および F4-5 のブロックセルモデルとピンセルモデルを作成し、SRAC/PIJ で中性子エネルギー107 群のブロックセル計算およびピンセル計算をそれぞれ行い、中性子スペクトルを求めた。セルモデルの作成には、実際の燃料ブロックの形状および組成データを用いた。ただし、燃料ブロックに装荷される BP については、BP の中性子の減速効果への寄与は小さいと考えられることから、モデル化しないこととした。体系の温度は 296 K で均一とし、被覆燃料粒子に起因する二重非均質効果は、SRAC に実装されている二重非均質問題の制御オプションを用いて考慮した。

HTTR 炉心の中性子スペクトルの参照解を計算するために、MVP コードを用いた HTTR の全 炉心計算を行った。HTTR の全炉心モデルの F1-3、F4-1 および F4-5 にタリー領域を設定し、 各領域の中性子スペクトルの計算結果がそれぞれ出力されるようにするとともに、出力される 中性子スペクトルのエネルギー群構造が、SRAC の 107 群のエネルギー群構造と同じになるよ うにした。全炉心モデルの幾何形状は燃料コンパクトまで詳細にモデル化し、炉心の温度は 296 K で均一とした。被覆燃料粒子に起因する二重非均質効果は、MVP に実装されている確率的形 状モデル³²⁾を用いて考慮した。BPのモデル化については、セル計算の場合と同じ理由により、 行わないこととした。

5.3 結果

燃料ブロック F1-3 についてセル計算を行い得られた中性子スペクトル、およびその参照解で ある MVP の計算結果を Fig. 5-5 に示す。マックスウェルピークの比較については、ピンセル計 算の結果は参照解を 35%過小評価するのに対し、ブロックセル計算の結果は 10%の過小評価に 留まる。熱群高速群比については、参照解が 0.45:0.55 であるのに対し、ブロックセルおよびピ ンセルの計算結果は、それぞれ 0.47:0.53 および 0.55:0.45 である (Table 5-1)。従来のピンセル モデルをブロックセルモデルに換えることで、中性子スペクトルのマックスウェルピークの参 照解とセル計算の差異は、35%から 10%へと大きく改善されるとともに、熱群高速群比につい ても 10%から 2%へと大きく改善される。

燃料ブロック F4-1 および F4-5 についてセル計算を行い得られた中性子スペクトル、および それらの参照解をそれぞれ Fig. 5-6 および Fig. 5-7 に示す。マックスウェルピークの比較につい ては、F4-1 および F4-5 のピンセル計算の結果は、それらの参照解をそれぞれ 53%および 49% 過小評価するのに対し、ブロックセル計算の結果は、それぞれ 27%および 26%に留まる。F4-1 の熱群高速群比については、参照解が 0.54:0.46 であるのに対し、ブロックセルおよびピンセル の計算結果は、それぞれ 0.57:0.43 および 0.66:0.34 である (Table 5-1)。F4-5 の熱群高速群比に ついては、参照解が 0.42:0.58 であるのに対し、ブロックセルおよびピンセルの計算結果は、そ れぞれ 0.47:0.53 および 0.57:0.43 である (Table 5-1)。参照解とセル計算の差異は、マックスウ ェルピークについては F4-1 が F4-5 より 4%大きく、熱群高速群比については F4-5 が F4-1 より 3%大きい。従来のピンセルモデルをブロックセルモデルに換えることで、F4-1 のマックスウェ ルピークの参照解とセル計算の差異は 53%から 27%に改善され、F4-5 の熱群高速群比について は 15%から 5%に大きく改善される。

以上より、炉心の全領域について、従来のピンセルモデルを用いる場合には、中性子スペクトルのマックスウェルピークに関しては35%から53%の誤差の範囲で過小評価されるが、ブロックセルモデルを用いる場合では、10%から27%の誤差の範囲に収まり計算精度が大きく改善される。また、熱群高速群比についても、従来のピンセルモデルは10%から15%の範囲で誤差が生じるが、ブロックセルでは誤差は3%から5%の範囲に収まり計算精度が大きく改善される。

従来のピンセルモデルに替わりブロックセルモデルを用いることで、炉心の全領域において、 少数群断面積の作成に用いる中性子スペクトルが大きく改善されることを定量的に確認し、モ デルの改良の妥当性を確認した。ブロックセルを用いることで、作成する少数群断面積の精度 が高まり、これによって、拡散計算コードを用いた高温ガス炉の核計算の精度向上が期待でき るようになった。

5.4 まとめ

高温ガス炉の核計算の精度向上を目的として、HTTR を対象としたセルモデルの改良、およびその妥当性の確認を行った。

セル計算において、燃料ブロックの外周部に偏在する黒鉛による中性子の減速効果をより適 切に考慮できるように、従来のピンセルモデルの替わりにブロックセルモデルを検討した。改 良の妥当性は、MVP コードによる全炉心計算を行って得られた炉心の中性子スペクトルを参照 解とし、セル計算結果との比較により行った。中性子スペクトルの比較は、参照解とセル計算 結果との差異が定性的に最小となる燃料ブロックと最大となる燃料ブロックにおける、マック スウェルピークおよび熱群高速群比について行った。中性子スペクトルのマックスウェルピー クについては、従来のピンセルモデルでは35%から53%の範囲で誤差が生じるが、ブロックセ ルモデルを用いることで誤差は10%から27%の範囲に収まり大きく改善されることを示した。 熱群高速群比についても、従来のピンセルモデルでは10%から15%の範囲で誤差が生じるが、 ブロックセルを用いることで誤差は3%から5%の範囲に収まり大きく改善されることを示した。 以上より、従来のピンセルモデルに替わってブロックセルモデルを用いることで、炉心の全領 域について、少数群断面積の作成に用いる中性子スペクトルの推算精度が改善されることを定 量的に確認し、セルモデルの改良の妥当性を確認できた。ブロックセルを用いることで、少数 群断面積の精度が改善され、拡散計算コードを用いた高温ガス炉の核計算の精度向上が期待で きるようになった。

	Reference	Block cell	Pin cell	
F1-3	0.45 : 0.55	0.47 : 0.53	0.55 : 0.45	
F4-1	0.54 : 0.46	0.57 : 0.43	0.66 : 0.34	
F4-5	0.42 : 0.58	0.47 : 0.53	0.57 : 0.43	

Table 5-1 Thermal-to-fast flux ratio



Fig. 5-1 Cross sectional view of fuel block and hypothetical hexagonal cells whose width is the same as fuel rod pitch



Fig. 5-2 Pin-cell model



Fig. 5-3 Block-cell model with 31 pins



Fig. 5-4 Alignment of fuel block



Fig. 5-5 Comparison of neutron spectra for F1-3



Fig. 5-6 Comparison of neutron spectra for F4-1



Fig. 5-7 Comparison of neutron spectra for F4-5

6. 核特性解析手法の改良-その2

ー炉心燃焼計算手法の検討ー

6.1 はじめに

HTTR¹⁴⁾のようなブロック型高温ガス炉では、定格運転時において制御棒の炉心への挿入量 が大きくなると炉心の出力分布が大きく歪み、その結果、燃料温度が制限値を超え、被覆燃料 粒子の被覆層が破損して FP 閉じ込め機能が損なわれる。そのため、定格運転時において、制 御棒の炉心への挿入量を燃焼期間にわたり小さく保つこと、すなわち、過剰反応度を燃焼期間 にわたり小さく保つことが必要であり、高温ガス炉の核設計を行う上で最も重要な課題の一つ である。したがって、高温ガス炉の核設計に用いる炉心燃焼計算手法は、過剰反応度の燃焼に 伴う変化を精度良く解析できることが必要とされる。

高温ガス炉の炉心燃焼計算手法の妥当性の検討は、検討に必要な過剰反応度に関する燃焼デ ータが十分に無かったこともあり、これまで行われていなかった。HTTRの運転は燃焼中期に 達し、その燃焼データを用いた炉心燃焼計算手法の妥当性の検討が可能となった。そこで、本 研究で行った核データライブラリの適用性およびセル計算モデルの改良についての検討結果を 反映させた炉心燃焼計算手法について、HTTRの燃焼データを用いて妥当性を検討した。

6.2 検討方法

第 6.1 節で述べたように、高温ガス炉の核設計に用いる炉心燃焼計算手法は、定格運転時の 燃焼に伴う過剰反応度の変化を精度良く解析できることが特に重要である。また、定格運転時 における高温ガス炉は他の炉型(軽水炉等)に比べて炉内の温度が高いため中性子のマックス ウェルピークが高エネルギー側にシフトしており、その核特性は熱領域にある Pu の共鳴の影 響を受けやすい。そのため、高温ガス炉の核設計においては、Pu の影響を適切に取り扱うこと が特に重要である。そこで、炉心燃焼計算手法の妥当性の検討は、①定格運転時の過剰反応度 の計算精度、および②Pu の影響の適切な取り扱いに着目して行った。

HTTR では、定格運転時の過剰反応度は直接測定できないが、過剰反応度の指標となる制御 棒位置が測定されており、これを用いて定格運転時の過剰反応度の計算精度を確認できる。ま た、HTTR では、定格運転を行う前にゼロ出力での臨界制御棒位置が測定されているが、燃焼 に伴う制御棒位置の変化について、ゼロ出力時と定格運転時で異なる傾向が観測されている。 これは、定格出力時の炉心温度は定格出力時に比べて 700℃ 以上高いので、熱領域にある Pu の共鳴の影響が大きいことに起因するものである。そこで、炉心燃焼計算における Pu の適切 な取扱いの確認は、燃焼に伴う制御棒位置の変化の傾向を、定格出力時およびゼロ出力時につ いてそれぞれ計算で再現できることをもって行った。

HTTR の制御棒は炉心上部から炉心に挿入される。制御棒位置は燃料領域の下端から制御棒の先端までの距離で定義され、全挿入時の制御棒位置は0 mm であり、全引き抜き時の制御棒

位置は約4000 mm である。通常運転時の反応度制御に用いられる C 制御棒 (C-CR)、R1 制御 棒 (R1-CR) および R2 制御棒 (R2-CR) は、炉心の径方向の出力分布の歪みを抑えるために、 それらの制御棒位置が 10 mm の範囲で同じになるように制御されている。また、R3 制御棒 (R3-CR) は、通常運転時は全引き抜き状態とされ、反応度制御には用いられない (スクラム 時に用いられる)。そこで、制御棒位置の比較は、C 制御棒、R1 制御棒および R2 制御棒の制御 棒位置の測定値から算出した平均制御棒位置(以下、制御棒位置と言う。)をもって計算値を比 較した。

6.3 炉心燃焼計算手法

HTTR の炉心燃焼計算の流れを Fig. 6-1 に示す。炉心燃焼計算は二段階で行われる。まず、 改造した SRAC/PIJ⁴⁴⁾(第6.4節参照)によりセル燃焼計算を行って、炉心を構成する各ブロッ ク(燃料ブロック、制御棒案内ブロック、反射体ブロック、照射ブロック)の少数群断面積を 作成する。次に、作成した少数群断面積と全炉心モデルを用い、SRAC/COREBN⁴⁴⁾により炉心 燃焼計算を行って、制御棒位置の解析に必要な実効増倍率を算出する。

6.3.1 セル燃焼計算

定格運転時の炉心の温度条件を反映したセル燃焼計算を行い、炉心燃焼計算に用いる燃料ブ ロックの少数群断面積を作成した。燃料ブロックの少数群断面積は、Fig. 6-2 に示すように BP を含む領域と含まない領域の2領域に分けて作成した。ゼロ出力時の少数群断面積は、定格運 転時のセル燃焼計算で算出される各核種の原子個数密度を用い、ゼロ出力時の炉心の温度条件 を反映したセル計算(ブランチオフ計算)を行って作成した。これらの計算は、燃料ブロック を単位セルとするブロックセルモデル(Fig. 5-3)を用いて行った。燃料および BP は燃焼物質 とし、被覆燃料粒子に起因する二重非均質効果は、SRAC に実装されている二重非均質問題の 制御オプションを用いて考慮した。核データには JENDL-3.3²¹⁾を用いた。

燃料以外のブロックについては、各ブロックを単位セルとするブロックセルモデルを用いた セル計算を行って少数群断面積を作成した。制御棒案内ブロックについては、制御棒の中性子 吸収材の個数密度が十分大きいことから非燃焼物質として取り扱い、Fig. 6-2 に示すように制御 棒を含む領域と含まない領域の2領域に分けて少数群断面積を作成した。反射体ブロックと照 射ブロックについては、1領域の少数群断面積をそれぞれ作成した。燃料ブロックの場合と同 様に、定格運転時およびゼロ出力時の温度条件を反映した少数群断面積をそれぞれ作成し、核 データには JENDL-3.3 を用いた。

6.3.2 炉心燃焼計算

炉心燃焼計算に用いる全炉心モデルは3次元三角メッシュを用いて作成し、炉心を構成する 各ブロック(燃料ブロック等)を径方向については24メッシュ(Fig. 6-3)、軸方向については 14メッシュに分割した(Fig. 6-4)。炉心温度を定格運転条件に設定した炉心燃焼計算を行った。 各燃焼ステップにおいて、実効増倍率の計算値が1より僅かに大きくなるように制御棒位置を
設定した計算、および実効増倍率が1より僅かに小さくなるように制御棒位置を設定した計算 をそれぞれ行った。得られた実効増倍率の計算値と制御棒位置の設定値について線形内挿を行 って、実効増倍率が1になる制御棒位置を定格運転時の制御棒位置として算出した。炉心燃焼 計算では、HTTRの制御棒の操作方法に合わせてR3制御棒は全引き状態に設定するとともに、 C制御棒、R1制御棒、およびR2制御棒は同じ制御棒位置に設定して計算を行った。各燃焼ス テップにおいて、定格運転条件の炉心燃焼計算で算出される炉心各領域の燃料組成、およびゼ 口出力時の少数群断面積を用いた炉心計算(ブランチオフ計算)を行い、定格運転時の場合と 同様の方法でゼロ出力時の制御棒位置を算出した。

6.4 SRAC/PIJの改造

6.4.1 二重非均質性の取り扱い時の制約

軽水炉等、原子炉の燃料要素(燃料棒)は一般的に均質であるのに対し、高温ガス炉の燃料 棒は、燃料コンパクトが被覆燃料粒子と黒鉛マトリックスから構成されるため非均質である (Fig. 1-9)。よって、高温ガス炉は軽水炉等と同様に燃料集合体(高温ガス炉の場合は燃料ブ ロック)レベルでの非均質性を持つことに加えて、燃料棒レベルでも非均質性を持つ。これら 2 つの非均質性を二重非均質性と言い、それが核特性に及ぼす効果を二重非均質効果と言う。 核計算における二重非均質性の取り扱いは高温ガス炉特有の問題であり、核計算を精度良く行 う上で特に重要である。

少数群断面積の作成に用いる格子燃焼計算コード SRAC/PIJ には、二重非均質性を取り扱う ための計算オプションが実装されている。しかし、燃焼計算を行う場合は二重非均質性計算オ プションを使うことができない制約があり、二重非均質性を考慮した燃焼依存の少数群断面積 の作成ができなかった。そこで、この問題を解決するために SRAC/PIJ の改造を行った。

6.4.2 改造方法

SRAC/PIJによる二重非均質性計算オプションを用いたセル計算は、均質化領域の原子個数密度(燃料コンパクトレベルでの原子個数密度)、および微視的非均質格子領域の原子個数密度(被 覆燃料粒子の燃料核レベルでの原子個数密度)の2種類の原子個数密度を用いて行われる。し たがって、二重非均質性計算オプションを用いたセル燃焼計算では、ある任意の燃焼ステップ における原子個数密度の変化が、次の燃焼ステップのセル計算で用いる均質化領域および微視 的非均質格子領域の両方の原子個数密度に反映される必要がある。従来の SRAC/PIJ では、微 視的非均質格子領域の原子個数密度に燃焼に伴う個数密度の変化が反映されていなかった。そ こで、燃焼に伴う原子個数密度の変化を、微視的非均質格子領域にも反映するように、以下の 考え方に基づいて改造した。

(a) SRAC/PIJの入力でユーザーが設定する原子個数密度を用いて、燃焼度ゼロでの微視的 非均質格子領域と均質化領域の燃焼核種の原子個数密度比を算出する。

$$R_m^n = \frac{N_{0,m}^n}{N_{0,n}^n}$$

R_m: 燃焼度ゼロでの微視的格子領域と均質化領域の燃焼核種の原子個数密度比
N_{0,m}: 燃焼核種nの燃焼度ゼロでの微視的非均質格子領域の原子個数密度
N_{0,k}: 燃焼核種nの燃焼度ゼロでの均質化領域の原子個数密度

(b) 燃焼計算で得られる均質化領域の燃焼後の原子個数密度と、(a)で算出した燃焼核種の 原子個数密度の比を用いて、次の燃焼ステップで用いる微視的非均質格子の原子個数 密度を算出する。

 $N_{i,m}^n = N_{i,h}^n \times R_m^n$

Nⁿ_{im}:燃焼核種nの燃焼ステップiでの均質化領域の原子個数密度

N"_i: 燃焼核種nの燃焼ステップiでの微視的格子領域の原子個数密度

燃焼初期に存在しない燃焼核種(FPやアクチニド)については、微視的非均質格子領域毎に 存在する核分裂性核種のうち、個数密度が最も多い核種のRⁿ 値を用いることとした。また、毒 物の燃焼により生成され、燃焼初期に存在しない核種については、微視的非均質格子領域毎に 存在する毒物核種のうち個数密度が最も多い核種のRⁿ 値を用いることとした。

改造した SRAC/PIJ コードのソースファイルを、PC-LINUX 上で GNU-FORTRAN g77 を用い コンパイル・リンクして実行モジュールを作成した。

6.5 結果

HTTR の定格運転時およびゼロ出力時における制御棒位置の燃焼に伴う変化を Fig. 6-5 に示 す。定格運転時の制御棒位置の測定値については、HTTR が初めて 100%出力(30 MWt)に到 達した 90 EFPD から現在の 300 EFPD までプロットした。

定格運転時の測定値は、制御棒位置は燃焼に伴って低くなり、その変化率は燃焼に伴って小 さくなる傾向を示している。計算値は、測定値が示す燃焼に伴う制御棒位置の変化の傾向を 10 cm(反応度換算で約 1.0%Δk/k)の誤差で再現している。ゼロ出力時の測定値は、制御棒位置が 燃焼に対してほぼ一定で変化しない傾向を示している。計算値は、測定値が示す傾向を 15 cm (反応度換算で約 1.5%Δk/k)の誤差で再現している。計算値は、定格運転時およびゼロ出力時 とも、測定値が示す燃焼に伴う制御棒位置の変化の傾向を再現している。よって、実機の高温 ガス炉である HTTR の燃焼データを用い、炉心燃焼計算手法の有効性を確認することができた。

定格運転時およびゼロ出力時ともに、計算による過剰反応度の過大評価が確認された。本検 討における核計算には JENDL-3.3 を用いたが、JENDL の最新版である JENDL-4.0³⁹⁾を用いる ことで過剰反応度の過大評価が 0.4%Δk/k 程度改善できると考えられる(第3章参照)。

6.6 まとめ

実機の高温ガス炉の測定値を用いた炉心燃焼計算手法の妥当性の検討は、検討に用いる測定 値が十分に無かったこともあり、これまで行われていなかった。原子力機構大洗研究開発セン ターに建設された高温ガス炉 HTTR の運転は燃焼中期に達し、その測定値を用いた炉心燃焼計 算手法の妥当性の検討が可能となった。そこで、HTTR の燃焼データを用いて高温ガス炉の炉 心燃焼計算手法の妥当性を検討した。

炉心燃焼計算手法の妥当性の検討は、①定格運転時の過剰反応度の計算精度、および②Puの 影響の適切な取り扱いに着目し、定格運転時およびゼロ出力時の燃焼に伴う制御棒位置の変化 の傾向について計算値と測定値を比較した。その結果、定格運転時については、測定値は燃焼 に伴って制御棒位置が低くなり、その変化率も小さくなる傾向を示しているが、計算ではこれ を 10 cm (反応度換算で約 1.0%Δk/k)の誤差でよく再現できることを確認した。また、ゼロ出 力時については、測定値は燃焼に対して制御棒位置がほぼ一定で変化しない傾向を示したが、 計算ではこれを 15 cm (反応度換算で約 1.5%Δk/k)の誤差でよく再現できることを確認した。 以上から、実機の高温ガス炉である HTTR の燃焼データを実証値として、炉心燃焼計算手法の 妥当性を確認することができた。

定格運転時およびゼロ出力時ともに、計算による過剰反応度の過大評価が確認された。炉心燃焼計算において、JENDLの最新版であるJENDL-4.0を用いることで、過剰反応度の過大評価について 0.4%Δk/k 程度の改善が期待できる。







Fig. 6-2 Geometry model of core burn-up calculation for HTTR





Fig. 6-4 Mesh in axial direction



Fig. 6-5 Changes of CR position with burn-up in rated power with 30 MWt and zero power

7. 小型高温ガス炉の核設計

7.1 はじめに

近年、高温ガス炉は、その高い熱利用効率および二酸化炭素の排出を伴わない水素製造の熱 源利用等により⁴⁶⁾注目されており、多くの国で設計研究が精力的に行われている^{47,48)}。その 中で、日本では原子力機構が高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)¹⁰⁾および水 素製造とガスタービン発電を行う電力水素併産型高温ガス炉システム(GTHTR300C)¹⁰⁾の設 計研究を行ってきた。GTHTR300および GTHTR300Cは、2040年頃からの商用展開を目指した もので、その核設計においては、燃料の除熱性能の向上を図った一体型燃料棒の採用およびよ り一層の高い安全性を図った環状炉心の採用等、先進的な技術が提案されている。これらのシ ステムとは別に、原子力機構は、実証炉または商用炉初号機としての2020年代の建設を目指し、 熱出力 50 MWt の小型高温ガス炉システム(HTR50S)の概念設計を開始した¹¹⁾。HTR50Sの設 計方針は、建設コストの低減および比較的近い将来における導入を可能とするために、新たな 実証試験等を必要とする先進的な技術はできるだけ用いずに既存のHTTR¹⁴⁾の設計技術をベー スとした点が、GTHTR300および GTHTR300C の設計方針と異なる。

HTTR は、高温ガス炉技術基盤の確立と高度化を目的として原子力機構大洗研究開発センターに建設された日本初の高温ガス炉であるとともに、現時点において世界で唯一稼働中のブロック型高温ガス炉である。HTTR は 1998 年に初臨界達成後、定格運転(原子炉出口冷却材温度 850°C)の出力上昇試験^{15,16)}および高温試験運転(原子炉出口冷却材温度 950°C)の出力上昇 試験^{15,16)}を経て供用運転を開始し、高温ガス炉固有の安全性を確認するための安全性実証試 験等を行っている^{17,18)}。さらに、2010 年には 50 日の全出力連続運転に成功し、安定的に高温 の熱を供給できることを実証した。

HTR50Sの核設計では、HTTRの設計技術をベースとしつつも、燃料濃縮度数の大幅な削減、 出力密度の向上、残存濃縮度の低減等、改良を加えた。また、本設計では、被覆燃料粒子の仕 様はHTTRのものと同じとした。本章では、HTR50SのHTTRからの改良点、炉心概要、核設 計、核特性および燃料温度の解析結果について述べる。

7.2 HTTR からの改良点

HTR50Sの核設計は、HTTRの設計技術をベースとしつつも、いくつかの改良を加えて行った。以下にそれらの概要を述べる。

7.2.1 HTTR の運転を反映した改良

HTTR では炉心最外周に設置された3対の制御棒は、二段階スクラム時にのみ使用し、通常 運転時は全引き抜き状態にして使用しない。二段階スクラムは、制御棒の高温条件下での繰り 返し使用による寿命低下を避けるためのものであるが、HTR50Sの炉心出口温度は、HTTR に 比べて 200°C 程度低いことから、本設計ではスクラム時の二段階挿入を採用しない合理的な仮 定ができる。また、通常運転時においても、HTTR の運転実績から、炉心最外周に 3 対の制御 棒を設置しなくても、十分に安全な運転ができると判断した。そこで、本設計では、HTTR の 炉心最外周に設置された制御棒に相当する箇所は可動反射体とし、HTTR に比べて制御棒を 3 対削減した。

7.2.2 設計上の改良

(1) 炉心性能の向上

HTR50S は、熱出力 50 MWt、出力密度 3.5 MW/m³、運転期間 2 年、平均燃焼度 33 GWd/t で あり、HTTR に比べて、それぞれ、1.7 倍、1.4 倍、1.1 倍、1.5 倍炉心性能を向上させた。一方 で、平均濃縮度は 6.1 wt%であり、HTTR に比べて 0.2 wt%の増加に留めることができた。これ らにより、核分裂性物質当たりのエネルギー発生量は 481.1 GWd/t となり、HTTR の 1.3 倍に向 上した。

(2) 濃縮度数の削減

HTTR の設計では、12 種類の燃料濃縮度を用いて出力分布の最適化が行われた。多数の濃縮 度の燃料の製造は、燃料コストの上昇を招くことから、本設計では、燃料濃縮度数の削減を試 みた。適切な燃料濃縮度の配置と BP の設計により、燃料濃縮度数を 3 種類に大幅に削減する ことができた。

(3) 出力分布最適化のための工夫

炉心の出力分布を、燃料最高温度を最も低く抑えることができる理想的な出力分布曲線に近づけるために、本設計ではレイヤ1の燃料ブロックには BP を装荷せず(HTTR では全燃料ブロックに BP を装荷)、ここでの出力密度を高くする工夫を施した。また、レイヤ1に BP を装荷しないことで、レイヤ1の反応度は BP を装荷する場合に比べて大きくなり、そこでの制御棒価値も大きくなる。その結果、運転中の制御棒の炉心への挿入量が少なくなり、燃料の温度負荷の低減が期待できる。

7.2.3 解析の高度化

炉心計算に用いる少数群断面積の作成において、HTTR の設計では一本の燃料棒とそれを取り囲む減速材を単位セルとしたが、本設計では中性子の減速過程をより正確に取り扱うために 燃料ブロックを単位セルとする改良を行った⁴⁹⁾。

HTTR の設計では、核計算に用いる断面積セットの作成に ENDF/B-III および IV が用いられ たが、これらの核データライブラリは 1970 年代以前に公開されたもので古い。本設計では、よ り新しい知見が反映されている JENDL-3.3 を用いた²²⁾。

7.3 原子炉の概要

HTR50Sの主な仕様を Table 7-1 に示す。HTR50S は、熱出力 50MWt、原子炉入口冷却材温度 325℃、原子炉出口冷却材温度 750℃のブロック型高温ガス炉で、燃焼期間は2年である。

7.3.1 構造

炉心の構造を Fig. 7-1 に示す。炉心は3 種類の六角柱ブロック(燃料ブロック、制御棒案内 ブロック、可動反射体ブロック)を積み上げて構成され、それらは固定反射体で囲まれている。 燃料領域は、30 燃料カラム(燃料ブロックを6 段積み上げたもの)、すなわち 180 体の燃料ブ ロックで構成される。3 種類の六角柱ブロックは高純度黒鉛製で、面間距離 36 mm および高さ 58 mm で同形である。

HTR50Sの炉心の構造は、径方向については、HTTRの照射ブロックおよびR3制御棒案内ブ ロックを可動反射体ブロックにした以外、HTTRと同じである(Fig. 7-2)。軸方向については、 HTTRの燃料領域が5段で構成されているのに対し、HTR50Sは6段で構成される。この炉心 構成は、HTR50Sの平均出力密度をHTTRの約1.7倍とするためには、燃料の除熱の観点から HTTRの1.4倍程度(3.5 MW/m³程度)に抑える必要があること、および燃料の有効利用を目的 とした燃料シャッフリングを将来実施した場合に、都合上段数を偶数にする必要があるためで ある。

7.3.2 燃料

4層のセラミックス被覆によって FP の閉じ込め機能を持つ被覆燃料粒子を用いる。燃料の構成を Fig. 7-3 に示す。被覆燃料粒子は体積充填率 30%で燃料コンパクトに充填される。14 個の燃料コンパクトが黒鉛製スリーブに充填され燃料棒を構成する。33 本の燃料棒が六角柱黒鉛ブロックに施された冷却孔に挿入されて燃料ブロックを構成する。被覆燃料粒子、燃料コンパクト、燃料棒、燃料ブロックの寸法は HTTR と同じである。HTTR の燃料領域は、燃料棒が 31本格納された 31 ピン燃料ブロックと、33 本格納された 33 ピン燃料ブロックで構成されるが、HTR50S の燃料領域は 33 ピン燃料ブロックのみで構成する。

7.3.3 反応度制御システム

通常運転時の反応度制御は、制御棒と BP を用いて行う。制御棒の炉心への挿入量が大きく なると炉内の出力分布が歪み、その結果、燃料温度が熱的制限値(1495°C)を超える可能性が ある。そのため、制御棒の炉心への挿入量を燃焼期間を通してできるだけ少なく保つ必要があ る。そこで、燃焼に伴う反応度変化の補償は、燃焼期間を通して主に BP を用いて行うことと した。

(1) 制御棒

制御棒の挿入位置を Fig. 7-1 に示す。制御棒は、2 本を 1 対として燃料領域に 7 対(14 本)、 可動反射体領域に 6 対(12 本)装荷する。制御棒の中性子吸収体には炭化ホウ素が用いられて いる。制御棒の長さは約 3700 mm で、制御棒案内ブロックに施された縦方向の挿入孔を通して 炉心上部から挿入され、燃料領域の下端部まで挿入される。各制御棒案内ブロックには、3 つの縦方向の孔が施されており、2 つが制御棒用であり、残りの 1 つは後備停止系(Reserved Shutdown System: RSS)用である。

HTTR のスクラムに伴う原子炉停止においては、制御棒の高温における繰り返し使用による 寿命の低下を避けるため、まず可動反射体領域の制御棒を挿入して原子炉を未臨界にし、次い で炉心温度が下がるのを待って、あるいは所定の時間をおいて燃料領域へ制御棒を挿入して低 温で未臨界を維持する二段階挿入方式が採用されている。HTTR の制御棒は、燃料領域に挿入 される C 制御棒および R1 制御棒、可動反射体領域に挿入される R2 制御棒および R3 制御棒で 構成される (Fig. 7-2)。このうち、最外周にある R3 制御棒価値は反応度価値が小さいため、通 常運転時の反応度制御には使用せず、スクラム時の二段階挿入時にのみ使用する。

HTR50S では、C 制御棒、R1 制御棒および R2 制御棒を用いて炉停止余裕を確保しており、 原子炉出口冷却材温度は 750℃ であり HTTR に比べて低い。予備解析の結果から、原子炉出口 冷却材温度が約 600℃ の状態において、R2 制御棒のみで未臨界にできることから、本設計では スクラム時の二段階挿入は採用しないこととした。また、これまでの HTTR の運転実績から、 HTR50S の通常運転時の反応度制御においても R3 制御棒は不要と考えられる。以上より、本設 計においては、HTTR の R3 制御棒に相当する制御棒は設置しないこととし、HTTR に比べて制 御棒を 3 対削減した。更に、HTTR で実施可能な照射試験はないので、HTTR の照射カラムに 相当する箇所は可動反射体とした。

(2) 可燃性毒物

耐熱性と経済性に優れる炭化ホウ素を BP として用いる。炭化ホウ素と黒鉛を円柱状のペレ ットに焼結し、燃料ブロックのダウエルピンの下に施された孔に棒状に装荷する (Fig. 7-4)。 HTTR の場合と同様に、1 燃料ブロックに 2 本の棒状 BP を装荷するが、BP の仕様 (毒物濃度 と直径) は HTTR のものとは異なる。

(3) 後備停止系

制御棒案内ブロックには3つの孔を施し、そのうちの1つを後備停止系用とする。制御棒が 何らかの理由で炉心に挿入できなくなった場合、多数の炭化ホウ素ペレットを、重力により孔 に落下させることで、原子炉を停止することができる。

7.4 核設計

高温ガス炉の核設計における最も重要な課題は、通常運転時における燃料最高温度を熱的制限値(1495°C)以下に抑えるために、出力分布を最適化し、その形を燃焼期間にわたり維持することである。出力分布の最適化は、複数の燃料濃縮度を用いて行い、最適化した出力分布の維持は BP を用いて行うこととした。核設計の手順を Fig. 7-5 に示す。

7.4.1 核計算の方法

核計算の流れを Fig. 7-6 に示す。核計算は二段階に分けて行われる。はじめに、セル燃焼計 算を行って少数群断面積を作成する。次に作成した少数群断面積を用いて炉心燃焼計算を行い、 過剰反応度や出力分布等の核特性値を算出する。

セル燃焼計算は、衝突確率法に基づく SRAC/PIJ コード⁴⁴⁾を改造し、被覆燃料粒子に起因す る二重非均質性を考慮した燃焼計算ができるようにしたものを用いて行った。中性子の減速過 程をより正確に取り扱うために燃料ブロックを単位セルとした⁵⁰⁾。セル燃焼計算に用いる多群 断面積セットは JENDL-3.3²¹⁾ に基づくものを用いた。

炉心燃焼計算は、拡散法に基づく SRAC/COREBN コード⁴⁴⁾を用いて行った。炉心の幾何形 状モデルは、三次元三角メッシュを用いた全炉心モデルとし、燃料ブロック等の各六角柱ブロ ックを径方向については 24 メッシュに分割し (Fig. 7-7)、軸方向については 14 メッシュに分 割した (Fig. 7-8)。炉心燃焼計算は、各燃焼ステップにおいて、制御棒を臨界位置に合わせて 計算を行った。なお、SRAC/COREBN を用いた高温ガス炉の炉心燃焼計算手法の妥当性は HTTR の燃焼データを用いて確認されている⁵⁰⁾。

7.4.2 出力分布の最適化

燃料最高温度を制限値以下に抑えるためには、炉心の出力分布の最適化が必要である。具体 的には、炉心の径方向については出力分布を均一にし、軸方向については冷却材入口側(炉心 上側)で高くなるようにする。これらの出力分布の最適化は、複数の燃料濃縮度を炉心に適切 に配置して行う。

HTTR では、炉心の出力分布の最適化は、12 種類の燃料濃縮度を用いて行われた。しかし、 多数の濃縮度の燃料の製造は、燃料コストの上昇につながる。HTR50S の設計では、燃料コス トを抑制するために、燃料濃縮度数を3種類に大幅に削減して、出力分布の最適化を試みた。 なお、燃料の最大濃縮度は、国内での燃料製造を考慮して、HTTRの設計と同じ10wt%未満と した。

Table 7-2 に燃料濃縮度の配置を示す。燃料領域を軸方向に3分割、径方向に2分割して3種類の燃料濃縮度を配置した。軸方向については、炉心上側に高い燃料濃縮度を配置し、炉心上 側で出力密度が高くなるようにした。径方向については、中性子束が低い炉心外側に高い燃料 濃縮度を配置し、出力密度が均一になるようにした。Fig. 7-1 に示すレイヤ5および6について は、出力密度が低いために径方向の出力分布の最適化の効果は小さいと考え、炉心内側と外側 に同じ燃料濃縮度(最も低い濃縮度)を配置した。

7.4.3 出力分布の維持

炉心に燃料のみを装荷した場合、過剰反応度が大きくなり、それを補償するために制御棒の 炉心への挿入量が大きくなる。制御棒の大きな挿入量は、3 種類の燃料濃縮度を用いて最適化 した出力分布の形を歪め、その結果、燃料最高温度が制限値を超える。そのため、燃焼期間に わたり制御棒の挿入量を小さく保ち、最適化した出力分布の形を維持する必要がある。そこで、 棒状の BP を燃料ブロックに装荷して、過剰反応度を燃焼期間にわたり小さく保つように設計 した。棒状 BP の毒物特性(毒物効果の大きさと持続時間)は、毒物濃度および直径に依存す るので、過剰反応度を燃焼期間に渡り小さく保つためにこれらのパラメータの最適化を図った (Table 7-3)。

燃料最高温度を最も低く抑えることができる理想的な出力分布曲線を Fig. 7-9 に示す。設計 において、出力密度がこの理想曲線に近づくように燃料濃縮度の配置を最適化するが(第7.4.2 項参照)、理想曲線との間にはレイヤ1において大きな差が残る。この差は、主に燃料領域から の中性子の漏れおよび炉心上部に制御棒が設置されていることにより、レイヤ1での中性子束 がレイヤ2に比べて小さくなるためである。この出力密度の差を小さくするためには、レイヤ 1における中性子束を高くする工夫が必要である。そこで、HTR50Sの設計では、レイヤ1に は BP を装荷しないこととした(HTTR の設計では全レイヤ(全燃料ブロック)に BP を装荷し ている)。これにより、レイヤ1の出力密度が理想曲線に近づくとともに、炉心全体の出力密度 についても理想曲線に近づき(Fig. 7-9)、その結果、燃料最高温度の低減が期待できる。

また、レイヤ1に BP を装荷しないことにより、ここでの局所的な反応度は、BP を装荷した 場合に比べて大きくなる。これにより、レイヤ1での制御棒価値が大きくなり制御棒の挿入量 が抑制され、その結果、燃料最高温度の低減が期待できる。

7.4.4 目標値および制限値

過剰反応度および残存ウラン濃縮度について、出力分布の最適化と維持、および燃料の有効 利用の観点から目標値を設定した。炉停止余裕および反応度温度係数につては、炉停止余裕お よび反応度温度係数については、原子炉を安全に運転するために必要な炉型に依存しない一般 的な制限値が設けられている。また、燃料温度については、被覆燃料粒子の健全性を確保する ために高温ガス炉特有の制限値が設けられている。

(1) 核特性値

(1.1) 過剰反応度

過剰反応度の目標値は、制御棒位置を指標として定めた。制御棒位置の目標値は、最適化し た出力分布の燃焼期間にわたる維持、制御棒価値の確保、燃料の有効利用の観点から定めた。 第7.4.3 項で述べたように、制御棒の炉心への挿入量が大きくなると最適化した出力分布の形 が歪み、その結果、燃料最高温度が制限値を超える。そこで、出力分布の維持の観点からは、 制御棒位置を燃焼期間にわたりレイヤ1以上に保つことを目標とした。制御棒が全引き抜きに 近い状態の場合、制御棒と燃料領域の距離が大きいために制御棒の効きが悪くなり、原子炉の 運転に支障を及ぼす可能性が考えられる。そこで、運転時の制御棒価値の確保の観点からは、 制御棒位置を燃焼期間にわたり燃料領域内に保つことを目標とした。また、燃料の有効利用の 観点からは、燃焼末期における過剰反応度をできるだけ小さくすることが望ましいため、燃焼 末期の制御棒位置をできるだけ高くする(制御棒の炉心への挿入量を小さくする)必要がある。 以上より、制御棒位置が燃焼期間にわたりレイヤ1にあり、且つ、燃焼末期(730 EFPD)にお いて燃料領域の上端(レイヤ1の上端)にあることを設計目標とした。

(1.2) 炉停止余裕

HTR50Sの制御棒は、HTTRの設計と同様に、最大反応度価値を持つ1対の制御棒が完全に 引き抜かれて炉心に挿入できない状態で、室温条件下で炉停止余裕が1%Δk/k以上となるよう に設計した。

(1.3) 反応度温度係数

反応度温度係数は、温度上昇時に負の反応度フィードバックが炉心に添加されるよう、燃焼 期間にわたり負の値でなければならない。

(1.4) 残存濃縮度

ウラン資源の有効利用の観点から、燃焼末期での残存濃縮度はできるだけ低いことが望ましい。しかし高温ガス炉は、反応度温度欠損が大きいため、残存濃縮度を軽水炉と同等レベル(約1wt%)に設計することは困難である。本設計では、残存濃縮度の目標値は、GTHTR-300の設計目標値と同じ、軽水炉燃料の新燃料濃縮度4.5wt%以下とした。

(2) 燃料温度

核計算で得られる出力分布および中性子フルエンス分布を用いて算出する燃料最高温度は、 被覆燃料粒子の健全性を確保するために、HTTR の設計と同様に、燃焼期間にわたり制限値 1495℃以下でなければならない。

7.5 解析

7.5.1 核特性值

(1) 過剰反応度

制御棒位置の燃焼変化を Fig. 7-10 に示す。縦軸は制御棒位置を表し、目盛り間隔 58 cm は燃料ブロックの高さと同じである。制御棒が燃料領域下端まで挿入された場合の制御棒位置は 0 cm で、燃料領域上端まで引き抜かれた場合の制御棒位置は 348 cm である。制御棒は、燃焼期間にわたり 290 cm 以上に位置しレイヤ1以上に保持されることから、過剰反応度が小さく抑えられていることを確認した。また、730 EFPD における制御棒位置は 342 cm で、燃料領域上端(348 cm)付近にあることから、過剰反応度を燃焼期間にわたり目標どおりに制御できることを確認した。

(2) 炉停止余裕

ワンロッドスタック時の炉停止余裕を算出するにあたっては、最大反応度価値を持つ制御棒 を特定する必要がある。炉心温度 300 K、全制御棒が全挿入の状態の過剰反応度と、その状態 から調べる対象の制御棒1対を全引き抜きした過剰反応度の差を算出し、C 制御棒、R1 制御棒 および R2 制御棒の反応度価値を調べた。その結果、反応度価値が最も大きい制御棒は R1 制御 棒であることが分かった。

ワンロッドスタック時の炉停止余裕の計算条件を以下に示す。計算の結果、ワンロッドスタ ック時の炉停止余裕は20.0%Ak/k であり、1%Ak/k 以上を確保できることを確認した。

- (a) R1 制御棒 1 対を全引き抜き
- (b) その他制御棒は(C制御棒1対、R1制御棒5対、R2制御棒6対)全挿入
- (c) 炉心温度は 300 K 均一

(3) 反応度温度係数

以下の式(7-1)を用いて基準状態から*ΔT*を+60 K および-60 K とした場合の平均値を反応度温 度係数と定義した。燃料温度係数は、50 MWt 出力の温度条件から燃料コンパクトの温度を*ΔT* 変化させて算出した。減速材温度係数の算出は、黒鉛スリーブおよび黒鉛ブロック等、固定反 射体を除く黒鉛の温度を*ΔT*変化させて算出した。

$$TC = \frac{\rho_1 - \rho_0}{\Delta T} \tag{7-1}$$

TC: 反応度温度係数

- ρ₀: 温度を変化させる前の過剰反応度
- ρ_{l} : 温度を ΔT 変化させた後の過剰反応度

反応度温度係数の計算結果を Fig. 7-11 に示す。燃料温度係数は、燃焼期間にわたりほぼ一定 で負に保たれる。減速材温度係数は、燃焼初期から中期にかけて燃焼とともに負の絶対値が小 さくなるが、燃焼中期以降はほぼ一定で燃焼期間にわたり負に保たれる。以上より、全温度係 数は燃焼期間にわたり負の値に保たれることを確認した。

減速材温度係数の負の絶対値が燃焼初期から中期にかけて減少するのは、燃焼に伴うプルト ニウムの蓄積に起因するものである⁵⁰⁾。核分裂性核種である²³⁹Puと²⁴¹Puの核分裂断面積の共 鳴が低エネルギー領域に存在するため、減速材温度の上昇により核分裂反応率が増加し、温度 係数の負の絶対値が減少する。

(4) 残存濃縮度

730 EFPD での残存濃縮度を Table 7-4 に示す。残存濃縮度の炉心平均値は 3.4 wt%であり、目標どおり 4.5 wt%以下になることを確認した。

Table 7-4 に示すように、残存濃縮度の最大値は 6.4 wt%であり比較的高い。ウラン資源の有

効利用の観点からは、より一層の残存濃縮度の低減が望ましい。これを可能とする方法として、 高燃焼度燃料の利用と軸方向の燃料シャッフリングによる燃料の高燃焼度化が挙げられ、 今後 検討を進める予定である。

7.5.2 燃料温度

出力分布の計算結果を Fig. 7-12 に示す。これらの出力分布と中性子フルエンスの計算結果を 用いて、HTTR 建設時に開発された FLOWNET⁵²⁾ と TEMDIM⁵³⁾ による熱流動計算を行い、工 学的安全係数を考慮した燃料温度を算出した。その結果、燃料温度は燃焼 30 EFPD で最大値 1464℃であり、燃焼期間にわたり制限値 1495℃以下になることを確認した¹³⁾。

7.6 まとめ

HTTR の設計技術を改良し、熱出力 50MWt、原子炉出口温度 750°C、運転期間 2 年の小型高 温ガス炉システム HTR50S の核設計を行った。

核設計の最大の課題である出力分布の最適化とその維持を、HTTR の 12 種類の燃料濃縮度に 比べて大幅に削減した 3 種類の燃料濃縮度、および 2 種類の棒状 BP を用いて行うことができ た。核的な目標値および制限値を満たすとともに、燃料温度も燃焼期間にわたり熱的制限値 (1495°C)以下に抑えることができた。これにより、HTTR に比べて出力が約 1.7 倍 (50 MWt)、

出力密度が 1.4 倍(3.5 MW/m³)の HTR50S の核設計を行うことができた。

平均残存濃縮度は 3.4 wt%であり目標値 4.5 wt%を大幅に下回ることができた。しかし、最大 値は 6.4 wt%と比較的高く、ウラン資源の有効利用の観点からは更なる残存濃縮度の低減が望 まれる。今後、ウラン資源の有効利用を目的として、高燃焼度燃料の利用と軸方向の燃料シャ ッフリングによる燃料の高燃焼度化を検討する。

	HTR50S	HTTR
Power	50 MWt	30 MWt
Power density	3.5 MW/m ³	2.5 MW/m ³
Inlet coolant temperature	325°C	395°C
Outlet coolant temperature	750°C	850°C / 950°C
Burn-up period	2 years (730 days)	660 days
Core		
Туре	Prismatic / Pin-in-block	<=
Height	3500 mm	2900 mm
Equivalent diameter	2300 mm	2300 mm
Structure material	Graphite	<=
Fuel		
Туре	Coated fuel particle (CFP)	<=
Averaged enrichment	6.1 wt%	5.9 wt%
CFP diameter	0.92 mm	<=
Kernel diameter	0.60 mm	<=
Fuel compact		
Height	39 mm	<=
Inner diameter	10 mm	<=
Outer diameter	26 mm	<=
CFP packing ratio	30%	<=

Table 7-1Major specifications of HTR50S

	0			. ()
Layer —		Fuel region number		
	1	2	3	4
1st	6.6	6.6	9.4	9.4
2nd	6.6	6.6	9.4	9.4
3rd	4.3	4.3	6.6	6.6
4th	4.3	4.3	6.6	6.6
5th	4.3	4.3	4.3	4.3
6th	4.3	4.3	4.3	4.3

Table 7-2Alignment of fuel enrichment (wt%)

Table 7-3 Alignment of BP (density (%) / diameter (mm))

Layer -	Fuel region number			
	1	2	3	4
1st	-	-	-	-
2nd	2.5/18	2.5/18	2.5/18	2.5/18
3rd	2.5/13	2.5/13	2.5/18	2.5/18
4th	2.5/13	2.5/13	2.5/18	2.5/18
5th	2.5/13	2.5/13	2.5/13	2.5/13
6th	2.5/13	2.5/13	2.5/13	2.5/13

Table 7-4Residual ²³⁵U at EOL (wt%)

Lover	Fuel region number			
Layer –	1	2	3	4
1st	4.0	4.1	6.4	6.3
2nd	2.9	3.2	5.2	5.2
3rd	1.5	1.7	3.2	3.3
4th	1.8	1.9	3.6	3.6
5th	2.2	2.3	2.5	2.5
6th	2.7	2.8	3.0	3.0



Fig. 7-1 Schematic view of HTR50S core





Fig. 7-3 Fuel configuration of HTR50S



Fig. 7-4 Fuel block and location of dowel pin



Fig. 7-5 Procedure of nuclear design



Fig. 7-6 Procedure of nuclear calculation





Fig. 7-8 Mesh in axial direction



Fig. 7-9 Qualitative relation between the ideal curve of the power density and the actual curve



Fig. 7-10 Change of the CR position with burn-up



Fig. 7-11 Changes of temperature coefficient of reactivity with burn-up



Fig. 7-12 Power distribution (1/2)



Fig. 7-12 Power distribution (2/2)

8. 総括および展望

8.1 総括

原子炉の建設コストや運転コストの削減および高性能炉心の設計のためには、適切な燃料の 装荷や反応度制御設備の配置が不可欠であり、これらは核設計を精度良く行うことで実現可能 となる。そのためには、核特性解析に用いる核データライブラリの適用性および解析手法の妥 当性の確認が必要である。軽水炉に関しては、これらについての検討が精力的に行われて来た が、同じ熱中性子炉である高温ガス炉に関しては、検討に用いる測定値が少ないこともあって 殆ど行われておらず、特に実機の測定データを用いた検討は行われていなかった。

HTTR は我が国初の高温ガス炉であり、1999年に初臨界に到達し、臨界データの取得に成功 した。その後も運転を継続し、2010年に燃焼中期(10 GWd/t)に到達し、燃焼核特性データの 取得にも成功した。これらにより、実機の測定データを用いた高温ガス炉の核特性解析に対す る核データライブラリの適用性の検討および核特性解析手法の妥当性の検討が可能となった。

本研究では、HTTR¹⁴⁾のデータを用いて、主要な核データライブラリの高温ガス炉の核特性 解析に対する適用性の検討、棒状 BP の高温ガス炉の反応度制御における有効性の検討、高温 ガス炉の核特性解析手法の改良および妥当性の検討を行った。これらの検討結果を用いて、2020 年代の建設を目指した熱出力 50 MW の小型高温ガス炉(HTR50S)の核設計を行い、低コスト で高性能な炉心の設計を可能とする、適切な反応度制御設備の設置方法や燃料の装荷方法を見 出すことを目的とした。

本論文の第1章では、研究の背景および高温ガス炉の概要を述べるとともに、研究の目的を 明らかにした。

第2章では、世界3大核データライブラリと呼ばれるJENDL(日本)、ENDF(米国)および JEFF(欧州)の最新版について、高温ガス炉の核特性解析に対する適用性を検討した。これま で全く注目されていなかった熱領域での炭素の中性子捕獲断面積の精度が、高温ガス炉の核特 性解析を精度良く行う上で非常に重要であることを指摘した。

第3章では、熱領域の炭素の捕獲断面積が長期にわたり更新されていないこと、およびHTTR の臨界近接試験の解析結果から従来の値に比べて10%程度大きく更新される可能性があること を指摘し、データの見直しを提言した。JENDLの最新版であるJENDL-4.0では、この提言を支 持する最新の測定値に基づき、熱領域の炭素の捕獲断面積が従来値よりも9%大きい値に見直 され、JENDL-4.0の公開に貢献した。これにより、従来からの問題であったHTTR 臨界近接試 験における試験結果と解析結果の不一致を解決するとともに、高温ガス炉の核特性解析に対す る適用性の面でJENDL-4.0が他のライブラリに比べて優れることを明らかにした。

第4章では、高温ガス炉の反応度制御における棒状 BP の有効性を検討した。棒状 BP を HTTR の炉心に装荷することで、燃焼期間 660 EFPD にわたって過剰反応度が設計通りに小さく保た れていることを、測定値を用いて確認できた。これにより、高温ガス炉の反応度制御における 棒状 BP の有効性が確認できた。

第5章では、高温ガス炉の核特性解析手法の改良を検討した。HTR50Sの核設計では、HTTR

の場合と同様に中性子拡散コードを用いた全炉心計算により核特性を評価する。従来の HTTR の核特性解析では、全炉心計算に用いる少数群定数の作成は、燃料ピンセルモデルを用いたセ ル計算により行われていた。しかし、燃料ピンセルモデルでは、燃料ブロックの外周部に偏在 する黒鉛が中性子の減速に及ぼす影響を精度良く取り扱うことができなかった。この問題を解 決するために、燃料ブロックを単位セルとするブロックセルモデルを導入してセル計算手法を 改良するとともに、その妥当性をモンテカルロコードを用いて定量的に示した。

第6章では、国内で広く用いられている核特性解析コードシステム SRAC を改造し、従来で きなかった被覆燃料粒子に起因する二重非均質性を考慮した燃焼計算を行えるようにした。ブ ロックセルモデルと改造した SRAC コードシステムを用いて HTTR の炉心燃焼計算を行い、燃 焼に伴う過剰反応度の変化を表す臨界制御棒位置の変化を計算し、測定値と比較した。その結 果、計算結果は測定結果を精度良く再現した。これにより、高温ガス炉の核特性解析手法の妥 当性を確認することができた。

第7章では、JENDL-3.3 と改良した核特性解析手法用いて HTR50S の核設計を行った。HTTR と比較して濃縮度の種類および制御棒本数を減らすことによるコスト削減と、出力密度の向上 による高性能化を目標とした。また、HTTR の設計技術をベースとしつつも、燃料および BP の配置等に対して工夫や最適化を施した。具体的には、出力密度分布が炉心径方向には均一で、 軸方向には冷却材温度が低い炉心上部で高くなるように燃料の配置と濃縮度を決め、さらに、 この出力密度分布が運転期間にわたり保たれるよう BP の配置、濃度および形状を決めた。そ の結果、HTTR では 12 種類あった濃縮度を 3 種類に削減するとともに、制御棒本数を HTTR に 比べて 6 本削減した上で、出力密度は約 1.4 倍、燃焼度は約 1.5 倍で、2 年間の長期連続運転が 可能な炉心を設計することができた。

8.2 **今後の展**望

8.2.1 環状炉心の研究

本研究では、HTTR および HTR50S といった熱出力が 30~50 MWt の比較的熱出力の小さい 高温ガス炉を対象として検討を行った。これらの高温ガス炉は、円柱状の炉心(中実炉心)を 持つ。今後、商用高温ガス炉の導入を検討するにあたっては、より大きな熱出力(400~600 MWt 程度)の炉心設計が必要になると予想される。これらの原子炉においては、異常時においても 燃料最高温度を制限値以下に維持するために、Fig. 8-1 に示すように燃料を環状に配置する(環 状炉心)ことで燃料領域の外表面積を大きくし、除熱を効果的に行うことが図られている⁵³⁾。 よって、今後は環状炉心を対象とした研究が必要と考えられる。具体的な問題としては、環状 炉心では、燃料を装荷する円環の内側と外側に減速材があるために中性子スペクトルの空間依 存性が中実炉心に比べて定性的に大きい。そのため、少数群定数の作成に用いるスペクトル計 算については、現在の手法がそのまま適用できない可能性があり、環状炉心に適した手法の検 討が必要と考えられる。

8.2.2 高温ガス炉の新しい利用方法に関する研究

(1) 余剰プルトニウムの燃焼処理

現在、我が国は軽水炉使用済み燃料を再処理して回収した約44 tの Pu を保有しており、今後、六ヶ所再処理施設が稼働後は、約8t/年の割合で Pu の備蓄量が増加する。これらの Pu は、 軽水炉による MOX 燃料としての利用や高速炉での利用が計画されているが、万一、これらの 計画が順調に進捗しない場合、余剰 Pu を持たないという国際公約(付録 A2 参照)を遵守でき なくなる。この問題を解決するためには、従来の核燃料サイクルのバックアップオプションの 研究が必要であり、研究を進めておくことが将来の選択肢を増やすことになる。

高温ガス炉の特長の一つとして、超高燃焼が可能なことが挙げられ、米国では燃焼度 747 GWd/t での被覆燃料粒子の健全性が報告されている⁵⁴⁾。この特長を活かし、再処理することな く、Pu を核爆発装置製造の可能性を排除できる程度まで燃焼できる Pu 燃焼高温ガス炉システ ムの設計研究を現在進めている⁵⁵⁾。本システムは、軽水炉使用済み燃料から Pu を回収し、 PuO₂-YSZ (Yttrium Stabilized Zirconia) 被覆粒子燃料として高温ガス炉に装荷し、燃焼処理を行 った後、ワンススルーで取り出して地層処分する。従来の再処理施設では、使用済み燃料から 抽出分離した Pu は、核拡散抵抗性の観点から同量の U と混合して回収され、Pu 単体で回収さ れないようにされている。提案するシステムの再処理施設では、従来の再処理施設と同程度の 核拡散抵抗性を維持するために、U の代わりに YSZ を Pu に混ぜて回収する。回収した YSZ と Pu の混合物は、YSZ を母材とする PuO₂-YSZ 燃料製造施設に直接送り、PuO₂-YSZ を燃料核と する被覆燃料粒子を製造する。PuO₂-YSZ の形態で Pu を燃焼することで、²³⁸U からの新たな Pu の生成がないため、従来の MOX 燃料に比べて効率よく Pu を削減できる。

YSZのFP 侵出率はガラス固化体より2桁小さく⁵⁶⁾、閉じこめ性能が優れる。また、被覆層 の健全性は百万年オーダーとされている⁵⁶⁾。したがって、使用済みのPuO₂-YSZ 被覆燃料粒子 を直接地層処分した場合、従来のガラス固化体による処分に比べて環境負荷を小さくできるこ とが期待される。今後は、超高燃焼が可能なPuO₂-YSZ 燃料粒子の設計および製造性に関わる 研究、効率的な Pu 燃焼が可能な高温ガス炉の核設計に関する研究、および地層処分時の環境 負荷に関する研究等を行う予定である。

(2) トリウム利用

²³²Thの中性子捕獲反応で生成する²³³Uは、熱エネルギー領域での中性子再生率が²³⁵Uや²³⁹Pu より大きい。これにより、熱中性子炉での Th の利用は、高い転換率が期待できるとされてい る。その中でも高温ガス炉は、減速材である黒鉛の中性子捕獲断面積が軽水に比べて 2 桁小さ いために無駄な中性子の吸収が少なく、高転換の達成に有利な炉型と考えられる。また、高温 ガス炉は高燃焼が可能であることから、再処理することなく、いわゆる in-situ 利用にも適して いると考えられる。更に、Th からは Pu がほとんど生成されないため、核拡散抵抗性の観点か らも利点がある。このような理由から、高温ガス炉は Th 利用に適した炉型の一つと考えられ、 今後、概念検討を通して成立性を評価する予定である。

(3) トリチウム製造

DT 核融合炉用燃料のトリチウムは稀少資源であり、現時点での世界の供給能力(軍事用を除く)は20~25 kg 程度とされている。これらのトリチウムのほぼ全量が、国際核融合炉(ITER)で使用される予定であり、その後の実証または商用核融合炉へのトリチウム供給余力は無い⁵⁷⁾。

トリチウムは、核融合炉ブランケット部での製造が想定されているが、初期装荷分は外部から供給する必要がある。核融合炉が多数基稼働する状況になれば、増殖分のトリチウムを回収し次の核融合炉の初期装荷分として供給できるが、最初の10基程度については、これとは別の方法で供給しなければならず、その方法として重水炉を用いる方法、および DD 核融合炉を用いる方法が提案されている。しかし、重水炉を用いる方法は D(n, γ)T 反応断面積が小さいため、トリチウム製造量は 0.2 kg-T/GWe 程度であり効率が良いとは言えない。また、DD 核融合炉を用いる方法は、DD 反応率係数が DT 反応と比較して 1/180~1/80 程度小さく、核融合炉自体の成立性が DT 核融合炉以上に困難と予想される。したがって、効率的、かつ、実現性の高いトリチウム製造方法の確立が必要である。

これまでに、高温ガス炉の被覆燃料粒子の FP 閉じ込め機能、および減速材(炉心構造材) である黒鉛の中性子吸収断面積が小さく効率的な照射が可能なことに着目し、トリチウム閉じ 込め機能を持つ被覆 Li 微小球(Fig. 8-2)を製作して高温ガス炉に装荷して、⁶Li (n,α)T 反応に よりトリチウムを製造する方法を提案した⁵⁸⁾。提案した方法のトリチウム製造量は、 1.3kg-T/GWe で、従来の重水炉を用いた手法の 6.5 倍であり、被覆 Li 微小球の装荷方法の工夫 により更なるトリチウム製造量の向上が見込まれる。今後は、製造量の向上のための Li 微小球 の炉心装荷方法等の最適化、炉心の核的および熱的な成立性評価を行う予定である。



Fig. 8-1 Example of HTGR with annular core



Fig. 8-2 Coated Li pebble and coated fuel particle of HTTR

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、多くの有益な御助言、御指導を賜りました九州大学大学院工学 研究院エネルギー量子工学部門の古藤健司准教授に厚く御礼申し上げます。また、本論文につ いて、有益なご指摘と御助言を賜りました元九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部 門の中尾安幸教授、九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部門の松浦秀明准教授に厚 く御礼申し上げます。

本研究は、2005 年から 2012 年にかけて、日本原子力研究所(現、日本原子力研究開発機構) 高温工学試験研究炉部 HTTR 技術開発室(HTTR 技術課に改組)、核熱利用研究ユニット(原子 力水素・熱利用研究センターに改組)高温ガス炉特性・安全性試験グループ(原子炉設計グル ープに改組)において実施した研究の成果に基づくもので、多くの室員、共同研究者、施設関 係者に支えられた成果です。

HTTR 技術開発室の故島川聡司氏、HTTR 原子炉主任技術者の藤本望氏、高温ガス炉特性・ 安全性試験グループの中川繁昭氏には、本研究を進めるにあたり、多大なる御指導、御協力を 賜りました。

HTTR 技術開発室の野尻直喜氏、核データ評価研究グループの柴田恵一氏には、核データラ イブラリの適用性を検討する上で多大な御協力をいただきました。原子炉設計グループリーダ ーの橘幸男氏(現、ユニット長)、サブリーダーの大橋弘史氏(現、リーダー)、同グループの 稲葉良知氏、関靖圭氏(現、アイエックス・ナレッジ)には、小型高温ガス炉の核設計を検討 する上で多大な御協力をいただきました。炉物理研究グループの奥村啓介氏、長家康展氏には、 汎用核特性解析コードシステム SRAC および連続エネルギーモンテカルロコード MVP といっ た、本研究を進める上で必要不可欠な核計算コードを利用する上で多大な御協力をいただきま した。

高温ガス炉特性・安全性試験グループの高松邦吉氏、齋藤裕行氏(現、富士電機)、原子炉設 計グループの角田淳弥氏、相原純氏、植田祥平氏、深谷裕司氏、佐藤博之氏、井坂和義氏、田 澤勇次郎氏(現、富士電機)今井良行氏には、同じ研究グループ員として貴重な御助言と励ま しをいただきました。

原子力水素・熱利用研究センターの小川益郎センター長、國富一彦副センター長(現、セン ター長)、稲垣嘉之ユニット長(現、副センター長)、高温工学試験研究炉部の伊与久部長、高 温ガス炉特性・安全性試験グループリーダーの武田哲明氏(現、山梨大学教授)には、本研究 についての適切な御助言と励ましを賜りました。

ここに明記し、心から感謝の意を表します。

最後に、私を絶えず支えてくれた妻の優子、息子の岳斗と魁士に心から感謝の意を表します。
参考文献

- 1) 総務省統計局,世界の統計 2012,平成 24 年 3 月.
- 2) 経済産業省資源エネルギー庁,エネルギー白書 2011,平成 23 年 10 月.
- 3) BP, BP Statistical Review of World Energy June 2012, http://www.bp.com/statisticalreview/(閲覧日:2013年2月9日).
- 4) 気象庁 HP, 二酸化炭素濃度の経年変化, http://ds.data.jma.go.jp/ghg/kanshi/ghgp/(閲覧日: 2013 年 2 月 9 日).
- 5) 環境省 HP, 気候変動枠組条約・京都議定書と国際交渉, http://www.env.go.jp/earth/ondanka/(閲覧日:2013年2月9日).
- 6) 首相官邸 HP,福島第一原発事故「レベル 7」の意味について、 http://www.kantei.go.jp/saigai/(閲覧日:2013年2月9日).
- 7) 塩沢周策,小森芳廣,小川益郎,世界のトップを走る HTTR プロジェクト,日本原子力 学会誌,47[5], p.342, 2005.
- 高度情報科学技術研究機構,ATOMICA, http://www.rist.or.jp/atomica/(閲覧日:2013年2 月9日).
- 9) 高温ガス炉プラント研究会,高温ガス炉の概要,http://www.iae.or.jp/htgr/(閲覧日:2013 年2月9日).
- 10) K. Kunitomi, X. Yan, T. Nishihara et al. JAEA's VHTR for Hydrogen and Electricity Cogeneration : GTHTR300C, Nuclear Engineering and Technology, 39[1], p.9, 2007.
- 大橋弘史,佐藤博之,田澤勇次郎 他,小型高温ガス炉システムの概念設計(I)-基本仕様及び系統概念設計-,JAEA-Technology 2011-013, 2011, 67p.
- 12) 後藤実, 関靖圭, 稲葉良知 他, 小型高温ガス炉システムの概念設計(Ⅱ)-核設計-, JAEA-Technology 2012-017, 2012, 29p.
- 13) 稲葉良知,佐藤博之,後藤実 他,小型高温ガス炉システムの概念設計(Ⅲ) 炉心熱 流動設計-, JAEA-Technology 2012-019, 2012, 142p.
- S. Saito, T. Tanaka, Y. Sudo, et al. Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), JAERI 1332, 1994, 247p.
- 15) 藤川正剛,大久保実,中澤利雄 他,HTTR(高温工学試験研究炉)の出力上昇試験,日本原子力学会和文論文誌,1[4], p.361, 2002.
- 16) 中川繁昭,藤本望,島川聡司 他,高温工学試験研究炉の出力上昇試験 --試験経過及 び結果の概要-, JAERI-Tech 2002-069, 2002, 87p.
- Y. Tachibana, S. Nakagawa, T. Takeda et al. Plan for first phase of safety demonstration tests of the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), Nucl. Eng. Des., p.224, 179, 2003.
- N. Sakaba et al. Safety Demonstration Test Plan of HTTR Overall Program and Result of Coolant Flow Reduction Test, Proc. of GLOBAL 2003, New Orleans, p.293, 2003.

- 19) 高松邦吉,中川繁昭,坂場成昭 他,高温工学試験研究炉の出力上昇試験(高温試験運転)-試験方法及び結果の概要-, JAERI-Tech 2004-063, 2004, 61p.
- 20) S. Fujikawa, H. Hayashi, T. Nakazawa et al. Achievement of Reactor-Outlet Coolant Temperature of 950 °C in HTTR, Nucl. Sci. Tech., 41[12], p.1245, 2004.
- K. Shibata, T. Kawano, T. Nakagawa, et al. Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-3: JENDL-3.3, J. Nucl. Sci. Technol., 39, p.1125, 2002.
- 22) H. D. Lemmel, P. K. McLaughlin, and V. G. Pronyaev, ENDF/B-VI Release 8 (Last Release of ENDF/B-VI), IAEA-NDS-100, Rev.11, International Atomic Energy Agency, 2001.
- R. Jacqmin, M. Kellett, and A. Nouri, The JEFF-3.0 Nuclear Data Library, PHYSOR2002, Seoul, Korea, 2002.
- 24) H. Takano, T. Nakagawa and K. Kaneko, Validation of JENDL-3.3 by Criticality Benchmark Testing, J. Nucl. Sci. Technol., Supplement 2, p.847, 2002.
- 25) K. Okumura and T. Mori, Integral Test of JENDL-3.3 for Thermal Reactors, JAERI-Conf 2003-006, 2003, 318p.
- 26) C. Kahler, Monte Carlo Eigenvalue Calculations with ENDF/B-VI.8, JEFF-3.0, and JENDL-3.3 Cross Sections for a Selection of International Criticality Safety Benchmark Evaluation Project Handbook Benchmarks, Nucl. Sci. Eng., 145, p.213, 2003.
- N. Fujimoto, K. Yamashita, N. Nojiri, et al. Annular Core Experiments in HTTR's Start-Up Core Physics Tests, Nucl. Sci. Eng., 150, p.310, 2005.
- 28) 野尻直喜,中野正明,安藤弘栄 他,高温工学試験研究炉(HTTR)臨界試験の予備解析 結果-モンテカルロコード MVP に基づく解析-, JAERI-Tech 98-032, 1998, 59p.
- 29) 高松邦吉,中川繁昭,高温ガス炉における制御棒引抜き試験解析の高度化,日本原子力 学会和文論文誌,5[1], p.45, 2006.
- N. Nojiri, S. Shimakawa, N. Fujimoto, et al. Characteristics test of initial HTTR core, Nucl. Eng. Des., 233, p.283, 2004.
- Y. Nagaya, K. Okumura, T. Mori, et al. MVP/GMVPII: General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods, JAERI 1348, 2005, 388p.
- 32) 村田勲,森貴正,中川正幸 他,確率的形状モデルを用いた連続エネルギーモンテカル ロ法による不規則配列球状燃料体系の解析, JAERI-Research 96-015, 1996, 44p.
- 33) 藤本望, 野尻直喜, 高田英治 他, HTTR 出力上昇試験での臨界制御棒位置と温度係数-中間報告-, JAERI-Tech 2000-091, 2000, 49p.
- 34) 栃尾大輔,角田淳弥,高田英治 他,高温ガス炉 HTTR の高温試験運転における燃料温 度の評価,日本原子力学会和文論文誌,5[1], p.63, 2006.
- M. Goto, N. Nojiri and S. Shimakawa, Neutronics Calculations of HTTR with Several Nuclear Data Libraries, J. Nucl. Sci. Technol., 43[10], p.1237, 2006.
- 36) Los Alamos National Laboratory, T-2 Nuclear Information Service, http://t2.lanl.gov/data/data/ENDFB-VII-neutron/(閲覧日:2010年12月8日).

- R. Kinsey, ENDF/B Summary documentation, BNL-NCS-17541, Brookhaven National Laboratory (BNL), 1979.
- Koning, R. Forrest, M. Kellett, et al. The JEFF-3.1 Nuclear Data Library, JEFF Report 21, OECD/NEA, 2006.
- 39) K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, et al. JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering, J. Nucl. Sci. Technol., 48[1], p.1, 2011.
- 40) Firestone R.B., M. Krticka, D.P. McNabbet, et al. New Methods for the Determination of Total Radiative Thermal Neutron Capture Cross Sections, Proc. of 2007 Int. Workshop on Compound-Nucleus Reactions and Related Topics, Yosemite, U.S.A., 2007.
- M.B. Chadwick, M. Herman, P. Oblozinsky, et al. ENDF/B-VII.0 Nuclear Data for Science and Technology: Cross Sections, Covariances, Fission Product Yields and Decay Data, Nucl. Data Sheets, 102, p.2931, 2006.
- 42) K. Shibata, Evaluation of neutron nuclear data for ¹²C, JAERI-M 83-221, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), 1983, 66p.
- K. Yamashita, R. Shindo, I. Murata, et al. Nuclear Design of the High-Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), Nucl. Sci. Eng., 112, p.212, 1996.
- 44) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko, K. Tsuchihashi, SRAC2006 : A comprehensive Neutronics Calculation Code System, JAEA-Data/Code 2007-004, 2007, 313p.
- 45) 藤本望,山下清信,高温工学試験研究炉炉心解析モデルの改良ー過剰反応度に関する検 討-,JAERI-Research 99-059, 1999, 43p.
- 46) A. Terada, J Iwatsuki, S. Ishikura et al. Development of Hydrogen Production Technology by Thermochemical Water splitting IS Process, J. Nucl. Sci. Technol., 44[3], p.477, 2007.
- 47) Idaho National Laboratory, Oak Ridge National Laboratory, Argonne national Laboratory, Next Generation Nuclear Plant Research and Development Program Plan, INEEL/EXT-05-02581, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory (INEEL), 2005.
- S. Ehster, et al. Important Viewpoints Proposed for a Safety Approach of HTGR Reactor in Europe, Proc. of ICENES'2005, Brussels, Belgium, 2005.
- 49) 後藤実,高松邦吉,拡散計算コードによる HTTR の炉心温度係数算出手法の改良, JAEA-Research 2007-046, 2007, 28p.
- 50) M. Goto, N. Fujimoto, S. Shimakawa et al. Long-term high-temperature operation in the HTTR (2) Core physics, Proceedings of HTR 2010, Prague, Oct. 18-20, 2010.
- 51) 丸山創,村上知行,木曽芳広 他,炉内流動解析コード FLOWNET の検証, JAERI M-88-138, 1988, 39p.
- 52) 丸山創,藤本望,藤井貞夫 他,燃料温度解析コード TEMDIM の検証, JAERI-M 88-170, 1988, 72p.
- 53) 中田哲夫,片西昌司,高田昌二 他,高温ガス炉タービン発電システム(GTHTR300)の 核熱流動設計,日本原子力学会和文論文誌,2[4],p.100,2003.
- 54) C. Rodriguez, A. Baxter, D. McEachern, et al. Deep-Burn: making nuclear waste transmutation

practical, Nuclear Engineering and Design, 222, p.299, 2003.

- 55) 後藤実, 深谷裕司, 大橋弘史 他, クリーン燃焼高温ガス炉の研究開発 (1) 全体概要, 日本原子力学会 2013 年秋の大会, G35, 2013.
- 56) 日本原子力研究開発機構, http://jolisfukyu.tokai-sc.jaea.go.jp/fukyu/tayu/ACT04J/(閲覧日: 2014年1月26日.
- 57) 科研費「特定領域研究」(H19年~H23年),核融合炉実現を目指したトリチウム研究, http://tritium.nifs.ac.jp/project/29/(閲覧日:2014年1月26日).
- 58) H. Matsuura, S. Kouchi, H. Nakaya et al. Performance of high-temperature gas-cooled reactor as a tritium production device for fusion reactors, Nuclear Engineering and Design, 243, pp.95, 2012.
- 59) IAEA, Communication Received from Certain Member States Concerning their Policies Regarding the Management of Plutonium, INFCIRC/549/Add.1, 1998.

付 録

A1 HTR50S の解析結果

A1.1 炉心重金属収支

730 EFPD での炉心重金属収支を Table A1-1 に示す。炉内プルトニウム量は 11.60 kg で、その うちの75%が核分裂性プルトニウムである。

Table A1-1 Balance of heavy metal	
Loaded uranium (t)	1.12
Enrichment at BOL (wt%)	6.1
Enrichment at EOL (wt%)	3.4
Averaged burn-up (GWd/t)	33
Local maximum burn-up (GWd/t)	49
Plutonium at EOL (kg)	11.60
²³⁸ Pu	0.05
²³⁹ Pu	6.98
²⁴⁰ Pu	2.46
²⁴¹ Pu	1.68
²⁴² Pu	0.42
Fissile plutonium at EOL (wt%)	75

Table A1.1 Balance of heavy metal

A1.2 燃焼度分布

各燃料ブロックの燃焼度を Table A1-2 に示す。HTR50S の炉心平均燃焼度は 33 GWd/t、最大 燃焼度は49 GWd/t(燃料領域3のレイヤ2)である。

	Duin-u	ip of cach h	ICI UIUCKS	(0 wu/t)	
Lavran	Fuel region number				
Layer –	1	2	3	4	
1st	30	28	32	34	
2nd	47	43	49	49	
3rd	40	36	42	41	
4th	36	32	37	36	
5th	28	25	23	22	
6th	19	18	16	15	

Table A1-2	Burn-up of each fuel blocks (GW	Vd/t)
------------	---------------------------------	-------

A1.3 燃料最高温度

工学的安全係数を考慮した燃料温度の解析を行った¹³⁾。工学的安全係数を考慮した燃料最高 温度は燃焼時点 30 日のカラム 9 において生じる(Fig.A1-1)。工学的安全係数を考慮した燃料 最高温度は 1464°C であり、通常時の燃料温度制限値(1495°C)を満足している。





A2 余剰プルトニウムに関する国際公約

日本は、以下のように余剰 Pu を持たないという国際公約を発表している 59)。

"Japan has promoted the development and utilization of nuclear energy, which is strictly limited to peaceful purposes, in accordance with the Atomic Energy Basic Law. <u>The nuclear fuel cycle is promoted based on the principle that plutonium beyond the amount required to implement the program is not to be held, i.e. the principle of no surplus plutonium.</u> Nuclear materials are also strictly managed, so as not to give rise to any international doubts concerning nuclear proliferation. Japan intends to ensure transparency of the plutonium utilization program through these efforts."

This is a blank page.

表 1. SI 基本単位					
甘大昌	SI 基本ì	SI 基本単位			
盔半里	名称	記号			
長さ	メートル	m			
質 量	キログラム	kg			
時 間	秒	s			
電 流	アンペア	Α			
熱力学温度	ケルビン	Κ			
物質量	モル	mol			
光 度	カンデラ	cd			

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単	11101列				
SI 基本単位					
名称	記号				
面 積平方メートル	m ²				
体 積 立法メートル	m ³				
速 さ , 速 度 メートル毎秒	m/s				
加 速 度メートル毎秒毎秒	m/s ²				
波 数 毎メートル	m ⁻¹				
密度,質量密度キログラム毎立方メートル	kg/m ³				
面積密度キログラム毎平方メートル	kg/m ²				
比体積 立方メートル毎キログラム	m ³ /kg				
電 流 密 度 アンペア毎平方メートル	A/m ²				
磁 界 の 強 さアンペア毎メートル	A/m				
量 濃 度 ^(a) , 濃 度 モル毎立方メートル	mol/m ⁸				
質量濃度 キログラム毎立法メートル	kg/m ³				
輝 度 カンデラ毎平方メートル	cd/m ²				
屈 折 率 ^(b) (数字の) 1	1				
比 透 磁 率 (b) (数字の) 1	1				
(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野で	は物質濃度				
(substance concentration) ともよばれる					

(b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

		SI 旭立単位			
組立量	名称	記号	他のSI単位による 表し方	SI基本単位による 表し方	
平 面 負	自 ラジアン ^(b)	rad	1 (в)	m/m	
立 体 自	コステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 (b)	$m^{2/}m^2$	
周 波 数	なヘルツ ^(d)	Hz	-	s ⁻¹	
力 力	ニュートン	Ν		m kg s ⁻²	
压力,応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²	
エネルギー,仕事,熱量	± ジュール	J	N m	$m^2 kg s^2$	
仕事率, 工率, 放射,	ミワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³	
電荷、電気量	と クーロン	С		s A	
電位差(電圧),起電力	ゴボルト	V	W/A	$m^2 kg s^{-3} A^{-1}$	
静電容量	コアラド	F	C/V	$m^{-2} kg^{-1} s^4 A^2$	
電気抵抗	1オーム	Ω	V/A	$m^2 kg s^{-3} A^{-2}$	
コンダクタンス	、ジーメンス	s	A/V	$m^{-2} kg^{-1} s^3 A^2$	
磁 身	E ウエーバ	Wb	Vs	$m^2 kg s^2 A^1$	
磁東密厚	E テスラ	Т	Wb/m ²	$\text{kg s}^{2} \text{A}^{1}$	
インダクタンス	ペーンリー	Н	Wb/A	$m^2 kg s^{-2} A^{-2}$	
セルシウス温厚	モ セルシウス度 ^(e)	°C		K	
光 剪	ミ ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd	
照月	E ルクス	lx	lm/m ²	m ⁻² cd	
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹	
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	$m^2 s^{-2}$	
線量当量,周辺線量当量,方向 性線量当量,個人線量当量) シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	$m^2 s^{-2}$	
酸素活性	も カタール	kat		s ⁻¹ mol	

酸素活性(カタール) kat [s¹ mol
 (a)SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはや コヒーレントではない。
 (b)ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明 示されない。
 (a)測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (a)へルツは周頻現象についてのみ、ペラレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (a)やレシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。やレシウス度とケルビンの
 (b)からさは同一である。したがって、温度差や理慮問摘を決す数値はどもらの単位で表しても同じである。
 (b)放射性核種の放射能(activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g)単位シーベルト(PV,2002,70,205) についてはCIPM動音2 (CI-2002) を参照。

表4.単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

	SI 組立単位			
組立量	名称	記号	SI 基本単位による 表し方	
粘度	『パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹	
カのモーメント	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²	
表 面 張 九	リニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²	
角 速 度	ミラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹	
角 加 速 度	ミラジアン毎秒毎秒	rad/s^2	$m m^{-1} s^{-2} = s^{-2}$	
熱流密度,放射照度	『ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³	
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 kg s^{-2} K^{-1}$	
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	$m^2 s^{-2} K^{-1}$	
比エネルギー	- ジュール毎キログラム	J/kg	$m^2 s^{-2}$	
熱 伝 導 率	3 ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹	
体積エネルギー	- ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²	
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹	
電 荷 密 度	E クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ sA	
表 面 電 荷	うクーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² sA	
電 束 密 度 , 電 気 変 位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² sA	
誘 電 率	コファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} kg^{-1} s^4 A^2$	
透磁 辛	ペンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²	
モルエネルギー	- ジュール毎モル	J/mol	$m^2 kg s^2 mol^1$	
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	$m^2 kg s^{-2} K^{-1} mol^{-1}$	
照射線量(X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ sA	
吸収線量率	ゴグレイ毎秒	Gy/s	$m^{2} s^{3}$	
放 射 強 度	『ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 m^{-2} kg s^{-3} = m^2 kg s^{-3}$	
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2 sr)$	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³	
酸素活性濃度	「カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ⁻³ e ⁻¹ mol	

表 5. SI 接頭語					
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10^{24}	ヨ タ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10^{21}	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	с
10^{18}	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10^{15}	ペタ	Р	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10^{12}	テラ	Т	10 ⁻⁹	ナノ	n
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピ コ	р
10^{6}	メガ	M	10^{-15}	フェムト	f
10^3	+ 1	k	10 ⁻¹⁸	アト	а
10^{2}	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	z
10^{1}	デカ	da	10^{-24}	ヨクト	v

表6.SIに属さないが、SIと併用される単位						
名称	記号	SI 単位による値				
分	min	1 min=60s				
時	h	1h =60 min=3600 s				
日	d	1 d=24 h=86 400 s				
度	٥	1°=(п/180) rad				
分	,	1'=(1/60)°=(п/10800) rad				
秒	"	1"=(1/60)'=(п/648000) rad				
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²				
リットル	L, 1	1L=11=1dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³				
トン	t	$1t=10^{3}$ kg				

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で

衣される奴値が実験的に待られるもの					
名称 記号		記号	SI 単位で表される数値		
電	子 オ	ベル	ŀ	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダ	ル	ŀ	\sim	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統-	一原子	質量単	单位	u	1u=1 Da
天	文	単	位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海 里	Μ	1 M=1852m
バーン	b	$1 \text{ b}=100 \text{ fm}^2=(10^{-12} \text{ cm})2=10^{-28} \text{m}^2$
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位しの粉信的な間径け
ベル	В	対数量の定義に依存。
デジベル	dB -	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI 単位で表される数値			
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J			
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N			
ポアズ	Р	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s			
ストークス	St	$1 \text{ St} = 1 \text{ cm}^2 \text{ s}^{-1} = 10^{-4} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$			
スチルブ	$^{\mathrm{sb}}$	$1 \text{ sb} = 1 \text{ cd } \text{ cm}^{\cdot 2} = 10^4 \text{ cd } \text{m}^{\cdot 2}$			
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx			
ガル	Gal	$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm s}^{-2} = 10^{-2} \text{ ms}^{-2}$			
マクスウェル	Mx	$1 \text{ Mx} = 1 \text{ G cm}^2 = 10^{-8} \text{Wb}$			
ガウス	G	$1 \text{ G} = 1 \text{Mx cm}^{-2} = 10^{-4} \text{T}$			
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≙ (10 ³ /4π)A m ⁻¹			
(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 ▲ 」					

は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例					
名称				記号	SI 単位で表される数値
キ	ユ	IJ	ĺ	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
$\scriptstyle u$	ン	トゲ	\sim	R	$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{C/kg}$
ラ			ド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
$\scriptstyle u$			L	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガ		\sim	7	γ	1 γ =1 nT=10-9T
フ	T.	ル	"		1フェルミ=1 fm=10-15m
メー	ートル	系カラ	ット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10-4kg
ŀ			N	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標	準	大 気	圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
力		IJ	ļ	cal	1cal=4.1858J(「15℃」カロリー), 4.1868J (「IT」カロリー) 4.184J(「熱化学」カロリー)
3	カ	17	~		$1 = 1 = 10^{-6} m$