

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	金属燃料高速増殖炉心の特性評価に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	横尾健
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第4865号, 授与年月日:2001年6月30日, 学位の種別:課程博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第4865号, Conferred date:2001/6/30, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

G2001

Y

金属燃料高速増殖炉心の 特性評価に関する研究

横尾 健

【目次】

第1章 序論	
1. 1 本研究の背景	1
1. 2 本研究の目的と本論文の構成	13
(第1章の参考文献、図表)	18
第2章 金属燃料FBR炉心設計手法の開発と適用	
2. 1 序言	29
2. 2 金属燃料FBR炉心設計手法の開発	30
2. 2. 1 燃料設計手法	30
2. 2. 2 炉心核設計手法	43
2. 2. 3 炉心熱流力設計手法	52
2. 3 金属燃料FBR炉心の特性	55
2. 3. 1 炉心、燃料仕様	55
2. 3. 2 核特性	57
2. 3. 3 熱流力特性、および反応度係数	61
2. 4 高燃焼度における燃料ピン健全性評価	63
2. 5 第2章の結論	65
(第2章の参考文献、図表)	68
第3章 金属燃料FBR炉心による超ウラン元素のリサイクル	
3. 1 序言	110
3. 2 解析モデル	112

3. 2. 1	軽水炉発電から金属燃料 FBR サイクルへの移行シナリオ	112
3. 2. 2	軽水炉使用済み燃料中の超ウラン元素組成	113
3. 2. 3	金属燃料 FBR および乾式リサイクルの概念	114
3. 3	解析結果	117
3. 3. 1	基準ケース	117
3. 3. 2	軽水炉発電の継続期間の影響	119
3. 3. 3	軽水炉の燃焼度の影響	119
3. 4	燃料物質の相違による影響の評価	120
3. 5	第3章の結論	122
	(第3章の参考文献、図表)	124
第4章 異常な過渡変化時スクラム失敗事象時の受動的安全性評価手法の開発と適用		
4. 1	序言	138
4. 2	解析手法	142
4. 3	解析対象および解析条件	148
4. 4	受動的安全性達成のための設計条件の評価	153
4. 4. 1	冷却材流量喪失型事象	153
4. 4. 2	過出力型事象	157
4. 5	第4章の結論	158
	(第4章の参考文献、図表)	161
第5章 結論		
		186
付録A	金属燃料 FBR 炉心のポイド反応度制限	197
	(付録Aの参考文献、図表)	203

付録 B 炉心変形効果を詳細に考慮した過渡時炉心核熱流動解析手法	215
B. 1 炉心形状解析手法	215
B. 2 炉心変形反応度算出手法	219
B. 3 過渡時炉心核熱流動解析手法	223
(付録 B の参考文献、図表)	231
謝辞	247

【図表一覧】

第1章

Table 1-1	Experimental reactors that used metal fuel as the driver	24
Table 1-2	Irradiation conditions and results of the IFR fuel development program	24
Fig. 1-1	Metal fuel element configuration	25
Fig. 1-2	Utilization of superior U-Pu-Zr fuel characteristics toward the enhancement of core performances	26
Fig. 1-3	Proposed pyroprocess for metal fuel recycle	27
Fig. 1-4	Radial temperature profile of fast breeder fuel pins	28

第2章

Table 2-1	Amounts and volumes of major fission products generated by 1-mol fission	72
Table 2-2	Specification and irradiation conditions of EBR-II fuelpins Analyzed by ALFUS	73
Table 2-3	18-group energy structure for core neutronics calculations	73
Table 2-4	Worth requirements considered for the primary rods	74
Table 2-5	Hotspot factors	75
Table 2-6	Core design specifications	76
Table 2-7	Fuel design parameters	77
Table 2-8	Core performance parameters	78

Table 2-9	Performance parameters of the 1500MWe core	79
Table 2-10	Results of thermal-hydraulic design for metal fuel cores	80
Table 2-11	Core feedback coefficients and safety parameters	81
Fig. 2-1	Overview of metal fuel and core design analysis system	82
Fig. 2-2	Schematic description of the fission gas bubble growth, open pore network development, and fuel slug swelling	83
Fig. 2-3	Metal fuel configuration	84
Fig. 2-4	Calculation flow of ALFUS	85
Fig. 2-5	Calculation model for the judgement of the slug-cladding contact-state	86
Fig. 2-6	Closely-packed spherical shells, forming porous material	87
Fig. 2-7	Schematic model for the atomic current in the fuel slug	88
Fig. 2-8	Measured and calculated radial re-distribution of U, Pu and Zr in the fuel slug	88
Fig. 2-9	Calculated and measured result of fractional fission gas release for U-19Pu-10Zr(wt%) pins of EBR-II, X425 assembly	89
Fig. 2-10	Calculated and measured result of slug axial elongation of the EBR-II X425 and X441 pins	89
Fig. 2-11	Calculated results and measured data of cladding diametral strain at 10.4, 15.8 and 18.9 at% peak burnup (X425 pin)	90
Fig. 2-12	Calculated results and measured data of cladding diametral strain at 5 and 10 at% peak burnup (X441 pin)	91
Fig. 2-13	Calculated histories of (a) radially averaged swelling components and (b) FCMI stress and plenum pressure (X441 pin, SD=85%)	92
Fig. 2-14	Calculated histories of (a) radially averaged swelling components and (b) FCMI stress and plenum pressure (X441 pin, SD=75%)	93

【図表一覧】

第1章

Table 1-1	Experimental reactors that used metal fuel as the driver	24
Table 1-2	Irradiation conditions and results of the IFR fuel development program	24
Fig. 1-1	Metal fuel element configuration	25
Fig. 1-2	Utilization of superior U-Pu-Zr fuel characteristics toward the enhancement of core performances	26
Fig. 1-3	Proposed pyroprocess for metal fuel recycle	27
Fig. 1-4	Radial temperature profile of fast breeder fuel pins	28

第2章

Table 2-1	Amounts and volumes of major fission products generated by 1-mol fission	72
Table 2-2	Specification and irradiation conditions of EBR-II fuelpins Analyzed by ALFUS	73
Table 2-3	18-group energy structure for core neutronics calculations	73
Table 2-4	Worth requirements considered for the primary rods	74
Table 2-5	Hotspot factors	75
Table 2-6	Core design specifications	76
Table 2-7	Fuel design parameters	77
Table 2-8	Core performance parameters	78

Table 3-2	The design specifications for the metal fuel FBR	126
Table 3-3	The FBR feed compositions and core performance parameters at the equilibrium cycle	127
Table 3-4	The design specifications for the 600MWe core for metal, nitride and oxide fuel	128
Table 3-5	Pin dimensions and properties of metal, nitride and oxide fuel	128
Table 3-6	Fuel compositions and performance parameters at the equilibrium cycle for 600MWe metal, nitride and oxide fuel core	129
Fig. 3-1	The Scenario for the future transition from the LWRs to FBRs	130
Fig. 3-2	The transuranic mass flow of an LWR-FBR fuel cycle model during the transition from the LWRs to FBRs	131
Fig. 3-3	Configuration of the 1,500MW e FBR Core	132
Fig. 3-4	The transuranic mass balance during the FBR introduction. The minor actinides content of the FBR fuel is 2%.	133
Fig. 3-5	The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the minor actinides content in the FBR feed.	134
Fig. 3-6	The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the longer accumulation period.	135
Fig. 3-7	The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the LWR burnup.	136
Fig. 3-8	Configuration of the 1,600MW t core	137

第4章

Table 4-1	Design specifications for 1,500MWe metal and oxide cores	165
-----------	----------------------------------------------------------	-----

Table 4-2	Performance parameters and feedback coefficients of the metal and oxide core at the equilibrium cycle	165
Table 4-3	Reactivity balances at the equilibrium cycle	166
Fig. 4-1	A simple model for core radial shape feedback evaluation	167
Fig. 4-2	Axial profiles of the metal & oxide fuel assembly and element	168
Fig. 4-3	Schematic description of core radial deformation mechanism	169
Fig. 4-4	Schematic description of the effect of the steady-state contact status at the load pad on the assembly shape change during transient	170
Fig. 4-5	Calculation flow of the core transient analysis system with a Detailed radial deformation feedback model	171
Fig. 4-6	Analysis model of ARKAS	172
Fig. 4-7	Calculation flow of ARKAS code	173
Fig. 4-8	Calculation flow of SIRAP code	174
Fig. 4-9	Schematic description of the TREFOIL code model	175
Fig. 4-10	Calculation flow of TREFOIL code	176
Fig. 4-11	Layout of 1,500MWe metal fuel core design	177
Fig. 4-12	Primary system of 1,500MWe metal fuel FBR	178
Fig. 4-13	ULOF analysis results for the metal fuel core	179
Fig. 4-14	Estimated peak coolant temperature of 1,500MWe metal core during ULOF	180
Fig. 4-15	The impact of the radial expansion feedback on the ULOF response	181
Fig. 4-16	ULOF analysis results for the 300MWe radially heterogeneous metal fuel core	182
Fig. 4-17	ULOF analysis results for the oxide fuel core	183
Fig. 4-18	Radial temperature distribution within a typical fuel pin	

	during ULOF	184
Fig. 4-20	UTOP analysis results for the metal fuel core	185

付録 A

Table A-1	Core characteristics of DFBR	204
Table A-2	Parameters for DFBR ULOF sensitivity analysis	204
Table A-3	Parametric study results on the acceptable core void reactivity value in terms of elimination of prompt-criticality during ULOF initiating phase for a metal fuel core	205
Fig. A-1	ULOF initiating phase event sequence of mixed-oxide core	206
Fig. A-2	Relationship between core void reactivity and reactivity insertion rate due to FCI for oxide core	207
Fig. A-3	Critical ramp rate of large FBR for prompt criticality	208
Fig. A-4	Relationship between core void reactivity and released energy during ULOF initiating phase oxide core	209
Fig. A-5	Relationship between core void reactivity and maximum net reactivity During ULOF initiating phase	210
Fig. A-6	Cladding penetration rates at higher temperature	211
Fig. A-7	Overview of CANIS code models	212
Fig. A-8	Safety parameters of 1,500MWe metal fuel core	213
Fig. A-9	ULOF analysis result for a 1,500MWe metal fuel core	214

付録 B

Table B-1	Comparison of measured and calculated ram loads
-----------	-------------------------------------------------

	at full-compaction	233
Fig. B-1	Analysis model of ARKAS	234
Fig. B-2	Finite elements for ARKAS analysis	235
Fig. B-3	Calculation flow of ARKAS code	236
Fig. B-4	General view of CRUPER	237
Fig. B-5	CRUPER duct configuration and model for ARKAS analysis	238
Fig. B-6	Measured and calculated ram load during compaction sequence	239
Fig. B-7	Scattering of measured and calculated pad loads	240
Fig. B-8	Scattering of measured and calculated gaps	240
Fig. B-9	Calculation flow of SIRAP code	241
Fig. B-10	Schematic description of single-pin thermal model for TREFOIL	242
Fig. B-11	TREFOIL subassembly flow network model	243
Fig. B-12	TREFOIL nodes for central/peripheral channel mixing model	244
Fig. B-13	TREFOIL gap flow model	245
Fig. B-14	Calculation flow of TREFOIL code	246

第1章 序論

1. 1 本研究の背景

FBR とその燃料サイクルの実用化に向けた、経済性、安全性の向上、環境負荷低減の実現などに資する新型燃料として、近年、ウラン-プルトニウム-ジルコニウム三元合金燃料が注目されている。

1950年代から60年代の、ナトリウム冷却FBR開発の初期においては、ウランおよびプルトニウムを含む合金を用いた燃料が主な開発対象であった^(1,2)。これは、当時は合金燃料に最も経験があり、また密度が高い燃料によって高増殖性を達成することが第一の目標とされたためである。Table 1-1 に示すように、合金燃料は米国の EBR など初期の実験炉で多く用いられた。しかし、スミア密度が85-100%という当時の燃料ピン設計では、比較的低い燃焼度で燃料合金の FP ガス空孔蓄積によるスエリングに起因して、燃料-被覆管機械的相互作用 (FCMI: Fuel Cladding Mechanical Interaction) の過大な応力が生じ、破損に至ることが多かった。このため、高燃焼度の達成は困難とされた。また、融点が約 1,100°C と比較的低いことに加え、スエリングした燃料合金が被覆管と接した部分に形成される相互拡散層中にはより低融点の相が生じ得ることから、炉心の高温化に対する余裕が小さいとされた。これらのことから、各国での開発の主流は、軽水炉でも用いられていた酸化物燃料へと移行した。

しかし、この流れの中で、米国のアルゴンヌ国立研究所 (ANL) では実験炉 EBR-II のドライバ燃料として、濃縮ウラン-フィッシウム合金 (U-Fs) および濃縮ウラン-ジルコニウム二元合金 (U-Zr) が用いられ、高燃焼度の達成を目指した開発が継続された。そし

て、1970年代までには、燃焼が進んでFPガス空孔割合が一定の値に達すればFPガス放出が始まってスエリングの進行は止まるという理論⁽³⁾を参考に、燃料-被覆管ギャップを大きくとりスミア密度を約75%として“スエリングしろ”を確保するという燃料設計の改良が行われた。U-FsおよびU-Zrはナトリウムとの共存性が良いことから、燃料-被覆管の熱的ボンド材としてナトリウムが充填され、ギャップにおける良好な熱伝達が確保された。照射試験の結果、この設計によれば10at.%以上の高燃焼度が可能となることが示された^(4,5)。また、経済的な燃料成型加工法として、クォーツ鑄型を用いて長さ数10cmの燃料合金棒(燃料スラグと呼ぶ)を鑄込む、射出成型法が開発された。以来、EBR-IIでは3万本以上のU-Fsドライバ燃料ピン、および1万本以上のU-Zrドライバ燃料ピンが使用され、8-10at.%以上の平均燃焼度が達成された^(6,7)。

この成果に基づいて、ANLでは実用化を目指したウラン-プルトニウム合金燃料の開発を再開した。また、これとともに、高密度で熱伝導が良いという燃料の利点を活用した経済的で安全性の高い炉心の開発、および、電解精製と射出成型を中心とした乾式法による燃料リサイクル技術の開発が開始され、1984年からは、これらを総合したIntegral Fast Reactor (IFR)計画が米国エネルギー省のプロジェクトとして進められた⁽⁸⁾。IFR計画では、ANLを中心に国立研究所、メーカーが参加して研究が行われ、燃料、炉心、安全性、およびリサイクル技術開発の分野で成果をあげた。1989年からは、乾式リサイクル技術の分野でわが国の機関(電中研、日本原子力発電)との共同研究も進められた。その後、米国の原子力技術開発政策の方針変更にもなって、IFR計画は1995年に中止された。しかし、金属燃料サイクルの研究は電中研などわが国の諸機関で続けられており、1999年に核燃料サイクル開発機構と電気事業を中心にオールジャパン体制で開始された、FBRサイクル実用化戦略調査研究においても、実用化候補のひとつとして検討が進められてい

る⁽⁹⁾。

ウラン-プルトニウムに、クロムまたはモリブデン、チタン、ジルコニウムなどの高融点金属を添加して融点を高め、実用的な燃料合金を得るための研究は、すでに 1960 年代に行われていた。その中で、炉外試験および実験的な照射によって、融点の向上とともにステンレス被覆管との良好な共存性が確認され、最も有望とされたものが、ウラン-プルトニウムに約 10wt.%のジルコニウムを加えた三元合金 (U-Pu-Zr)であった⁽¹⁰⁾。EBR-II ではこの合金を用いた燃料ピンの照射も行われた。しかしながら、米国原子力委員会が酸化物燃料の開発に注力することを決定したため、18本の燃料ピンが照射され、最大 4at.%の燃焼度が達成されたのみで研究は停止された⁽¹¹⁾。IFR 計画では、この U-Pu-Zr 燃料の開発が再開され、前述の考えに基づいてスミア密度を約 75% (一部は 80-85%)に設定した燃料ピンが約 600 本燃製作されて EBR-II および FFTF において集合体照射された。Table 1-2 には、これらの照射試験における燃料ピンの寸法仕様、および照射条件 (線出力、温度) と達成燃焼度を示す。照射試験の結果、これらの燃料ピンが高燃焼度を達成できることが確認され、実用化の可能性があることが示された^(7, 12, 13, 14)。ただし、試験では照射中に破損がないことが示されたのみであり、FCMI の応力が低く抑えられたことが実測されたわけではなく、破損までにどの程度の余裕があったかを示すデータは得られていない。したがって、各種の燃料ピン仕様 (寸法、スミア密度) と照射条件の下でどの程度の燃焼度が達成可能となるかについては、まだ十分に解明されていないと言える。この解明のためには、燃料スラグ中における FP ガス空孔の蓄積による燃料スエリング、および空孔からのガス放出を機構論的にモデル化し、それをもとに FCMI の応力を定量的に評価できる解析手法を開発する必要がある。そしてこの手法を用いて照射データの解析を

行い、変形量などを通じて検証することができたならば、この手法によって求められる FCFMI の値は妥当なものであり、これに基づいて各種の燃料ピンの定量的な寿命予測（被覆管の破損予測）を行うことが可能となると言える。しかし、これまでに照射下での燃料挙動予測手法の開発はあまり進展しておらず、IFR 計画および電中研での研究によって、照射データに基づく経験式を用いた解析手法が開発されたのみであった^(15,16)。このため、より広い範囲の仕様、照射条件に適用できる、機構論的な燃料スラグ変形モデルによる燃料挙動解析手法の開発が必要とされている。このような手法が開発されれば、将来の実用炉に対する各種のニーズに対応して設計される任意の仕様（寸法、スミア密度、燃焼度など）、照射条件（出力密度、温度など）の燃料ピンについて、その挙動解析を行って寿命期間中の健全性を確認（破損を予測）することが可能となり、金属燃料の実用性を正しく評価することができるようになると言える。

U-Pu-Zr 燃料および U-Zr ブランケットは、酸素等の軽い核を含まないために密度が高く、また熱伝導が良くナトリウムポンドを使用できるために除熱特性が良好で、かつ高燃焼度の達成が期待できるものであり、優れた燃料概念であると言える。本論文では、この U-Pu-Zr 燃料および U-Zr ブランケットの概念を称して、“金属燃料”と記す。Fig1-1 に、金属燃料の概念を示す。この金属燃料を用いれば、Fig.1-2 のように、高燃焼度化をベースとした運転サイクル長期化・炉心のコンパクト化・燃料所要量の低減などの経済性追求、硬いスペクトルを活用した長寿命核種の変換、燃料の良好な除熱性や余剰反応度（制御棒反応度）の低減可能性を活用した受動的安全性の拡張など、実用化時代の多様なニーズに応じた種々の観点からの炉心高性能化を図ることが可能となる。ただし、実用的な炉心においていかなる高性能化が実現できるかを正しく評価するためには、金属燃料炉心の

特徴を反映した適切な設計手法による設計研究を行うことが必要である。

燃料設計においては、想定される照射条件下での FP ガススエリング、FP ガス放出などの燃料スラグの挙動と被覆管の材料特性を考慮して、定常時および過渡時を含む寿命期間中の健全性確保が可能な寸法仕様を定めることが最も重要な点となる。照射下での燃料合金の熱伝導度や融点の変化を考慮した温度制限等、適切な使用条件の設定も重要である。これらを行うためには、前述した機構論的モデルによる燃料スラグ変形評価に加え、照射下での燃料スラグ中での各成分の再分布や、燃料スラグー被覆管境界での相互拡散層形成の影響も考慮できる解析手法を開発して、これを用いて燃料挙動を予測することが必要となる。

炉心の核設計については、まず基本的な出力分布計算（拡散、輸送計算）および炉定数ライブラリとその処理に用いる手法としては、従来から酸化物燃料炉心を対象に開発されてきたものが基本的に適用性できることが、ANL の ZPPR および原研の FCA における金属燃料炉心を模擬した臨界実験などによって確認されている^(17, 18)。しかし、金属燃料炉心では、次に述べるように燃料挙動および乾式リサイクル技術の特徴に起因した核特性への影響があるため、これらを適切に評価できる手法、および手順を開発して用いる必要があると言える。まず、燃料ピンのスミア密度が低減されており 30%程度以上のスエリング量を許容していることに起因して、燃焼にともなう燃料スラグの伸びも比較的大きくなり、炉心の希釈および制御棒の相対的挿入による負の反応度効果が生じることがある。この点については、燃料挙動解析によって核（および熱流力）と整合する適切な伸びの量を求め、それに基づいて反応度効果を算出することが必要である。次に、Fig.1-3 に示すような、電解精製 (Electro-refining) と射出成型 (Injection casting) を主体とする乾式リサイクル技術の適用に起因した影響がある。この乾式リサイクル技術は、水溶液を用いな

いバッチプロセスからなるものであり、比較的小規模のプラントでも大型プラント並の経済性を達成できる新技術として着目され、研究開発が進められているものであり、この技術への適合性が良いことも金属燃料 FBR の特長の一つとされている^(8, 19, 20, 21)。この技術では原理的に、アメリシウムやキュリウムなどの MA も、ウラン、プルトニウムと同様の回収率で回収されリサイクルされることになる。ただし、アクチニドの回収率を非常に高く設定した場合には、若干の希土類 FP が付随して回収される。このため、多数回のリサイクルを経た燃料中には、一定量の高次のと希土類 FP が含まれることになる。したがって、実用化時代を想定した金属燃料炉心の特性評価においては、高次のアクチニドを含むチェーンを精度良く解くことができ、また、リサイクルによる燃料中のアクチニドと FP の組成、同位体比の変化の影響を適切に考慮できる燃焼、リサイクル計算手法、および余剰反応度評価手法をとることが必要となる。なお、炉心の熱流力設計については燃料物質の違いが直接に影響することはない、従来から酸化物燃料炉心を対象に開発されてきた手法を適用することができる。ただし、燃料-被覆管相互反応層中の低融点相における液相形成の防止など、燃料の特徴に起因した温度制限を考える必要があるため、精度の良い評価手法を用い不確かさを適切に考慮した高温点評価を行わなければならないと言える。

将来の実用化時代における FBR には、高稼働率達成のために運転サイクル期間を 1 年以上とし、燃料サイクルコスト低減のために燃焼度をもんじゅの取出平均値 80GWd/t より高くする（出力密度 400-500W/cm）ことなどによって、高い経済性を達成することが求められる。実用化までの FBR 導入には多様なシナリオが考えられるため、状況に応じて小型～大型までの多様な出力規模の炉が必要とされ得る。したがって、実用炉としての金属燃料炉心の適性を知るためには、各出力規模において達成可能となる特性を把握して

おく必要がある。中性子経済の観点からは不利となる小型炉心では、高燃焼度化、余剰反応度低減の可能性が課題となる。大型炉心は中性子経済のみでなく出力当りの建設単価低減の点でも有利であるが、一方では硬スペクトルに起因して同規模の酸化物燃料炉心よりポイド反応度が大きくなる傾向にあり、これを実用炉としての安全性確保の観点から妥当な範囲に抑えられるかどうか課題となる。また、基本的に高いと期待される増殖性についても、高燃焼度化などの経済性を追求したうえでリサイクル技術の影響も考慮した場合に、どの程度の増殖性能が可能となるかを明らかにしておくことが望ましい。さらに、これらの特性評価にあたっては、すでに述べたように燃料挙動（および熱流力）の制限との整合性を満たすことにより、総合的な観点からの設計の妥当性を確認しておくことが必要である。

しかしながら、これまでに実施された金属燃料 FBR 炉心の設計検討としては、米国において PRISM, SAFR などの小型炉心を対象としたものが多く行われているのみであり、大型炉の検討例は少ない^(22, 23, 24, 25, 26)。また、これらの例では主に核設計が行われたのみであり、燃料挙動から乾式リサイクル技術の影響までを一貫して考慮したものではない。したがって、金属燃料炉心の実用炉としての可能性を定量的に見極めるためには、前述のような金属燃料 FBR 炉心に適した燃料・炉心核熱流力設計手法を開発し、大型炉までを含めた幅広い範囲を的確にカバーした設計研究を行うことが必要であると言える。

標準的なプロセスで MA が回収されるという乾式リサイクル技術の特徴に加え、炉心のスペクトルが硬いために MA が燃焼しやすいことを積極的に活用し、軽水炉で生成した MA を金属燃料 FBR とその燃料サイクルに受入れて、リサイクルしつつ消費していく概念がわが国のオメガ計画の中で提案されている⁽²⁷⁾。

軽水炉使用済み燃料再処理後の高レベル廃液からの MA 分離法として乾式法を想定し、分離された MA および付随する希土類 FP の組成を模擬した試料を用いた実験によれば、MA の添加量が数 wt.%程度までであれば、鑄造法によって均質な U-Pu-Zr-MA 燃料合金を製造できることが示されている^(28, 29)。すなわち、添加量を数 wt.%に抑えれば、MA を含まない場合に比較して燃料製造コストがあまり増加しないことが期待できる。この結果は、軽水炉で生成した MA を経済的に消費する有力な方法として、金属燃料 FBR の燃料中に若干量を添加し、これを FBR 発電炉体系とその燃料サイクルの標準的な燃料として広く用いていくことがあると示唆している。ただし、このような概念が有効となるためには数基の金属燃料 FBR の導入では不十分であり、軽水炉発電体系から金属燃料 FBR 発電体系への移行が必要となる。将来においては、金属燃料 FBR サイクルのコスト低減やウラン資源のひっ迫などにより、この移行が実現し得るものと考ええる。しかし、現在の原子力発電と燃料サイクルを取巻く諸状況からみて、それは数 10 年程度先になる可能性が高い。したがって、将来の移行期においては、それまでの軽水炉発電によって大量に蓄積された MA を速やかに金属燃料 FBR サイクルに受入れていくことが必要となる。また、その際には、高燃焼度化など今後の軽水炉燃料の高度化によって使用済み燃料中の MA 組成が現行のものから変化している可能性が高い。さらに、実際には MA のみでなく軽水炉で生成されたプルトニウムも大量に蓄積されていることになるため、その消費も必要となる。

これまでにも、FBR 発電炉によって軽水炉からの MA を燃焼させる概念は提案されている^(30, 31)。これらはすべて軽水炉と FBR の共存を前提とし、軽水炉で生成される MA の消費に何基の FBR が必要かを論じるのみであった。しかし、上に述べたように、より実地的な FBR 発電炉体系による軽水炉からの MA とプルトニウム（超ウラン元素）消費の

概念の成立性を確認するためには、将来の移行期を想定し、それまでの蓄積量や組成の変化を考慮に入れて軽水炉-FBR サイクルの超ウラン元素物質バランス評価を行うことが必要であると言える。

通常運転時、および、ポンプトリップや制御棒誤引抜きなどでスクラムによって炉停止される異常な過渡変件事象における、金属燃料の健全性維持と金属燃料炉心の安全性確保の方策に関しては、これまでの EBR-II の運転経験や TREAT での過渡試験と、各種の解析評価によって見通しが示されている^(32, 33, 34, 35)。一方、より頻度は低いが、炉心損傷事故の起因事象となり得るものとして、異常な過渡変化時のスクラム失敗事象 (ATWS: Anticipated Transient without Scram)、冷却材流路の局所閉塞、崩壊熱除去能力の喪失、および重要な原子炉構造物の損傷の4つがあげられている⁽³⁶⁾。Fig. 1-2 に示したように、金属燃料 FBR 炉心の魅力の一つとして、これらのうち ATWS 事象が、事象に対する炉心の受動的応答にともなう反応度フィードバックのみによって、安全に終息できる可能性を持つことがある^(8,37)。

Fig.1-4 に示すように、金属燃料炉心では燃料の熱伝導が良好なために燃料ピン内の温度勾配が小さく、定格運転時の燃料平均温度は冷却材温度より高々100-150℃高い値となる。これが、ULOF (unprotected loss of flow : 冷却材流量喪失時スクラム失敗事象) などの冷却能力喪失型の事象の、受動的な終息にあたって有利な特徴となる。すなわち、ULOF 時に冷却材温度が上昇すると正の冷却材密度反応度が加わるが、同時に炉心各部の熱膨張によって負の反応度が生じ、正味の反応度が負となった場合には炉心の出力が低下する。この際、金属燃料炉心では冷却材温度が 100-150℃程度上昇した時点で燃料温度を上回ることになり、冷却材の温度上昇に追従して速やかに燃料温度が上昇するため、出

力の低下にもかかわらずドブラー反応度は正とならない。したがって、正味の反応度を負に保つことが比較的容易になる。また、ゼロ出力と定格時の温度差が小さいことは出力補償反応度が小さいことを意味する。このため、比較的小さな負の反応度フィードバック量で、出力を速やかに低下させて出力/流量の不整合を解消することが可能になる。その結果、冷却材温度が沸点に至る前に冷却材温度上昇が止まり、自然循環による冷却が成立して炉心が安定状態に達することが期待できる。

EBR-II では、この受動的安全性に関するデモンストレーションとして、定格時からの ULOF 試験が実施され、速やかに出力が低下して、冷却材温度が沸騰することなく自然循環冷却が成立して安定な状態となることが示された^(39, 40)。ただし、EBR-II は非常に小型の炉心であり、冷却材密度係数を含めたすべての反応度係数が負であることから、この結果をもって一般的な受動的安全性が実証されたとすることはできない。より実際的な炉心では冷却材密度係数が正であり、燃料の伸びなどに加えて何らかの大きな負の反応度フィードバックを与えるメカニズムが不可欠となる。PRISM や SAFR の酸化物燃料炉心の設計例では、このメカニズムとして、GEM (Gaseous Expansion Module、ガス膨張機構) や、SASS (Self Actuated Shutdown System、自己作動型炉停止機構) などの機構が設けられていた^(41, 42)。しかし、これらの特別な機構を付加することは、起動時の運転方法の見直しが必要となることや、定常時の誤動作の可能性があることなど、新たな不具合要因の増加が懸念される。これに対して、金属燃料炉心では必要となる負の反応度が比較的小さいことから、金属燃料を使用した PRISM、SAFR や大型炉心の設計例を対象とした ATWS 事象解析では、炉心の径方向変形(膨張)効果による負のフィードバックを考慮し、これが支配的要因となって冷却材沸騰および大規模な燃料破損に至らないという結果を示している^(43, 44, 45, 46)。しかし、これらの解析では、炉心の径方向変形に関する解

析モデルとして1次元的な簡易手法が用いられている^(47, 48)。過渡時の炉心形状は、各部の温度変化に対応する各集合体の膨張、変形（湾曲）、およびこれに起因した集合体間の相互作用などの複雑な現象の結果として定まるものである。すなわち、炉心の径方向変形の効果は、単純な炉心の熱膨張/収縮によるものではなく、集合体や炉心拘束の構造、材料設計などの諸条件によって、同一の過渡条件に対しても正負いずれの反応度をも生じ得るものである。このため、もんじゅなどの従来の酸化燃料炉心の安全評価では、不確かさ分として無視されていたものである。したがって、この効果を精度良く考慮するためには、詳細な炉心形状の解析と核熱流動解析を組み合わせた解析手法を開発する必要がある。そのような詳細解析手法を用い、実用炉を想定して設計された実際的な炉心を対象とした解析を行って、各種の設計条件の影響を定量的に把握することによってはじめて、金属燃料FBR炉心の冷却能力喪失型のATWSに対する受動的安全の可能性が適切に評価できると言える。

一方、制御棒誤引抜による反応度挿入に起因した過出力型の事象（UTOP: Unprotected transient over power、過出力時スクラム失敗事象）については、挿入され得る反応度を抑制した設計によって事象の厳しさを大幅に緩和する対策が有効である。すなわち、良好な内部転換性を活用して燃焼反応度をゼロに近づけた設計をとれば、制御棒の必要反応度を抑えて誤引抜に伴う挿入反応度を小さく制限することができる。前記のPRISM, SAFRなどの解析例でも、炉心設計結果をもとに数%程度の小さな反応度を挿入し、最大出力が150-170%に達した後に事象が安全に終息する結果が示されている^(43, 44)。しかし、これらの解析では制御棒の反応度として燃焼補償や出力補償などのノミナル項目のみを想定しており、各種の不確かさを反映した安全余裕分を考慮していない。また、制御棒の誤引抜きにともなう出力分布の歪みに起因した挿入反応度の増加についても考慮されていない。こ

い。このため、UTOP 時に挿入される反応度が非常に低く評価されている。したがって、金属燃料炉心の受動的安全性を適切に判断するためには、詳細な炉心設計に基づいて評価された挿入反応度に基づく解析評価が必要であると言える。また、UTOP の場合でも炉心径方向変形の効果が主たる負の反応度フィードバック要因となるため、解析においては前述の詳細手法を用いる必要がある。

なお、ATWS 以外の炉心損傷事故起因事象については、燃料物質によらず、原子炉構造や冷却系の不具合から生じるものであり、従来の酸化燃料炉心と同様にこれらの設計の改善によって安全性の確保を図るべきものと言える。さらに、これらに起因して、あるいは ATWS 事象からでも、金属燃料 FBR 炉心が炉心損傷事故に至る可能性はゼロではなく、その場合の応答評価と安全性確保は実用化に向けた課題であると言える。ただし、これらの点については本研究では取り上げないものとした。

このように、IFR 計画を中心として、燃料および炉心とその安全性、さらにはリサイクル技術に関する研究開発が進められた結果、金属燃料 FBR 炉心の基本的な成立性は確認され、高い経済性、増殖性、受動的安全性や MA のリサイクルなど、魅力的な特性が期待できることが示されている。しかし、実用化を考えた実際的な想定の下で燃料挙動の特徴と乾式リサイクル技術の影響を適切に考慮できる、金属燃料および金属燃料 FBR 炉心の設計手法は開発されていなかった。さらに、大きな利点の一つとされる ATWS 時の受動的安全性についても、その成立性を示すのに十分な精度を持つ解析手法は開発されていなかった。このため、実用化時代を担う概念としての金属燃料 FBR 炉心の適性を定量的に判断するための情報は十分ではなかった。したがって、金属燃料 FBR 炉心の実用炉としての適用可能性と利点を定量的な評価のためには、金属燃料および金属燃料 FBR 炉

心に適した設計、過渡解析の手法を開発することが必要とされていた。

1. 2 本研究の目的と本論文の構成

前節での議論により、金属燃料 FBR 炉心の開発と実用性評価の現状と課題を整理し、その実用化に向けては、実用炉を想定した燃料、炉心設計と過渡解析を可能とする手法の開発が必要であることを明らかとした。また、これらを適用した設計研究が必要であることも明らかとなった。そこで本論文では、燃料挙動の特徴、および乾式リサイクル技術の影響を適切に考慮できる、金属燃料および金属燃料 FBR 炉心の設計手法を開発すること、および、これを用いた設計研究を行って、金属燃料 FBR 炉心の実用炉としての適用可能性と利点を定量的に評価すること、さらには発電炉体系における MA のリサイクルや受動的安全性の確保など燃料の特長を生かした革新的概念の成立性を評価することを研究の目的とする。

本論文の構成を以下にまとめる。

第2章「金属燃料 FBR 炉心設計手法の開発と適用」では、本研究で開発した、FBR 用の金属燃料と炉心の設計手法をまとめる。ここでは、まず、FP ガス空孔の蓄積とガス放出に対応した燃料スラグの変形、照射下での燃料スラグ中での各成分の再分布を機構論的なモデルによって記述し、FCMI の応力を定量的に評価できる燃料解析手法の開発と検証について述べ、この手法を用いれば一般的な設計の燃料の健全性評価が可能となることを示す。次に炉心核設計においては、従来の酸化物燃料炉心に適用されてきた、群定

数ライブラリとその処理、および詳細な 3 次元拡散（輸送）計算の手法をもとに、MA とそれに付随する希土類 FP がリサイクルされるなどの乾式技術の影響を考慮するために、行った、燃焼計算手法とリサイクル計算手順、制御棒必要反応度評価手法の改良について述べる。また、燃焼にともなう燃料スラグの伸びが大きいことなどの特徴的な燃料照射挙動の影響を、燃料挙動解析の結果を用いた核計算によって評価する手法についても述べる。炉心熱流力設計については、サブチャンネルモデルによって全炉心の伝熱を解く手法を適用し、燃料-被覆管相互反応層中の低融点相における液相形成の防止など、燃料の特徴に起因した温度制限について、精度が良く不確かさを適切に考慮した評価を行うことができるようにしたことを述べる。そして、これらの結果実用炉への適用を想定したのものとしては新たな燃料形態となる金属燃料を用いた FBR 炉心の、核熱流力特性および燃料健全性を精度良く評価できる設計手法が開発されたことを述べる^(49,50)。

さらに、開発した手法を適用して、多様な出力規模（150~1500MWe）を対象とした燃料、炉心設計を行った結果について述べる。ここでは、中性子経済の観点から不利となる小型炉心において、1.0~1.5 年の実用的な運転サイクル長で、90GWd/t 程度の高燃焼度を達成し、高い経済性を実現するためには、非均質配置をとるなどの設計上の工夫が必要となることを示す。大型炉心については、さらに高い 120~150GWd/t の燃焼度を達成したうえで、ボイド反応度を安全性の観点からの上限値（8\$程度）以下とするために、炉心形状を扁平にすることが有効であることを示す。また、これらの炉心で燃焼度を若干低減すれば、燃焼反応度を大幅に低減して余剰反応度を数\$程度に抑え、制御棒誤引抜反応度を数 10¢程度に低減できることを明らかにする。一方熱流力設計については、燃料-被覆管の共晶反応の防止を想定して定格時被覆管最高温度を 650℃に制限しても、炉心出口温度を少なくとも約 510℃とし、約 38.5%以上と十分実用的な熱効率を達成できることを

示す。さらに、燃料挙動解析の結果をもとに、現在開発中の被覆管材料を用いれば、200GWd/t 程度の高燃焼度（上述の平均 150GWd/t に対応するピーク燃焼度）までクリーブ破損を生じることなく健全性を確保できることを確認する。このように、金属燃料 FBR 炉心では小型から大型までの各出力規模で実用炉に適した経済性の追求と安全性の確保、向上をねらった特性が得られることを述べる^(49,50)。

第3章「金属燃料 FBR 炉心による超ウラン元素のリサイクル」では、軽水炉時代が長期に継続された後に商用の金属燃料 FBR とその燃料サイクルの導入が本格的に開始される場合を想定し、その移行期におけるプルトニウムと MA の物質収支を評価した結果について述べる。この評価では、軽水炉の燃焼度は現行より高い値を想定し、炉内での燃焼と保管中の崩壊を評価して蓄積される MA の組成を定める。FBR への移行開始までに蓄積された軽水炉からのプルトニウムと MA は、すべて、移行が開始された後に寿命に達する軽水炉を代替するための金属燃料 FBR の燃料供給に使われるものとする。この FBR の炉心としては、第2章で述べる 1,500MWe 炉心の設計を用いる。また、FBR の燃料サイクルは、導入開始後すぐに開始され、炉心から取り出されたアクチニドはリサイクルロス分を除いて新燃料中にリサイクルされるものとする。軽水炉からのプルトニウムと MA は FBR の燃料中に一様に添加するものとし、ボイド反応度係数の増大とドップラ係数の減少を抑える観点から、添加量を数 wt.%以下とする⁽⁵¹⁾。そして、評価の結果をもとに、50GWe 程度の軽水炉時代が 50 年程度継続し、500t 程度のプルトニウムと MA が蓄積されたとしても、同規模の金属燃料 FBR とその燃料サイクルへと移行していく過程で、その標準的な燃料の中に広く取り込んでいけば、移行期を大きく上回らない期間で順調に消費できることを明らかとする。また、この際に必要となる新燃料中の MA 添加量は約 2%

であることを述べる⁽⁵²⁾。さらに、窒化物および酸化物を燃料とした FBR 炉心の特性についても評価を行った結果をもとに、数%程度の TRU が添加された燃料の燃焼に関しては金属燃料 FBR 炉心と大きな特性の差がないことを確認する。すなわち、これらの燃料についても、金属燃料の乾式リサイクル技術と同様の高い MA 回収率を達成する技術が開発されたならば、将来の本格的移行期に軽水炉からの MA を受入れ、消費していくことが可能となることを述べる。

第4章「異常な過渡変化時スクラム失敗事象時の受動的安全性評価手法の開発と適用」では、まず、本研究で開発した ATWS 事象解析手法についてまとめる。この手法では、受動的な事象の終息に不可欠な負の反応度フィードバック要因として期待される、炉心の径方向変形の効果を適切に考慮できるように、詳細な炉心形状の解析と核熱流動解析を組み合わせる。炉心形状解析には、各集合体をダクトで代表させ、有限要素法によりシェルまたはビームとしてモデル化して解く 3 次元の手法を用いる。集合体間、および各集合体と炉心支持構造の間の相互作用については、接合を模擬するための要素を設けて全炉心（または対称な部分炉心）を表すものとする。各集合体の変位をもとに反応度を算出する手法としては、詳細メッシュによる 3 次元拡散摂動法を用いる。炉心各部の温度は、単チャンネルで表した各集合体をフローネットワークとして結合して炉心をモデル化し、冷却材の熱流動を解く手法によって求める。ただし、各集合体について周辺部の流れを考慮するための解析チャンネルを設け、また、ダクト間に滞留した冷却材の循環を考慮する解析モデルを付加して、ダクトの温度をより詳細に評価できるようにする。過渡時の各時刻の出力は、炉心各部の温度と反応度係数分布をもとに算出した反応度フィードバックと、炉心径方向変形反応度を用い、1 点炉近似の動特性を解いて求める。以上の手法によれば、炉

心径方向変形の反応度効果に対する、集合体や炉心拘束の構造、材料設計などの各種の設計条件の影響を定量的に把握することが可能となり、金属燃料 FBR 炉心の ATWS に対する受動的安全性を適切に評価できることを述べる。

次に、この手法を用い、代表的な ATWS である冷却材流量喪失型の ULOF 事象および過出力型の UTOP 事象の解析を実施した結果を述べる。解析の主な対象は、第2章で述べる 1,500MWe 炉心（取出平均 150GWd/t）である。これは、大型炉心では冷却材密度係数（ボイド反応度）大きいことから、過渡時の正味の負の反応度を十分小さくして受動的安全性を確保することがより困難と考えたためである。解析結果をもとに、ULOF については、まず、1次冷却材ポンプのコーストダウン時の冷却材流量半減時間を 10 秒程度以上とすることが冷却材沸騰の回避に必要であり、適切なポンプ構造と冷却系の設計対応によってこの時間を確保することが課題である言を示す。次に、径方向変形（膨張）の負の反応度を速やかに有効とするためには、定格時に多くの燃料集合体がピッド部で接しているように集合体間ギャップを設定した設計をとる必要があることを示す。そして、今後の技術開発により、これらの技術が成立するならば、冷却材沸騰や大規模な燃料破損が回避でき安全性が確保される可能性があることを述べる。また、酸化物燃料炉心の応答との比較から、金属燃料炉心の場合、燃料の温度上昇に伴う負のドブラー効果が有効に働くために出力が速やかに低下するという特徴を確認する。UTOP については、制御棒誤引抜反応度の設計値をもとに挿入反応度を 0.34\$とした解析結果により、やはり冷却材沸騰や燃料破損を回避して安全性が確保できる可能性を示す⁽⁵³⁾。

第5章「結論」では、本研究を要約し結論を述べる。

【第1章の参考文献】

- (1) Kittel, J. H., et al.: "History of fast reactor fuel development," *J. Nucl. Mater.*, **204**, 1 (1993)
- (2) Hofman, G. L. and Walters, L. C.: "Metallic Fast Reactor Fuels," *Materials Science and Technology, A Comprehensive Treatment*, R. W. Cain, et al., Eds., in *Nuclear Materials*, Vol. 10A, Part1, B. R. T. Frost, Ed., VCH Verlagsgesellschaft (1994)
- (3) Barnes, R. S.: "A Theory of Swelling and Gas Release for Reactor Materials," *J. Nucl. Mater.*, **11**, 135 (1964)
- (4) Walters, L. C., Kittel, J. H.: "Development and Performance of Metal Fuel Elements for Fast Breeder Reactors," *Nucl. Technol.*, **48**, 273 (1980)
- (5) Einziger, R. E., Seidel, B. R.: "Irradiation Performance of Metallic Driver Fuel in Experimental Breeder Reactor II to High Burnup," *Nucl. Technol.*, **50**, 25 (1980)
- (6) Walters, L. C., Seidel, B. R., Kittel, J. H.: "Performance of Metallic Fuels and Blankets in Liquid Metal Fast Breeder Reactors," *Nucl. Technol.*, **65**, 179 (1984)
- (7) Leggett, R. D., Walters, L. C.: "Status of LMR fuel development in the United States of America," *J. Nucl. Mater.*, **204**, 23 (1993)
- (8) Chang, Y. I.: "The Integral Fast Reactor," *Nucl. Technol.*, **88**, 273 (1989)
- (9) 野田宏: "高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の取り組み状況、" 日本原子力学会誌、**48**、589、日本原子力学会 (2000)
- (10) Kittel, J. H., et al.: "Plutonium and Plutonium Alloys as Nuclear Fuel Materials,"

- Nucl. Eng. Des.*, **15**, 373 (1971)
- (11) Walter, C. M., Golden, G. H., Olson, N. J.: "U-Pu-Zr Metal Alloy: A Potential Fuel for LMFBRs," ANL76-28, Argonne National Laboratory (1975)
- (12) Pahl, R. G., et al.: "Steady-State Irradiation Testing of U-Pu-Zr Fuel to >18at% Burnup," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbied, Aug. 12-16, 1990, Vol. IV, p.129, American Nuclear Society (1990)
- (13) Pahl, R. G., et al.: "Irradiation Experience with HT9-Clad Metallic," *Proc. Int. Conf. Fast Reactor and Related Fuel Cycles*, Kyoto, Oct. 28 - Nov.-1, 1991, p.1.19, Atomic Society of Japan (1991)
- (14) Tsai, H., et al.: "Irradiation Performance of U-Pu-Zr Metal Fuels for Liquid-Metal-Cooled Reactors," *Proc. 3rd Joint Int. Conf. Nuclear Engineering*, Kyoto, Apr. 23-27, 1995, vol.2, p.849, Japanese Society of Mechanical Engineers/ American Society of Mechanical Engineers (1995)
- (15) Billone, M. C., et al.: "Status of Fuel Element Modeling Codes for Metallic Fuels," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.5-77 (1986)
- (16) Kobayashi, T., et al.: "Development of SESAME Metallic Fuel Performance Code", *Nucl. Technol.*, **89**, 183 (1990)
- (17) Macfarlane, H. F.: "Benchmark Physics Test in the Metallic-fuelled Assembly ZPPR-15", *Proc. Int. Topl. Mtg. Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation*, Paris, Apr. 27-30, 1987, vol.1, p.139 (1987)
- (18) Iijima, S., et al.: "Benchmark Physics Experiment of Metallic-fueled LMFBR at

- FCA(II) -Experiments of FCA Assembly XVI-1 and Their Analyses-,” JAERI-M 93-186, Japan Atomic Energy Research Institute (1993)
- (19) Burris, L., et al.: “A Proposed Pyrometallurgical Process for Rapid Recycle of Discharged Fuel Materials from the Integral Fast Reactor,” *Proc. Int. Topl. Mtg. Fuel Reprocessing and Waste Management*, Jackson Hole, Aug. 26-29, 1984
- (20) Burris, L.: “Rekindled Interest in Pyrometallurgical Reprocessing,” *Chem. Eng. Prog.*, 35 (Feb. 1986)
- (21) Inoue, T., Yokoo, T.: “Assessment of Advanced Technologies for the Future Nuclear Fuel Cycle,” *Proc. of Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems (Global99)*, Jackson Hole, Aug. 29- Sep. 3, 1999
- (22) Orechwa, Y., et al.: “Development of an LMR Core Design Using Metallic Fuel,” *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.5-141 (1986)
- (23) Tippets, F. E., et al.: “PRISM, A Passively Safe, Economic and Testable Advanced Power Reactor,” *Proc. American Power Conf.*, **48**, 694 (1986)
- (24) Brunings, J. E., et al.: “Sodium Advanced Fast Reactor (SAFR) for safe Economic Power,” *Proc. American Power Conf.*, **48**, 683 (1986)
- (25) Fujita, E. K., Wade, D. C.: “The Neutronic and Fuel Cycle Performance of Interchangeable 3500MW(thermal) Metal and Oxide Fueled LMRs,” *Proc. Int. Conf. Physics of Reactor Operation, Design, and Computation*, Marseilles, Apr. 23-26, 1990, p.II-54 (1990)
- (26) Wade, D. C., Chang, Y. I.: “The Integral Fast Reactor Concept: Physics of

- Operation and Safety," *Nucl. Sci. Eng.*, **105**, 507 (1980)
- (27) Inoue, T., et al.: "Development of Partitioning and Transmutation Technology for Long-Lived Nuclides," *Nucl. Technol.*, **93**, 206 (1991)
- (28) Kurata, M., et al.: "Redistribution Behavior of Various Constituents in U-Pu-Zr Alloy and U-Pu-Zr Alloy Containing Minor Actinides and Rare Earths in a temperature gradient," *J. Nucl. Mater.*, **208**, 144 (1994)
- (29) Kurata, M., et al.: "Fabrication of Metallic Fuel Containing Minor Actinides," *Proc. GLOBAL '97*, Yokohama, Oct. 5-10, 1997, p.II-1384 (1997)
- (30) Sasahara, A., Matsumura, T.: "An Assessment of TRU Recycling Transmutation in Metal Fuel FBR," *Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors, Marseilles*, Apr. 23-28, 1990, Vol. IV, p.PIII-31 (1990)
- (31) Wakabayashi, T., et al.: "Feasibility studies of an optimized fast reactor core for MA and FP transmutation," *Proc. GLOBAL '95*, Versailles, Sep. 11-14, 1995
- (32) Pedersen, D. R., Seidel, B. R.: "The Safety Basis of the Integral Fast Reactor Program," *Nucl. Safety*, **31**, 443 (1990)
- (33) Sackett, J. I., et al.: "EBR-II Test Programs," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. III, p.181 (1990)
- (34) Wright, A. E., et al.: "Fast Reactor Safety Testing in TREAT in the 1980s," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. II, p.233 (1990)
- (35) Endo, H., et al.: "Safety Features of Fast Reactor with Metallic-Fueled," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. IV, p.107 (1990)
- (36) Mueller, C. J., et al.: "Risk Characterization of Safety Research Areas for Integral

- Fast Reactor Program Planning," *Nucl. Technol.*, **48**, 273 (1980)
- (37) Cahalan, J. E., et al.: "Accommodation of Unprotected Accidents by Inherent Safety Design Features in Metallic and Oxide-Fueled LMFBRs," *Proc. Int. Topl. Mtg. On Fast Reactor Safety*, Knoxville, Apr. 21-25, 1985, vol.1, p.29 (1985)
- (39) Mohr, D., et al.: "Loss-of-primary-flow-without-scrum tests: Pretest Predictions and Preliminary Results," *Nucl. Eng. Des.*, **101**, 45 (1987)
- (40) Planchon, J. I., et al.: "Implications of the EBR-II Inherent Safety Demonstration Test," *Nucl. Eng. Des.*, **101**, 75 (1987)
- (41) Vaidyanathan, S., Murata, R. E.: "PRISM Fuel Design and Reliability Evaluation," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.1-43 (1986)
- (42) Bost, D. S., Felten, L. D.: "Metal and Oxide Fuels for the Sodium Advanced Fast Reactor (SAFR)," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.1-61 (1986)
- (43) Magee, P. M., et al.: "Transient Safety Performance of the PRISM Innovative Liquid Metal Reactor," *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.813 (1988)
- (44) Johnson, R. A., et al.: "SAFR, An Economic, Inherently Safe Liquid Metal Reactor," *Nucl. Eng. Des.*, **109**, 77 (1988)
- (45) Van Tuyle, G. J., et al.: "Analyses of Unscrammed Events Postulated for the PRISM Design," *Nucl. Technol.*, **91**, 165 (1990)
- (46) Royl, P. H., et al.: "Performance of Metal and Oxide Fuel Cores during Accidents

- in Large Liquid-Metal-Cooled Reactors,” *Nucl. Technol.*, **97**, 198 (1992)
- (47) Cheng, H. S., Van Tyule, G. J.: “A Simple Model for Radial Expansion Reactivity in LMRs,” *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.793 (1988)
- (48) Wigeland, R. A., Moran, T. J.: “Radial Core Expansion Reactivity Feedback in Advanced LMRs: Uncertainties and Their Effects on Inherent Safety,” *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.879 (1988)
- (49) Yokoo, T., Ogata, T., Ohta, H.: “A Design Study on the FBR Metal Fuel and Core for Commercial Applications,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **37**, 1 (2000)
- (50) Ogata, T., Yokoo, T.: “Development and Validation of ALFUS: An Irradiation Behavior Analysis Code for Metallic Fast Reactor Fuels,” *Nucl. Technol.*, **128**, 113 (1999)
- (51) Yokoo, T., et al.: “Core Performance of Fast Reactors for Actinide Recycling Using Metal, Nitride and Oxide Fuels,” *Nucl. Technol.*, **116**, 173 (1996)
- (52) Yokoo, T., Inoue, T.: “The Transuranic Mass Balance during the Introduction of Metal Fuel FBR Cycle,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **36**, 761 (1999)
- (53) Yokoo, T., Ohta, H.: “ULOF and UTOP analyses of a large metal fuel FBR core using a detailed calculation system,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **38**, 411 (2001)

Table 1-1 Experimental reactors that used metal fuel as the driver

Reactor	EBR-1 (USA)	DFR (UK)	Enrico Fermi (USA)	EBR-II (USA)
Operated period	1951 – 1963	1959 – 1972	1963 – 1972	1963 – 1995
Output (MWt/MWe)	1.2/0.2	60/15	200/61	62.5/20
Inlet/Outlet temp. (°C)	221/349	230/350	321/462	371/472
Fuel material	U-Zr	U-Mo	U-Mo,U-Cr,U-Zr	U-Fs ^a ,U-Pu-Zr
Cladding material	AISI347, Zy-2	Nb, V	AISI347, Zy-2	SS304,SS316
Fuel pin diameter (mm)	11	9	4	4.4, 7.4
Bonding material	NaK	Na	None	Na
Driver Burnup (at.%)	0.3	~3	0.4	~10

^a Fs = Fissium; an alloy which has similar composition to the slag from the melt-refining fuel recycle

Table 1-2 Irradiation conditions and results of the IFR fuel development program^a

Assembly name	No. of pins	Cladding material	Pin outer diameter	Peak linear power	Cladding temp.	Peak burnup	Pu enrichment
X419	61	D9	5.8mm	450W/cm	<560°C	11.9 at%	0, 8,19wt.%
X420	61	D9	5.8mm	480W/cm	<580°C	17.1 at%	0, 8,19wt.%
X421	61	D9	5.8mm	450W/cm	<560°C	18.4 at%	0, 8,19wt.%
X423	37	316	7.4mm	480W/cm	<600°C	5.5 at%	0~26 wt.%
X425	61	HT9	5.8mm	480W/cm	<600°C	19.3 at%	0, 8,19 wt.%
X430	37	HT9	7.4mm	490W/cm	<608°C	>11.5 at%	0, 8,19 wt.%
X441	61	HT9	5.8mm	490W/cm	<600°C	12.7 at%	0, 8,19 wt.%
X481	61	D9	5.8mm	490W/cm	<579°C	>10.0 at%	0, 8,19 wt.%
X489	61	HT9M	5.8mm	360W/cm	<606°C	>5.4 at%	0, 19,28wt.%
X492 ^b	61	316	5.8mm	490W/cm	<579°C	>8.2 at%	0, 8,19wt.%
X501 ^c	61	D9	5.8mm	480W/cm	<580°C	10 at%	0, 8,19wt.%
IFR-1 ^d	169	D9	6.9mm	500W/cm	<600°C	>10.0 at%	0, 8,19wt.%

^a smear density = 75%, except for X441 (=85%)

^b fabricated with Zr-theath

^c 1.3wt.%Np and 1.3wt.%Am are added.

^d irradiated in FFTF

[Assembly]

[Fuel Pin]

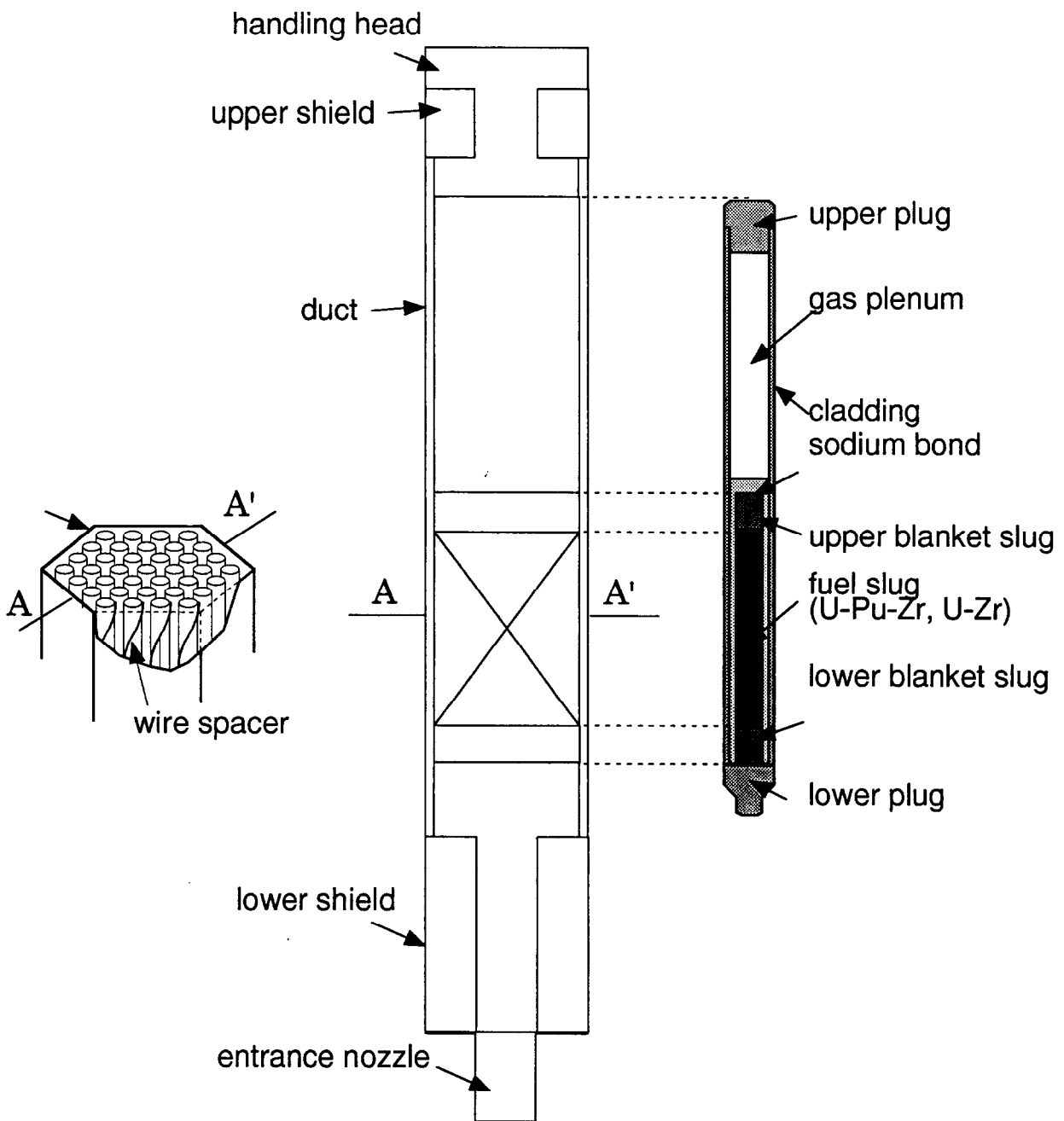


Fig.1-1 Metal fuel configuration
(typical assembly width=150-200mm, length=4.0-5.0m,
pin dia. = 7-9mm, length=2.5-3.0m)

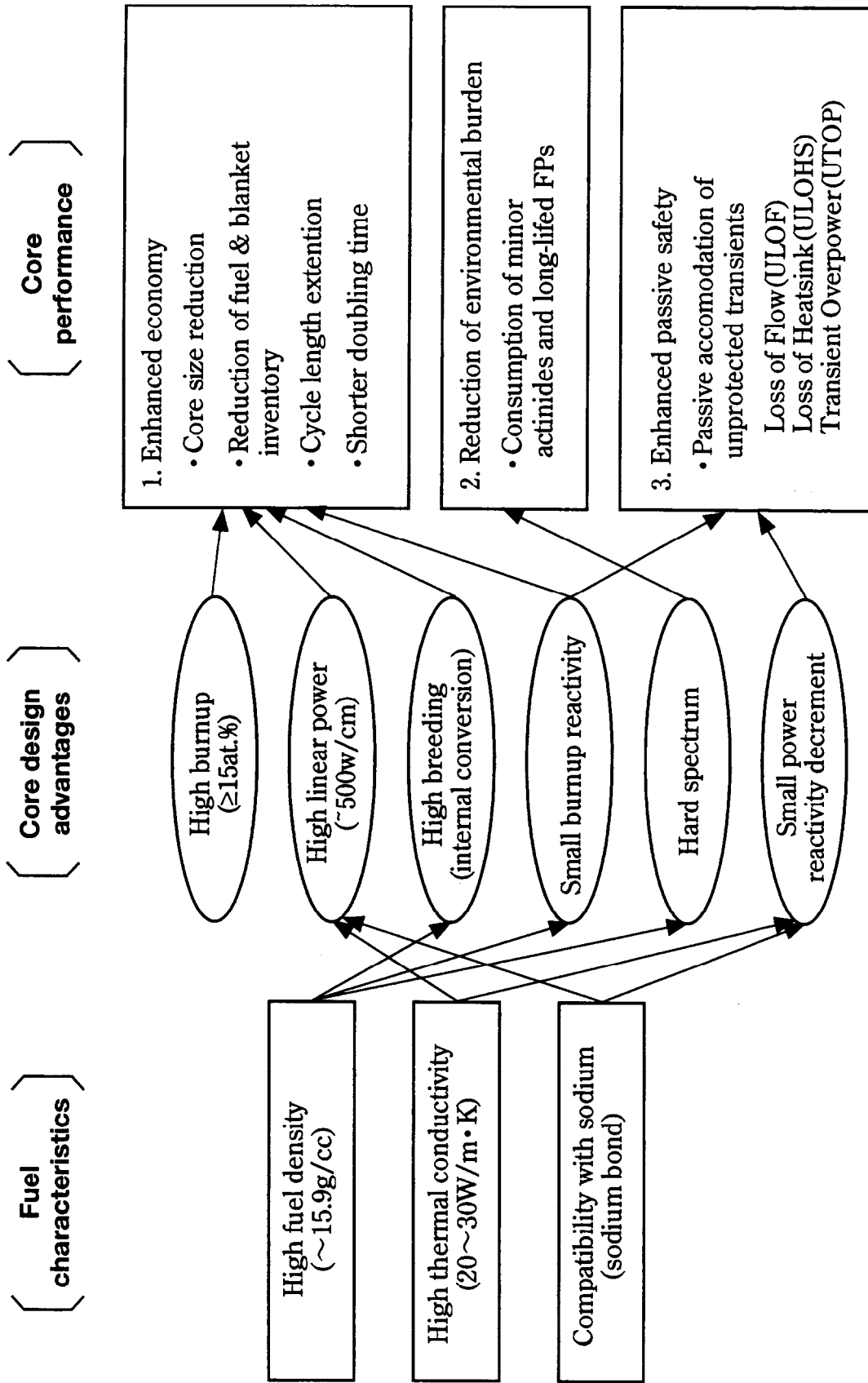


Fig.1-2 Utilization of superior U-Pu-Zr fuel characteristics toward the enhancement of core performances

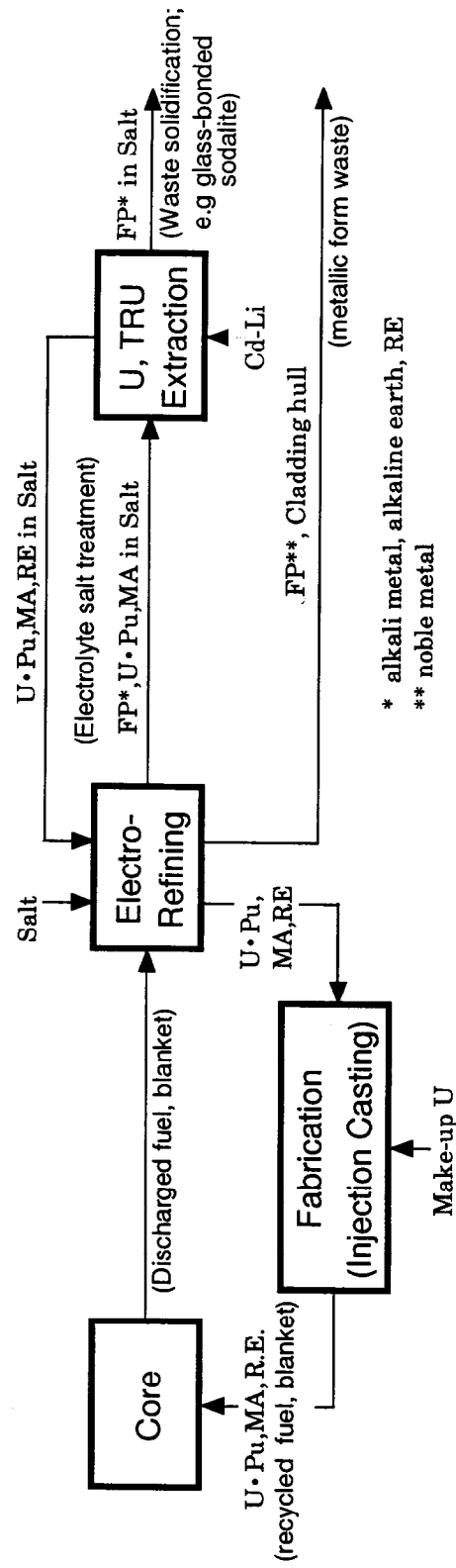


Fig.1-3 Proposed pyroprocess for metal fuel recycle
(FP:fission products, RE:rare earth FP, MA:minor actinides, Salt:LiCl-KCl)

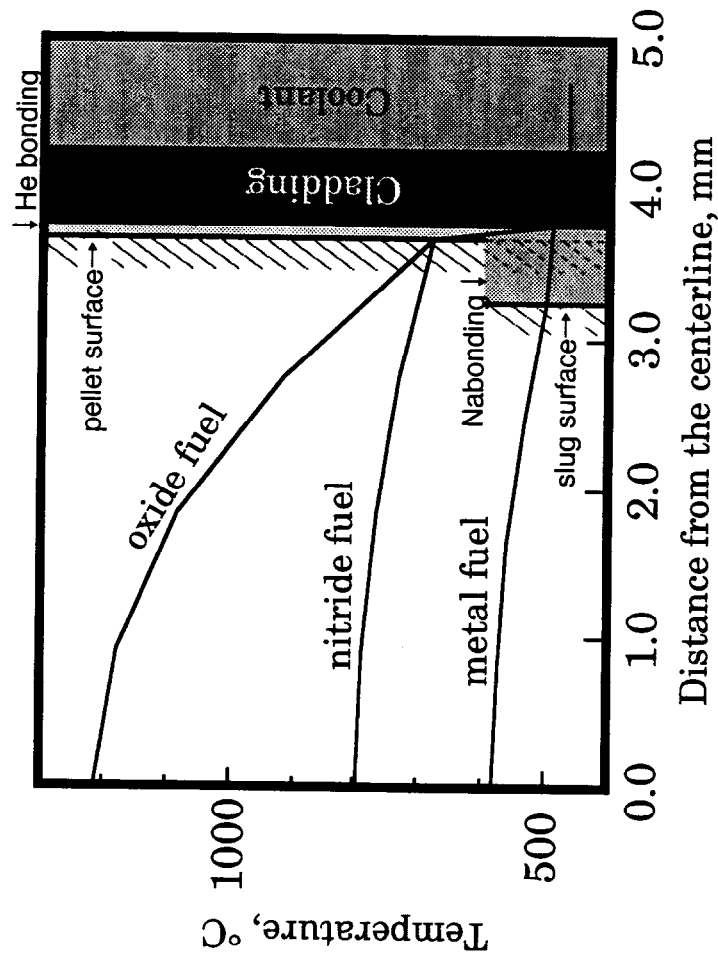


Fig. 1-4 Radial temperature profile of fast breeder fuel pins
 (Typical fuel pin of 1,500MWe core at the end of equilibrium cycle.
 Linear power -250W/cm. Coolant inlet/outlet temperature = 355/510°C.)

第2章 金属燃料FBR炉心設計手法の開発と適用

2.1 序言

第1章に述べたように、金属燃料は密度が高く、また高熱伝導とナトリウムボンドのために除熱特性が良好で、かつ高燃焼度の達成が可能な優れた燃料概念である。これを用いた金属燃料FBR炉心では、高燃焼度化をベースとした運転サイクル長期化・炉心のコンパクト化・燃料所要量の低減などの経済性追求、硬いスペクトルを活用した長寿命核種の変換、燃料の良好な除熱性や余剰反応度（制御棒反応度）の低減可能性を活用した受動的安全性の拡張など、実用化時代の多様なニーズに応じた種々の観点からの炉心高性能化を図ることが可能となる。ただし、実用的な炉心においていかなる高性能化が実現できるかを正しく評価するためには、燃料挙動やリサイクル技術などの特徴を反映した適切な設計手法を開発することが必要とされている。

本章では、まず、金属燃料および炉心の設計方法として開発した手法について述べる。この手法は、Fig. 2-1 に示すように、与えられた燃料、炉心仕様（出力規模や運転サイクル長、燃焼度など）の下で、特徴的な照射挙動とサイクル技術の影響を考慮した炉心核・熱流設計および過渡解析を行って炉心性特性を求め、その結果得られた照射条件をもとに機構論的な燃料挙動解析を行って燃料健全性を評価することにより、設計結果の妥当性を確認するものである。次に、この手法により、多様な出力規模（150~1500MWe）を対象とした燃料、炉心設計を行い、将来の実用炉として金属燃料FBR炉心に期待できる特性を明らかにした結果についてまとめる⁽¹⁾。

2. 2 金属燃料FBR炉心設計手法の開発

2. 2. 1 燃料設計手法

第1章に述べたように、燃料スラグと被覆管の間のギャップを大きくとりスミア密度を低減した燃料ピン設計によれば、寿命初期におけるFCMIに起因する破損は防止できる。燃料スラグのスエリングは主にFPガス空孔の生成と成長によるものである。この空孔は、Fig. 2-2に模式的に示すように燃焼にともなって発達、互いに合体して連通し、スエリングによる体積の増加が約30%に達する時点までには空孔ネットワークがスラグ中に形成され、FPガスがプレナムへ排出される経路ができてスエリングは実質的に終息するとされている⁽²⁾。このため、この時点において初めて被覆管による拘束が加わる設計とすれば、それ以降高燃焼度までにわたってFCMIの応力を比較的低い値に抑えることができる。この場合、燃料の寿命を支配するものは、プレナム部のFPガス圧による被覆管のクリープ破損となる。したがって、金属燃料設計の基本的な概念は、燃焼度、照射条件、被覆管材料強度などの仕様に応じて、適切なスミア密度とプレナム容積を定めることであると言える。

EBR-IIにおける照射試験では、スミア密度を約75%とし、プレナム/スラグ体積比を1.0-1.5とした設計で高燃焼度が達成されている^(3,4)。これらの実績に近い照射条件(温度、出力密度など)、およびピンのサイズやスミア密度、被覆管材質、目標燃焼度などの仕様についてであれば、経験的データをもとにピン径や被覆管肉厚、プレナム体積などを定め、Fig. 2-3に示すような燃料ピンの寸法設計を得ることは可能であろう。また、集合体出力および燃料ピン出力に関しての一定の想定値があれば、被覆管温度を妥当な範囲におさめ

るための冷却材必要流量やこれに対応する圧力損失を見積もって燃料ピンピッチ（三角配列）を設定し、さらには遮へいなどの寸法を定めて燃料集合体の仕様を得ることもできる。

しかし、より一般的な照射条件、仕様の下での燃料ピン設計について、その妥当性を示すためには、寿命期間にわたる FCMI 量を算出したうえで被覆管の強度に余裕があり、健全性が確保できることを確認する必要がある。このためには、経験則によらない手法を用いた燃料挙動解析を行わねばならない。そこで、本研究では機構論的な解析モデルによって燃料ピンの照射挙動を解析する ALFUS コード⁽⁶⁾を開発した。暫定した燃料設計をもとに炉心設計を行って得られた照射条件を用い、ALFUS による挙動解析を行うことによっではじめて燃料設計の妥当性が確認されることになる。

Fig. 2-4 (a) には、ALFUS の計算フローを示す。ALFUS では、入力された出力履歴をもとに各時刻における燃料ピン各部の温度を求め、金属燃料に特有の組成再分布および FP ガス空孔によるスラグ変形（スエリング）を模擬して開発したモデルによって燃料スラグの組成、変形状態を求めたうえで、Newton-Raphson 反復法による燃料-被覆管体系の応力-歪解析を行って内圧および FCMI による応力を算出する。ここで、歪みの成分としては、熱膨張、クリープおよび FP ガス空孔の状態変化によるスラグ変形によるものに加え、固体 FP の蓄積によるスエリングに起因するものを考慮することも、ALFUS の特徴である。

応力-歪解析には、軽水炉の燃料挙動解析コードとして実績のある FEMAXI-III⁽⁶⁾で用いられている、Fig. 2-4 (b)に示すような R-Z 体系の有限要素法モデルを利用した。すなわち、時刻 $n+1$ における各ノードについて外力を F 、応力を σ とし、時刻 n で得られたノード節点変位-歪み相関マトリックスを B とすると、解くべき方程式は

$$\int [B^i]^T \{\sigma^i\} dV + \int [B^i]^T \{\sigma^{i+1}\} dV = \{F\}, \quad (1)$$

となる。ここで、 i は反復計算のステップを表す添字である。未知数 $d\sigma^{i+1}$ は、次式で表される。

$$([C_e^i] + [C_c^i] + [C_s^i])\{d\sigma^{i+1}\} = [B]\{\Delta u^{i+1}\} - [C_e^i]\{\{\sigma^i\} - \{\sigma_n^i\}\} - (\{\Delta\varepsilon^{th,i+1}\} + \{\Delta\varepsilon^{cr,i+1}\} + \{\Delta\varepsilon^{sw,i}\} + \{\Delta\varepsilon^{ss,i}\}), \quad (2)$$

ここで、 u 、 ε はそれぞれノード変位と歪み成分であり、 Δ は増分を表す。 C_e 、 C_c 、 C_s はそれぞれ、燃料合金の弾性変形、クリープ変形、およびスエリングによる燃料スラグの体積変化に対応した応答マトリックス（応力-歪みマトリックス $[D]$ の逆）である。また、歪み成分はそれぞれ、 ε^{th} ：熱膨張、 ε^{cr} ：クリープ、 ε^{sw} ：FP ガス空孔、 ε^{ss} ：固体 FP スエリングによるものである。ALFUS では、前述のように、 ε^{sw} および ε^{ss} を独自のモデルによって算出していることに加え、 ε^{cr} についても空孔ネットワークのつぶれを考慮して金属燃料に特徴的な挙動に適したモデルとしている。この点については後述する。この (2) 式を (1) 式に代入して、反復計算によって解くことによりノード変位 u が定まり、応力および歪みの各成分が求められる。

ALFUS では、燃料スラグと被覆管の接触状態の判定についても、金属燃料特有の挙動として、寿命初期に燃料スラグが周方向にクラックするために部分的な接触が生じて軸方向のスエリングが拘束されることを考慮している。径方向については、さらにスエリングが進み全周で接触したノードにおいて、被覆管によってそれ以上のスエリングが制限されるものとする。これらに関する詳細については後述する。判定された接触状態は、次の時刻ステップの応力-歪計算に反映される。通常は、時刻ステップ幅を 1hr 程度とすれば安定な解析が可能であるが、各ノードで接触が生じる時点では必要に応じてより短い値とする。

被覆管の健全性については、得られた応力をもとに累積クリープ損傷量 (Cumulative

damage fraction: CDF) 、

$$CDF = \int \frac{dt}{T(\sigma_t)} \approx \sum \frac{\Delta t_n}{T(\sigma_n)}, \quad (3)$$

を算出し、この CDF の値によって判定する。ここで、 $T(\sigma_t)$ は時刻 t における応力 σ_t の下での被覆管のクリープ寿命、 Δt_n と σ_n は解析上の時刻ステップとその間の応力である。本来、各種の不確かさを考慮したうえで $CDF < 1.0$ であれば燃料健全性は確保されていることになる。本研究では、出力履歴および被覆管の強度は 2σ 相当の不確かさ幅を考慮した値を用いることによって、保守側の評価を行うものとした。しかし、照射試験等のデータベースが限られており、照射下での燃料物性の情報が十分でない現状では、CDF が 1.0 を大きく下回ることをもって設計の妥当性を判断すべきと言える。

以下に、ALFUS が持つ金属燃料特有の挙動モデルについて述べる。

(a) スラグ変形モデル (FP ガス空孔スエリング)

スラグ変形モデルでは、まず Fig. 2-2 (b) に模式的に示したような燃料結晶粒内および粒界における FP ガス空孔の生成、成長および合体の計算を行う。燃料スラグの結晶粒 (半径 $2\mu\text{m}$ と仮定した) 内で生じたガス FP は直ちに拡散して結晶粒界に出て、FP ガス空孔を形成する。FP ガス空孔は、そのサイズによって M クラス (最大クラスの直径を $5\mu\text{m}$ とした) に分けられ、各空孔の拡散係数をもとに定めたクラス i, j 間の衝突確率 $R_{i,j}$ を用いて、次のように衝突による合体で生成と消滅が起こるものとする。

$$\frac{dC_i}{dt} = G_i + \sum_{j=1}^{i-1} R_{i-1,j} F_{i-1,j} - \sum_{j=1}^i R_{i,j} F_{i,j} - \sum_{j=1}^M R_{j,i}, \quad (4)$$

$$R_{i,j} = 4\pi(D_i + D_j)(r_i + r_j)C_i C_j$$

ここで、 C_i と G_i 、 r_i はクラス i の空孔の数密度と生成率および半径、 $F_{i,j}$ はクラス i と j の空孔の衝突合体の結果クラス i の空孔が生じる割合である。サイズが最大のクラス M

の空孔が生成した場合、その時点におけるスラグ中（各ノード）の空孔割合 ε_{sw} （スエリング量）に応じて、次のような確率 f_M でこの空孔は空孔ネットワークに加わり、内包された FP ガスがプレナムに放出されるものとする。

$$f_M = \begin{cases} 0.0, & \varepsilon_{sw} \leq \varepsilon_{sw}^1, \\ (\varepsilon_{sw} - \varepsilon_{sw}^1) / (\varepsilon_{sw}^2 - \varepsilon_{sw}^1), & \varepsilon_{sw}^1 < \varepsilon_{sw} < \varepsilon_{sw}^2, \\ 1.0, & \varepsilon_{sw}^2 \leq \varepsilon_{sw}, \end{cases} \quad (5)$$

ここで、 ε_{sw}^2 は第 1 章でも述べたようにスエリングに関する理論的な考察から 0.33 とする⁽⁷⁾。一方、 ε_{sw}^1 については 0.2 と設定した。これは、スミア密度 85% の燃料（後述する X441 ピン）が EBR-II において 10at.% 程度の高燃焼度まで健全であったことから、 $(1/0.85 - 1) = 0.18$ 程度のスエリングすなわち空孔割合ができた時点では、ある程度の空孔ネットワークが形成されてプレナムへの FP ガス放出が開始されていると考えたうえで、若干保守側の値をとったものである。

(b) 固体 FP スエリング

燃料スラグのスエリングには固体 FP の蓄積も寄与する。これまでの照射データから⁽²⁾、これはほぼ燃焼度に比例し、

$$\Delta \varepsilon_{sol} = \dot{\varepsilon}_{sol} \cdot \Delta Bu, \quad (6)$$

と表されるものとされている。ここで、 ε_{sol} は固体 FP スエリング量、 Bu は燃焼度であり、 Δ は増分を表す。 $\dot{\varepsilon}_{sol}$ は 1at.% あたりの固体 FP スエリング率であり、体積増加にして 1.2-1.7% ΔV であると見積もられている。ALFUS では、生成した固体 FP が燃料組織中へ固溶したり、金属間化合物を形成することによる減容効果がなく、純物質の状態と同様のモル体積でスエリングに寄与すると仮定した。Table 2-1 に示すように、この場合、金属燃料 FBR 炉心における典型的な核分裂収率に対応する核分裂あたりの固体 FP 体積は約 38

cm³である。したがって、U、Pu の核分裂による体積減少との差し引きの体積増加量は約25.4cm³/mol-fuel-fissionとなる。この値をもとに、固体FPスエリング率を1.5%ΔV/at%と定めた。

(c) 軸方向スエリングの拘束

スエリングによって、燃料スラグは径方向のみでなく軸方向にも成長する。しかしながら、実際には寿命初期にスラグに周方向クラックが生じてスラグが被覆管に接触し、軸方向の成長が抑制されることが照射データによって示されている⁽⁸⁾。ALFUS ではこの挙動を模擬するため、Fig. 2-5 に示すように、初期値 r_0 からの実際のスラグ径増加量 dr^{slug} に加え、クラックの影響による半径増加を dr^{crack} として考慮した実効スラグ径 r^{eff} 、

$$r^{eff} = r_0 + dr^{slug} + dr^{crack} = r^{slug} + dr^{crack}, \quad (7)$$

を用いて軸方向の拘束の有無を判定する。すなわち、 r^{eff} が被覆管内径 r_i 超えた時点からは割れの効果によってスラグは被覆管と接触し軸方向の伸びが抑えられ、 $r^{slug} = r^{eff} - dr^{crack}$ が r_i に達した時点で径方向の成長も拘束されるものとした。軸方向の拘束が生じる時点でのクラックによる半径増加量、 $(dr^{crack})_{contact}$ は照射データによる軸伸び量の実測値をもとに次式によって定めた。

$$(dr^{crack})_{contact} = f^{crack} \cdot r_0^{gap}, \quad (8)$$

ここで、 f^{crack} は定数 (= 0.8)、 r_0^{gap} は初期の燃料スラグ-被覆間ギャップ幅である。

(d) 空孔ネットワークのつぶれ

上記のように $r^{slug} = r_i$ となり、径方向の燃料スラグの成長が制限された後は、FP ガス空孔と固体 FP によるスエリングによって、空孔ネットワークが圧縮されてつぶれていくことになる。一方で、(5)式の条件が満たされていれば、新たな空孔ネットワークの形成

も継続される。したがって、つぶれ \leq 形成であり空孔ネットワーク量が維持されるか、またはつぶれ \geq 形成であっても空孔ネットワークがなくなる限りは FCMI の応力は比較的低い値にとどまるものと考えられる。

ALFUS では、この空孔ネットワークのつぶれは燃料スラグのクリープによって生じると考え、軽水炉燃料の挙動解析手法でも用いられてきたホットプレスモデル⁽⁹⁾によって記述するものとした。すなわち、実際のクリープ歪み成分を $\Delta \varepsilon^{creep}$ 、空孔ネットワークのつぶれによる歪み増分を $\Delta \varepsilon^{opn}$ とすると、(r, θ , z)にあるノードの時刻ステップ Δt における実効的なクリープ歪み増分 $\Delta \varepsilon^{\sigma}$ は、次のように表されるものとした。

$$\{\Delta \varepsilon^{cr}\} \equiv \{\Delta \varepsilon^{creep}\} + \{\Delta \varepsilon^{opn}\} = \dot{\varepsilon}^c(\bar{\sigma}) \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} \Delta t, \quad (9)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}^c(\bar{\sigma})$ は等価クリープ歪み速度、 σ 、 $\bar{\sigma}$ 燃料スラグ中の応力および等価応力である。スラグが圧縮される場合には、 σ は負となる。等価応力には通常各成分による項に、圧縮によるホットプレスを考慮するための項を加え、

$$\bar{\sigma} = \left[\frac{1}{2} \left((\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6\tau_{rz} \right) + 3\alpha (\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z + 3P_{pl})^2 \right]^{1/2}, \quad (10)$$

とする。ここで、 τ_{rz} は剪断力であり、通常は無視できる程度の大きさである。 P_{pl} はプレナムガス圧であり、空孔ネットワークの内圧に等しい。ホットプレスパラメタ α は空孔ネットワークのつぶれやすさを表すものである。圧縮がない場合には $\alpha=0$ である。一方、圧縮が最大となる場合には $\alpha=1/6$ となる。これは、(10)を(9)に代入して得られる次式において、例えば $\{\sigma\} = \{\sigma_r, 0, 0, 0\}$ の場合には θ 、 z 方向の圧縮歪み成分が生じないことを考えると明らかである。

$$\{\Delta \varepsilon^{cr}\} = \frac{\dot{\varepsilon}^c(\bar{\sigma})}{2\bar{\sigma}} \Delta t \begin{bmatrix} 2+6\alpha & -1+6\alpha & -1+6\alpha & 18\alpha \\ -1+6\alpha & 2+6\alpha & -1+6\alpha & 18\alpha \\ -1+6\alpha & -1+6\alpha & 2+6\alpha & 18\alpha \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ P_{pl} \end{Bmatrix}, \quad (11)$$

本研究では、この α が空孔ネットワーク割合 ε_{sw}^{opn} の増加に依存して次のように変化し、割合が10%となった段階で十分にポーラスであり最もつぶれやすい状態が達成されるものとした。

$$\alpha = \begin{cases} 0.0, & \varepsilon_{sw}^{opn} = 0 \\ \frac{1}{6} \left(\frac{\varepsilon_{sw}^{opn}}{0.1} \right)^{1.5}, & 0 < \varepsilon_{sw}^{opn} < 0.1 \\ \frac{1}{6}, & 0.1 < \varepsilon_{sw}^{opn} \end{cases}, \quad (12)$$

この α の依存性は、Fig. 2-6に示すような内径 r_1 、外形 r_2 の球殻の集合体を例にとった、圧縮性の多孔質物体に対する以下の議論によって説明できる。まず、この物体にかかる静水圧が P_{ex} 、内圧が P_{in} ($P_{ex} > P_{in}$)の時、(11)式からこの物体の等価応力は

$$\bar{\sigma}_{pm} = 3\sqrt{3\alpha}(P_{ex} - P_{in}), \quad (13)$$

となる。内外の差圧が P_{pl} に相当すると考えて(13)を(11)に代入すると、体積歪み速度 $\dot{\varepsilon}_v^c$ を次のように表すことができる。

$$\dot{\varepsilon}_v^c = -3\sqrt{3\alpha} \cdot \dot{\varepsilon}^c(\bar{\sigma}_{pm}), \quad (14)$$

一方、球殻が剛体である場合には $\alpha=0$ であり、各球殻中の空孔割合を ε_{pore} とすると等価応力は

$$\bar{\sigma}_{sh} = \frac{3}{2} \frac{r_1^3}{r_2^3 - r_1^3} (P_{ex} - P_{in}) \equiv \frac{3}{2} \epsilon_{pore} (P_{ex} - P_{in}), \quad (15)$$

体積歪み速度は、

$$\dot{\epsilon}_v^c = -3 \cdot \dot{\epsilon}^c(\bar{\sigma}_{sh}), \quad (16)$$

となる。ここで、球殻を結合する媒体が力のみを伝え、物体の体積歪みには寄与しないと仮定すると(14)および(16)は等しいことになり、さらに剛体球殻の体積歪み速度を

$$\dot{\epsilon}^c(\bar{\sigma}) = A \bar{\sigma}^n, A: const., \quad (17)$$

であると仮定し、(13)および(15)式を用いると、 α は次式のように表されることになる。

$$\alpha = \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_{pore}}{2} \right)^{\frac{2n}{n+1}} \quad (18)$$

実際には、U-Pu-Zr合金の体積歪み速度は、

$$\dot{\epsilon}^c(\bar{\sigma}) = \begin{cases} (5000\bar{\sigma} + 6.0\bar{\sigma}^{4.5}) e^{-52,000/RT}, & \leq 923K \\ 0.08\bar{\sigma}^{3.0} e^{-28,500/RT}, & > 923K \end{cases} \quad (19)$$

であり、照射下では(17)式の n は 3.0-4.5 となる⁽¹⁰⁾ことから、(18)式の $2n/(n+1)$ は 1.5 程度になる。したがって、ホットプレスパラメータ α は(12)式に示したように、空孔ネットワーク割合の 1.5 乗に比例して増加するものとした。

(e) ボンドナトリウムの挙動

Fig. 2-2(b)に示したように、金属燃料ピンでは、スミア密度低減のために燃料スラグと被覆管の間に比較的大きなギャップが設けられており、この部分の熱的ボンド材としてナトリウムが充填される。燃焼が進みスラグがスエリングすると、このボンドナトリウムはプレナム部へと押し出され、実効的なプレナム容積を減少させる。ただし、一部のボンド

ナトリウムはスラグ内の空孔ネットワーク中に浸入する。照射試験結果によると、空孔ネットワークの半分はボンドナトリウムで満たされる⁽¹¹⁾。ALFUS では、照射データをもとに、空孔ネットワークが形成された後はその容積の 50%にボンドナトリウムが浸入するものとし、燃料スラグを燃料物質、FP ガス空孔および浸入したボンドナトリウムの混合体とみなして実効熱伝導度を算出する。

(f) 燃料成分の再分布

EBR-II 照射試験燃料の製造経験から、射出成型法によれば、均質な U-Pu-Zr 三元合金スラグの製造が可能であることは実証されている。数%のマイナーアクチニドを添加した場合でも、均質な合金が得られることも示されている⁽¹²⁾。しかしながら、照射下では径方向の温度分布にしたがって U, Pu, Zr が拡散し、スラグ内で再分布する。この結果として、一定の燃焼度以上の燃料スラグ内では、径方向に 3 層の領域が形成される^(13, 14)。すなわち、Zr は中間層から内側の層へ移動し、U はこれと反対の方向に移動する。一方、最外層では初期の組成が保たれる。ALFUS では、この事実をもとに燃料中の U および Zr の拡散をモデル化することによって再分布挙動が解かれる⁽¹⁵⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\partial C_i}{\partial t} &= -\nabla J_i - S_{M/P}, \\ J_i &= -\sum D_{i,j} (\nabla C_j + \nabla C_j^T), \end{aligned} \quad (20)$$

ここで、 C_i と J_i は成分 i の燃料合金母相(matrix phase)中の数密度と流れ、 $D_{i,j}$ は成分 i, j の相互拡散係数、 ∇C_j^T は温度勾配に依存した輸送項である。また、Fig. 2-7 に示すように燃料合金中には析出相(precipitate phase)が生じるが、常に母相と平衡となる析出相が存在するものとし、温度変化による析出量の変化項を $S_{M/P}$ として取り入れている。Fig. 2-8 は、燃焼度 4.5at.% の EBR-II 照射試験燃料 (U-19Pu-10Zr) の解析例である^(14, 16)。この結果が示すように、本モデルによれば比較的良好な精度で再分布挙動を模擬できる。なお、

ALFUS は各時刻におけるスラグ内各部の融点、および熱伝導などの値は、この組成の変化に応じたものが用いられる。

(g) 燃料-被覆管の冶金学的反応 (FCCI)

燃料ピンの健全性（被覆管破損の破損）の適切な予測のためには、上記(a)-(f)の機械的、化学的挙動の模擬のみでなく、燃料スラグがスエリングして被覆管内面と接触した部分での、主に希土類 FP が被覆管内に拡散することによる冶金学的な反応の影響を考慮することが必要である。まず、この反応によって被覆管の実効的な肉厚が減少し、強度が低下することが考えられる⁽¹⁷⁾。ALFUS では、照射データをもとに作成した次式によってこの反応層の厚さを見積もっている。

$$\Delta\delta_{FCCI} = \sqrt{A \cdot \Delta Bu}, \quad (21)$$

ここで、 $\Delta\delta_{FCCI}$ は燃焼度増分 (ΔBu : at%) 当りの厚さ増加 (μ)、 $A = 1.069 \times 10^{13} \times e^{-20000/T}$ は定数、 T は被覆管内面温度 (°K) である。

(h) 被覆管許容最高温度

燃料スラグが被覆管内面と接触した部分ではまた、燃料成分の U, Pu, Zr と被覆管成分の鉄の相互拡散層が発達する。この部分では、種々の U-Pu-Zr-Fe 4 元系の相が形成されるが、その中には比較的融点が高いものが生じ得る。これまでの研究によると、最も低い部分の融点は燃料スラグの Pu 富化度に依存するが、 ≤ 25 Pu-wt% の範囲では 650°C 以下にはならないことが示されてる^(18, 19)。そこで本研究では、照射下での液相形成防止のため、定格時の被覆管最高温度を $\leq 650^\circ\text{C}$ に制限するという設計条件を設けた。一方、過渡時に被覆管温度が上昇した場合には液相が形成され得るが、この液相部分が拡大して被覆管を浸食する速度は、拡散律速の次式によって定めた。

$$\Delta\delta_{Liq} = R \cdot \Delta t, \quad (22)$$

ここで、 $\Delta\delta_{Liq}$ は液相部分の増加量 (μ)、 Δt は時間 (s)、 $R = e^{(11.646 - 15665/T)}$ は定数、 T は被覆管内面温度 ($^{\circ}\text{K}$ 、ただし $T \geq 925^{\circ}\text{K}$) である。

(i) 燃料物性値

未照射燃料スラグの密度 ρ (g/cm^3)、および熱伝導率 k_0 ($\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$) については、文献値をもとに次式を作成して算出した。

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 + 3\varepsilon_T}, \rho_0 = \frac{\sum_i C_i M_i}{\sum_i C_i V_i} = \frac{238.03 + 0.97C_{Pu} - 146.81C_{Zr}}{12.50 - 0.45C_{Pu} + 1.56C_{Zr}} \quad (23)$$

$$k_0 = 16.309 + 0.02713T - 46.279C_{Zr} + 22.985C_{Zr}^2 - 53.545C_{Pu} \quad (24)$$

ここで、 ρ_0 は常温での密度、 ε_T は熱膨張歪み、 C_i 、 M_i 、 V_i はそれぞれ成分元素の原子数割合、原子量、モル体積 ($i = \text{U}, \text{Pu}, \text{Zr}$)、 T は被覆管内面温度 ($^{\circ}\text{K}$) である。

この他、固相/液相線温度、比熱、ヤング率などの基本的な物性値についても、文献値に基づく内/外挿式を作成して用いた⁽²⁰⁾。

(j) 照射試験燃料の挙動解析結果

ALFUSの検証例として、EBR-IIで照射された、Table 2-2に示す仕様の集合体 (X425, X441)の試験燃料ピンの挙動⁽²¹⁾を解析した結果を示す。X425のピンは標準的なスミア密度 (72-75%) であるが、X441ではより高スミア密度 (85%) のピンも含んでいる。

まず、Fig. 2-9にはガス放出の履歴を示すが、ALFUSは、燃焼度約 0.5at.%の時点で空孔ネットワークの形成によって開始され、10at.%以上の高燃焼度では約 80%に達するという挙動をよく模擬している。Fig. 2-10は、燃料スラグの軸方向伸びの値である。高スミア密度の燃料では、クラックに起因する軸方向の拘束がより早期に生じるために伸

び量が小さい結果が得られている。Fig. 2-11 および Fig. 2-12 には、高さ方向の被覆管外形変化量分布を示す。標準的なスミア密度のピンでは、10at.%程度までは外形変化量が少なく、それ以降に急激に増加している。これは、後述するように高燃焼度では固体 FP スエリングの効果が顕著になるためと推定される。これに対して、高スミア密度のピンでは、燃焼度 10at.%で最大約 $2\% \Delta V$ と大きな変形量を示している。これは、主にスエリングしろが小さいために空孔ネットワークの発達が十分でなく、つぶれが速いことから FCMI の大きな応力がかかったためと推定される。これらに関する ALFUS の解析では、炉中心高さ付近で最大となる外形変化量の軸方向分布が再現されており、また変化量の絶対値についても、非常に高い燃焼度 (18.9at.%) の場合を除いてほぼ実測値に近い値が得られている。これは、ALFUS による被覆管応力の評価が妥当なものであることを実証する結果であると言える。その詳細については、次に述べるとおりである。

Fig. 2-13 には、85%スミア密度の X441 ピンの炉中心高さにおける、燃料スラグの変形に寄与する各成分、および、プレナムガス圧と FCMI 応力の履歴を示した。この図から、寿命初期に FP ガス空孔が急激に蓄積されるが、0.5-1.0at.%程度で空孔ネットワークの形成が開始されるため、FCMI は小さい値にとどまることがわかる。ただし、空孔ネットワークの割合は、約 1.5at.%で径方向の成長が拘束されるまでに高々 $6\% \Delta V$ に達するのみであり、その後は急激に減少してゼロに近づく。このため FCMI 力は非常に大きな値に達し、その結果、Fig. 2-12 に示したように、10at.%程度で大きな被覆管外形変化が生じることになる。したがって、この設計では 10at.%を大きく上回る燃焼度の達成は困難であると考えられる。一方、Fig. 2-14 に示すようにスミア密度を 75%とした場合には、より大きなスエリングしろがあるため径方向の拘束が完了する時点は約 2.5at.%と遅く、空孔ネットワーク割合は約 $22\% \Delta V$ に達する。その結果、10at.%程度の時点で

も十分な割合の空孔ネットワークが残存していることになり、FCMI は過大とならずプレナムガス圧と同程度にとどまる。すなわち、この場合には、十分なプレナム容積を設けてプレナムガス圧によるクリープ破損を防止する設計とすれば、より高い燃焼度をねらうことが可能であると言える。ただし、前述の X425 ピンの結果が示すように、より高い燃焼度（～20at.%）では固体 FP の蓄積が問題となり得る。Fig. 2-15 には 72%スミア密度の X425 ピンの解析結果を示すが、ここでは径方向の拘束が完了した約 4.5at.%から 12-13at.%程度までは、空孔ネットワーク割合が 10%以上あるために FCMI 力は比較的小さい値に抑制されている。しかし、それ以降では固体 FP スエリングのためにさらに空孔ネットワークの減少が継続する結果、FCMI 力が増加してプレナムガス圧を上回る値に達することになる。その場合には、あらためて FCMI が寿命制限因子となる。

以上のように、スミア密度を低減して十分なスエリングしろをとった設計の金属燃料ピンでは、適切なプレナム容積を確保して内圧が過大となることを防止すれば、高燃焼度を達成できるが、20at.%程度以上の非常に高い燃焼度では固体 FP スエリングのために寿命が制限され得ることを明らかとした。

2. 2. 2 炉心核設計手法

酸素などの軽い核が含まれていないことから、金属燃料炉心のスペクトルは同様の設計の酸化物燃料炉心に比較して硬くなる。ただし、この差は高々20%程度であり、大きなものではない。したがって、第1章に述べたように、従来の酸化物燃料炉心設計のために開発された手法、すなわち、多群定数ライブラリ、多次元中性子拡散/輸送計算などが基本的に金属燃料炉心の設計にも適用可能である。これは、ANL の ZPPR や原研の FCA

における臨界実験等によって確認されている^(22, 23)。このため、本研究では基本的に酸化物燃料炉心の設計で実績のある手法を用い、これに金属燃料炉心に特有の問題を考慮するための手法を付加するものとし、Fig. 2-16 に示したような解析システムを開発した。

まず、炉心の中性子束と出力分布については、酸化物燃料炉心の解析で実績のある有限差分法による拡散計算コード CITATION⁽²⁴⁾をもとに、構造材の γ 発熱計算などの出力分布計算機能を付加した手法を用いることとした。計算メッシュには、六角形の各集合体断面を 6 分割し（三角メッシュ）、軸方向分割は 2-3cm 程度とした詳細なものを標準として用いることとした。これに、後述するリサイクルの影響を考慮するために作成したアクチノイド核種の燃焼計算モジュールを加え、さらに、燃料集合体のバッチ交換やシャフリングを模擬できる機能を付加して、炉心燃焼特性解析コード CITBURN を作成した。炉心の配置の設定においては、燃料集合体の仕様、および、炉心の仕様（燃焼度や出力密度）をもとに必要な燃料集合体数（交換バッチ数）を算出し、空間、時間的に出力分布をできるだけ平坦化することを考慮して、燃焼特性解析と配置／仕様の再検討を繰り返して最適配置を得るものとした。具体的には、もんじゅやスーパーフェニックスで実績のある、径方向に Pu 富化度を 2 領域とした体系をとり、内側炉心（低富化度集合体を用いる）と外側炉心（高富化度集合体を用いる）の最大線出力が同程度となるように、配置や富化度を調節した。また、一層の出力分布の平坦化（内部転換性の向上、燃焼反応度の低減）をねらい、富化度を 1 種類とし、内部ブランケットを設けた径方向非均質炉心の設計も行うものとしたが、その場合には上記のシャフリング模擬機能を活用することにより、最適な内部ブランケット配置を定めた。

炉定数については、各集合体を軸方向に 5-10 に分割して均質化したノードを単位として作成するものとした。すなわち、このノードを単位として平均化した各核種の数密度を

初期値として多群定数ライブラリから炉定数を作成し、CITBURN ではこれをもとに拡散燃焼計算を開始して、各時点において得られた組成を用いた炉定数の再作成を行って次の時刻ステップの拡散燃焼計算に進むという手順をとった。ライブラリとしては 70 群の JFS3-J32⁽²⁵⁾を用いた。ただし、メモリ容量の抑制のため、拡散燃焼計算には 18 群のエネルギーメッシュを用いた。Table 2-2 に示すように、この群構造は高速群 (0.1keV まで) を 1-17 群に等レサジー分割したものであり、拡散燃焼計算において 70 群構造とした場合に対するエネルギーメッシュ効果は $<0.1\% \Delta k/k'$ である。このエネルギー群縮約には、初期組成を用い CITBURN によって算出した 70 群の中性子束を重みスペクトルとして用いた。FP の断面積については、後述するように、リサイクルされる希土類 FP は個別に取り扱ったが、その他の FP は各核分裂核種 (Pu-239, Pu-241, U-235 および U238)毎にランプ化して扱うものとし、ライブラリに内蔵された、燃焼度に応じたランプ化定数を利用した。なお、制御棒部分の炉定数については、制御棒内の自己遮へい効果考慮して作成する必要がある。このため、炉心中心に制御棒を配置した 2次元 RZ 体系の輸送計算 (TWOTRAN コード⁽²⁶⁾による) を行い、得られた制御棒内の中性子束を重みスペクトルとして用いるものとした。

多数回のリサイクルを想定した平衡時の炉心特性を求めるためには、取出燃料組成をもとにリサイクル時のアクチニド核種のロス、FP 各種の除染、およびリサイクル期間中の各核種の崩壊を考慮して新燃料組成を求め、これを用いて再び拡散燃焼計算を行うという繰り返し手順によって収束値を得る必要がある。そこで、本研究では、取出燃料の組成をもとに FP を含めた炉外での全核種の崩壊を ORIGEN2 コード⁽²⁷⁾を用いて評価することとした。この ORIGEN2 計算におけるライブラリとしては、コードに内蔵された金属燃料のものを用いた。また、炉心内の各燃料集合体の崩壊熱特性についても、CITBURN

による出力履歴をもとに炉内での詳細な燃焼を ORIGEN2 で解析して求めた。さらに、第4章に述べる過渡解析での使用を想定して、次のように多項式フィッティングを作成した。すなわち、1核分裂後、 τ 秒経過した時点の崩壊熱が、定数 α_i および λ_i を用いて次式

$$f(\tau) = \sum_i^N \alpha_i \cdot \exp(-\lambda_i \cdot \tau), \quad (25)$$

でフィッティングできるとの仮定のもとに、毎秒 P 核分裂の定常状態が T 秒続いた後に炉停止され、 τ 秒経過した場合の崩壊熱は次のように定めた。

$$F_1(\tau, T) = P \cdot \int_{\tau}^{\tau+T} f(t) dt = P \cdot \sum_i^N (\alpha_i / \tau) \cdot \exp(-\lambda_i \cdot \tau) \cdot (1 - \exp(-\lambda_i T)), \quad (26)$$

また、ATWS 時など核分裂出力がゼロとならない過渡時においては、過渡開始までに毎秒 P 核分裂の定常状態が T 秒続いており、Kaganove の方法で過渡時の出力 $P(t)$ が、定数 P_0 、 P_1 、 P_2 により、

$$P(t) = P_0 + P_1 \cdot t + P_2 \cdot t^2, \quad (27)$$

で表されるものとして、次のように定めることとした。

$$F_2(\tau, T) = \int_{\tau}^{\tau+T} P(t-\tau) \cdot f((\tau+T)-(t-\tau)) dt = \int_0^T P(t') \cdot f((\tau+T)-t') dt' \quad (28)$$

$$t' = t - \tau$$

各種の密度係数やドップラー係数などの反応度係数算出においては、CITBURN で得られた燃焼計算ノード毎の炉心の組成をもとに、同じ Δ -Zの空間メッシュを用いた1次摂動計算を行った。さらに、述べる熱流設計で得られる各集合体の温度分布を用い、以下のように各ノードおよび炉心（支持板）の温度係数を求めた。まず燃料スラッグの軸方向

の伸びの係数については

$$\left[\frac{\Delta k}{\Delta T} \right]_f = \alpha_f(T) \cdot \left(\left[\frac{\Delta k}{\Delta H} \right] - \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_f \right), \quad (29)$$

として求める。ここで、 $\alpha_f(T)$ は温度 T における燃料スラグの熱膨張率、 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta H} \right]$ は形状係数（その領域の高さの変化によるものの増減の効果：高さを変化させた場合の実効増倍

係数の変化をもとに算出）、 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_f$ は燃料密度係数である。一方、上述のように

CITBURN では集合体内で平均化した数密度を用いており、被覆管内でのスラグの径方向の膨張の効果は算出できない。ただし、実際にはほとんどの燃料スラグがスエリングしているためこの効果は無視し得るものであり、問題はないと言える。冷却材の温度係数は、熱膨張率 $\alpha_{Na}(T)$ 、および密度係数 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{Na}$ を用い、次式によって定める。

$$\left[\frac{\Delta k}{\Delta T} \right]_{Na} = -\alpha_{Na}(T) \cdot \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{Na}, \quad (30)$$

次に、被覆管の熱膨張については、伸びによる密度減少の効果、およびピン径の増加による冷却材流路面積減少の効果を考慮して、次によって定める。

$$\left[\frac{\Delta k}{\Delta T} \right]_{cl} = \alpha_{cl}(T) \cdot \left(-\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{cl} - 2V_{pin} \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{Na} \right), \quad (31)$$

ここで、 $\alpha_{cl}(T)$ は被覆管の熱膨張率、 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{cl}$ は被覆管の密度係数、 V_{pin} は燃料集合体中における燃料体積と冷却材体積の比である。ダクトについても同様に、

$$\left[\frac{\Delta k}{\Delta T} \right]_D = \alpha_D(T) \cdot \left(-\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_D - 2V_D \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho} \right]_{Na} \right), \quad (32)$$

とした。ここで、 $\alpha_D(T)$ は被覆管の熱膨張率、 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_D$ は被覆管の密度係数、 V_D はダクト体積と冷却材体積の比である。冷却材炉心入口温度の変化に対応して炉心支持板が熱膨張して炉心径が変化する効果については、支持板の熱膨張率 $\alpha_G(T)$ を用い、流路拡大により冷却材が増加する効果、および、炉心が径方向に希釈する効果を考慮して、次式によって定めた。

$$\left[\frac{\Delta k}{\Delta T}\right]_G = \alpha_G(T) \cdot \left\{ \frac{2}{V_{Na}} \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_{Na} + \left[\frac{\Delta k}{\Delta H}\right] - 2 \left(\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_f + \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_s \right) \right\}, \quad (33)$$

ここで、 $\left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_s = \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_{cl} + \left[\frac{\Delta k}{\Delta \rho}\right]_D$ であり、 V_{Na} は燃料および被覆管、ダクト体積に対する冷却材体積の比である。

第4章に述べる ATWS 時の炉心応答評価における動特性解析では、これらの温度係数を用いた。

炉心のボイド反応度は、ダクト内の冷却材を除いた状態の実効増倍係数を CITBURN で算出し、この値と冷却材がある場合の値の差として求めた。ただし、集合体内組成を均質化した拡散計算では、炉心がボイド化したことで顕著となる集合体内の非均質効果が適切に模擬されない。このため、本システムではまず、ボイド状態の炉定数として、SLAROM コードによる衝突確率法計算で非均質効果を考慮して求めた重みスペクトルによって作成したものをを用いることとした⁽²⁸⁾。さらに、輸送効果については、炉心中心に配置した燃料集合体をボイド/非ボイドとした時の2次元 RZ 体系での実効増倍係数を、前記 TWOTRAN による輸送計算と CITBURN による拡散計算で求め、その結果の比較をもとに補正係数を定めるものとした。

Table 2-3 には、金属燃料 FBR 炉心において、平衡サイクル時に主炉停止系制御棒に必要とされる反応度項目をまとめた。これらのうち、温度補償反応度 (A)と燃焼補償反応

度 (B)は、それぞれ前述の温度係数、および拡散燃焼計算から求められる。安全余裕度 (D)のうちこれらに対応した項については、従来の酸化物燃料炉心で考慮されているものと同程度の大きさの不確かさをとれば良いと考えられる。また、燃料交換余裕および燃料製作公差に関しても、従来同様にそれぞれ 1 体の誤装荷、富化度の偏り (0.5%、1 交換バッチ分) を考慮するものとし、CITBURN によって求めたそれぞれの状態に対応する実効増倍係数もとに定めた。制御棒誤引抜き反応度については、定格運転時からの 1 体誤引抜きによって挿入される反応度の最大値とし、やはり CITBURN によって求めた定格 - 誤引抜き状態の実効増倍係数の差をもとに定めた。なお、定格時の制御棒必要反応度は、Table 2-3 の A および D_2 - D_5 の各項とし、これが満たされる深度に主炉停止系制御棒 (全数) が挿入されているものとした。

以下には、燃料挙動およびリサイクル技術などの影響を考慮するための手法について記述する。

(a) 燃料の軸方向伸び

すでに述べたように、金属燃料ピンでは高燃焼度を達成するためにスミア密度を約 75 % としてスエリングしろを確保した設計をとるため、燃料スラグが被覆管に拘束されるまでに大きなスエリングを示す。これも前節で述べたように、割れの効果によって、軸方向の伸びが拘束される時点は径方向の拘束の完了より早くなるため、伸びの量は径方向スエリングの量 ($0.25/0.75=33\%$ 程度)よりは小さくなる。Fig. 2-10 に示したように、EBR-II での照射実績は、濃縮 U-Zr 燃料で最大 7-8%、U-Pu-Zr 燃料では 2-4%の伸びを示している。この伸びは、炉心を希釈し、また制御棒の挿入深度を相対的に深くして負の反応度を生じる要因となる。その影響は比較的大きく、 -1% 程度に達し得るものである⁽²⁹⁾。

この伸び量のほとんどは、燃焼度が 1-2at%に達し燃料スラグが被覆管と接触して拘束

されるまでに生じるものである。一方、通常の炉心設計では、1運転サイクルで数%燃焼度が増加する。したがって、新燃料の伸びに伴う負の反応度は、運転サイクルあたりの燃焼反応度の一部とみなし得る。そこで、本研究では、炉心燃焼特性解析結果を用いて燃料挙動解析を行い、得られた伸び量がすべて運転サイクル初期に生じるものとし、CITBURN で軸方向メッシュを詳細化して伸びと希釈の効果を反映した体系での実効増倍係数を求めることによって、この反応度を求めるという手法をとった。この際、代表的な伸び量として最も線出力が高く伸びの大きいスラグの値を新燃料を除く全集合体に適用して、保守側の予測値を得ることとした。

なお、燃料スラグの伸びの反応度係数（温度係数）の算出にあたっては、燃料挙動の特徴を考慮した。すなわち、寿命初期に成立する燃料スラグの軸方向の伸び（スエリング）の拘束の結果、燃料スラグ-被覆管の間に冶金学的なボンドができ、過渡時の軸方向の熱伸びも被覆管に拘束されるものとして、熱膨張係数に被覆管の値を用いた。ただし、新燃料については拘束がないものとした。

(b) マイナーアクチニドリサイクルと希土類FPの混入

第1章で述べたように、標準的な乾式リサイクルプロセスでは、ほぼすべてのマイナーアクチニド核種が、U, Puと同様の高い回収率で回収される。したがって、多数回のリサイクルを経た後の平衡状態においては、新燃料中に一定量(0.5-1.0%)の高次のAmおよびCmが含まれることになる。このため、妥当な燃焼特性解析を行うには、ループを形成する高次のアクチニドの崩壊、捕獲チェーンを解く必要がある。そこで、本研究では、燃焼計算の手法として、上述のORIGEN2やDCHAINコード⁽³⁰⁾などで用いられており、精度の高い近似手法として認められているマトリックスエクスポネンシャル法をとることとした。この手法は、各核種（同位体）の崩壊、捕獲、分裂をを表す行列[M]を用いて、

各核種の数密度 $[N]$ に対する壊変方程式を、

$$\{\dot{N}(t)\} = [M(t)]\{N(t)\}, \quad (34)$$

と考え、数密度が次式の形をとるものとして、

$$\begin{aligned} \{N(t)\} &= e^{[M(t-t_0)]}\{N(t_0)\} \\ &\approx \left[1 + M(t-t_0) + \frac{1}{2}M(t-t_0)^2 + K \right] \{N(t_0)\}, \end{aligned} \quad (35)$$

それぞれの核種の数密度 $N_n(t)$ を、チェインの上流にある核種の数密度を用いた漸化式

$$N_n(t) = C_n^0 + \sum_{m=1}^{n-1} C_n^m e^{-\lambda_n^m t}, \quad (36)$$

で表すことによって求めるものである。ここで、 C_n^0 、 C_n^m 、 $e^{-\lambda_n^m t}$ は(31)式から求められる定数であり、 n および m は核種を表す。

炉心設計から見た乾式リサイクルプロセスの今1つの特徴は、U, Pu を含むアクチニドを高速かつ高回収率で回収する場合、ある程度の希土類 FP の付随が避けられないことにある（回収率＝新燃料中へのリサイクル量／使用済燃料中の量）。現状では、各希土類元素について除染係数 10 を達成することが可能であり、平衡状態での新燃料中の希土類 FP 合計の割合は 1wt%以下となると予測されている⁽³¹⁾。ここで、除染係数とはリサイクル時の除染の程度を示す値であり、（使用済燃料中の量／新燃料中へのリサイクル量）、すなわち {（廃棄物へ移行する量＋新燃料中へのリサイクル量）／新燃料中へのリサイクル量} に相当する。新燃料中に希土類 FP が数%程度以上含まれる場合に、その影響を正確に考慮する手法としては、各希土類 FP 同位体の定数およびチェインを作成し、炉内での燃焼と炉外での除染、崩壊を直接計算することが考えられる⁽³²⁾。しかし、希土類 FP 割合が数%程度以下の場合には、新燃料中の希土類 FP をランプ核種として扱い、炉内

での燃焼を無視するというより簡易な手法によっても十分に精度良い結果を得ることができる⁽³³⁾。本研究では、ランプ核種の定数として、実効的な吸収量の評価をもとに¹⁴⁹Ndの値を用いることとした。これは Fig. 2-17 に示すように、¹⁴⁹Nd が約 9.5%と希土類 FP 中で大きな収率を示し、また金属燃料炉心のスペクトル下では、吸収量が全希土類 FP の約 9%とほぼ収率に等しい値となることから、希土類 FP を代表する核種とみなせるものと考えたものである。なお、希土類以外の FP はリサイクル時にほぼ完全に除去される(除染係数=∞)ことから、新燃料中には含まれないものとした。また、希土類を含め、炉内で生成する FP の定数については、多群定数ライブラリ中のランプ核種定数を用いた。

前述のように、リサイクル平衡時における新燃料中の希土類 FP 割合は 1.0wt%以下であり、混入量評価の不確かさに伴う反応度への影響は小さい。そこで、Table 2-3 に示したように、主炉停止系制御棒要求される反応度のうち、燃料製造公差の制御に伴うものは、従来の設計手法どおり Pu 富化度公差によって代表して良いと考えた。公差を±0.5wt%程度すると、これに対応する余剰反応度は約 1\$に達し得る⁽²⁹⁾。

2. 2. 3 炉心熱流力設計手法

熱流力設計では、Fig. 2-18 に示すように、全炉心各部の冷却材および燃料ピンの温度評価をもとに、燃料健全性の確保に必要な温度制限が満足されるように各集合体への冷却材流量配分を定める。実用的な炉心の設計においては、各種の不確かさを考慮するための工学的安全係数(ホットスポットファクタ)を用いて高温点の評価を行う必要がある。なお、現状の流配機構設計製作技術では、実際に配分される流量は固定されており、またその調整精度にも限界がある(1-2kg/s程度)ことから集合体の出力と流量にはミスマッチ

があることになる。

第1章に述べたように、この熱流力設計については燃料物質の違いが直接に影響することはなく、従来から酸化燃料炉心を対象に開発されてきた手法を適用することができる。ただし、2.2.1項で述べたように、金属燃料の健全性確保においては被覆管のクリープ強度を考慮するのみでなく、燃料-被覆管相互反応層中の低融点相における液相形成の防止という特徴的な温度制限を考える必要があるため、精度の良い熱流力設計手法を用いなければならないと言える。そこで、本研究では、Fig. 2-19 に示すように、詳細な定常時炉心熱流力解析コード SUPERENERGY2⁽³⁴⁾に改良を加えたものをもとに高温点の評価を行い、各集合体への流量配分を定めて炉心各部の温度を求める手法を開発した⁽³⁵⁾。

この手法では、まず核設計で得られた燃焼履歴から、各集合体の最大発熱量、およびそれに対応する燃料ピン毎の出力分布を求める。ここで、集合体内の出力分布については、核設計の計算点（三角メッシュ）に基づく内外挿によって定める。次に、この情報を用い、改良 SUPERENERGY2 による熱流力解析を行って、不確かさを考慮した上で温度制限を満足するための各集合体の必要流量を求める。この必要流量をもとに、実際の冷却材流量配分を定めるためには、前述のように現実的な流量領域の区分設定が必要となる。

この点について、本研究では各区分の間には少なくとも約 2kg/s の差を設け、また区分数は高々10 程度に抑えることとした。さらに、このようにして得られた冷却材流量をもとに、平衡初期、末期などの実際の出力分布に対応する熱流力解析をあらためて行うことで、温度係数算出や過渡解析の初期条件として用いる温度分布情報が得られる。

SUPERENERGY2 では、Fig. 2-20 に示すように集合体内の燃料ピン、ワイヤ、冷却材流路サブチャネル、およびダクト、集合体間ギャップノードを用いた差分化によって、炉心内の伝熱を詳細に解く手法がとられている。一方、流動については、連続、運動量の

式を解ことはせず、実験的に定めたパラメタを用いてサブチャンネル間の流量分布と流れの混合を表すことで計算時間の短縮を図っている。すなわち、まず集合体の寸法設計に応じた算出されるフロープリット比で流量分布が定められる。さらに、サブチャンネル間の混合と周辺サブチャンネルでの周方向流れも、形状依存の相当乱流拡散係数とスワール流比によって評価される。ただし、集合体間ギャップについては、伝熱に加えて冷却材の流れを考慮することも可能としている。本研究ではこの SUPERENERGY-2 に下記の改良を加えることにより、設計解析に使用できるものとした。

- ・被覆管および燃料温度計算用の物性値、計算モデルを付加
- ・不確かさの考慮（工学的安全係数処理を適用した温度計算機能の付加）
- ・高温点評価に基づく集合体冷却材必要流量の算出（初期値→繰返し計算機能の付加）

不確かさの考慮については、熱流設計の現状を考慮し、半統計的な手法を用いるものとして、Table 2-4 に示す工学的安全係数を設定した。これらの係数 ($C_{j,k}$, $k=1,M$: 直接処理する項、 $F_{j,l}$, $l=1,N$: 統計的に扱う項) を用いると、各部 ($j=1$: coolant, 2: coolant-film, 3: cladding, 4: fuel-cladding gap, 5: fuel) のホットスポット温度 T_j は次のように表される。

$$T_j = T_{in} + \sum_i \left(\prod_k C_{i,k} \right) \cdot \Delta T_j + \lambda \cdot \left[\sum_l \left\{ \sum_i (F_{i,l} - 1) \cdot \Delta T_j \right\}^2 \right]^{1/2} \quad (37)$$

ここで、 T_{in} は冷却材炉心入口温度、 ΔT_j は不確かさを考慮しない場合の各部 j と冷却材炉心入口温度の差（ノミナル値）、 λ は信頼度幅（定格時： 2σ 、過渡時： 3σ ）である。この工学的安全係数によれば、ホットスポットサブチャンネルにおける冷却材入口温度と被覆管肉厚中心最高温度の差、すなわち $T_3 - T_{in}$ は、炉心部（ドライバ）においてはノミナル値 ΔT_j のほぼ 1.25 倍、ブランケットでは約 1.35 倍となる。

2. 3 金属燃料FBR炉心の特性

2. 3. 1 炉心、燃料仕様

本節では、前節に述べた手法を適用して実施した金属燃料 FBR 炉心の特性評価結果をまとめる。Table 2-4 には、本研究において将来の多様なニーズに応える実用炉に必要な仕様として設定したものを示す。まず、将来の実用化時代においては、高稼働率達成のために運転サイクル長を 1 年以上とする必要があるものとした。燃焼度については、もんじゅの高燃焼度炉心 (80GWd/t)を上回る値として、燃料サイクルコストの低減をめざす必要があると考えた。ただし、炉心をコンパクトにし、合理的な炉内滞在期間 (高々5-6年と想定) で $\geq 90\text{GWd/t}$ の高燃焼度を達成するため、良好な除熱性を活用して最大線出力を 500W/cm と高く設定し、燃料交換バッチ数は 3-4 程度ものとした。この線出力は、従来の酸化物燃料炉心の値 ($400\text{-}430\text{W/cm}$)より 2 割程度高い値である。また、FBR とその燃料サイクルの実用化に向けての導入シナリオは流動的であり、状況に応じて小型～大型までの多様な出力規模の炉が必要とされ得ることを考慮して、 150MWe の小型から $1,500\text{MWe}$ の超大型までを評価の対象とした。冷却材はナトリウムとした。第 1 章でも述べたように、中性子経済の観点からは不利となる小型炉心では、高燃焼度化、および燃焼反応度を妥当な値に抑え ($\leq 10\%$)さらにはゼロに近い値をねらうことが課題となる。一方、大型炉心では、ボイド反応度を実用炉としての安全性確保の観点から妥当な範囲に抑えることが課題となる。付録 A に示すように、従来の酸化物燃料炉心では、ULOF 事象に起因した冷却材沸騰時に即発臨界を回避することを目安として、この範囲は $\leq 6\%$ とされてい

る。これに対し、燃料の融点が約 1,100°C と冷却材沸点に近い金属燃料 FBR 炉心では、沸騰開始後の燃料分散による負の反応度挿入がより速やかとなるため、即発臨界回避のためのボイド反応度制限が緩和されると想定し、8\$程度が上限となるものと考えた。原子炉停止系は、従来型の B₄C ロッド（天然ボロン、ロッド部体積比～60%）からなる、主および後備 2 系統の制御棒を持つものとした。

冷却材炉心出口温度については、定常時の液相形成防止のために被覆管温度を 650°C に制限したことを反映し、≥510°C と比較的低い目標を設定した（熱効率は 38.5%程度となる）。被覆管およびダクトの材料には、わが国で開発中の候補材であるフェライト系ステンレス鋼 PNC-ODS および PNC-FMS を用いることを想定し、開発の達成目標とされている特性を用いた^(36, 37)。これらは、 $3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ 以上の高速フルエンスでもほとんどスエリングしない耐スエリング材として開発が進められているものである。炭化物析出強化型の PNC-FMS に対し、Y₂O₃ などの微量の酸化物を添加する分散強化型の PNC-ODS はより高い高温強度（650°C・応力 1kg/mm²でのクリープ破損時間>10,000 時間；SUS316 並み以上）が期待できるものであるが、製管および溶接技術の開発が課題となっている。

新燃料中の Pu 同位体組成の標準値としては、ORIGEN2 コードにより、取出平均燃焼度 48GWd/t の PWR 使用済み燃料を 4 年冷却したものの値を算出して用いた。リサイクル平衡時の新燃料組成は、前節に述べた設計手法によって求めた。増殖の必要性は将来のエネルギー需要の状況によって大きく変わり得る。そこで、少なくとも自ら消費する分の Pu をブランケットで生成することを基準とした（増殖率≥1.0）。内部転換率が≥0.9 と非常に高い金属燃料炉心では、これは径方向ブランケットを設けるのみで達成される。軸方向ブランケットを付加すれば、より高い増殖性能をねらうことができる。

2. 2. 2 項で述べたように、炉心配置としては均質炉心（Pu 富化度 2 領域、内側炉

心：低富化度／外側炉心：高富化度）、および径方向非均質炉心を考えた。Table 2-5 には、これらの配置を想定した予備的な核特性解析などをもとに、各出力規模の炉心において所定の特性を得るべく設定した主な燃料設計パラメタをまとめて示す。燃料集合体は、271 ピン／バンドル以上の大型のものとし、本数の低減をはかるものとした。燃料ピン径は、最大燃焼度を 20at.%程度に抑え、かつ、目標とした平均燃焼度を達成することを想定して定めた。また、ピン配列ピッチについては、良好な核特性を得るため燃料体積比を 35-40%程度以上とし、またピン東部の圧力損失制限 ($\leq 3.5\text{kgf/cm}^2$)を満たすように設定した。なお、圧力損失については、熱流路設計において流量が定められた時点で、あらためてこの制限が満足されていることを確認した。炉心燃料ピンのスミア密度については、ほとんどの EBR-II 照射試験燃料ピンが 75%であった実績を重視し、75%として高燃焼度までの健全性確保をはかるものとした。一方、燃焼度が高々数 at.%である径方向ブランケットではスミア密度を 80-85%とし、燃料体積比を約 50%以上という高い値として効率の良い増殖をはかるものとした。被覆管肉厚は 0.4-0.5mm を標準的な値とし、寿命末期におけるプレナムガス圧の見込みに応じたプレナム長（プレナム容積）を設けた。

2. 3. 2 核特性

前述の Table 2-5, 2-6 の仕様に基づく核設計によって得られた、各出力規模の Pu 富化度 2 領域均質配置炉心の集合体配置を Fig. 2-21 に示す。これらは、軽水炉からの Pu をワンスルーで用い、運転サイクル期間を 1 年、燃料交換バッチ数を 3 とした場合の平衡サイクルにおいて、出力分布を極力平坦とするため、サイクル初期に各領域（内／外炉心）の最大線出力がピーク値 (\leq 制限値: 500W/cm) となるように、配置および富化度を

調節した結果得られたものである。炉心外接円半径は、150MWe 炉心では 660mm、1,500MWe 炉心でも 2,308mm とコンパクトな値におさまっており、各炉心のサイズは出力規模に比例したものとなっている。Fig. 2-22 には、これらの炉心の運転サイクルあたりの燃焼反応度を、取出平均燃焼度と燃料体積比をパラメタとして整理した結果を示す。なお、ここでは軸方向伸びの効果も燃焼反応度に含めてある（1,000MWe 炉心で、約 3%の伸びに対応して約 50¢の効果がある）。本研究では従来型の制御棒設計を想定しており、制御可能な燃焼反応度は最大で約 10\$ となると考えられる。したがって、Fig. 2-22 から、中性子経済の良好な 600MWe 以上の大型炉心では、>100GWd/t の高燃焼度が達成可能であることがわかる。一方、小型炉心では、燃焼反応度を 10\$ 程度以下とするためには燃料体積比を増加する必要があり、その結果、達成可能な燃焼度は 80-燃焼度が低くなる。ただし、内部転換性は良好であり、大型炉と同様の最大線出力制限のもとで同程度の炉心平均出力密度 (350-400W/cc) を達成することは可能である。したがって、前述の Fig. 2-21 に示したように出力規模に比例し炉心サイズが得られる。

Fig. 2-22 からはまた、大型炉心では、燃焼度を若干下げて 90GWd/t 程度とすることで、燃焼反応度の大幅な低減が可能となることがわかる。その場合、定格時の制御棒必要反応度の主体は Table 2-3 に示した安全余裕の項 (D) となり、その大きさは高々数\$である。したがって、制御棒 1 体あたりの誤引抜反応度は数 10¢ に抑えられる。しかし、小型炉心においてこの程度の高燃焼度と低燃焼反応度の両立を図るためには、より中性子経済を高めるための炉心設計上の工夫が必要となる。その一つとして、Fig. 2-23 に示すような径方向非均質配置をとり、運転サイクル毎に内部および径方向ブランケットをシャフリングすることがある。ここでは、Fig. 2-24 に例を示すように、新ブランケットを炉心中心に近い位置に装荷し、滞在期間が長くなり Pu の蓄積が進むにつれて炉心外側へと移動

させることで、内部転換性の向上と出力分布の時間・空間的な平坦化を図る。この方策によれば、Fig. 2-22 中に□印で示したように、90GWd/t 程度の高燃焼度達成と燃焼反応度低減の両立が可能となる。ただし、ブランケットシャフリングのために燃料交換時の作業の負担が増加し得ること、内部ブランケットが装荷された直後で出力が低い期間中には比較的低温の冷却材が排出されるため出口にあたる炉上部構造においてサーマルストライピングが生じる可能性があることなど、径方向非均質炉心の実用化には課題が多い。

Table 2-7 には、Fig. 2-21, 2-23 に示した 150-1,000MWe 炉心の主要な特性を示す。150MWe 炉心で燃焼度が若干低い点を除いては、いずれの炉心においても Table 2-5 で設定した最大線出力、平均およびピーク燃焼度などの仕様が満たされている。Pu 富化度は、小型炉の場合でも高々25%程度であり、燃料スラグ-被覆管境界の温度を 650℃以下として液相形成を防止する設計方針と整合する結果となっている。また、各炉心で制御棒必要反応度に対して十分な制御棒反応度値が得られている。中でも、1,000MWe 燃焼反応度低減 (low burnup swing) 炉心、および径方向非均質化した 150、300MWe 炉心では、必要反応度が低減された結果、制御棒 1 体あたりの誤引抜反応度はかなり小さく抑えられている。ポイド反応度については、1,000MWe 炉心でも 8.0\$程度と、設定した制限の範囲内となった。小型炉ではより小さく余裕のある値が得られている。なお、2 領域均質炉心ではいずれの出力規模においても高速中性子フルエンスが $>3.0 \times 10^{23}$ と高いことから、高燃焼度の金属燃料炉心を実現するためには、今回想定した PNC-ODS または PNC-FMS 相当の特性を持つ低スエリングのフェライト系炉心材料の開発が必須となると言える。

Table 2-8 には、Fig. 2-4 に配置を示した 1,500MWe 級炉心の特性をまとめた。この炉心では、ポイド反応度が過大となることを避けるため、炉心高さを 85cm とし、炉心を扁

平化してもれを増やす工夫をとっている。また、最大線出力は～500W/cm のままで、運転サイクル期間を 1.5 年、燃料交換バッチ数を 4 とし、炉内滞在期間を長くすることによって、150GWd/t という非常に高い燃焼度を達成している。

表中には、軽水炉からの Pu をワンスルーで用いる場合に加えて、自らの取出燃料を乾式法によってリサイクルする場合の平衡時の特性も示した。リサイクルに伴う炉外滞在期間は 4 年とした。また、アクチニド核種の回収率（＝新燃料中へのリサイクル量／使用済燃料中の量）は 99%、希土類 FP の除染係数は 10 とした。リサイクル時にはブランケットで生成された Pu が炉心燃料に補充されるため、リサイクル平衡時の新燃料中の Pu 組成においては高次の親物質 (Pu-240)が増加する。また、マイナーアクチニドについてもリサイクルによって Cm などより高次のものが系内に存在することになるが、今回の特性評価の結果、結局は生成、分裂がバランスした平衡状態が達成されることが明らかとなった。表に示したように、この平衡時の新燃料中の MA 割合は 0.8%であり、これに附随する希土類 FP の割合は 0.5%と比較的小さい値である。このような組成の変化に対応して、燃焼反応度は若干低減され、ポイド反応度は増加する。しかし、これらの変化は小さく、大幅な設計変更なしに対応できるものと言える。しかしながら、新燃料からの発熱、および高速中性子の放出量は非常に大きな値であり、その取扱に留意した施設設計が必要となると言える。

Fig. 2-25 には、この 1,500MWe 炉心において、軸方向ブランケットの付加による増殖性能向上の可能性を調べた結果を示す。図から、比較的少量のブランケットの付加で高い増殖性が得られることがわかる。このように金属燃料炉心では、高増殖性を達成し倍增時間の短縮を図る場合でも、ブランケット量の増加による再処理の負担増は比較的小さくて済むと言える。

2. 3. 3 熱流力特性、および反応度係数

Table 2-9 には、前項に示した各炉心の熱流力特性の典型的な例として、小型非均質炉心設計 (Fig. 2-23・Table 2-7 に配置と特性を示した 300MWe 炉心)、および大型均質炉心設計 (Fig. 2-21・Table 2-7 に示した 1000MWe-low burnup swing 炉心、Fig. 2-21・Table 2-8 に示した 1500MWe 炉心) における流量配分と各部温度評価の結果を示す。ここでは、制御棒および遮へい体への流量に、集合体間ギャップへの流量を加えたいわゆる無効流量が 1 次系総流量の 5%となるものとした。表に示したように、各区分の間には少なくとも約 2kg/s の差を設け、また区分数は高々 10 程度に抑えるとした方針の下で、650°C の被覆管温度制限に対して、各炉心で 355/510°C 以上の炉心入/出口温度が得られた。また、燃料平均温度が高々 600°C 程度と、従来の酸化燃料炉心に比較して非常に低いことも確認された。なお、今回は現状技術レベルに対応する工学的安全係数を用いたが、これは今後の設計および製作実績の蓄積によって 10%程度改善されると予測されている。その場合には、650°C の制限に対して被覆管最高温度のノミナル値を 610-620°C とする程度まで流量を低減し得ることになる。その結果、炉心出口温度を 530°C まで上げることが可能となると期待される。

次に、Table 2-10 には各炉心の平衡サイクル末期における主要な反応度係数と安全性パラメタを示す。ここで、燃料温度係数としたものは単位温度変化あたりの燃料の伸びに、冷却材温度係数としたものは冷却材の密度変化に対応するものである。ただし、すでに述べたように、燃料スラグが被覆管に拘束されていると想定される燃料については、熱膨張係数として被覆管の値を用いている。出力係数 ($\rho/\%$) は、1%の出力変化に対応する各種

フィードバック量の合計値である。この結果によれば、遅発中性子割合は富化度が低い大型の炉心ほど小さくなっている。燃料温度係数についても同様の傾向となる。一方、ドップラ一定数と冷却材密度係数は、スペクトルが比較的軟らかい大型炉心ほど大きな値となる。なお、非均質炉心の値は内部ブランケットを含めたものであるため、ドップラ一定数と冷却材密度係数は出力規模の割に大きくなっている。支持板の膨張係数は、炉心径の一般的な膨張に対応するものであるが、膨張割合あたりの反応度は炉心が大きくなるにしたがって、増加している。これは、大型炉心ほど扁平な形状となっており、径の増加による炉心上下からのもれの効果が大きいと考えられる。ただし、Fig. 2-21, 2-23 に示したように炉心径の相違があることから、変位量（膨張量）あたりでは、小型炉心の方がより大きな反応度が生じることになる。いずれにしても、150MWe 炉心で $20\text{¢}/\text{mm}$ 、1,500MWe 炉心で $8\text{¢}/\text{mm}$ 程度と、径方向膨張による反応度効果は大きいことがわかる。この表にはまた、比較のために同様の仕様の下に設計した 1,500MWe 級酸化物燃料炉心の値も示した。この値との値比較では、金属燃料炉心はスペクトルが硬いため、ドップラ一定数が小さく、冷却材温度係数が大きくなる傾向がある。これらの特性、および上述のように定格時の燃料温度が低いことが組み合わさった結果、ゼロ出力から定格までの補償反応度の値（出力係数 $\times 100$ ）は高々 20 数 ¢ と 1 $\$$ を大幅に下回る。これは、スクラム失敗事象における受動的安全性の確保に有利な特徴である。Fig. 2-26 には Fig. 2-21 および Table 2-7, 2-8 に配置と特性を示したの各 2 領域均質炉心のボイド反応度を示す。図から、出力規模の増加に伴うボイド反応度の増大は、大型炉心を扁平化することによって効果的に抑えられていることがわかる。なお、2. 2. 2 項で述べたボイド反応度の補正のうち、今回の設計ではピン非均質効果は -0.15 から -0.35% $\Delta k/k$ であった。また、輸送補正については、 $\pm 0.01\% \Delta k/k$ 程度の値であった。

2. 4 高燃焼度における燃料ピン健全性評価

本項では、高燃焼度における金属燃料ピン健全性評価の典型的な例として、前項に述べた炉心設計のうち最も燃焼度が高く寿命の余裕が小さいと考えられる、1,500MWe 炉心における最大燃焼度ピン (ピーク燃焼度 200GWd/t)の挙動を ALFUS コードによって解析し、健全性を評価した結果を示す。

この燃料ピンは、Table 2-6 に仕様を示したとおり、外径 8.5mm、被覆管肉厚 0.5mm、スミア密度 75%で、燃料スラグ長およびガスプレナム長はそれぞれ 850mm、1350mm のものである。炉心の運転サイクル長は 1.5 年、燃料交換は 4 バッチであるため、炉内滞在期間は 6 年となる。Fig. 2-27 には、この燃料ピンのピーク線出力、および不確かさを考慮した各部最高温度の履歴を示す。寿命のごく初期には、FP ガス空孔の生成によるスラグ実効的熱伝導の低下のために、燃料温度は上昇する。ただし、最高温度は約 815°C であり、融点 (約 1100°C) までには 300°C 程度の大きなマージンがある。このため、すでに Table 2-9 に示したように (Transient fuel temp.)、制御棒誤引抜に起因する異常な過渡変化事象によって生じると想定される 120%過出力時においても、燃料温度は高々 1000°C程度にとどまり溶融は生じない。その後、空孔ネットワークができた時点 (約 150hr) からは、ボンドナトリウムの浸入によって熱伝導が回復し、燃料温度は安定する。これ以降のスラグの実効熱伝導は、空孔の生成/消滅バランス、および固体 FP の蓄積の結果として定まる。被覆管温度は炉内滞在期間を通じて 650°C 以下に保たれており、燃料スラグとの境界における液相形成の可能性は排除されている。ただし、流量低下型の過渡時など被覆管温度が上昇した場合には液相が形成され得る。Fig. 2-28 には、この燃料

ピンの破損メカニズム確認のため、炉内滞在期間末期の状態における被覆管破損時間を評価した結果を示す。図中には、液相形成がなくクリープのみによって破損する場合、液相形成による被覆管減肉のみで破損する場合に加え、両者の効果を相乗させた場合の結果を示した。この結果から、800°C程度以上の高温では、プレナムガス圧によるクリープ破損が速く、液相形成による強度低下の影響はほとんどないことがわかる。一方、700-800°Cの範囲では、液相形成の効果によって寿命が短縮される。もんじゅなどでの実績から、この温度範囲は異常な過渡変化時に相当するものと想定されるが、健全性評価においては、液相形成の効果を精度良く見積もることが重要となる。ただし、破損までの時間は1,000秒程度以上と、スクラムによる炉停止に要する時間に比較して非常に長いものであり、破損の防止は十分に可能であると言える。

Fig. 2-29 には、ガス放出および実効プレナム容積の時刻歴を示す。ガス放出は、空孔ネットワークの発達にともなって初期に急激に増加した後、飽和値に達する。炉内滞在期間末期における放出率は約90%となる。すでに述べたように、実効プレナム容積はスラッグの伸びとボンドナトリウムの移動によって減少する。この結果、Fig. 2-30 中に示したように、プレナムガス圧は末期には9MPaに達する。この図にはまた、スエリングの3つの要素である、FPガス空孔、空孔ネットワーク、および固体FPの寄与の変化も合わせて示してある。図(a)から、炉中心高さでは空孔ネットワークが約25%まで発達するが、燃焼度が高く固体FPの増加が大きいため比較的早い時期に10%以下まで圧縮され、その結果としてFCMIによる応力が増加していくことがわかる。ただし、この高さでは温度が600°Cより低く被覆管強度が高いため、このFCMIは問題とならない。一方、被覆管温度が最も高くクリープ破損が問題となる炉心頂部(図(b))においては、より多く空孔ネットワークが発達し、さらに燃焼度が低いため固体FPの蓄積も遅く空孔ネットワ

ークがあまり減少しない結果、FCMI の応力は低い値に保たれる。結局、Fig. 2-31 に示すように、炉内滞在期間末期における被覆管の累積損傷和（CDF: Cumulative Damage Fraction = Σ [ある応力での照射期間/ある応力でのクリープ寿命]、これが 1.0 となると破損するものとみなす）は、燃料ピン全長にわたって 1 より大幅に低い値にとどまる。したがって、炉内滞在期間中の健全性確保は十分に可能であることがわかる。ただし、燃料-被覆管の冶金学的反応 (FCCI) による、実効的な被覆管肉厚の減少量は 160 μm に達しており、この予測精度が健全性評価の妥当性に与える影響は大きいと言える。今後、実用的な温度域での照射試験を行うことにより、データベースを拡充していくことが必要である。その結果、現状の見込み以上に FCCI が進展し得ることが明らかになった場合には、何らかの FCCI 防止対策が必要になると考えられる。

2. 5 第 2 章の結論

本章では、まず、本研究で開発した FBR 用の金属燃料と炉心の設計手法をまとめた。燃料設計については、スエリングによる燃料スラグの変形や各成分の再分布などを機構論的なモデルによって記述し、応力 - 歪解析を行って被覆管の健全性を定量的に判断できる手法を開発して検証した。これにより、一般的な設計の燃料の健全性評価が可能となることを示した。次に炉心核設計においては、従来からの詳細な 3 次元拡散計算の手法をもとに、マイナーアクチニドがリサイクルされるなどの乾式技術の影響を考慮するための、燃焼計算手法とリサイクル計算手順の改良などを行った。また、燃料スラグの伸びなどの特徴的な燃料照射挙動の影響について、燃料挙動解析の結果を反映して評価するようにした。炉心熱流力設計には、サブチャンネルモデルによって全炉心の伝熱を解く手法を適用し、

燃料-被覆管相互反応層中の低融点相における液相形成の防止など、燃料の特徴に起因した温度制限について、精度が良く不確かさを適切に考慮した評価を行うことができるようにした。

これらの結果、実用炉への適用を想定したものとしては新たな燃料形態となる金属燃料を用いた FBR 炉心の、核熱流力特性および燃料健全性を精度良く評価できる設計手法が開発された。

この手法により、実用化を想定して多様な出力規模 (150~1500MWe) を対象とした燃料、炉心設計を行った。その結果、大型炉心では 120~150GWd/t の燃焼度が達成でき、炉心を扁平な形状とすればポイド反応度も 7\$程度に抑えられることがわかった。小型炉心においても非均質配置をとるなどの工夫によれば、1.0~1.5 年の実用的な運転サイクル長で、90GWd/t 程度の高燃焼度を達成し、高い経済性を実現する設計が可能であることが示された。一方、燃料-被覆管の共晶反応の防止を想定して定格時被覆管最高温度を 650°C に制限したが、熱流力設計の結果、炉心出口温度を少なくとも約 510°C とし、約 38.5% 以上と十分実用的な熱効率を達成できることを示した。さらに、出力規模によらず燃焼度を 90GWd/t 程度に抑えれば、燃焼反応度を大幅に低減して余剰反応度を数 \$ 程度に抑え、制御棒誤引抜反応度を数 10¢ 程度に低減できることを明らかにした。また、定格時の燃料温度が低いことに起因して、ゼロ出力から定格までの出力補償反応度は 1\$ より大幅に小さくなる。これらは、スクラム失敗事象における受動的安全性の確保に有利な特徴である。今一つの利点として、良好な内部転換性のために、大量のブランケットを付加することなく高い増殖性が達成できることを確認した。1,500MWe 級の高燃焼度炉心の例では、1.2-1.3 の高増殖比を達成する場合でも、必要なブランケット量は炉心燃料と同程度にとどまった。さらに、燃料挙動解析結果から、現在開発中の被覆管材料を用いれば、200GWd/t

程度の高燃焼度（上述の平均 150GWd/t に対応するピーク燃焼度）までクリープ破損を生じることなく、健全性を確保できることを確認した。ただし、200GWd/t を大きく上回るような非常に高い燃焼度においては、スミア密度を 75%程度に低減した燃料でも固体 FP スエリングに起因して有意な FCMI が生じ得ること、および、FCCI による実効的な被覆管肉厚の減少量が $>100\mu\text{m}$ と大きく健全性予測の精度への影響が大きくなり得ることから、これらの挙動についてより詳細に解明することが今後の開発課題となることを示した。

このように、金属燃料 FBR 炉心では小型から大型までの各出力規模で実用炉に適した経済性の追求と安全性の確保、向上をねらった特性が得られることを明らかとした。

【第2章の参考文献】

- (1) Yokoo, T., Ogata, T., Ohta, H.: "A Design Study on the FBR Metal Fuel and Core for Commercial Applications," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **37**, 1 (2000)
- (2) Hofman, G. L. and Walters, L. C.: "Metallic Fast Reactor Fuels," *Materials Science and Technology, A Comprehensive Treatment*, R. W. Cain, et al., Eds., in *Nuclear Materials*, Vol. 10A, Part1, B. R. T. Frost, Ed., VCH Verlagsgesellschaft (1994)
- (3) Walters, L. C., Seidel, B. R., Kittel, J. H.: "Performance of Metallic Fuels and Blankets in Liquid Metal Fast Breeder Reactors," *Nucl. Technol.*, **65**, 179 (1984)
- (4) Leggett, R. D., Walters, L. C.: "Status of LMR fuel development in the United States of America," *J. Nucl. Mater.*, **204**, 23 (1993)
- (5) Ogata, T., Yokoo, T.: "Development and Validation of ALFUS: An Irradiation Behavior Analysis Code for Metallic Fast Reactor Fuels," *Nucl. Technol.*, **128**, 113 (1999)
- (6) Nakajima, T., et al.: JAERI-M 9251, Japan Atomic Research Institute (1981)
- (7) Barnes, R. S.: "A Theory of Swelling and Gas Release for Reactor Materials," *J. Nucl. Mater.*, **11**, 135 (1964)
- (8) Hofman, G. L., et al.: "Swelling Behavior of U-Pu-Zr Fuel," *Metall. Trans.*, **21A**, 517 (1990)
- (9) Rashid, Y. R., et al.: "Mathematical Treatment of Hot Pressing of Reactor Fuel," *Nucl. Eng.Des.*, **29**, 1 (1974)

- (10) Gruber, E. E. and Kramer, J. M.: "Gas-Bubble Growth Mechanisms in the Analysis of Metal Fuel Swelling," *Proc. 13th Int. Symp. Radiation-Induced Changes in Micro-structure*, Philadelphia, 1987, ASTM-STP-955, p.a432, American Nuclear Society (1987)
- (11) Billone, M. C., et al.: "Status of Fuel Element Modeling Codes for Metallic Fuels," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.5-77 (1986)
- (12) Kurata, M., et al.: "Fabrication of Metallic Fuel Containing Minor Actinides," *Proc. GLOBAL '97*, Yokohama, Oct. 5-10, 1997, p.II-1384 (1997)
- (13) Porter, D. L., et al.: "Fuel Constituent Redistribution during the Early Stages of U-Pu-Zr Irradiation," *Metallurgical Trans. A*, **21**, 1871 (1990)
- (14) Kobayashi, T., et al.: "Development of the SESAME Metallic Fuel Performance Code," *Nucl. Technol.*, **89**, 183 (1990)
- (15) Ishida, M., et al.: "Constituent Migration Model for U-Pu-Zr Metallic Fast Reactor Fuel," *Nucl. Technol.*, **104**, 37 (1993)
- (16) Murphy, W. F., et al.: "Postirradiation Examination of U-Pu-Zr Fuel Elements Irradiated in EBR-II to 4.5 Atomic Percent Burnup," ANL-7602, Argonne National Laboratory (199)
- (17) Tsai, H., et al.: "Irradiation Performance of U-Pu-Zr Metal Fuels for Liquid-Metal-Cooled Reactors," *Proc. ICON-3*, Kyoto, Apr. 23-27, 1995, p.II-849 (1995)
- (18) Ogata, T., et al.: "Reactions between U-Pu-Zr Alloys and Fe at 923K," *J. Nucl. Sci. Technol.* **37**, 244 (2000)

- (19) Nakamura, K., et al. : "Reactions between U-Pu Alloys and Fe," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **38**, 112 (2001)
- (20) 尾形孝成、倉田正輝 : "U-Zr および U-Pu-Zr 燃料合金の物性値、" 電力中央研究所調査資料、T99923 (2000)
- (21) Billone, M. C., Argonne National Laboratory, Personal Communications (1997)
- (22) Macfarlane, H. F.: "Benchmark Physics Test in the Metallic-fuelled Assembly ZPPR-15", *Proc. Int. Topl. Mtg. Advances in Reactor Physics, Mathematics and Computation*, Paris, Apr. 27-30, 1987, vol.1, p.139 (1987)
- (23) Iijima, S., et al.: "Benchmark Physics Experiment of Metallic-fueled LMFBR at FCA(II) -Experiments of FCA Assembly XVI-1 and Their Analyses-," JAERI-M 93-186, Japan Atomic Energy Research Institute (1993)
- (24) Fowler, T. B., et al.: "Nuclear Core Analysis Code; CITATION," ORNL-TM-2496 Rev. 2, Oak Ridge National Laboratory (1971)
- (25) Takano, H.: "Benchmark Tests of JENDL-3.2 for Thermal and Fast Reactors," JAERI-Conf-95 008, Japan Atomic Research Institute (1995)
- (26) O'Dell, R. D. and Alcouffe, R. E.: "Transport Calculations for Nuclear Analyses: Theory and Guidelines for Effective Use of Transport Codes," LA-10983-MS and UC-32, Los Alamos National Laboratory (1987)
- (27) 須山賢也、他 : "JENDL-3.2 に基づく ORIGEN2 用ライブラリ: ORLIBJ32、" JAERI-Data/Code 99-003, Japan Atomic Research Institute (1999)
- (28) Nakagawa, M., et al.: "SLAROM: A Code for Cell Homogenization Calculation for Fast Reactor," JAERI-1294, Japan Atomic Research Institute (1984)

- (29) Yokoo, T., Kawashima, M., Tsuboi, Y.: "A Consideration on Excess Reactivity Reduction in Metal Fuel FBR Core Design," *Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors, Marseilles*, Apr. 23-28, 1990, Vol. IV, p.PIII-41(1990)
- (30) East, L. V.: "DCHAIN: A User-Friendly Computer Program for Radioactive Decay and Reaction Chain Calculations," EGG-NRP-11289 (1994)
- (31) Inoue, T., et al.: "Development of Partitioning and Transmutation Technology for Long-Lived Nuclides," *Nucl. Technol.*, **93**, 206 (1991)
- (32) Sasahara, A., Matsumura, T.: "An Assessment of TRU Recycling Transmutation in Metal Fuel FBR," *Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors, Marseilles*, Apr. 23-28, 1990, Vol. IV, p.PIII-31 (1990)
- (33) Yokoo, T., Inoue, T.: "The Transuranic Mass Balance during the Introduction of Metal Fuel FBR Cycle," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **36**, 761 (1999)
- (34) Basehore, K. L. and Todreas, N. E.: "SUPERENERGY2: A Multiassembly, Steady-state Computer Code for LMFBR Core Thermal-hydraulic Analysis," PNL-3379/C00-245-57TR, Pacific Northwest Laboratory (1980)
- (35) Yokoo, T., et al.: "Design Study of Metal Fuel FBR Cores," CRIEPI Rep. ET91003, Central Research Institute of Electric Power Industry (1991)
- (36) Ukai, S., et al.: "Development of Oxide Dispersion Strengthened Ferritic Steels for FBR Core Application, (1) Improvement of Mechanical Properties by Recrystallization Processing," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **34**, 256 (1997)
- (37) "高強度フェライト/マルテンサイト鋼 (PNC-FMS) のクリープ強度特性の評価," JNC TN9400 99-045, 核燃料サイクル開発機構 (1999)

Table 2-1 Amounts and Volumes of Major Fission Products
Generated by 1 mol Fissions

	Elements	Generation (mol)	Molar Volume (cc/mol)	Volume Change (cc)
Fuel Constituents	Zr	0.0000	14.01	0.00
	U and Pu	-1.0000	12.58	-12.58
Fission Products	(Noble Gas)	(0.2518)		(-)
	Kr	0.0190		-
	Xe	0.2328		-
	(Alkali Metals)	(0.2051)		(14.12)
	Rb	0.0162	55.86	0.90
	Cs	0.1890	69.95	13.22
	(Alkaline Earth)	(0.1057)		(3.83)
	Sr	0.0340	33.32	1.13
	Ba	0.0718	37.62	2.70
	(Te and I)	(0.0559)		(1.25)
	Te	0.0354	20.42	0.72
	I	0.0205	25.69	0.53
	(Lanthanides)	(0.4499)		(9.44)
	Y	0.0181	19.89	0.36
	La	0.0561	22.55	1.26
	Ce	0.1002	20.70	2.07
	Pr	0.0515	21.75	1.12
	Nd	0.1614	20.61	3.33
	Pm	0.0052	20.08	0.11
	Sm	0.0469	19.94	0.94
	Eu	0.0054	28.95	0.16
	Gd	0.0051	19.93	0.10
	(Others)	(0.9260)		(9.32)
	Zr	0.1857	14.01	2.60
	Nb	0.0000	10.83	0.00
	Mo	0.2142	9.33	2.00
	Tc	0.0548	8.53	0.47
Ru	0.1960	8.12	1.59	
Rh	0.0588	8.29	0.49	
Pd	0.1610	8.85	1.43	
Ag	0.0166	10.28	0.17	
Cd	0.0167	13.01	0.22	
In	0.0013	13.29	0.02	
Sn	0.0166	16.24	0.27	
Sb	0.0045	16.70	0.07	
Net Volume Change				25.39

Table 2-2 Specification and irradiation condition of EBR-II fuel pins analyzed by ALFUS

Item/assembly no.	X425	X441
Fuel composition(wt%)	U-19Pu-10Zr, U-10Zr	
Cladding material	HT9	
Cladding outer diameter(mm)	5.84	
Cladding thickness(mm)	0.38	
Fuel length(mm)	343	
Smear density(%)	72	75 or 85
Peak linear power(W/cm)	400	510

Table 2-3 18-group energy structure for core neutronics calculations

Group	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Upper energy (MeV)	10.0	3.68	2.23	1.35	0.821	0.498	0.301	0.142	0.087
Group	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Upper energy (KeV)	40.9	19.3	9.12	4.31	1.58	0.961	0.454	0.167	0.101

Table 2-4 Worth requirements considered for the control rods (equilibrium cycle)

(a) primary rod

Item	description
A. Power reactivity decrement	Full power to cold shutdown
B. Burnup reactivity swing	Fuel elongation effect is included
C. Margin for end of cycle criticality	$\sim 0.2\% \Delta k/k$
D. Safety margins	$D = D_1 + \sqrt{D_2^2 + D_3^2 + D_4^2 + D_5^2}$
D_1 . Rod withdrawal	Run- out of the maximum worth rod
D_2 . Allowance for refueling uncertainty	Error of a subassembly loading
D_3 . Tolerance for fuel fabrication	Pu enrichment deviation of $\pm 0.5w/o$
D_4 . Uncertainty in temperature defect	$\pm 30\%$
D_5 . Uncertainty in burnup swing	$\pm 25\%$

(b) backup rod

Item	description
A. Power reactivity decrement	Full power to hot shutdown
D. Safety margins	$D = D_1 + \sqrt{D_2^2 + D_3^2}$
D_1 . Rod withdrawal	Run- out of the maximum worth rod
D_2 . Uncertainty in temperature defect	$\pm 30\%$
D_3 . Uncertainty in burnup swing	$\pm 25\%$

Table 2-5 Hotspot factors (left; fuel, right; blanket)

Hotspot factors	Regions ^a									
	Coolant ^b		Film		Cladding		Gap		Fuel	
A. Factors for direct combinations										
Nuclear design inaccuracy	1.05	1.10	1.10	1.15	1.10	1.15	1.10	1.15	1.10	1.15
Subchannel flow area	1.03	1.02	-	-	-	-	-	-	-	-
Flow allocation inaccuracy	1.02	1.04	-	-	-	-	-	-	-	-
Power level measurement	-	-	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02
Temperature measurement	1.02	1.04	-	-	-	-	-	-	-	-
B. Factors for statistical combinations (2 σ level of confidence)										
(uncertainties)										
Nuclear data	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07
Criticality experiment	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02
Subchannel analysis	1.06	1.06	-	-	-	-	-	-	-	-
Properties	1.02	1.02	1.30	1.30	1.03	1.03	1.20	1.15	1.20	1.15
(tolerance)										
Fuel fabrication	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10
Orifice fabrication	1.06	1.08	-	-	-	-	-	-	-	-

^a Factors apply to the temperature rise over the region.

^b Corresponds to the channel inlet to outlet temperature rise.

Table 2-6 Core design specifications

Item	Specification
Core output	150 - 1,500MWe
Coolant	Na
Cycle length	≥ 1.0year, FPD
Refueling batch no.	3 - 4
Averaged discharge burnup	≥ 90GWd/t
Maximum linear power	~ 500W/cm
Void reactivity	≤ 8\$
Shutdown system	Primary & Backup
Coolant outlet temperature	≥ 510°C
Cladding temperature	≤ 650°C
Core material	Ferritic steels ^a
Bundle pressure drop	≤ 3.5kgf/cm ²
Reference feed plutonium	from LWRs
Axial blanket length	≥ 0.0cm
Breeding ratio	≥ 1.0

^a The expected performance of PNC-ODS or PNC-FMS is assumed.

Table 2-7 Fuel design parameters

(a) driver (core fuel)

Core type (output, MWe)	homogeneous ^a					radially hetero.	
	150	300	600, 1000	1000 ^b	1500	150	300
Pins per assembly	271	271	271	271	331	271	271
Pin diameter (mm)	7.4	7.0	7.1	7.9	8.5	7.6	7.4
Smear density (%TD)	75	75	75	75	75	75	75
Cladding thickness (mm)	0.4	0.4	0.5	0.4	0.5	0.4	0.4
Pin pitch (mm)	8.75	8.44	8.80	9.28	9.95	8.78	8.81
Duct thickness (mm)	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
Assembly pitch (mm)	158.4	153.4	159.7	167.3	197.7	158.8	159.6
Fuel volume fraction (%)	43	40	36	43	43	45	42
Core height (mm)	1000	1000	1000	1000	850	1200	1200
Plenum length (mm)	1500	1500	1500	1500	1350	1300	1300
Element burnup (GWd/t)	100	120	140	140	170	100	100

(b) blanket (radial, internal)

Core type (output, MWe)	homogeneous ^a					radially hetero.	
	150	300	600, 1000	1000 ^b	1500	150	300
Pins per assembly	127	127	127	127	127	127	127
Pin diameter (mm)	11.2	10.8	11.3	12.4	14.8	11.8	11.8
Smear density (%TD)	80	80	80	85	85	85	85
Cladding thickness (mm)	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.4	0.4
Pin pitch (mm)	12.71	12.28	12.83	13.53	16.02	12.80	12.86
Duct thickness (mm)	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
Assembly pitch (mm)	158.4	153.4	159.7	167.3	197.7	158.8	159.6
Fuel volume fraction (%)	50	49	50	55	56	55	55

^a with two enrichment regions (inner core: higher enrichment, outer core: lower enrichment).

^b for low burnup swing core.

Table 2-8 Core performance parameters

Core type (output, MWe)	homogeneous					radially hetero.	
	150	300	600	1000	1000 ^a	150	300
Pu enrichment ^b (w/o)	17.0/23.0	15.7/22.1	15.7/22.4	14.7/20.3	11.2/15.7	25.4	23.1
Core diameter ^c x height (m)	1.23x1.0	1.68x1.0	2.31x1.0	2.90x1.0	3.11x1.0	1.83x1.2	2.36x1.2
Cycle length (yr), batches	1.0, 3	1.0, 3	1.0, 3	1.0, 3	1.0, 3	1.5, 3	1.5, 3
Feed heavy metal (ton/yr)	4.1	6.0	9.4	13.3	15.2	2.6	4.5
Burnup reactivity (%Δk/k)	4.0	4.0	4.3	3.8	0.8	0.3	0.1
Peak linear power ^b (W/cm)	492/495	476/490	500/499	492/500	498/500	350	337
Power share ^d (%), BOEC	48/41/10	55/36/8	59/34/6	62/32/5	59/34/6	73/8/19	73/14/13
EOEC	46/40/13	54/35/11	58/32/8	62/31/6	61/31/7	65/14/20	64/21/14
Averaged burnup (GWd/t)	82	95	110	116	90	87	90
Peak burnup (GWd/t)	116	138	156	162	119	129	129
Worth requirement (%Δk/k)	5.03	5.44	5.77	5.30	1.5	1.0	0.9
Primary rod worth (%Δk/k)	5.13	6.98	8.35	7.11	4.48	2.78	4.10
Rod run-out reactivity (%Δk/k)	<1.36	<0.52	<0.21	<0.16	<0.06	<0.12	<0.02
Void Reactivity (\$)	2.4	4.6	6.7	8.0	NA	NA	NA
Breeding ratio	1.14	1.13	1.14	1.05	1.17	1.19	1.17
Fast fluence (x10 ²³ n/cm ²)	3.4	4.0	4.4	4.5	3.9	2.7	2.8

^a low burnup swing core.

^b Inner/outer core values are shown for homogeneous cores.

^c Equivalent diameter.

^d Homogeneous: inner/outer-core/blanket, heterogeneous: driver/internal blanket/radial blanket (BOEC/EOEC; beginning/end of equilibrium cycle)

Table 2-9 Performance parameters of the 1500MWe core

	once-through ^a	recycled ^a
Cycle length (yr), batches	1.5, 4	<=
Core dia. x height (m)	4.4x0.85	<=
Max. linear power (W/cm, IC/OC)	469/482	493/497
Pu enrichment ^b (w/o)	13.5/17.8	14.8/20.1
Pu composition ^c (w/o)	0/58/24/14/4	1/58/31/4/6
MA & RE content ^b (w/o)	0/0	0.8/0.5
MA composition ^d (w/o)	-	7/38/1/27/22/5
Burnup reactivity (%Δk/k)	3.0	2.0
Primary rods depth at BOEC ^e (mm)	370	310
Run-out reactivity per rod (ϕ)	45	34
Averaged burnup (GWd/t)	150	<=
Peak burnup (GWd/t)	200	<=
breeding ratio	1.04	1.07
Void reactivity (%Δk/k)	7.1	8.0
decay heat ^f (W/kg)	-	7.0
fast neutron ^f (n/kg•s)	-	1.7x10 ⁷

^a once-through = equilibrium of once-through use of Pu from LWR.

recycled = equilibrium of recycled Pu, minor actinides(MA), and rare earth FPs(RE).

^b weight percent in (heavy metal + RE).

^c Pu composition = ²³⁸Pu/²³⁹Pu/²⁴⁰Pu/²⁴¹Pu/²⁴²Pu.

^d MA composition = ²³⁷Np/²⁴¹Am/^{242m}Am/²⁴³Am/²⁴⁴Cm/²⁴⁵Cm.

^e Primary control rods insertion depth from the top of the core

^f fresh fuel

Table 2-10 Results of thermal-hydraulic design for metal fuel cores

Core type	Radially hetero. 300MWe ^a	Low burnup swing 1000MWe ^b	High burnup 1500MWe ^c
Total primary loop flow ^d (kg/s)	4010	13250	19042
Flow-rate regions ^e	4/3/2	4/4/3	3/3/2
Flow-rate group (kg/s)	No.1	No.1	No.1
	No.2	No.2	No.2
	No.3	No.3	No.3
	No.4	No.4	No.4
	No.5	No.5	No.5
	No.6	No.6	No.6
	No.7	No.7	No.7
	No.8	No.8	No.8
	No.9	No.9	No.9
Nominal peak cladding temp. (°C)	592	592	594
Maximum cladding temp. ^f (°C)	650	650	650
Inlet/outlet temp. (°C)	355/510	355/511	355/516
Averaged fuel temp. ^g (°C)	543/521/484	599/557/434	603/585/448
Transient fuel temp. ^h (°C)	983	999	1003
Fuel solidus temp. (°C)	1064	1110	1088

^a Fig.2-23 & Table2-7

^b Fig.2-21 & Table2-7

^c Fig.2-21 & Table2-8

^d leakage flow of 5% is included.

^e inner core(driver)/outer core(inner blanket)/radial blanket.

^f 2 σ uncertainty is considered.

^g peak value with 3 σ uncertainty during a 120% overpower transient associated with a rod run-out.

Table 2-11 Core feedback coefficients and safety parameters (end of the equilibrium cycle)

Core type (output, MWe)	homogeneous					radially hetero. ^a	
	150	300	1000	1500	1500 ^b	150	300
Delayed neutron ($\times 10^{-3}$)	3.72	3.67	3.59	3.55	3.85	3.92	3.89
Doppler const. (10^{-3}Tdk/dT)	-2.53	-3.26	-4.16	-4.6	-7.8	-4.05	-5.28
Fuel temp. coefficient (ϕ/K)	-0.149	-0.142	-0.125	-0.073	-0.104	-0.073	-0.070
Coolant temp. coef. (ϕ/K)	0.081	0.149	0.213	0.217	0.188	0.127	0.168
Grid coef ($\$/\%$ -expansion)	-1.332	-1.398	-1.611	-1.621	-	-1.355	-1.398
Power coef. ^c ($\phi/\%$ -power)	-0.24	-0.22	-0.19	-0.18	-1.51	-0.10	-0.14

^a internal blankets are included.

^b oxide core designed with similar specifications to 1500MWe metal core.

^c sum of all the expansion and Doppler effect associated with 1% power increase at the full-power operation.

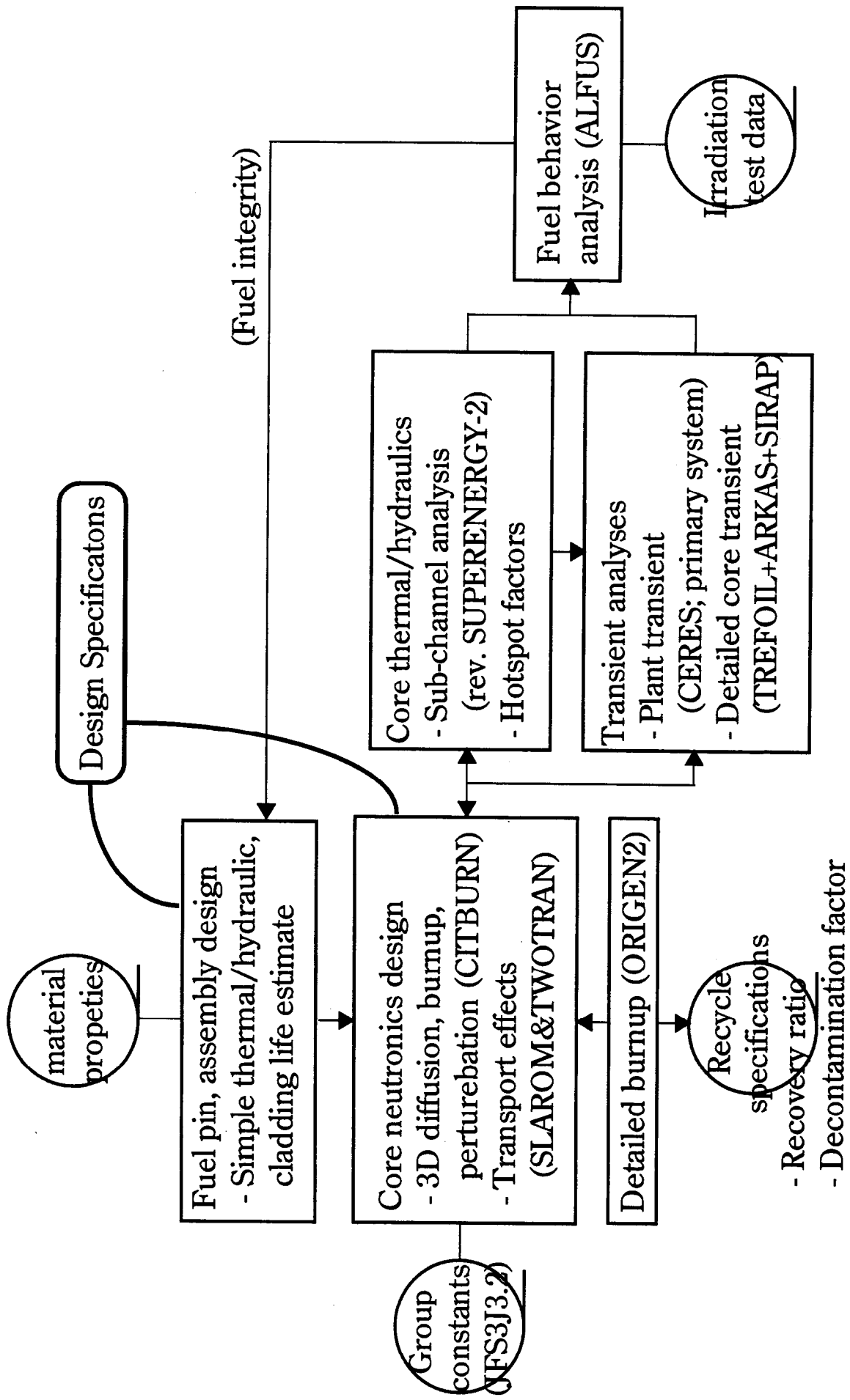
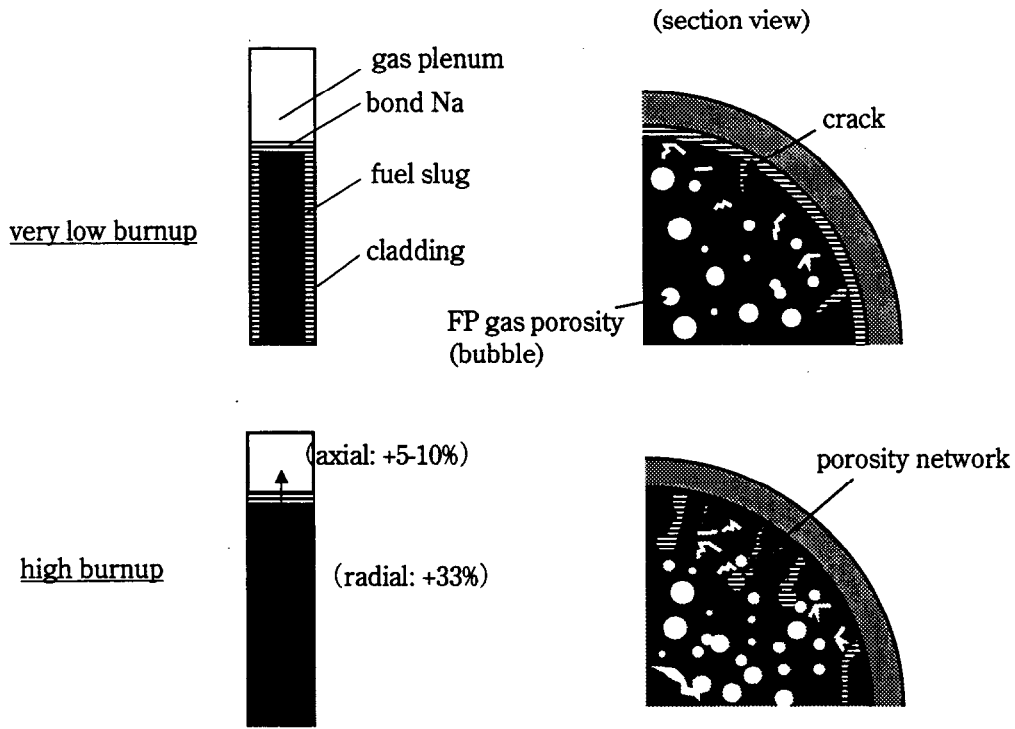
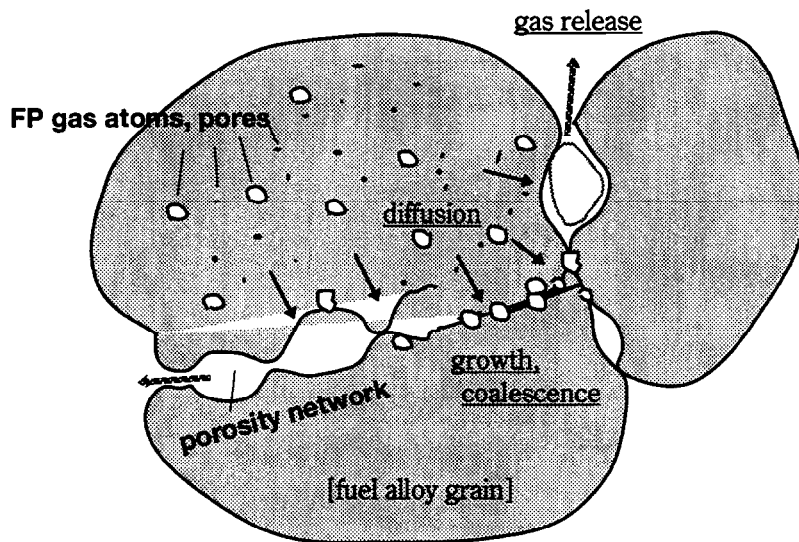


Fig.2-1 Overview of the metal fuel and core design analysis system



(a) The fuel swelling as the result of fission gas bubble growth



(b) The intragranular and grain-boundary bubble behavior

Fig.2-2 Schematic description of the fission gas bubble growth, open pore network development, and fuel slug swelling

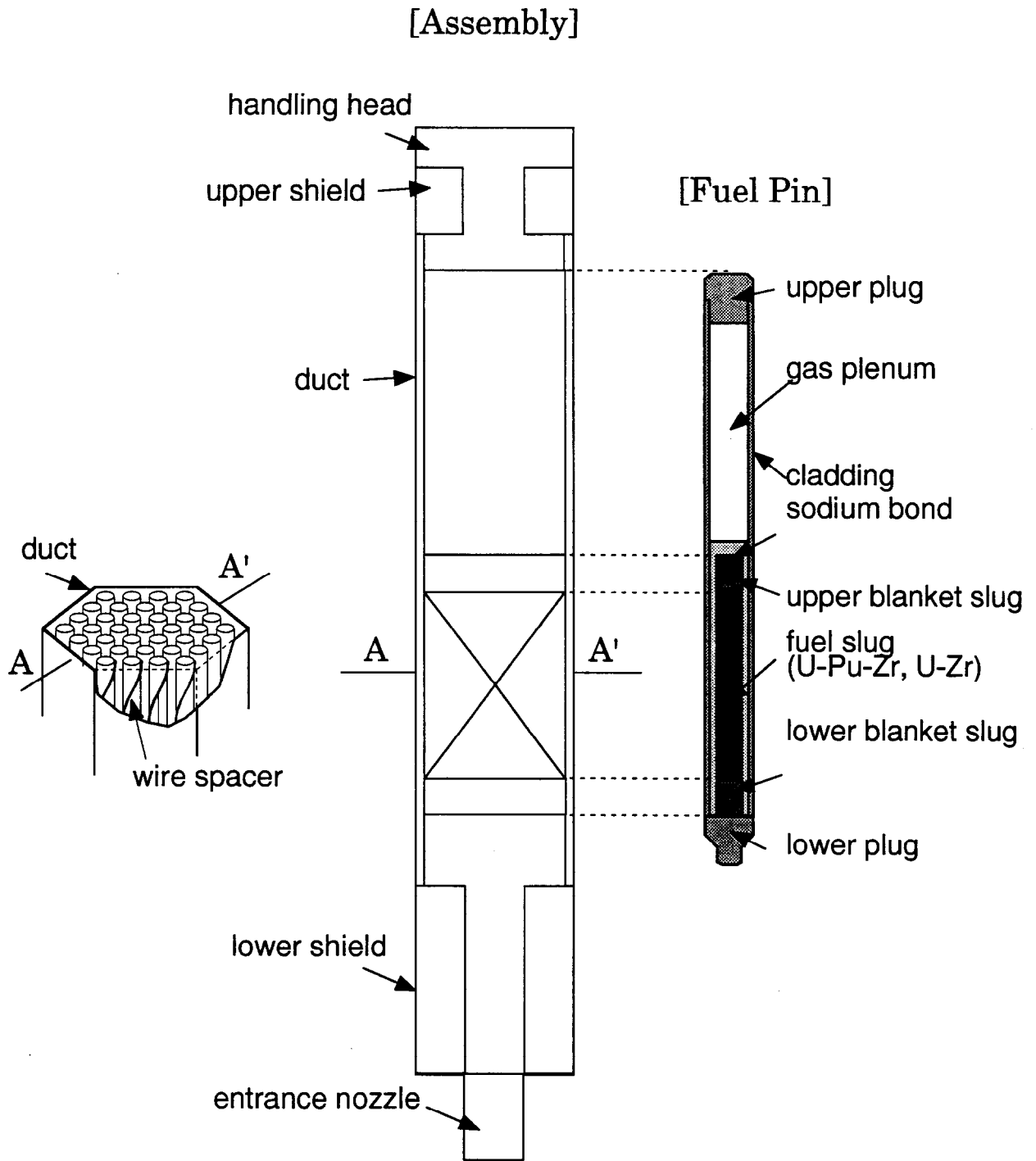
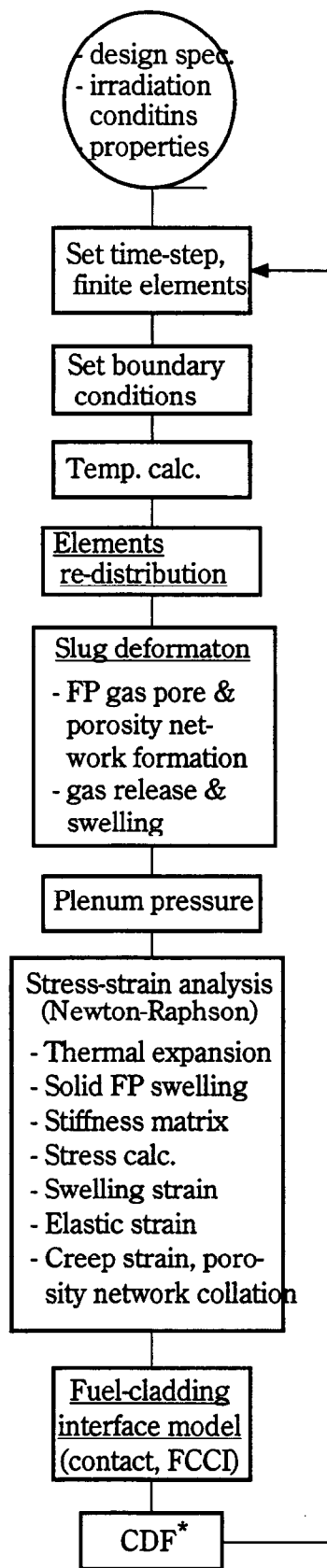
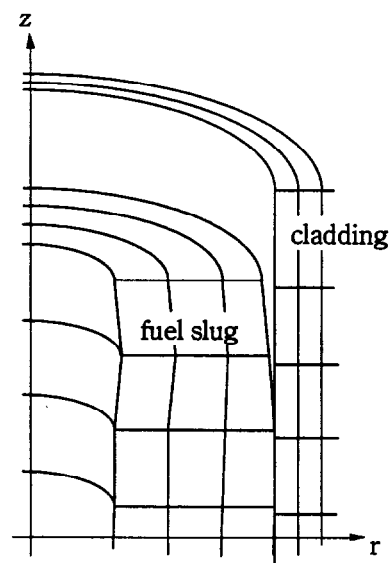


Fig.2-3 Metal fuel configuration
 (typical assembly width=150-200mm, length=4.0-5.0m,
 pin dia. = 7-9mm, length=2.5-3.0m)



(a) Calculation flow



(b) Finite element mesh

* Cumulative damage fraction
 underlined: new models developed for metal fuel

Fig.2-4 Calculation model of ALFUS

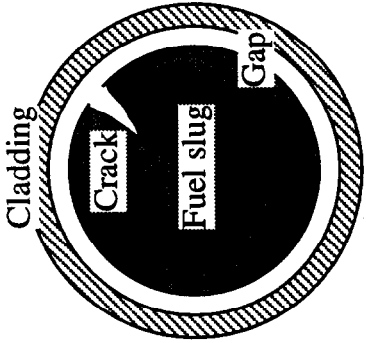
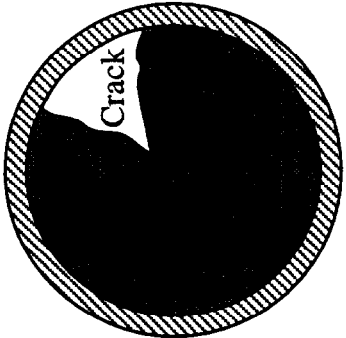
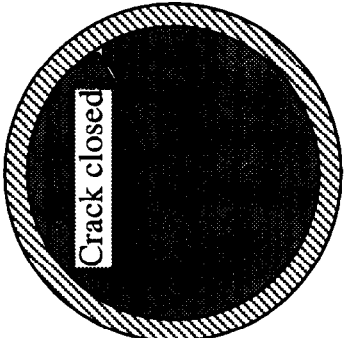
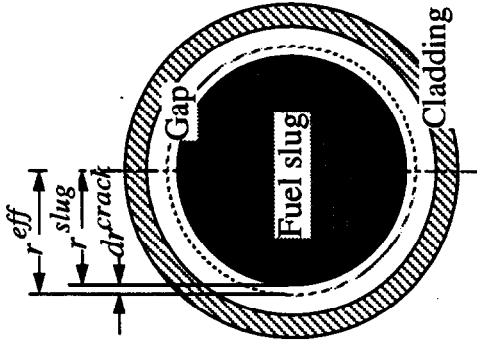
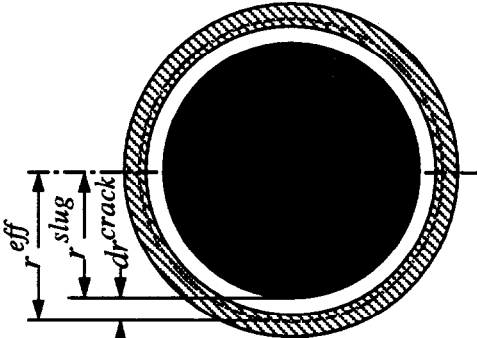
<p>Stage of the slug-cladding contact:</p>	<p>(I)</p> 	<p>(II)</p> 	<p>(III)</p> 
<p>Actual fuel being irradiated:</p>	<p>no restraint</p>		<p>axial restraint, but no radial restraint</p>
<p>Fuel being calculated by ALFUS:</p>	<p>both axial and radial restraint</p>		<p>both axial and radial restraint</p>
<p>Calculational condition at the outer surface of the slug:</p>	<p>no restraint</p>	<p>axial restraint, but no radial restraint</p>	<p>both axial and radial restraint</p>

Fig. 2-5 Calculation model for the judgement of the slug-cladding contact-state

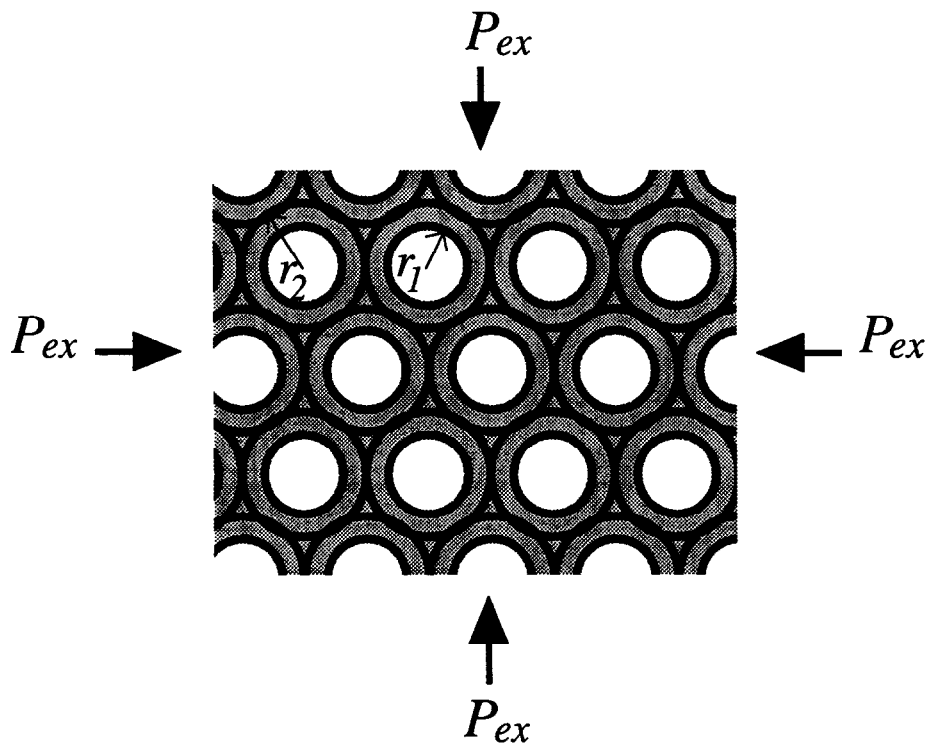


Fig. 2-6 Closely-packed spherical shells, forming porous material

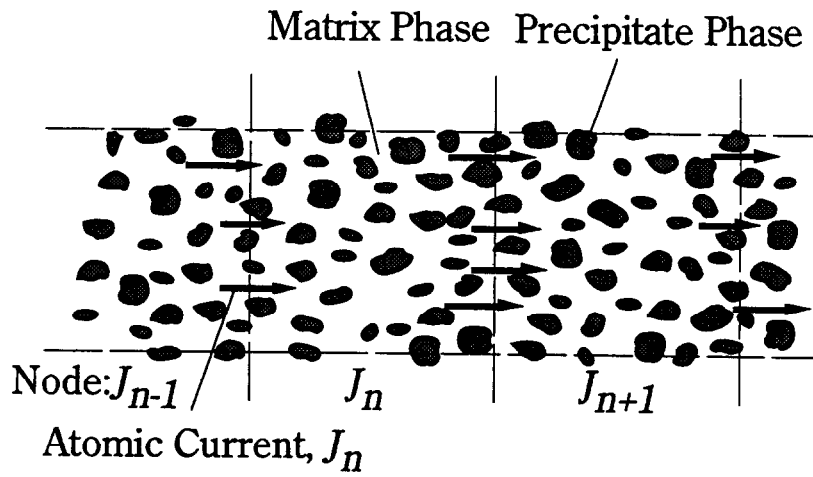


Fig. 2-7 Schematic model for the atomic current in the Fuel Slug

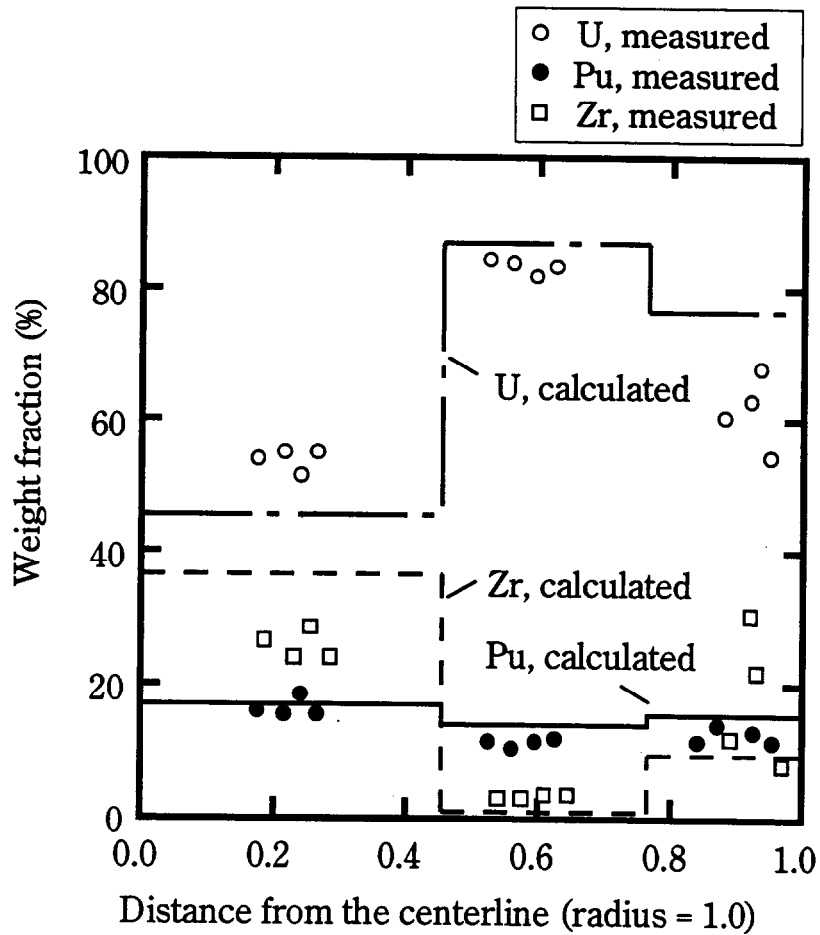


Fig. 2-8 Measured and calculated radial re-distribution of U, Pu and Zr in the fuel slug [14, 16] (U-19Pu-10Zr EBR-II test fuel, 4.5at.%)

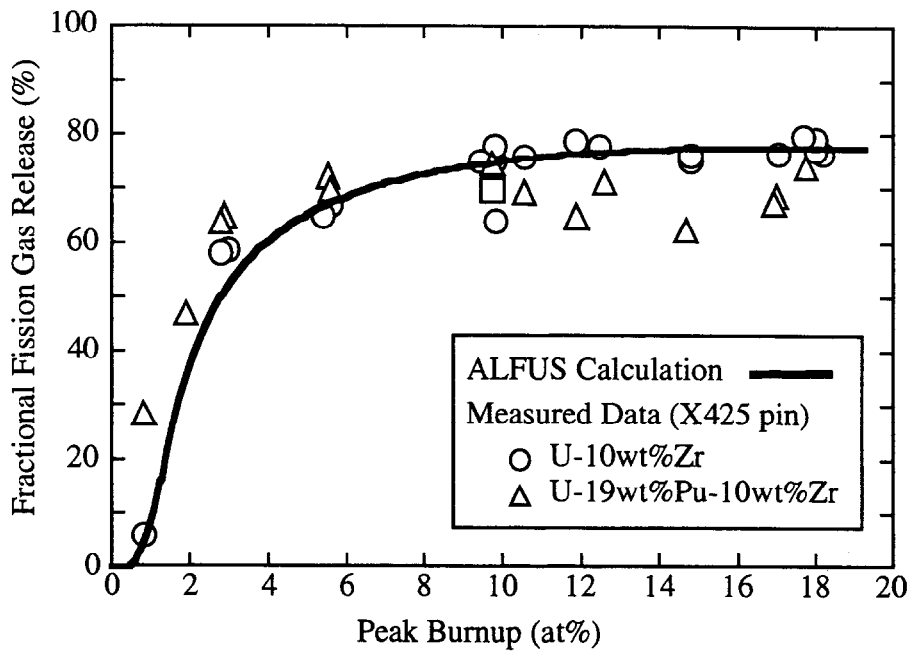


Fig. 2-9 Calculated and measured result of fractional fission gas release for U-19Pu-10Zr(wt%) pins of EBR-II, X425 assembly

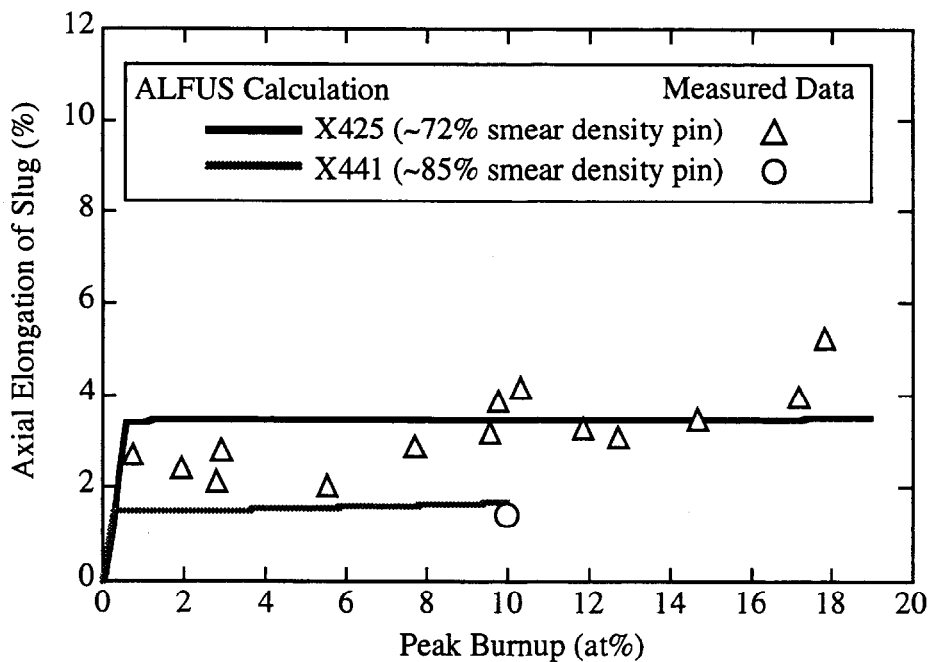


Fig. 2-10 Calculated and measured result of slug axial elongation of the EBR-II X425 and X441 pins

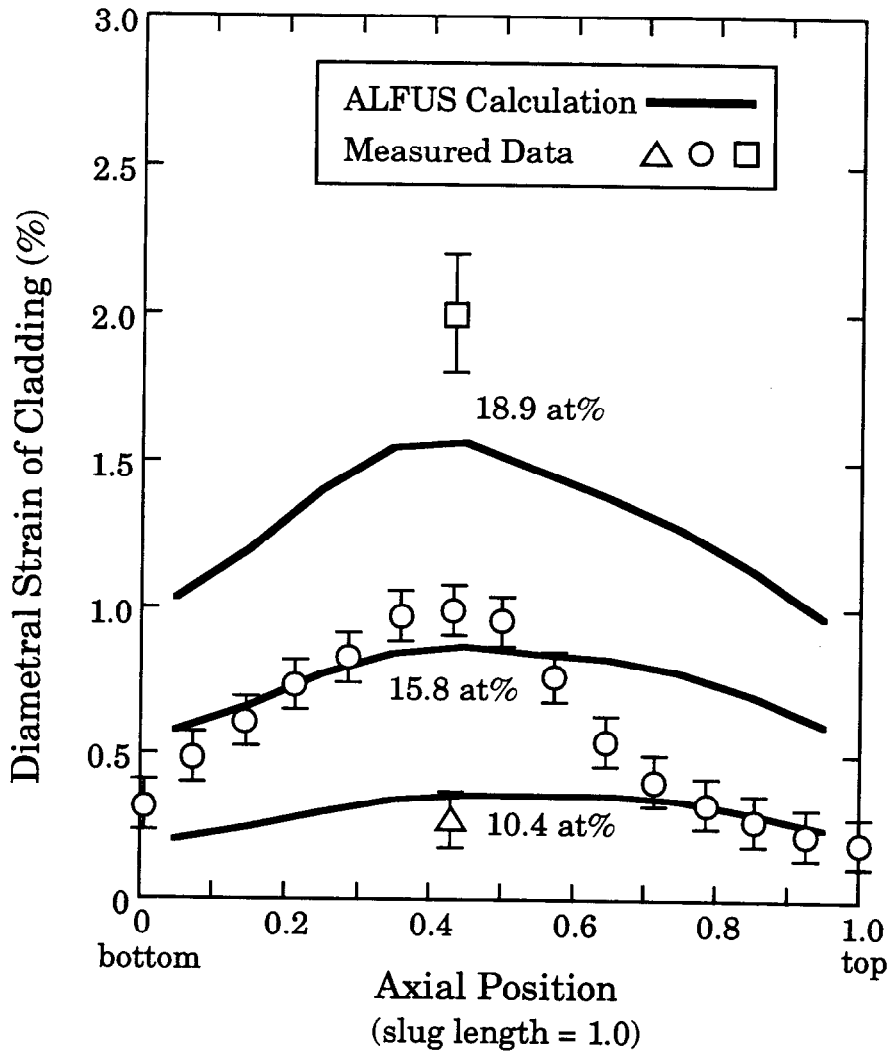


Fig. 2-11 Calculated results and measured data of cladding diametral strain at 10.4, 15.8 and 18.9 at% peak burnup. (X425 pin, smear density ~72%)

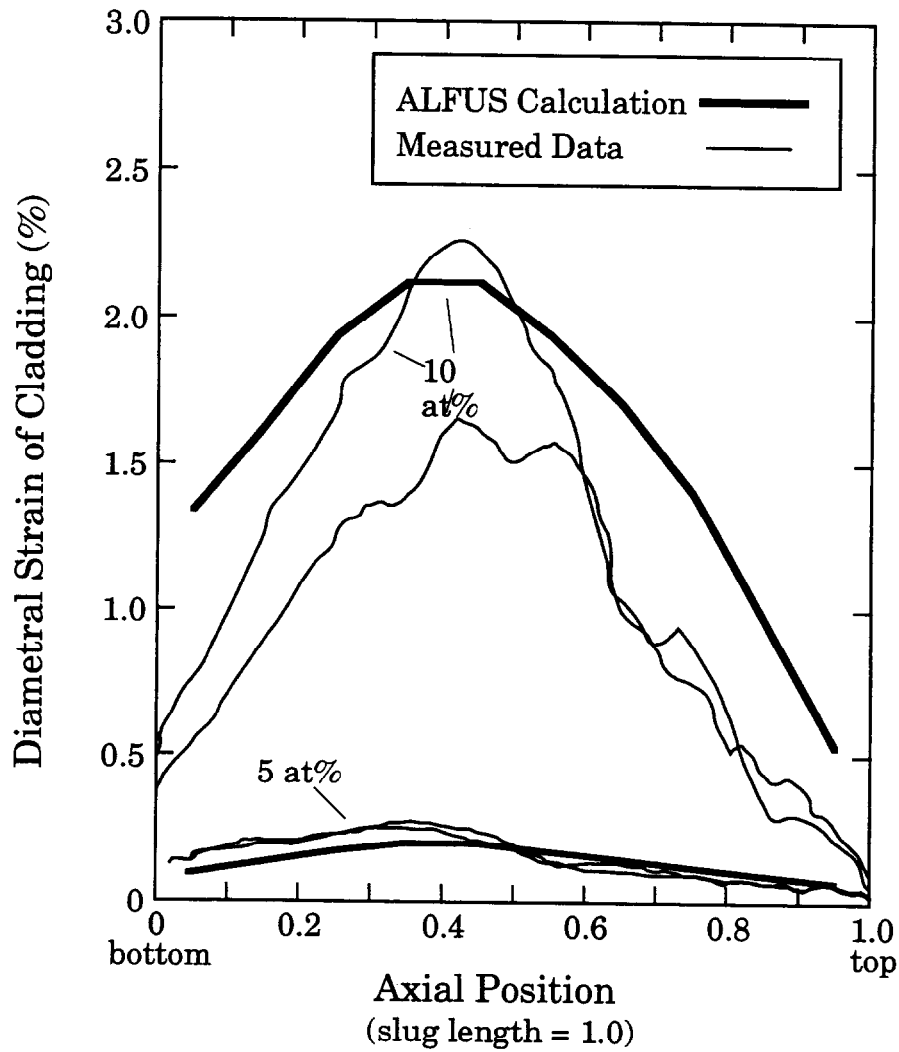
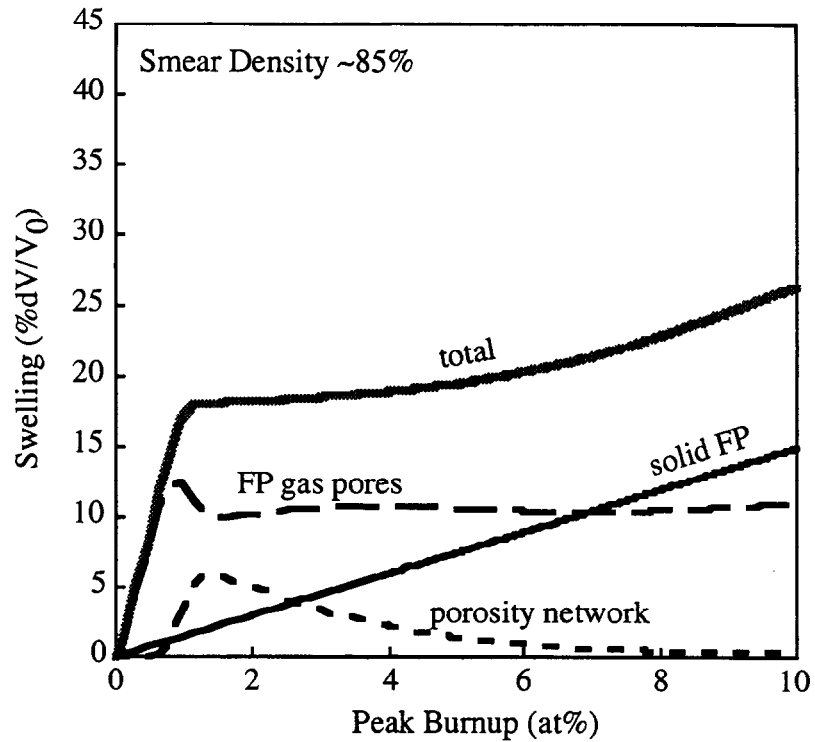
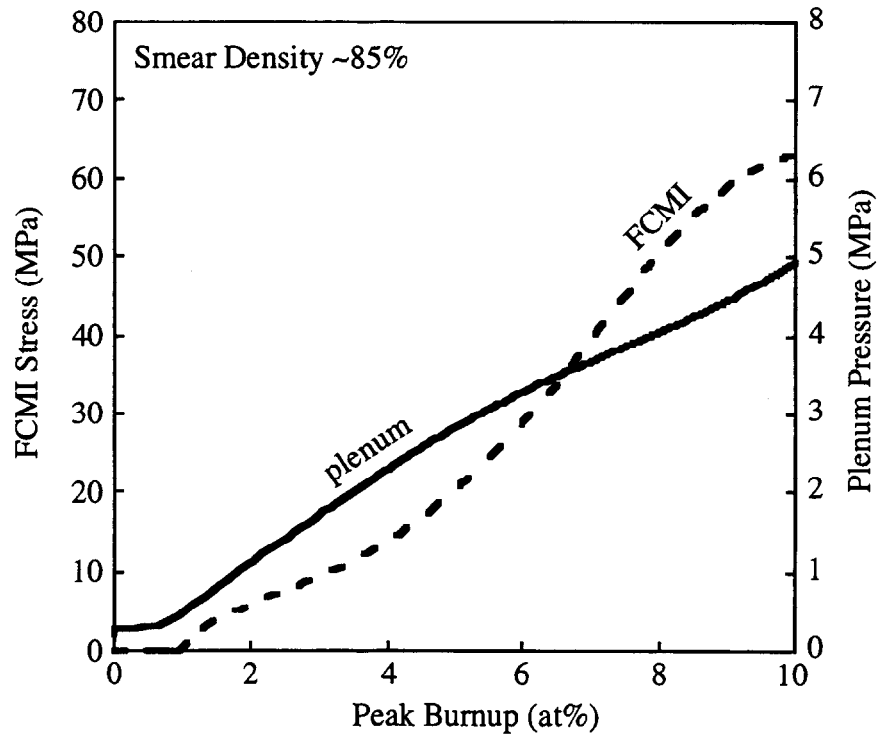


Fig. 2-12 Calculated results and measured data of cladding diametral strain at 5 and 10 at% peak burnup. (X441 pin, smear density ~85%)

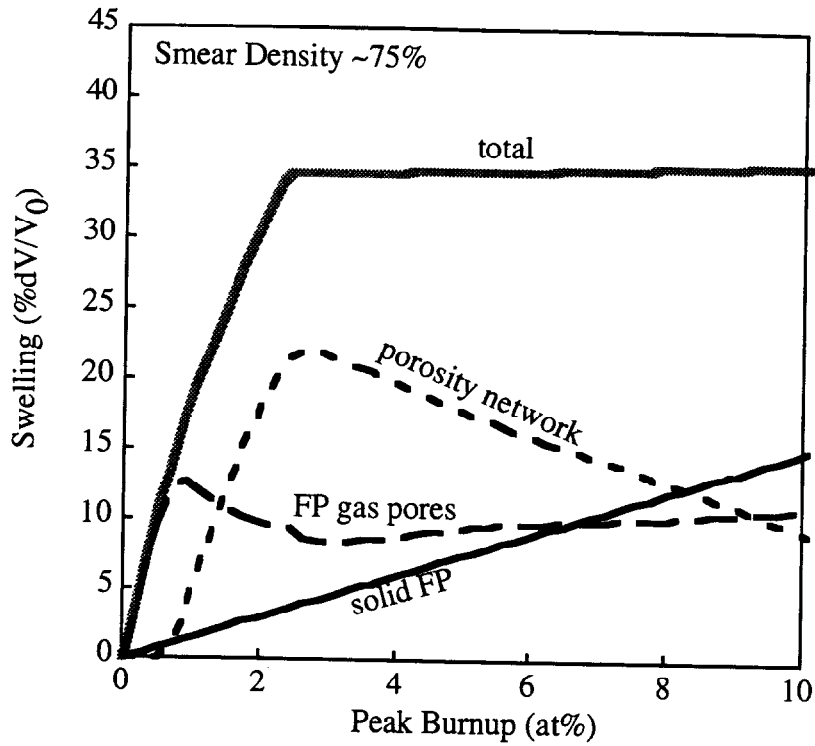


(a) radially averaged swelling components

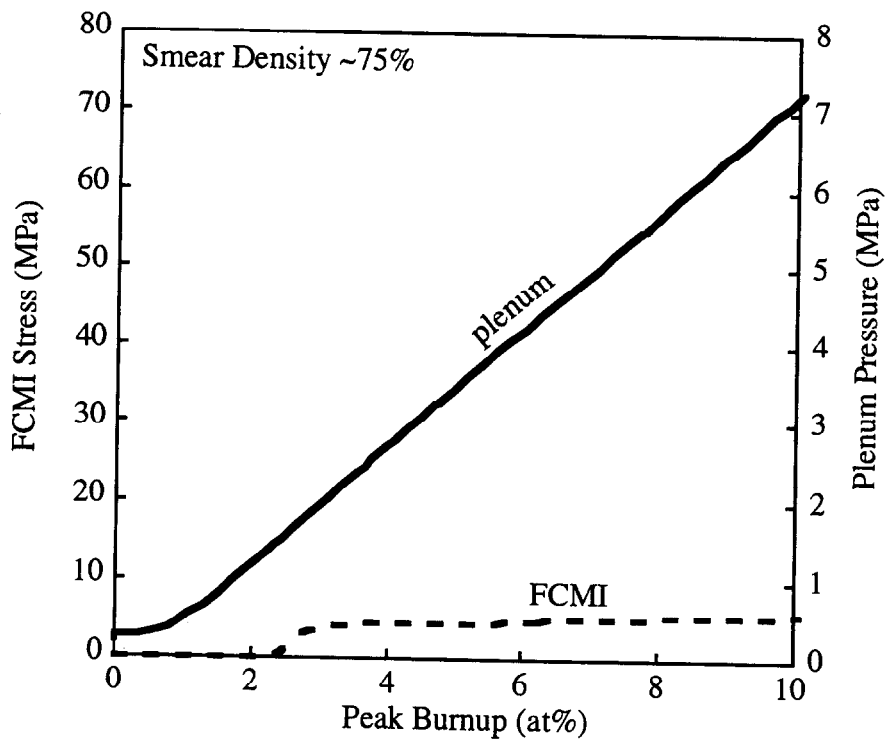


(b) FCMI stress and plenum pressure

Fig. 2-13 Calculated histories of (a) radially averaged swelling components and (b) FCMI stress and plenum pressure at the axial position of 45% of the slug length from the bottom. (X441, smear density ~85%)

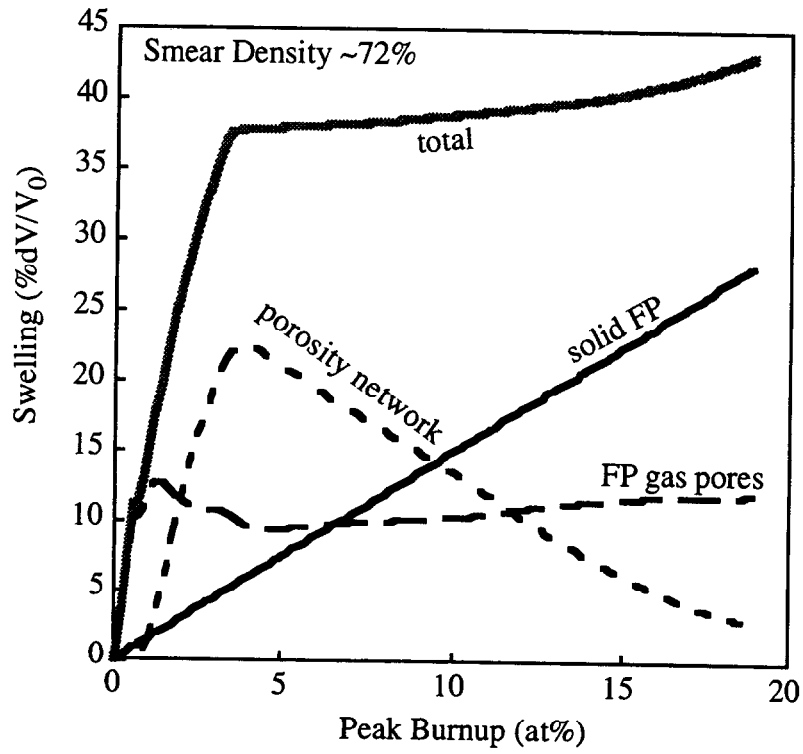


(a) radially averaged swelling components

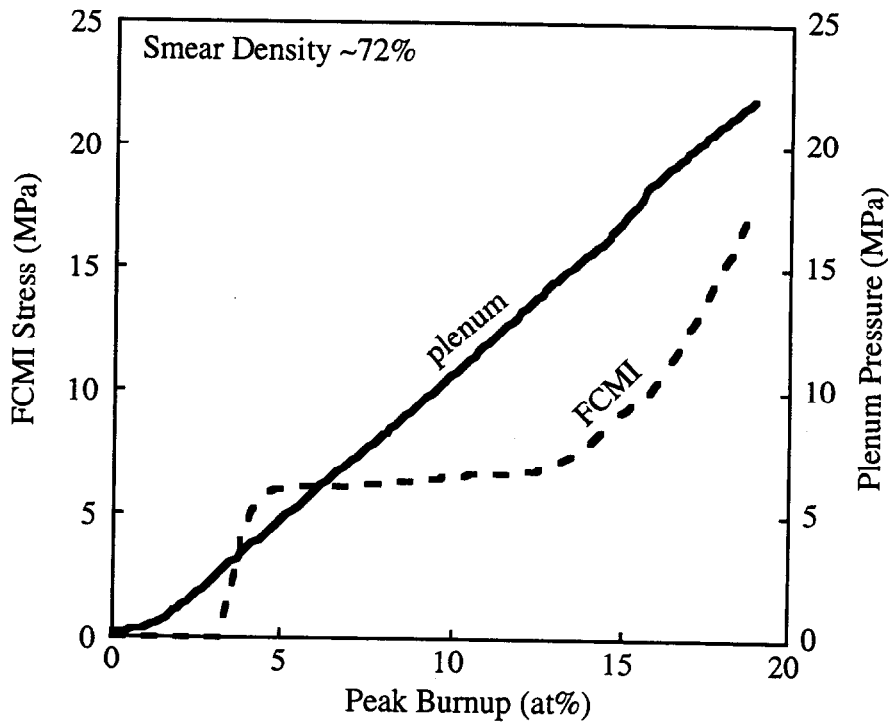


(b) FCMI stress and plenum pressure

Fig. 2-14 Calculated histories of (a) radially averaged swelling components and (b) FCMI stress and plenum pressure at the axial position of 45% of the slug length from the bottom. (X441 pin, smear density ~75%)



(a) radially averaged swelling components



(b) FCMI stress and plenum pressure

Fig. 2-15 Calculated histories of (a) radially averaged swelling components and (b) FCMI stress and plenum pressure at the axial position of 45% of the slug length from the bottom. (X425, smear density ~72%)

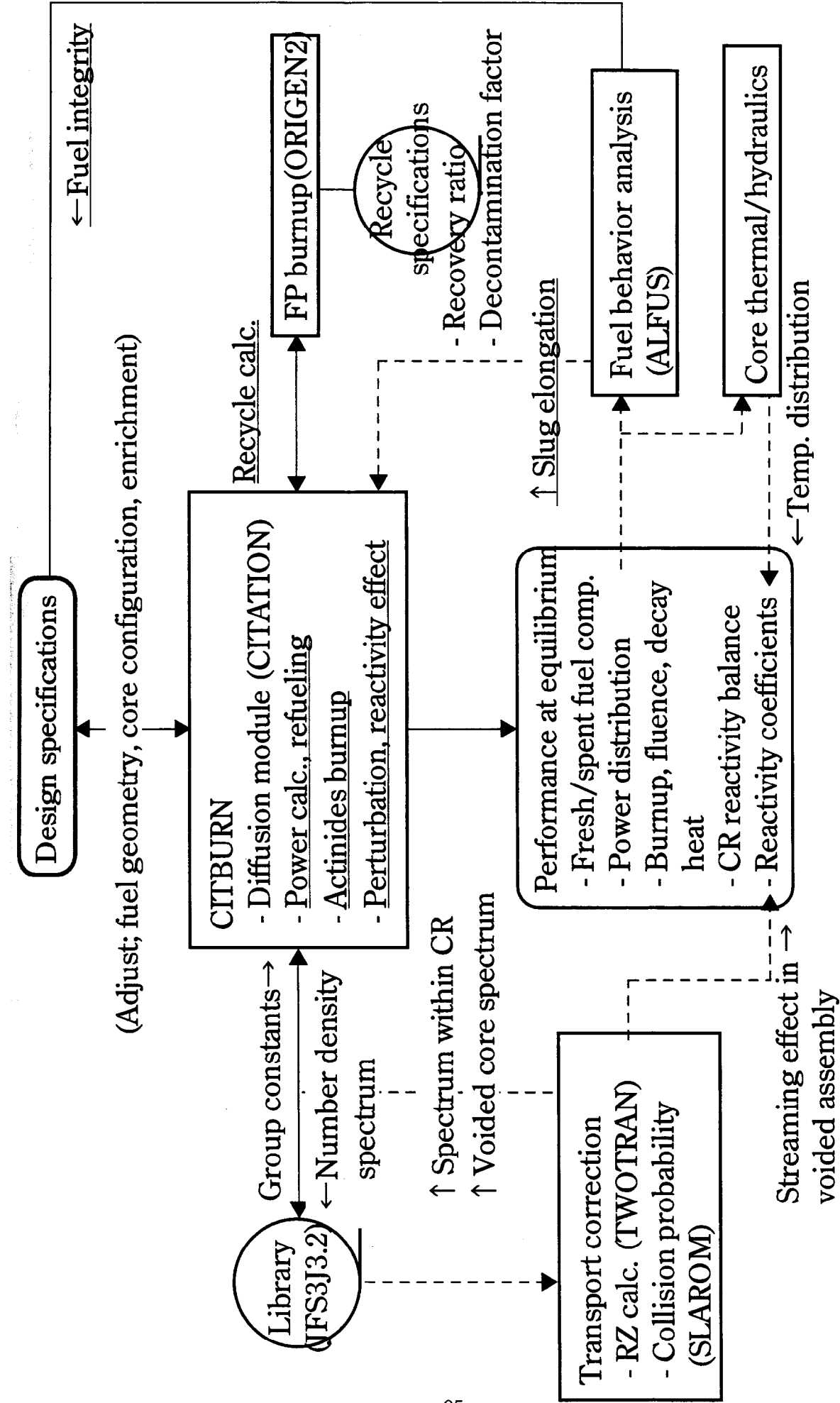


Fig.2-16 Overview of the neutronic analysis system (underlined: modules and procedures developed for metal fuel FBR core design)

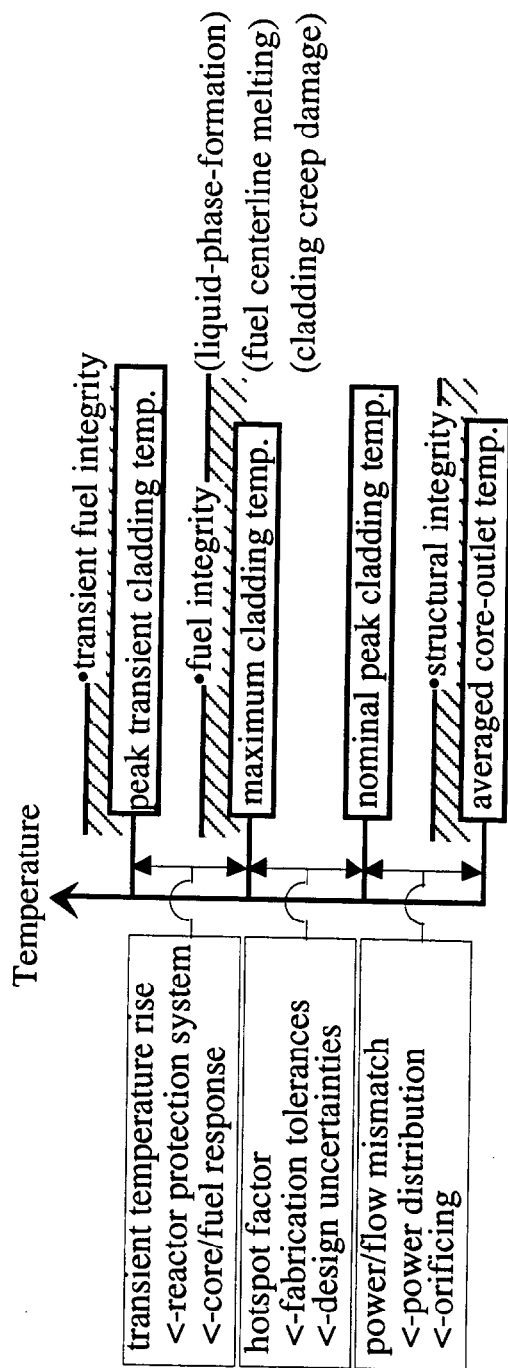


Fig.2-18 Limiting factors for cladding and coolant temperature

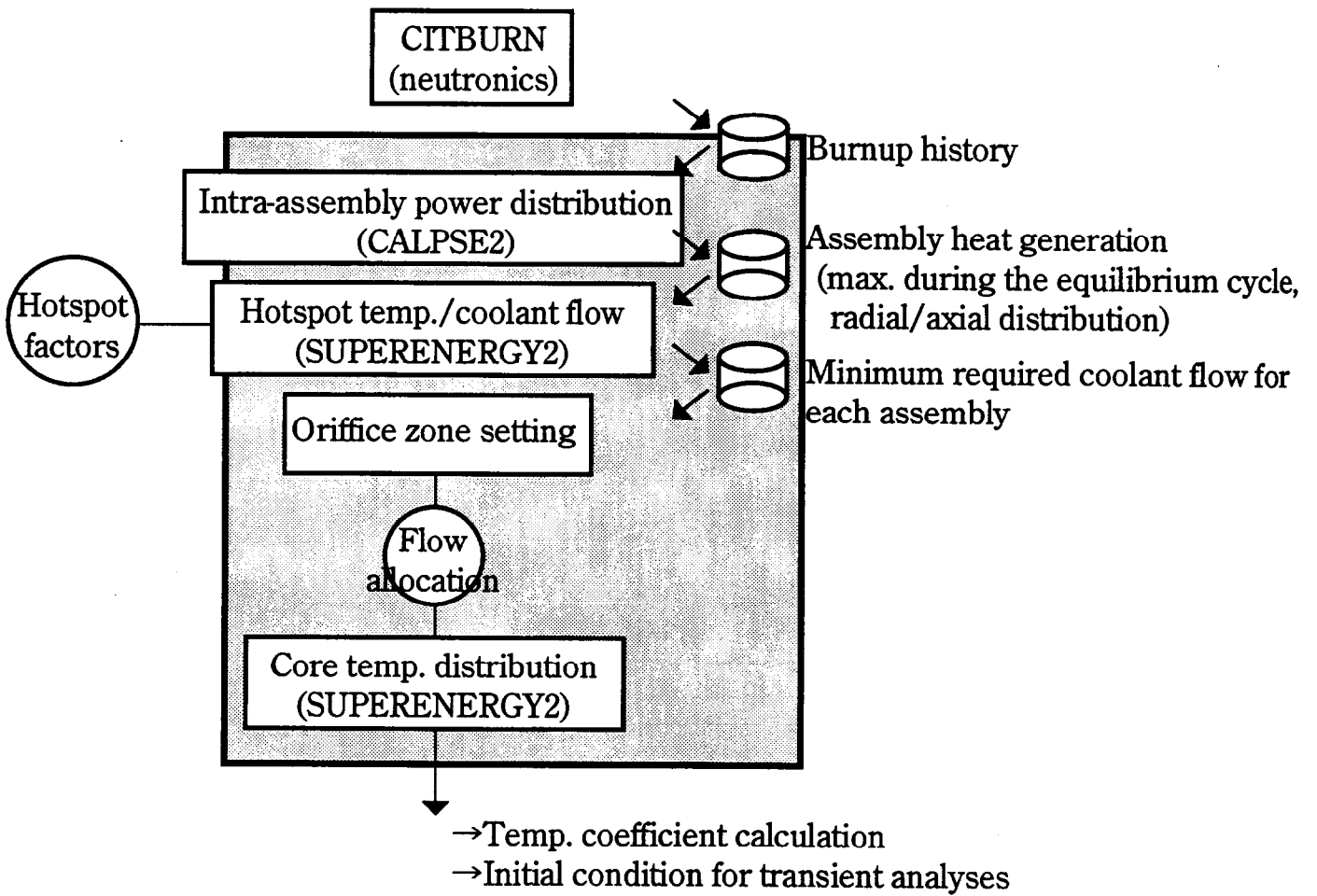


Fig. 2-19 Overview of the coolant flow allocation design system

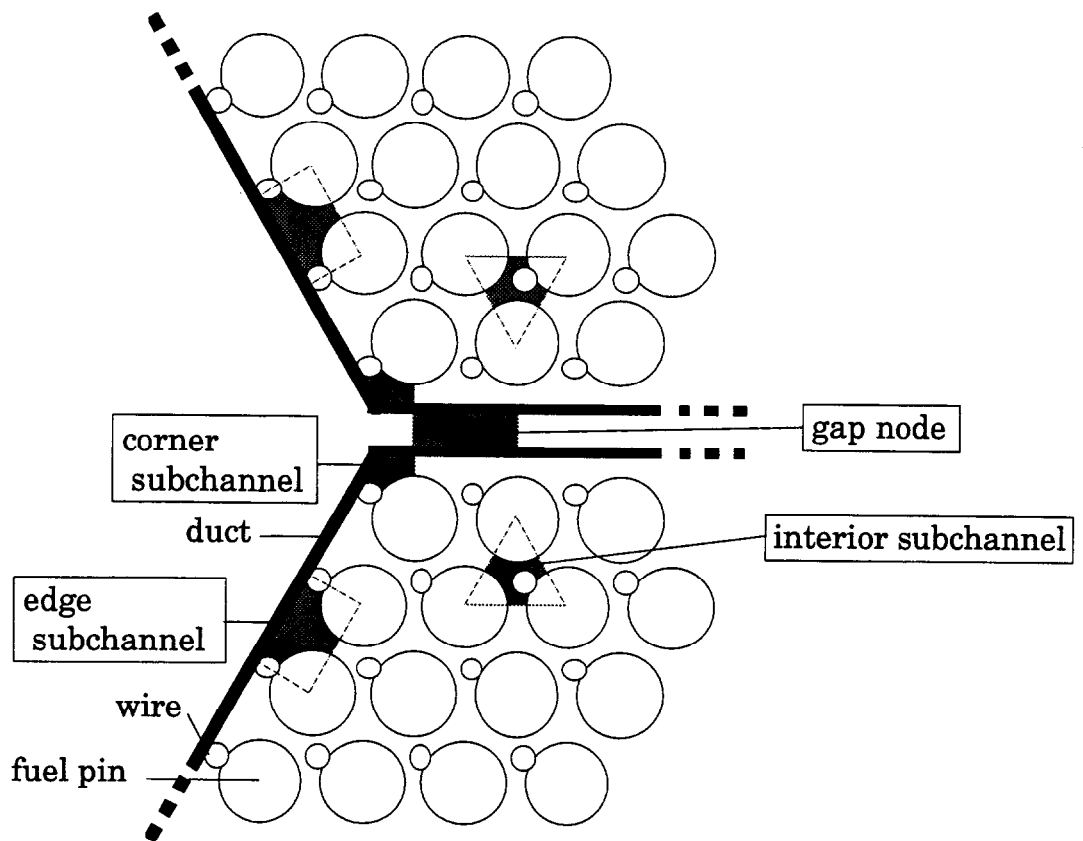


Fig.2-20 Flow subchannels for SUPERENERGY2 code

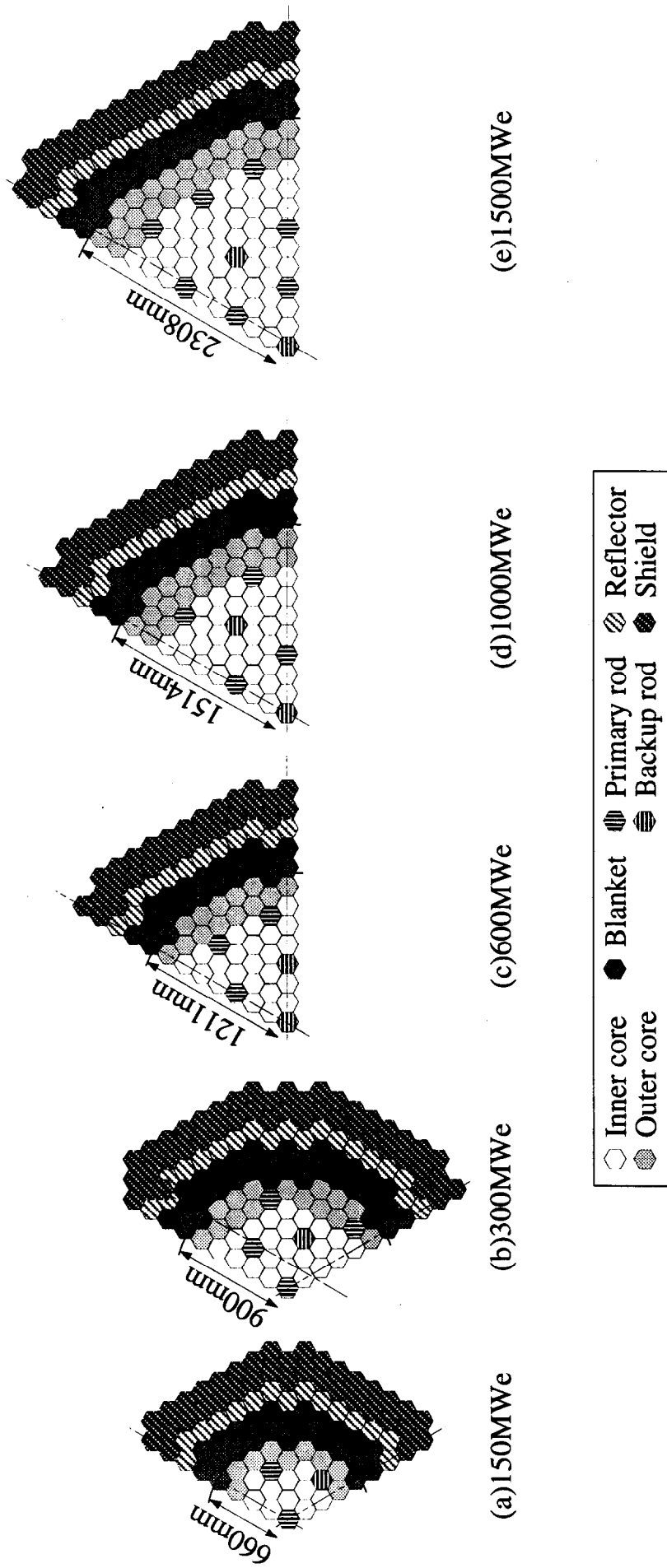


Fig. 2-21 Homogeneous core configurations (1/3 or 1/6 of the core is shown)

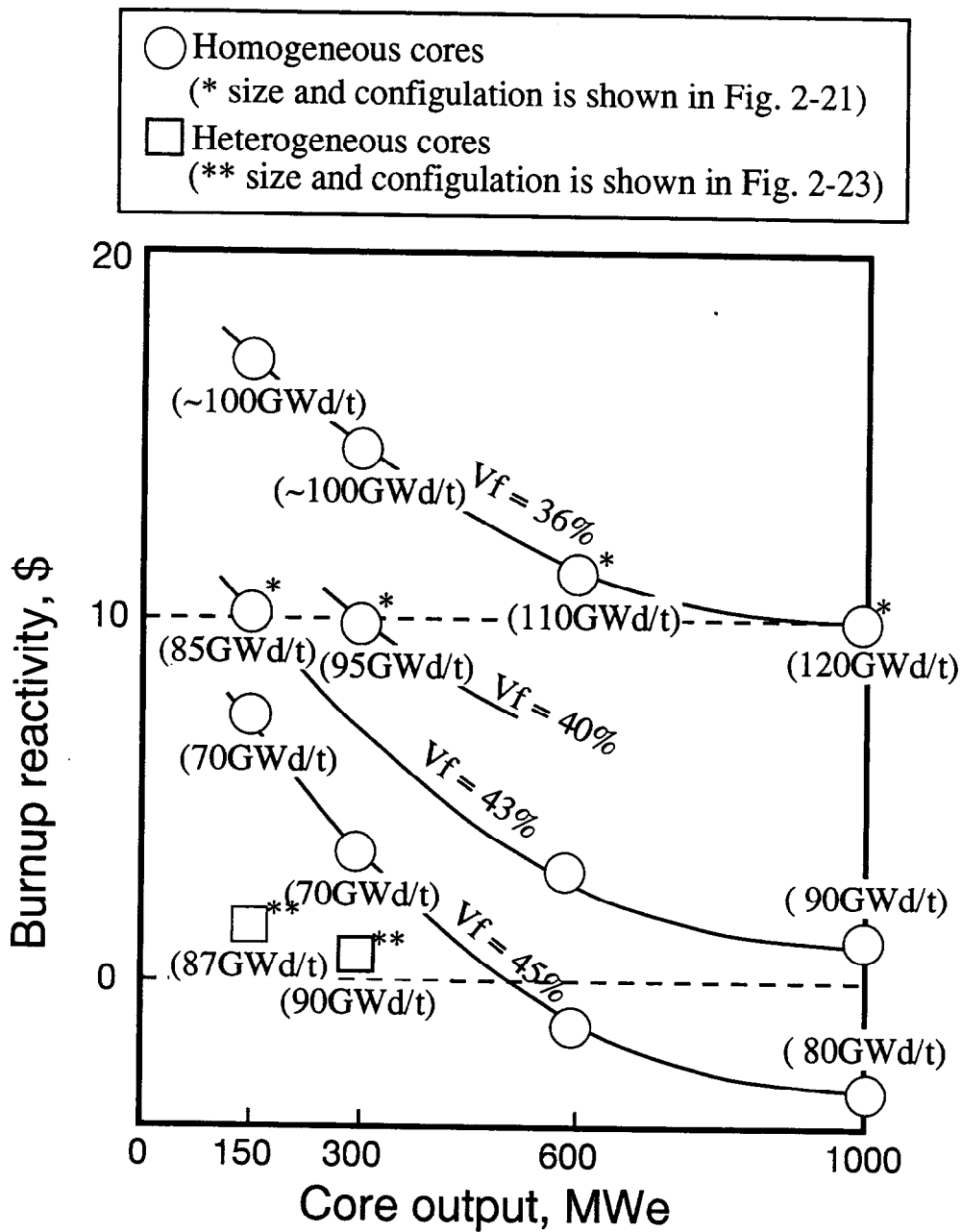


Fig. 2-22 Dependency of the burnup reactivity on the core output scale. (The major specifications are shown in Tables 2-5 and 2-6. The averaged burnup is shown in parentheses. Vf = fuel volume fraction. Maximum linear power = 500W/cm. Cycle length = 1 year, 3 batches. Once-through use of Pu recovered from LWR is assumed.)

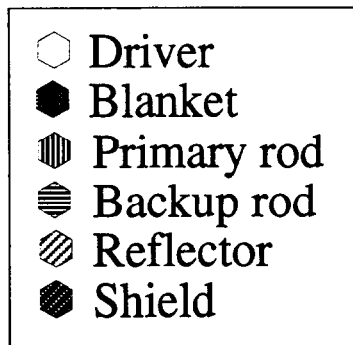
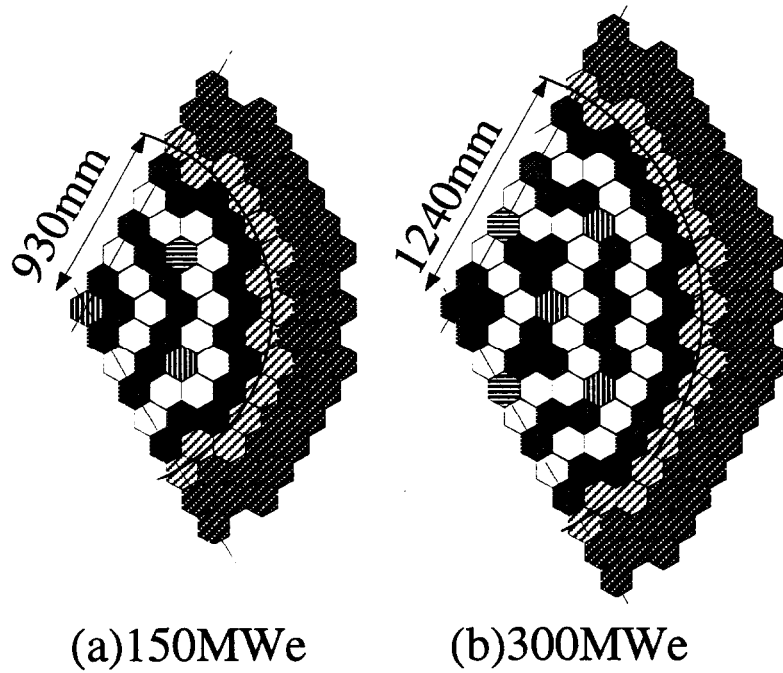
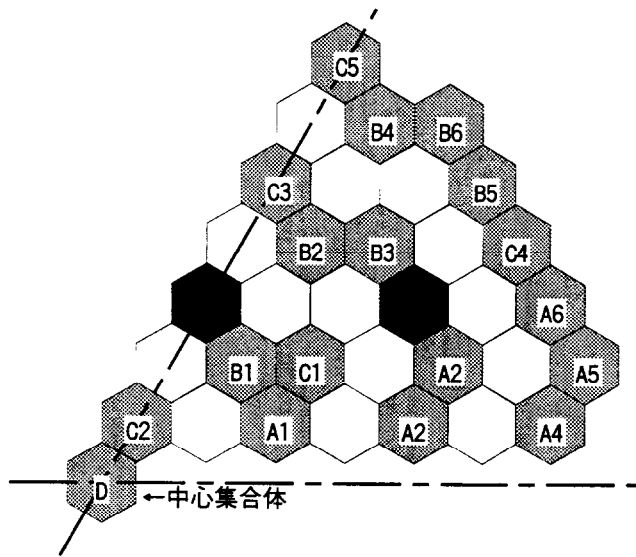


Fig. 2-23 Radially heterogeneous core configurations



- a. 装荷→A1→A2→A3→A4→A5→A6→取出
- b. 装荷→B1→B2→B3→B4→B5→B6→取出
- c. 装荷→C1→C2→C3→C4→C5→取出
- d. 装荷→D→取出

Fig. 2-24 A shuffling pattern for the 300MWe core.

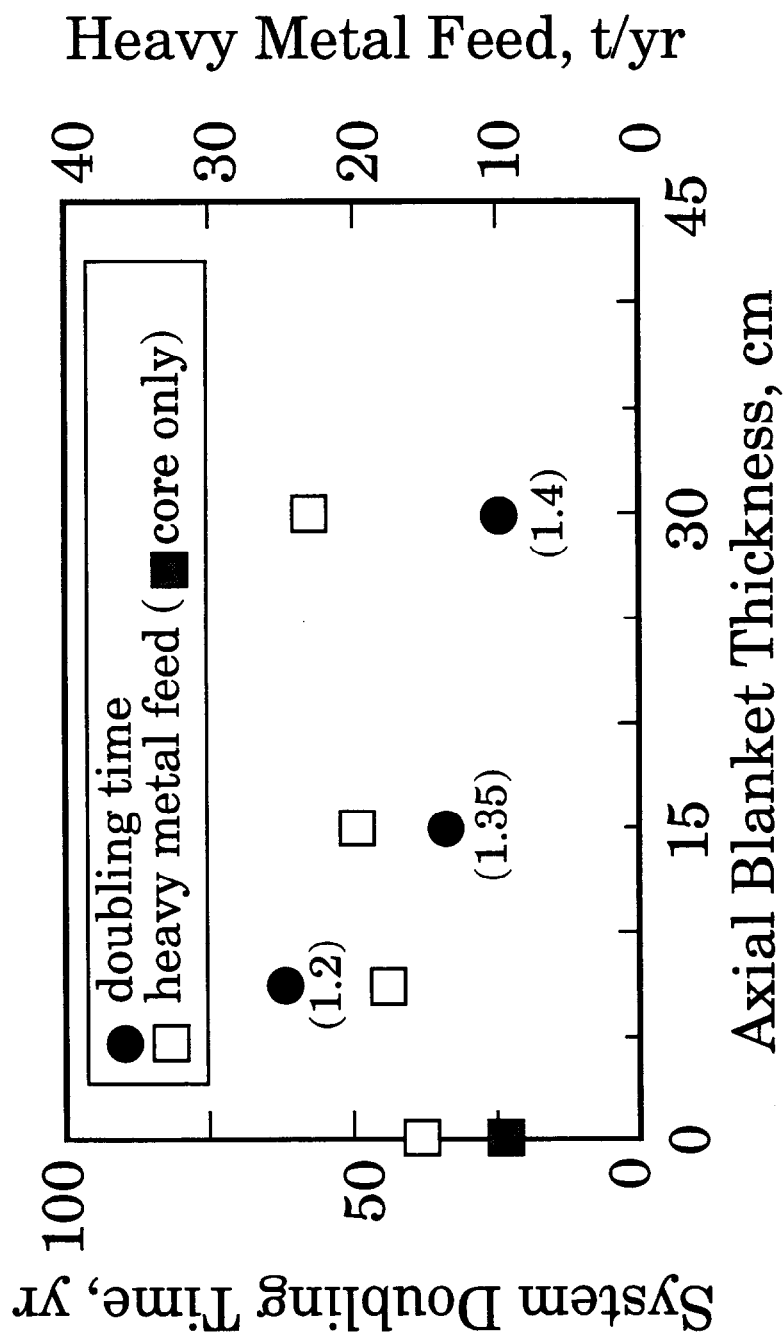


Fig. 2-25 Breeding potential of the 1500MWe core
(breeding ratio is shown in parenthesis)

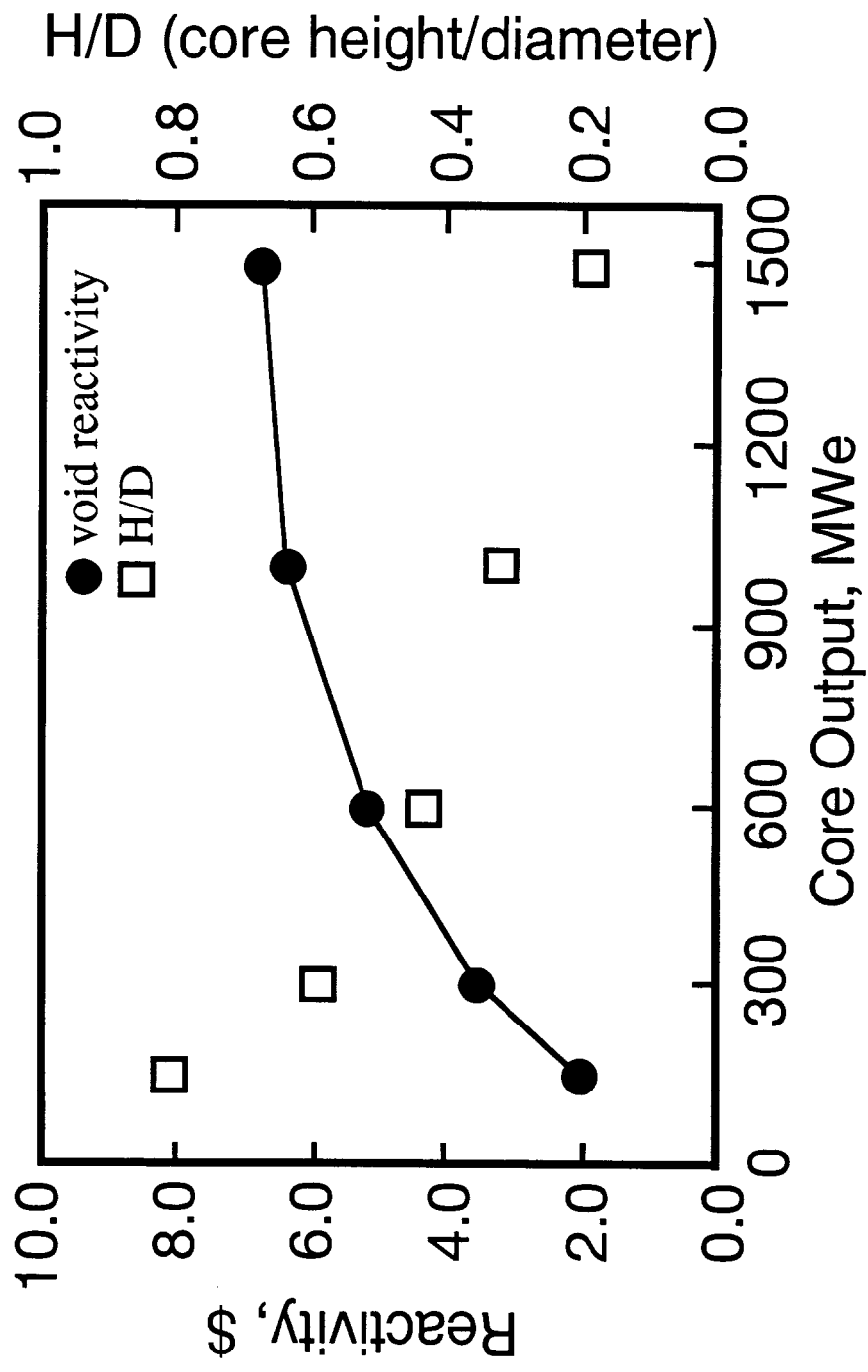


Fig. 2-26 Void reactivity of homogeneous cores
(end of the equilibrium cycle)

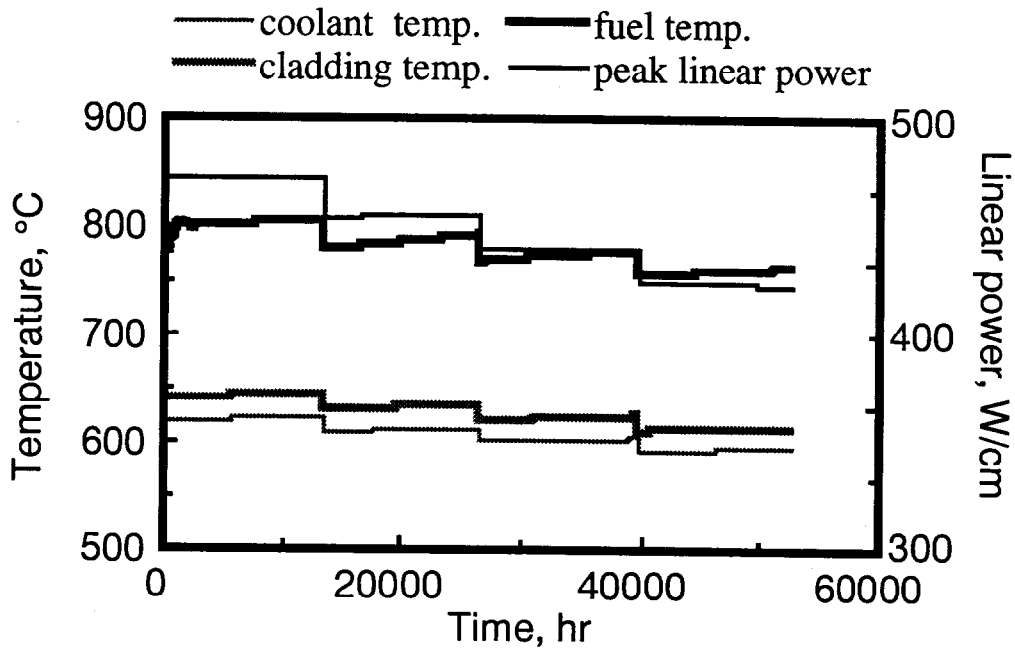


Fig. 2-27 Steady state maximum temperature history of the peak burnup fuel element of the 1,500MWe core

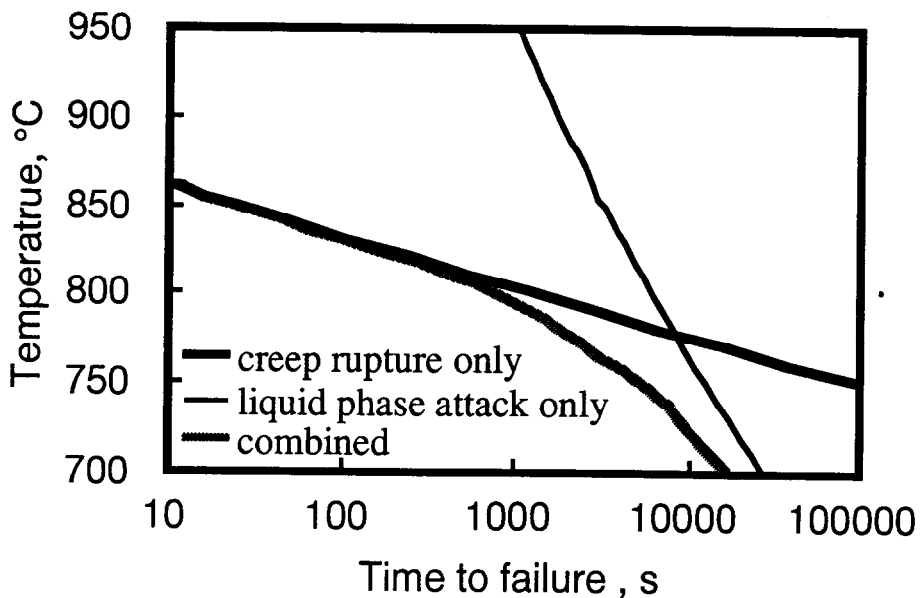


Fig. 2-28 Estimated time to cladding failure due to either the plenum gas loading or the liquid phase penetration

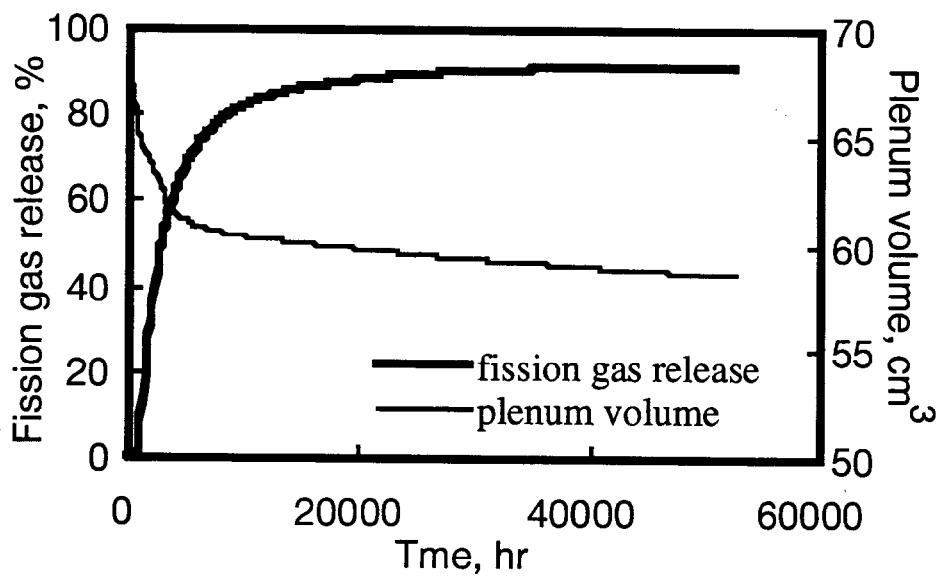


Fig. 2-29 History of fission gas release and fuel axial elongation

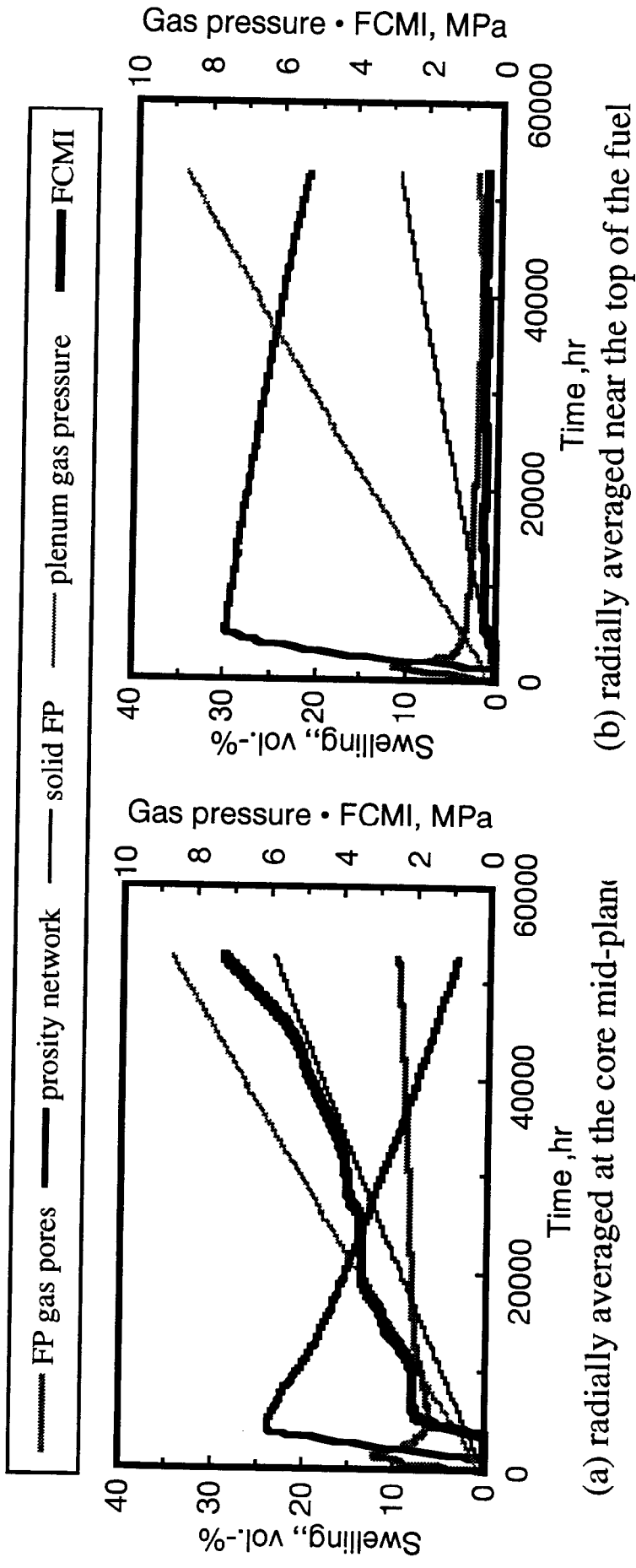


Fig. 2-30 History of the local fuel swelling and resulting FCMI stress.
 (Swelling is the volume increase normalized to the original fuel slug volume.)

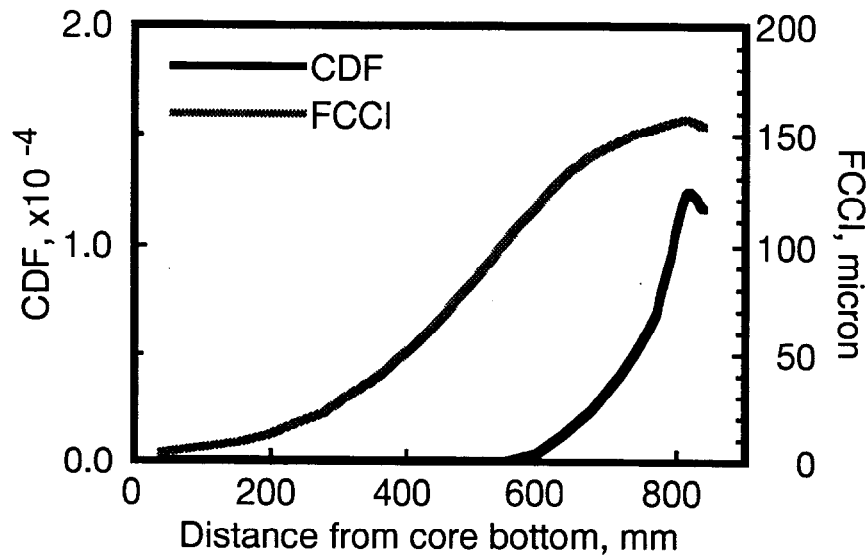


Fig. 2-31 Axial distribution of the cumulative damage fraction and the cladding thickness reduction(FCCI) at the end of core residence

第3章 金属燃料炉心による超ウラン元素のリサイクル

3. 1 序言

軽水炉の使用済み燃料中に含まれるマイナーアクチニド (MA)を回収して FBR で活用することは、地層処分される廃棄物中の長期にわたる毒性の低減に寄与するものと期待されている。その具体的なシステム概念の一つとして、軽水炉使用済み燃料再処理の高レベル廃液から乾式法によって MA を群分離し、再処理で回収されたプルトニウム (Pu)とともに商用金属燃料 FBR に受入れて、その燃料サイクル体系の中でリサイクルすることが提案されている⁽¹⁾。標準的なプロセスで MA が回収されるという乾式リサイクル技術の特徴に加え、炉心のスペクトルが硬いために MA が燃焼しやすいことを積極的に活用すれば、金属燃料 FBR サイクルは MA のリサイクルに適した燃料サイクル体系となる。

軽水炉使用済み燃料再処理後の高レベル廃液からのマイナーアクチニド分離法として乾式法を想定し、分離されたマイナーアクチニドおよび付随する希土類 FP の組成を模擬した試料を用いた実験によれば、マイナーアクチニド (MA)の添加量が数 wt.%程度までであれば、鑄造法によって均質な U-Pu-Zr-MA 燃料合金を製造できることが示されている^(2, 3)。すなわち、添加量を数 wt.%に抑えれば、マイナーアクチニドを含まない場合に比較して燃料製造コストがあまり増加しないことが期待できる。一方、ボイド反応度や出力係数などの安全性パラメタを妥当な範囲に保つためにも、MA の添加量は数 wt%以下とする必要があことが指摘されている^(4, 5)。これらの結果は、軽水炉で生成したマイナーアクチニドを経済的に消費する有力な方法として、金属燃料 FBR の燃料中に若干量を添加し、これを FBR 発電炉体系とその燃料サイクルの標準的な燃料として広く用いていく

ことがあると示唆している。

この観点から、金属燃料 FBR 発電炉によって軽水炉からのマイナーアクチニドを燃焼させることは、これまでも検討されている^(5.6)。ただし、これらはすべて軽水炉と FBR の共存を前提とし、軽水炉の約半数程度の FBR があれば軽水炉で生じる MA が過不足なく受け入れられるとするなど、軽水炉で生成される MA の消費に何基の FBR が必要かを論じるのみであった。

しかしながら、実際には、このように MA 消費のために金属燃料 FBR 発電炉が数基導入される可能性は低いと言える。やはり、商用の金属燃料 FBR サイクルが導入されるのは、今後の研究開発による炉およびサイクル技術のコスト低減と、ウラン資源のひっ迫などにより、軽水炉発電体系から金属燃料 FBR 発電体系への移行が必然となる場合であろう。ただし、現在の原子力発電と燃料サイクルを取巻く諸状況からみて、それは数 10 年程度先になる可能性が高い。したがって、将来における移行期には、同時期の軽水炉からのものに加えて、それまでの長期にわたる軽水炉発電によって大量に蓄積された MA を速やかに金属燃料 FBR サイクルに受け入れていくことが必要となる。また、プルサーマル計画により若干の Pu が消費されたとしても、結局は軽水炉からの Pu の大部分は蓄積され、MA と同様に将来の移行期に受け入れることになるものとする。長期化した軽水炉時代の間には高燃焼度化が図られ、MA および Pu、すなわち超ウラン元素 (TRU) の蓄積を加速することになる。また、蓄積された TRU 中では、²⁴¹Pu の崩壊などにより高次のアクチニド同位体の割合が増加することになる。

本章では、このように軽水炉時代が長期化するという実際的な想定の下でも、将来の金属燃料 FBR サイクルの本格的導入によって軽水炉からの TRU の速やかな消費が可能となることを明らかにするため、それまでの蓄積量や組成の変化を考慮に入れて、移行期

における軽水炉-FBR サイクルシステムの TRU 物質フロー評価を行った⁽⁷⁾。評価にあたっては、一定規模の軽水炉発電が長期間継続された後、ある時点から順次 FBR による軽水炉のリプレースが開始され、蓄積された TRU が消費されていくというシナリオを想定した。

3. 2 解析モデル

3. 2. 1 軽水炉発電から金属燃料 FBR サイクルへの移行シナリオ

Fig. 3-1 に、今回設定した、軽水炉から FBR への移行のシナリオを示す。ここではまず、ある時点から FBR 導入開始までの期間 (X 年間)、一定規模 (N -GWe)の軽水炉発電が継続され、平衡状態にあるものとする。軽水炉の寿命を L 年とすると、この間は毎年 $1/L$ の軽水炉が寿命に達し、新たな軽水炉によってリプレースされている。実際には、 X 年の間に軽水炉発電の規模が増加した結果として、FBR 導入開始時において最大 (N -GWe) となるものと考えられる。しかし、ここでは簡単のために当初から発電規模をこの大ききさで一定とし、 N -GWe $\times X$ 年の発電量に相当する TRU 量を蓄積させるものとした。 X 年が経過して、FBR 導入が開始された後は、寿命に達した軽水炉が FBR でリプレースされる。さらに L 年が経過し、 N -GWe 分すべてが FBR となった後は、寿命に達した FBR が FBR によってリプレースされることになる。

Fig. 3-2 には、このシナリオのもとでの物質フローを示す。 N -GWe の軽水炉で生成した TRU は、FBR の導入開始までの X 年間蓄積され、必要に応じて再処理および乾式群分離によって回収される。 X 年経過後も L 年間は、残存する軽水炉において TRU の生成が継続する。これらの軽水炉からの TRU は、FBR のスタートアップに用いられる。FBR

は金属燃料 FBR であり、導入開始後速やかに乾式法によるリサイクルも開始されるものとする。FBR の使用済み炉心燃料から回収された TRU は、再び炉心へ装荷される。この際の新燃料中の MA 割合を、自らの使用済み燃料からリサイクルされたものに相当する値より大きく設定する。すなわち、一定量の軽水炉からの MA が受入れられることになる。Pu についても、燃焼を補償するための供給分には、軽水炉からの Pu を用いる。Pu 富化度は、運転サイクル長などの仕様を満足する炉心特性が得られる値に設計する。ブランケットで増殖された Pu は、N-GWe を超えた新規の FBR の立ち上げに利用されるものとした。

なお、本研究は、MA のみでなく軽水炉からの Pu の消費に最適な方策は、長期の遅れがあったとしても FBR サイクルを本格的に導入することであると主張するものである。このため、プルサーマルを行うシナリオについては検討しないものとした。

3. 2. 2 軽水炉使用済み燃料中の超ウラン元素組成

軽水炉のモデルとしては大型の PWR を想定し、現行の高燃焼度化の流れを考慮して、取出平均燃焼度は 48GWd/t または 60GWd/t とした。それぞれの燃焼度に対応する燃料交換間隔は 15、18 ヶ月、燃料交換バッチ数はいずれも 4 である。燃料の炉内での燃焼、および取り出し後の崩壊については、ORIGEN2 コードを用いて計算した⁽⁸⁾。ライブラリはコードに付属する高燃焼度 PWR 燃料のものを利用した。取り出された使用済み燃料は、5 年またはそれ以上の期間冷却され、再処理および群分離されて TRU が回収されるものとした。回収率は、全 TRU 核種について 99.5%とした。これは、乾式群分離技術の開発目標とされている値である⁽¹⁾。また、希土類 FP の除染係数についても、開発の目標値である 10 に設定した。この除染係数によれば、回収された TRU にはほぼ同重量の希

土類 FP が伴うことになる。なお、回収率および除染係数は前章 2. 2. 2 項 (p50) で定義したとおりである。

Table 3-1 には取り出し後 5、30、60 および 90 年後における、使用済み燃料中の Pu と MA の同位体組成を算出した結果を示す。表に示した使用済み燃料 1ton 中の TRU (Pu+MA)量は、より高燃焼度 (60GWd/t)の場合が 48GWd/t の場合より、取出し後 5 年で 8%、60 年でも 7%程度多くなる。ただし、これを発電量換算で見た場合には、逆に 60GWd/t の方が 15%程度 TRU 発生量が少なくなる。一方、取出し後各時点での同位体組成にはあまり差がない。したがって、TRU の負担軽減という観点からは、軽水炉の燃焼度は高い方が良いと言える

冷却期間について見ると、これが 30 年以上に長期化した場合には、 ^{241}Pu が ^{241}Am に崩壊することが主な要因となって、Pu に対する MA の割合が増加する。ただし、60 年経過後は Pu と MA の割合、およびそれぞれの同位体組成ともほぼ一定となる。そこで、

3. 5 節に述べる物質フローの定量評価においては、軽水炉からの TRU の組成として 48GWd/t の取出し後 60 年の値を標準的なものとして用いることとした。

3. 2. 3 金属燃料 FBR および乾式リサイクルの概念

FBR のモデルとしては、第 2 章の Fig. 2-21 に配置を、Table 2-6, 2-8 に仕様および特性を示した、富化度 2 領域均質配置、運転サイクル長 1.5 年、取出平均燃焼度 150GWd/t の 1,500MWe 金属燃料炉心の設計を用いた⁹⁾。ただし、ここでは軽水炉からの Pu が大量に蓄積した場合を想定しており、高い増殖性は不要であると考えて、軸方向ブランケットは設けないものとした。径方向ブランケットについては、遮へいとしても有効に機能することから、1 層分のみを設けることとした。Table 3-2 にはこの炉心の主要な仕様をあ

らためて示す。

本章における、TRU をリサイクルする場合の炉心特性の算出にあたっては、第2章で述べた金属燃料 FBR 炉心の特性評価手法を適用した。すなわち、炉心の燃焼特性は、70 群の多群定数ライブラリ JFS3-J32 を用いて作成した炉定数を用いた CITBURN による拡散・燃焼計算によって求めた。ただし、ここでは簡単のために Fig. 3-3 に示すように 2 次元 R-Z 体系で炉心を模擬した。多数回のリサイクルを想定した平衡時を模擬するためには、ORIGEN2 コードによって炉外における各核種の崩壊を考慮してリサイクル燃料の組成を定め、それを用いた炉心燃焼計算を行うことを繰り返し、収束値を求めることとした。リサイクル平衡時には、TRU の供給と炉心での燃焼、およびリサイクルがすべてバランスすることになる。なお、第2章で述べたようにリサイクル燃料中の希土類 FP はランプ核種として扱い、炉内での燃焼を無視した。ランプ核種の定数としては、実効的な吸収量の評価をもとに ^{149}Nd の値を用いた。炉心の熱流力計算についても第2章と同様に改良 SUPERENERGY2 を中心とする解析手法を用いた。反応度係数（温度係数）は、得られた温度分布、および2次元の1次摂動計算で得られた密度係数分布をもとに、第2章 (25)–(29)式によって算出した。

炉心部から取り出された使用済み燃料は4年間の冷却後、乾式法によってリサイクルされるものとした。この際、TRU の回収率は全核種について98%と、軽水炉燃料の再処理・群分離の場合より若干低い値とした。これは、主工程でUとともに回収、リサイクルされるではTRU (Pu および MA) の値である。すなわち、乾式法リサイクルでは主工程で十分高い回収率が達成されるため、特別な群分離工程は設けないものと想定した。TRU には若干の希土類 FP が付随するが、この量は希土類 FP の除染係数を10として算出した。なお、前述のように、燃料製造時にはリサイクルされるTRU (Pu, MA)に加え、

設定された富化度および MA 割合の仕様に応じて、軽水炉からの Pu, MA を添加することを想定した。

Table 3-3 には、解析の結果得られたリサイクル平衡時の燃料組成、および主要な炉心特性を示す。ここでは、次の3つのケースを想定した。

(1) no-MA-makeup

このケースでは、金属燃料 FBR 用のリサイクル燃料製造時に、リサイクル分だけでは不足する燃焼補償分の Pu を軽水炉からの Pu で補充するのみで、軽水炉からの MA は受入れないことを想定した。したがって、リサイクル燃料中の MA は FBR から回収されるもののみであり、その割合は 0.8wt%にとどまる。また、これに付随してリサイクルされる希土類 FP の割合は、0.5wt%に過ぎない。リサイクルが繰り返されることによって、TRU の組成は、Table 3-1 に示した軽水炉使用済み燃料中の組成より高次のものへとシフトする。具体的には、 ^{243}Am や Cm の割合が大幅に増える。しかし、これが無限に増加することはなく、ここで示したような平衡値となる。これは、FBR では高次の MA も分裂し得ることから、結局は生成と分裂、崩壊がバランスする状態が達成されるためである。

(2) MA-enriched

このケースでは、燃焼補償分の Pu に加え、リサイクル燃料中の MA が 2.0wt%、あるいは 5.0wt%となるように軽水炉からの MA を補充した。表から、これらの場合、MA の自己リサイクル分と軽水炉からの補充分の比はそれぞれ 1.7 および 0.9 であり、相当量の MA が軽水炉から受入れられていることがわかる。一方、内部転換比が 0.9 以上と高いことから、Pu についてはいずれの場合もリサイクル分が大半となっている。表中にはまた、リサイクル燃料からの高速中性子放出量を示したが、 Cm の自発核分裂によるが大きいことから、この値は毎秒 10^7n/kg のオーダーとなっている。このため、燃料取扱施設に

においては適当な遮へいを設けた遠隔操作方式をとることが不可欠になると考えられる。反応度特性については、まず、MA 割合の増加に対応した MA の高速核分裂およびスペクトルの硬化に起因して、若干 Pu 富化度が減少し燃焼反応度が低減されている。しかし、MA のドップラー係数および冷却材温度係数は 10-20%劣化しており、5%を大幅に上回る MA 割合を設定することは望ましくないと言える。

なお、Table 3-3 (b)として、リサイクル燃料中の MA を 2.0wt%とする場合で、軽水炉からの TRU 組成を 60GWd/t、60 年冷却とした炉心の平衡組成を示した。表から、補充される TRU 組成の変化にともない、新燃料組成が上記の値から若干変化しているがその変化量は非常に小さく、炉心特性への影響も小さいものであると言える。

次節で述べる物質フローの定量評価では、これらの炉心の TRU 所要量を用いた。実際には各炉心で初装荷から平衡サイクルに達するまでに数サイクルを要するが、ここでは簡単のために各平衡サイクルにおける値を用いることとした。ただし、初装荷炉心の所要量については、次の once-through ケースの値を用いた。

(3) once-through

このケースでは、軽水炉からの Pu, MA を用いて、MA 割合 2wt%の燃料を製造し、これをワンスルーで用いるのみでリサイクルしない場合を想定した。3. 2. 2項で述べたように、群分離からの TRU にはほぼ同量の付随するため、ここでは新燃料中の希土類 FP 割合も 2wt%とした。

3. 3 解析結果

3. 3. 1 基準ケース

本節では、前節に述べた軽水炉と FBR の特性を用いて、3. 2 節の Fig. 3-1 で示した、軽水炉から FBR への移行のシナリオにおける TRU の物質フローの定量的な評価を行った。まず、このシナリオでは発電規模 N -GWe は任意の大きさをとり得るが、ここでは理解を助けるためにこれを 50GWe と設定した。これは、取出平均 48GWd/t の PWR (1,200MWe クラス、1 年サイクル運転 4 バッチ交換) による発電で、800t-U/yr の使用済み燃料が発生する規模に相当する。また、簡単のために、寿命期間に達して廃炉される FBR 中の TRU については、このシナリオの外で N -GWe を超えた新規の FBR の立ち上げに利用されると想定し、ここでは考慮しないものとした。

Fig. 3-4 には、50GWe の軽水炉発電が 50 年間継続された後 FBR の導入が開始されるとしたケースの TRU 物質フロー評価結果を示す。ここで、軽水炉および FBR の寿命はともに 40 年であり、毎年 1/40 の炉が寿命に達してリプレースされるものとした。また、FBR の新燃料中における MA の割合は 2% とした。Fig. 3-4 (a) に示されたように、FBR 導入開始時 (0 年) にそれぞれ約 400t, 100t に達していた軽水炉からの Pu および MA は、次第に減少し、FBR 導入開始後約 50 年でゼロとなる。これは、Fig. 3-4 (b) に内訳を示すように、FBR の立ち上げと燃焼補償に使われる TRU の量が、残存する軽水炉からの生成量を上回るためである。ただし、軽水炉から FBR サイクルへの TRU 移行量は最大で 30t-TRU/yr に達するため、軽水炉使用済み燃料再処理の開始時期によってはその負担が非常に大きくなると考えられる。なお、同図にはこの燃料サイクル体系全体から廃棄物として排出される TRU 量の推移も示したが、これは計数 t であり、初期の蓄積量 (500t) に比較して非常に小さい値にとどまることがわかる。このように、長期にわたる軽水炉発電で大量の TRU が蓄積されたとしても、将来において同規模の FBR 発電とその燃料サイクルへの移行が行われるならば、移行期を大幅に超えない期間にこの TRU を消費するこ

とが可能であることがわかる。

Fig. 3-5 (a)には、上述のケースでFBR 燃料中のMA 割合を5%とした場合の、軽水炉からのTRU 残存量の推移を示す。この場合、MA は約20年でゼロになるものの、Pu の消費にはやはり50年を要する。一方、Fig. 3-5 (b)に示すように、FBR 燃料中のMA 割合を1%と、自らのリサイクル分に近い値とした場合には、軽水炉からのMA は実質的にほとんど消費されなくなる。したがって、TRU 全体の消費という観点から見れば、FBR 燃料中のMA 割合を2%程度とする必要があるが、これを5%まで上げてもPu の消費は加速されないためその効果はないと言える。

3. 3. 2 軽水炉発電の継続期間の影響

Fig. 3-6 (a)には、50GWeの軽水炉発電が75年間継続された後FBRの導入が開始されるとしたケースの評価結果を示す。ここでも、軽水炉およびFBRの寿命は40年で毎年1/40の炉がリプレースされるものとした。FBRの新燃料中におけるMAの割合は2%とした。この場合、軽水炉からのPuおよびMAの蓄積量は、それぞれ約750t、150tに達する。しかし、その消費に要する期間は約65年と、前述の基準ケースの約50年から大幅には増加しない。Fig. 3-6 (b)には、このケースで軽水炉からFBRへの移行の速度を倍増し、毎年1/20の軽水炉がリプレースされるとした場合の結果を示す。この場合にはPuの消費は倍に加速されて約30年でゼロとなる。一方、MAはPuがゼロとなった後にも残存するが、これは既設のFBRに継続して添加することで消費できると言える。

3. 3. 3 軽水炉の燃焼度の影響

軽水炉の燃焼度を、基準ケースとした48GWd/tから60GWd/tに上げた場合、50GWe

の発電量に相当する使用済み燃料発生量は、800t-U/yr から 640t/yr へと 20%減少する。これにともなって、例えば 50 年後の Pu の蓄積量は 384ton から 314ton へ、MA の蓄積量は 103ton から 95ton へと低減される。すなわち、TRU 総量としては約 16%低減されるが、その中での MA 割合は 21%から 23%に増加することになる。また、その同位体組成、およびこれをリサイクルするための FBR の燃料組成も Table 3-1, 3-3 に示したように、若干変化する。Fig. 3-7 には、このケースで FBR 導入開始までの期間を (a)50 年、(b)75 年とした場合の評価結果を示す。ここでも、軽水炉および FBR の寿命は 40 年、FBR の新燃料中における MA の割合は 2%とした。図から、これらの場合には、MA の消費に Pu より若干長い期間を要することがわかる。これは、前述のように高燃焼度化にともなって軽水炉使用済み燃料中の MA 割合が増加するためである。しかし、初期の TRU 量が少ないことから、TRU 全体の消費に要する期間は Fig. 3-4 (a) および Fig. 3-6 (a) に示したケースより短縮されることになる。

3. 4 燃料物質の相違による影響の評価

本節では、燃料物質の相違が TRU の消費におよぼす影響を明らかとするために、金属燃料に加えて、窒化物および酸化物燃料を用いて TRU をリサイクルする FBR 炉心の特性を評価した結果について述べる⁽⁵⁾。

ここでは、検討の対象として FBR サイクルの導入初期における実用的な炉心を想定し、前節までの議論で対象とした 1,500MWe 炉心より小型の 600MWe 規模の炉心（電力実証炉）を設定した⁽¹⁰⁾。Table 3-4 にはこの炉心の主要な仕様を、Fig. 3-8 には 2 次元 R-Z 体系で炉心を模擬したこの炉心の配置を示す。また、燃料集合体や燃料ピンの寸法仕様も

原則として各燃料に共通とした。Table 3-5 にはこの燃料仕様を示す。これらの仕様を定めるにあたり、金属燃料以外の燃料物性値としては文献値を用いた⁽¹¹⁾。なお、 ^{14}C の生成を抑えるため、窒素としては ^{15}N をほぼ100%に濃縮したものを想定した。ボンド材には、金属燃料ピンでは Na を、窒化物および酸化物燃料ピンでは He を用いた。金属燃料ピンのスミア密度は、前章で述べた考えに基づいて75%とした。窒化物燃料ピンについては照射クリープが小さく FCMI の可能性があるとの指摘を参考に、81%と比較的低い値とした⁽¹²⁾。酸化物燃料ピンでは、従来の設計例を参考に87%とした。これらのスミア密度に対応して、燃料集合体中の重金属密度は、窒化物が最も高く、次いで金属燃料、酸化物となる。この点を考慮し、各燃料で炉心部の重金属を揃え、取出し平均燃焼度を同じとするために、金属および窒化物燃料炉心では炉心部を短尺化した。具体的には、酸化物燃料炉心の高さ100cmに対し、前者では80cm、後者では76cmとした。このため、これらの炉心では酸化物燃料炉心（最大420W/cm）より線出力が約2割高くなるが、金属および窒化物ともに熱伝導率が高く除熱性が良いことから問題とはならないものと考えた。

以上の炉心、および燃料仕様をもとに、3. 2. 3項に述べたものと同様の手法によって、リサイクル平衡時の炉心特性を評価した。この際に、リサイクル仕様としてはいずれの燃料についても3. 2. 3項での設定と同一のものが達成されると想定した。すなわち、炉心部から取り出された燃料は4年冷却の後に再処理され、TRUが98%の回収率で回収されて炉心へリサイクルされるものとした。また、希土類FPの除染係数は10とした。現状では、窒化物および酸化物燃料に対しては、金属燃料の場合と同様の経済性をもってこの仕様を達成できるリサイクル技術が成立することは確認されていない⁽¹³⁾。しかし、本節では、燃料物質の相違に起因した炉心特性への影響に焦点を絞った比較を行うため、あえて同一の仕様を設定した。

Table 3-6 には、評価の結果得られた各燃料の炉心のリサイクル平衡時の特性を示す。ここで、no-MA-makeup、MA-enriched および once-through とした各ケースは、3. 2. 3項で述べたリサイクル（軽水炉からの MA の添加）方法と全く同様の定義のものである。表から、まず、いずれの炉心においても MA を添加した場合のリサイクル平衡が成立している、すなわち、リサイクルによって高次の MA が単調に増加することなく、生成と分裂がバランスした状態が達成されていることがわかる。また、燃焼反応度、フルエンスなどに若干の相違はあるものの、基本的に燃料の相違による炉心の燃焼特性の相違は比較的小さい。この結果から、燃料物質によらず、リサイクルにおいて MA を高率で回収できる技術が開発されたならば、前節で示した、長期にわたる軽水炉時代の後の本格的な FBR サイクルへの移行の際にそれまでに蓄積された TRU を消費していくという概念が成立し得るもと言える。

3. 5 第3章の結論

軽水炉時代が長期に継続された後に商用の金属燃料 FBR とその燃料サイクルの導入が本格的に開始される場合を想定し、その移行期におけるプルトニウムとマイナーアクチニドの物質収支を評価した。FBR 導入開始までの期間としては、50 年または 75 年と設定した。軽水炉の燃焼度は現行より高い値（48GWd/t または 60GWd/t）を想定し、生成・蓄積された Pu と MA はすべて、移行期間中に寿命に達した軽水炉をリプレースするための金属燃料 FBR の燃料供給に使われるものとした。軽水炉使用済み燃料中の TRU は、乾式群分離法を適用することによって高率で回収されると想定した。FBR の燃焼度は 150GWd/t とし、FBR 導入開始後速やかに乾式法による燃料リサイクルも開始されて、

FBR 使用済み燃料から回収された TRU は再び炉心へ装荷されるものとした。

評価の結果、長期にわたる軽水炉時代に数 100t 規模で蓄積される Pu と MA は、同規模の金属燃料 FBR とその燃料サイクルへと移行していく過程で、その標準的な燃料の中に広く取り込んでいけば順調に消費できることが明らかとなった。この際に必要となる新燃料中の MA 添加量は約 2%程度であった。また、この間に廃棄物として排出される TRU 量は蓄積された量の数 100 分の 1 以下であった。この結果により、FBR とその燃料サイクルの本格的な導入が、軽水炉からの TRU を消費するための方策として極めて有効であることを示した。

また、窒化物および酸化物を燃料とした FBR 炉心の特性についても評価を行った結果、数%程度の TRU が添加された燃料の燃焼に関しては金属燃料 FBR 炉心と大きな特性の差がないことを確認した。したがって、これらの燃料についても、金属燃料の乾式リサイクル技術と同様の高い MA 回収率を達成する技術が開発されたならば、将来の本格的移行期に軽水炉からの MA を受入れ、消費していくことが可能となることを示した。

【第3章の参考文献】

- (1) Inoue, T., et al.: "Development of Partitioning and Transmutation Technology for Long-Lived Nuclides," *Nucl. Technol.*, **93**, 206 (1991)
- (2) Kurata, M., et al.: "Redistribution Behavior of Various Constituents in U-Pu-Zr Alloy and U-Pu-Zr Alloy Containing Minor Actinides and Rare Earths in a temperature gradient," *J. Nucl. Mater.*, **208**, 144 (1994)
- (3) Kurata, M., et al.: "Fabrication of Metallic Fuel Containing Minor Actinides," *Proc. GLOBAL '97*, Yokohama, Oct. 5-10, 1997, p.II-1384 (1997)
- (4) Sasahara, A., et al.: "Safety Parameter Analysis of a MA Loaded Metallic Fuel FBR Cores," *Proc. Int. Conf. Fast Reactor and Related Fuel Cycles*, Kyoto, Oct. 28 - Nov.-1, 1991, p.5-13, Atomic Society of Japan (1991)
- (5) Yokoo, T., et al.: "Core Performance of Fast Reactors for Actinide Recycling Using Metal, Nitride and Oxide Fuels," *Nucl. Technol.*, **116**, 173 (1996)
- (6) Sasahara, A. and Matsumura, T.: "An Assessment of TRU Recycling Transmutation in Metal Fuel FBR," *Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors, Marseilles*, Apr. 23-28, 1990, Vol. IV, p.PIII-31(1990)
- (7) Yokoo, T., Inoue, T.: "The Transuranic Mass Balance during the Introduction of Metal Fuel FBR Cycle," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **36**, 761 (1999)
- (8) 須山賢也、他: "JENDL-3.2 に基づく ORIGEN2 用ライブラリ: ORLIBJ32, " JAERI-Data/Code 99-003, Japan Atomic Research Institute (1999)
- (9) Yokoo, T., Ogata, T., Ohta, H.: "A Design Study on the FBR Metal Fuel and Core

for Commercial Applications,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **37**, 1 (2000)

- (10) MIURA , M., et al.: “Present Status of the DFBR Conceptual Design Studies,”
Proc. of International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Kyoto,
October 28 - November 1, 1991, p11.5-1, Atomic Energy Society of Japan (1991)
- (11) MATZKE, HJ., “Science of Advanced LMFBR Fuels,” North-Holland (1986)
- (12) 半田 宗男 他、 “高速炉溶燃料の特性および照射挙動、 U-Pu 混合酸化物、炭化物、
チッ化物、金属、 ” 日本原子力学会誌、 31, 881(1989)
- (13) Inoue, T., Yokoo, T.: “Assessment of Advanced Technologies for the Future
Nuclear Fuel Cycle,” *Proc. of Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel
Cycle Systems (Global99)*, Jackson Hole, Aug. 29- Sep. 3, 1999

Table 3-1 The composition of the transuranic from the LWRs.
(based on the burnup of one ton-U fuel)

a) burnup = 48GWd/t				
decay period (year)	5	30	60	90
Pu amount (kg)	10.9	9.9	9.6	9.5
Pu composition ^a (w/o)	3/53/24/12/7	2/58/27/4/8	2/61/28/1/8	2/61/28/0/9
MA amount (kg)	1.4	2.3	2.6	2.7
MA composition ^b (w/o)	51/30/14/5/0	33/57/8/1/0	32/60/8/0/0	34/58/7/0/0

b) burnup = 60GWd/t				
decay period (year)	5	30	60	90
Pu amount (kg)	11.5	10.4	10.1	9.9
Pu composition ^a (w/o)	4/51/25/12/8	3/56/28/4/9	3/58/29/1/9	2/59/30/0/9
MA amount (kg)	1.8	2.7	3.0	3.1
MA composition ^b (w/o)	55/25/14/5/0	38/52/9/1/0	36/55/8/0/0	38/53/8/0/0

^aPu(plutonium) composition = ²³⁸Pu/²³⁹Pu/²⁴⁰Pu/²⁴¹Pu/²⁴²Pu.

^bMA(minor actinides) composition = ²³⁷Np/²⁴¹Am/²⁴³Am/²⁴⁴Cm/²⁴⁵Cm.

Table 3-2 The design specifications for the metal fuel FBR.

Item	Specification
Core output	1,500MWe (3,900MWt)
Cycle length	18months (4 batches)
Core configuration	homogeneous
Fuel and cladding material	U-Pu-Zr, ferritic stainless
Coolant Temperature (inlet/outlet)	355/510°C
Maximum cladding Temperature	650°C
Maximum linear power	500W/cm
Averaged discharge burnup	150GWd/t

Table 3-3 The FBR feed compositions and core performance parameters at the equilibrium cycle

(a) Feed TRU; PWR 48GWd/t, 60y-cooling

	no-MA-makeup ^a	MA-enriched ^a		once-through ^a
MA & RE content ^b (w/o)	0.8/0.5	2.0/1.5	5.0/3.5	2.0/2.0
MA composition ^c (w/o)	7/38/1/27/22/5	21/49/5/13/10/2	28/53/6/6/6/1	32/60/8/0/0/0
Pu enrichment ^d (w/o, inner/outer)	14.8/20.1	14.7/19.7	14.1/19.3	15.0/20.1
Pu composition ^e (w/o)	1/58/31/4/6	3/57/30/4/6	8/54/28/3/7	2/61/28/1/8
recycle/make-up ^f (MA, Pu)	-, 7.4	1.7, 8.3	0.9, 13.0	-, -
decay heat (W/kg)	7.0	10.0	18.6	-
fast neutron emission (n/kg·s)	1.7x10 ⁷	2.0x10 ⁷	3.1x10 ⁷	-
burnup reactivity (%Δk/k)	2.0	1.8	1.5	1.9
internal conversion ratio	0.90	0.90	0.91	0.88
breeding ratio	1.07	1.07	1.09	1.05
Doppler const. (Tdk/dT, x10 ⁻³)	-2.26	-2.20	-2.09	-2.27
Coolant coeff. (ϕ/°C)	0.254	0.273	0.310	0.279

(b) Feed TRU; PWR 60GWd/t, 60y-cooling

	MA-enriched ^a
MA & RE content ^b (w/o)	2.0/1.5
MA composition ^c (w/o)	26/43/5/13/11/2
Pu enrichment ^d (w/o, inner/outer)	14.6/19.9
Pu composition ^e (w/o)	3/57/30/3/7
burnup reactivity (%Δk/k)	1.6

^a no-MA-makeup = no minor actinides from the LWRs are accepted.

MA-enriched = minor actinides from the LWRs are accepted according to the feed content specification.

once-through = no transuranic from the FBRs are recycled.

^bMA & RE content = weight percent of minor actinides and rare earth fission products in (heavy metal + RE).

^cMA composition = ²³⁷Np/²⁴¹Am/^{242m}Am/²⁴³Am/²⁴⁴Cm/²⁴⁵Cm.

^dPu enrichment = weight percent of plutonium in (heavy metal + RE).

^ePu composition = ²³⁸Pu/²³⁹Pu/²⁴⁰Pu/²⁴¹Pu/²⁴²Pu.

^frecycle/make-up = the ratio of the recycled material to make-up material of the feed minor actinides and plutonium.

Table 3-4 The design specifications for the 600MWe core for metal, nitride and oxide fuel

Item	Specification
Core output	600MWe (1,600MWt)
Cycle length	18months (3 batches)
Core configuration	Homogeneous (2 enrichment regions)
Sub-assembly numbers (inner core/outer core/blanket/shield/CR)	199/96/138/354/30
Sub-assembly pitch	158.1mm
Fuel material	U-Pu-Zr, (U, Pu)N, (U, Pu)O ₂
Cladding material	ferritic stainless
Coolant Temperature (inlet/outlet)	355/550°C
Maximum linear power	500W/cm (420W/cm for oxide)
Averaged discharge burnup	90GWd/t

Table 3-5 Pin dimensions and properties of metal nitride and oxide fuel

Items	Driver			Blanket		
	metal	nitride	oxide	metal	nitride	oxide
Pin diameter (mm)	8.5	<-	<-		<-	<-
Cladding thickness (mm)	0.5	<-	<-		<-	<-
Bond material	Na	He	He	Na	He	He
Fuel TD (g/cm ³ , 20°C)	15.8	14.3	11.0	15.8	14.3	11.0
Smear density (%)	75	81	87	80	81	87
Pin per assembly	217	<-	<-	127	<-	<-
Duct thickness (mm)	3.9	<-	<-	3.9	<-	<-
Fuel volume fraction (%)	42	<-	<-	48	<-	<-
Coolant volume fraction (%)	33	<-	<-	29	<-	<-
Heavy metal density (g/cm ³)	4.7	4.9	3.7	6.1	6.5	4.2
Solidus temp. (°C)	1120	2497	2750	1204	2597	2750
Conductivity (W/m·K)	26.7	18.6	3.9	30.6	19.3	3.9

Table 3-6 Feed compositions and performance parameters at the equilibrium cycle for 600MWe metal, nitride and oxide fuel core

1) Metal Fuel Core

	Once-through	no-MA- makeup	MAs-enriched	
MAs & REs enrichment ^a (w/o)	0.0/0.0	0.6/0.3	2.0/0.9	5.0/2.0
Pu enrichment ^a (w/o, IC/OC)	13.5/21.2	14.0/22.8	14.2/23.3	13.8/23.0
Pu composition ^b (w/o)	0/58/24/14/4	1/59/31/5/4	3/57/30/5/5	9/54/28/4/5
MAs composition ^c (w/o)	-	9/40/2/26/19/ 4	35/23/1/21/17/ /3	42/21/1/18/15/ /3
burnup reactivity ^d (%Dk/k)	2.76	1.24	1.09	0.33
internal conversion ratio	0.85	0.89	0.89	0.90
peak fast fluence (x10 ²³)	4.1	4.0	4.0	3.9
b _{eff} (x10 ⁻³)	3.65	3.47	3.39	3.24

2) Nitride Fuel Core

	Once-through	no-MA- makeup	MAs-enriched	
MAs & REs enrichment ^a (w/o)	0.0/0.0	0.6/0.3	2.0/0.9	5.0/2.0
Pu enrichment ^a (w/o, IC/OC)	13.8/21.7	14.4/22.8	14.6/23.3	14.3/23.4
Pu composition ^b (w/o)	0/58/24/14/4	1/59/31/5/4	3/57/30/5/5	9/53/29/4/5
MAs composition ^c (w/o)	-	9/42/2/25/18/ 4	32/25/1/21/17/ /4	42/20/1/18/16/ /3
burnup reactivity (%Dk/k)	2.29	1.05	0.75	-0.22
internal conversion ratio	0.83	0.86	0.86	0.89
peak fast fluence (x10 ²³)	3.4	3.5	3.4	3.3
b _{eff} (x10 ⁻³)	3.66	3.50	3.41	3.23

3) Oxide Fuel Core

	Once-through	no-MA- makeup	MAs-enriched	
MAs & REs enrichment ^a (w/o)	0.0/0.0	0.6/0.3	2.0/0.8	5.0/2.0
Pu enrichment ^a (w/o, IC/OC)	15.6/23.5	17.4/27.0	17.6/27.3	17.0/27.0
Pu composition ^b (w/o)	0/58/24/14/4	1/55/34/6/4	3/52/34/6/5	7/50/32/6/5
MAs composition ^c (w/o)	-	7/41/2/27/19/ 4	28/26/1/22/19/ /4	38/22/1/19/16/ /4
burnup reactivity (%Dk/k)	2.96	1.46	1.13	0.67
internal conversion ratio	0.82	0.86	0.86	0.85
peak fast fluence (x10 ²³)	3.1	3.0	3.0	2.9
b _{eff} (x10 ⁻³)	3.55	3.35	3.28	3.14

^aenrichment = w/o of (heavy metals + REs).

^bPu composition = ²³⁸Pu/²³⁹Pu/²⁴⁰Pu/²⁴¹Pu/²⁴²Pu.

^cMAs composition = ²³⁷Np/²⁴¹Am/^{242m}Am/²⁴³Am/²⁴⁴Cm/²⁴⁵Cm.

^dThe reactivity loss due to the fuel axial swelling is not included.

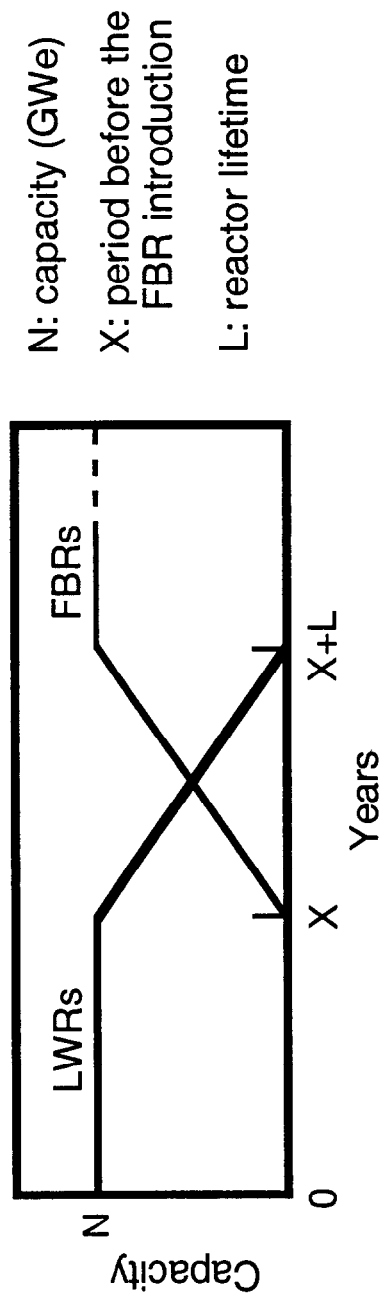


Fig. 3-1 The Scenario for the future transition from the LWRs to FBRs

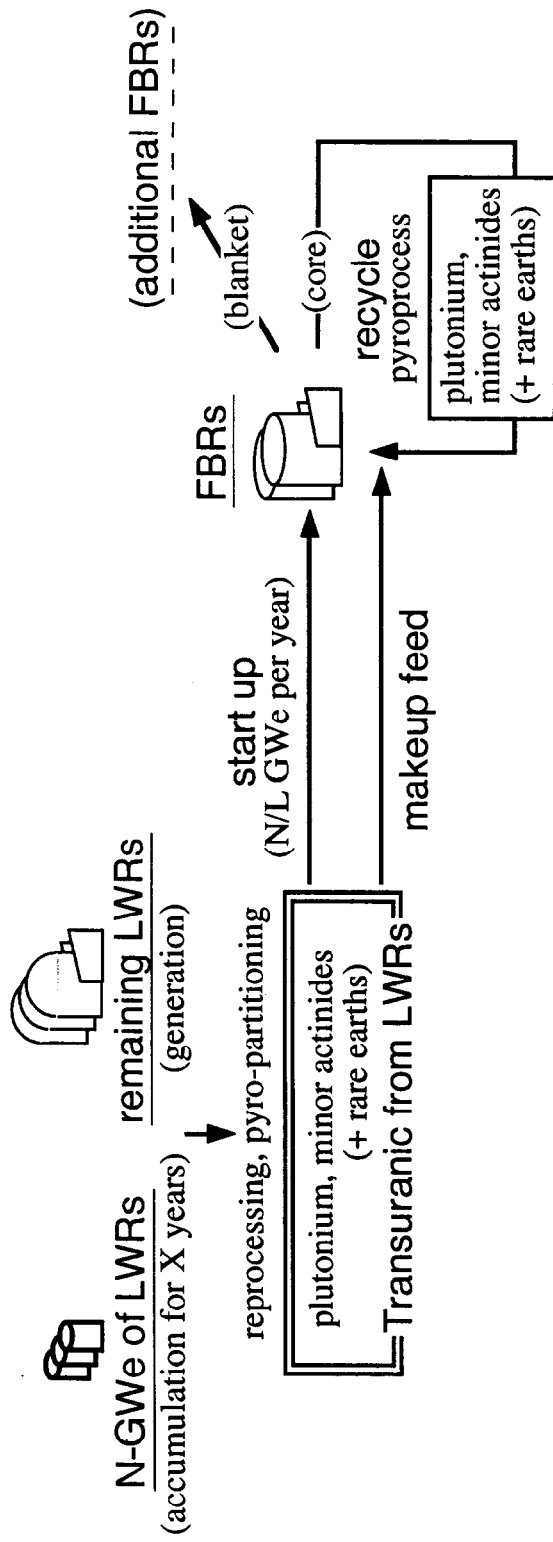


Fig. 3-2 The transuranic mass flow of an LWR-FBR fuel cycle model during the transition from the LWRs to FBRs

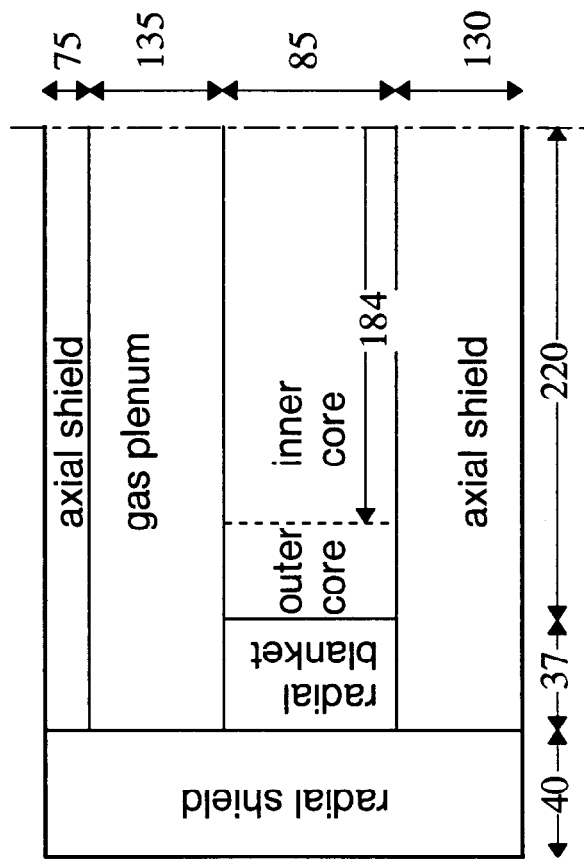
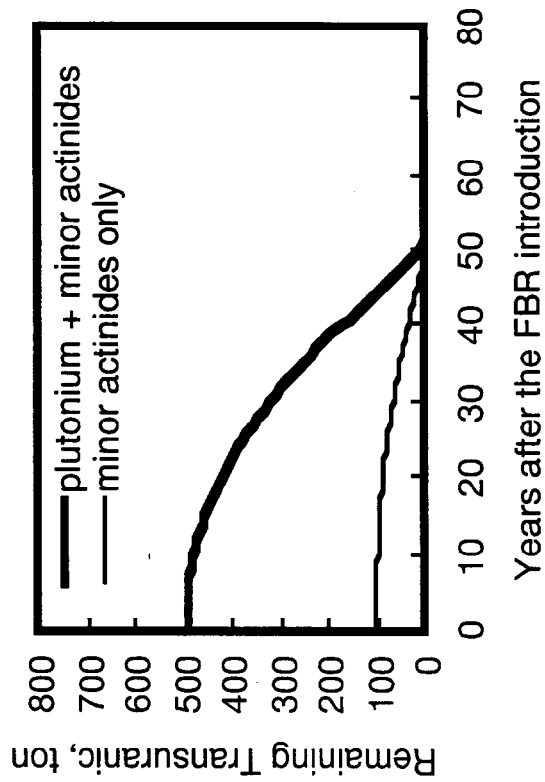
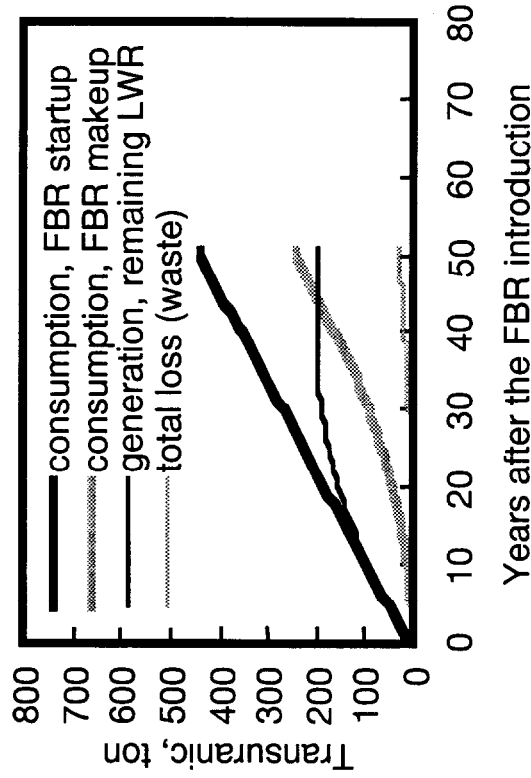


Fig. 3-3 Configuration of the 1,500MW e FBR Core. Dimensions are in cm



(a) remaining transuranics from the LWRs.



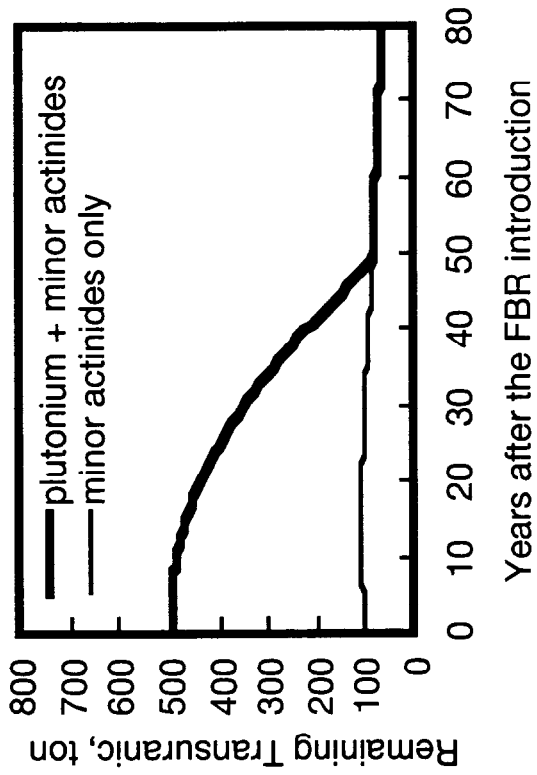
(b) consumption of the transuranic from the LWRs by the FBRs and the total loss from the cycle. (accumulated amount from the year zero)

Fig. 3-4 The transuranic mass balance during the FBR introduction. The minor actinides content of the FBR fuel is 2%.

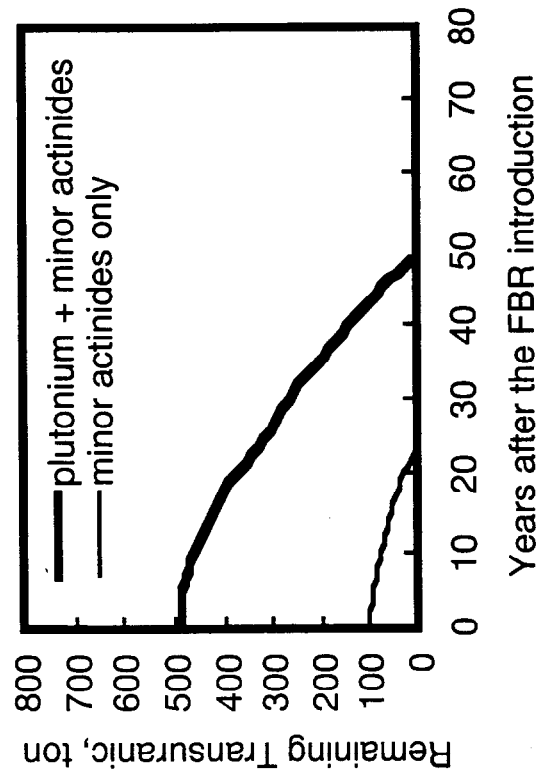
- o 50GWe LWRs are operated for 50 years before the FBR introduction.

- o The LWR discharge burnup is 48GWd/t.

- o The reactor lifetime is 40-years, and 1/40 of the LWRs are replaced per year.



(a) The minor actinides content of the FBRs is 5%.



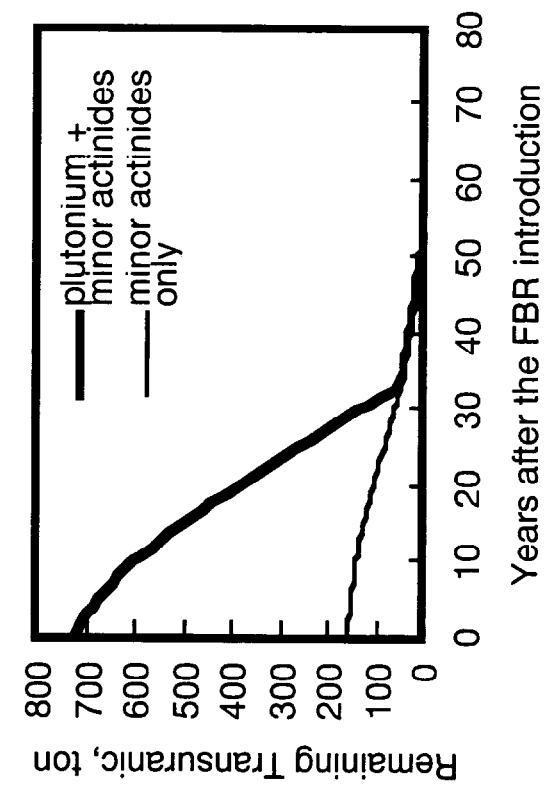
(b) The minor actinides content of the FBRs is 1%.

Fig. 3-5 The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the minor actinides content in the FBR feed.

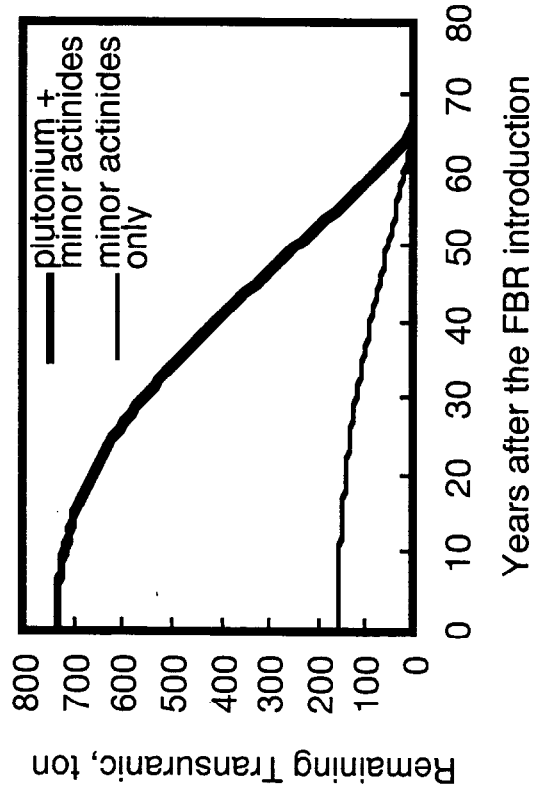
- o 50GWe LWRs are operated for 50 years before the FBR introduction.

- o The LWR discharge burnup is 48GWd/t.

- o The reactor lifetime is 40-years, and 1/40 of the LWRs are replaced per year.



(a) 1/40 of the LWRs are replaced per year.



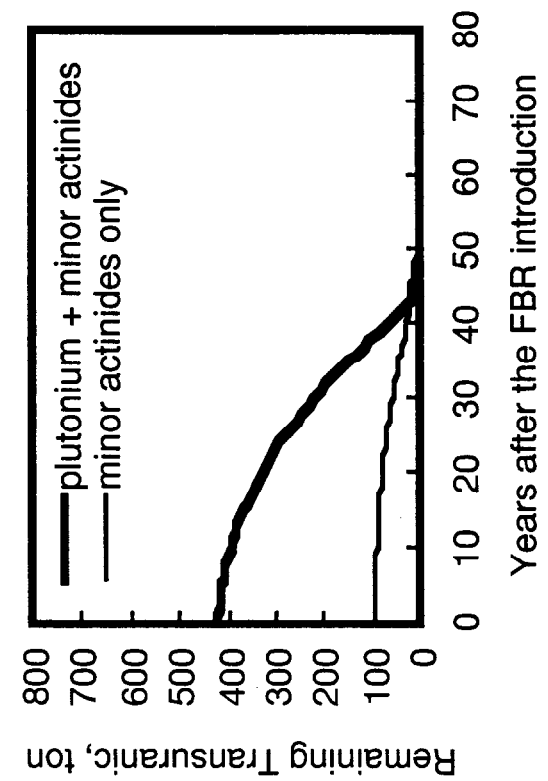
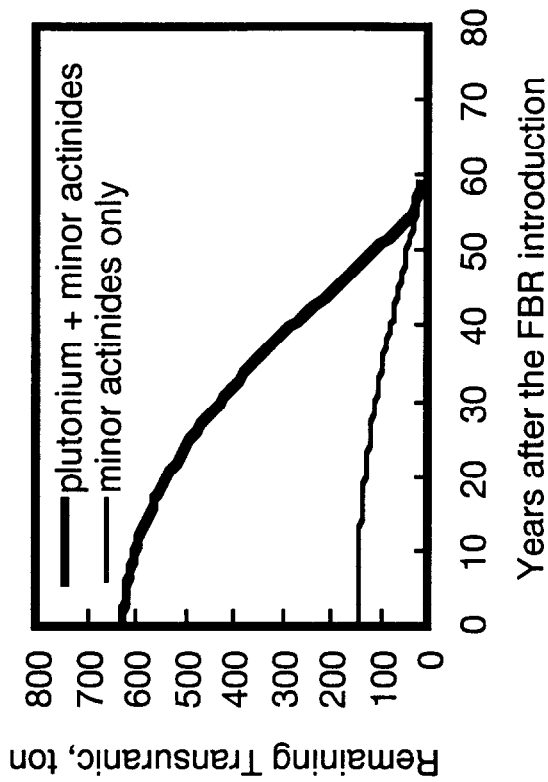
(b) 1/20 of the LWRs are replaced per year.

Fig. 3-6 The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the longer accumulation period.

- o 50GWe LWRs are operated for 75 years before the FBR introduction.

- o The LWR discharge burnup is 48GWd/t.

- o The minor actinides content of the FBR fuel is 2 weight percent.



(a) The period before the FBR introduction = 50 years. (b) The period before the FBR introduction = 75 years.

Fig. 3-7 The remaining transuranic from the LWRs. The impact of the LWR burnup.

- o The LWR discharge burnup is 60GWd/t.
- o 1/40 of the 50GWe of LWRs are replaced per year.
- o The minor actinides content of the FBR fuel is 2 weight percent.

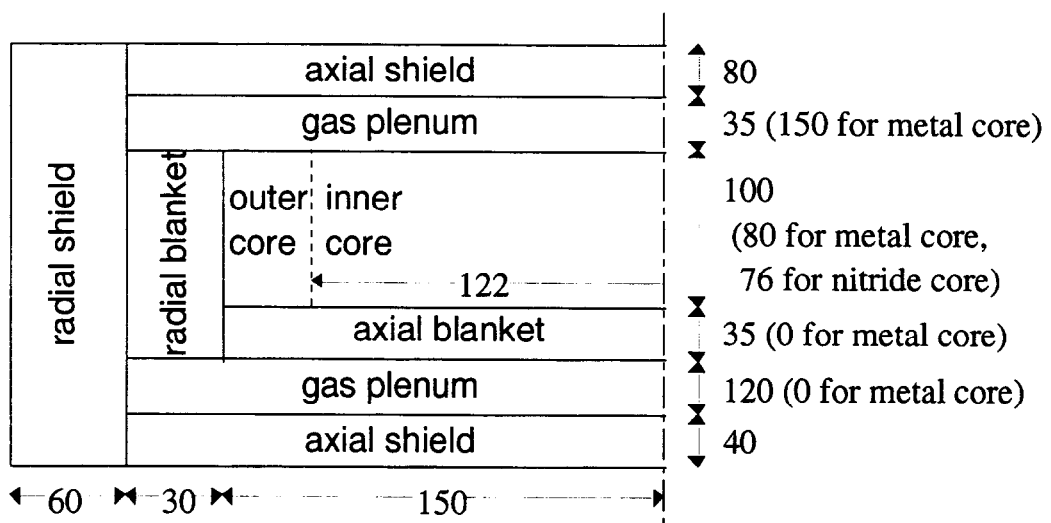


Fig. 3-8 Configuration of the 1600MWt Core. Dimensions are in cm.

第4章 異常な過渡変化時スクラム失敗事象時の受動的安全性評価手法の開発と適用

4.1 序言

通常運転時、および、ポンプトリップや制御棒誤引抜きなどでスクラムによって炉停止される異常な過渡変化事象における、金属燃料の健全性維持と金属燃料炉心の安全性確保の方策に関しては、これまでの EBR-II の運転経験や TREAT での過渡試験と、各種の解析評価によって見通しが示されている^(1,2,3,4)。一方、より頻度は低いが、炉心損傷事故の起因事象となり得るものとして、異常な過渡変化時のスクラム失敗事象 (ATWS: Anticipated Transient without Scram)、局所燃料破損の伝播、崩壊熱除去能力の喪失、および重要な原子炉構造物の損傷の4つがあげられている⁽⁵⁾。第1章に述べたように、これらのうち ATWS 事象を、炉心の受動的応答にともなう反応度フィードバックのみによって安全に終息できる可能性を持つことが、金属燃料 FBR 炉心の特長の一つとなると期待されている^(6,7)。本章では、この特長の成立性を定量的に評価し課題を明らかとするために、詳細な炉心過渡解析手法を開発し、その手法を適用して第2章に述べた金属燃料 FBR 炉心設計例の解析を行った結果について述べる。

なお、ATWS 以外の炉心損傷事故起因事象については、燃料物質によらず、原子炉構造や冷却系の不具合から生じるものであり、従来の酸化物燃料炉心と同様にこれらの設計の改善によって安全性の確保を図るべきものと言える。さらに、これらの起因事象から、あるいは ATWS 事象からでも、金属燃料 FBR 炉心が炉心損傷事故に至る可能性はゼロではなく、その場合の応答評価と安全性確保は実用化に向けた課題であると言える。ただし、これらの点については本研究では取り上げないものとした。

第1、2章で述べたように、金属燃料炉心では燃料の除熱性が良好であり、定格運転時の燃料平均温度が600℃程度と、冷却材の沸点よりかなり低い値となる。このため、定格からゼロ出力までの出力低下に必要な反応度変化（出力補償反応度）は、高々数10%程度と小さい。また、冷却材の平均温度が600℃程度を超えて上昇するような異常事象時には、出力が定格より低下した状態でも燃料温度が定格値を上回ることになり、ドブプレー反応度は負となる。これらは、ULOF (Unprotected Loss of Flow)などの冷却能力喪失型の事象時に、冷却材温度上昇に対応した受動的な炉心応答（反応度フィードバック）による正味の反応度を負とし、出力を速やかに低下させて沸騰を回避し安定な状態を達成するうえで有利な特徴となる。ただし、冷却材密度係数が正である実際的な炉心において、この受動的安全性を達成するためには、燃料の伸びなどに加えて何らかの大きな負の反応度フィードバックを与えるメカニズムが不可欠となる。PRISM や SAFR の酸化物燃料炉心の設計例では、ULOF 時に受動的な出力低下の主要因となる負の反応度フィードバックを与えるものとして、GEM (Gaseous Expansion Module、ガス膨張機構) や、SASS (Self Actuated Shutdown System、自己作動型炉停止機構) などの機構が設けられていた^(9, 10)。これらの特別な機構を付加による対策をとることは、起動時の出力上昇方法を見直す必要が生じたり、定常時の誤動作の可能性が生じたりするなど、新たな不具合要因の増加につながるという懸念がある。これに対して、金属燃料炉心では安全な終息に必要な負の反応度が比較的小さいことから、金属燃料を使用した PRISM、SAFR や大型炉心の設計例を対象とした ATWS 事象解析では、炉心の径方向変形（膨張）効果による負のフィードバックを考慮し、この反応度が支配的要因となって、小型炉のみでなく大型炉においても ULOF 時に冷却材沸騰および大規模な燃料破損に至らないという解析結果が示されている^(11, 12, 13, 14)。このように、新たな機構を設けることが不要であるならば、より

高い信頼性を受動的安全性に期待することができる。ところが、従来の解析においては、炉心の径方向変形の反応度は主に炉心外周部の径方向ブランケットとの境界にある集合体の変位によって生じるとの仮定のもとに、Fig. 4-1 に示すような簡略化したモデルによる評価が行われている^(15, 16)。すなわち、炉心外周部にある代表的な集合体を想定して、簡略化した拘束条件の設定の下にこの集合体の変形を1次元弾性はりモデルで解き、その結果をもとに RZ 体系の炉心形状を定めてこれに対応する反応度変化を算出するという手法である。しかし、過渡時の炉心形状変化の反応度効果は、温度変化に対応する集合体各部の膨張、変形（湾曲）、およびこれに起因した集合体間や炉心支持板、拘束棒の相互作用の結果として定まる各集合体の変位によって生じるものである。すなわち、炉心の径方向変形の効果は、単純な炉心の熱膨張／収縮によるものではなく、集合体や炉心の構造、材料設計などの諸条件によって、同一の過渡条件に対しても正負いずれの反応度をも生じ得るものである。このため、もんじゅなどの従来の酸化物燃料炉心の安全評価では、不確かさ分として無視されていたものである。したがって、従来の手法では十分な精度の評価が行われていないものと言える。炉心変形の反応度効果を精度良く考慮するためには、より詳細な炉心形状の解析と核熱流動解析を組み合わせる炉心の過渡時応答を算出する手法を開発する必要がある。そのような詳細解析手法を用い、実用炉を想定して設計された実際的な炉心を対象とした解析を行って、各種の設計条件の影響を定量的に把握することによって、はじめて、金属燃料 FBR 炉心の冷却能力喪失型の ATWS に対する受動的安全の可能性が適切に評価できると言える。

一方、制御棒誤引抜による反応度挿入に起因した過出力型の事象(UTOP, Unprotected Transient Overpower)については、制御棒の必要反応度を抑えて誤引抜に伴う挿入反応度を小さくする設計が有効である。第2章で述べたように、金属燃料炉心では、良好な内

部転換性を活用して燃焼反応度をゼロに近く抑えることによってこれが可能となる。PRISM や SAFR を対象とした従来の UTOP 解析では、最大出力が 150-170%に達した後に事象が安全に終息する結果が示されている^(11, 12)。しかし、これらの解析では制御棒の反応度として燃焼補償や出力補償などのノミナル項目のみを想定しており、各種の不確かさを反映した安全余裕分を考慮していない。また、制御棒の誤引抜きにともなう出力分布の歪みに起因した挿入反応度の増加についても考慮されていない。このため、UTOP 時に挿入される反応度が非常に低く評価されている。したがって、金属燃料炉心の受動的安全性を適切に判断するためには、詳細な炉心設計に基づいて評価された挿入反応度に基づく解析評価が必要であると言える。また、UTOP の場合でも炉心径方向変形の効果が主たる負の反応度フィードバック要因となるため、解析においては前述の詳細手法を用いる必要がある。

このように、金属燃料 FBR 炉心では特別な機構を設けることなく ATWS 時の受動的安全性を実現できる可能性が大きな特長の一つとされているが、それを適切に判断するためには、特に過渡時の炉心変形の効果を詳細に模擬できる精度良い核熱流動 - 炉心形状解析手法を用い、かつ詳細な炉心設計に基づく実際的な条件による評価を行う必要があると考えられる。そこで、本章では、過渡時炉心熱流動解析コードと、3次元の炉心形状解析コードおよび炉心変形反応度計算コードを組合せた詳細な手法を開発した。さらに、これを用いて、第2章に述べた 1,500MWe 金属燃料 FBR 炉心の設計例を対象とした ULOF、UTOP 解析を実施し、受動的安全性確保のための技術的課題を明らかにした⁽¹⁷⁾。

なお、ATWS 事象としては、ULOF および UTOP に加えて除熱源喪失型の ULOHS (Unprotected Loss of Heat Sink)がある。この事象では、ULOF より大幅に長い 1000 秒単位の時間が経過した後に冷却材温度が上昇する。そして、結果的には本章で述べる

ULOF と同様に、冷却材の温度上昇に対する反応度フィードバックで出力が低下して沸騰が回避されることが受動的安全性確保のポイントとなると言える。ただし、DRACS や PRACS (Direct/Primary Reactor Auxiliary Cooling System)などの補助的な空気冷却系を設けるといふ、最終的な除熱源確保のための設計上の工夫は必要である。

以下、まず次節において解析手法の概要について述べ、次に解析条件および解析結果に基づいて受動的安全性を評価した結果について述べる。

4. 2 解析手法

Fig.4-2 には、燃料集合体の構造を模式的に示す。集合体ダクトには、炉心直上部および集合体頂部にパッドが設けられる (ACLP, TLP)。これらは、集合体内圧やクリープによってダクトが膨れた場合にも、隣接集合体との間に適切な間隙を確保するためのものである。過渡時に冷却材温度変化や出力変化が生じると、集合体各部の温度もこれに追従して変化する。冷却材温度が上昇する場合には、Fig. 4-3 の模式図に示すように、各集合体のダクトが熱膨張し、また各面間の温度差に応じた曲げモーメントが生じて湾曲する。その結果、場合によっては、隣接する集合体がパッド部で接触し機械的相互作用を生じる。炉心支持板や炉心拘束枠によって形成される拘束条件も、各集合体、および接触した集合体群の変形挙動に影響する。炉心の径方向変形の反応度フィードバック効果は、これらの応答の結果として定まる各集合体の変位により、主に中性子の軸方向のもれが変化して生じるものである。さらに、Fig. 4-4 に示すように、定格時の各集合体の拘束状態も、過渡時の炉心形状の変化に大きく影響する。すなわち、ケース(1), (2)のように定格時に ACLP 部が接触しており炉心部の形状が確定している場合には、膨張および湾曲によって実効的

に炉心径が拡大するが、ケース(3), (4)のようにギャップがある場合には過渡時に内側への変位が生じ得るため、炉心径が縮小する可能性があることになる。したがって、炉心変形のフィードバック効果を適切に考慮した過渡解析を行うためには、流量と出力の変化に応じた炉心各部の詳細な温度分布を求め、これを反映して各集合体、および集合体群としての炉心の形状を定めることが必要となる。しかし、現状の計算機環境下で、実際的な計算時間および記憶容量で過渡時の核、熱流動および炉心変形を一貫して詳細に解くことができる手法はまだ開発されていない。

そこで本研究では、Fig.4-5 に示すように、現在可能な範囲で最も詳細なものと考えられる有限要素法による 3 次元の静的な炉心形状解析手法を用い、この手法で求めた各集合体の変位をもとに摂動法によって炉心形状変化にともなう反応度を算出することとした。さらに、これを過渡時炉心出力・熱流動解析コードと組合せ、炉心変形反応度フィードバックを準静的に扱って過渡時の炉心応答を計算する解析システムを開発した。

この手法では、炉心核熱流設計値による各集合体の流量と温度分布をもとに、定常時の炉心形状、すなわち膨張、湾曲、相互接触および拘束の状況を求めておく。過渡時においては、境界条件として与えた炉心入口流量と温度、炉心出口圧力および外部からの挿入反応度をもとに、まず出力、熱流動計算を行って、炉心形状解析の条件としての温度分布を得る。次に炉心形状解析を行い、この温度分布に対応する炉心形状（各集合体の変位量の分布）を求めて、これをもとに炉心径方向変形反応度フィードバック量を算出する。そして、この反応度とともにドップラーや冷却材温度効果などの反応度フィードバックを用い、次の時刻ステップにおける出力計算を行って、得られた出力に対応する熱流動を解くという手順をとるものである。解析には UNIX ワークステーションを用い、各コードの計算手順の制御およびコード間の入出力データの授受は、スクリプトによって行うもの

としている。

以下に炉心形状解析、炉心変形反応度算出、および、過渡時炉心核熱流動解析の各手法について述べる。なお、各手法について、より詳しくは付録Bに記す。

(a) 炉心形状解析

炉心形状解析には有限要素法による三次元解析コード ARKAS を適用した^(18, 19)。これは Fig. 4-6 に示すように燃料集合体の変形はダクトの変形によって代表されるものとし、ダクトをシェル、または弾性はりモデルによる有限要素法で表して、各要素の膨張、クリープによる歪みを解くことにより集合体の湾曲、相互接触と拘束の状況を求めるものである。ARKAS では、パッド部における各集合体間の接触によって生じる非線形の剛性を表すために、ACLP および TCLP 位置には接合要素と呼ぶ仮想的な弾性要素を設けていることが特徴である。この接合要素はまた、摩擦の効果、およびを片当りやズレなどの接触状態を表すことに用いることもできる。また、支持板との相互作用についてはピン接合要素を設けてその拘束を模擬する。

Fig. 4-7 には ARKAS の計算フローを示す。まず、寸法や材料物性値、および照射履歴をもとにスエリングなどの照射変形が求められる。次に、ダクトの温度分布や拘束（支持板、拘束棒各部寸法）などの境界条件をもとに、集合体剛性マトリックスが作成される。そして、Newton-Raphson 法による応力 - 歪み解析ループに入り、荷重および接触要素の接線剛性マトリックスを求めて変位を算出することを繰り返して収束値を得る。これをもとに全要素の変位、応力が算出され、炉心形状が求められることになる。ARKAS では対称性を利用して炉心を分割（1/6、1/12）して解くことも可能となっている。次節に述べる ATWS 事象解析においては、メモリ節約のため、この機能を活用して 1/12 炉心を解くこととした。また、同様に、主にビームモデルを用い、一部の結果についてシェルモ

デルとの比較を行って差が小さいことを確認することとした。

なお、ARKAS は上述のようにパッド部の接触における摩擦の効果を考慮する機能を有しているが、現状のモデルは十分に検証されておらず、また計算には非常な長時間を有しかつ収束が良くない。このため、今回の解析では摩擦の効果（上下変位の効果を含む）を考慮しなかった。実際の炉心変形時には、接触したパッド間が摩擦によって固定されている状態からすべりが生じて動き始めることがあるなどの、複雑な挙動があるものと考えられる。したがって、今後、より実機に近い状態での実験、あるいは実機の解析を行って、その結果をもとにモデルを改良し、予測精度を向上していくことが、本手法の実用化に向けては不可欠となると言える。

(b) 炉心変形反応度算出

炉心形状解析で得られた集合体各部の変位をもとに、炉心変形反応度フィードバックを算出する手法としては、SIRAP コード⁽²⁰⁾を適用した。これは、3次元六角-Zメッシュ、拡散近似の1次摂動手法であり、座標変換法を用いることによって集合体変形の効果を実効マクロ断面積および拡散係数の変化として表し、変形前の計算メッシュをそのまま用いて変形の反応度を算出するものである。したがって、Fig. 4-8 に計算フローを示すように、CITBURN などの3次元拡散燃焼計算時に作成した炉定数（マクロ断面積）、実効増倍率や中性子束、随伴中性子束を活用することができる。

この手法によれば、変形の状態を直接反映できる詳細なメッシュによって変形前後の実効増倍係数を直接求めた場合と比較して、 $\pm 0.5\%$ 以下の精度で変形反応度を算出することが可能であることが確認されている。

(c) 核熱流動解析

過渡時の炉心出力、熱流動解析手法としては TREFOIL コードを適用した⁽²¹⁾。ここで

は、各燃料集合体を Fig. 4-9 (a)に示すような代表ピンモデルで表し、これをもとに Fig. 4-9 (b)に示すようなフローネットワークを構成してマルチチャンネルモデルとして炉心を模擬して熱流動を解くことにより、被覆管、冷却材、ダクトの軸方向温度分布と、燃料ピン内の径方向および軸方向温度分布が求められる。この中で、炉心の径方向（集合体内、集合体間）の熱移行に関しては、次に述べるモデルを付加して詳しい評価を行うことにより、ダクトの温度分布を精度良く求めることがはかられている。すなわち、まず集合体内については、集合体周辺チャンネル（Fig. 4-9 (a)の peripheral region）を設定し、中心／周辺チャンネル両者への流量配分と伝熱を解くことにより、周辺流れ効果および低流量時の集合体内流量再配分効果を考慮したダクトへの熱移行を求めている。次に、集合体間については、ギャップ中にフローネットワークを想定し（Fig. 4-9 (a)の gap region）、圧損、浮力および慣性を考慮して熱輸送共に解くモデルを設けている。これにより、ギャップ Na の冷却による時間遅れも考慮して集合体間熱移行が解かれ、ダクトの温度分布が精度良く求められると考えられる。ただし、上述のように出力については代表ピンモデルであり、集合体内の径方向出力分布の影響は考慮できない。炉中心部にある集合体では径方向の出力ピーキングは数%と小さいが、制御棒に隣接する集合体や炉心外周部の集合体では 10-20%となり得る。したがって、本手法ではダクトが冷却される効果が十分に模擬されておらず、過渡時の膨張量を過大評価した結果、大きな炉心の変形（膨張）量を過大に見積り、非保守側の結果を与えている可能性がある。これを適切に考慮するには、マルチ燃料ピンモデルとして集合体内出力分布を模擬し、かつサブチャンネルモデルによって熱流動を解く、よる詳細手法が必要となる。これは、今後の一層の精度向上のための開発課題であると言える。

一方、過渡時の出力計算では、第2章で述べた炉心設計手法によって得られる各領域

の温度係数（ドップラー、燃料伸び、冷却材、被覆管、ダクト、支持板）に加え、径方向変形の反応度も考慮して、即発跳躍近似で 1 点炉の動特性を解くことによって核分裂発熱の算出を行う。制御棒誤引抜きによる挿入反応度率についても 1 点炉の値を与え、最大値挿入反応度量は炉心設計で得られた、誤引抜きによる出力分布の歪みの効果が考慮された値とする。また、崩壊熱の算出においては、これも第 2 章で述べた多項式フィッティングを用いることにより、スクラムに失敗し核分裂が継続する場合の評価を可能としている。これらの手法は、反応度の評価に関してはほぼ妥当な精度を与えるものと考えられる。しかし、過渡時の出力分布の変化が考慮されないことから、特に TOP 型の事象時のピーク温度の評価については非保守側の結果を与える可能性があると言える。動特性方程式を多点炉のものとして過渡時の出力分布変化の算出を可能とすることは、今後の一層の精度向上のための開発課題であると言える。

Fig. 4-10 には、これらのモデルによる TREFOIL の計算フローを示す。境界条件として与えられる出力分布、炉心入口流量と温度の履歴および炉心出口圧力分布をもとに、各時刻ステップにおいて、まず出力を求め、次に各集合体内と集合体間ギャップ Na の熱計算を行って各部温度を定めて、集合体内（周辺領域）および集合体間ギャップ Na の流動が解かれる。解析における時刻ステップ幅は、準静的に径方向変形の反応度フィードバックを算出する本手法の妥当性を確保するため、0.1 秒程度以下と十分に小さい値とする。なお、TREFOIL では対称性を利用して炉心を分割（1/6）して解くことも可能となっており、次節に述べる解析ではメモリ節約のためこの機能を用いた。

過渡時の境界条件となる、1 次冷却材炉心入口流量、温度、および炉心出口圧力に変については別途算出し、入力として用いる必要がある。ただし、本研究で解析対象とした ULOF 事象では、沸騰の回避およびその後の整定が問題となる 100-300 秒程度の間には、

冷却材は 1 次系を 1 巡してこないものと考えられる。また、UTOP 事象では流量が保たれるため、1 次系の影響は比較的単純な熱容量および時間遅れの効果となると考えられる。このため、いずれの事象においても炉心入口流量、温度の評価精度の影響は小さいものと推定される。そこで、本研究では、1 次元的な簡易炉心変形モデルを有するタンク型炉プラント動特性解析コード CERES⁽²⁾を用いて別途実施した解析の結果を参考として、これらの値を定めることとした。

4. 3 解析対象および解析条件

従来の酸化物燃料炉心に対する炉心損傷事故評価では、ATWS 事象 (ULOF, ULOHS, UTOP)のうち、ULOF を代表的な起因事象として集中的な検討がなされている。これは、ULOF 時に冷却材沸騰から燃料破損に至る可能性が高く、また事象の推移が速く炉心損傷回避の手段を講じる余裕が少ないためである。出力規模が大きい炉心では正の冷却材密度係数が大きく、ULOF 事象の厳しさはより大きくなる。そこで本章では、第 2 章に述べた 1,500MWe 級の高燃焼度金属燃料炉心設計を対象として、ULOF および UTOP 事象の解析を行うこととした。

この炉心の主な仕様と燃料の寸法仕様については、第 2 章の Table 2-5, 2-6 に、燃料集合体概念と炉心配置については Fig. 2-3 と Fig. 2-21 に示したとおりであるが、Table 4-1 および Fig. 4-11 に、あらためてその概要を示す。燃料集合体全長は 4,250mm であり、燃料要素束は下端から 1,300mm の位置に装荷される。燃料スラグ (炉心) 下端は燃料要素中の下端に設置され、高さは 850mm である。ここでは、上下の軸方向ブランケットは設けていない。要素束の上下は、内径 86mm のフローホールをもつ遮へい体となって

いる。ただし、すでに述べたように本研究の手法では、集合体の変形はダクトの変形によって代表されるものとしている。ダクトの肉厚は 4mm、集合体間ギャップは 6mm である。パッド部は長さ 100mm、厚さ約 7mm とし、炉心の径方向膨張を促進する観点から ACLP については炉心直上部に、TLP は集合体頂部に設ける。各集合体は、高圧プレナムを形成する上下の炉心支持板によってエントランスノズル部で支持される。径方向遮へい体を含む炉心の外接円直径は 6.7m である。遮へい体外側の炉心槽には、上端 (TLP 位置) に拘束リングが設けた。拘束リング-遮へい体間の初期ギャップは、TLP 位置における集合体間のギャップと同じ大きさとする。なお、解析においては、支持板および拘束リングの変形は無視し、温度変化による熱膨張に対応した径方向の位置変化を求め、それを炉心の拘束条件とした。これらの材料としては SUS316 鋼を想定した。GEM や SASS など、過渡時の負の反応度効果を得るための特別な機構は設けないこととした。

第 2 章に述べたように、炉心径の増加による反応度は大きく、数 mm の半径増加で数 10¢ から 1\$ 以上の効果がある。ただし、過渡時の炉心径方向変形による負の反応度効果が有効となるには、冷却材の温度上昇にともなって速やかに、実効的な炉心径が拡大することが必要である。このためには、すでに Fig. 4-4 によって模式的に説明したように、定格時に炉心燃料集合体が ACLP 部で相互に接触しており炉心部の形状が確定していることが望ましい^(23, 24)。ギャップが閉じていれば、ACLP 部の熱膨張は速やかに炉心径の増加に寄与し得ることになる。ギャップがある場合には、これが閉じるまでは各集合体の位置が確定せず、場合によっては実効的な炉心径が小さくなる方向に変位が生じることになる。そこで、今回解析対象とした炉心では、これを実現するための設計上の工夫として、ACLP 部の初期ギャップを 0.3mm と、従来のもんじゅ(0.7mm)や実証炉の設計(0.44mm)より小さい値とした (TLP 間ギャップは、従来通り 1.0mm)。さらに、これも Fig. 4-4 (2)

に示したように、TLP 位置において炉心槽に拘束枠を設けたことは、この拘束によって炉心集合体を湾曲させることにより、ACL P 部の接触による単純な膨張に比較して、一層の実効的な炉心径増加の促進を意図したものである。なお、この炉心ではダクトの材料に低スエリングの PNC-FMS 鋼を用いているが、この材料は熱膨張率が SUS316 の約 2/3 であり、過渡時の径方向膨張を有効とするには不適切と言える。そこで、パッド部において SUS316 を接合して用い、膨張を促進する構造をとることを想定した⁽²⁵⁾。ただし、この構造は技術的に困難な点を多く持ち、その成立のためには、今後の多大な開発努力と実証が必要となるものと言える。また、パッド部の強度については、この肉厚ではバネ定数で 100,000kgf/mm に相当する剛性値となるため、過渡時に隣接集合体間で接触して働く圧縮力がこの値以下であれば、六角形状は保たれるものとした。圧縮力が過大となる場合には、肉厚または初期ギャップを増やすなどの対応が必要となるが、後述する今回の解析結果ではこの条件は満足された。

この炉心の特性については第 2 章 Table 2-8, 2-10 で詳しく述べたが、あらためて Table 4-2 に主なものを示す。これらは、新燃料中のプルトニウムとして軽水炉からのものをワンスルーで用いることを想定した場合の、平衡サイクルの値である。なお、ここでの過渡解析にあたっては、保守側の結果を得るために、冷却材密度係数が最も大きくなる平行末期の反応度フィードバック係数を用いた。一方、制御棒誤引抜反応度については、Table 4-3 に示した平衡サイクルにおける定格時の制御棒反応度収支評価結果によって定めた。すなわち、平衡初期の挿入状態からの誤引抜きのものとし、想定し得る最も大きな値とした。本章ではまた比較のために、この金属燃料炉心と同一の燃料ピン径、集合体断面仕様、および炉心配置の下で、同様の出力規模、燃焼度を条件に設計した酸化物燃料炉心を対象とした ULOF 事象解析も行った。この酸化物燃料炉心の仕様、特性についても

Table 4-1, 4-2, 4-3 に示してある。ただし、Table 4-1 に示すように酸化物燃料炉心ではより高温化が可能であり熱効率が良くなると想定し、熱出力を小さく設定した。一方、燃料ピン内のスミア密度は従来の設計例を参考に 84%とし、定格時の最大線出力は $<430\text{W/cm}$ とした。これに対応して、Fig. 4-1 に示したように燃料長さを増加した。また、金属燃料炉心と同程度の増殖比を達成するために、軸方向ブランケットを設けた。反応度特性には大きな差はないが (Table 4-2)、Table 4-3 中に示されたように出力補償反応度は金属燃料炉心の約 4 倍の大きさとなる。

ULOF 時の流量コストダウン特性、UTOP 時の入口流量温度変化など、過渡時の境界条件の設定にあたっては、前節で述べたようにプラント動特性解析コード CERES を用いて別途実施した解析の結果を参考として定めた^(26, 27)。炉容器としてはタンク型を想定し、電力実証炉などの大型炉の設計例^(28, 29)をもとに、Fig. 4-12 に示すような概略の構造を想定して、各冷却系の機器、流路などの簡易モデルを設定した。ここで、1 次冷却材ポンプは機械式とし、4 ループ構成で、中間熱交換器は非常用崩壊熱除去装置を内包した PRACS 型とした。ポンプの定格ヘッド・トルク・回転数は、炉心部の圧損を熱流体力設計による値として、定格時の流量が設計値 ($19,042\text{kg/s}$)となるように定めた。コストダウン特性については、所定の流量半減時間が得られるように慣性 (GD^2)を与えるものとした。2 次系については、ULOF 時は断熱とし、UTOP 時に関しては IHX→配管→2 次ポンプ→配管というごく簡略化したモデルによって熱容量を考慮した。

ULOF 事象としては、1 次冷却材ポンプがトリップして、かつスクラムに失敗し、ポニーモータなどによる補助的な強制流量は得られないことを想定した。ここで、炉心の応答を支配する最も重要な要因は、1 次冷却材ポンプの流量半減時間 (コストダウン特性) である。流量の減少が十分に遅いと、事象初期に生じた流量/出力のミスマッチは、冷却

材温度上昇に起因した負の反応度フィードバックによる出力低下で解消され得る。しかし、流量減少が非常に速い場合には、出力低下が間に合わず冷却材沸騰に至る。もんじゅや実証炉級大型炉などこれまでのわが国における設計例では、フライホイールを設けることによって流量半減時間を 5.5 秒としている^(30, 31)。米国における大型炉の ULOF 解析ではこれを 8 秒とした例がある⁽³²⁾。一方では、スーパーフェニックスのように 50 秒まで延長した設計もある⁽³³⁾。ただし、半減時間を過剰に延長すると、スクラム時に中間熱交換器へ冷たい冷却材が流入し、管板において熱過渡が生じることが懸念される。そこで、フライホイールをこれらより若干大きめとすることにより、ポンプ軸などに過大な負荷を与えることなく達成でき、かつ、中間熱交換器など 1 冷却系の設計に大きなインパクトを与えないものとして、本研究では 10 秒程度の半減時間を標準的な値として設定した。

Table4-3 の反応度バランス評価結果によれば、制御棒の必要反応度のうち、2 割程度を安全余裕の項が占めている。ここで、制御棒誤引抜き反応度および最小制御棒値を求めるにあたっては、第 2 章に述べたように、制御棒配置の影響すなわち誤引抜きによる出力歪みの効果を適切に考慮するため、CITBURN によって全炉心の 3 次元拡散計算を行っている。その結果、金属燃料炉心では定格時の主炉停止系制御棒深度は 310mm (サイクル初期の値) であり、この状態で 1 体が誤引抜きされた場合の最大挿入反応度は $0.12\% \Delta k/k$ (34¢) となった。UTOP 解析においては、この 1 体誤引抜きに相当する反応度が挿入され、スクラムに失敗することを想定した。反応度挿入率はもんじゅの設計、解析例⁽³⁰⁾などを参考に 3¢/s とした。

ULOF および UTOP の解析にあたっては、流量、温度、および反応度フィードバックなど過渡時の諸量はすべてノミナル値を用いた。ピーク出力やピーク温度の評価においても工学的安全係数を考慮した評価は行わず、ノミナル値を算出するのみとした。

4. 4 受動的安全性達成のための設計条件の評価

4. 4. 1 冷却材流量喪失型事象

Fig. 4-13 には、前節で標準として述べた解析条件の下で、ULOF 時における金属燃料炉心の応答を解析した結果を示す。出力は事象開始直後は定格近くにとどまるが、その後速やかに低下して出力/流量比が過大とならないため、冷却材が沸騰することなく低出力の状態が達成される。これは、冷却材の温度上昇開始後、直ちに燃料平均温度が上昇するため燃料の軸方向膨張やドップラーの反応度が負となり、さらに若干の遅れはあるものの比較的速やかに炉心径方向膨張の負の反応度が入ることによって、出力低下に十分な正味の負の反応度が得られることに対応している。ピークチャンネルの冷却材最高温度は 985°C である。沸騰までのマージンは小さく、不確かさを考慮すると統計的には沸騰するサブチャンネルが数ヶ所生じ得る。しかし、大規模な沸騰により重大な炉心損傷に至る可能性は低いと言える。ただし、第2章の Fig. 2-28 に示した破損時間の見積りによれば、この温度域では燃焼度の高い燃料ピンでは被覆管がクリープ破損することがあり得る。破損孔は炉心上端近くに生じるため、放出される FP ガスによるボイド効果は小さく事象の影響は集合体内にとどまると考えられるが、現状では破損時の燃料挙動に関するデータが少なく、定量的な評価は困難である。この点について、照射試験、炉内試験によって知見を蓄積しモデルを構築していくことは、金属燃料開発の今後の課題のひとつであると言える。

120 秒程度が経過した後は、炉心の温度分布が平均化することにもなって炉心の径方向変形（膨張）量が若干減少し、負の反応度効果が減少する。このため正味の負の反応

度も減少するが、図に示した 300 秒程度までは安定して負に保たれている。この後は、炉心で過熱した冷却材が 1 次系を一巡してくることになり、炉心支持板が膨張することによる負の反応度が挿入されると考えられる。したがって、かなりの長時間にわたって低出力での整定状態が維持される可能性が高い。

Fig. 4-14 には、この標準的なケースに対して、流量半減時間を 5.5 秒、または 50 秒に変えて解析を行った結果得られた、ピークチャネルの冷却材温度履歴を示す。半減時間を短くした場合には、当然のことながら冷却材は沸騰に至る。一方 50 秒のケースでは、冷却材温度は急上昇してピークを形成することなく、徐々に上昇していく。すなわち、この場合には、反応度フィードバックによる出力低下が流量の減少にほぼ追従しており、出力／流量の mismatch が過大とならない。このように、コーストダウン特性を大幅に変更することが可能となれば、ULOF 時の受動的安全性確保に大きな効果があると言える。

次に、Fig. 4-13 の結果を詳細に見ると、Fig. 4-15 のケース (1) として示したように、事象初期に径方向膨張反応度が入るまでには数秒の時間遅れがあることがわかる。これは、定格時、すなわち $t=0$ の時点で炉心の ACLP 部ギャップはほぼ完全に閉じているものの、集合体内の周辺流れ効果、および集合体間ギャップフローの冷却効果によって、過渡時の ACLP 部の温度上昇が遅れるためである。したがって、より確実な沸騰の回避や燃料破損の防止、あるいは、より短い流量半減時間への対応のためには、この時間遅れを低減するための熱流体力設計上の工夫が有効であると言える。この図で、ケース (2) として示したものは、周辺流れ効果の低減を想定したパラメタサーベイの結果である。ここでは、細径ワイヤの使用などにより周辺チャネルの流路が内部チャネルなみに削減されることを仮定した。ただし、炉心の総流量はケース(1)と同じ値とした。その結果、定格時の ACLP 部温度が約 20°C 高温化された。このように定格時の炉心入口温度 - パッド部温度差が拡大

されると、過渡時の出力／流量比の増加あたりのパッド部温度上昇量も拡大される。これとともに、周辺チャンネルの熱容量の低減の効果も寄与し、ケース(2)では径方向変形の時間遅れが低減されている。その結果、Fig. 4-15 (b)に示すように、ピーク冷却材温度は940℃にとどまる。一方、前節に述べたパッド間ギャップやパッド部材料の設計上の工夫による径方向膨張促進策について、成立性を十分に実証することも重要である。ケース (3)としては、中間パッド部の初期ギャップを電力実証炉設計なみの 0.44mm と、ケース (1)の 0.3mm からやや大きくした場合の結果も示した。この場合には、定格時に ACLP 部のギャップが若干残留していることになる。そのため、事象開始後にギャップが閉じるまでの時間が必要となり、径方向膨張反応度はケース (1)より数秒遅れて入ることになる。この結果、ピーク冷却材温度は 1010℃に達する。

以上のように、1,500MWe 級の超大型、かつ高燃焼度の炉心でも ULOF 事象が受動的に収束される設計は成立し得る。ただし、そのためには集合体パッド間ギャップの低減や熱膨張の大きい材料の使用、過渡時のパッド部加熱の促進など、炉心変形（膨張）を促進するための燃料、炉心の構造設計上の工夫が不可欠である。受動的安全性の達成のためには、今後の開発により、これらの技術的成立性を確認していくことが必要である。また、沸騰の回避などの安全確保に必要なマージンに対して、設計値および過渡時応答の微小な変化の影響が大きいことから、設計／過渡解析には高い精度が要求される。解析技術の改良、開発と実証を継続し、この要求を満たすことも今後の課題となると言える。

なお、第2章の Table 2-10 に示したように、より小型の炉心では、冷却材密度係数が低減されることや炉心径方向膨張の係数が大きくなることなど、ULOF 時の受動的安全性の確保に有利な反応度特性が得られる。Fig. 4-16 には、1 例として第2章で述べた 300MWe 径方向非均質炉心を対象とした ULOF 事象解析の結果を示す。この炉心は、

1,500MWe 炉心に比べて冷却材温度係数が約 23%小さく、1mm 当りの炉心径増加の反応度効果が約 60%大きいものである。解析にあたって流量半減時間は 10 秒とし、また、集合体パッド間ギャップ等の設計についても上述の 1,500MWe 炉心の場合と同様に径方向変形（膨張）が促進されるように設定してある。この場合には、冷却材温度上昇による正の反応度が小さいため、径方向変形の効果がより支配的となりほぼそのまま正味の負反応度となる。その結果、ピーク冷却材温度は 860℃にとどまる。この図には、流量半減時間を変更したパラメタサーベイの結果も示したが、5.5 秒でも沸騰回避の可能性があるとこの結果が得られている。このように、小型の炉心では ULOF 時の受動的安全性の確保のための余裕がより大きいと言える。ただし、上述した技術課題の解決が必要であることは同様である。

次に、Fig. 4-17 には、1,500MWe 酸化物燃料炉心の ULOF 時の応答を解析した結果を示す。ここでも、流量半減時間は 10 秒であり、集合体パッド間ギャップ等の炉心径方向変形の促進にかかわる設計は金属燃料炉心の場合と同様に設定してある。この結果でも、やはり燃料膨張、ドップラーおよび径方向膨張の寄与で正味の反応度は負となり出力は低下するが、その速度が遅いため出力／流量比が過大となり、冷却材が沸騰するという結果となる（沸騰開始後に計算を打ち切った）。これは、酸化物燃料では金属燃料ほど熱伝導が良好でないため定格時の燃料温度が高いことが原因である。すなわち、まず前述のように出力補償反応度が、金属燃料炉心の約 4 倍の大きさである。また、酸化物燃料炉心でも冷却材の温度上昇にともなって炉心平均の燃料温度が上昇し出力低下に向かうが、初期の約 20 秒間における燃料温度の上昇は金属燃料炉心の場合ほど顕著でなく、約 30 秒の時点で上昇はほぼ止まる。これらの結果、負のドップラー反応度の寄与が比較的小さく、正味の負の反応度も小さくなって出力の低下が遅れることになる。これは、定格時の燃料

中の温度勾配が大きいことから径方向の熱移行が継続するためである。Fig. 4-18 には、このメカニズムを説明するものとして平均的な燃料ピンの炉心中心高さにおける径方向温度分布の時刻歴を示す。金属燃料では各部で一様に温度が上昇するが、酸化物燃料の場合中心線付近では温度が低下していることがわかる。なお、図中に示した燃料中の径方向温度勾配は、定格時の値を基準として規格化した燃料中心部－燃料外周部温度差であり、炉出力の時刻歴にほぼしたがつた値となっている。

4. 4. 2 過出力型事象

Fig. 4-19 には、1,500MWe 金属燃料炉心の UTOP 事象解析結果を示す。制御棒誤引抜に伴って反応度が挿入され出力は 150%に達する。しかし、この反応度は炉心径方向膨張、およびドップラーなどの負の反応度によって相殺され、約 100 秒経過した時点で正味の反応度はほぼゼロとなる。その後も出力が定格を上回る状態が継続するが、過出力によって高温となった冷却材が 1 次系を 1 巡してくるため、次第に炉心入口温度が上昇し、炉心各部が膨張した結果として出力は漸減する。この間、冷却材温度は定格時から 200℃程度上昇するのみであり、沸騰までには大きなマージンがある。また、燃料温度の上昇も比較的小さい。第 2 章の Fig. 2-28 に示した破損時間の見積りによれば、この温度域では燃焼度の高い燃料ピンでも被覆管のクリープ破損には至らないと言える。したがって、不確かさや出力分布の歪みを考慮した結果、誤引抜反応度とその挿入率が若干増加した場合でも、冷却材沸騰や燃料溶融が生じて重大な炉心損傷に至ることはなく、安定した状態が達成される可能性が高いと考えられる。ただし、前節で述べたように、本研究で開発した手法では過渡時の出力分布の変化は考慮されない。このため、解析技術を改良、開発し、

不確かさを考慮したピーク温度においても、統計的な燃料破損の可能性がないことを確認することは今後の課題であると言える。

4. 5 第4章の結論

本章では、金属燃料炉心の大きな特長のひとつとされている ATWS 時の受動的安全の可能性について、定量的に評価し課題を明らかとするために、詳細な炉心過渡解析手法の開発について述べた。金属燃料炉心では、この受動的安全性を達成するために不可欠な負の反応度フィードバック効果が比較的小さいことから、特別な機構を設けることなく、炉心の径方向変形（膨張）効果を主たる負の反応度要因としてに期待できる可能性がある。そこで、本研究では、過渡時の炉心変形の効果を詳細に模擬できる精度良い核熱流動 - 炉心形状解析手法の開発を目標とした。炉心形状解析には、従来の 1 次元的手法から大幅に精度を向上させるため、炉外試験で検証済の有限要素法による 3 次元の静的な炉心形状解析手法を用いた。これは、各集合体をダクトで代表させ、有限要素法によりシェルまたはビームとしてモデル化して、温度変化に対応する集合体各部の膨張、変形（湾曲）、およびこれに起因した集合体間や炉心支持板、拘束棒の相互作用の結果として定まる各集合体の変位を求めるものである。各集合体の変位をもとに反応度を算出する手法としては、詳細メッシュによる 3 次元拡散擾動法を用いた。炉心各部の温度は、単チャンネルで表した各集合体をフローネットワークとして結合して炉心をモデル化し、冷却材の熱流動を解く手法によって求めた。ただし、各集合体について周辺部の流れを考慮するための解析チャンネルを設け、また、ダクト間に滞留した冷却材の循環を考慮する解析モデルを付加して、ダクトの温度をより詳細に評価できるようにした。過渡時の各時刻の出力は、炉心各部の

温度と反応度係数分布をもとに算出した反応度フィードバックと、炉心径方向変形反応度を用い、1点炉近似の動特性を解いて求めた。以上の手法により、炉心径方向変形の反応度効果に対する、集合体や炉心拘束の構造、材料設計などの各種の設計条件の影響を定量的に把握することが可能となり、金属燃料 FBR 炉心の ATWS に対する受動的安全性を適切に評価できる。

次に、この手法を用い、第2章で設計された炉心を対象として、代表的な ATWS である ULOF および UTOP の解析を実施することにより、受動的安全性の可能性を評価した結果を述べた。まず、ULOF については、1,500MWe 級の超大型炉心で沸騰を回避するためには、冷却材流量半減時間を 10 秒程度以上として負の反応度フィードバック要因が有効となる時間的余裕を確保することが不可欠であることを示した。このためには、フライホイールの設置などによりこの時間を達成し、かつ、中間熱交換器など1冷却系の設計に大きなインパクトを与えない設計が必要である。これを、数10秒程度とできるならば、比較的大きな余裕をもって受動的安全性を確保することが可能となり得る。次に、集合体パッド間ギャップの低減や熱膨張の大きい材料の使用、過渡時のパッド部加熱の促進など、一定量の炉心変形の効果を確保するための燃料、炉心の構造設計上の工夫が必要となることも示した。また、流量半減時間が 10 秒程度の場合には沸騰の回避などの安全確保に必要なマージンが小さく、設計値および過渡時応答の微小な変化の影響が大きいことから、設計/過渡解析には高い精度が要求されることも示した。今後の技術開発により、これらの技術が成立するならば、冷却材沸騰や大規模な燃料破損が回避でき安全性が確保される可能性があることが明らかとなった。一方、より小型の炉心では、冷却材密度係数が低減されることや炉心径方向膨張の係数が大きくなることなど、有利な反応度特性が得られる。300MWe 炉心の解析では、流量半減時間を 10 秒程度としても沸騰までに 100°C 以上の

マージンがあるという結果が得られ、受動的安全性の確保のための余裕がより大きいことを示した。

UTOP 事象については、1,500MWe 炉心について、制御棒配置の影響すなわち誤引抜きによる出力歪みの効果を考慮して得られた、制御棒1体誤引抜き時の最大反応度 34ϕ を、もんじゅなどの設計を参考とした $3\phi/s$ の速度で挿入した解析を行った。その結果、やはり炉心の径方向変形の負の反応度効果が主たる要因となって出力上昇が抑えられ、冷却材温度は定格時から 200°C 程度上昇するのみであり、沸騰までには大きなマージンがあった。燃料の温度上昇は燃焼度の高い燃料ピンでも被覆管のクリープ破損には至らない範囲におさまった。このように、制御棒誤引抜き反応度を数 10ϕ 程度に抑えた設計によれば、UTOP 時に冷却材沸騰や燃料溶融が生じて重大な炉心損傷に至ることを回避できる可能性を示した。ただし、不確かさを考慮したピーク温度においても、統計的な燃料破損の可能性がないことを確認することは今後の課題である。

【第4章の参考文献】

- (1) Pedersen, D. R., Seidel, B. R.: "The Safety Basis of the Integral Fast Reactor Program," *Nucl. Safety*, **31**, 443 (1990)
- (2) Sackett, J. I., et al.: "EBR-II Test Programs," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. III, p.181 (1990)
- (3) Wright, A. E., et al.: "Fast Reactor Safety Testing in TREAT in the 1980s," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. II, p.233 (1990)
- (4) Endo, H., et al.: "Safety Features of Fast Reactor with Metallic-Fueled," *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Aug. 12-16, 1990, Vol. IV, p.107 (1990)
- (5) Mueller, C. J., et al.: "Risk Characterization of Safety Research Areas for Integral Fast Reactor Program Planning," *Nucl. Technol.*, **48**, 273 (1980)
- (6) Chang, Y. I.: "The Integral Fast Reactor," *Nucl. Technol.*, **88**, 273 (1989)
- (7) Cahalan, J. E., et al.: "Accommodation of Unprotected Accidents by Inherent Safety Design Features in Metallic and Oxide-Fueled LMFBRs," *Proc. Int. Topl. Mtg. On Fast Reactor Safety*, Knoxville, Apr. 21-25, 1985, vol.1, p.29 (1985)
- (8) Batte', G. L., Hofman, G. L.: "Run-Beyond-Cladding Breach (RBCB) Test Results for the Integral Fast Reactor (IFR) Metallic Fuels Program " *Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg.*, rd, Aug. 12-16, 1990, Vol. IV, p.207 (1990)
- (9) Vaidyanathan, S., Murata, R. E.: "PRISM Fuel Design and Reliability Evaluation," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.1-43 (1986)

- (10) Bost, D. S., Felten, L. D.: "Metal and Oxide Fuels for the Sodium Advanced Fast Reactor (SAFR)," *Proc. Int. Conf. Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Sep. 7-11, 1986, p.1-61 (1986)
- (11) Magee, P. M., et al.: "Transient Safety Performance of the PRISM Innovative Liquid Metal Reactor," *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.813 (1988)
- (12) Johnson, R. A., et al.: "SAFR, An Economic, Inherently Safe Liquid Metal Reactor," *Nucl. Eng. Des.*, **109**, 77 (1988)
- (13) Van Tuyle, G. J., et al.: "Analyses of Unscrammed Events Postulated for the PRISM Design," *Nucl. Technol.*, **91**, 165 (1990)
- (14) Royle, P. H., et al.: "Performance of Metal and Oxide Fuel Cores during Accidents in Large Liquid-Metal-Cooled Reactors," *Nucl. Technol.*, **97**, 198 (1992)
- (15) Cheng, H. S., Van Tuyle, G. J.: "A Simple Model for Radial Expansion Reactivity in LMRs," *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.793 (1988)
- (16) Wigeland, R. A., Moran, T. J.: "Radial Core Expansion Reactivity Feedback in Advanced LMRs: Uncertainties and Their Effects on Inherent Safety," *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.879 (1988)
- (17) Yokoo, T., Ohta, H.: "ULOF and UTOP analyses of a large metal fuel FBR core using a detailed calculation system," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **38**, 411 (2001)
- (18) Nakagawa, M.: "Three-Dimensional Finite Element Program for the Core-wide

- Mechanical Analysis of Liquid-metal Fast Breeder Reactor Cores," *Nucl. Technol.*,
75, 46 (1986)
- (19) Nakagawa, M., Yokoo, T., Ohta, H., Matsuyama, S.: "Development of an advanced core bowing code ARKAS-cellule," to be presented at SMiRT-16, Aug. 2001
- (20) Azekura, K., Hayase, T.: "Three-Dimensional First-Order Perturbation Calculation Method for Reactivity Changes due to Core Deformations of Fast Breeder Reactors," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **26**, 374 (1989)
- (21) 渡辺収、他. : "大型 FBR の自然循環特性評価手法に関する研究(II)－(2)炉心槽内の熱流動－、" 日本原子力学会 1997 年秋の大会予稿集 G38、1997 年 10 月 14-17 日、沖縄コンベンションセンター、p.509 (1997)
- (22) 西村友宏、他. : "金属燃料炉心解析のためのプラント動特性解析コード CERES の開発、" 日本原子力学会 1990 年年会、予稿集 D27 (1990)
- (23) Moran, T. J.: "Core restraint Design for Inherent Safety," *Proc. Joint ASME/ANS Nuclear Power Conference*, South Carolina, Apr. 7-20, 1988
- (24) Wigeland, R. A., Moran, T. J.: "Radial Core Expansion Reactivity Feedback in Advanced LMRs: Uncertainties and Their Effects on Inherent Safety," *Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors*, Seattle, May 1-5, 1988, p.879 (1988)
- (25) Tokiwai, M., et al.: "Development of Thermal Expansion Controlled Materials for Enhancement of Inherent Safety of Metallic Fueled FBR Core," *Proc. of Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems (Global99)*, Jackson Hole, Aug. 29- Sep. 3, 1999

- (26) 西村友宏、：“金属燃料炉心の受動的安全性評価、” 電力中央研究所報告、T91046
(1992)
- (27) 横尾健、：“過渡時炉心湾曲評価のための簡易手法の開発、” 電力中央研究所報告、
T96019 (1997)
- (28) “FBR タンク型炉実用化研究、昭和 60 年度中間報告書、” 電力中央研究所報告、
A86001 (1986)
- (29) Nakagawa, H., et al.: “Design Features of an Economic Pool-Type LMFBR,” *Proc.
of Fast Breeder Reactors: Experience and Trends*, Lyon, Jul. 22-26, 1985, vol.2,
p.583 (1986)
- (30) “高速増殖炉もんじゅ発電所原子炉設置許可申請書、” 動燃事業団
- (31) “実証炉 ULOF 事象起因過程予備評価 ー最終報告書ー、” JNC ZN9400 99-025、
動燃事業団 (1999)
- (32) Royl, P. H., et al.: “Performance of Metal and Oxide Fuel Cores during Accidents
in Large Liquid-Metal-Cooled Reactors,” *Nucl. Technol.*, **97**, 198 (1992)
- (33) “SUPER-PHENIX,” *Nucl. Europe*, 11 (1985)

Table 4-1 Design specifications for 1,500MWe metal and oxide cores

	Metal	Oxide
Thermal output (MW)	3,900	3,650
Cycle length (yr), batches	1.5, 4	<=
Averaged burnup (GWd/t)	150	<=
Inlet/outlet temperature (°C)	355/510	395/550
Cladding temperature (°C)	≤ 650	≤ 700
Linear power (W/cm)	< 500	< 430
Fuel pin smear density (%TD)	75%	84%
Core configuration	Homogeneous	Homogeneous
Reference feed plutonium	from LWRs	from LWRs
Shutdown system	Primary & backup	<=

Table 4-2 Performance parameters and feedback coefficients of the metal and oxide core at the equilibrium cycle ^a

	Metal	Oxide
Core dia. x height (m)	4.4x0.85	4.4x1.0
Pu enrichment ^b (w/o)	13.5/17.8	16.7/22.2
burnup reactivity (%Δk/k)	3.1	3.5
Peak linear power (W/cm)	497	411
Peak burnup (GWd/t)	200	<=
Void reactivity (\$)	7.0	6.6
Delayed neutron fraction (x10 ⁻³)	3.55	3.44
Doppler constant (10 ⁻³ Tdk/dT)	-4.6	-7.4
Fuel temp. coefficient (¢/K)	-0.073	-0.100
Coolant temp. coefficient (¢/K)	0.217	0.213

^a Feedback coefficients are listed for the end of cycle.

^b weight percent in (U+Pu), inner-core/outer-core

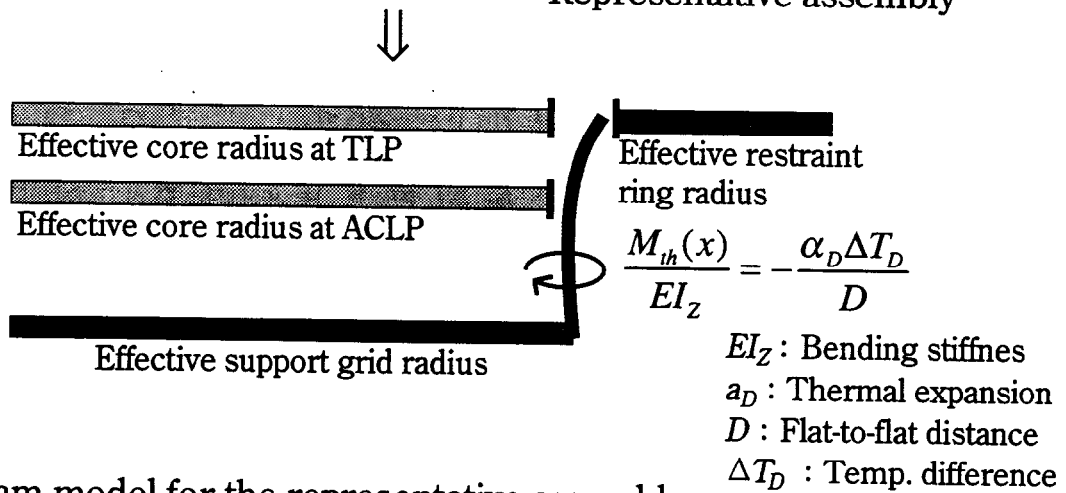
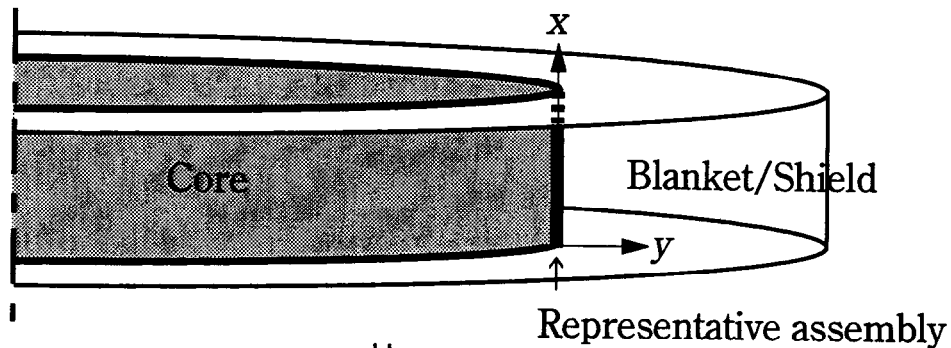
Table 4-3 Reactivity balances at the equilibrium cycle, unit= $\% \Delta k/k$

	Metal		Oxide	
	Primary	Backup	Primary	Backup
Number of rods	30	7	30	7
Cold to hotshutdown reactivity decrement	0.15	-	0.32	
Power reactivity decrement	0.18	0.18	0.71	0.71
Burnup reactivity	3.06	-	3.49	-
Operational margin	0.2	-	0.2	-
One primary rod withdrawal	-	0.12	-	0.14
Safety margins	0.85	0.06	0.97	0.21
Allowance for refueling uncertainty	(0.2)	-	(0.2)	-
Tolerance for fuel fabrication	(0.3)	-	(0.3)	-
Uncertainty in temperature defect	(0.09)	(0.06)	(0.32)	(0.21)
Uncertainty in burnup reactivity	(0.76)	-	(0.87)	-
Worth requirement	4.44	0.36	5.70	1.07
Minimum rod worth ^a	8.85	1.74	9.10	1.71
Margin for sub-criticality	4.42	1.38	3.41	0.65

^aUncertainty of 9% is considered.

(a) Core RZ-model

- Thermal expansion → boundary conditions (eg. gap width)
- Assumed representative assembly on the core peripheral
→ bending moment, $M_{th}(x)$



(b) Beam model for the representative assembly

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M_{th,x=a} (x - x_1)}{EI_z (a - x)}$$

→ Analytical solution for each time-step
(boundary condition)

(c) Point kinetics

- Radial deformation reactivity
= Σ (Axial profile of coefficient
x displacement)

$$\Delta \rho_R = \sum_z \left(y_z \sum_j K_{j,z}^R \right)$$

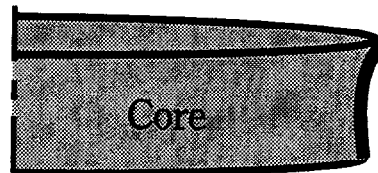


Fig. 4-1 A simple model for core radial shape feedback evaluation

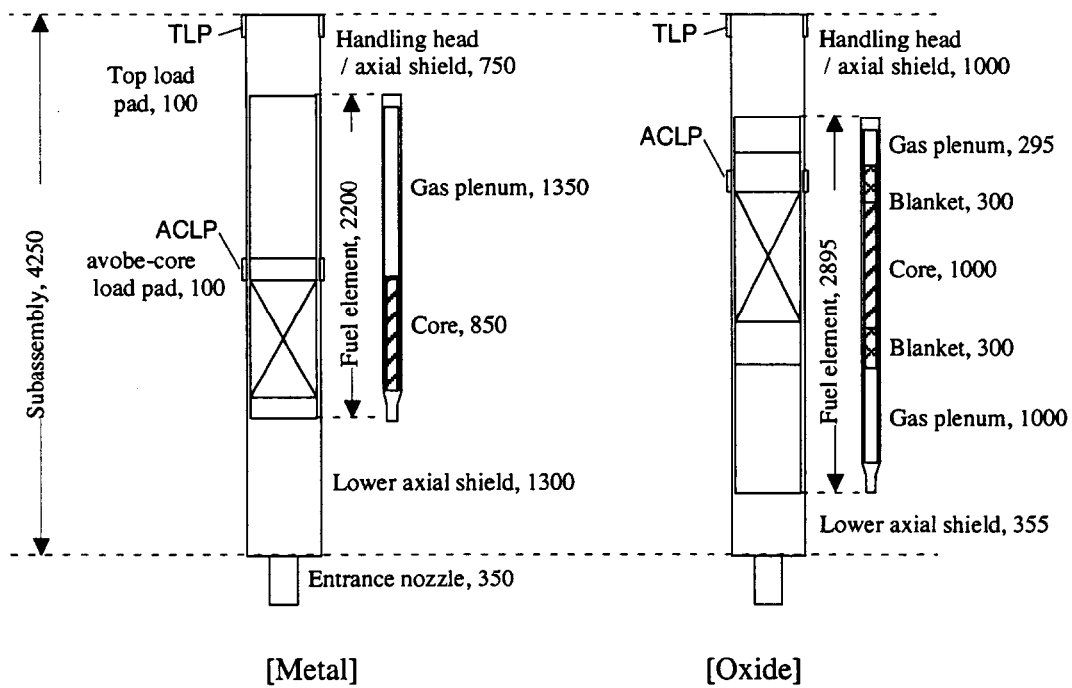


Fig. 4-2 Axial profiles of the metal & oxide fuel assembly and element, unit=mm

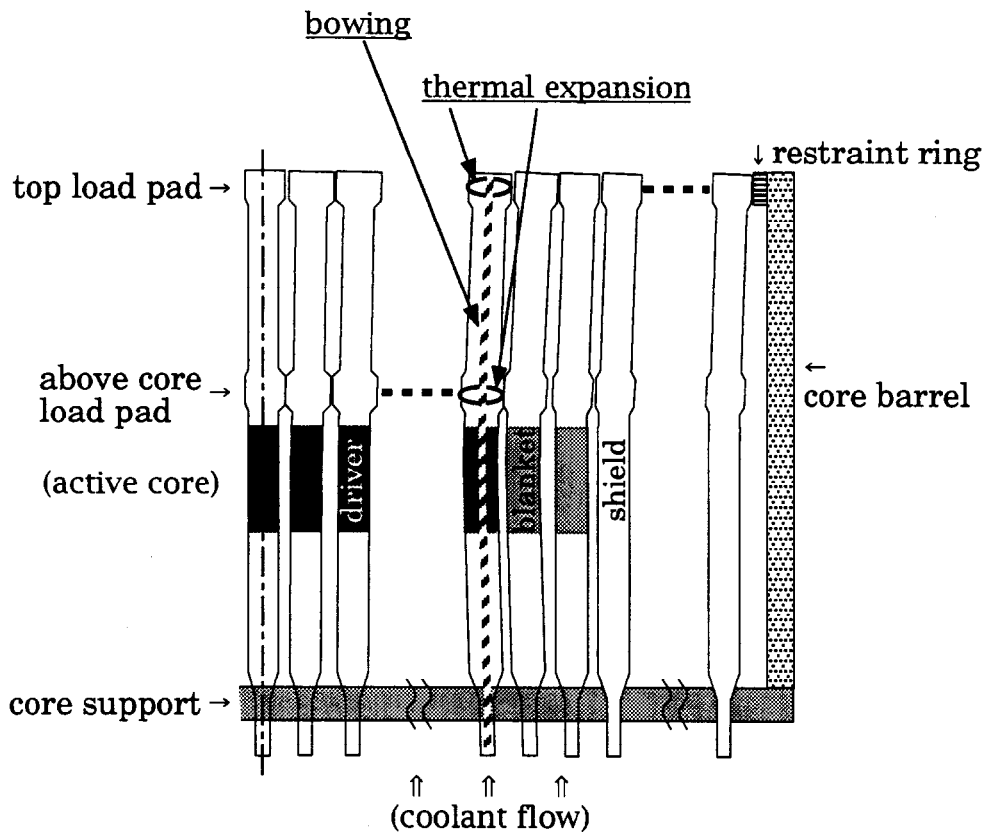
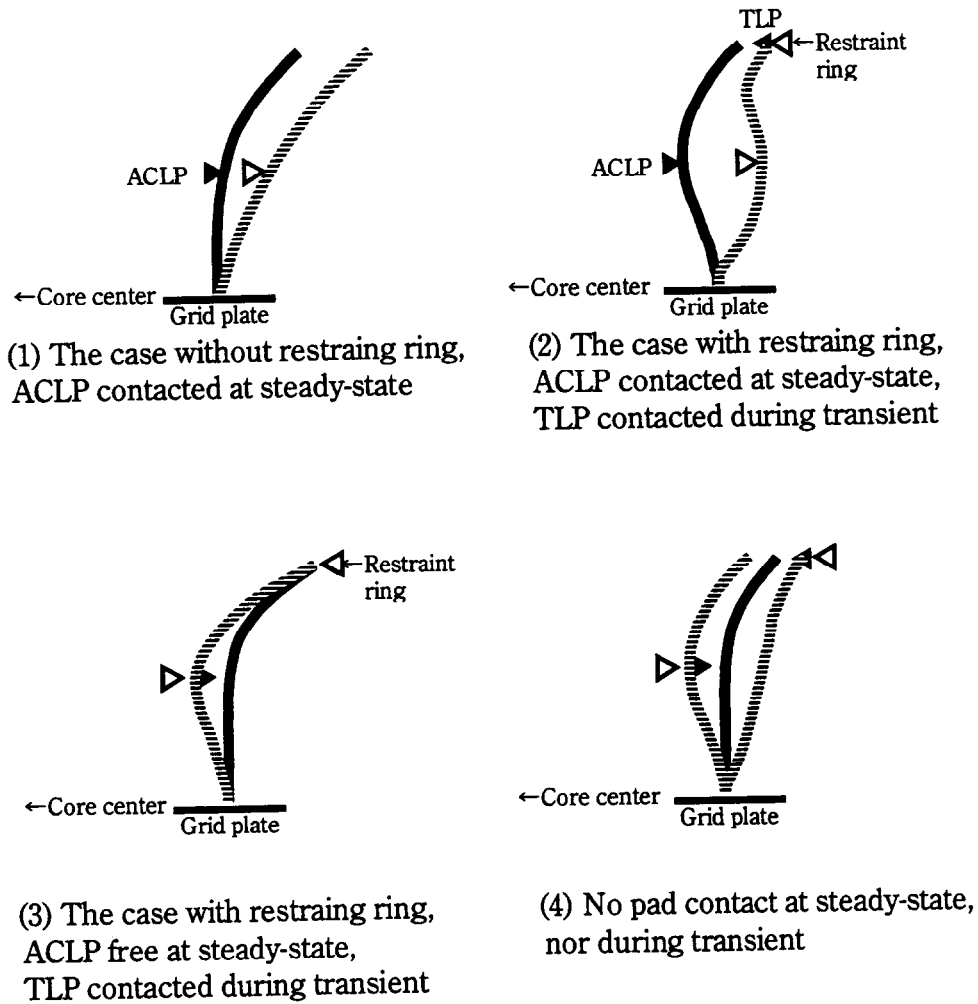


Fig. 4-3 Schematic description of core radial deformation mechanism







  : A sub-assembly and the pads of adjacent sub-assembly at the steady-state
  : A sub-assembly and the pads of adjacent sub-assembly during transients

Fig. 4-4 Schematic description of the effect of the steady-state contact status at the load pads on the assembly shape change during transient

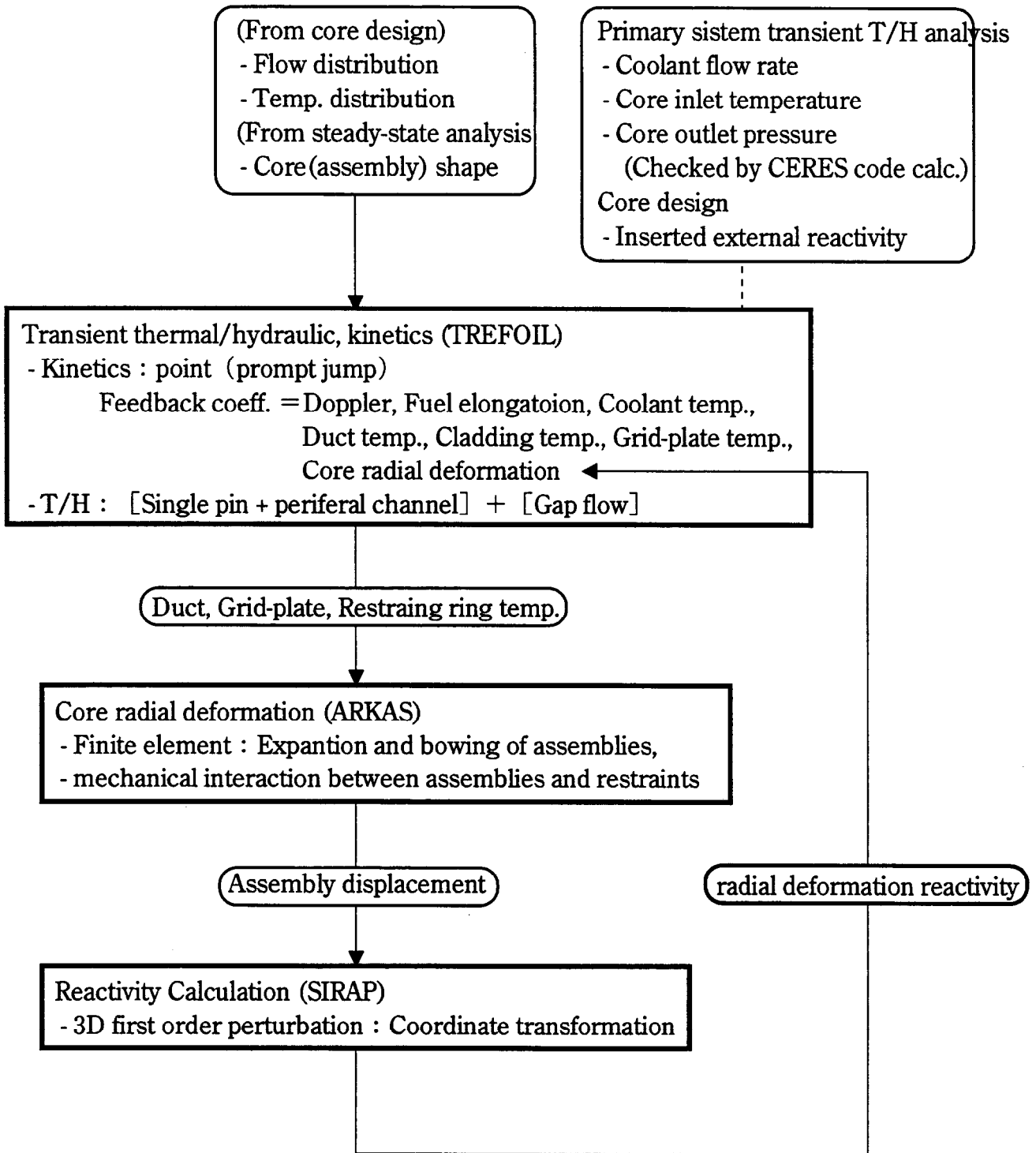


Fig.4-5 Calculation flow of the core transient analysis system with a detailed radial deformation feedback model

- Nodal Point
- ▬ Joint Element

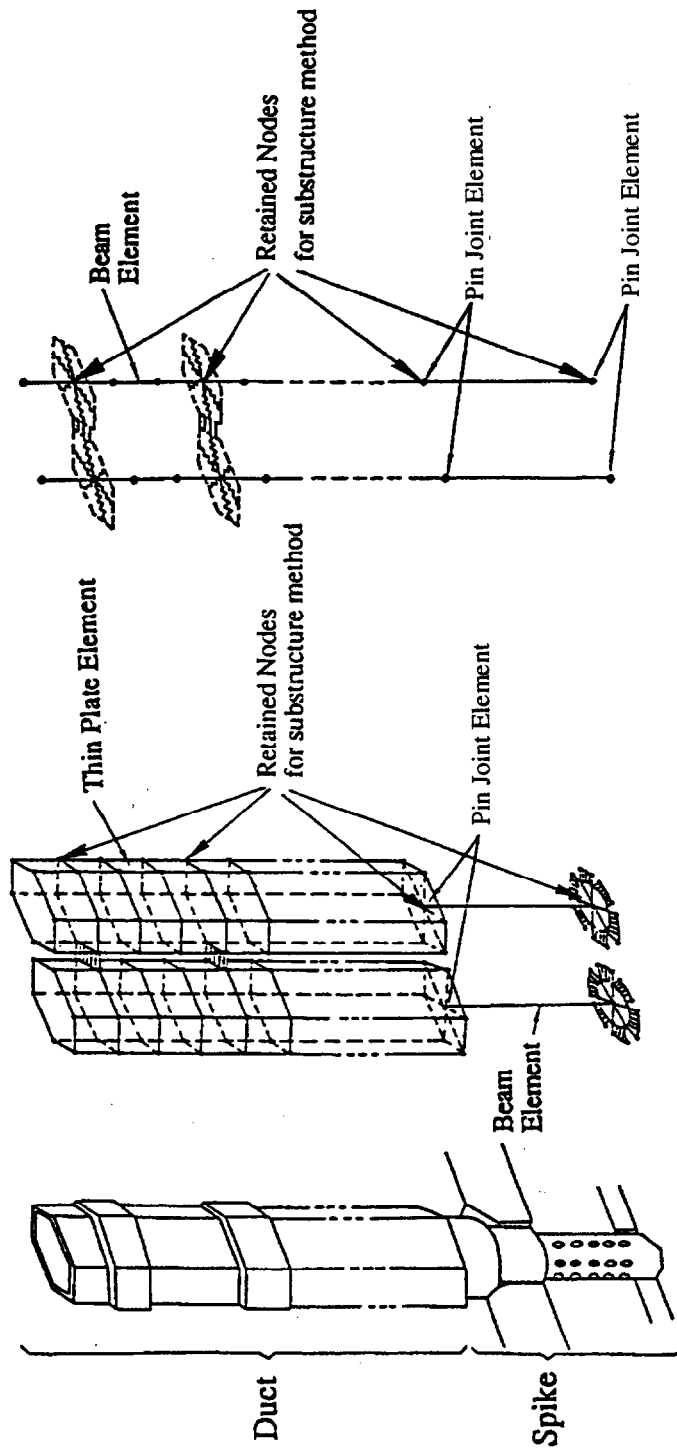


Fig. 4-6 Analysis model of ARKAS

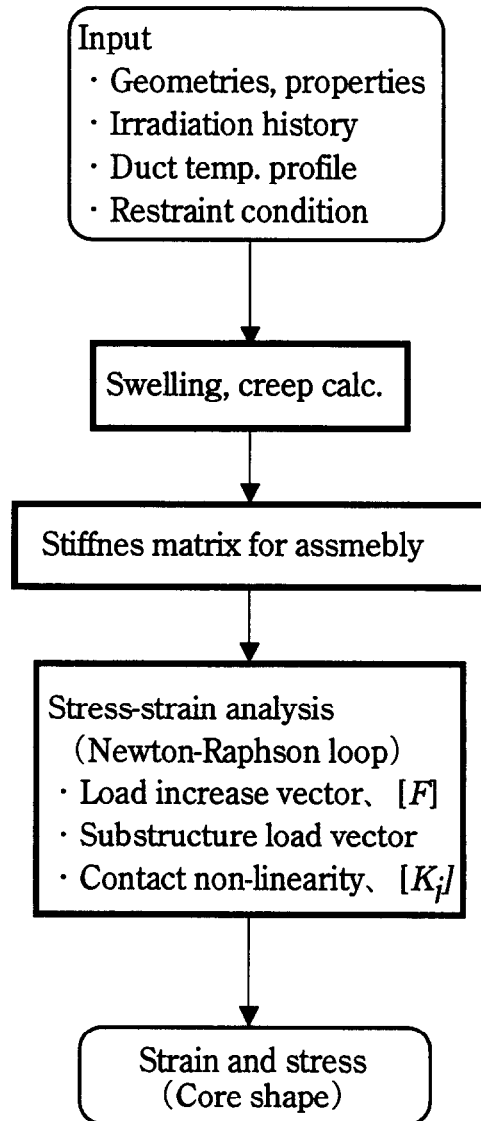


Fig.4-7 Calculation flow of ARKAS code

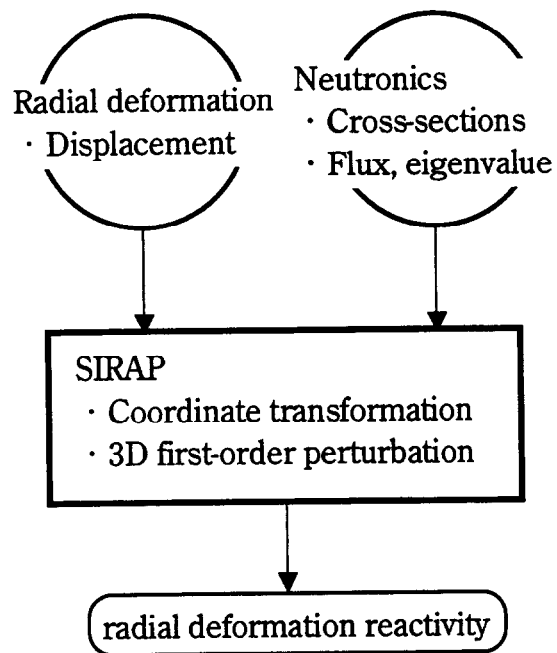
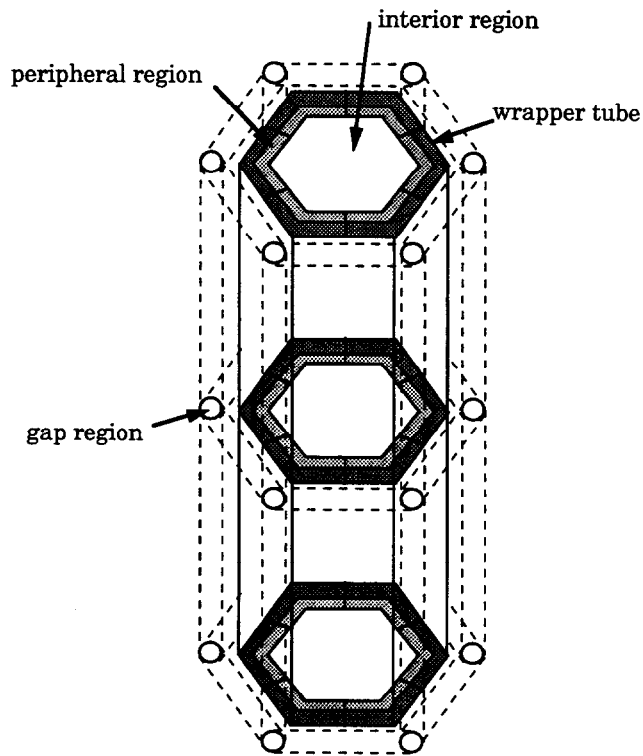
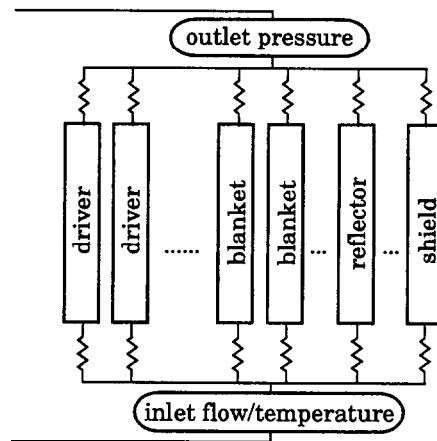


Fig.4-8 Calculation flow of SIRAP code



(a) subassembly thermal hydraulics model



(b) subassembly flow network model

Fig. 4-9 Schematic description of the TREFOIL code model

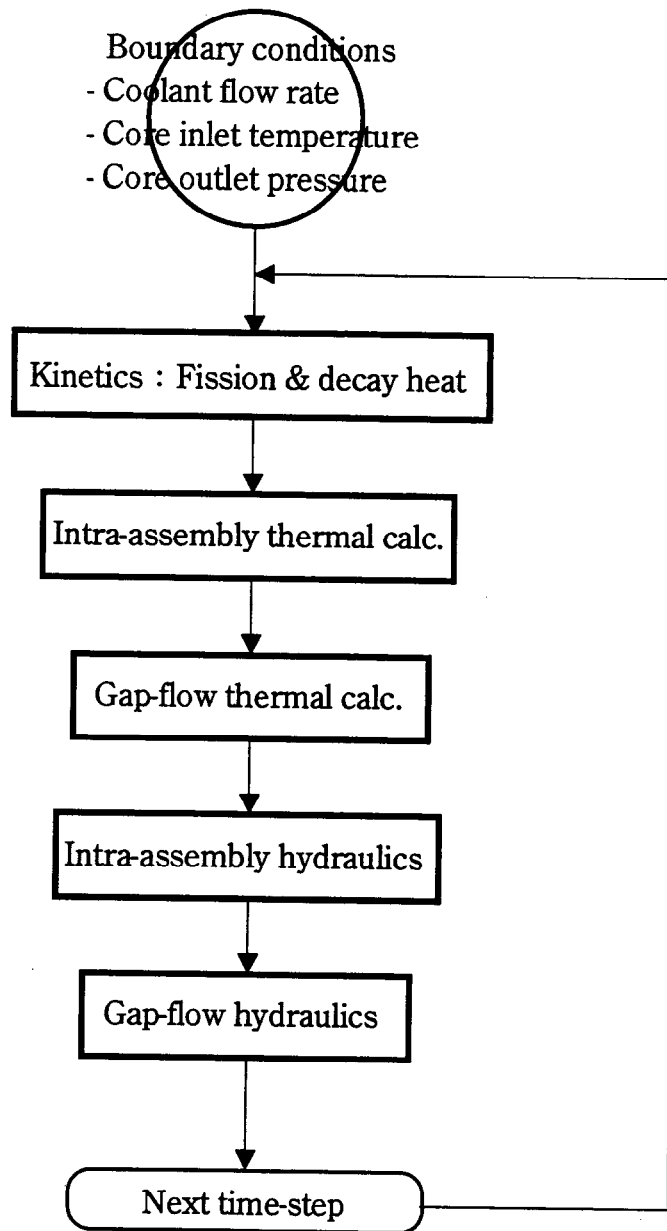
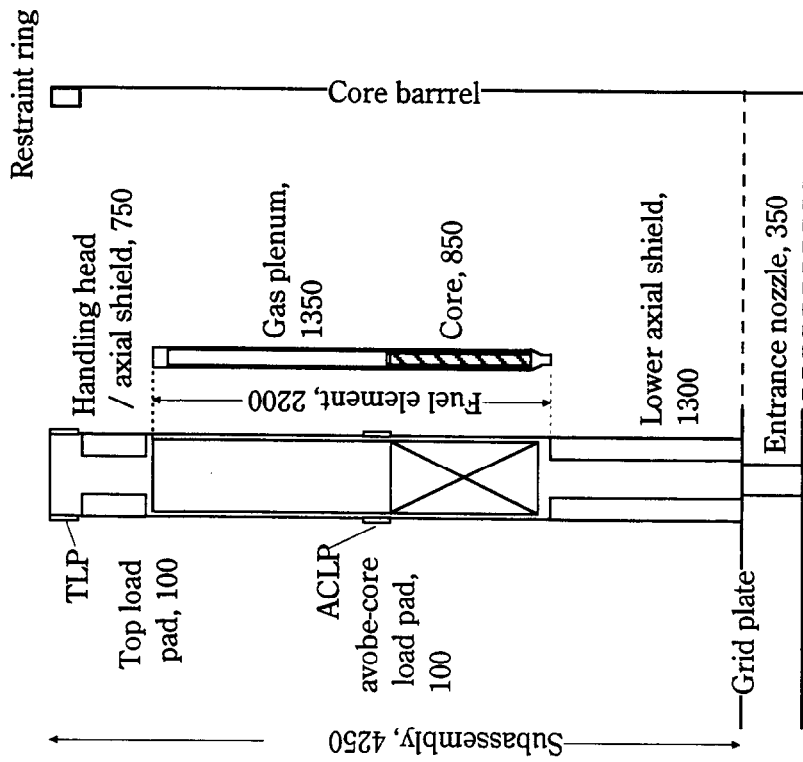
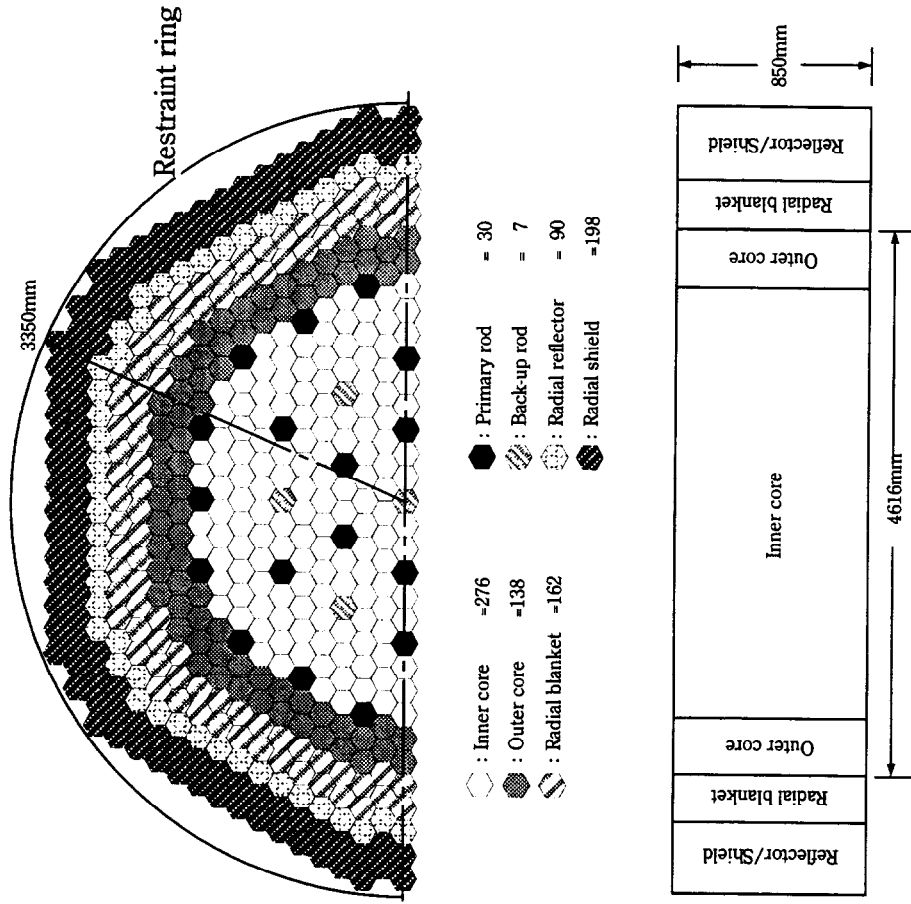


Fig.4-10 Calculation flow of TREFOIL code



(a) Subassembly dimensions, mm



(b) Core configuration

Fig. 4-11 Layout of 1,500MWe metal fuel core design

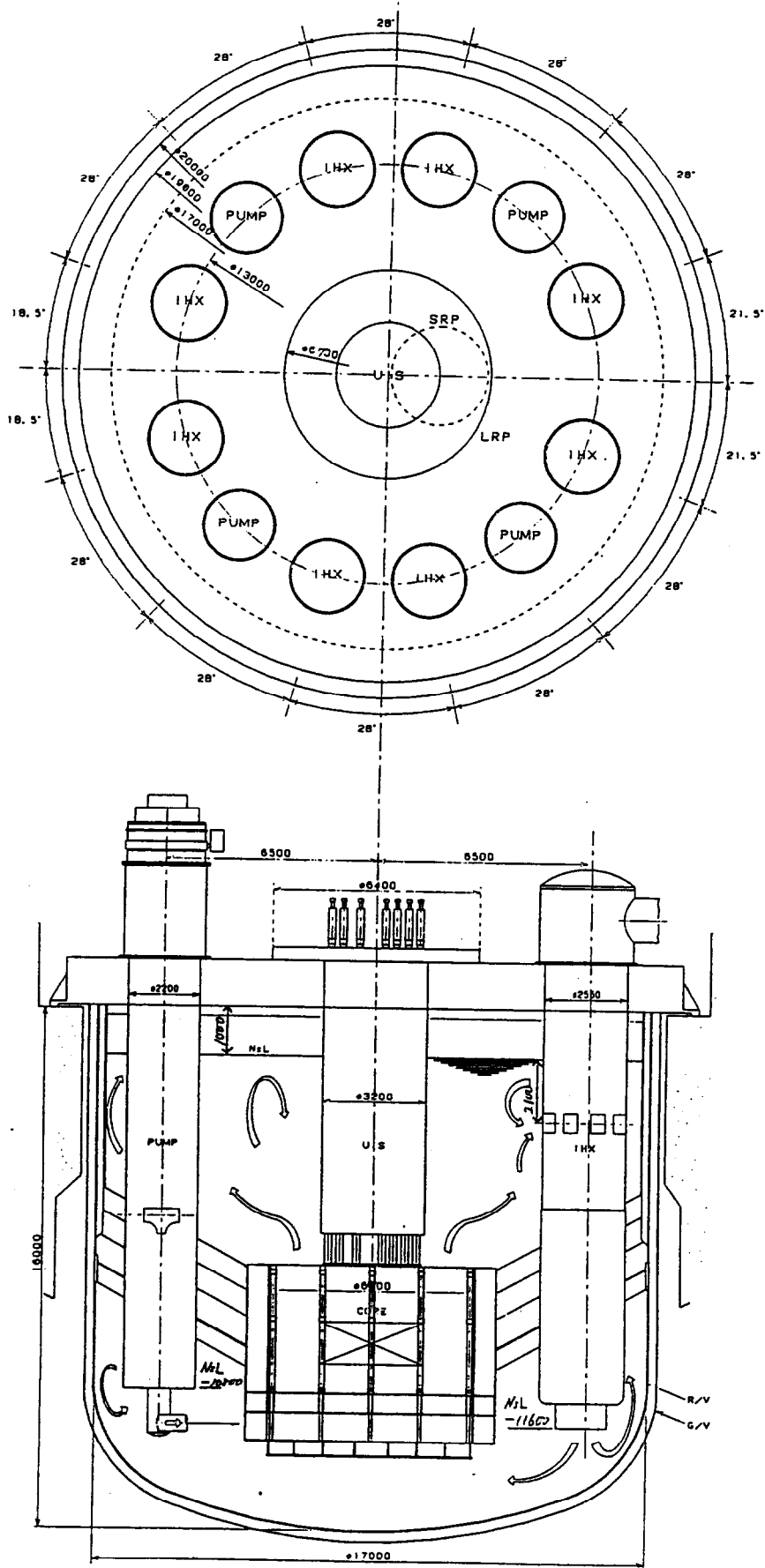
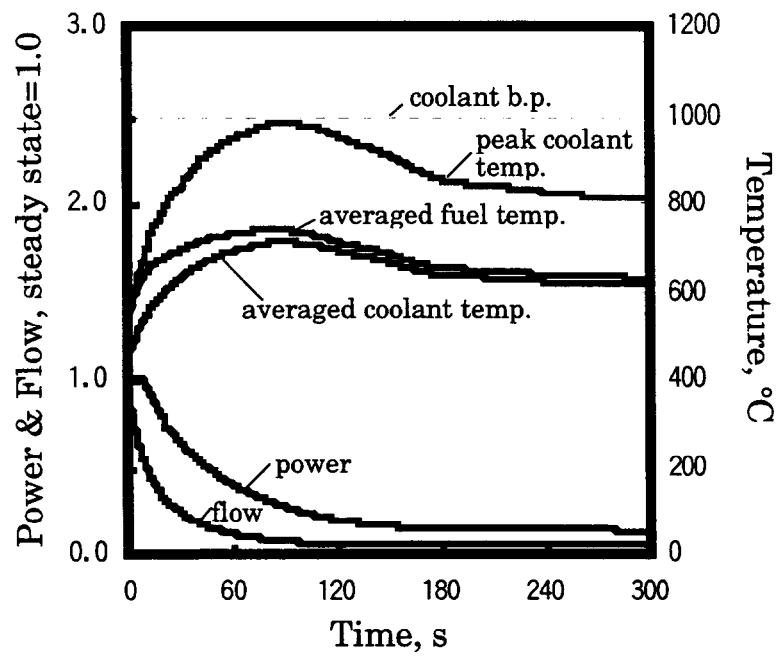
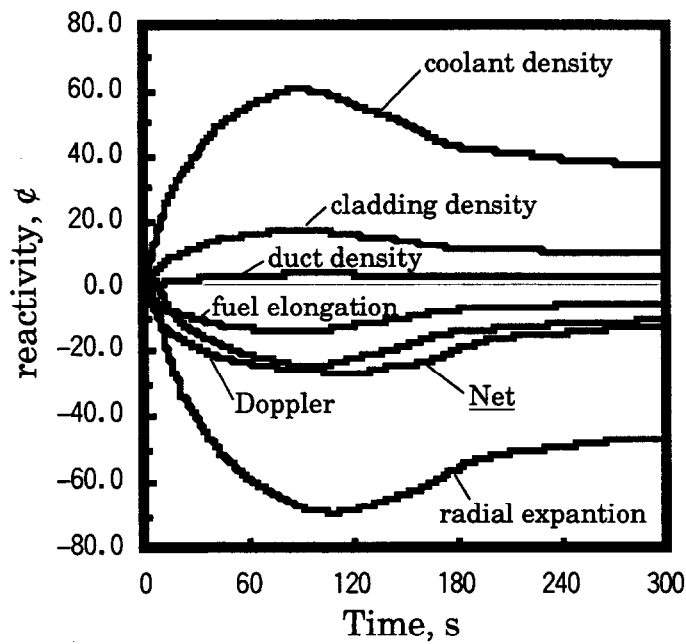


Fig. 4-12 Primary system of 1,500MWe metal fuel FBR



(a) power, flow and temperatures



(b) reactivities

Fig.4-13 ULOF analysis results for the 1,500MWe metal fuel core

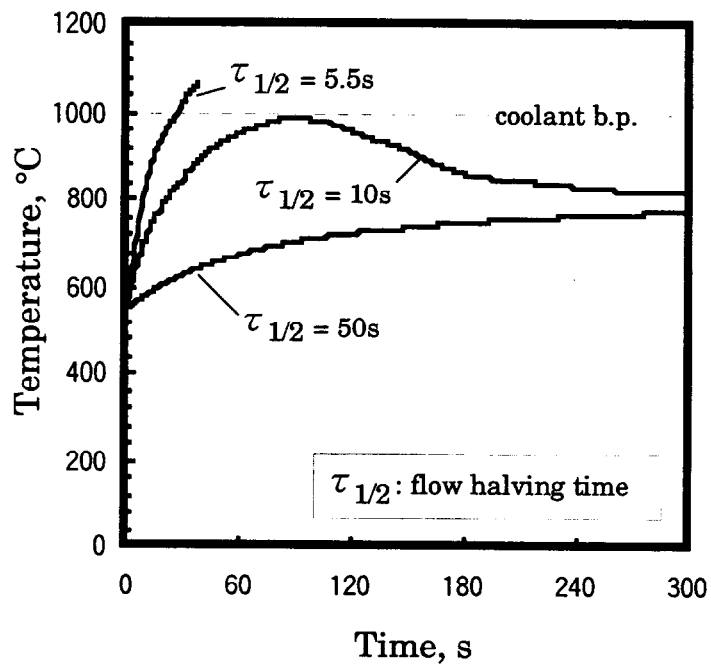
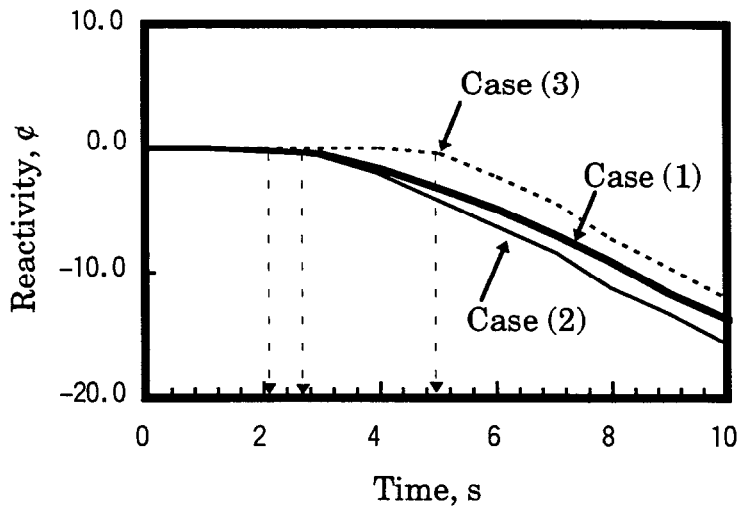
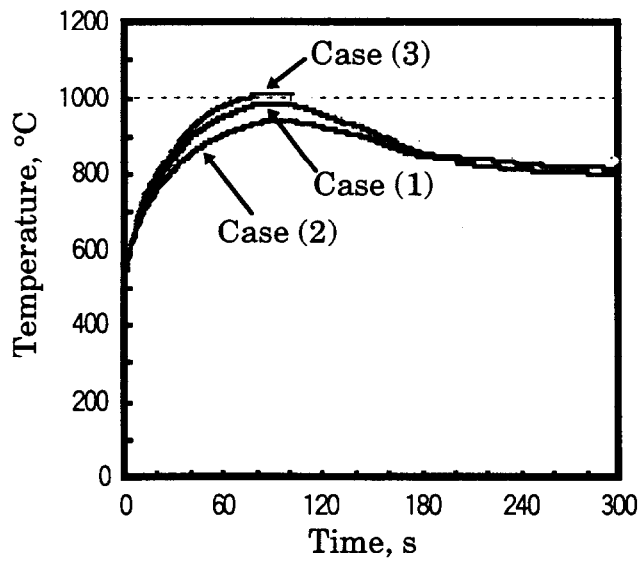


Fig.4-14 Estimated peak coolant temperature of 1,500MWe metal core during ULOF



(a) Comparison of the initial insertion of radial expansion feedback



(b) Peak coolant temperature

Fig.4-15 The impact of the radial expansion feedback on the ULOF response

- (1) Reference case
- (2) Higher load pad temp. ($\sim +20^{\circ}\text{C}$) at the steady state
- (3) Wider initial gap (0.30 \rightarrow 0.44mm) between load pads

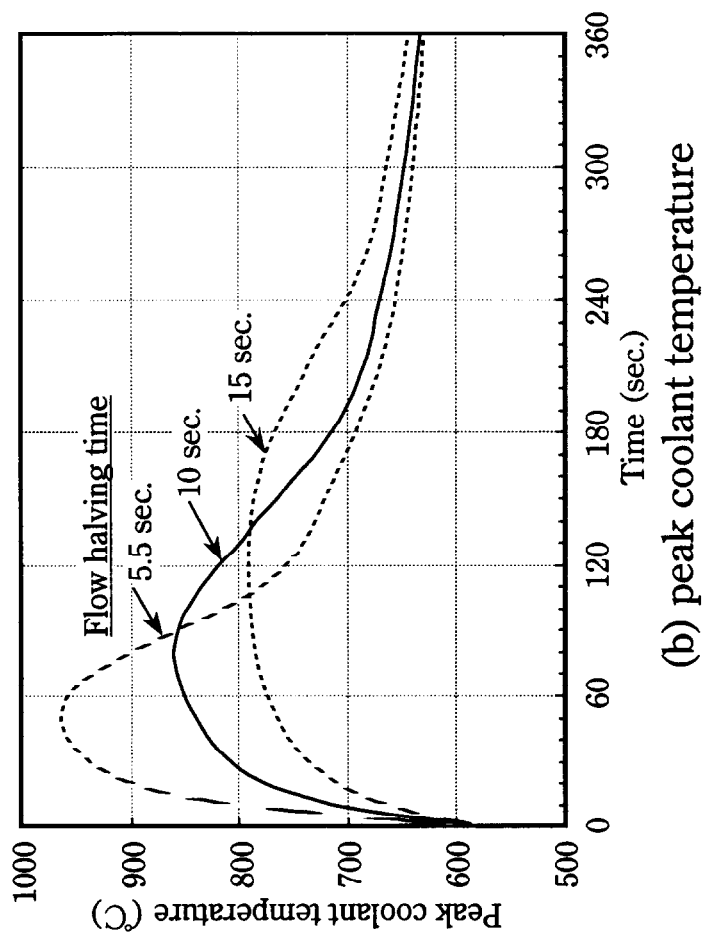
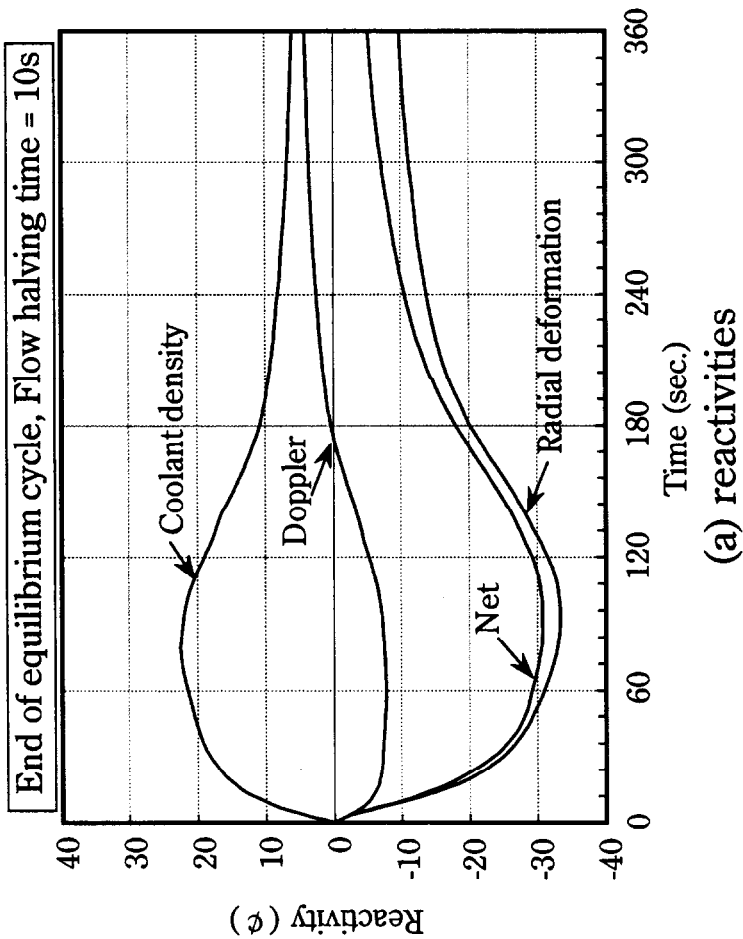
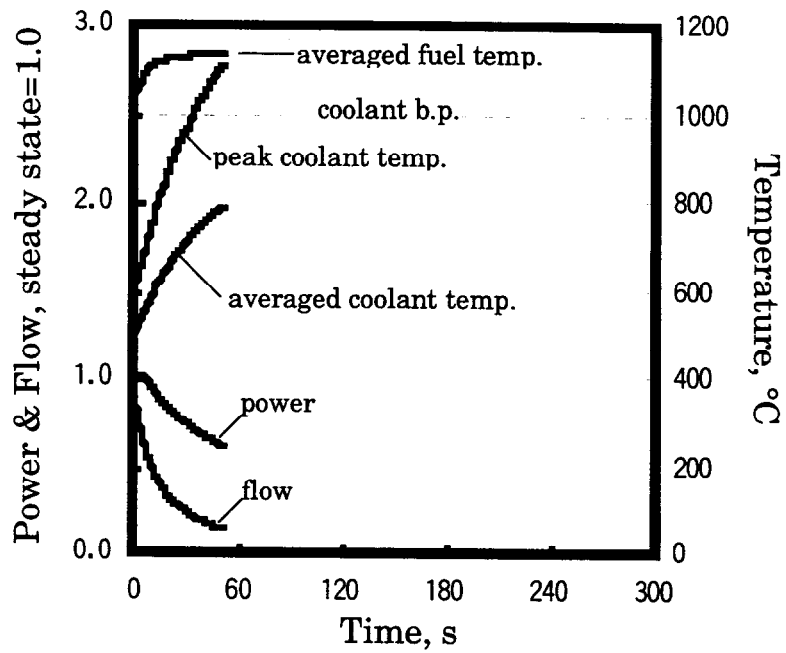
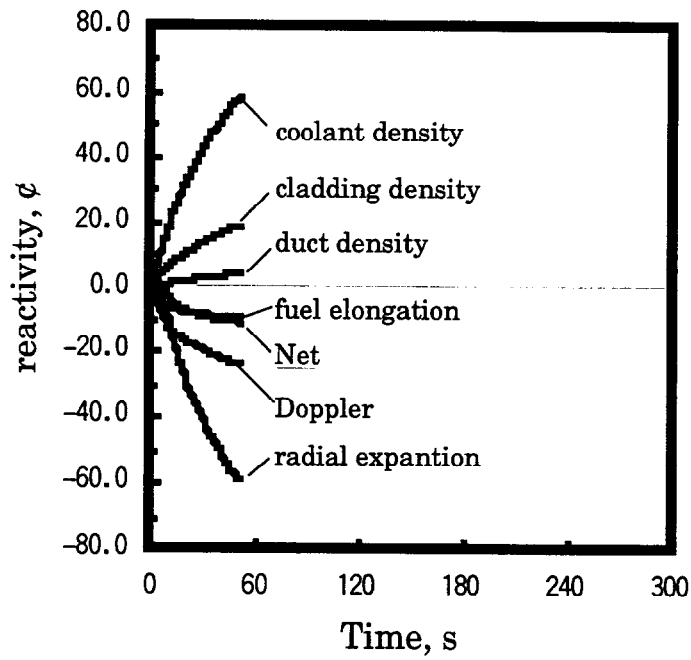


Fig. 4-16 ULOF analysis result for the 300MWe radially heterogeneous metal fuel core

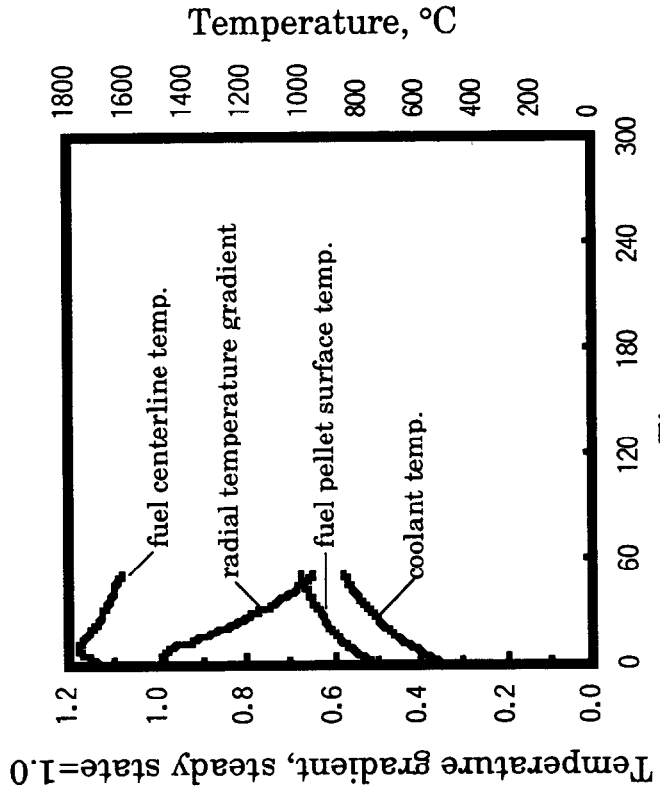


(a) power, flow and temperatures

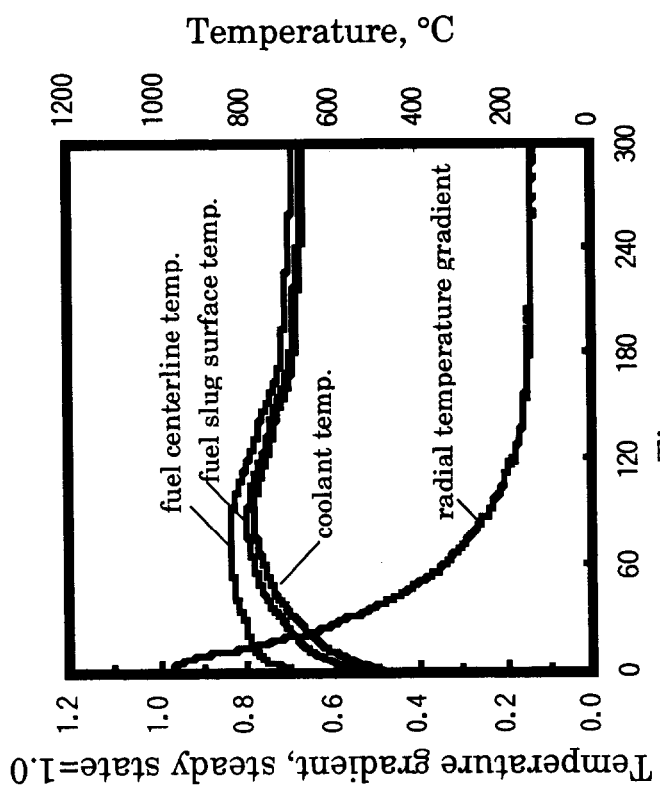


(b) reactivities

Fig.4-17 ULOF analysis results for the 1,500MWe oxide fuel core

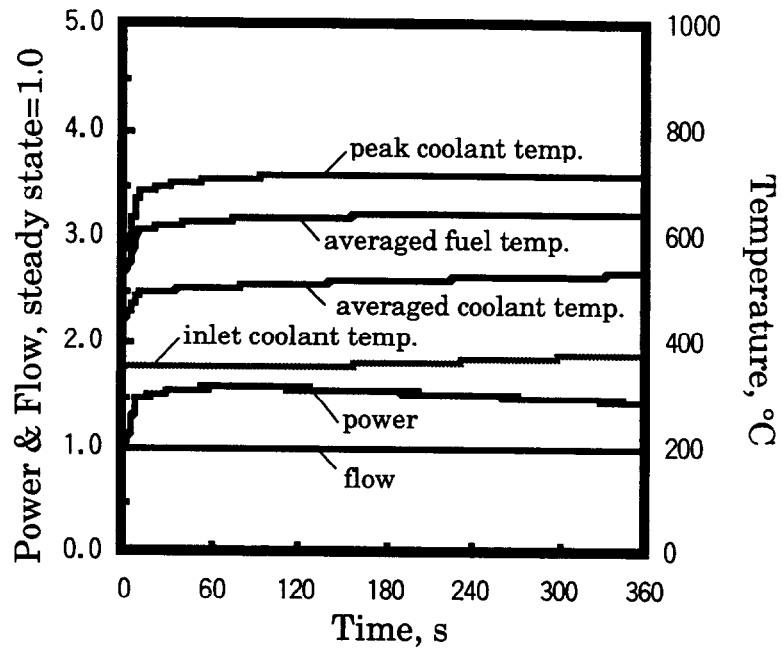


(a) metal fuel core

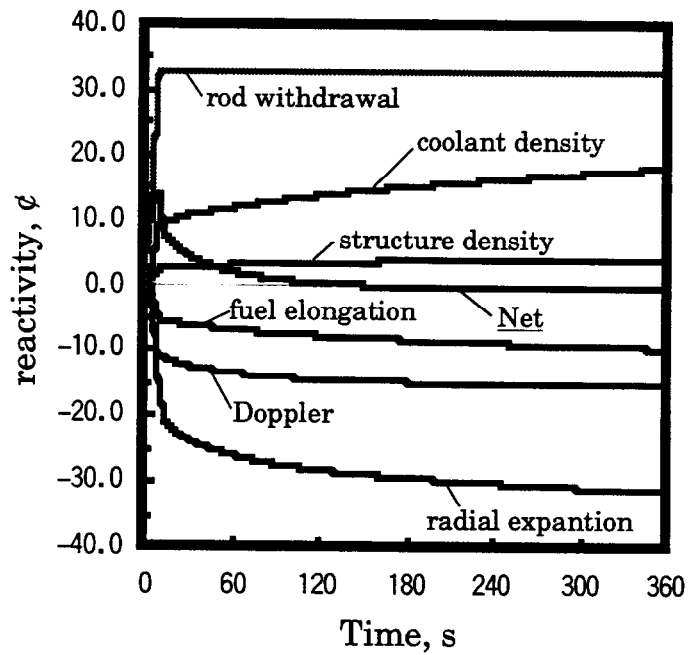


(b) oxide fuel core

Fig. 4-18 Radial temperature distribution within a typical fuel pin during ULOF (1,500MWe core)



(a) power, flow and temperatures



(b) reactivities

Fig.4-19 UTOP analysis results for the 1,500MWe metal fuel core

第5章 結論

本研究では、FBR とその燃料サイクルの実用化に向けた新型燃料の候補として近年注目されている、U-Pu-Zr 三元合金燃料を用いた炉心の特性を定量的に評価するための詳細な燃料、炉心設計、および過渡解析手法の開発を行った。

将来の本格的な実用化時代における FBR では、高経済性、高増殖性や受動的安全性の確保、マイナーアクチニドのリサイクルなど、多様なニーズに応じて高い性能を達成することが求められる。高密度で熱伝導が良く、またコンパクトな乾式リサイクル技術の適用が可能な魅力的な特性が期待できる金属燃料を用いた炉心では、これを実現することが可能であると期待される。しかし、これまでに実施された燃料、炉心の設計研究では、実際的な想定の下で燃料挙動からリサイクル技術までの特徴を総合的に考慮した定量評価がなされておらず、また、小型炉が主な対象となるなど多様性にも欠けていた。さらに、大きな特長のひとつとされる受動的安全の可能性については、超小型の EBR-II におけるデモンストレーションが行われたものの、解析手法としてはごく簡易なものが用いられているのみであった。このため、実用化時代を担う概念としての金属燃料 FBR 炉心の適性を定量的に判断するための情報は十分ではなかった。

そこで本研究では、燃料挙動の特徴、および乾式リサイクル技術の影響を適切に考慮できる、金属燃料および金属燃料 FBR 炉心の設計手法を開発すること、また、過渡時、特に ATWS 時の受動的安全性の確保の可能性を定量的に評価できる炉心核熱流動 - 変型解析手法を開発することを目的とした。そして、開発した手法を用いた設計研究を行って、金属燃料 FBR 炉心の実用炉としての適用可能性と利点を定量的に評価すること、さらに発電炉体系におけるマイナーアクチニドのリサイクルや、受動的安全性の確保など燃料

の特長を生かした革新的概念の成立性を評価することも目的とした。

第1章では、金属燃料 FBR およびその乾式燃料リサイクルの研究開発と実用性評価の現状と課題を整理した。その結果、EBR-II での照射試験などにより燃料の実用性が示されており、高密度、高燃焼度という燃料の特徴を生かした金属燃料 FBR 炉心では高燃焼度化や炉心のコンパクト化、および燃料、ブランケット所要量の低減、運転サイクル期間の長期化などによる経済性向上と、高い増殖性能の両立が期待できることがわかった。しかし、機構論的なモデルによる挙動解析を行って燃料寿命を定量的に予測できる燃料設計手法、および、特徴的な燃料挙動やマイナーアクチニドがリサイクルされるという乾式リサイクル技術の影響を適切に反映した特性評価を可能とする核熱流設計手法はまだ開発されておらず、金属燃料 FBR 炉心の特性を定量的に評価するためには、これらの開発が必要とされていることが明らかとなった。また、実用化までの FBR 導入には多様なシナリオが考えられるため、状況に応じて小型～大型までの多様な出力規模の炉が必要とされ得るが、これまでに実施された金属燃料 FBR 炉心の設計検討は、PRISM, SAFR などの小型炉心を対象としたものがほとんどであり、かつ、これらの例では主に核設計が行われたのみであり、燃料挙動から乾式リサイクル技術の影響までを一貫して考慮したものではないものであった。したがって、実用炉としての金属燃料炉心の適性を知るためには、小型から大型までを含めた幅広い範囲を的確にカバーした設計研究を行い、各出力規模において達成可能となる特性を把握しておく必要があるとした。

次に、標準的なプロセスでマイナーアクチニドが回収されるというリサイクル技術上の特徴に加え、炉心のスペクトルが硬いためにマイナーアクチニドが燃焼しやすいことを積極的に活用して、軽水炉で生成したマイナーアクチニドを金属燃料 FBR サイクルに受

入れて、リサイクルしつつ消費していく概念が成立すれば大きな利点となるとの期待があることを示した。ただし、経済的な燃料製造法の成立性の観点からは、燃料中のマイナーアクチニド添加量を数 wt.%に抑える必要があることがわかった。このため、軽水炉で生成したマイナーアクチニドを経済的に消費する有力な方法として、金属燃料 FBR の燃料中に若干量を添加し、これを FBR 発電炉体系とその燃料サイクルの標準的な燃料として広く用いていくことが有効とした。しかし、軽水炉から FBR サイクルへの発電体系の本格的な移行は数 10 年先になると予想されることから、その間のマイナーアクチニドとプルトニウムの蓄積を考慮したうえで、移行期における軽水炉—FBR サイクルの物質バランス評価を行って、この概念の成立性を確認することが必要である。

さらに、金属燃料 FBR 炉心の今一つの魅力は、燃料温度が低いことから出力補償反応度が小さく、また比較的小さな冷却材の温度上昇によって負のドップラー反応度が入ることから、炉心の受動的応答にともなう反応度フィードバックのみによって ATWS 事象を安全に終息できる可能性を持つこととした。しかし、従来の解析では、主たる負の反応度フィードバック項目とされる炉心の径方向変形の反応度を算出するモデルが簡易なものにとどまっていることや、制御棒の反応度評価において各種の不確かさを反映した安全余裕分を考慮していないことなどの課題があった。このため、各部の温度変化に対応する各集合体の膨張、変形（湾曲）、およびこれに起因した集合体間の相互作用などの複雑な現象の結果として生じる炉心形状変化を詳細に考慮できる、過渡時の炉心核熱流動解析手法を開発する必要があるとした。そのような詳細解析手法を用い、実用炉を想定して設計された実際的な炉心を対象とした解析を行って、各種の設計条件の影響を定量的に把握することによってはじめて、金属燃料 FBR 炉心の冷却能力喪失型の ATWS に対する受動的安全の可能性が適切に評価できると考えた。

第2章では、まず、本研究で開発した FBR 用の金属燃料と炉心の設計手法をまとめた。燃料設計については、スエリングによる燃料スラグの変形や各成分の再分布などを機構論的なモデルによって記述し、応力 - 歪解析を行って被覆管の健全性を定量的に判断できる手法を開発して検証した。これにより、一般的な設計の燃料の健全性評価が可能となることを示した。次に炉心核設計においては、従来からの詳細な 3 次元拡散計算の手法をもとに、マイナーアクチニドがリサイクルされるなどの乾式技術の影響を考慮するための、燃焼計算手法とリサイクル計算手順の改良などを行った。また、燃料スラグの伸びなどの特徴的な燃料照射挙動の影響について、燃料挙動解析の結果を反映して評価するようにした。炉心熱流力設計には、サブチャンネルモデルによって全炉心の伝熱を解く手法を適用し、燃料 - 被覆管相互反応層中の低融点相における液相形成の防止など、燃料の特徴に起因した温度制限について、精度が良く不確かさを適切に考慮した評価を行うことができるようにした。これらの結果、実用炉への適用を想定したものとしては新たな燃料形態となる金属燃料を用いた FBR 炉心の、核熱流力特性および燃料健全性を精度良く評価できる設計手法を開発した。

この手法により、150-1,500MWe の広い範囲にわたる出力規模をカバーした燃料、炉心設計を実施した。その結果、金属燃料 FBR 炉心は以下のとおりの特性を実現し得るものであり、将来の実用化時代における多様なニーズに応えられるものであることを明らかにした。

- (1) 運転サイクル期間を 1.0-1.5 年とし、燃料交換バッチ数を 3-4 として、大型炉心では 120~150GWd/t の燃焼度が達成でき、炉心を扁平な形状とすればボイド反応度も 7%程度に抑えられることを明らかとした。一方、小型炉心においても非均質配置をとるな

どの工夫によれば、90GWd/t 程度の高燃焼度を達成し、高い経済性を実現する設計が可能であることを示した。

- (2) 燃料スラグー被覆管境界における液相形成防止のために、定格時の被覆管温度を650°C に制限することを想定したが、熱流力設計の結果、炉心出口温度を少なくとも約510°Cとし、約38.5%以上と十分実用的な熱効率を達成できることを示した。
- (3) 良好な中性子経済のために、出力規模によらず燃焼度を90GWd/t 程度に抑えれば、燃焼反応度を大幅に低減して余剰反応度を数\$程度に抑え、制御棒誤引抜反応度を数10¢程度に低減する設計が可能となることを示した。また、定格時の燃料温度が低いことに起因して、ゼロ出力から定格までの出力補償反応度は1\$より大幅に小さくなることを示した。そして、これらがスクラム失敗事象における受動的安全性の確保に有利な特徴となることを示した。
- (4) 良好な内部転換性のために、大量のブランケットを付加することなく高い増殖性が達成できることを示した。1,500MWe 級の高燃焼度炉心の例では、1.2-1.3 の高増殖比を達成する場合でも、必要なブランケット量は炉心燃料と同程度にとどまることを示した。
- (5) 燃料挙動解析結果から、現在開発中の高強度、低スエリング材（ODS 鋼等）を用いれば、200GWd/t 程度の高燃焼度（平均150GWd/t に対応するピーク燃焼度）までクリープ破損を生じることなく健全性を確保できることを確認した。

第3章では、将来において商用の金属燃料 FBR とその燃料サイクルが本格的に導入されるならば、軽水炉発電で蓄積された TRU の速やかな消費が可能となることを明らかにした。そのために、軽水炉時代が長期に継続された後に FBR の導入が開始される場合を

想定し、移行期におけるプルトニウムとマイナーアクチニドの物質収支を評価した。FBR 導入開始までの期間としては 50 年以上の長期を設定した。軽水炉の燃焼度は現行より高い 48GWd/t 以上とし、炉内での燃焼と保管中の崩壊を評価して使用済燃料の組成を定めた。蓄積された軽水炉からのプルトニウムとマイナーアクチニドは、再処理および乾式群分離法を適用することによって高率で回収されるとした。回収された Pu と MA はすべて、移行期間中に寿命に達した軽水炉をリプレースするための金属燃料 FBR の燃料供給に使われるものとした。一方、FBR も取出平均 150GWd/t の高燃焼度はとし、FBR 導入開始後速やかに乾式法による燃料リサイクルも開始されて、FBR 使用済み燃料から回収された TRU は再び炉心へ装荷されるものとした。軽水炉からのプルトニウムとマイナーアクチニドは FBR の燃料中に一様に添加するものとし、ボイド反応度係数の増大とドップラ係数の減少を抑える観点から、添加量を数 wt.%以下とした。

評価の結果、長期にわたる軽水炉時代に数 100t 規模で蓄積されるプルトニウムとマイナーアクチニドは、同規模の金属燃料 FBR とその燃料サイクルへと移行していく過程で、その標準的な燃料の中に広く取り込んでいけば順調に消費できることを明らかとした。この際に必要となる新燃料中の MA 添加量は約 2%程度であった。また、この間に廃棄物として排出される TRU 量は蓄積された量の数 100 分の 1 以下であった。この結果により、FBR とその燃料サイクルの本格的な導入が、軽水炉からの TRU を消費するための方策として極めて有効であることを示した。さらに、窒化物および酸化物を燃料とした FBR 炉心の特性についても評価を行った結果、数%程度の TRU が添加された燃料の燃焼に関しては金属燃料 FBR 炉心と大きな特性の差がないことを確認した。したがって、これらの燃料についても、金属燃料の乾式リサイクル技術と同様の高いマイナーアクチニド回収率を達成する技術が開発されたならば、将来の本格的移行期に軽水炉からのプルトニウム

とマイナーアクチニドを受入れ、消費していくことが可能となることを示した。

第4章では、本研究で開発した、ATWS 事象解析手法についてまとめた。ここでは、受動的な事象の終息に不可欠な負の反応度フィードバック要因として期待される、炉心の径方向変形の効果を適切に考慮できるように、詳細な炉心形状の解析と核熱流動解析を組み合わせた。炉心形状解析には、従来の1次元的手法から大幅に精度を向上させるため、炉外試験で検証済の有限要素法による3次元の静的な炉心形状解析手法を用いた。これは、各集合体をダクトで代表させ、有限要素法によりシェルまたはビームとしてモデル化して、温度変化に対応する集合体各部の膨張、変形（湾曲）、およびこれに起因した集合体間や炉心支持板、拘束棒の相互作用の結果として定まる各集合体の変位を求めるものとした。各集合体の変位をもとに反応度を算出する手法としては、詳細メッシュによる3次元拡散摂動法を用いた。炉心各部の温度は、単チャンネルで表した各集合体をフローネットワークとして結合して炉心をモデル化し、冷却材の熱流動を解く手法によって求めた。ただし、各集合体について周辺部の流れを考慮するための解析チャンネルを設け、また、ダクト間に滞留した冷却材の循環を考慮する解析モデルを付加して、ダクトの温度をより詳細に評価できるようにした。過渡時の各時刻の出力は、炉心各部の温度と反応度係数分布をもとに算出した反応度フィードバックと、炉心径方向変形反応度を用い、1点炉近似の動特性を解いて求めた。以上により、炉心径方向変形の反応度効果に対する、集合体や炉心拘束の構造、材料設計などの各種の設計条件の影響を定量的に把握することが可能となり、金属燃料 FBR 炉心の ATWS に対する受動的安全性を適切に評価できる手法を開発した。

次に、この手法を用い、第2章で設計された炉心を対象として、代表的な ATWS であ

る ULOF および UTOP の解析を実施することにより、受動的安全性の可能性を評価した。まず、ULOF については、1,500MWe 級の超大型炉心で沸騰を回避するためには、冷却材流量半減時間を 10 秒程度以上として負の反応度フィードバック要因が有効となる時間的余裕を確保することが不可欠であることを示した。すなわち、これを、数 10 秒程度とできるならば、比較的大きな余裕をもって受動的安全性を確保することが可能となり得ることを示した。したがって、フライホイールの設置などにより半減時間を延長し、かつ、中間熱交換器など 1 冷却系の設計に大きなインパクトを与えない設計技術を開発することを重要な課題とした。次に、集合体パッド間ギャップの低減や熱膨張の大きい材料の使用、過渡時のパッド部加熱の促進など、一定量の炉心変形の効果を確保するための燃料、炉心の構造設計上の工夫が必要となることを示した。また、設計値および過渡時応答の微小な変化の影響が大きいことから、設計／過渡解析には高い精度が要求されることも示した。このように、今後の技術開発により、これらの技術が成立するならば、冷却材沸騰や大規模な燃料破損が回避でき安全性を確保できる可能性があることを明らかとした。一方、より小型の炉心では、冷却材密度係数が低減されることや炉心径方向膨張の係数が大きくなることなどから、流量半減時間を 10 秒程度としても沸騰までに 100℃以上のマージンがあり、受動的安全性の確保のための余裕がより大きいことを示した。

UTOP 事象については、1,500MWe 炉心について、制御棒配置の影響すなわち誤引抜きによる出力歪みの効果を考慮して得られた、制御棒 1 体誤引抜き時の最大反応度 34ϕ を、もんじゅなどの設計を参考とした $3\phi/s$ の速度で挿入した解析を行った。その結果、やはり炉心の径方向変形の負の反応度効果が主たる要因となって出力上昇が抑えられ、冷却材温度は定格時から 200℃程度上昇するのみであり、沸騰までには大きなマージンがあった。燃料の温度上昇は燃焼度の高い燃料ピンでも被覆管のクリープ破損には至らない範囲にお

さまった。このように、制御棒誤引抜き反応度を数 10%程度に抑えた設計によれば、UTOP 時に冷却材沸騰や燃料溶融が生じて重大な炉心損傷に至ることを回避できる可能性を示した。ただし、不確かさを考慮したピーク温度においても、統計的な燃料破損の可能性がないことを確認することは今後の課題である。

以上をまとめると、本研究では、まず金属燃料 FBR 炉心の特性解析手法を開発した。燃料設計については、機構論的なモデルによる燃料挙動解析手法を開発した。この手法によれば燃料スラグ-被覆管機械的相互作用 (FCMI) を算出できるため、金属燃料ピンの寿命を定量的に予測することが初めて可能となった。そして、FP ガススエリングに起因する FCMI を回避するためにスミア密度を 75%程度に低減した燃料ピンでも、20at.%を超える非常に高い燃焼度では固体 FP スエリングに起因した FCMI が生じ得ることを明らかとした。炉心の核設計では、燃料スラグの伸びや、マイナーアクチニドとそれに附随する希土類 FP のリサイクルなどに起因した反応度の効果を算出するためのモデルを開発し、これを酸化物燃料炉心で実績のある多群定数ライブラリを用いた 3 次元拡散/輸送、燃焼計算手法と組合せ、特徴的な燃料挙動および乾式リサイクル技術の影響を一貫して考慮できる手法を初めて開発した。炉心熱流体力設計については、集合体内サブチャンネルモデルをもとに全炉心の伝熱を詳細に解くことと、現状の技術レベルを反映した工学的安全係数を適用することを組み合わせて、各集合体への流量配分を行う手法を開発した。これによって、燃料スラグ-被覆管境界での液相形成防止などの観点から必要とされる金属燃料特有の被覆管温度制限を合理的に満たす設計手法を得た。

このように、本研究では、金属燃料 FBR 炉心の特性を総合的に定量評価できる解析手法を初めて開発した。

次に、開発した金属燃料 FBR 炉心の特性解析手法を適用し、150MWe の小型から 1,500MWe の大型までの出力規模をカバーした炉心設計研究を行った。その結果、大型炉心では 120~150GWd/t の高燃焼度化や増殖比 >1.2 の高増殖性などの高性能を達成したうえで、制御棒誤引抜反応度を数 10 ρ 程度に低減し、ポイド反応度を CDA 時の即発臨界回避の目安とされる 8 β 以下（7 β 程度）とできるなど、安全性についても十分な特性を得る設計が可能であることがわかった。一方、小型炉心においては、ポイド反応度は 5 β 以下と大幅に低減されるが、高燃焼度の達成と誤引抜反応度低減を両立するためには、径方向非均質配置をとるなどの工夫が必要であることを示した。また、燃料健全性評価結果からは、現在開発中の高強度、低スエリング材（ODS 鋼等）を用いれば、上記の高燃焼度に対応する寿命期間中のクリープ破損を防止できること、すなわち健全性確保が可能となることを確認した。

これらの結果により、金属燃料 FBR 炉心が、将来の実用化時代における多様なニーズへの高い適合性を有することを明らかとした。

さらに、金属燃料 FBR 炉心と乾式リサイクル技術が一体となった金属燃料サイクルの特長のひとつとされる、軽水炉からの TRU を受入れて消費する能力について、この炉心設計研究結果をもとに定量的に評価した。ここでは、FBR とその燃料サイクルの実用化に関する現実的な見通しをもとに、軽水炉時代が長期に継続された後に FBR の導入が開始される場合を想定し、移行期におけるプルトニウムとマイナーアクチニドの物質収支を評価することを初めて行った。評価の結果、長期にわたる軽水炉時代に数 100t 規模で蓄積されるプルトニウムとマイナーアクチニドは、同規模の金属燃料 FBR とその燃料サイクルへと移行していく過程で、その標準的な燃料の中に広く取り込んでいけば順調に消費

できることを明らかとした。

また、金属燃料 FBR 炉心に期待される今一つの新しい特長である、ATWS 時の受動的安全性確保の可能性について、これを定量的に評価するための解析手法を開発した。ここでは、有限要素法による詳細な 3 次元の炉心形状解析および形状変化に起因する反応度の算出と、炉心径方向の熱移行を詳細に評価できる核熱流動解析を組み合わせることにより、主要な負の反応度フィードバック要因として期待される炉心径方向変形効果の適切な考慮を初めて可能とした。この手法を上記の炉心設計研究結果に適用して解析を行った結果、冷却材流量半減時間を 10 秒程度以上として ULOF 時に負の反応度フィードバック要因が有効となる時間的余裕を確保すること、および、集合体パッド間ギャップを低減し定格時に炉心形状が確定しているようにすることなど、冷却材沸騰や大規模な燃料破損を回避して安全性を達成するために必要となる設計対策／技術開発課題を、初めて定量的に示すことができた。これらの課題が達成されれば、反応度係数の観点から不利となる大型炉においても、ATWS 時の受動的安全性の確保が可能となることを明らかにした。

これらの結果により、金属燃料 FBR 炉心が、将来の実用化時代における、より進んだ燃料サイクル概念や炉心安全性の概念の実現に向けた、有力な候補のひとつであることを示した。

付録A 金属燃料炉心のボイド反応度制限

従来の酸化燃料炉心に対する炉心損傷事故評価では、ATWS 事象 (ULOF, ULOHS, UTOP)のうち、ULOF を代表的な起因事象として集中的な検討がなされている。これは、ULOF 時に冷却材沸騰から燃料破損に至る可能性が高く、また事象の推移が速く炉心損傷回避の手段を講じる余裕が少ないことが理由と考えられる。このため、これまで内外で模擬物質や実燃料を用いた多くの炉外、炉内試験が実施され、これを利用した解析コードの開発と、検証が進められてきた。SAS3D コードは、その成果として得られたもののひとつであり、信頼できる結果を与えるものとして、CRBR、SNR-300、もんじゅなどの許認可に用いられてきている^(1,2)。

SAS3D によるもんじゅ(714MWt, 約280MWe)のULOF解析では(流量半減時間 ~5.5秒)、反応度係数をノミナル値(ボイド反応度 ~3%)とした場合には燃料分散効果により起因過程において核的停止となるが、反応度係数を保守側に設置した場合(ボイド反応度正值領域 $\times 1.5$ 、負値領域 $\times 0.5$ 、ドブラー係数 $\times 0.7$)には即発臨界から炉心崩壊過程へと移行するとされている。この際に発生するエネルギーは、保守的な仮定として1気圧までの等エントロピー膨張を考慮しても高々382MJであり、炉容器の大規模な破損には至らないが、約290kgのNaが炉上部ピットへ放出される結果となるとしている。この間のシナリオは、Fig. A-1に示すように、流量喪失のために冷却材温度が上昇して沸騰に至り、大きな正の反応度が挿入されるが、それによる出力、温度の上昇の結果燃料が破損、溶融し、FPガス圧などによって分散して炉外に排出されるため、大きな負の反応度が入って事象が安定するものと推定される。しかし、ボイド反応度がより大きい場合、または燃料の分散が遅れ、その量も小さい場合には、正味の正反応度の挿入が続き、即発臨界へ

至ることになる。これは定格時の出力／流量比が高く、事象開始後速やかに沸騰、ボイド化する集合体における応答である。一方、より出力が低い集合体では冷却材の沸騰が遅れるため、ここで燃料が破損、溶融に至ると冷却材と触れて激しい沸騰が生じ、大きな正の反応度が入る。その結果として、正の反応度が支配的となり即発臨界に至る可能性もある。結局、ボイド反応度の大きさ、および燃料分散の早さと規模が、ULOF 起因過程からの即発臨界の有無を決めることになると言える。

一般に、出力規模が大きい炉心では正のボイド反応度が大きく、ULOF 事象の厳しさはより大きくなる。この観点から、将来の実用炉として想定される大型炉について、SAS3D を用いてパラメトリックなサーベイ解析を行った結果をもとに、ULOF 時の即発臨界回避の条件となるボイド反応度の上限を見積もった結果が報告されている⁽³⁾。この報告では、電力実証炉として概念設計が進められた、Table A-1 に主な仕様を示す 600MWe 級の炉心⁽⁴⁾を対象に、ノミナルケースに加え、Table A-2 に例を示すようにボイド反応度や燃料分散タイミング、分散駆動力、FCI の激しさなどを保守側に設定した解析が実施されている。このようにパラメタ値を設定することにより、単に不確かさ幅に対する感度を調べるのみでなく、出力規模の増大や炉心配置の変更などによる炉心特性値の変化に対する感度が得られると言える。すなわちここでの結果は、通常的设计仕様による中～大型酸化物燃料炉心に対して概ね一般的に適用できるものと考えられる。Fig. A-2 には、解析で得られた炉心のボイド反応度と FCI による反応度挿入率の相関がまとめられている。図にはまた、FCI 挿入反応度 A_{FCI} を、

$$A_{FCI} = [\text{最大ボイド反応度}] \times [\text{FCI ポテンシャル}] \quad (1)$$

$$\times [\text{気 - 液相膨張速度} / \text{炉心高さ}],$$

とする簡易手法で見積もった結果も示されている。一方、起因過程からの即発臨界の発生に至る条件としては、反応度挿入率が限界値を超えることであると言える。正のボイド反応度の挿入に対して、これを抑制する速いフィードバック効果はドップラーおよび燃料の伸びの効果であることから、これらの係数を K_{Dop} 、 K_{Fuel} とすると、この限界挿入反応度は

$$A_c = \frac{|K_{Dop} + K_{Fuel}|}{C_p M} P(t_0), \quad (2)$$

と表すことができる。ここで、 $C_p M$ は炉心燃料の熱容量、 $P(t_0)$ は即発臨界となる時点の炉心出力であり通常は定格時の数 100 倍である。Fig. A-3 は、典型的な大型炉心の特性値をもとにこの A_c を見積もったものであるが、酸化燃料炉心では 20~30\$/s となっている。したがって、Fig. A-2 の結果によれば、ボイド反応度が 6\$程度以下であれば、即発臨界の回避が可能となると言える。Fig. A-4 はこれらの各ケースの放出エネルギーであるが、ボイド反応度が 6\$以下の場合には比較的小さい値にとどまっている。なお、Fig. A-5 には、多数の解析結果の SAS3D との比較をもとに妥当性が確認されているフローネットワーク型の ARGO コードで解析された、1,000MWe (2,600MWt)級炉心の ULOF 時の最大到達反応度とボイド反応度の関係をまとめたものを示す⁽⁶⁾。ここでもやはり、ボイド係数が 6\$程度以下であれば即発臨界を回避できる可能性が高いという結果が得られている。

一方、金属燃料炉心についても、酸化燃料炉心と同様のボイド反応度制限の考え方が成り立つと考えられる。すなわち、金属燃料炉心でも、ULOF 時の冷却材流量半減速度が数秒程度と短い場合には、炉心各部の膨張による負の反応度フィードバックが不十分となり、冷却材が沸騰する。そして、Fig. A-1 に示したシナリオと同様に、ボイドによる

正の反応度と燃料の溶融、分散による負の反応度が競合する結果として、事象が安定するか、あるいは即発臨界に至る。ただし、ここで金属燃料炉心の特徴として、燃料の融点が約 1,100°C と冷却材沸点に近く、また、Fig. A-6 に示すように、この程度の温度では燃料-被覆管境界での液相形成の進展が非常に速い⁽⁶⁾ことから、より早期の燃料分散が期待できることがある。また、溶融燃料の温度が低いことは、FCI によるボイド生成、拡大のポテンシャルを低減する可能性もある。逆に、低温での分散ということから、分散力が小さいことが懸念される。すなわち、定性的には、金属燃料炉心の場合の即発臨界回避のためのボイド反応度上限は、上述した酸化物燃料炉心の場合に比較して緩和され得るが、具体的な値として何%として良いかは不明であると言える。これを定量的に評価するためには、物性値のみでなく、破損時の燃料挙動などについてのモデルを開発、検証し、酸化物燃料炉心に対する SAS3D 相当の妥当性を持つ解析コードを整備する必要であるが、現状ではそれに必要なデータは全く不十分である。しかし、金属燃料炉心の設計研究を行うためには、何らかのガイドラインが必要である。

そこで、炉心設計研究のガイドラインを得ることを目的に、比較的簡易な手法を用いて開発された CANIS コードによる解析を行って、このボイド反応度制限を見積もった^(7,8)。Fig. A-7 に示すように CANIS では、各燃料集合体を代表ピン、単チャンネルでモデル化し、これを束ねたマルチチャンネルのフローネットワークによって炉心を模擬する。炉心出/入口をつなぐ 1 次系は相応の流路として模擬されており、ポンプの循環ヘッドを変化させることで流量変化を与えることができる。炉心の熱流動解析では、1 次元 2 流体モデルを用いて冷却材沸騰を扱う。動特性については、1 点近似の方程式を Kaganove の方法で解く。その反応度係数としては、第 2 章で述べた手法によって算出された炉心各部の温度係数を用いる。

金属燃料の特徴を考慮した破損時の挙動モデルとして、CANIS ではまず、被覆管破損の判定を CDF 値で行い、その際に、第 2 章でも述べた燃料 - 被覆管境界での液相侵食による効果を入れている。そのために必要となる、燃料の燃焼挙動データには ALFUS コードで算出したものを用いる。次に、破損孔から排出された燃料の冷却材流路内での移動（分散）については、次式による修正 Bulk-freezing モデルを用いて貫通距離を求めることとした。

$$X = \frac{1}{4} \frac{UD\rho}{h} \left\{ \frac{C(T_{f0} - T_{fm})}{(T_{f0} + T_{fm})/2 - T_{cl}} + \frac{L}{T_{fm} - T_{cl}} \right\} \quad (3)$$

ここで、

U : 溶融燃料速度、 D : 等価直径、 T_{f0} , T_{fm} , T_{cl} : 燃料初期温度、融点、被覆管温度、

L : 燃料融解熱、 C : 燃料熱容量、 h : 熱伝達係数、

である。ただし、燃料分散の初期速度については実測データがないことから、従来の酸化物燃料のデータを参考に数 m/s～10m/s の範囲でパラメタとして与えるものとした。燃料分散の反応度効果については、燃料密度係数分布を用いて算出する。

この CANIS を用い、1,500MWe 級 2 領域均質炉心の ULOF 解析を行った。この炉心は、第 2 章 Table 2-6 に燃料仕様を、Fig. 2-21 に炉心配置を述べ、Table 2-8, 2-10 に燃焼特性と反応度特性を示したものである。主要な反応度特性を、あらためて Fig. A-8 に示す。ただし、ここでの解析にあたっては、ボイド反応度を 8\$ に調節して用いた。

Fig. A-9 には、燃料分散初期速度を 5m/s とした場合の解析結果を示す。この結果では、燃料の溶融が沸騰に先行しており、沸騰開始後 1.2 秒で燃料が破損して分散が開始した。その時点での出力は定格の約 10 倍であり即発臨界には至らなかった。被覆管温度は約 1,100℃であった。以降、燃料分散の反応度が主な要因となって出力は低下し、事象は整

定して低出力状態が保たれた。

Table A-3 には、支配的な因子、すなわちボイド反応度、燃料破損のタイミング（被覆管破損温度を指定して調節）、燃料分散初期速度をパラメタとして実施した解析の結果得られた、ボイド反応度制限の見込みをまとめた。この表は、被覆管が 1,100°C 程度で破損して燃料分散が早期に開始し、分散初期速度が 5m/s 程度以上であるならば、即発臨界を回避するためのボイド反応度制限は、8~10\$ 程度となることを示唆している。本研究では、この結果をもとに炉心設計におけるボイド反応度の仕様を $\leq 8\%$ とした。今後、炉外、炉内における実験的な研究を実施し、解析手法を改良、開発と検証を進めることにより、より高い精度をもってこの制限値を設定できるようにすることが課題である。

【付録Aの参考文献】

- (1) Theofanous, T., et al.: "An Assessment for CRBR Core Disruptive Accident Energetics," *Proc. Int. Topl. Mtg. On Fast Reactor Safety*, Knoxville, Apr. 21-25, 1985, p.471 (1985)
- (2) Cahalan, T. E. and Ferguson, D. R.: "A Preliminary User's Guide to Version 1.0 of the SAS3D LMFBR Accident Analysis Computer Code," Argonne National Laboratory (1977)
- (3) Endo, H., et al.: "A Study of the Initiating Phase Scenario of Unprotected Loss-of-Flow in a 600MWe MOX Homogeneous Core," *Proc. Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors*, Oarai, Jun. 6-9, 1994
- (4) Miura, M., et al.: "Present Status of the DFBR Conceptual Design Study," *Proc. Int. Conf. Fast Reactor and Related Fuel Cycles*, Kyoto, Oct. 28 - Nov.-1, 1991, p.11.5, Atomic Society of Japan (1991)
- (5) "FBR サイクル実用化戦略調査研究、フェーズ 1 最終報告書、FBR システム技術検討書、" 核燃料サイクル開発機構、2001年3月
- (6) BAUER, T.H., et al.: "Cladding Failure Margins for Metallic Fuel in Integral Fast Reactor," *Transactions of 9th International Conference on Structural Mechanics of Reactor Technology*, Lausanne, Switzerland, Aug.17-21, 1987
- (7) 植田伸幸、横尾健、丹羽元、川田賢一: "金属燃料高速炉の炉心安全性評価に関する研究 (平成 11 年度共同研究報告書)、" 電力中央研究所共同研究報告、T989906 (2000)
- (8) 植田伸幸: "金属燃料炉心の冷却材ポイド反応度制限の評価、" 電力中央研究所研究報告、印刷中 (2001)

Table A-1 Core characteristics of DFBR

Item	Characteristics
Core output	1,600MWt
Averaged discharge burnup	90GWd/t
Core diameter	300 cm
Core height	100 cm
Averaged power density	226 W/cc
Pu enrichment (IC/OC, %)	15.8/22.2
Maximum linear power	410W/cm
Void reactivity	4.0\$
Doppler const.	$-8.5 \times 10^{-3} \text{ Tdk/dT}$
Coolant temp. coef.	$6.7 \times 10^{-6} \Delta\text{k/k/}^\circ\text{C}$
Fuel temp. coefficient	$-2.0 \times 10^{-6} \Delta\text{k/k/}^\circ\text{C}$
Steel temp. coefficient	$2.7 \times 10^{-6} \Delta\text{k/k/}^\circ\text{C}$

Table A-2 Parameters for DFBR ULOF sensitivity analysis

Parameter /Cases		A	B	C	D
Void reactivity		4.0\$	4.0\$	5.6\$	5.6\$
Fuel axial expansion		Yes	x 0.5	No	No
High power assemblies	Fuel pin breakup	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (mid plane)
	Fission gas pressure	Yes	Yes	No	No
	Steel vapor pressure	Yes	Yes	No	No
Low power assemblies	Failure criterion	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (3/4 height)	50 % melt (3/4 height)
	Particle radius	200 mm	200 mm	100 mm	100 mm
	F-C mixing conclusion	10 ms	10 ms	0	0

Table A-3 Parametric study results on the acceptable core void reactivity value in terms of elimination of prompt-criticality during ULOF initiating phase for a metal fuel core

○ : no prompt criticality is predicted , ● : prompt criticality is predicted,
 - : not surveyed

Core void reactivity (\$)	8			10			12
Initial molten fuel velocity (m/s)	2.0	2.5	5.0	5.0	7.5	10.0	5.0
Cladding failure temp. (°C)							
1000	-	-	○	○	-	-	○
1100	-	-	○	○	-	-	○
1200	●	○	○	-	●	○	-

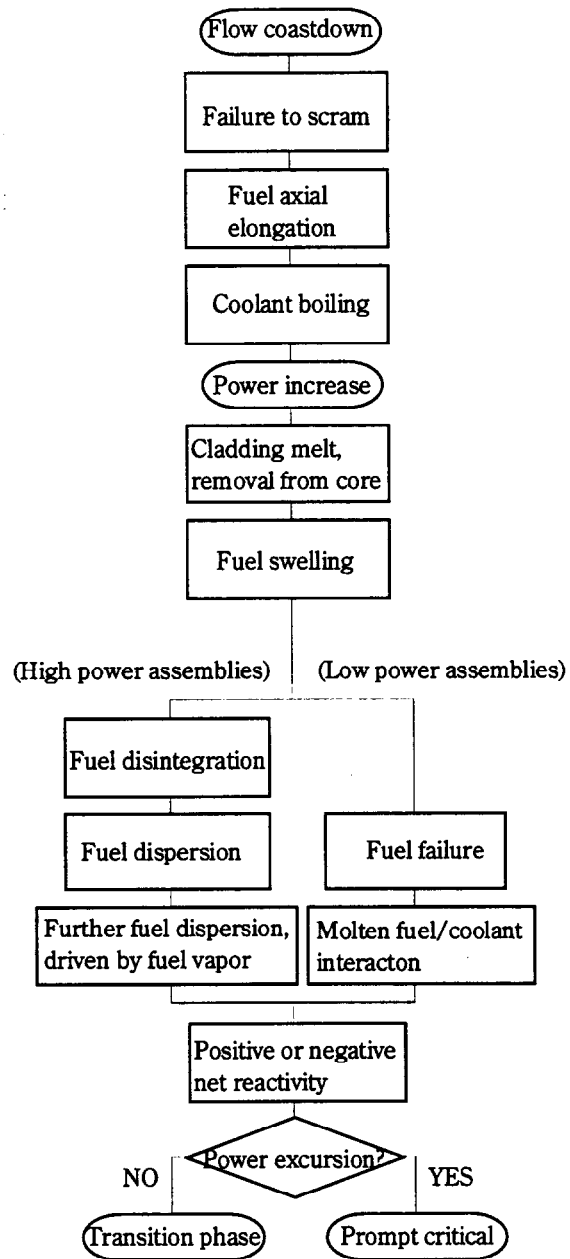


Fig.A-1 ULOF initiating phase event sequence of mixed-oxide core

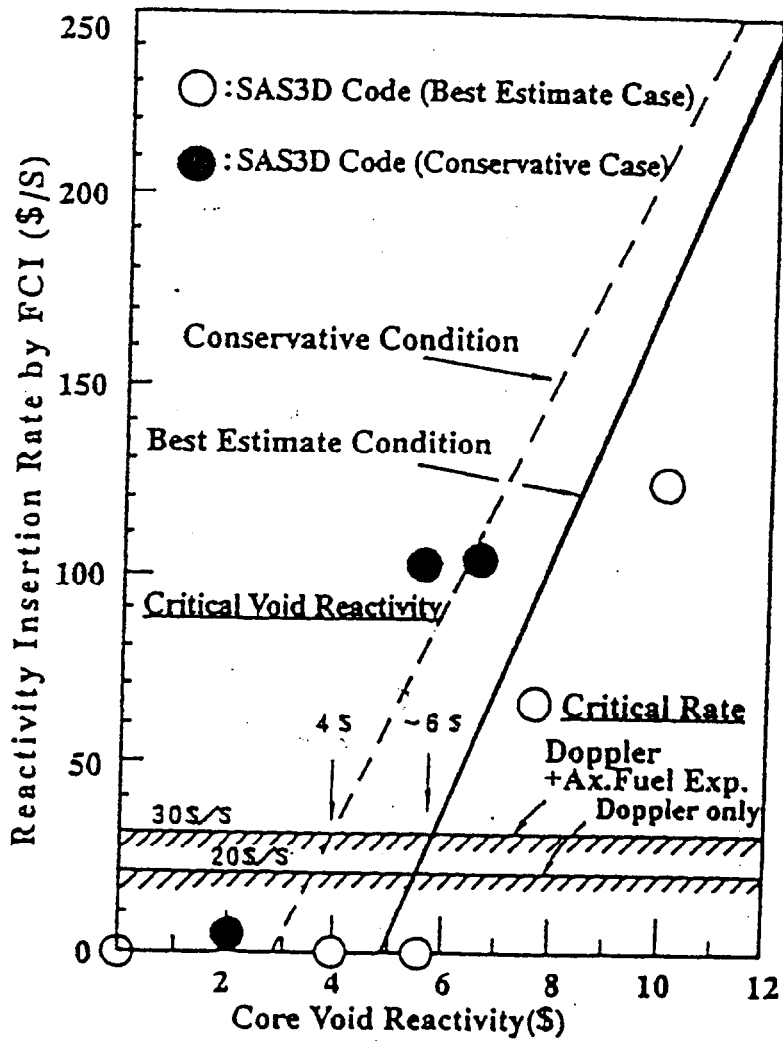


Fig. A-2 Relationship between core void reactivity and reactivity insertion rate due to FCI for oxide core

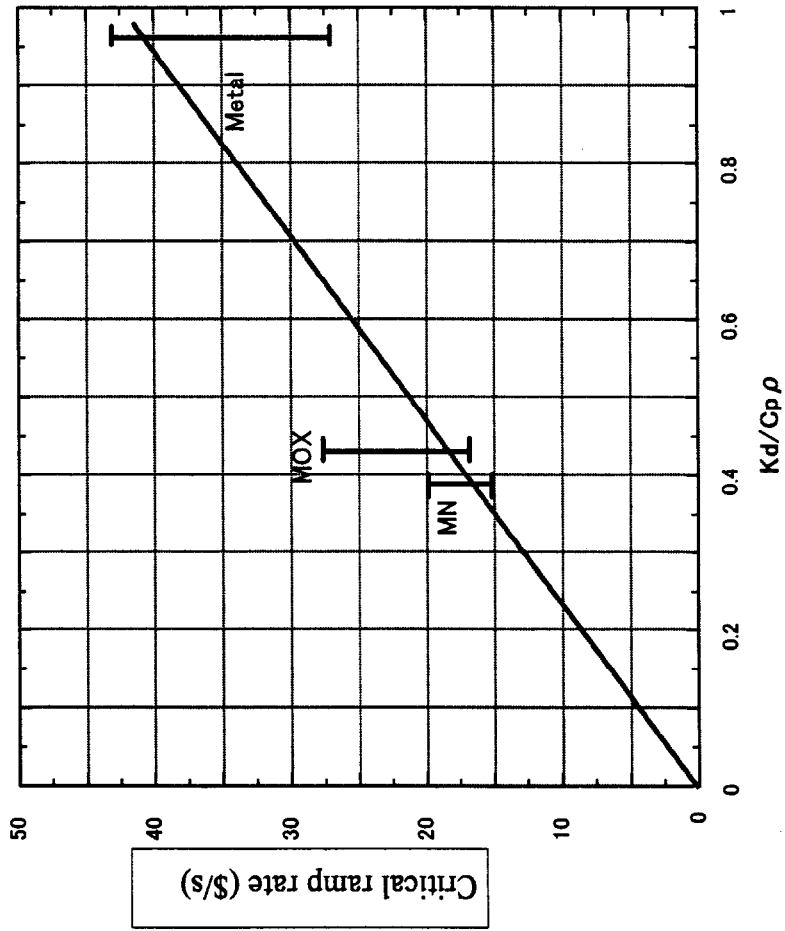


Fig. A-3 Critical ramp rate of large FBR cores for prompt criticality

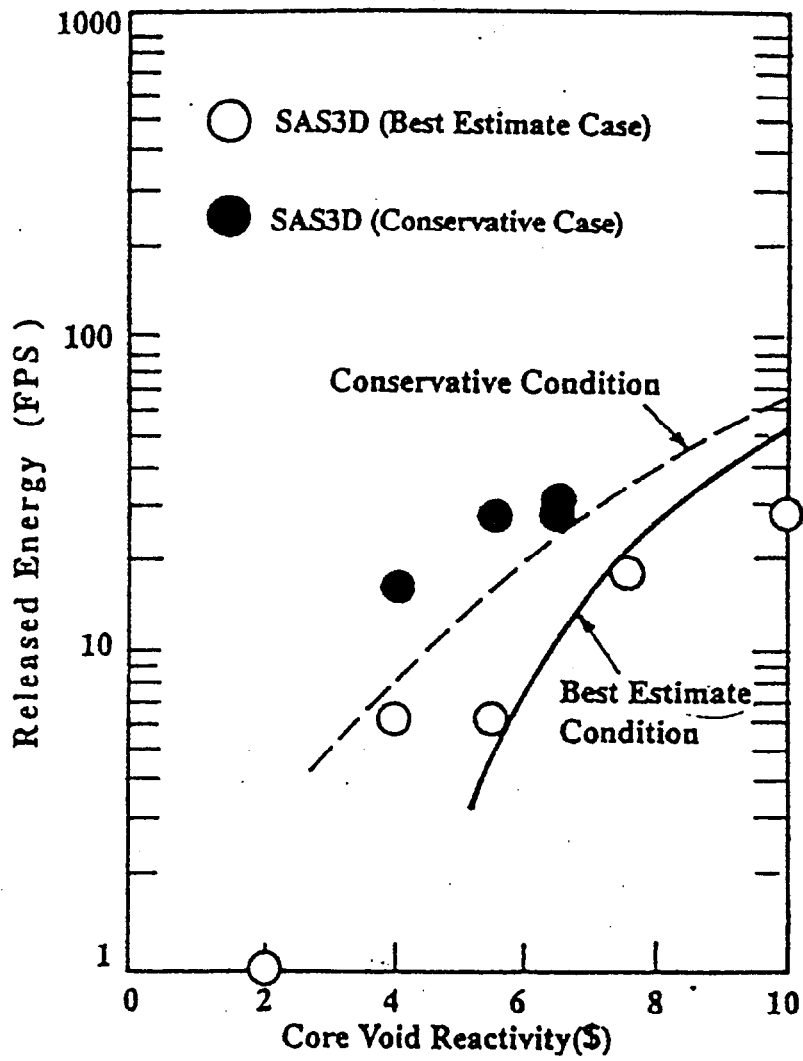


Fig. A-4 Relationship between core void reactivity and released energy during ULOF initiating phase of oxide core

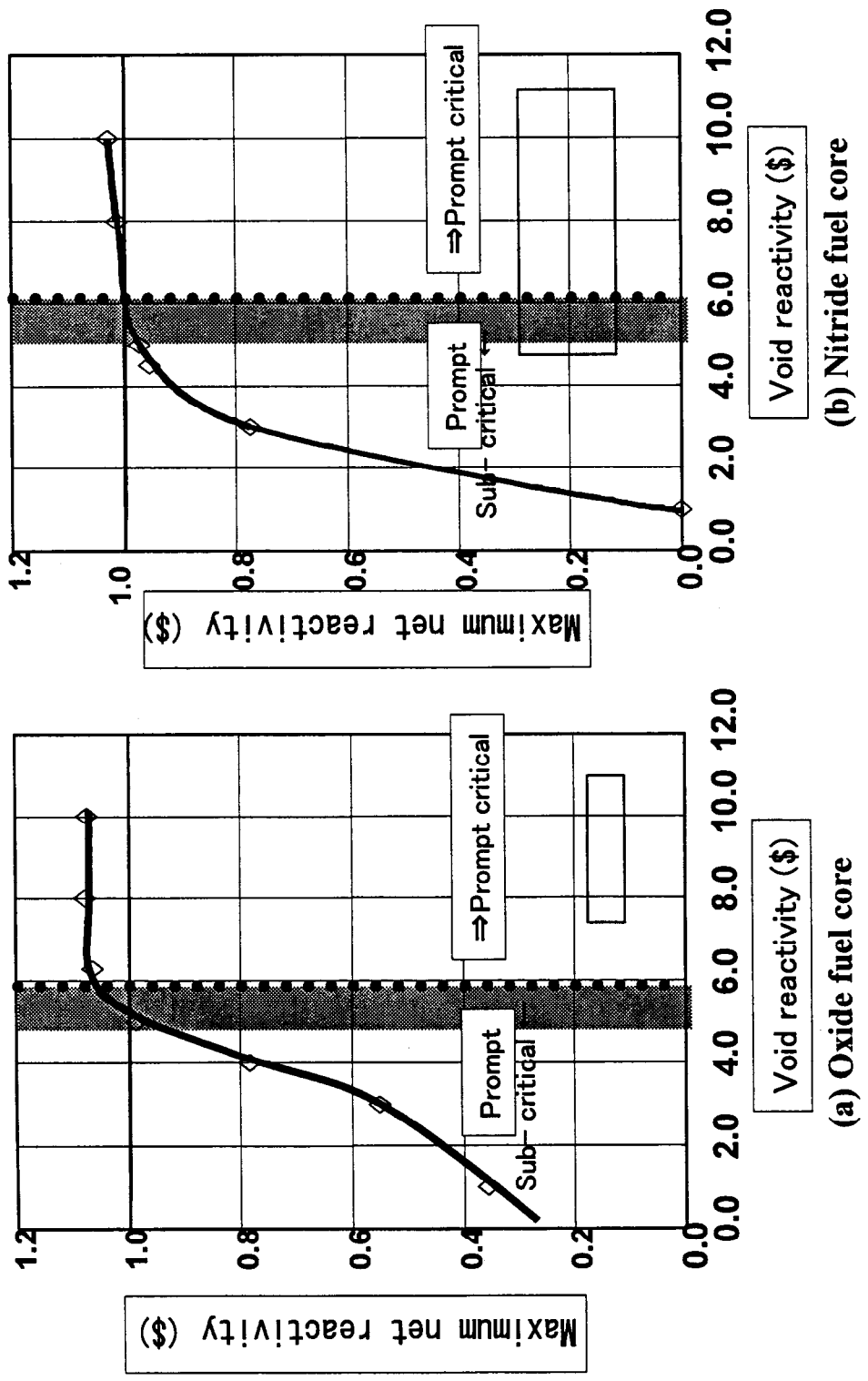


Fig. A-5 Relationship between core void reactivity and maximum net reactivity during ULOF initiating phase

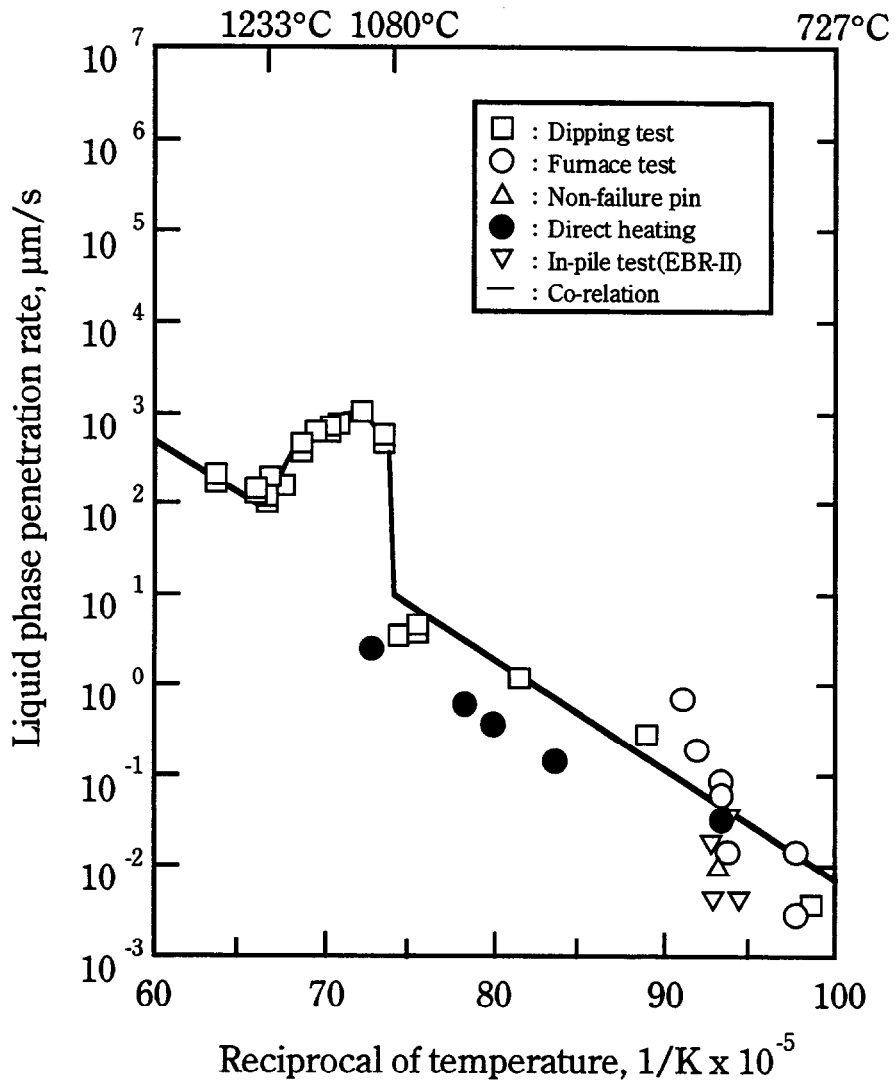


Fig.A-6 Cladding penetration rates at higher temperature⁽⁶⁾

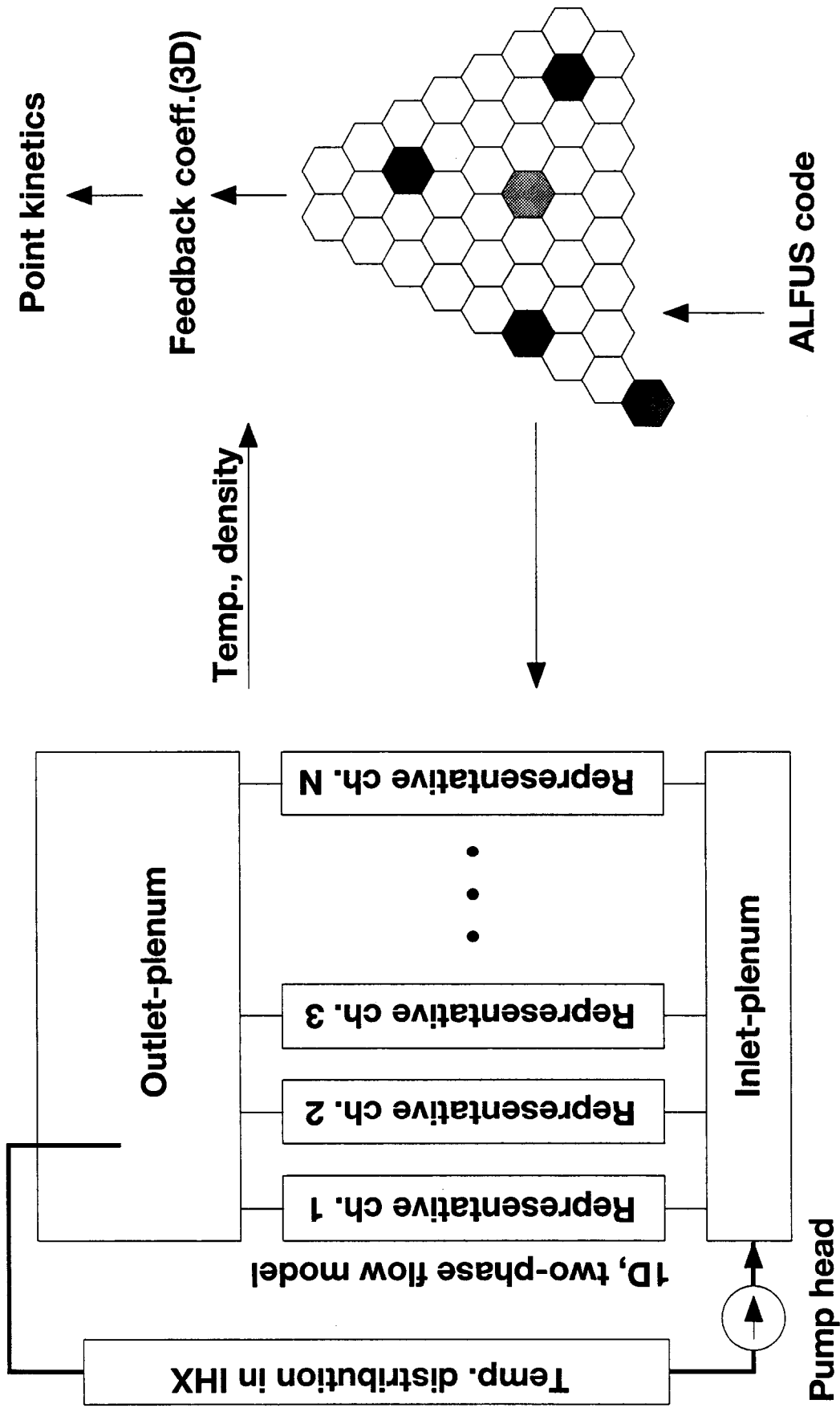


Fig. A-7 Overview of CANIS code models

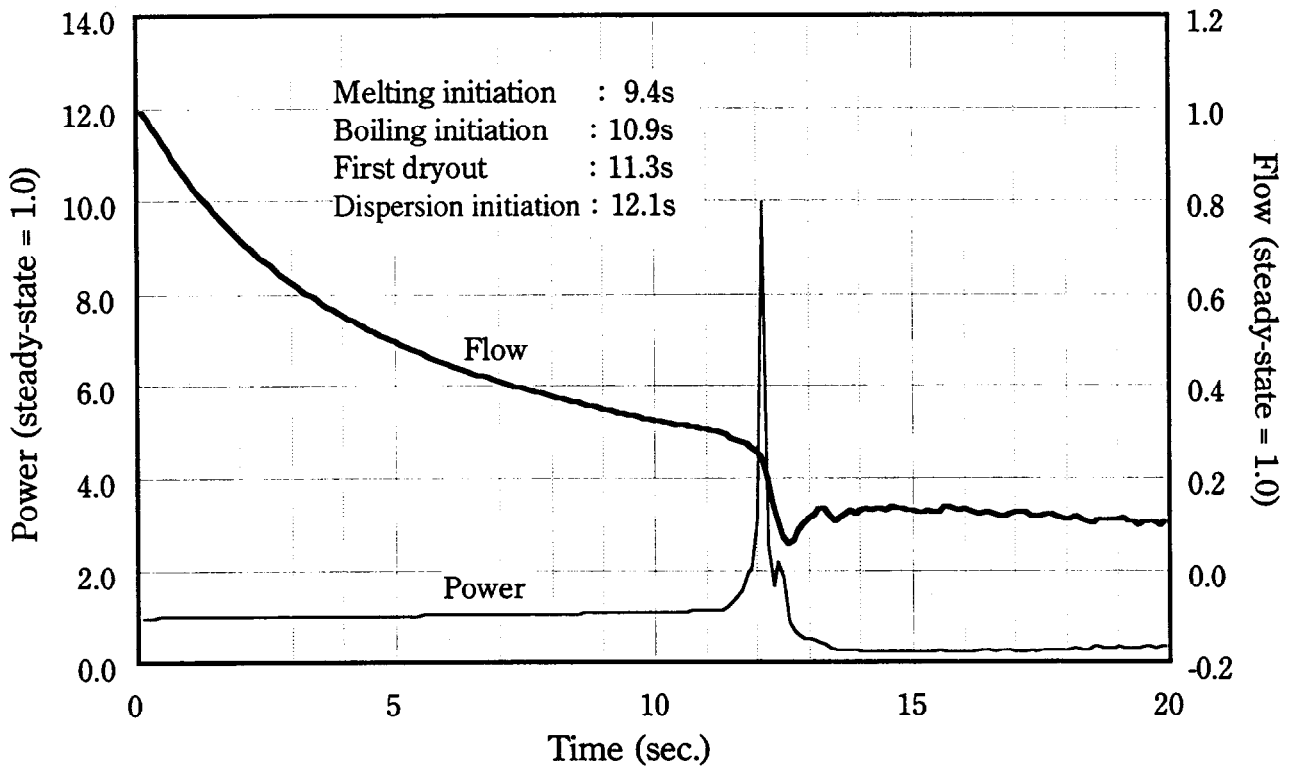
Delayed neutron fraction 3.579E-3
 Prompt neutron lifetime 3.054E-7 (s)

Density coeff. ((dk/k) / (dN/N)) :	
Fuel	3.255E-1
Coolant	-4.125E-2
Structure	-6.443E-2
Doppler	-4.61E-3 (Tdk/dk)

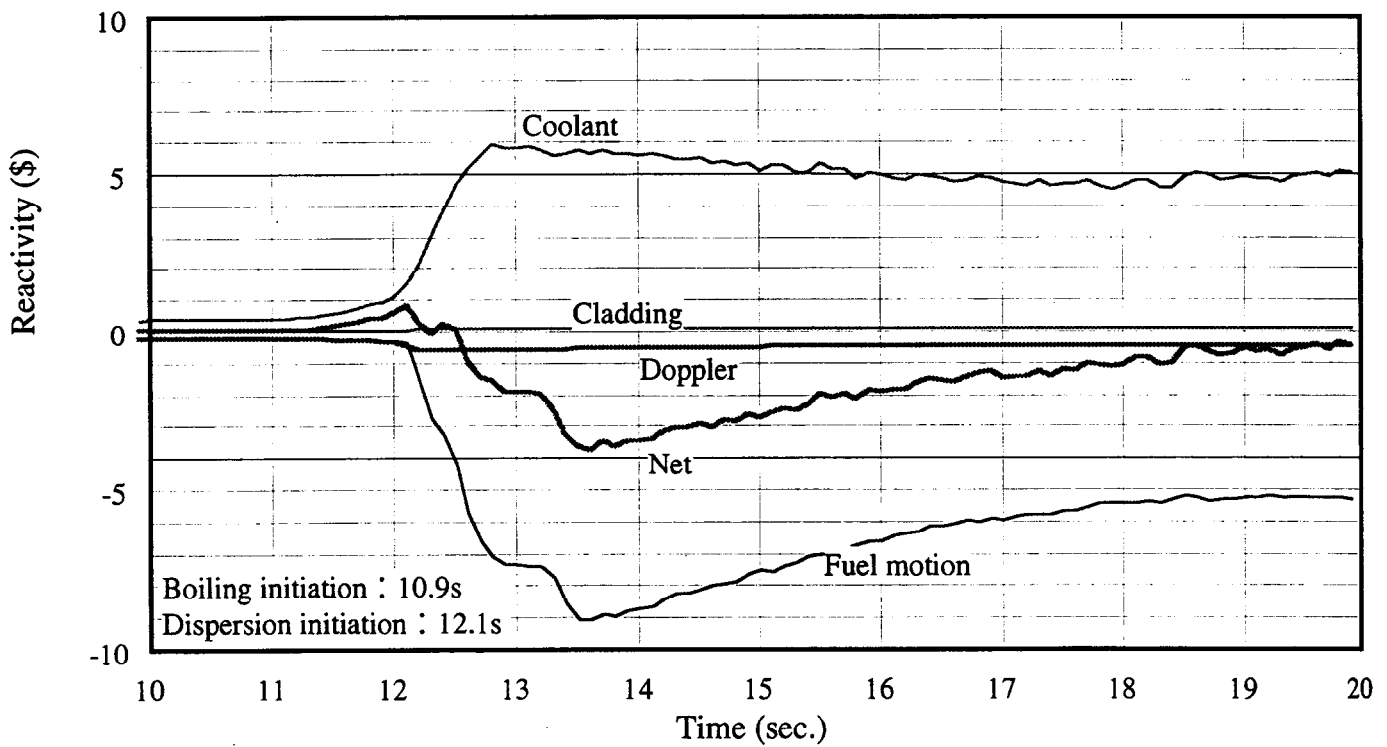
UAB/-0.086\$	
IC 6.52\$	OC 0.86\$
LAB/-0.021\$	
RB -0.021\$	

(Void reactivity distribution)

Fig. A-8 Safety parameters of 1,500MWe metal fuel core



(a) Power and coolant flow



(b) Reactivities

Fig. A-9 ULOF analysis result for a 1,500MWe metal fuel core

付録B 炉心変形効果を詳細に考慮した過渡時炉心核熱流動解析手法

本研究では、過渡時の炉心形状変化の反応度効果を精度良く考慮するため、この効果を精度良く考慮するためには、詳細な炉心形状の解析と炉心核熱流動解析を組み合わせる炉心の過渡時応答を算出する手法を開発した。本稿では、これに用いた、炉心形状解析、炉心変形反応度算出、および、過渡時炉心核熱流動解析の各手法について述べる。

B. 1 炉心形状解析手法

本研究で用いた ARKAS^(1,2)は、Fig. B-1 に示すように燃料集合体ダクトをシェル、または弾性はりモデルによる有限要素法で表して、各要素の膨張、クリープによる歪みを解くことにより集合体の湾曲、相互接触と拘束の状況を求めるものである。Fig. B-2 は、より詳細な ARKAS のメッシュの設定例（シェルモデル）である。ここで示すように、パッド部における各集合体間の接触によって生じる非線形の剛性を表すために、ACLIP および TCLIP 位置には接合要素と呼ぶ仮想的な弾性要素が設けられる。この接合要素はまた、摩擦の効果、およびを片当りやズレなどの接触状態を表すことに用いることもできる。また、支持板との相互作用についてはピン接合要素を設けてその拘束を模擬する。

仮想仕事の原理により、外力および内力のそれぞれがなした仕事の平衡を考慮して得られる次の非線形方程式が、ARKAS で解くべきものとなる。

$$\int [B]^T \{\sigma\} dV + \int [N]^T \{p\} dA = 0, \quad (1)$$

ここで、左辺第1項は系の全体積にわたる積分、第2項は全表面にわたる積分であり、 $\{\sigma\}$

は要素内の応力、 $\{p\}$ は圧力（この場合流体圧）である。また、 $[N]$ は要素変位 $\{u\}$ - 要素節点変位 $\{r\}$ に対する形状関数、 $[B]$ は要素節点変位 - 歪み $\{\varepsilon\}$ 相関マトリックス、

$$\{u\} = [N]\{r\}, \{\varepsilon\} = [B]\{r\}, \quad (2)$$

である。通常の要素に対する応力 - 歪みマトリックス $[D]$ を、

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon - \varepsilon_0\}, \quad (\text{ただし、}\{\varepsilon_0\} \text{は初期値}), \quad (3)$$

接合要素に対する非線形の応答マトリックス $[\bar{D}_j(r)]$ を、

$$\{\sigma\} = [\bar{D}_j(r)]\{\varepsilon\}, \quad (4)$$

とすると、(1)式は変位 $\{r\}$ に対する剛性マトリックスと、荷重ベクトル $[F]$ を用いて次式のように表される。

$$[K_r(r)]\{r\} = [K + \bar{K}_j(r)]\{r\} = [F]. \quad (5)$$

ここで、

$$[K] = \int [B]^T [D] [B] dV, \quad (6)$$

$$[\bar{K}_j(r)] = \int [B_j]^T [\bar{D}_j(r)] [B_j] dV, \quad (7)$$

$$[F] = \int [N]^T \{p\} dA + \int [B]^T [D] \{\varepsilon_0\} dV, \quad (8)$$

である。ARKAS ではこの (5)式を Newton-Raphson 法で線形化して解く。すなわち、この式の線形化を、

$$[\Psi(r)] = [K + \bar{K}_j(r)]\{r\} - [F] = [P(r)] - [F] = 0, \quad (9)$$

とし、 i 番目の近似解 $\{r^i\}$ が得られたとして、そのまわりにテイラー展開し 1 次項のみを

とると次式が得られる。

$$\begin{aligned} [\Psi(r^{i+1})] &= [\Psi(r^i)] + \left[\frac{d\Psi(r^i)}{dr} \right] \{\Delta r^i\} = 0, \\ \{\Delta r^i\} &= \{r^{i+1}\} - \{r^i\} \end{aligned} \quad (10)$$

したがって、この式がほぼ成立するまで次式によって近似解 $\{r^i\}$ を繰り返し求めれば、(5)式が解かれることになる。

$$[K + K_J(r^i)]\{\Delta r^i\} = [F - P(r^i)]. \quad (11)$$

そのためには、接合要素に対する接線剛性マトリックス、

$$[K_J(r^i)] = \int_{V_j} [B_J]^T [D_J(r^i)] [B_J] dV, \quad (12)$$

を適切に定めれば良いことになる。ARKAS では、このマトリックスを、接合要素部分での接触/非接触の判定をもとに、非接触の場合はゼロ、接触の場合には上下の要素の形状関数 $[N_u]$ 、 $[N_l]$ を利用して次のように定めるという方法をとっている。

$$\begin{aligned} [K_J] &= \sum_m [(N_u - N_l)] [K^{(m)}] [(N_u - N_l)] \\ [K^{(m)}] &= \begin{bmatrix} k_{xz}^{(m)} & 0 & 0 \\ 0 & k_{yz}^{(m)} & 0 \\ 0 & 0 & k_{zz}^{(m)} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (13)$$

ここで、 m は接合要素内の適当に分割された部分を表す。 $k_{xz}^{(m)}$ などは、完全に接触している場合には通常の剛性マトリックス要素とする。摩擦やすべりがある場合には、摩擦係数を考慮してこれを定めることになる。

ARKAS ではさらに、(11)式を縮約することによって、記憶容量の低減と計算時間の短縮がはかられている。すなわち、(11)式を解く際の毎回の繰り返し計算では、非線形項である接合要素節点に対する接線剛性マトリックス項のみを更新するものとしている。

Fig. B-3 には ARKAS の計算フローを示す。寸法や材料物性値、および境界条件などの入力をもとに、まず集合体剛性マトリックス $[K]$ が作成され、これを縮約した後に、Newton-Raphson 法による応力 - 歪み解析ループに入り、荷重 $[F]$ および接触要素の接線剛性マトリックス $[K_t]$ を求めて変位を算出することを繰り返して収束値を得る。そして、これをもとに全要素の変位、応力が算出されることになる。なお、ARKAS では対称性を利用して炉心を分割 (1/6、1/12) して解くことも可能としている。

以下には、この ARKAS の検証のために、模擬集合体群の圧縮実験の解析を行った結果について述べる⁽³⁾。

解析の対象とした実験は、英国 NNC 社の CRUPER 装置において実施された。この装置は、Fig. B-3 に示すように 5 列、91 体のダクトを装荷して炉心を模擬したものであり、外周に配置された 30 の ram により炉中心部に向けた荷重を加えて炉心を圧縮して、ダクト間の間隙や荷重を測ることができるようになっている。Fig. B-4 には、各集合体 (ダクト) の寸法、およびこれを模擬した ARKAS のメッシュを示す。外対面間距離は 142.1mm、肉厚は 3.2mm と実機に近いサイズであるが、高さは 600mm と短尺である。集合体間パッドは中心高さに設けられており、通常時のパッド間ギャップは 1mm である。パッド部には、摩擦係数が 0.15 程度となるようにコーティングが施されている。なお、荷重やギャップが精度良く測定できるようにするため、六角断面の各頂部には補強棒が入っておりつぶれやねじれなどの影響が出ないように工夫されている。Fig. B-4 には、ARKAS の解析で用いたヤング率とポアソン比も示してある。

実験では、30 の ram すべてが段階的に押し込まれ (炉中心方向の変位が与えられ)、7 段階目で全炉心のパッド間ギャップが閉じて、それ以上押し込めなくなった。Fig. B-5

には、この間の各 ram - パッド面における荷重の履歴を示す。なお、ここでは摩擦係数をゼロとして解析を行った。解析値はほぼ実験値と同様の傾向を示している。Fig. B-6 には両者の相関を示す。初期の段階では両者は良く一致しているが、段階が進み、より多くのギャップが閉じて荷重が増加していくとこの一致は若干悪くなる。Table B-1 には、第 7 段階での荷重の実測値と解析値を比較して示した。この結果によれば、両者の差の平均は+8.2%、標準偏差 25.5%であった。個々の値を見ると、ram No.13 で差が大きい、その他においては差は40%以下である。

Fig. B-7 には、パッド間ギャップの実測値と解析値の相関を示す。解析においても、第 7 段階ではすべてのギャップが閉じている結果となっている。すべての点は $\pm 0.15\text{mm}$ の幅に入っており、比較的良い一致が得られている。ある程度のギャップが残留している第 3 段階で見ると、両者の平均偏差は -0.05mm 、標準偏差は 0.12mm である。

以上の結果は、ARKAS は外部からの荷重、およびそれによる集合体間の相互作用に起因した炉心（集合体群）の変形挙動を、比較的良い精度で模擬できるものであることを示すものである。ただし、実際の炉心変形時には、接触したパッド間が摩擦によって固定されている状態からすべりが生じて動き始めることがあるなど、より複雑な挙動があるものと考えられる。したがって、今後、より実機に近い状態での実験、あるいは実機の解析を行って、その結果をもとにモデルを改良し、予測精度を向上していくことが、実用化に向けては不可欠となる。

B. 2 炉心変形反応度算出手法

本研究では、過渡時に炉心を構成する集合体の位置が変わる場合の反応度を計算する

手法として SIRAP^(4,5)のものを用いた。これは、3次元六角-Zメッシュ、拡散近似の1次摂動手法であり、以下に述べるように座標変換法を用いることによって、変形前の計算メッシュをそのまま用いて変形の反応度を算出するものである。したがって、Fig. B-9に計算フローを示すように、CITBURNなどの3次元拡散燃焼計算時に作成した炉定数（マクロ断面積）、実効増倍率や中性子束、随伴中性子束を活用することができる。

この手法（座標変換法）では、炉心（各集合体）形状の変化をマクロ断面積の変化として表すことにより、変形の前後の計算メッシュが一致するようにするものである。以下、簡単のために1群の場合を例にとり、この手法を述べる。

炉心内の中性子束 ϕ は、拡散近似を用いて次式で記述される。

$$D\nabla\phi - \Sigma_a\phi + \left(\frac{\nu\Sigma_f}{k_{eff}} \right) \phi = 0. \quad (14)$$

ここで、 D は拡散係数、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu\Sigma_f$ は生成断面積である。一方、変形があった場合には、数密度の変化と炉心形状の変化によってマクロ断面積、および中性子束分布が変化するため、拡散方程式は

$$D'\nabla\phi' - \Sigma'_a\phi' + \left(\frac{\nu\Sigma'_f}{k'_{eff}} \right) \phi' = 0, \quad (15)$$

となる。計算メッシュの座標系が、変形前の (x, y, z) から、になったとすると、この式は次のように書ける。

$$\begin{aligned} & \frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\alpha}{J} D' \frac{\partial \phi'}{\partial \xi} - \frac{\beta}{J} D' \frac{\partial \phi'}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{J} \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\gamma}{J} D' \frac{\partial \phi'}{\partial \eta} - \frac{\beta}{J} D' \frac{\partial \phi'}{\partial \xi} \right) \\ & + D' \frac{\partial^2 \phi'}{\partial z^2} - \Sigma'_a \phi' + \left(\frac{\nu\Sigma'_f}{k'_{eff}} \right) \phi' = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

ただし、

$$\alpha = \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2, \quad (17)$$

$$\beta = \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta}, \quad (18)$$

$$\gamma = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \right)^2, \quad (19)$$

$$J = \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi}, \quad (20)$$

である。ここで、各集合体の径方向変位は mm オーダとごく小さいことから、 $\partial x/\partial \eta$ および $\partial y/\partial \xi$ の効果は小さく無視できることを考慮すると、(16)式は

$$D \left[\left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right)^2 \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2 \frac{\partial^2}{\partial \eta^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] \phi' - \Sigma'_a \phi' + \left(\nu \Sigma'_f / k'_{eff} \right) \phi' = 0, \quad (21)$$

となる。この式の形から、拡散係数 D として適当なものを用いれば、微小な変形後の中性子束分布は、変形前の計算メッシュによる拡散方程式によって良い近似で表されることがわかる。そして、変形による反応度変化は、断面積の微小変化に対応する摂動によって精度良く求められることになる。

拡散係数 D は、次のように定め得る。すなわち、隣接する六角-Z の拡散ノード i, j 間のピッチ (集合体配列ピッチ) が変形前後で、 h_{ij}, h'_{ij} であり、それぞれのノードの拡散係数が D_i, D_j であるとする、ノード間の実効的な拡散係数は次式で定義されるものとする。

$$\tilde{D}'_{ij} = \frac{2D_i D_j}{D_i + D_j} \left(\frac{h_{ij}}{h'_{ij}} \right)^2. \quad (22)$$

また、変形後の各ノードの拡散係数と断面積は、変形前の値 (D_i 、 Σ_{ai} 、 $\nu\Sigma_{fi}$) を用い、変形による冷却材流路割合の変化を考慮して次のように表される。

$$D'_i = \frac{V_i + \delta V_i}{V_i/D_i + \delta V_i/D_{Na}}, \quad (22)$$

$$\Sigma'_{ai} = \frac{\Sigma_{ai}V_i + \Sigma_{ai}^{Na}\delta V_i}{V_i + \delta V_i}, \quad (23)$$

$$\nu\Sigma'_{fi} = \frac{\nu\Sigma_{fi}V_i}{V_i + \delta V_i}. \quad (24)$$

ここで、 V_i と δV はそれぞれ変形前のノード体積と変化量、 D_i^{Na} と Σ_{ai}^{Na} は変形前の冷却材中の拡散係数と吸収断面積である。(22)-(24)を用いれば、変形による反応度は次のように表すことができる。

$$\frac{\Delta k}{k_{eff}} = \frac{-\sum_i \left[\delta\Sigma_{ai}\phi_i^*\phi_i - \frac{\delta(\nu\Sigma_{fi})}{k_{eff}}\phi_i^*\phi_i + \sum_j \nabla\phi_i^*\delta\tilde{D}'_{ij} \cdot \nabla\phi \right] V_i}{\sum_i \nu\Sigma_{fi}\phi_i^*\phi_i V_i}. \quad (25)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \delta\tilde{D}'_{ij} &= \tilde{D}'_{ij} - \frac{2D'_iD'_j}{D'_i + D'_j} \\ \delta\Sigma_{ai} &= \Sigma'_{ai} - \Sigma_{ai} \\ \delta(\nu\Sigma_{fi}) &= \nu\Sigma'_{fi} - \nu\Sigma_{fi} \end{aligned}, \quad (26)$$

である。

以上の議論は、多群の場合にも容易に拡張できる。

この手法によれば、変形の状態を直接反映できる詳細なメッシュによって変形前後の実効増倍係数を直接求めた場合と比較して、 $\pm 0.5\%$ 以下の精度で変形反応度を算出する

ことが可能であることが確認されている。

B. 3 過渡時炉心核熱流動解析手法

本研究で用いた TREFOIL[®]は、Fig. B-10 に示すような代表ピンモデルで表した燃料集合体からなるマルチチャンネルモデル (Fig. B-11) によって炉心を模擬し、熱流動を解いて、被覆管、冷却材、ダクトの軸方向温度分布と、燃料ピン内の径方向および軸方向温度分布を求めるものである。ただし、炉心の径方向 (集合体内、集合体間) の熱移行については、以下のように、ダクトおよび集合体間ギャップ中の Na の熱抵抗を考慮して算出する。

まず、集合体内におけるダクトおよび集合体間ギャップ中の Na への伝熱をより詳しく評価するため、Fig. B-12 に示すような仮想的な中心/周辺チャンネル (6 分割) モデルによって、両者への流量配分と伝熱を解く機能が設けられている。これにより、周辺流れ効果および低流量時の集合体内流量再配分効果を考慮したダクトへの熱移行を求めることができる。ただし、上述のように出力については代表ピンモデルであり、集合体内の径方向出力分布の影響は考慮できない。炉中心部にある集合体では径方向の出力ピーキングは数%と小さいが、制御棒に隣接する集合体や炉心外周部の集合体では 10-20%となり得るため、この影響は小さくない可能性がある。これを適切に考慮するには、COBRA コード^(7,8)のように集合体内の熱流動をサブチャンネルモデルによって解く手法が必要となる。これは、今後の一層の精度向上のための開発課題である。次に、集合体間の熱移行をより詳しく評価するためには、Fig. B-13 に示すように、集合体間ギャップ中にフローネットワークを想定し、圧損、浮力および慣性を考慮して熱輸送共に解くモデルが設けられてい

る。これにより、ギャップ Na の冷却による時間遅れも考慮して、集合体間熱移行が解かれ、ダクトの温度分布を精度良く求めることができると考えられる。

一方、過渡時の出力計算については、第2章で述べたような炉心設計で得られた各領域の温度係数（ドップラー、燃料伸び、冷却材、被覆管、ダクト、支持板）に加え、径方向変形の反応度も考慮して、即発跳躍近似で1点炉の動特性を解くことによる核分裂発熱の算出、および、これも第2章でのべた多項式フィッティングを用いた崩壊熱の算出を行うものである。

Fig. B-14 には、これらのモデルによる TREFOIL の計算フローを示す。境界条件として与えられる出力分布、炉心入口流量と温度の履歴および炉心出口圧力分布をもとに、各時刻ステップにおいて、まず出力を求め、次に各集合体内と集合体間ギャップ Na の熱計算を行って各部温度を定めて、集合体内（周辺領域）および集合体間ギャップ Na の流動が解かれる。なお、TREFOIL では対称性を利用して炉心を分割（1/6）して解くことも可能としている。以下に、各モデルについて述べる。

まず、各集合体（代表ピン） - マルチチャンネルモデルの熱流動計算では、各集合体内の冷却材流路（Fig. B-10 参照）で運動量保存式、

$$\frac{\rho}{g_c} \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} - \frac{\partial \zeta}{\partial x} \frac{\rho u^2}{2g_c} + \rho \frac{g}{g_c} C_X, \quad (27)$$

を適用し、これを陰解差分化して流路 X (=炉心燃料集合体、ブランケット、遮へい体) について、

$$L_X \frac{W_X^{n+1} - W_X^n}{\Delta t} = \Delta H_X^n - \Delta P_X^n \frac{W_X^{n+1}}{W_X^n} + \Delta P_X^{n+1}, \quad (28)$$

の形を式を得る。ここで、 W_x は質量流量、 L_x は流体慣性項、 ΔH_x はサーマルヘッド、 $\Delta_x P$ は圧損である。この (28) 式を W_x^{n+1} について解き、入口流量に対する連続条件式 (Fig. B-11 参照) 、

$$\sum_x W_x^{n+1} = W_{in}^{n+1}, \quad (29)$$

に代入すれば、圧損 ΔP_x^{n+1} についての方程式が得られる。これを解いて、得られた ΔP_x^{n+1} をあらためて (28) 式に代入すれば、 $n+1$ ステップでの流量 W_x^{n+1} が求められる。

集合体内の径方向熱計算については、燃料(f)、被覆管(cl)、冷却材(Na)、ダクト(D)について次の伝熱方程式を基礎式とする。

$$\rho_f C_f \frac{dT_f}{dt} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left[\lambda_f \frac{dT_f}{dr} \right] + q_f, \quad (30)$$

$$A_{cl} \rho_{cl} C_{cl} \frac{dT_{cl}}{dt} = 2\pi r k_b (T_f - T_{cl}) - a_c k_c (T_{cl} - T_c), \quad (31)$$

$$A_{Na} \rho_{Na} C_{Na} \frac{\partial T_{Na}}{\partial t} + A_{Na} G C_{Na} \frac{\partial T_{Na}}{\partial Z} = a_{Na} k_{Na} (T_{cl} - T_{Na}) + a_D k_D (T_D - T_{Na}), \quad (32)$$

$$A_D \rho_D C_D \frac{dT_D}{dt} = a_D k_D (T_c - T_D) + Q_R. \quad (33)$$

ここで、 T は温度、 ρ は密度、 C は比熱、 q は発熱量、 λ は熱伝導率、 A は断面積、 k はギャップコンダクタンスまたは熱通過率、 a は伝熱面積密度、 G は質量流速、 Q は集合体間の熱交換量である。これらの式(30)-(33)は、一般的に良く用いられる、時間に対する陰解差分法 (燃料中については空間についても中心差分) による数値解法で解く。ただし、径方向の熱移行に関して特記すべき点として、後述の周辺チャンネルモデル、集合体間ギャップ Na モデルで得られるダクトへの熱移行量、およびダクトからギャップ Na への熱移行量評価との整合をとるために、ダクトに温度については、Fig. B-12 に示すように周方

向に 6 分割した分布を考慮できるようにしたことがある。すなわち、6 つの部分 ($i=1\sim 6$) のダクト温度として、 T_{Di} を定義する。これを用いれば、ダクトに対する (33) 式の差分化は次のようになる。

$$A_D \rho_D C_D \frac{(T_D^{n+1} - T_D^n)}{\Delta t} = a_D k_D \left\{ T_C^{n+1} + \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 (T_{pi}^n - T_C^{n+1}) - T_D^{n+1} - \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 (T_{Di}^n - T_D^{n+1}) \right\} + Q_R, \quad (34)$$

$$Q_R = \sum_{i=1}^6 a_i K_i (T_{ii}^n - T_{Di}^{n+1}).$$

ここで、 T_{pi} は集合体内の周辺チャンネルの冷却材温度であり、次に述べる周辺チャンネルモデルで求められる。集合体からの熱移行量 Q_R は、後述する集合体間ギャップ Na モデルで求まる、 T_R によって定まる。

次に、Fig. B-12 の中心 (添字 c 、参照) および周辺チャンネル (添字 pi : $i=1\sim 6$) モデルでは、径方向の流れは考慮せず、ENERGY-IV コード^⑨などで用いられている乱流ミキシングの考え方によって、中心/周辺チャンネル間の運動量交換の項を含めた軸方向の運動量方程式をもとに周辺流量が定められる。

中心および周辺チャンネルの流量、 G_c 、 G_{pi} に対する方程式は次のとおりである。

$$L \frac{dG_c}{dt} = \Delta P - \Delta P_{fc} + \Delta H_c - \sum_i \Delta P_{mpi}, \quad (35)$$

$$L \frac{dG_{pi}}{dt} = \Delta P - \Delta P_{fpi} + \Delta H_{pi} - \Delta P_{mpi}, i=1\sim 6. \quad (36)$$

ここで、 L は燃料長さ、 ΔP は高さ L での差圧である。 ΔH_x ($x=c, pi$) はサーマルヘッドであり入口密度を $\bar{\rho}$ として、

$$\Delta H_x = g(\bar{\rho} - \bar{\rho}_x), \quad (37)$$

である。圧損項 $\Delta P_{fx} (x=c, pi)$,

$$\Delta P_{fpx} = f_x(\text{Re}_x) \frac{L}{\text{De}_x} \frac{G_x^2}{2\rho}, \quad (38)$$

において、各チャネルの圧損係数 $f_x(\text{Re}_x)$ には、ENERGY-IV コードと同様に集合体仕様 (サブチャネル寸法) によって定まるコリレーションを用いる。ミキシング項 ΔP_{mpi} ,

$$\Delta P_{mpi} = \frac{v_i + \varepsilon_M(\text{Re}_i)}{\delta_p} (G_c - G_{pi}), \quad (39)$$

におけるミキシング係数 $\varepsilon_M(\text{Re}_i)$ についても同コードのコリレーションを用いる。これらの流量と代表ピンモデルで得た各集合体の全流量 G_a の間には、

$$A_a G_a = A_c G_c + A_p \sum_i G_{pi}, \quad (40)$$

の関係がある。ここで、 $A_x (x=a, c, pi)$ は流路面積である。したがって、これを用いて (36) 式から中心流量 G_c を消去して差分近似することにより、各時刻ステップの周辺流量 G_{pi} を求めることができる。

一方、各流路の冷却材に対するエネルギー式、

$$A_c \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} + A_c G_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial Z} = q_c - \sum_i q_{pci}, \quad (41)$$

$$A_{pi} \rho_{pi} C_{pi} \frac{\partial T_{pi}}{\partial t} + A_{pi} G_{pi} C_{pi} \frac{\partial T_{pi}}{\partial Z} = q_{pi} + q_{pci} - q_{pDi}, \quad (42)$$

についても、流動計算と同様に、

$$A_a G_a T_a = A_c G_c T_c + A_p \sum_i G_{pi} T_{pi}, \quad (43)$$

を用いて (41)式から中心温度 T_c を消去して差分近似することにより、各時刻ステップの周辺温度 T_{pi} を求めることができる。ただし、(41), (42)式において、 q_x ($x=a, c, pi$)は各部分での発熱量、 q_{pci} は熱のミキシング項

$$q_{pci} = \left(\frac{\lambda + \rho C \varepsilon_M (\text{Re})}{\delta_p} \right)_{pi} (T_c - T_{pi}) S_{cp}, \quad (44)$$

である (S_{cp} は中心/周辺チャンネル境界長)。また、 q_{pDi} は周辺チャンネル i に面したダクトの部分 (1/6、Fig. B-12 参照) への熱移行量であり、後述の集合体間ギャップ Na モデルで得られたこのダクト部分の温度を用いて定められる。

集合体間ギャップ中の Na に対しては、Fig. B-13 に示したフローネットワークの流路(L) について、次の運動量の方程式を適用する。

$$\int_L \frac{d}{dt} \left(\frac{W}{A} \right) dL = P_{in} - P_{out} - \frac{1}{2} \int_L f_d \frac{W|W|}{\rho A^2} dL + \int_L \rho g dL. \quad (45)$$

ここで、 W は流量、 A は流路面積、 P_{in} 、 P_{out} は流路両端の圧力である。圧力損失係数は、摩擦係数 f 、形状抵抗係数 ξ によって次のように表される。

$$f_d = \left(\frac{\partial \xi}{\partial L} + \frac{f}{\text{De}} \right). \quad (46)$$

f については、乱流域では Blasius の式、層流域では平行平板の式と Blasius の式による値のうち大きい方を用いる。

式 (45) を差分化すると、各流路 (k) について次式が得られる。

$$S_k \frac{W_k^{n+1} - W_k^n}{\Delta t} = P_{kIN}^{n+1} - P_{kOUT}^{n+1} - R_k^n W_k^{n+1} + H_k^n. \quad (47)$$

ここで、

$$S_k = L_k / A_k, \quad L_k \text{ は流路長,} \quad (48)$$

$$H_k^n = (\rho_{IN} \Delta Z_{IN} + \rho_{OUT} \Delta Z_{OUT}) \cdot g / 2, \quad \Delta Z_{IN}, \Delta Z_{OUT} \text{ は高さ,} \quad (49)$$

$$R_k^n = \left(\xi + L \frac{f}{De} \right)_k \frac{|W_k^n|}{2\rho A_k^2}. \quad (50)$$

である。この (47) 式を W_k^{n+1} について解き、それをネットワーク中の各分岐/合流点 I (Fig. B-13 参照) の周りでの連続条件式、

$$\sum_{k \in I} W_k^{n+1} = 0, \quad (51)$$

に代入すれば、圧力 P_{ki}^{n+1} 、 P_{ko}^{n+1} についての方程式が得られる。これを解いて、得られた圧力 P_{ki}^{n+1} 、 P_{ko}^{n+1} をあらためて (47) 式に代入すれば、 $n+1$ ステップでの流量 W_k^{n+1} が求められる。

エネルギー式としては、各計算点において、隣接する流路間での熱伝導は無視して、次式を適用する。

$$A_i \rho_i C_i \frac{\partial T_i}{\partial t} + \sum_{j=1}^5 \left(A_j G_j C_j \frac{\partial T_j}{\partial x_j} \right)_j = \sum_{l=1}^3 a_l K_l (T_{Dl} - T_i). \quad (52)$$

ここで、 T は温度、 A は断面積、 ρ は密度、 C は比熱、 G は流量である。添字 j はこの計算点とつながる 5 つの流路を示す。この式の右辺は、集合体 (ダクト) - ギャップ Na 間の熱移行の項である。添字 l はこの点に面した 3 つの集合体を示す。 T_{Dl} はそれらの各集合体のダクトの部分 (1/6、Fig. B-12 参照) 温度である。 a は伝熱面積密度である。熱通過率 K_l については次のように定める。

$$K_l = \frac{1}{1/h_l + t_D/2\lambda_D}, \quad (53)$$

$$h_l = \frac{\lambda_l}{\delta_e/2} \text{Nu}, \quad (54)$$

$$\delta_e = \frac{V_l}{3\sqrt{3}/2\text{Pitch}}. \quad (55)$$

ここで、 λ_D 、 λ_l はダクトと Na の熱伝導率、 t_D はダクト肉厚、 V_l は流路体積、Pitch は集合体配列ピッチである。

(52)式を差分化した、

$$\Delta Z A_l \rho_l C_l \frac{(T_l^{n+1} - T_l^n)}{\Delta t} = \sum_{j \in \text{in}} W_j^n C_j T_j^n - \sum_{j \in \text{out}} W_j^n C_j T_j^n + \sum_{l=1}^3 \Delta Z_l a_l K_l^n (T_{Dl}^{n+1} - T_l^{n+1}), \quad (56)$$

を解いて、 T_l^{n+1} を求めるあたっては、代表ピンモデルで求めた冷却材およびダクト温度、 T_C^{n+1} 、 T_D^{n+1} を用いた、ダクトの温度分布に関する次の補助方程式

$$A_D \rho_D C_D \frac{(T_{Dl}^{n+1} - T_{Dl}^n)}{\Delta t} = \frac{1}{6} a_D K_D (T_C^{n+1} - T_D^{n+1}), \quad (57)$$

から、 T_{Dl}^{n+1} を算出しておく。

【付録Bの参考文献】

- (1) Nakagawa, M.: "Three-Dimensional Finite Element Program for the Core-wide Mechanical Analysis of Liquid-metal Fast Breeder Reactor Cores," *Nucl. Technol.*, **75**, 46 (1986)
- (2) Nakagawa, M., Yokoo, T., Ohta, H., Matsuyama, S.: "Development of an advanced core bowing code ARKAS-cellule," to be presented at SMiRT-16, Aug. 2001
- (3) Coors, D., Heinecke, J. and Holtz, D.: "Static core mechanics of large fast breeder reactors," *Proc. Int. Conf. On Fast Reactor Core and Fuel Structural Behaviour*, Inverness, Jun. 4-6, 1990
- (4) Azekura, K.,: *Nucl. Technol.*, **77**, 255 (1987)
- (5) Azekura, K., Hayase, T.: "Three-Dimensional First-Order Perturbation Calculation Method for Reactivity Changes due to Core Deformations of Fast Breeder Reactors," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **26**, 374 (1989)
- (6) 渡辺収、他 : "大型 FBR の自然循環特性評価手法に関する研究(II)－(2)炉心槽内の熱流動－、" 日本原子力学会 1997 年秋の大会予稿集 G38、1997 年 10 月 14-17 日、沖縄コンベンションセンター、p.509 (1997)
- (7) George, T. L., et al.,: "COBRA-WC: A Version of COBRA for Single-Phase Multiassembly Thermal Hydraulic Transient Analysis," PNL-3259, Pacific Northwest Laboratory, (1980)
- (8) 横尾健 : "過渡時の FBR 炉心熱流動解析コード multi-COBRA の開発、" 電力中央研究所報告、T93028 (1994)

- (9) Cheng, S. and Todreas, N. F.: "Constitutive Correlations for Wire-wrapped Subchannel Analysis under Forced and Mixed Convection Condition," DOE/ET/37240-108-TR (1984)

Table B-1 Comparison of measured and calculated ram loads at full-compaction

Ram	CRUPER	ARKAS_cellule Results	
	Measured Experimental Radial Load	Resolved Radial Load	Percentage Relative
	kN	kN	Difference(%)
1	3.74	3.7	-1.0
2	3.68	3.94	7.0
3	4.23	4.2	-0.6
4	3.83	4.63	21.0
5	2.05	2.36	15.2
6	3.29	2.27	-30.9
7	3.99	4.87	22.0
8	4.34	4.87	12.2
9	3.88	3.95	1.9
10	3.87	3.36	-13.1
11	2.59	3.5	35.2
12	5.59	3.74	-33.1
13	2.18	4.4	102.0
14	2.92	3.99	36.6
15	3.24	2.63	-18.8
16	3.79	3.85	1.6
17	4.47	4.38	-2.0
18	3.51	3.41	-2.9
19	4.47	4.77	6.6
20	2.11	2.84	34.5
21	6.28	5.05	-19.6
22	2.67	3.44	29.0
23	4.24	4.11	-3.0
24	3.13	3.93	25.6
25	2.71	3.44	26.9
26	4.26	3.27	-23.2
27	3.51	3.91	11.4
28	3.7	3.8	2.7
29	4.41	4.26	-3.3
30	3.62	3.84	6.0
Mean Relative Difference(%)			8.2
Sample Standard Deviatuion(%)			25.5

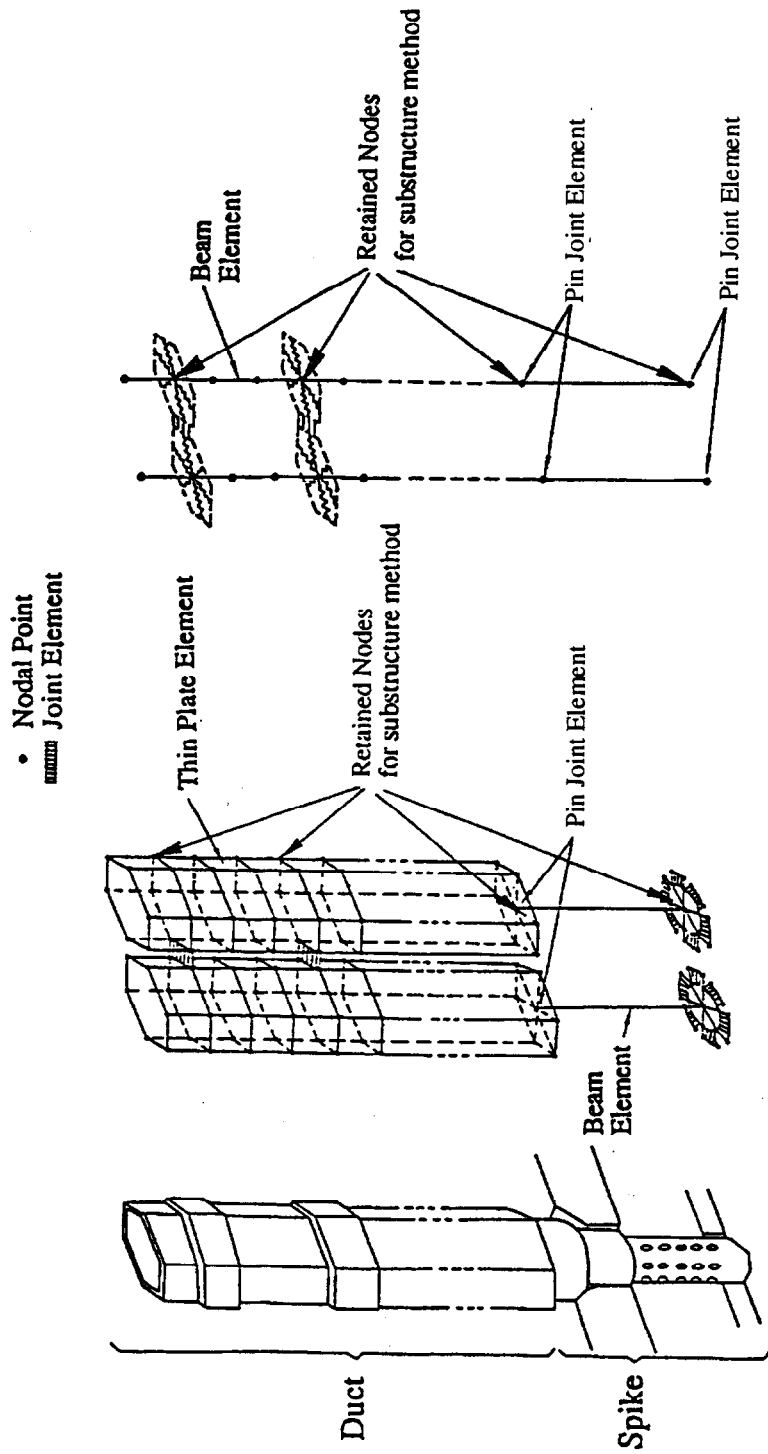


Fig. B-1 Analysis model in ARKAS

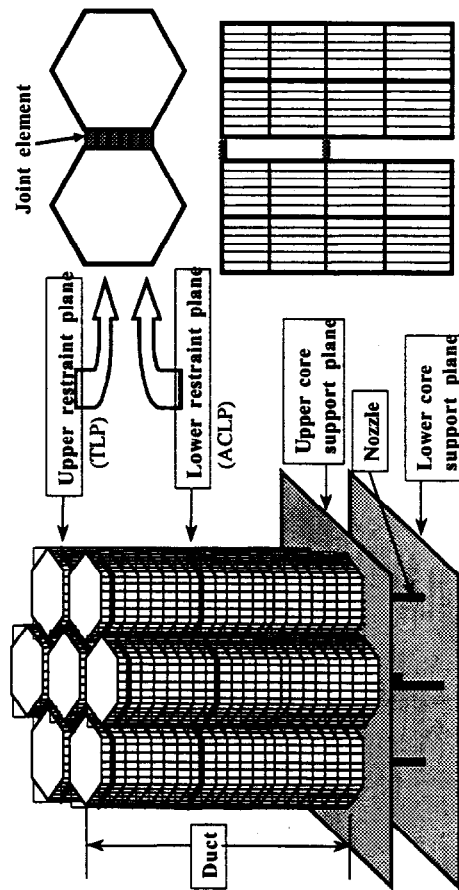


Fig. B-2 Finite elements for ARKAS analysis

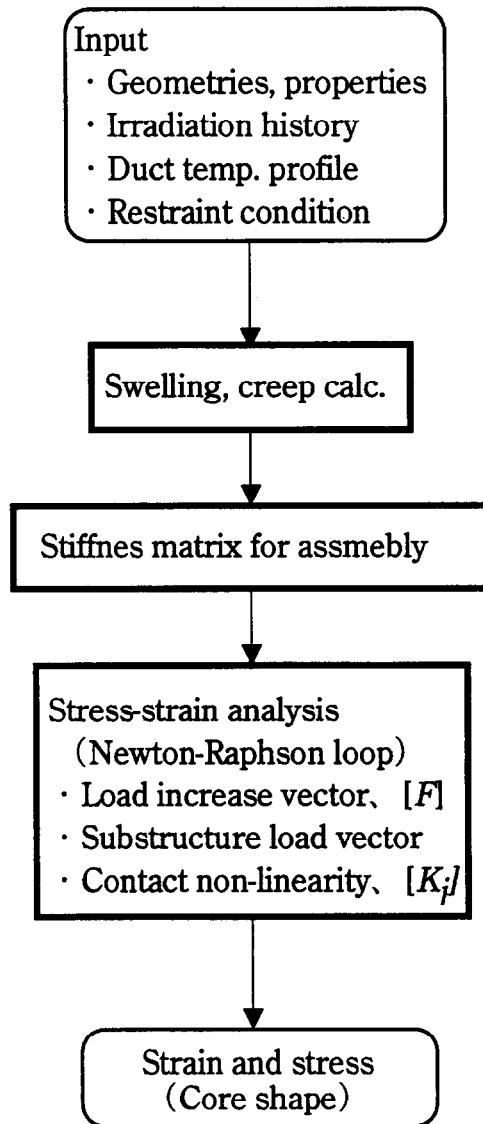


Fig.B-3 Calculation flow of ARKAS code

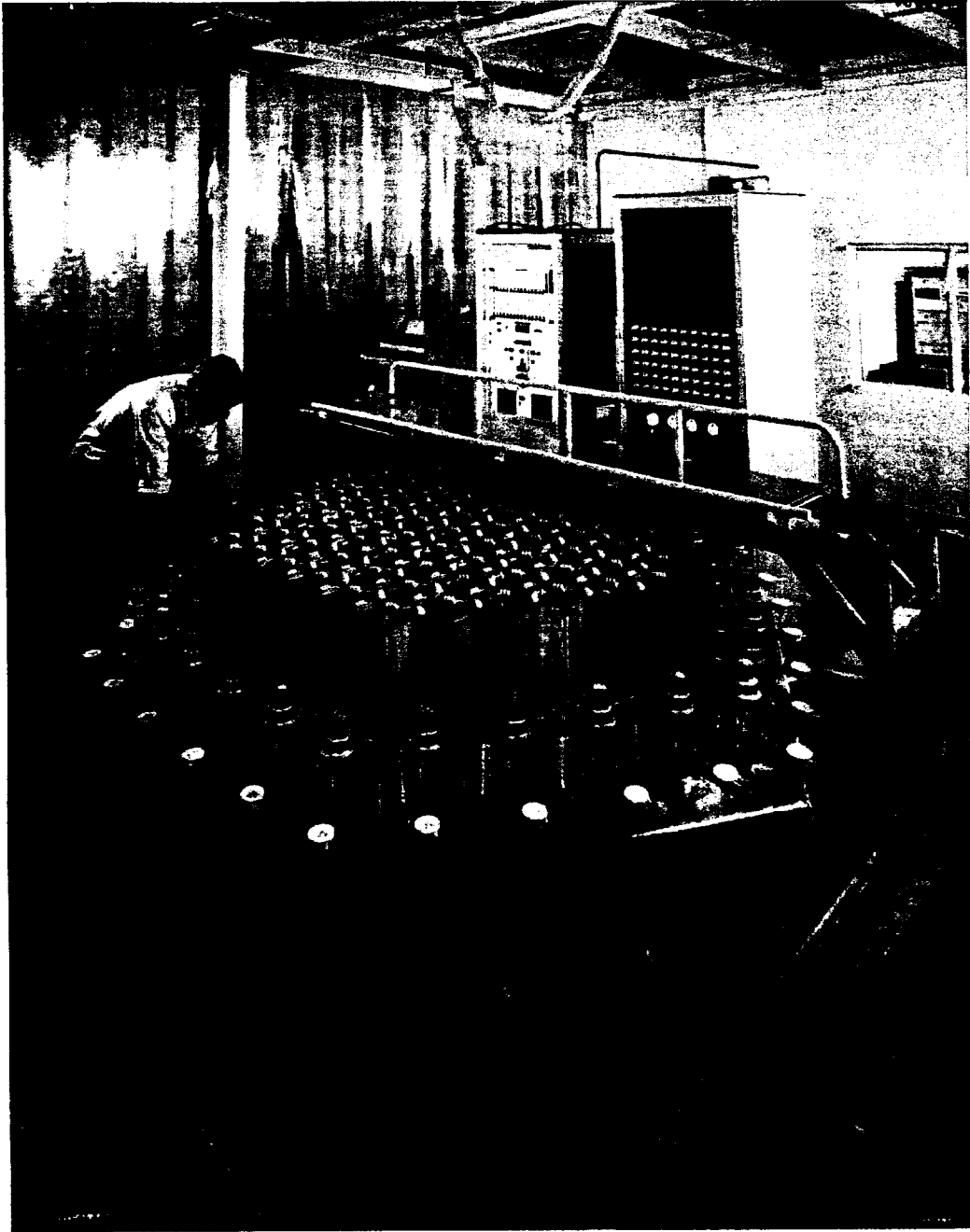


Fig. B-4 General view of CRUPER

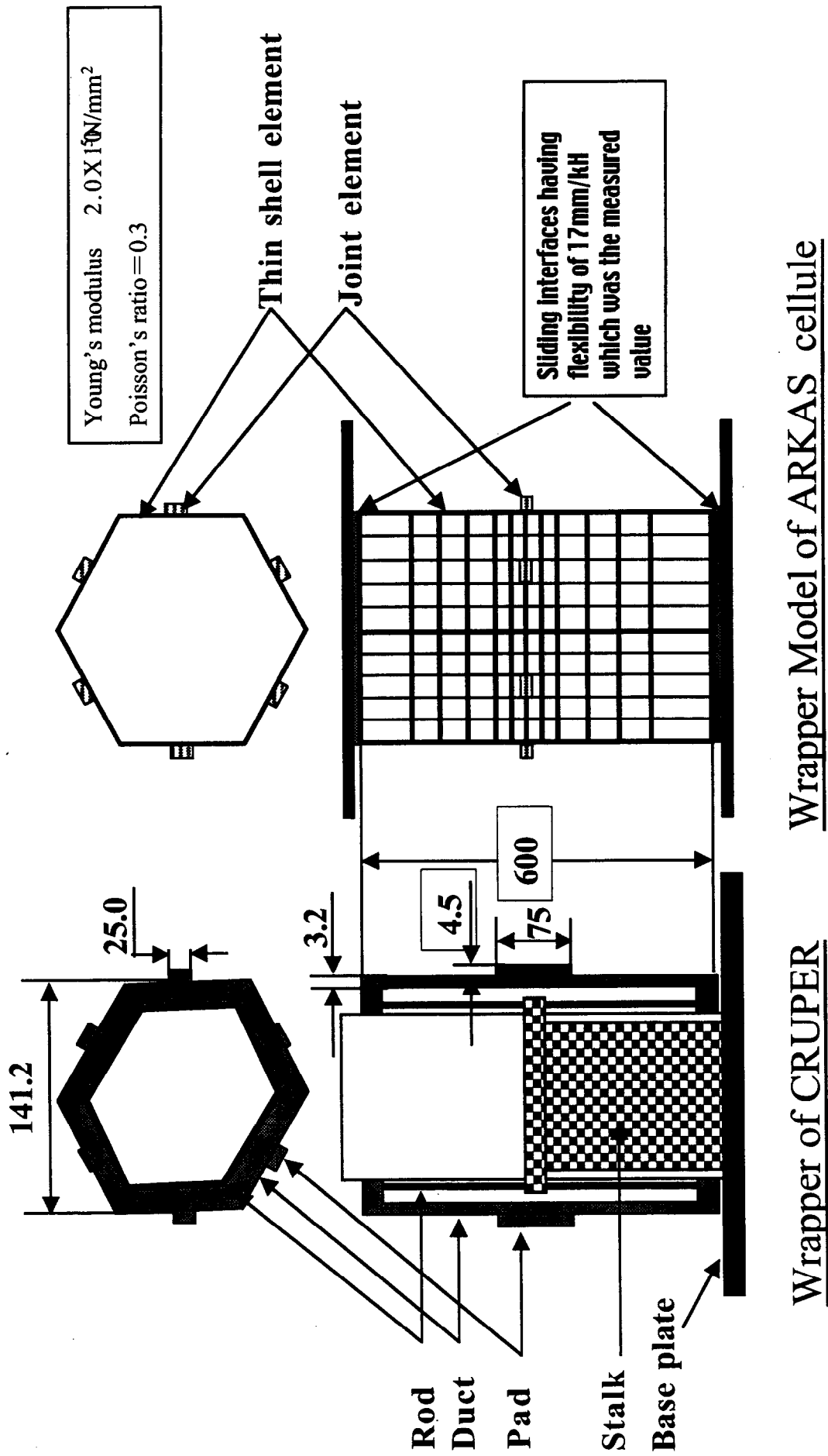


Fig. B-5 CRUPER duct configuration and model for ARKAS analysis

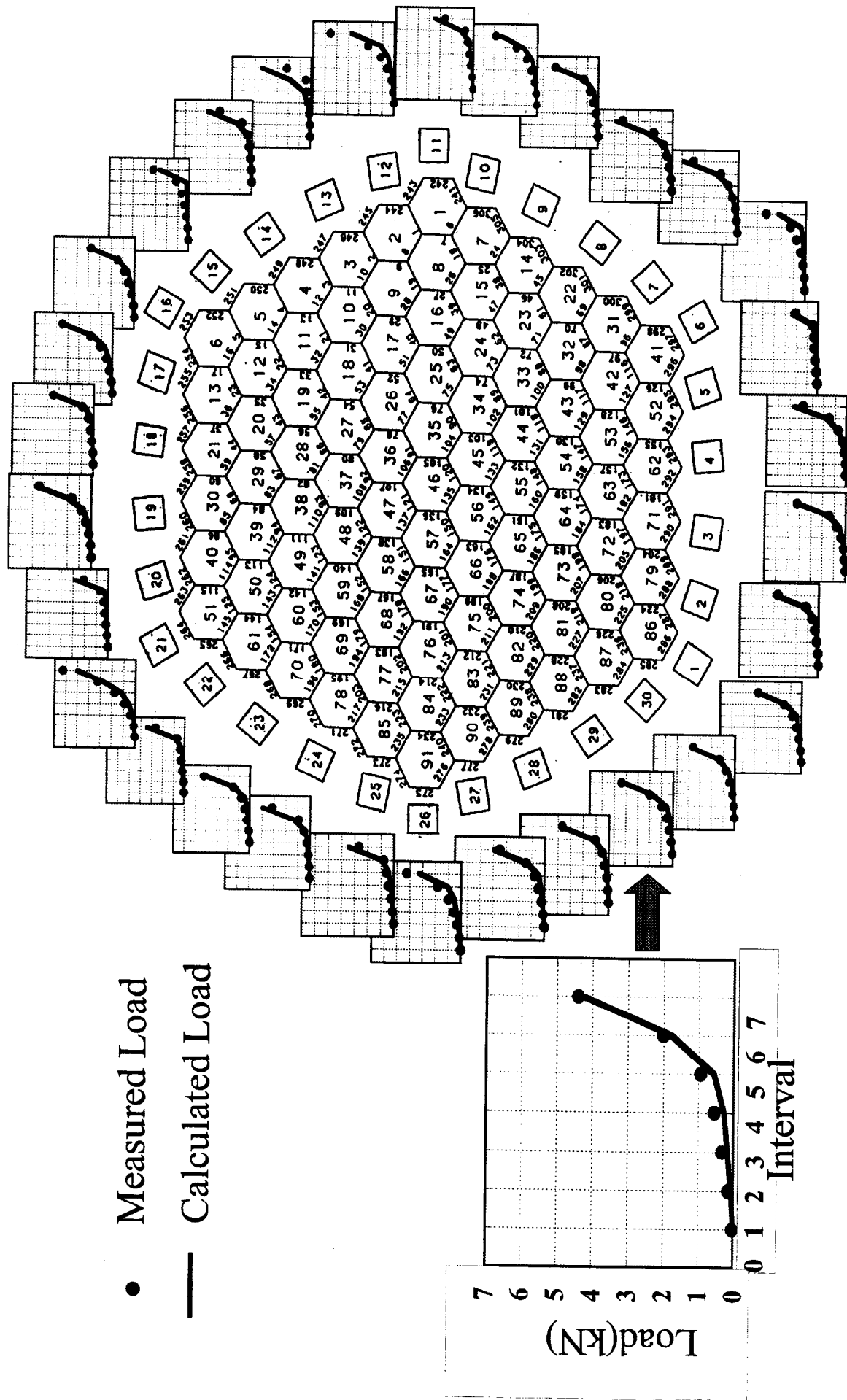


Fig. B-6 Measured and calculated ram load during compaction sequence

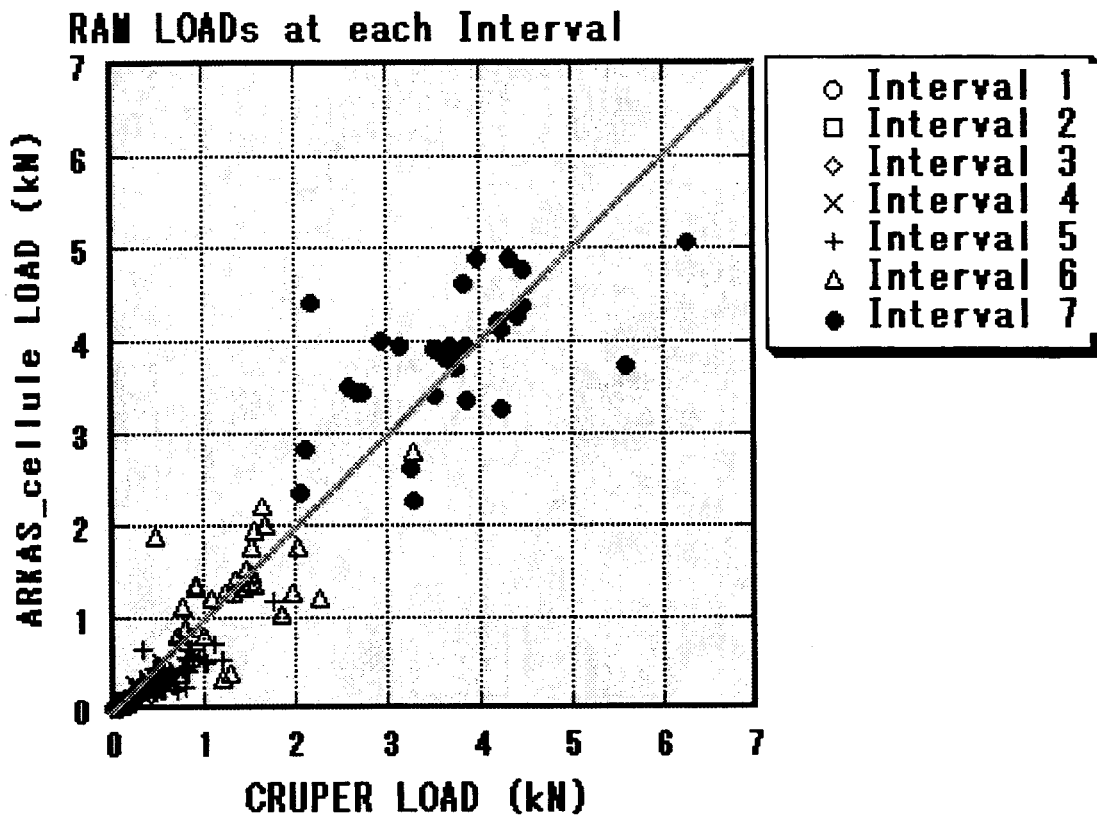


Fig. B-7 Scattering of measured and calculated pad loads

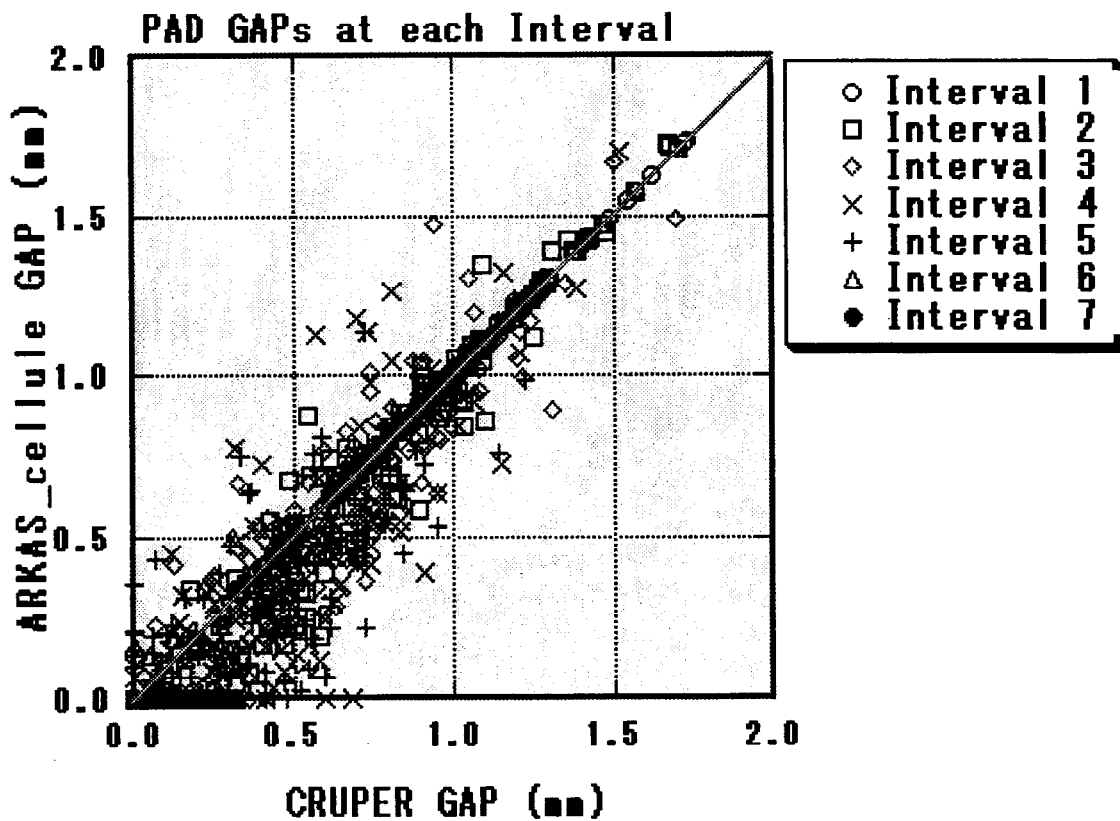


Fig. B-8 Scattering of measured and calculated gaps

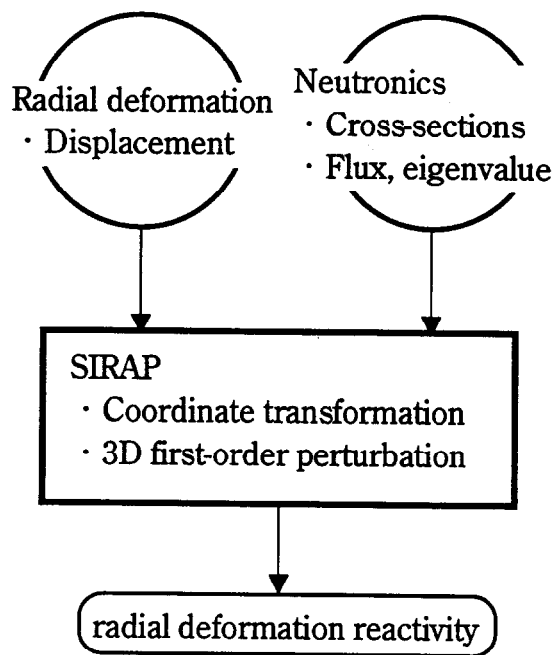


Fig.B-9 Calculation flow of SIRAP code

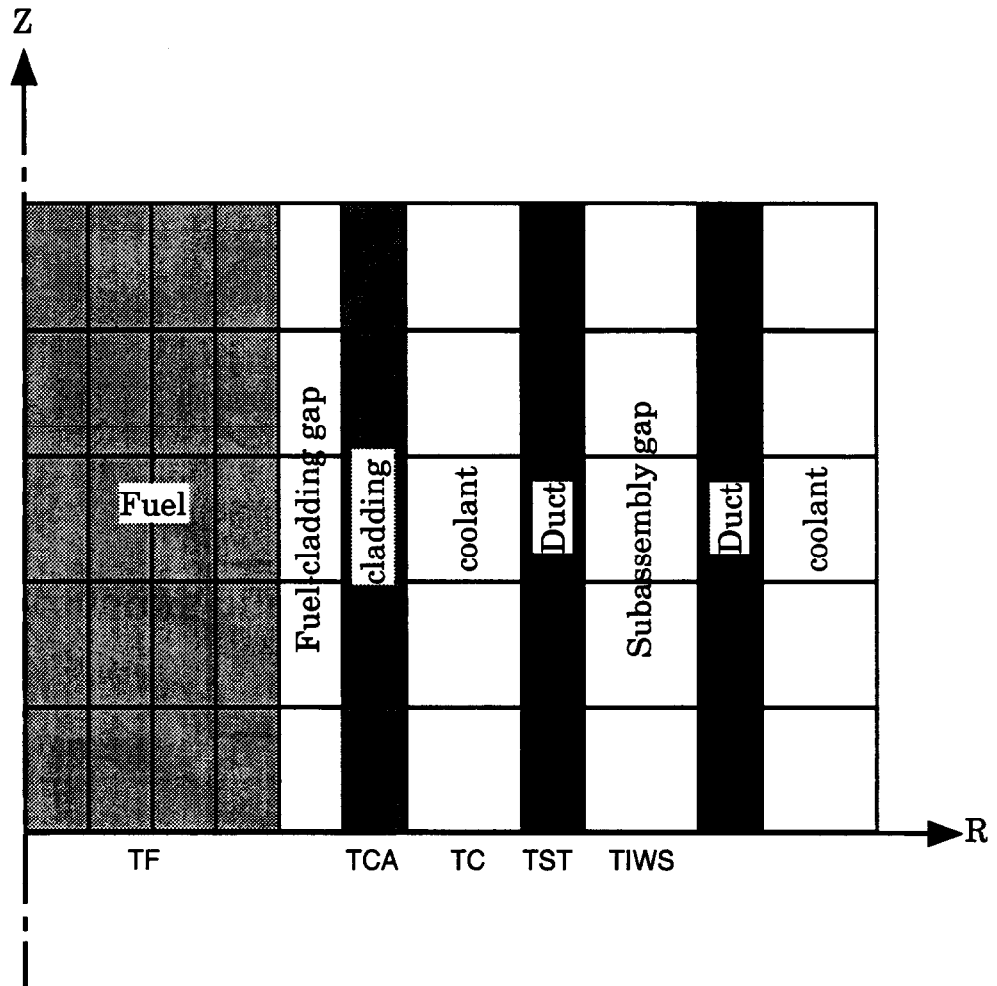


Fig. B-10 Schematic description of single-pin thermal model for TREFOIL

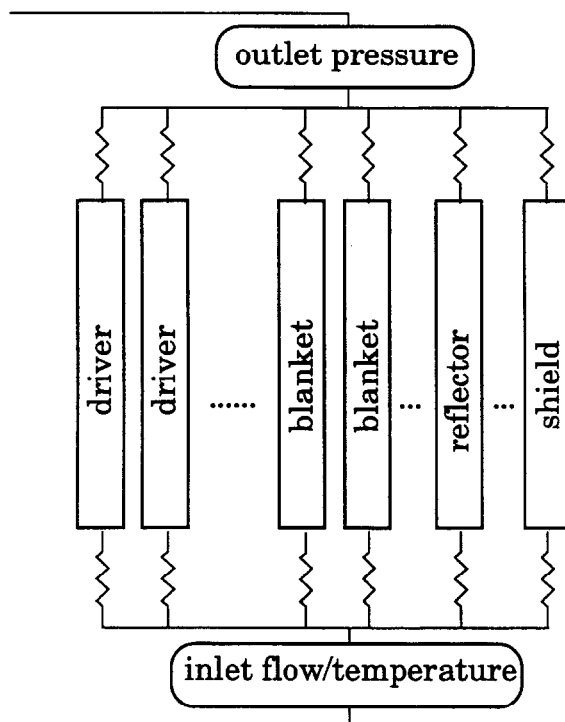


Fig. B-11 TREFOIL subassembly flow network model

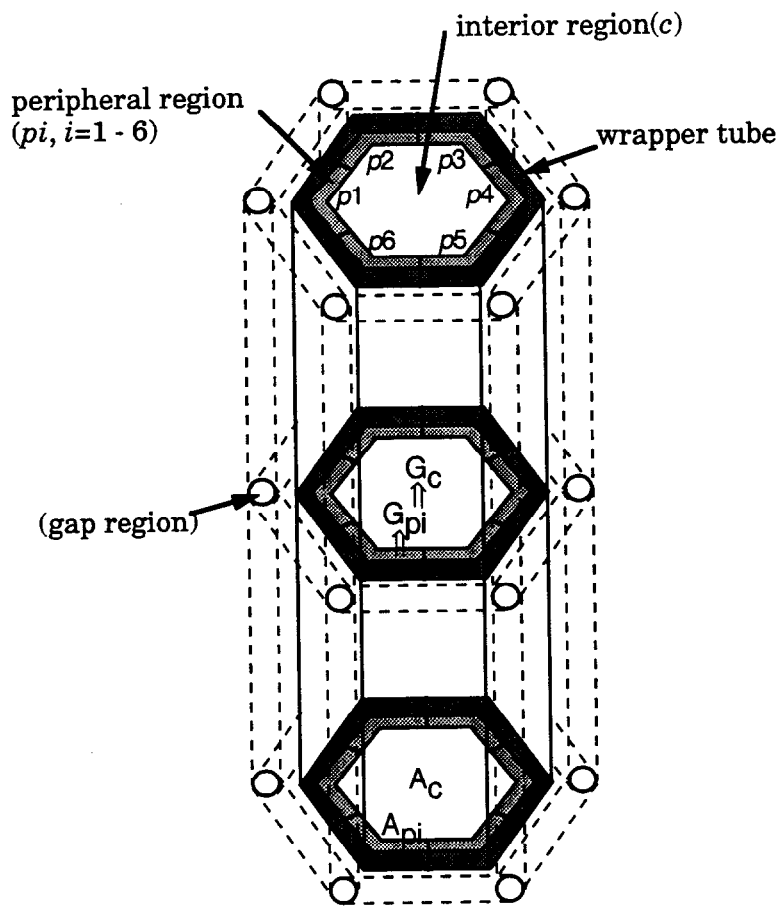


Fig. B-12 TREFOIL nodes for central/peripheral channel mixing model

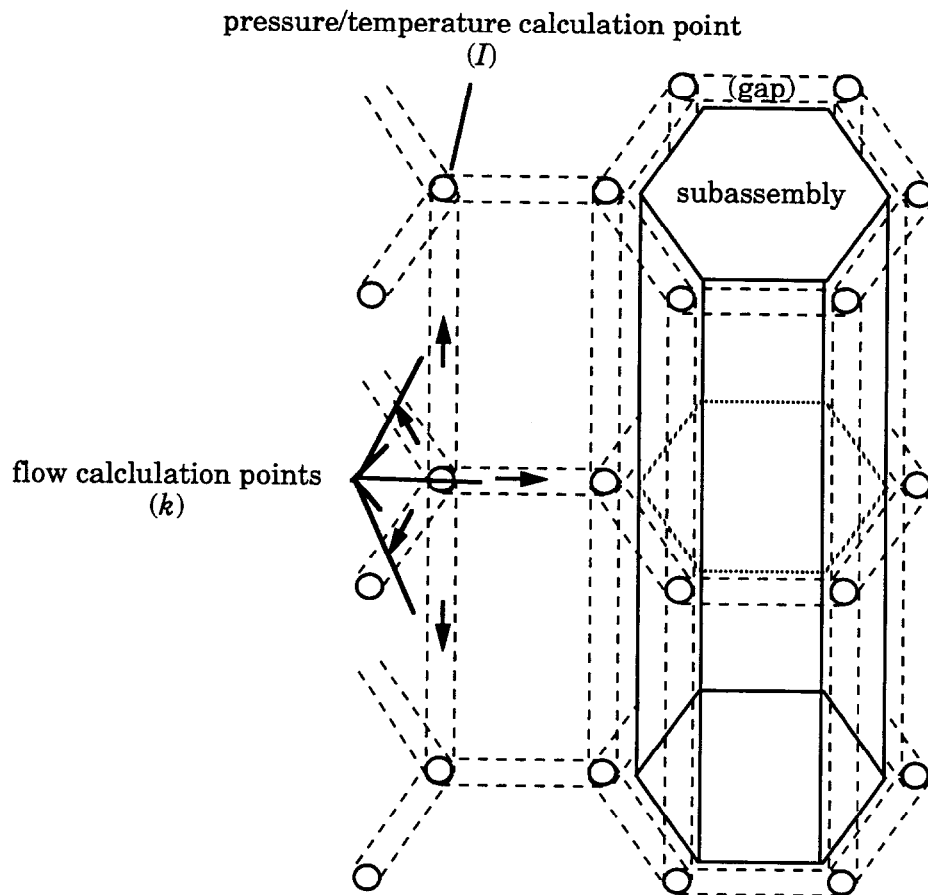


Fig. B-13 TREFOIL gap flow model

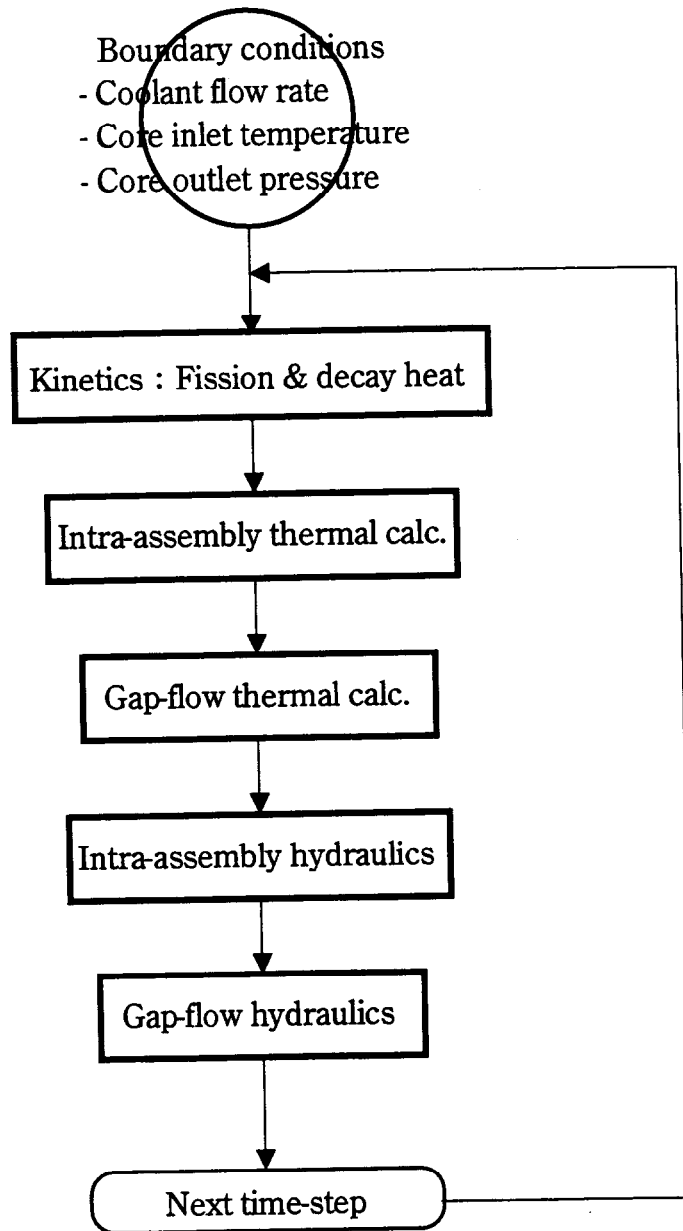


Fig.B-14 Calculation flow of TREFOIL code

謝辞

本論文をまとめるに当たり、懇切なご指導を賜った東京工業大学 原子炉工学研究所 関本博教授に心から感謝いたします。

また、本論文に対する有益なご指導、ご助言を賜りました東京工業大学 原子炉工学研究所 二ノ方壽教授、有富正憲教授、加藤恭義教授、齊藤正樹助教授、赤塚洋助教授に深くお礼申し上げます。また、本論文における各種概念の構築、解析手法の開発、および解析作業に協力して下さった、電力中央研究所柏江研究所の井上正氏、尾形孝成氏、太田宏一氏、倉田正輝氏、中村勤也氏、植田伸幸氏にも深く感謝いたします。

以上、本研究は多くの方々のご指導とご援助によってなし得たものであり、ここに深く感謝の意を表する次第です。