

区分変更	
受付番号	二
決起年月日	平成 13 年 7 月 31 日

実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol. 7, No.2 平成2年7月～9月の成果概要



1990年10月

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
S	N9410 90-163
<p>この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です</p> <p>動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室</p>	

動力炉・核燃料開発事業団
 大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)



実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol. 7, No. 2 平成2年7月～9月の成果概要

飯沢克幸* , 有井祥夫*
小林孝良* , 鈴木惣十* , 曾根 徹*
舟田敏雄* , 金城勝哉*

要 旨

本報告書は、実験炉部技術課が担当している試験研究のうち、平成2年7月から9月の間に技術課内部資料（技術課メモ）として速報された成果の概要をまとめたものである。

各成果は、その内容別に下記の項目に分類される。

- ・高速実験炉の炉心特性の測定と解析・評価
- ・高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討
- ・高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析
- ・燃料性能実証試験のための設置変更準備
- ・MK-III計画に関する検討
- ・計算機コード・マニュアルの作成と整備

本報告書は、多岐に亘る分野の試験成果の報告であり、各項目の詳細な解析・評価及び検討結果については、別途作成される報告書を参照されたい。

* 動力炉・核燃料開発事業団、大洗工学センター・実験炉部技術課



NOT FOR PUBLICATION
PNC/N9410 90-163
October, 1990

Preliminary Report on Experiments, Analyses and Evaluations Performed
in Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division

—Quarterly Report Vol.7, No.2—

Katuyuki Iizawa*, Yoshio Arai*
Takayoshi Kobayashi*, Soju Suzuki*, Toru Sone*
Toshio Funada*, Katuya Kinjo*

Abstract

This report summarizes results on experiments, analyses and evaluations performed by Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division during July through September 1990. Each result described in this report was reported as the internal memoranda of Reactor Technology Section, for further analyses, evaluations, and/or discussions.

This report contains the following items.

- Results of measurements, analyses and evaluations for nuclear characteristics of JOYO.
- Results of measurements and analyses for the plant characteristics of JOYO.
- Results of measurements and analyses of neutron flux, gamma ray and decay heat of JOYO.
- Preparation of Construction Permit Amendment for the operational reliability tests of FBR fuel assembly.
- Analyses and evaluations on MK-III Core.
- Production and/or arrangements of analyses codes and their manual.

The final report will be published for each program after further discussions, analyses and evaluations.

* Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division, Oarai Engineering Center, PNC

目 次

1. まえがき	1
2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究	2
2.1 高速実験炉の工程（平成2年7月～9月）	2
2.2 プラント状態及び月間運転実績工程	2
2.3 実験炉部技術課が担当した試験研究（平成2年7月～9月）	13
3. 高速実験炉の炉心特性の測定と解析・評価	15
3.1 C3Mの燃焼度予測計算について	16
3.2 "ORIGEN"による ²⁴¹ Am生成量	20
3.3 "MAGI"予測計算によるSHMIR-2圧損式変更の影響の比較	22
3.4 炉内音響検出試験結果	23
3.5 MK-II炉心定格第21サイクルにおける集合体出口冷却材温度予測	29
3.6 反応度計入力用動特性パラメーター（MK-II炉心第21サイクル） の予測計算	31
3.7 第21サイクル炉心での逆時間方程式による制御棒投入反応度曲線	33
3.8 MK-III炉心特性のJFS-2とJFS-3間の比較	34
3.9 「常陽」MK-II炉心第21サイクル照射条件予測	36
3.10 第21サイクル制御棒Total worth及び制御棒干渉効果 補正係数の算出	38
3.11 炉上部照射プラグリグ（UPR-1-3）の放射化量計算結果	41
3.12 "JOYFL2"による制御棒移設炉心流配計算の見直し	42
3.13 MK-II炉心第21サイクル制御棒較正試験結果	43
3.14 MK-II炉心第21サイクルBOC反応度係数測定試験結果（速報）	45
3.15 制御棒移設炉心における高線出力試験用要素の事故解析（その1）	47
3.16 出力係数に関する解析	49
3.17 中性子拡散計算のメッシュ効果	57
3.18 中性子遮蔽体の費用について	61
4. 高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討	62
4.1 MK-II第21サイクル炉心における系統圧損測定結果	63

4.2	主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験結果 (MK-II 炉心 第21サイクル起動前)	64
4.3	MK-II 炉心第21サイクル流量計特性試験結果	65
4.4	M系列・安定性試験結果 (MK-II 炉心第21サイクル)	69
4.5	冷却材温度制御系の「CAS」モード時における 温度設定値曲線の変更について	72
5.	高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析	74
5.1	サーベイランス I-02 中性子照射量評価	75
5.2	「常陽」第8回定検時におけるCP測定結果 (データ集)	77
5.3	ドシメータの較正照射における必要照射時間	82
5.4	TRUの照射試験における照射試料の放射能	84
5.5	ガンマ線生成断面積データについての検討	87
5.6	サーベイランス TTJT-02 反応率測定結果	89
6.	燃料性能実証試験のための設置変更準備	93
6.1	FFDL 試験用集合体設工認用核熱設計書 (核設計分)	94
6.2	FFDL 試験時の核分裂生成物の放出管理方法	97
6.3	FFDL 使用前点検作業	101
6.4	FFDL 試験用要素へのナトリウムの浸入について	103
6.5	シール材溶融後の挙動について	105
7.	MK-III 計画に関する検討	107
7.1	地盤の剛性低下が及ぼす地震時建物応答への影響検討	108
7.2	中性子遮蔽体の発熱量計算結果	109
7.3	MK-III 炉心における使用済燃料の崩壊熱	111
7.4	大蔵省主計局用MK-III 計画説明資料の作成	113
7.5	「常陽」サーベイランス材の中性子照射量評価法について	115
7.6	フラックス分布図の支給	117
7.7	MK-III 炉心設計の現状と課題 (その1)	119
7.8	MK-III 冷却系改造に係わる機器・配管構造設計用熱過渡条件の設定	123
8.	計算機コード・マニュアルの作成と整備	125
8.1	平常運転時被曝計算プログラムの作成	126

1. ま え が き

本報告書は、実験炉部技術課が担当している種々の試験研究の成果のうち、平成2年7月1日から9月30日の期間に技術課内部資料（技術課メモ）として報告されたものの概要を、その内容毎に編集したものである。

本報告書は成果の速報性を主眼としているため、各作業の途中段階での中間報告も含まれている。これらについては、今後、より詳細な評価検討を加えた後、改めて動燃技術資料として報告する予定である。本報告書に記載されている数値や記述の引用にあたっては、上記の点からの注意をお願いしたい。

2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究

2.1 高速実験炉の工程（平成2年7月～9月）

第21サイクル運転が9月6日に開始され、9日に原子炉出力は100MWに到達した。第8回定期検査は、9月11日に定格出力における官庁検査に合格し、1月23日に開始された第8回定期検査、照射準備、改造工事はすべて完了した。

7月：中性子源用 γ 線源部交換作業に伴い、1日から7日にかけて回転プラグ等の運転を行なった。また、中性子源用 γ 線源部交換作業終了に伴い、4日に1次主冷却系及び原子炉容器Na充填操作及び予熱 N_2 ガスフロア停止を実施した。原子炉停止中の19日に、外部電源の電圧変動により瞬時停電が発生したが、1次主循環ポンプの瞬時再起動回路が正常に動作し、プラントには影響はなかった。第21サイクル運転用燃料交換作業を6月に引続き実施し、26日に終了した。

8月：外部電源喪失・アイソレーションリハーサルに係わるプラント操作を23日に、外部電源喪失及びアイソレーション試験官庁立会検査に係わるプラント操作をそれぞれ28日、29日に実施した。第21サイクル原子炉起動前点検に係わるプラント操作を23日から開始した。

9月：6日に100MW第21サイクルの運転を開始し、臨界点の確認を行なった。引続き7日にかけて制御棒校正試験等を行なった後、核加熱による系統昇温を実施し、燃料集合体(S/A)出口温度計の校正を実施した。8日から出力上昇操作を開始し、9日に原子炉出力90MWにおいて燃料コンディショニングのため7時間以上保持したのち100MWへの出力上昇操作を実施した。M系列試験、安定性試験の為14日、18日に原子炉出力を一時的に95MWまで下降し、試験終了後に100MWへの復帰作業を実施した。また、ステップ応答試験に係わる制御棒操作を行なった。燃焼に伴う出力低下を補償するため、1日3回出力調整を実施し、定格出力100MWを保持した。

2.2 プラント状態及び月間運転実績工程

7月～9月の「常陽」の原子炉運転実績を表2.2.1～表2.2.3、「常陽」実績工程表を表2.2.4～表2.2.6に、「常陽」プラント状態表を表2.2.7～表2.2.9に示す。また7月～9月間の炉心構成を図2.2.1に示す。

表2.2.1 原子炉運転実績

平成2年7月分

事業所	名称		動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター						
	所在地		茨城県東茨城郡大洗町成田町4002番地						
原子炉名			高速実験炉「常陽」						
許可熱出力			100MWt						
年月	項目	運転日数 (日)	起動回数 (回)	運転時間 (H)	積算熱出力 (MWH)	時間利用率 (%)	平均熱 出力(MW)	最大熱 出力(MW)	利用率 (%)
H2.	4	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	5	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	6	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	7	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	8								
H2.	9								
H2.	10								
H2.	11								
H2.	12								
H3.	1								
H3.	2								
H3.	3								
合計		0	0	0	0	0	0	0	0
第1四半期		0	0	0	0	0	0	0	0
第2四半期									
第3四半期									
第4四半期									
MK-I 累計(S52. 4. 24~			262	12,967.97	673,330	—	—	—	—
MK-II 累計(S57. 11. 22~			173	27,336.31	2,490,070	—	—	—	—
MK-I, II 累計			435	40,304.28	3,163,400	—	—	—	—
<p>但し、</p> <p>①時間利用率= $\frac{\text{運転時間(H)}}{\text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$ ③利用率= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{許可熱出力(MW)} \times \text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$</p> <p>②平均熱出力= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{運転時間(H)}} \text{ (MW)}$ ④原子炉起動回数: 原子炉が臨界($5 \times 10^4 \text{ cps}$)に達した後、原子炉を停止したことをもって1回とする。</p>									

表2.2.2 原子炉運転実績

平成2年8月分

事業所	名称		動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター						
	所在地		茨城県東茨城郡大洗町成田町4002番地						
原子炉名		高速実験炉「常陽」							
許可熱出力		100MWt							
年月	項目	運転日数 (日)	起動回数 (回)	運転時間 (H)	積算熱出力 (MWH)	時間利用率 (%)	平均熱 出力(MW)	最大熱 出力(MW)	利用率 (%)
H2. 4		0	0	0	0	0	0	0	0
H2. 5		0	0	0	0	0	0	0	0
H2. 6		0	0	0	0	0	0	0	0
H2. 7		0	0	0	0	0	0	0	0
H2. 8		0	0	0	0	0	0	0	0
H2. 9									
H2. 10									
H2. 11									
H2. 12									
H3. 1									
H3. 2									
H3. 3									
合計		0	0	0	0	0	0	0	0
第1四半期		0	0	0	0	0	0	0	0
第2四半期									
第3四半期									
第4四半期									
MK-I累計(S52. 4.24~			262	12,967.97	673,330	—	—	—	—
MK-II累計(S57. 11.22~			173	27,336.31	2,490,070	—	—	—	—
MK-I, II累計			435	40,304.28	3,163,400	—	—	—	—
但し、		①時間利用率= $\frac{\text{運転時間(H)}}{\text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$				③利用率= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{許可熱出力(MW)} \times \text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$			
		②平均熱出力= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{運転時間(H)}} \text{ (MW)}$				④原子炉起動回数: 原子炉が臨界(5×10^4 cps) に達した後、原子炉を停止したことをもって1回とする。			

表2.2.3 原子炉運転実績

平成2年9月分

事業所	名称		動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター						
	所在地		茨城県東茨城郡大洗町成田町4002番地						
原子炉名			高速実験炉「常陽」						
許可熱出力			100MWt						
年月	項目	運転日数 (日)	起動回数 (回)	運転時間 (H)	積算熱出力 (MWH)	時間利用率 (%)	平均熱出力(MW)	最大熱出力(MW)	利用率 (%)
H2.	4	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	5	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	6	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	7	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	8	0	0	0	0	0	0	0	0
H2.	9	25	2	574.74	53,523	80	93	100	74
H2.	10								
H2.	11								
H2.	12								
H3.	1								
H3.	2								
H3.	3								
合計		25	2	574.74	53,523	13	93	100	12
第1四半期		0	0	0	0	0	0	0	0
第2四半期		25	2	574.74	53,523	26	93	100	24
第3四半期									
第4四半期									
MK-I 累計(S52. 4. 24~			262	12,967.97	673,330	—	—	—	—
MK-II 累計(S57. 11. 22~			175	27,911.05	2,543,593	—	—	—	—
MK- I, II累計			437	40,879.02	3,216,923	—	—	—	—
但し、 ①時間利用率= $\frac{\text{運転時間(H)}}{\text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$ ②平均熱出力= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{運転時間(H)}} \text{ (MW)}$ ③利用率= $\frac{\text{積算熱出力(MWH)}}{\text{許可熱出力(MW)} \times \text{暦時間(H)}} \times 100(\%)$ ④原子炉起動回数: 原子炉が臨界(5×10^4 cps) に達した後、原子炉を停止したことをもって1回とする。									

表 2.2.4 高速実験炉「常陽」実績工程表

年月日 項目	H2.7																																		
	①	2	3	4	5	6	7	⑧	9	10	11	12	13	⑭	⑮	16	17	18	19	20	⑰	⑱	23	24	25	26	27	⑲	⑳	30	31				
一般事項								IAEA・NSB 原子炉施設 通常査察											大島科技厅長官 御視察																
	第 8 回 定期 検 査 ・ 照 射 準 備 ・ 改 造 工 事																																		
	燃 料 取 扱 作 業																																		
	中性子源γ線源収納部交換							燃 料 移 送 (2)							燃料移送(3)							原子炉格納容器全体漏洩試験													
	γ線源部の新受入 集合体の装荷					炉内燃料取扱(2)					◎(局立)◎(局立)					炉内燃料取扱(3)					◎(局立)					炉内燃料取扱(4)					INTA-S 吊下しL/T				
	1次系Na充填					2次冷却系設備 局立及び局立リハーサル					◎(局立)					◎(局立)																			
	1次主ポンプPG補修																																		
	1次主ポンプガラス 断風スイッチ補修					2次主ポンプOPL油漏れ補修					沈降防止槽漏洩検査					1次ガスガソガ装置部品交換										1次系ポンプ作動 検査等定期点検 ◎(局立)									
	2次主ポンプ純化系BMP電磁接触器交換					格納容器雰囲気調整系計器点検					底コン系プロア出口ダンプの点検					1次主ポンプPG調整運転										交流無停電電源設備 更新使用前検査(D)系 ◎(局立)									
	F.F.D-C/G法計表及び機器点検					F.F.D-C/G法流量計及び弁交換					交流無停電電源設備の更新(C系、D系)					回転方向冷却ファスガットの点検					◎(局立)														
	使用済燃料の崩壊熱測定試験					「常陽」主建家外壁補修工事																													
	第2使用済燃料貯蔵施設(第2SFF)建家新築工事																																		
	もんじゅ要員直研修																																		

◎：科技厅立会検査

表 2.2.5 高速実験炉「常陽」実績工程表

PNC SN9410 90-163

年月日 項目	H2. 8																															
	1	2	3	4	⑤	6	7	8	9	10	⑪	⑫	13	14	15	16	17	⑱	⑲	20	21	22	23	24	⑳	㉑	27	28	29	30	31	
一般事項												IAEA ・ 科 技 庁 査 察																				
記 事	第 8 回 定 期 検 査 ・ 照 射 準 備 改 造 工 事																															
	原子炉格納容器全体漏洩率試験 (RCNL/T)																	運 転 前 確 認														
																		制御棒駆動機構機能試験 ◎ (局立) 制御棒駆動機構作動他 ◎ (局立) 上部案内管(φ61)性能他 ◎ (局立) 外部電源喪失試験 ◎ (局立) アイソレーション試験 ◎ (局立) 安全保護系設定値確認警報装置警報 ◎ (局立) 原子炉保護系点検														
	A 種 条 件 設 定				床上空素置換				床上空気置換				A 種 条 件 復 旧				6C・6D電源盤6S用NPB交換				流速計特性試験				系統圧損測定							
	床上点検 P/A開, B種L/T				床下空素置換				床下空気置換				P/A開, 床上0.9サージ				(1) ベンダンパー開度特性試験				(2)				(3)							
	床下空素置換				2次A r ガス系低圧運転				床下空素置換				床下0.9サージ				ボイラー設備点検 (8/20~8/24全停)				アルコール廃液処理設備第1種圧力容器点検				JOYDAS の1台の移設							
	燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力				燃料要素外観 (FMF) 廃液処理設備処理能力							
	◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査				◎ (局立) ◎ (局立) 2次純化系移設使用前検査							
	◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検				◎ (局立) 補機ポンプ点検							
	使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定				使用済燃料の崩壊熱測定							
	(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)				(第1SFF) グレー燃料引上げ作業 (14体)							
	「常陽」主 建 家 外 壁 補 修 工 事																															
	第 2 使 用 済 燃 料 貯 蔵 施 設 (第 2 S F F) 建 家 新 築 工 事																															
	も ん じ ゅ 要 員 直 研 修																															

◎ : 科技庁立会検査
○ : 労基署立会検査

表 2.2.6 高速実験炉「常陽」実績工程表

PNC SN9410 90-163

年月日 項目	H2. 9																															
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30		
一般事項						IAEA・科技庁査察					第8回定期検査終了			IAEA・科技庁査察	敬老の日						QA事業閉鎖検査	QA事業閉鎖検査								遵守状況調査		
記事	第8回定期検査・照射準備・改造工事					100MW第2サイクル (9/6~11/18)																										
	運転前確認					100MW定格運転 (70日, 9/9~11/17)																										
	(定期検査) 安全保護系設定値確認 警報装置警報検査					照射試験 (特燃, (B7, C3M, C4F, C5J), INTA-S, UPR-1-4, CMIR-3, AMIR-3-2.5, SHMIR-2, SMIR-10.11.14.15.17.18.19.21)																										
	ベソ・カ開度特性試験					INTA, UPRオンライン試験																										
	もんじゅ反応度測定器特性確認					(自主検査) 臨界点確認 核分裂係数検査 制御棒修正																										
						(定期検査) 反応度抑制効果 最大反応度付加率 原子炉停止余裕 過剰反応度																										
						(定期検査) 1次系冷却材飽和値確認 原子炉建家内線量当量率測定 原子炉建家内放射性物質濃度測定 廃ガス処理設備処理能力 原子炉格納容器圧力確認 燃料要素FP漏洩検査 2次系冷却系主送風機作動																										
						(使用前検査) 第5次取替炉心燃料集合体 (性能) B型特殊燃料集合体 (B7) (性能)																										
						(使用前検査) 第4次取替制御棒 (性能)																										
						トリチウム (3H) 濃度分布測定試験																										
					燃焼度測定試験																											
					使用済燃料プール間移送 (6回×8回/回・48本)																											
					「もんじゅ」要員の研修																											
					ボイラー煤煙濃度計の交換																											
					「常陽」主建家外壁補修工事																											
					第2使用済燃料貯蔵施設 (第2SFF) 建家新築工事																											

◎: 科技庁立会検査

表 2.2.7 高速実験炉「常陽」実績プラント状態表

年月日		H2.7																																						
項目		①	2	3	4	5	6	7	⑧	9	10	11	12	13	⑭	⑮	16	17	18	19	20	⑳	㉑	㉒	23	24	25	26	27	㉓	㉔	30	31							
主要工程	中性子源線源部 受入収納体交換	第8回定期検査・照射準備・改造工事																																						
	炉内燃料取扱(2)	燃料取扱作業										燃料移送(2)										炉内燃料取扱(3)					燃料移送(3)					炉内燃料取扱(4)								
	1次系Na充填											2次主ポンプ流量増加試験										原子炉保護系点検										格納容器全体漏洩率試験(RCV L/T)								
																																A棟条件設定								
原子炉		停止																																						
炉内状況	GL-9540											GL-6100																												
1次系Na温度	予熱N:ガス系運転	● ←→ △																																						
	補助系運転	△ ←→ ○																																						
	200℃	200℃										Na温度250℃										200℃					250℃					200℃								
	1次系Na流量	停止										50% 50% 100% ※ポンプ										Na流量100%					100% 停止					※ポンプ 20% 50% 100%					100%			
2次系Na温度	200℃	200℃										Na温度250℃										200℃					250℃					200℃								
	※停止	※停止										(1300m/h)										※停止					※停止					100%								
	1次系Na流量	停止										※停止										※停止					※停止					100%								
	2次系Na流量	停止										※停止										※停止					※停止					100%								
E/H関係	E/H	閉鎖																																						
	床下雰囲気	空気																																						
その他	低レベル廃液移送	低レベル廃液移送										燃交廃液移送										低レベル廃液移送																		
																						1次Na S/P(特殊サンプリング)																		
																						交流無停電電源設備更新(C系、D系)																		
																						1次系ガスクロ保守点検																		

- 炉心構成
- ドライバー 64体
 - C特 3体
 - INTA-S吊上げ中 1体
 - SMIR 6体
 - AMIR 2体
 - SHMIR (UPR) 1体
 - △ ドライバー 63体
 - B特 1体
 - C特 3体
 - INTA-S吊上げ中 6体
 - SMIR 2体
 - AMIR 1体
 - SHMIR (UPR) 1体
 - ドライバー 63体
 - B特 1体
 - C特 3体
 - INTA-S 8体
 - SMIR 2体
 - AMIR 1体
 - SHMIR (UPR) 1体
 - ◎ ドライバー 63体
 - B特 1体
 - C特 3体
 - INTA-S 8体
 - SMIR 2体
 - AMIR 1体
 - SHMIR (UPR) 1体
- ※交流無停電電源盤更新に伴う操作

表 2.2.8 高速実験炉「常陽」実績プラント状態表

年月日	H2.8																														
	1	2	3	4	⑤	6	7	8	9	10	⑪	⑫	13	14	15	16	17	⑱	⑲	20	21	22	23	24	⑳	㉑	27	28	29	30	31
項目	第 8 回 定期 検査・照射 準備・改造 工事																														
主要 工程	格納 容器 全体 漏洩 率 試験 (RCV L/T)															CRDM 機能 試験					運 転 前 確 認										
	A種 L/T条件設定					A種 L/T条件復旧										6C, 6D 電源盤6S用NFB交換					流道計特性試験 系統圧損測定					(局立) 外部電源喪失試験					
	P/A閉 B種L/T		床上空素置換		昇圧		測定		降圧		床上空素置換		床上/床下 の切り開		(1) ベーダンバ開度特性試験		外部電源喪失 71ブローン試験リハーサル		(2)		安全保護系設定値確認警報装置警報		(局立) アイソレーション試験								
原子 炉	停 止																														
炉 内 状 況	GL-6100																														
1次系Na温度	1次Arガス系隔離										Na温度200℃										250℃										
1次系Na流量	Na流量100%										2次Arガス系低圧運転										ポニー補助系										
2次系Na温度	Na温度200℃										250℃										電表										
2次系Na流量	100%		50%		Na流量100%										電表																
格 関 係	E/H																														
	床下雰囲気																														
そ の 他	空 素																														
	格内立入不可										1次Na S/P										2次Na S/P										
低レベル廃液移送										1次Ar S/P										2次Ar S/P											
高レベル廃液移送																															

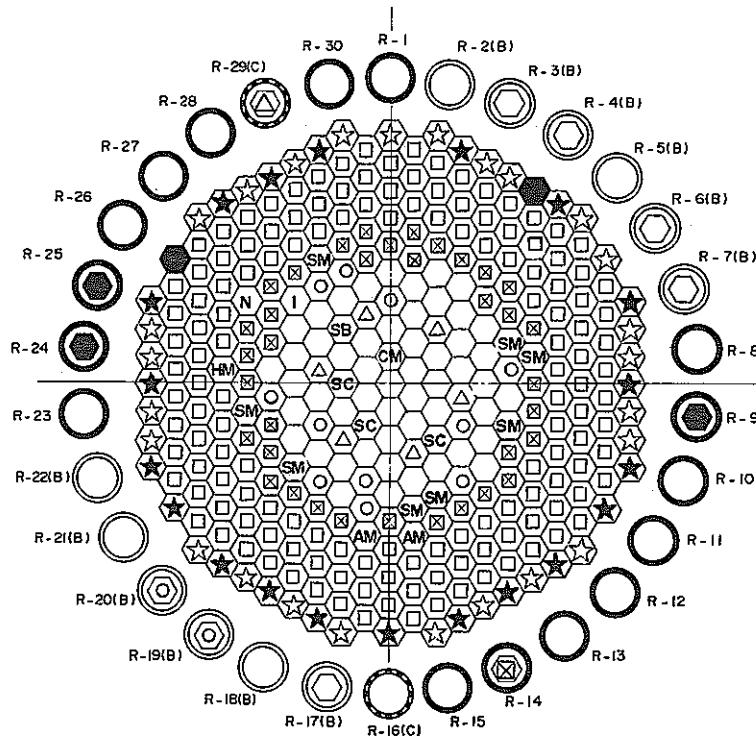
炉心構成
 ドライバー 63体
 B棒 1体
 C棒 3体
 INTA-S 18体
 SMTR 2体
 AMTR 1体
 CMTR 1体
 SHMTR (UPR) 1体

表 2.2.9 高速実験炉「常陽」実績プラント状態表

年月日	H 2. 9																													
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
項目	第 8 回定期検査・照射準備・改造工事											100MW第21サイクル運転(9/6~11/18)																		
主要工程	運転前確認					出力係数測定 系統昇温 熱出力校正 等温係数測定 臨界点確認 制御棒校正試験					第 8 回定検終了 1次冷却材飽和値確認 (局立)					M 系列試験					安定性試験					原子炉保護系点検				
	床下窒素置換																													
	安全保護系設定値確認 警報装置、警報 (局立)																													
原子炉						15kW~85kW~2MW					90 95 100MW 95 100MW 95					100MW														
炉内状況	GL-6100																													
1次系Na温度	250°C					367 487					500°C					493 500°C 493					原子炉 出口Na温度 500°C									
1次系Na流量	Na流量 100%																													
2次系Na温度	250°C					367 462					472°C					467 472°C 467					主冷却器入口Na温度 472°C									
2次系Na流量	250°C					367 345					343°C					344 343°C 344					主冷却器出口Na温度 343°C									
関係	E/H																													
	閉鎖																													
その他	空気																													
	窒素																													
その他	ステップ応答試験																													
	炉雑音特性試験																													
	FFD特性試験																													
	燃焼係数測定																													
	熱出力校正																													
低レベル廃液移送																														

炉心構成
 ドライバー
 B特
 C特
 INTA-S
 SMIR
 AMIR
 CMIR
 SHMIR
 (UPR)
 63体
 13体
 18体
 21体
 11体
 11体

基準方位（トランスファロータ側）



炉心構成要素名		炉心領域 取替後本数	炉内貯蔵ラック 取替後 (A・C/B)	記号
炉心燃料集合体	J 1 燃料	11	0 / 2	⊙
	J 2 燃料	52	0 / 5	⊕
A型特殊燃料集合体		0	0 / 0	⊙SA
B型特殊燃料集合体		1	0 / 0	⊕SB
C型特殊燃料集合体		3	0 / 0	⊕SC
制御棒		6	1 / 0	△
中性子源		1	0 / 0	⊕N
内側反射体		36	1 / 0	⊕
外側反射体 (A)		142	0 / 0	⊕
外側反射体 (B) (スリットなし)		25	0 / 0	☆
外側反射体 (B) (スリットつき)		1	0 / 0	☆
特殊反射体 (AMIR)		2	0 / 0	⊕AM
特殊反射体 (SMIR)		8	0 / 0	⊕SM
特殊反射体 (CMIR)		1	0 / 0	⊕CM
特殊反射体 (SHMIR)		1	0 / 0	⊕HM
MK-I 反射体		20	0 / 0	☆
サーベイランス		2	3 / 0	⊕
INTA-S		1	0 / 0	⊕

特殊要素名称	装荷位
体射体	3F2
体射体	2D2, 2E2, 3C2
体射体	1A1
体射体	5B2, 5B5, 5C4, 5C5, 5D5, 6B3, 6E3, 6F4
体射体	6C6, 6D2
体射体	7E5
体射体	5F2

図 2.2.1 100MW第21サイクル炉心構成

2.3 実験炉部技術課が担当した試験研究（平成2年7月～9月）

（1）平成2年7月中の概略実施内容

反応度系数測定結果の解析評価とレポートの作成、内側反射体追加交換に伴う第21サイクル燃料交換計画の変更を行った。

PROFIT計画に係わる、ナトリウムエロージョン試験計画の作成、二重管SG設置検討を行った。平成元年度設置変更に係わる炉安審65部会（第5、6回）対応及び再補正申請を行った。管理区域出入り管理等安全・保安関係業務を行った。原子炉保安規定の変更が認可された。その他、主な実施業務は以下の通り。

- （1）使用済燃料の崩壊熱測定試験を実施した。
- （2）FFD/FFDL特性試験実施、トリチウム測定試験解析、ヘリウム集積型ドシメータ試験、床下CP測定解析を行った。
- （3）JOYDAS運転支援システム改良を行った。
- （4）MK-Ⅲ冷却系改造に伴う熱過渡条件の作成、サーベイランス試験中性子照射量評価法検討を行った。
- （5）「常陽」1、2次系ナトリウム、カバーガスの分析、ソースターム低減化研究を実施した。廃液貯蔵設備更新に伴う旧貯蔵槽撤去準備を行った。

（2）平成2年8月中の概略実施内容

反応度系数測定結果の解析評価とレポートの作成、第21サイクル運転計画書の作成を行った。

PROFIT計画に係わる炉心設計、二重管SG設置検討、安全特性試験検討を行った。平成元年度設置変更申請は、9月始めの認可見通しが得られた。FFDL試験準備を進めた。JOYDASリプレース計画の検討を開始した。管理区域出入り管理等安全・保安関係業務を行った。その他、主な実施業務は以下の通り。

- （1）第21サイクル運転特性試験計画を作成した。
- （2）FFD/FFDL特性試験、トリチウム測定試験解析、ヘリウム集積型ドシメータ試験、床下CP測定解析、TRU照射試験解析を行った。
- （3）JOYDAS運転支援システム改良を行うとともに、炉雑音測定システムの改良を行った。
- （4）MK-Ⅲ冷却系改造に伴う熱過渡条件の作成、安全特性試験、サーベイランス試験計画の見直しを行った。

(5) 「常陽」1、2次系ナトリウム、カバーガスの分析、ソースターム低減化研究を実施した。DCA依頼の重水B同位体分析を行った。

(3) 平成2年9月中の概略実施内容

制御棒較正、過剰反応度測定等、第21サイクル運転特性試験を行った。出力係数、温度係数に関する検討を行った。PROFIT計画に係わる炉心設計、二重管SG設置検討、安全特性試験検討を行った。平成元年度設置変更申請(その12)は、9月5日、認可になった。FFDL試験準備を進めた。JOYDASリプレース計画の検討を開始した。管理区域出入り管理等安全・保安関係業務を行った。その他、主な実施業務は以下の通り。

(1) 第22サイクル燃料交換計画を検討した。

(2) FFD/FFDL特性試験、トリチウム測定試験解析、床下CP測定解析、TRU照射試験解析を行った。ヘリウム集積型ドシメータ試験の学会発表準備を進めた。

(3) JOYDAS運転支援システム改良を行うとともに、炉雑音測定システムの改良を行った。

(4) MK-III冷却系改造に伴う熱過渡条件の作成、安全特性試験検討を行うとともに、サーベイランス試験検討委員会開催準備を行った。

(5) 「常陽」1、2次系ナトリウム、カバーガスの分析、ソースターム低減化研究を実施した。FFD特性試験に係わる分析を行った。

3. 高速実験炉の炉心特性の測定と解析・評価

本章は、高速実験炉の炉心特性の測定と解析で得られた成果をまとめたものである。

3.1 C3Mの燃焼度予測計算について

報告者 山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

C3M特殊燃料集合体は、第21サイクルより第2列に移動し照射を加速することによって第23サイクル（50日運転）終了後にペレットピーク燃焼度を13万MWd/t以上に到達させる計画である。しかし、燃料交換を考慮した炉心計算結果では12.7万MWd/tとなり、13万MWd/tに達しない可能性がある。よって、今後のC3M照射計画に資するために本検討を行った。

2. 検討手法と結果

MAGIコードにより、C3Mの集合体平均燃焼度を計算し、ピーキングファクターを別途評価して、要素平均最大燃焼度（Pin-max.）およびペレットピーク燃焼度（Pellet-max.）を求めた。ピーキングファクターの評価においては、第19サイクルの「常陽」照射試験サイクル報から第3列におけるC3Mのピーキングファクターを燃焼度の1次関数で近似し、外挿によって求めた。また、C4Fとの比較から、炉心第2列と第3列でピーキングファクターの相違はきわめて小さく、この手法で求めたピーキングファクターを第2列に移設したC3Mに適用可能であることを確認している。求めたピーキングファクターを図3.1.1に示す。この値を用いて得られたC3M燃焼度の推移を表3.1.1および図3.1.2に示す。

結論として、現状の運転計画では第23サイクル終了時点で燃焼度13万MWd/t以上（ペレットピーク値）に達しない可能性がある。

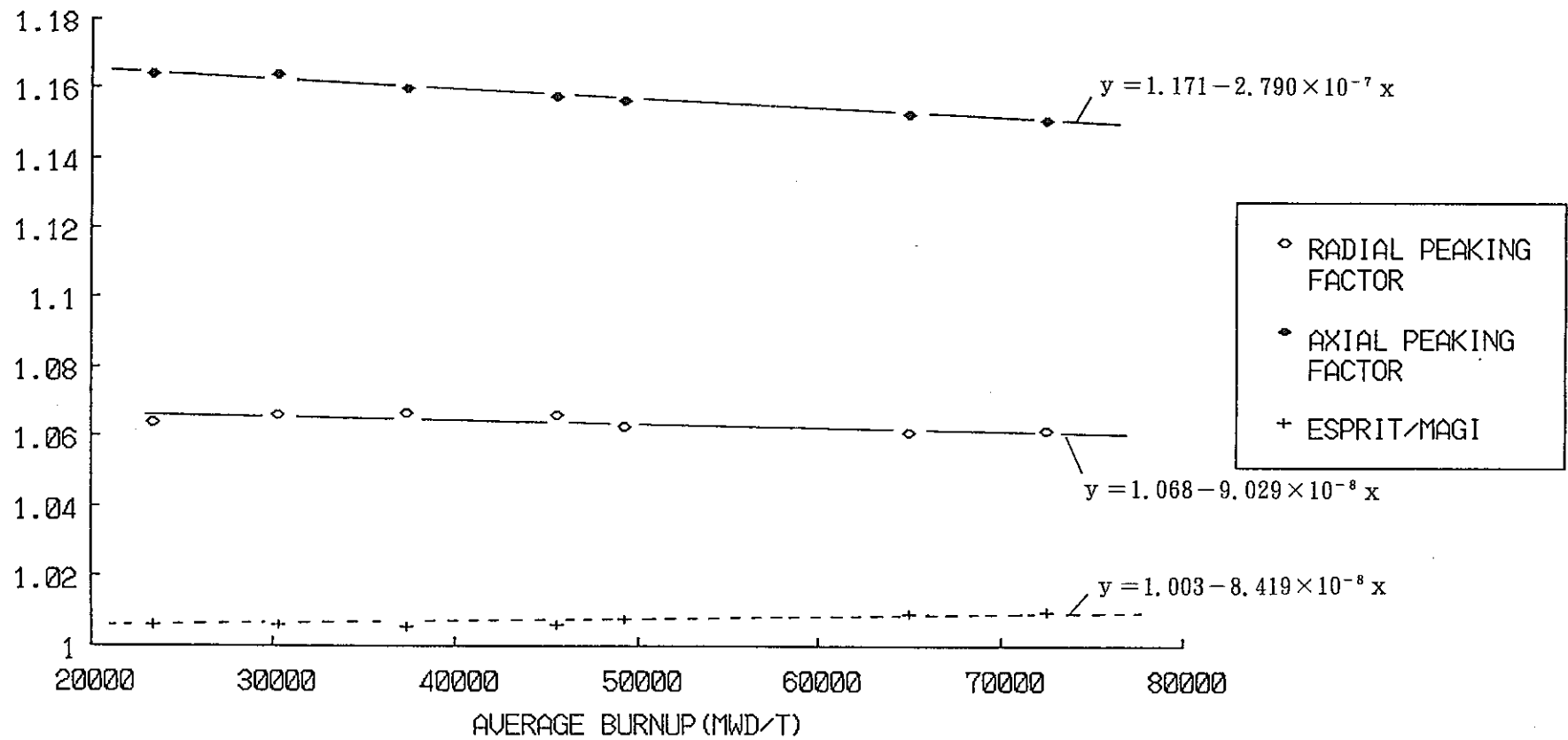


図 3.1.1 Peaking Factor と ESPRIT/MAGI 比の燃焼度依存性 (C 3 M 集合体)

表3.1.1 MAGIによるC3M集合体のペレット最大燃焼度の評価

CYCLE	MAGI	EFPD(from 11aycl EOC)		PEAKING	FACTORS	CORRECTED	MAGI *	ESPRIT	ESP/MAGI	
	ASSEMBLY	EACH	CUMUL.	AXIAL	RADIAL	PIN-MAX	PEL-MAX	PEL-MAX		
12	23360	42.8	42.8	1.164	1.064	24855	28931	29100	1.00583	
13	30200	54.2	97.0	1.164	1.066	32193	37473	37700	1.00606	
14	37280	59.5	156.5	1.160	1.067	39778	46142	46400	1.00559	
15	45420	69.4	225.9	1.158	1.066	48418	56068	56400	1.00593	
16	49220	31.6	257.5	1.157	1.063	52321	60535	61000	1.00768	
17	57150	68.4	325.9	1.155	1.063	60750	70167	70700	1.00760	
18	64890	68.4	394.3	1.153	1.061	68848	79382	80100	1.00904	MAGI+
19	72370	68.7	463.0	1.151	1.062	76857	88462	89300	1.00947	EVALUATION
20	76830	40.0	503.0	1.150**	1.061**	81521	93714		1.00967**	94620
21	86260	70.0	573.0	1.147**	1.060**	91454	104891		1.01046**	105989
22	95160	70.0	643.0	1.144**	1.059**	100813	115376		1.01121**	116669
23	101400	50.0	703.0	1.143**	1.059**	107367	122689		1.01174**	124129

* MAGIの集合体平均値にAxialおよびRadialのpeaking factorを適用したもの

** 図1のようにpeaking factorおよびESPRIT/MAGI比の燃焼度依存性をLSQフィッティングにより外挿して求めた。

+ ESPRIT/MAGIをさらに考慮した値 (ESPRIT相当値)

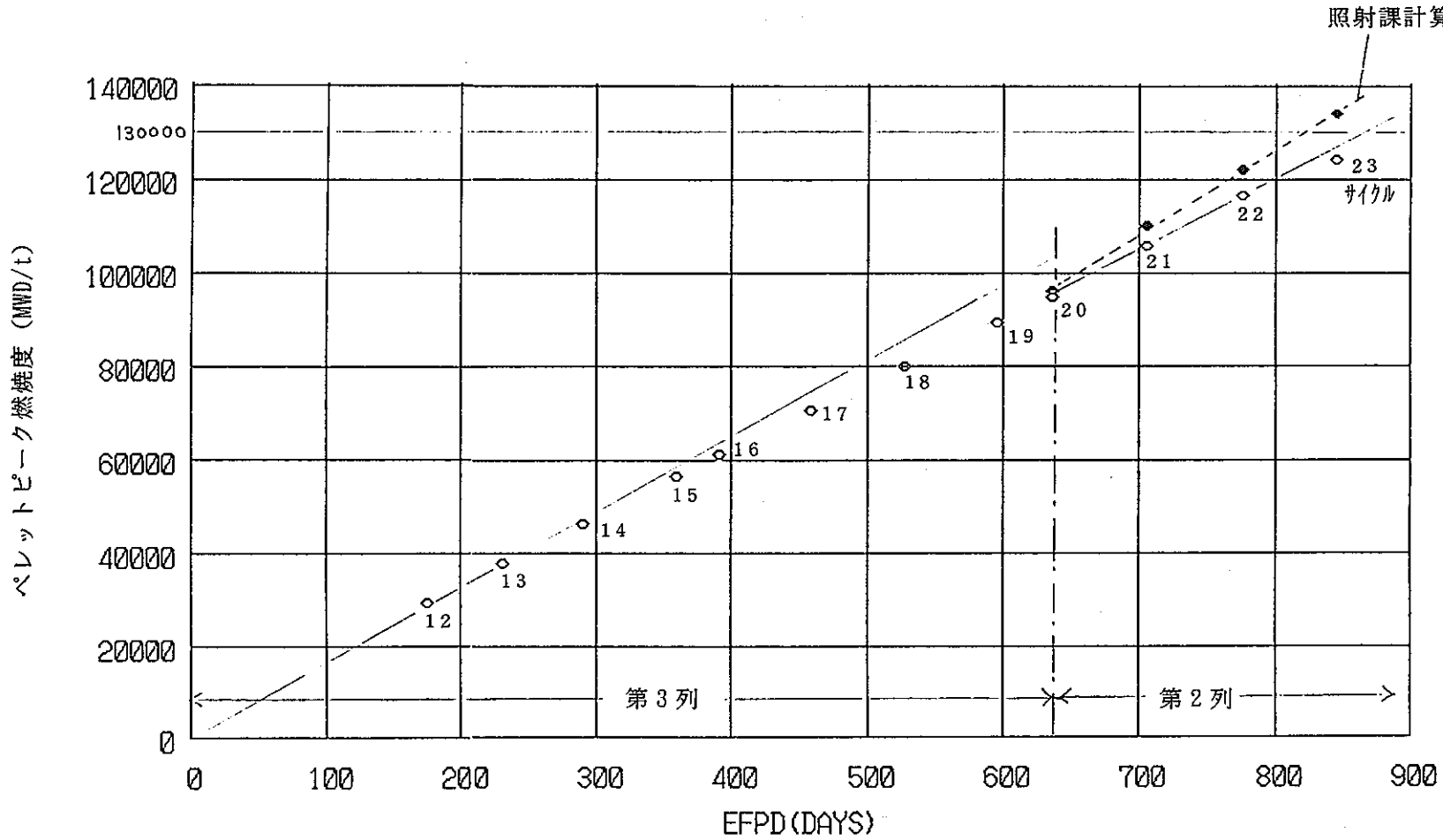


図 3.1.2 C3M集合体のペレットピーク燃焼度計算値の運転日数依存性

3.2 “ORIGEN”による ^{241}Am 生成量

報告者 吉田昌宏、長崎英明、有井祥夫（炉心・運転計画Gr）

1. 目的・方法

『常陽』の特殊燃料集合体に含まれる ^{241}Am の量を計算コード“ORIGEN79”の計算結果より評価した。計算はA1Mの製造（S59年）から10年間未照射のケースと、現在照射中のC3Mの取出時まで照射したケースについて行った。C3MはMK-II第9～20'サイクルは3E1で照射し、21～23' ' ' サイクルは2D2で照射する予定である。照射条件データ（照射、冷却期間）は20'サイクルまでは実績値を用い、それ以降は「常陽」長期運転計画（技-1-309）を用いて設定した。

2. 結果

計算結果を表3.2.1～3.2.3に示す。これにより、A1Mの ^{241}Am 含有率はB8の照射を計画しているH4年までで約0.3%となった。また、C3M取出時（最大燃焼度127000MWd/t）の ^{241}Am 含有率は約0.2%となった。C3M中のTRU核種で最も生成量が多いのが ^{241}Am であるが、他核種は ^{237}Np が取出時0.06%、 ^{243}Am が0.2%程度であった。C3M取出時の ^{241}Am 生成量はドライバー燃料取出時（0.2%弱、表3参照）より若干大きい程度であった。

表 3.2.1 A1Mの²⁴¹Amの生成量 (g)

項目 \ 年	S 5 9	S 6 0	S 6 1	S 6 2	H 2	H 4	H 6
²⁴¹ Amの生成量	0	4.63	9.03	13.2	24.6	31.3	37.4
全核種合計量	9640	9640	9640	9640	9640	9640	9640
含有率 (w/o)	0	0.048	0.094	0.014	0.26	0.32	0.39

表 3.2.2 各サイクル終了時におけるC3M内の²⁴¹Amの生成量 (g・Atom)

項目 \ サイクル	製造時	1 2	1 5	1 8	2 0	23' '' 取出予定	100日 冷却後
集合体平均燃焼度(MWd/t)	0	23,500	46,600	65,500	73,100	104,000	—
²⁴¹ Amの生成量	0	0.0080	0.0237	0.0343	0.0377	0.0471	0.0498
全核種合計量	27.0	26.3	25.7	25.1	24.8	24.0	24.0
含有率 (w/o)	0	0.030	0.092	0.14	0.15	0.20	0.21

表 3.2.3 各サイクル終了時におけるPFD304内の²⁴¹Amの生成量 (g・Atom)

項目 \ サイクル	1 3	1 5	1 7	1 9 (取出)	2 0 (予想)	1 0 0 日 冷却後
集合体平均燃焼度(MWd/t)	0	28,400	42,800	61,300	66,600	—
²⁴¹ Amの生成量	0	0.0249	0.0543	0.0697	0.0745	0.0829
全核種合計量	45.7	44.2	43.4	42.5	42.2	42.2
含有率 (w/o)	0	0.006	0.13	0.16	0.18	0.20

※ PFD304は3列で13～19cy照射を行ったが、さらに1cy照射した
(要素最高燃焼度は75,000MWd/tを超える)と仮定した。

3.3 “MAG I” 予測計算による SHMIR-2 圧損式変更の影響の比較

報告者 内海稔尚、有井祥夫（炉心・運転計画 Gr）

1. 概要

照メモ 照-2-49の依頼により SHMIR-2 の圧損式

旧 : $\Delta P = 7.248 \times 10^{-3} \cdot Q^{1.8531}$ (照-元-180)新 : $\Delta P = 4.5218 \times 10^{-3} \cdot Q^{1.94615}$ (照-2-42)

をそれぞれ用いて“MAG I”によるMK-II炉心第21cy予測計算を行って圧損式変更の影響を調べた。なお、圧損式を変更するとともに“MAG I”入力データ中の SHMIR-2の流路タイプを‘SMIX’（下部もれ有り）から‘SLOW’（下部もれ無し）に変更してその影響も調べた。

2. 結果

下表に、新旧の圧損式を用いた予測計算結果より SHMIR-2 と他の代表的な集合体の BOC における流量と出口温度を示す。

集合体名 (位置)	旧 : $\Delta P = 7.248 \times 10^{-3} \cdot Q^{1.8531}$ (SMIX)		新 : $\Delta P = 4.5218 \times 10^{-3} \cdot Q^{1.94615}$ (SLOW)	
	流量(a/s)	出口温度 (°C)	流量(g/s)	出口温度 (°C)
SHMIR-2(7E5)	3.358×10^2	401.2	3.229×10^2	402.4
PFD413 (1B1)	9.028×10^3	565.5	9.033×10^3	565.4
PFD331 (5C2)	5.870×10^3	517.6	5.873×10^3	517.5
NFR11S (6B6)	1.367×10^2	454.5	1.362×10^2	454.8
NFRM49 (7E7)	1.373×10^2	429.3	1.369×10^2	429.6

以上の結果より、SHMIR-2は、流量で3.8%変化するがドライバーは0.05%程度の変化であるので、“MAG I”記録計算の再計算は必要ないと考える。

3.4 炉内音響検出試験結果

報告者 深見明弘、大山幸男、井川健一（プラントGr）

1. 概要

原子炉の炉内異常診断の一環として炉心異常（沸騰）を早期に検出する方法に音響法がある。この音響法の適用性について検討するため、実験炉「常陽」を用いて炉内音響レベルの測定等を目的とした音響測定予備試験を行った。試験は、平成2年6月13、14日に実施された。

2. 試験方法

試験装置を炉内検査孔（B）より炉内に挿入し、試験要領書に基づき様々な炉内の環境を模擬させ、バックグラウンドを測定するとともにヒータにより冷却材を加熱し、その時発生するボイドを検出する予定であったが、格内での環境（ノイズ等）のため、今回は1次主循環流量を0%、50%、100%に変化させ各流量の安定時にヒータにより冷却材を加熱する方法だけを行った。

熱電対信号はペンレコーダにて監視を行いデータレコードに収録する。音響検出器の信号はデジタルオシロスコープにて監視を行いデータレコードにて収録する方法をとった。

3. 結果

（1）熱電対によるボイドの確認

ヒータ昇温により発生するボイドの確認方法は、ヒータに取付けてある熱電対信号のゆらぎによる確認方法を取った。これは、ボイドが発生した場合ボイド空間が高温となり、つぎにこの高温部に冷却材が流れ込む。この繰り返しにより温度のゆらぎが発生すると考えられるためである。また、ボイド発生温度は約900℃と予測された。

図3.4.1、3.4.2に、それぞれ100%、50%流量時のヒータ設定熱電対の信号を示す。

図3.4.1において、TH-2が900℃に達した時点でTH-1、5及びTH-6に急激な信号のゆらぎが発生しており、この時点においてボイドの発生（沸騰）が生じたと判断される。このボイドの発生は、ヒータ電圧を下降させるまで数分間に渡って持続しており、途中ヒータ電圧を増加させても、最高温度を示す熱電対（TH-2）の温度

（技-2-100）

は上昇しなかったことから、ボイドの発生は確実と思われる。

また、50%流量時においても同様にTH-2が900℃に達した時点にてTH-1、5に信号のゆらぎが発生しボイド（沸騰）が生じている。このボイドの発生は約2分間持続した。

(2) 音響測定結果

本試験中、検出器の出力信号はデジタルオシロスコープにて常時監視を行っていたが、電氣的ノイズと思われる高いレベルのバックグラウンドが観測され、1次主循環流量を変化させてもレベルの変化はなく、流量変動によるバックグラウンドの変化は観測されなかった。また、ボイド発生時においても同様のレベルであり、ボイドが消滅するときに発生する～100KHzの音響信号は、このバックグラウンドノイズのため観測されなかった。

図3.4.3に0、50、100%流量時のバックグラウンド及び100%流量時のボイドが発生した時のパワースペクトルを示す。

これを見るときどの状況においてもほぼ同様な周波数成分であり、上記より判断するとこれら全体の周波数成分は電気ノイズと考えられ、流量の変化及びボイド発生時の周波数成分がどの帯域であるか確認することが出来なかった。

4. 検討及び今後の課題

図3.4.1、3.4.2において、TH-2、6、7信号に見られるボイド発生以前時のゆらぎは、保温材上部からの低温（～250℃）ナトリウムの流入、混合の影響と思われる。この温度分布については、技-1-032にて報告済である。

音響検出器によるボイド発生の確認は、試験中デジタルオシロスコープにて監視時にも、ノイズによるバックグラウンドが大きく確認できなかった。周波数解析（パワースペクトル）でも、ボイド発生予想周波数約100KHz前後でノイズ成分が支配的でありボイド信号を確認することが出来なかった。

以上より、今回の試験は第1段階であったが、今後試験を続ける上でこのノイズをいかに低減させるかが重要な課題である。また試験終了後、検出器の動作確認のため検出器を挿入した外筒へのノッキング試験を行ったが、炉内より引き抜いた時点で確認できた検出器の動作が、洗浄後確認出来なくなった。これについて検出器の製造元INTERATOM社と連絡をとり、原因の検討を行ったが、検出器内部の圧電素子が何らかの影響によりズレ、破損が生じたのではないかと推測されている。

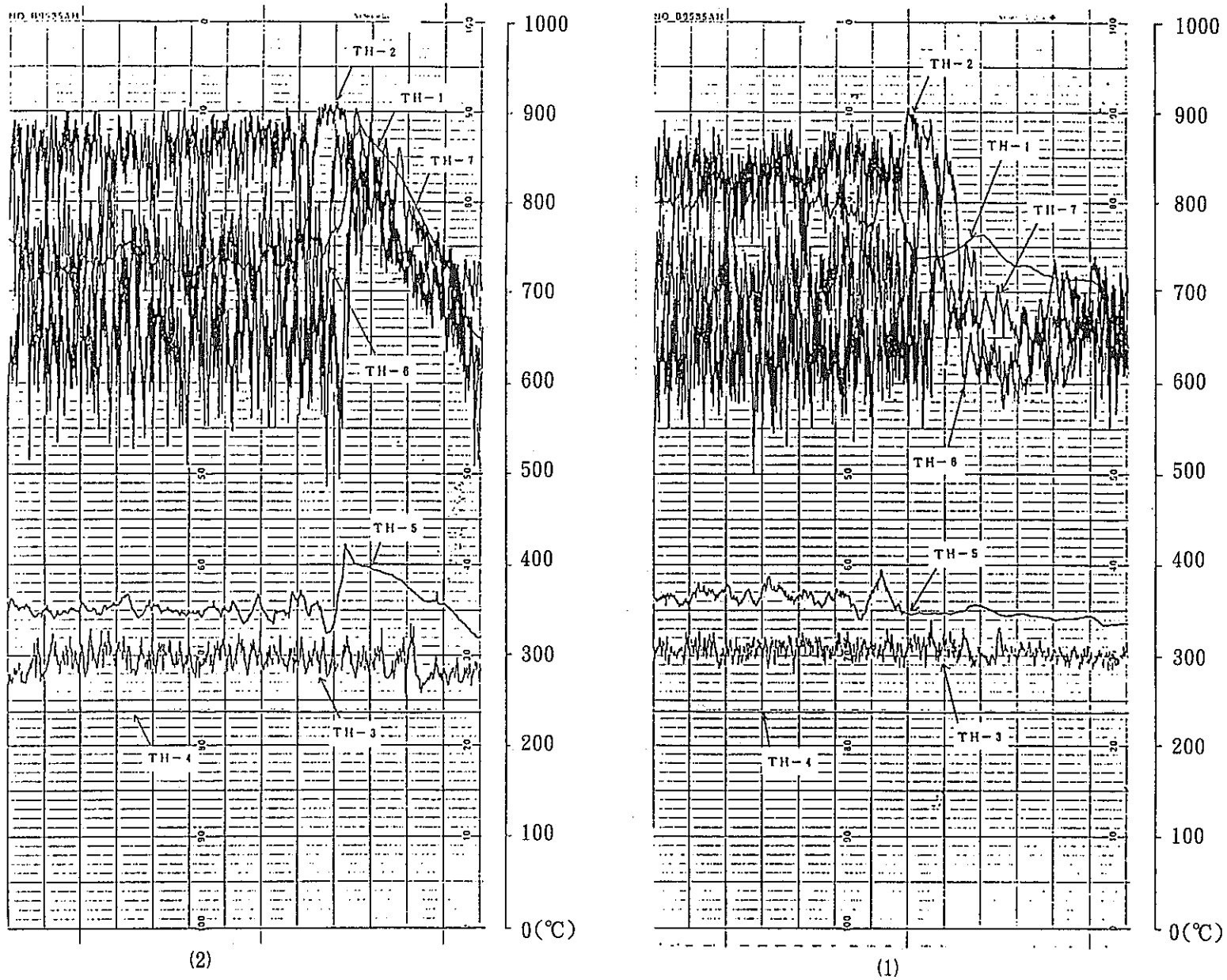


図 3.4.1 ヒータ昇温履歴 (100%流量時)

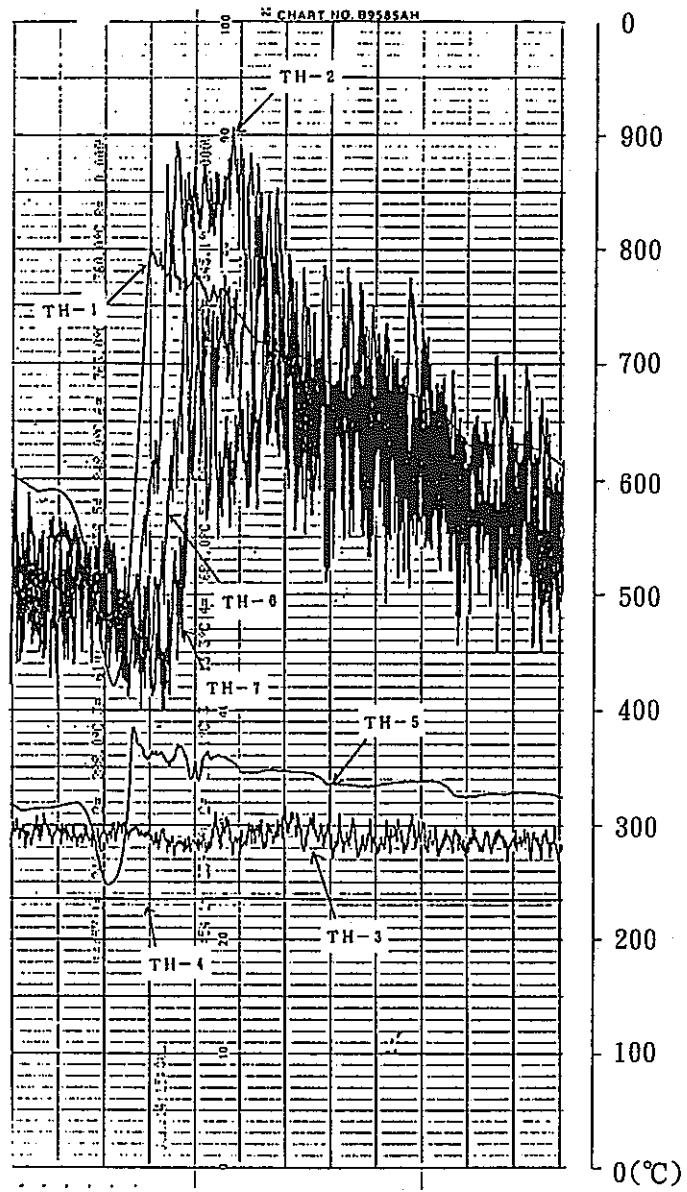
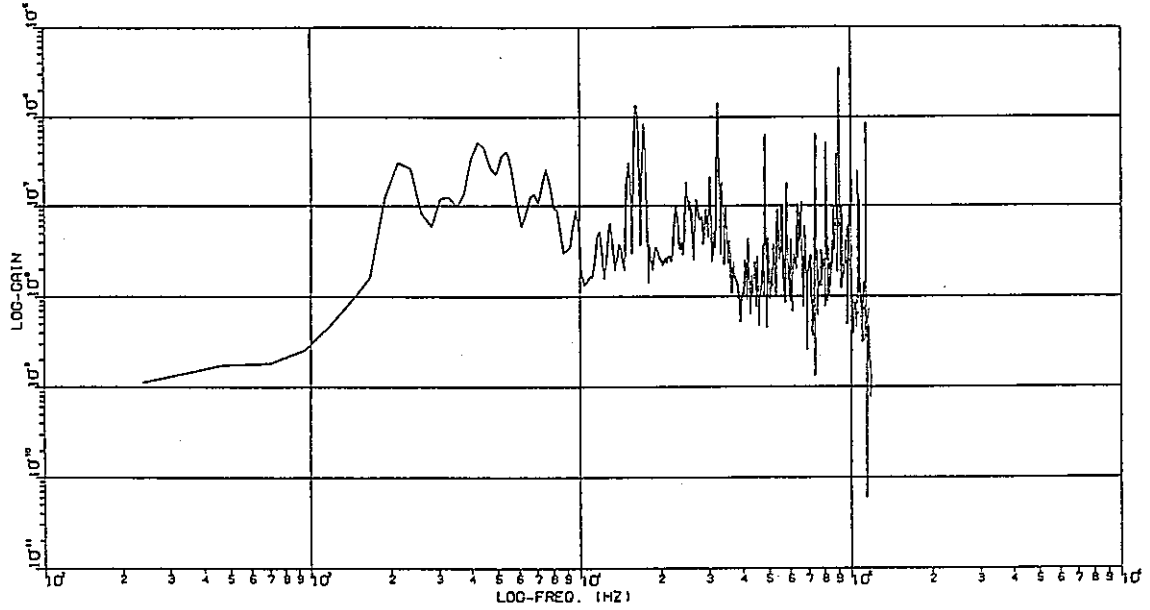


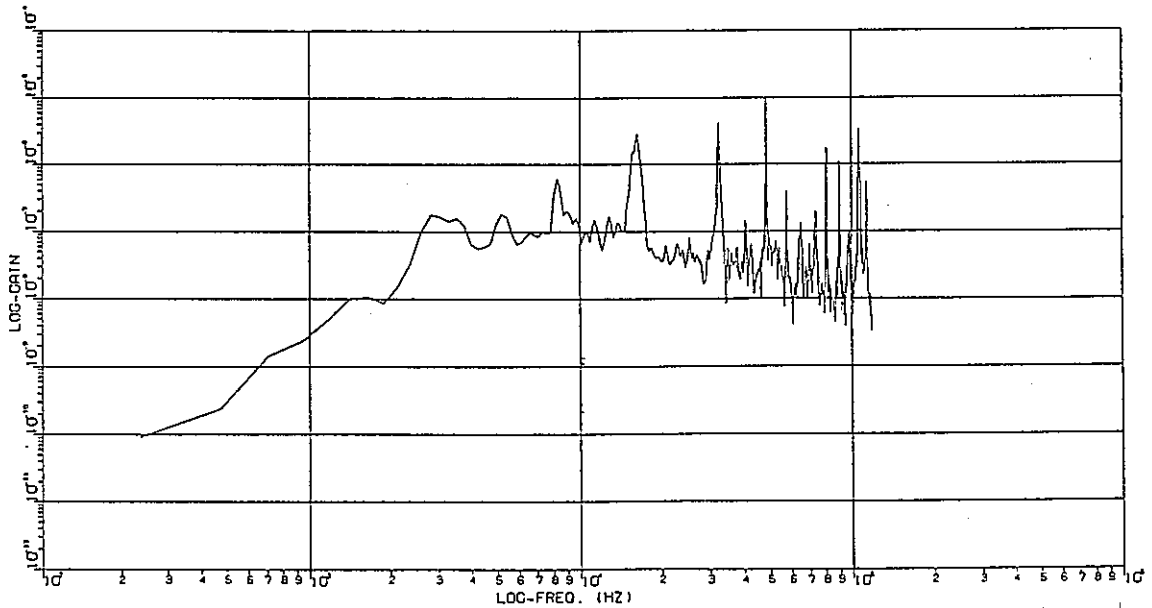
図 3. 4. 2 ヒータ昇温履歴 (50%流量時)

**** AUTO POWER SPECTRUM ** (BY FFT.)**
 SOUND SIGNAL 90/05/14 11:10 DN#003 PRI.FLOW 0% 00150040
 SOUND SIGNAL 90/05/14 11:10 DN#003 PRI.FLOW 0% 00150040
 N= 3000 . LACH= 500 . DTIME= 0 H SEC . FREQ.= 236.35 HZ . TR1= 1 IC1= 1 . MEAN=-0.0030 . R.M.S.=0.1221



a) 0%流量時のバックグラウンド

**** AUTO POWER SPECTRUM ** (BY FFT.)**
 SOUND SIGNAL 90/05/14 16:05 DN#018 PRI.FLOW 50% 00150041
 SOUND SIGNAL 90/05/14 16:05 DN#018 PRI.FLOW 50% 00150041
 N= 3000 . LACH= 500 . DTIME= 0 H SEC . FREQ.= 236.35 HZ . TR1= 1 IC1= 1 . MEAN=-0.0033 . R.M.S.=0.1764

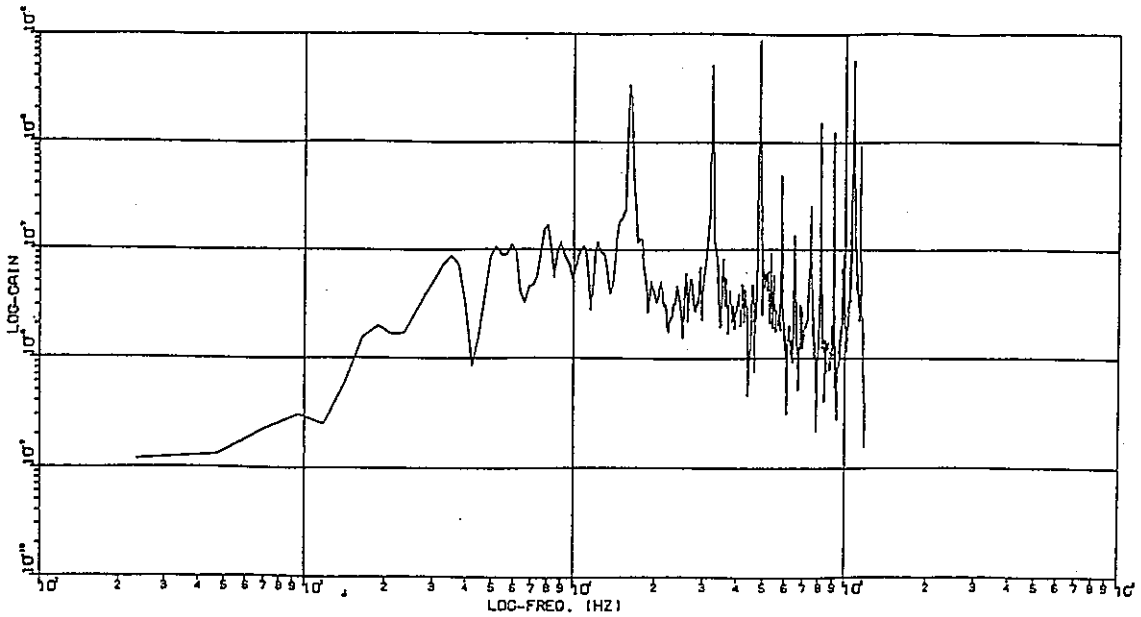


b) 50%流量時のバックグラウンド

図 3.4.3 流量変動及びボイド発生時のパワースペクトル (1/2)

*** AUTO POWER SPECTRUM *** (BY FFT.)

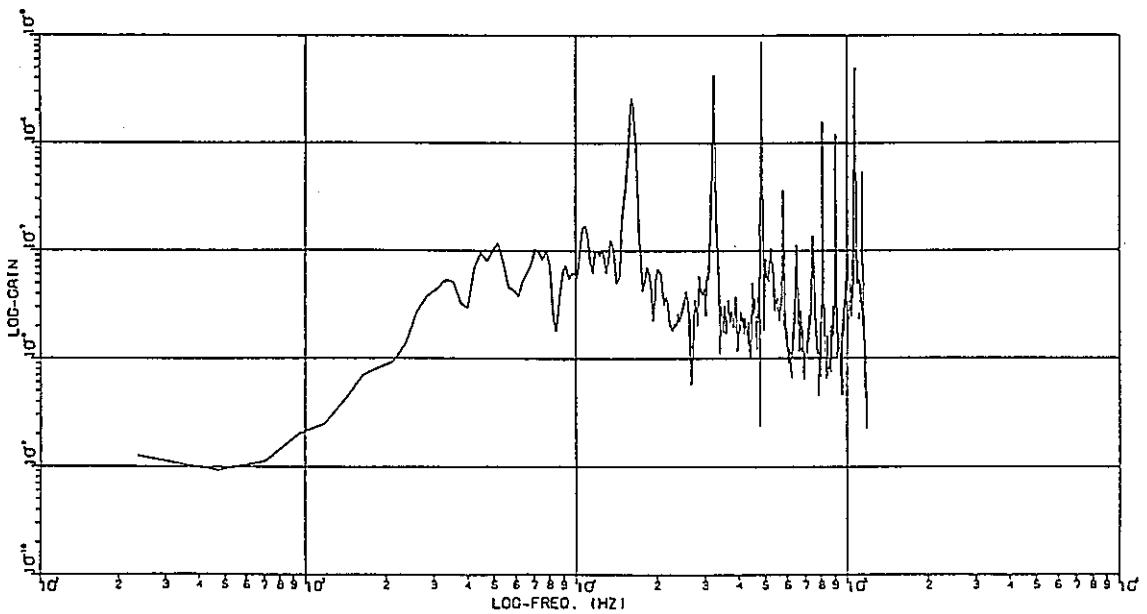
SOUND SIGNAL 90/06/14 17:05 DN4039 PRI.FLOW 100% 00141030
 SOUND SIGNAL 90/06/14 17:05 DN4039 PRI.FLOW 100% 00141030
 N= 3000 . LACH= 500 . DTIME= 0 H SEC . FREQ.= 236.35 HZ . IRI= 1 ICI= 1 . MEAN=-0.0034 . R.M.S.=0.1742



c) 100%流量時のバックグラウンド

*** AUTO POWER SPECTRUM *** (BY FFT.)

SOUND SIGNAL 90/06/14 16:50 DN4029 PRI.FLOW 100% 00141029
 SOUND SIGNAL 90/06/14 16:50 DN4029 PRI.FLOW 100% 00141029
 N= 3000 . LACH= 500 . DTIME= 0 H SEC . FREQ.= 236.35 HZ . IRI= 1 ICI= 1 . MEAN=-0.0035 . R.M.S.=0.1749



d) 100%流量ボイド発生時

図 3. 4. 3 流量変動及びボイド発生時のパワースペクトル (2 / 2)

3.5 MK-II炉心第21サイクルにおける集合体出口冷却材温度予測

報告者 長崎英明、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

本資料は、MK-II炉心定格第21サイクルにおける集合体出口冷却材温度予測に関するものであり、第21サイクルの警報設定に資する目的で作成した。なお、表3.5.1に燃料集合体出口温度予測値一覧を示す。

以下に各集合体出口冷却材温度の算出方法を示す。

- ・炉心燃料……………MK-II炉心定格第21サイクルの炉心による運転監視コード“MAGI”予測計算結果を使用した。なお、表3.5.1の燃料集合体出口温度予測値一覧に、第21サイクルより装荷された新燃料を○印で、装置位置を変更した燃料を△印で示す。
- ・特燃……………炉心燃料と同じく運転監視コード“MAGI”の予測計算結果を使用した。表3.5.1に◎印で示す。
- ・反射体……………材料照射用反射体は、前サイクルまでの実績と“MAGI”計算結果（材料照射用）を比較した場合、実績が“MAGI”の予測温度より高い計測結果が得られているため、前サイクルの実績を使用した。また、本サイクルから装荷されたCMIR-3（1A1）とSMIR-21（5B5）及びSMIR-19（6F4）は前サイクルでの同じ位置での反射体の実績値を用いた。表3.5.1に◇印で示す。
- ・反射体……………内側反射体は、冷却材の流量が少なく燃料集合体から、高温の冷却材（内側）が廻り込み“MAGI”の予測温度より高い測定結果が得られているため、前サイクルまでの実績値の最高温度を使用した。
- ・INTA-S…INTA-Sは、出口温度の指示値が不安定であり、予測値として前サイクルまでの実績値の最高温度を使用した。表3.5.1に◆印で示す。

2. 補足

100MW近傍（BOC）における測定値から、定格運転時の推定値が予測値に対し10℃以上回るS/Aの出口温度予測値の修正（改訂1）を行った。表3.5.1に●印で示す。

（技-2-102）

表3.5.1 燃料集合体出口温度予測値一覧（改訂版）

改訂1.

温度設定器	No.	アドレス	温度 (°C)
TRA14 ・1-1	1	000	○570
	2	1A1	◇538
	3	1B1	○566
	4	1C1	○567
	5	1D1	561
	6	1E1	557
	7	1F1	○561
	8	2A1	539
	9	2A2	555
	10	2B1	546
	11	3A1	△537
	12	3A2	547
	13	3B1	540
	14	4A1	507
	15	4A2	521
	16	4A3	△532
	17	4A4	524
	18	4B1	508
	19	5A1	488
	20	5A2	493
	21	5A3	△520
	22	5A4	514
	23	5A5	495
	24	5B1	497
	25	6A2	483
	26	6A3	488
	27	6A4	498
	28	6A5	488
	29	6A6	487
	30	—	—

温度設定器	No.	アドレス	温度 (°C)
TRA14 ・1-2	1	2B2	557
	2	2C1	○556
	3	2C2	○561
	4	3B2	552
	5	3C1	531
	6	3C2	◎569
	7	4B2	△531
	8	4B3	△538
	9	4B4	△528
	10	4C1	△513
	11	4C2	517
	12	4C3	△525
	13	5B2	◇500
	14	5B3	509
	15	5B4	519
	16	5B5	◇492
	17	5C1	500
	18	5C2	△518
	19	5C3	509
	20	5C4	◇493
	21	6B2	489
	22	6B3	◇478
	23	6B4	501
	24	6B5	500
	25	6B6	501
	26	6C2	509
	27	6C3	508
	28	6C4	505
	29	6C5	501
	30	—	—

温度設定器	No.	アドレス	温度 (°C)
TRA14 ・1-3	1	2D1	○550
	2	2D2	◎548
	3	2E1	○546
	4	2E2	◎534
	5	3D1	528
	6	3D2	○557
	7	3E1	△528
	8	3E2	△540
	9	4C4	519
	10	4D1	507
	11	4D2	△522
	12	4D3	529
	13	4D4	516
	14	4E1	500
	15	4E2	516
	16	5C5	◇484
	17	5D1	484
	18	5D2	△510
	19	5D3	△532
	20	5D4	505
	21	5D5	◇483
	22	5E1	497
	23	5E2	499
	24	6C6	◇473
	25	6D2	◇462
	26	6D3	484
	27	6D4	488
	28	6D5	495
	29	6D6	493
	30	6E2	496

温度設定器	No.	アドレス	温度 (°C)
TRA14 ・1-4	1	2F1	533
	2	2F2	○548
	3	3F1	520
	4	3F2	◎505
	5	4E3	515
	6	4E4	514
	7	4F1	491
	8	4F2	514
	9	4F3	512
	10	4F4	△519
	11	5E3	502
	12	5E4	△515
	13	5E5	498
	14	5F1	501
	15	5F2	◆530
	16	5F3	510
	17	5F4	△501
	18	5F5	496
	19	6E3	◇474
	20	6E4	488
	21	6E5	491
	22	6E6	494
	23	6F2	503
	24	6F3	509
	25	6F4	◇485
	26	6F5	498
	27	6F6	483
	28	—	—
	29	—	—
	30	—	—

注) ●: 改訂1.で修正したS/A出口温度

3.6 反応度計入力用動特性パラメーター（MK-II炉心第21サイクル）の予測計算

報告者 内海稔尚、山本敏久、有井祥夫（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

「常陽」MK-II定格21サイクル運転開始に当たり運転監視コード‘MAGI’による予測計算を行って過剰反応度及び制御棒校正時に反応度計算に用いる動特性パラメーター（“JOYDAS”設定値）を算出した。

2. 計算結果

(1) 過剰反応度予測（0MW、250℃）

BOC	2.931%Δk/k
EOC	1.331%Δk/k

$$\left[\begin{array}{l} \text{過剰反応度予測} \\ = \rho - 0.367 \\ \text{（‘MAGI’計算値）} \end{array} \right]$$

(2) 動特性パラメーター

① β_{eff}

	20サイクル	21サイクル
β_1	1.294×10^{-4}	1.290×10^{-4}
β_2	9.348×10^{-4}	9.346×10^{-4}
β_3	8.160×10^{-4}	8.154×10^{-4}
β_4	1.648×10^{-3}	1.648×10^{-3}
β_5	6.435×10^{-4}	6.441×10^{-4}
β_6	1.696×10^{-4}	1.693×10^{-4}
β_{TOT}	4.342×10^{-3}	4.340×10^{-3}

① λ_{err}
(sec⁻¹)

	20 サイクル	21 サイクル
λ_1	1.282×10^{-2}	1.282×10^{-2}
λ_2	3.141×10^{-2}	3.141×10^{-2}
λ_3	1.266×10^{-1}	1.266×10^{-1}
λ_4	3.302×10^{-1}	3.302×10^{-1}
λ_5	$1.396 \times 10^{+0}$	$1.397 \times 10^{+0}$
λ_6	$3.783 \times 10^{+0}$	$3.784 \times 10^{+0}$

③ l_p
(sec)

	20 サイクル	21 サイクル
l_p	4.366×10^{-7}	4.385×10^{-7}

3.7 第21サイクル炉心での逆時間方程式による制御棒投入反応曲線

報告者 長崎英明、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

第8回定期検査の検査項目のひとつである制御棒価値（A-301）測定の資料としてMK-II第21サイクル炉心による制御棒投入反応度曲線を逆時間方程式により求めた。

下図にMK-II第21サイクル炉心での原子炉出力のダブリングタイムと投入反応度曲線を示す。なお、下図は定期検査要領書の添付資料として使用する。

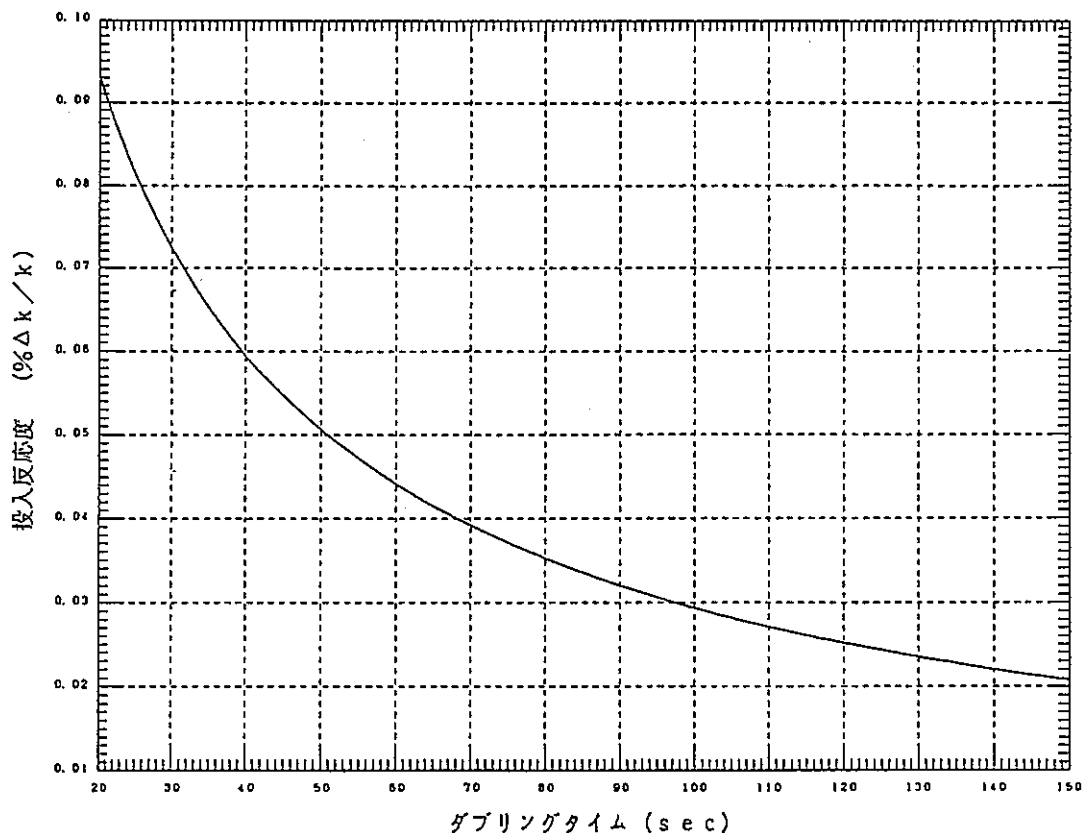


図3.7.1 第21サイクル炉心での制御棒投入反応度曲線

(技-2-113)

3.8 MK-Ⅲ炉心特性のJFS-2とJFS-3間の比較

報告者 山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

これまでMK-Ⅱ炉心設計や炉心管理（MAGI）には、一貫してJFS-2が使用されてきたが、MK-Ⅲ炉心設計にあたって、JFS-2よりも新しいJFS-3（JENDL-2ベース）を使用することが検討されている。この核データライブラリーの変更に伴う核特性への影響を調査するために、MK-Ⅲ炉心をJFS-2及びJFS-3で解析し、主要な核特性について比較を行った。

2. 検討手法

計算条件は以下に示す通りである。

(1) 使用コード……CITATION三角メッシュ計算（6メッシュ/集合体）

(2) 群定数……MK-Ⅲ初期組成を入力としてEXPANDAにより7群マイクロ定数を作成した。

(3) 数密度……平衡炉心初期（MAPI計算値）を使用した。

FPの効果は小さいことがわかっているので省略した。

(4) バックリング……MK-Ⅱ炉心の炉心各列の値に対して炉心高さの補正 $\left[\times \left(\frac{55}{50} \right)^2 \right]$

を加えて代用した。制御棒の挿入やライブラリーの差によるバックリングの変化は考慮していない。

3. 検討結果

JFS-2からJFS-3に移行した場合の核特性の変化は以下の通りである。

(1) 臨界性

約0.24%Δk/k上昇する。核種ごとの内訳としては、構造核種（Fe、Cr、Ni）の反応度変化が大きい互いに相殺し合う傾向にある。核分裂量は²³⁹Puが0.6%増加、²⁴⁰Puが3.8%減少、²³⁸Uが2.2%増加し、その総和として固有値の上昇という結果になったと推測される。

(2) 出力分布

（技-2-123）

各集合体の出力分布の変動は±0.1%程度である。

(3) 制御棒ワーク

6本を全挿入した場合のワース（未補正值）は、0.6%程度増加した。

(4) ナトリウムボイド反応度

全炉心ボイド時のナトリウムボイド反応度は約3%増加した。

3. 結 論

JFS-3ライブラリーに移行しても、安全解析で重要となるパラメータ（制御棒ワーク、ドップラー、ナトリウムボイド反応度）への影響は小さく、かつ炉心設計上のインパクト（臨界性、集合体出力、最大線出力）はほとんど見られないことがわかった。

3.9 「常陽」MK-II炉心第21サイクル照射条件予測

報告者 内海稔尚、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

「常陽」MK-II定格21サイクル運転開始に当たり運転監視コード“MAGI”による予測計算を行って照射条件を予測した。

2. 計算条件

(1) 使用コード：“MAGI”

- ① 3次元Hex-Z拡散計算（対辺距離8.15cm、 $\Delta Z = 5$ cm）
- ② 中性子：7群、 γ 線：3群
- ③ JFS-2ライブラリー

(2) 温度条件

体系の形状は20℃、数密度はNa：370℃・その他の核種：20℃に対応している。自己遮蔽因子の計算に使用する温度は、ドップラー効果以外は300℃、ドップラー効果については1200℃としている。

(3) 備考

上記“MAGI”による計算値に対して、メッシュ補正・輸送補正・群縮約補正等を実施していない。また、運転経験により得られた実験値をE/C値の形で取りいれていない。

3. 計算結果

計算結果の一部を下表に示す。

運転開始（定格到着）日		平成2年 9月 6日（平成2年 9月11日）				
運転終了（定格終了）日		平成2年11月19日（平成2年11月18日）				
E. F. P. D.		70.00 E. F. P. D.				
炉心構成 (添付図参照)	炉心燃料	A型特燃	B型特燃	C型特燃	INTA	
	63	0	1	3	1	
	CMIR	SMIR	AMIR	SHMIR	その他	
	1	8	2	1		
炉心平均燃焼度（a t. E O C. 除 特燃）		3.60×10 ⁴ MWd/t				
最大燃焼度集合体 (EOC)	位置	4E3	集合体 番号	PFD323	燃 焼 度 要素平均	6.77×10 ⁴ MWd/t
最大線出力集合体 (BOC)	位置	000	集合体 番号	PFD527	線 出 力 割合最大	382 W/cm
(バル) 被覆管最高温度 (BOC)	位置	000	集合体 番号	PFD527	温 度	617 °C
Over Power (バル) 燃料最高温度 (BOC)	位置	000	集合体 番号	PFD527	温 度	2319 °C
最大中性子束集合体 (BOC)	位置	000	集合体 番号	PFD527	0.1MeV 以上 割合最大	3.34×10 ¹⁵ n/cm ² ・s

3.10 第21サイクル制御棒Total worth及び制御棒干渉効果補正係数の算出

報告者 内海稔尚、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

第21サイクル制御棒Total worthの計算及び制御棒干渉効果補正係数の算出を行った。

この計算結果は、第21サイクル制御棒校正試験のデータ処理時のTotal worthの外挿及び制御棒干渉効果の補正に使用される。

2. 計算条件

i) 断面積

JFS-2 70群炉定数セットを使用し“EXPANDA-G”コードで70群実効断面積と中性子束を計算して“MICLIB”コードで7群に縮約した。

ii) 制御棒Total worthの計算

“CITATION”三次元Hex-Z拡散計算を行い、全引き抜き、各制御棒全挿入、各制御棒450mm挿入の13ケースの計算を行った。

組成は20'サイクルまでの燃焼組成を活かすため、集合体一体ずつ“MAGI”計算結果の値を使用した。

iii) 制御棒干渉効果補正係数の計算

ii)と同様の計算条件で校正時に於いて補正係数が最大となる3体600mm、3体均等(400mm)の制御棒位置を基準とし、600mm位置にある制御棒を一体ずつ更に50mm引き抜く4ケース、3体均等挿入の制御棒を取替えて同様に4ケース、更に全制御棒600mm位置のケースと、計9ケースの計算を行った。

3. 計算結果

i) 制御棒Total worthの計算

計算結果の各制御棒パターンでの実効増倍係数とTotal worthを次表に示す。

	制御棒 1.	制御棒 2.	制御棒 3.	制御棒 4.	制御棒 5.	制御棒 6.
Full out k_{eff}	1.027932	1.027932	1.027932	1.027932	1.027932	1.027932
450mm k_{eff}	1.022741	1.022530	1.022819	1.022828	1.023269	1.023184
Full in k_{eff}	1.006998	1.006075	1.007251	1.007600	1.009231	1.009206
Total worth % $\Delta k/kk'$	2.022	2.113	1.997	1.963	1.802	1.805

ii) 制御棒干渉効果補正係数の算出

計算結果の各制御棒の干渉効果補正式は、以下の通りである。

(Xは制御棒位置)

$$\text{制御棒 1 : } 7.66303 \times 10^{-4} \cdot X + 0.65363$$

$$\text{制御棒 2 : } 5.30884 \times 10^{-4} \cdot X + 0.76004$$

$$\text{制御棒 3 : } 8.49253 \times 10^{-4} \cdot X + 0.61614$$

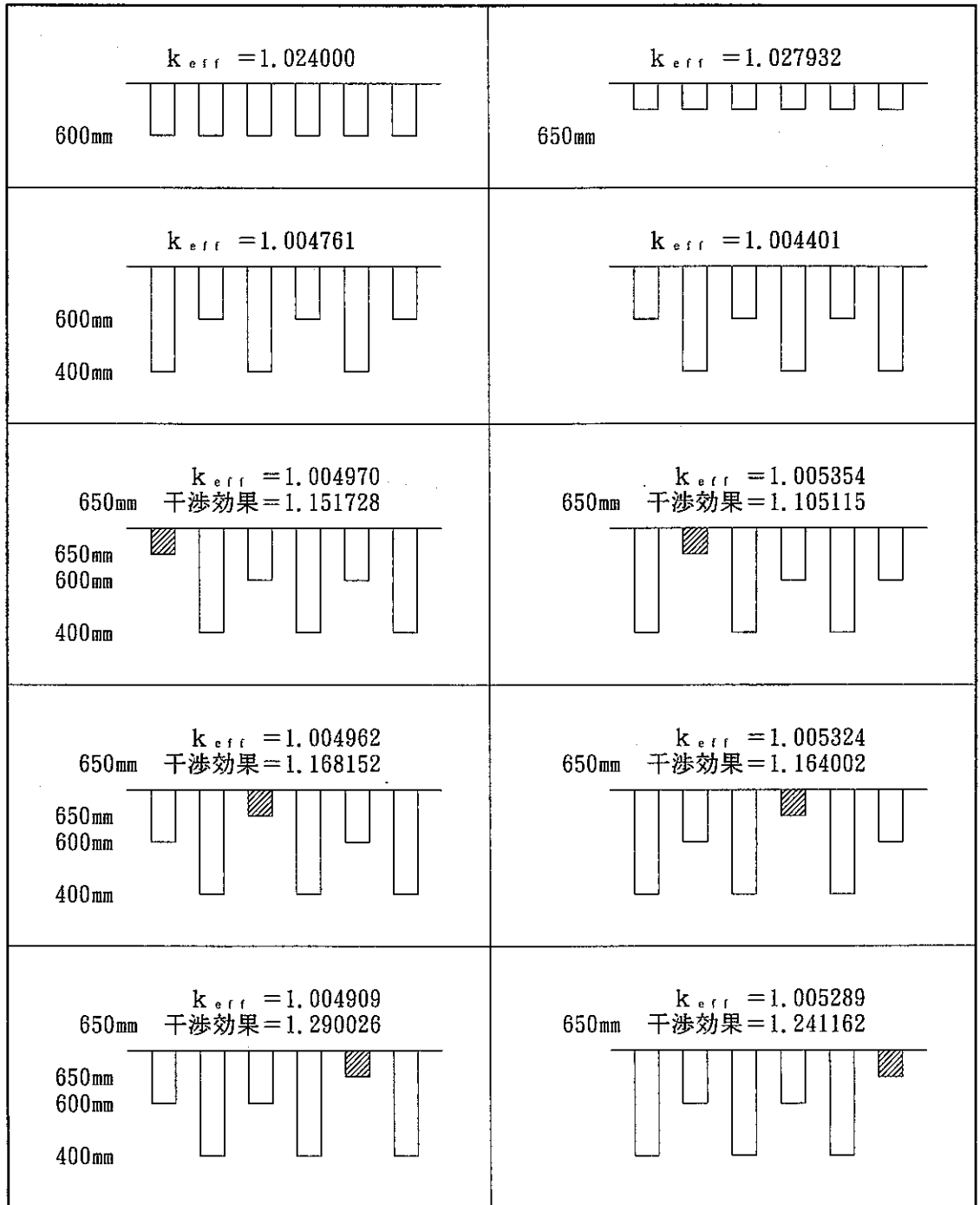
$$\text{制御棒 4 : } 8.28293 \times 10^{-4} \cdot X + 0.62561$$

$$\text{制御棒 5 : } 1.46478 \times 10^{-3} \cdot X + 0.33792$$

$$\text{制御棒 6 : } 1.21799 \times 10^{-3} \cdot X + 0.44947$$

また第 2 1 サイクル制御棒干渉効果補正係数算出用 k_{eff} 及び 6 5 0 mm 位置干渉効果を図 3.10. 1 に示す。

図 3.10.1 第 2 1 サイクル制御棒干涉効果補正係数算出用 k_{eff} 及び 650mm 位置干涉効果



3.11 炉上部照射プラグリグ (UPR-1-3) の放射化量計算結果

報告者 長崎英明、鈴木惣十 (炉心・運転計画Gr)

1. 概要

「常陽」では、平成2年10月17日に炉上部照射プラグリグ (UPR-1-3) の払い出しが予定されている。その添付データの資料として使用するため (照射課メモ2-106 依頼による。) 試験片の放射化量を計算した。

2. 計算条件

- ・試験片 : SUS304 (1g)
- ・計算コード : FPGS
- ・照射履歴 : MK-II 第17～第20' サイクル
- ・照射中性子束 : $2.513 \times 10^{11} \text{ n/cm}^2 \times \text{sec}$ (total flux)

照射中性子束はDOT3.5 計算結果を使用した。

3. 結果

下表に払い出し予定日 (1990/10/17) 時点でのSUS304 (1g) の放射化量 (1%以上寄与する主要核種及び全放射化量) を示す。

核種	放射化量 (Ci)
Fe-55	4.735×10^{-5}
Co-60	2.837×10^{-5}
TOTAL	7.736×10^{-5}

3.12 “JOYFL2”による制御棒移設炉心流配計算の見直し

報告者 内海稔尚、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的・概要

従来、MAPIの制御棒移設炉心流配計算に用いた、A型特燃の集合体圧損： $\Delta P = 1.107 \times 10^{-4} Q^{1.887}$ は、実際にMK-II炉心に装荷されたAIMの値であり設計値の $\Delta P = 4.33 \times 10^{-5} Q^{2.0}$ とは異っていた。今回“JOYFL2”により、設計値圧損を用いてMK-III移行炉心流配計算を行うとともに、制御棒移設効果をみるためにMK-II標準炉心の流配計算も行った。

2. 結果

計算結果サマリーを下表に示す。この結果より炉心燃料全流量については

- (1) C/R移設効果 ②/① = 1.0012
- (2) A特の圧損変更の効果となる。 ③/② = 1.0017

表 “JOYFL2”計算結果サマリー

計算ケース		0,1列D/F	2列D/F	3列D/F	4列D/F	5列D/F	D/F全流量
MK-II標準炉心 A特の圧損式 $\Delta P = 1.107 \times 10^{-4} Q^{1.887}$	流量 (kg/s)	34.091	96.895	87.329	138.829	66.340	① 423.484
	集合体本数	4	12	12	21	12	
制御棒移設炉心 A特の圧損式 $\Delta P = 1.107 \times 10^{-4} Q^{1.887}$	流量 (kg/s)	33.989	96.606	94.327	138.426	60.635	② 423.983
	集合体本数	4	12	13	21	11	
制御棒移設炉心 A特の圧損式 $\Delta P = 4.33 \times 10^{-5} Q^{2.0}$	流量 (kg/s)	34.047	96.770	94.486	138.655	60.736	③ 424.694
	集合体本数	4	12	13	21	11	

3.13 MK-II炉心第21サイクル制御棒較正試験結果

報告者 長崎英明、沖元 豊、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

MK-II炉心第21サイクル（定格出力100MW）起動にあたり制御棒値を測定し原子炉運転及び各種試験に必要な制御棒反応度特性の情報を得る。

2. 試験方法

- i) 制御棒6本同時差換法により制御棒較正曲線（350mm～650mm）を得る。
- ii) 中性子源増倍法及び6本同時差換法の測定値より制御棒Total worthを得る。

3. 結果

MK-II炉心第21サイクルの制御棒較正試験の結果を以下に示す。

i) 制御棒較正曲線

以下に干渉効果補正後較正曲線近似式を示す。

$$\text{制御棒Worth}(\% \Delta k/k) = - \sum_{i=0}^5 \text{CRCOEF}(i, R) \cdot X^i$$

R : 制御棒番号
Xⁱ : 制御棒位置 (mm)

C R 1	C R 2	C R 3
COEF(0)=-1.9241828D+00	COEF(0)=-1.3344251D-01	COEF(0)= 2.6246747D+00
COEF(1)=-3.7240703D-03	COEF(1)=-2.4299061D-02	COEF(1)=-5.0633640D-02
COEF(2)= 3.0705868D-05	COEF(2)= 1.1705109D-04	COEF(2)= 2.2152220D-04
COEF(3)=-3.7077980D-08	COEF(3)=-2.1093886D-07	COEF(3)=-4.2137420D-07
COEF(4)=-1.3400166D-13	COEF(4)= 1.7132346D-10	COEF(4)= 3.8355986D-10
COEF(5)= 1.3600555D-14	COEF(5)=-5.3258021D-14	COEF(5)=-1.3836086D-13
C R 4	C R 5	C R 6
COEF(0)= 1.6931066D+00	COEF(0)=-1.0962416D+00	COEF(0)= 4.0197207D-01
COEF(1)=-4.1188643D-02	COEF(1)=-6.6804683D-03	COEF(1)=-2.3582048D-02
COEF(2)= 1.8647266D-04	COEF(2)= 3.1004620D-05	COEF(2)= 1.0631524D-04
COEF(3)=-3.5956693D-07	COEF(3)=-2.6686693D-08	COEF(3)=-1.9009435D-07
COEF(4)= 3.3100533D-10	COEF(4)=-1.4413566D-11	COEF(4)= 1.5830906D-10
COEF(5)=-1.2105278D-13	COEF(5)= 1.9312738D-14	COEF(5)=-5.2110455D-14

(技-2-141)

ii) 制御棒 Total Worth (差換法データ外挿による計算値)

制 御 棒	1	2	3	4	5	6
Total Worth ($\% \Delta k / k$)	2.11	2.24	2.16	2.05	1.99	1.89

制御棒6本のTotal Worth総和 = 12.44 $\% \Delta k / k$

3.14 MK-II炉心第21サイクルBOC反応度係数測定試験結果(速報)

報告者 曾我 彰、沖元 豊、山本敏久、鈴木惣十(炉心・運転計画Gr)

田林正雄(もんじゅ研修Gr)

1. 概要

MK-II炉心第21サイクルBOCでの各種反応度を測定し、原子炉運転及び運転特性試験等に必要な炉心核特性の情報を得た。

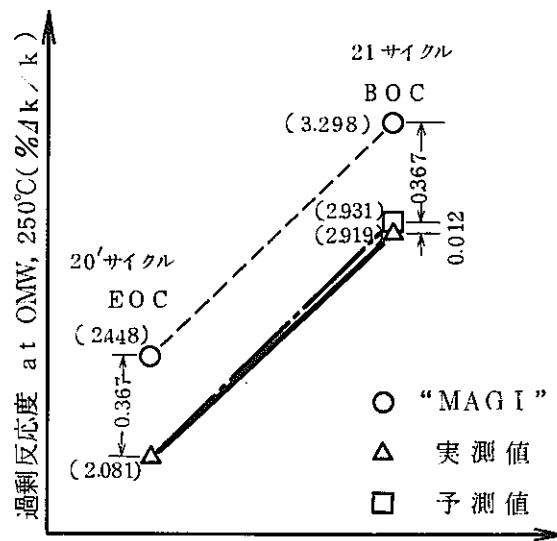
2. 結果

第21サイクルBOCの炉心核特性の測定結果をまとめて表3.14.1、図3.14.1図、3.14.2に示す。

表3.14.1 反応度係数測定結果(第21サイクルBOC)

項 目	測 定 結 果					
	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
制御棒全反応度価値 ($\% \Delta k / k$)	2.11	2.24	2.16	2.05	1.99	1.89
過剰反応度 ($\% \Delta k / k$) (0MW、250℃)	3.298					
等温温度係数 ($\% \Delta k / k / ^\circ C$)	-3.87×10^{-3}					
出力係数 (0~100MW間平均) ($\% \Delta k / k / MW$)	-4.48×10^{-3}					

(技-2-143, 144, 159)



注) 予測値は第21サイクルBOCの“MAGI”計算値に20'サイクルEOCの計算値と実測値との差を補正したものである。

図 3.14. 1 過剰反応度の実測値と計算値の比較

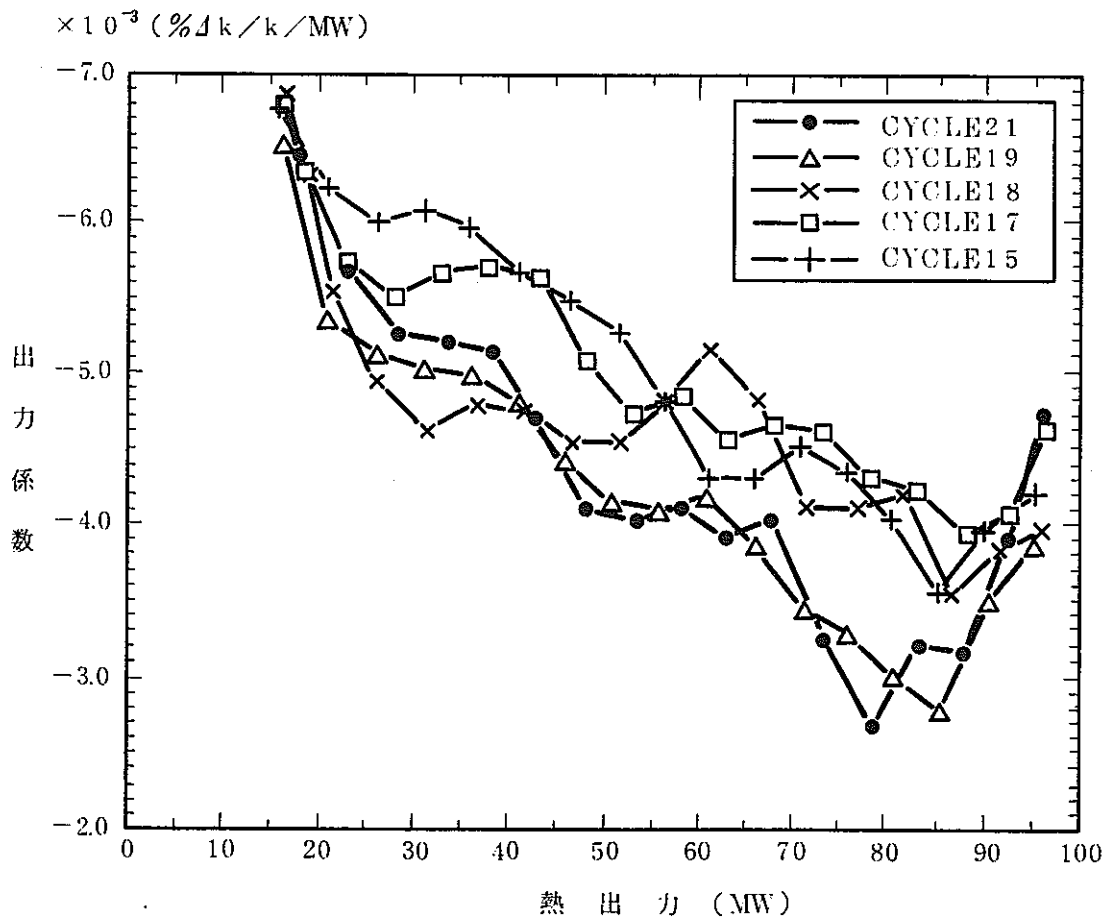


図 3.14. 2 15～21サイクルにおける 5 MW毎の出力係数変化

3.15 制御棒移設炉心における高線出力試験用要素の事故解析（その1）

報告者 後藤和秋（プラントGr）

1. 概要

制御棒移設に係る高速実験炉設置変更に関連する高線出力（以後、PTM）試験用要素の事故解析の内、以下に示す解析条件の2事象について解析を行った。

2. 解析条件

解析事象	未臨界からの制御棒の異常な引抜き	出力運転中の制御棒の異常な引抜き
初期原子炉出力	1 W	50 MW
スクラム反応度	7.4 % $\Delta K/K$	
スクラム方法	中性子高107%（53.5 MW）で原子炉スクラム	
スクラム遅れ	0.5秒（検出器遅れ0.2秒+デラッチ遅れ0.3秒）	
反応度付加率	3.6（約4） ϕ/s 及び5.0 ϕ/s の2ケース	

PTM試験用要素計算ケース

目標出力時の線出力密度が最大となる以下のケース（1ケース）について行う。

ペレット密度	: 95%理論密度
ペレット-被覆管間隙（半径）	: 0.05mm（ペレット直径6.6mm）
O/M比	: 1.99

初期条件として定格出力時の50%時に以下の値になるように線出力密度及び冷却材流量を調整する。

ペレット最大溶融割合	: 20%
被覆管肉厚中心最高温度	: 650°C

その他の条件についてはPTM及びFFDL試験用要素の安全解析（*1）時の値を使用した。

3. 解析結果

解析事象			未臨界からの制御棒の異常な引抜き		出力運転中の制御の異常な引抜き		
			3.6 ϕ /s	5.0 ϕ /s	3.6 ϕ /s	5.0 ϕ /s	
反応度付加率			3.6 ϕ /s	5.0 ϕ /s	3.6 ϕ /s	5.0 ϕ /s	
スクラム時間			26.02秒	19.54秒	2.07秒	1.68秒	
最高到達出力			200.2MW	303.1MW	55.0MW	55.4MW	
P T M 試 験 用 要 素	冷却材 温度 ($^{\circ}$ C)	初期	370.0	370.0	626.1	626.1	
		最高	570.3	655.2	631.1	630.9	
		上昇	200.3	285.2	5.0	4.8	
	被覆材 温度 ($^{\circ}$ C)	初期	370.0	370.0	650.0	650.0	
		最高	586.3	677.2	655.6	655.3	
		上昇	216.3	307.2	5.6	5.3	
	試料 温度 ($^{\circ}$ C)	初期	370.0	370.0	3044.3	3044.3	
		最高	1551.1	1967.7	3061.3	3059.9	
		上昇	1181.1	1597.7	17.0	15.6	
	試料溶 融割合 ($^{\circ}$ C)	初期	溶 融 せ ず			20.00	20.00
		最高				20.96	20.87
		上昇				0.96	0.87

反応度付加率が5.0 ϕ /sになった場合、未臨界からの制御棒の異常な引抜きの時、原子炉出力が303MWに達するが、PTM試料最高温度1968 $^{\circ}$ Cで20%溶融初期温度3044 $^{\circ}$ Cまでにはいたっていない。又、出力運転中の制御棒の異常な引抜きの時、PTM試料最高温度の上昇は16 $^{\circ}$ C程、試料溶融割合の上昇は0.9%程で反応度付加率が3.6 ϕ /sの時とくらべ余り変らないが多少少なくなっている。

*1 技-1-321 “MIMIR-N2”コードによるPT及びFFDL試験用要素の安全解析

3.16 出力係数に関する解析

報告者 沖元 豊、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

「常陽」MK-II炉心のこれまでの運転経験で得られた、各サイクル毎のBOCおよびEOCにおける出力係数は、以下のような特徴を持っている。（表3.16.1参照）

1. EOCにおける平均出力係数はBOCよりも10～20%程度小さい
2. 平均出力係数の絶対値は炉心平均燃焼度の増加に従い、小さくなる傾向を持つ。

上記の現象の原因を追究するために、出力係数の挙動因子の洗い出しを行い、そのうち影響が大きいと思われるものとして、焼しまりやスウェリング等による燃料スタック長の変化が出力係数に及ぼす影響を評価した。

2. 検討手法と結果

(1) ペレットの熱膨張

EOCにおいては燃料ペレットの中心空孔の生成によりBOCよりも燃料平均温度が低下する。この効果を燃料領域を等軸晶、柱状晶、不変領域の3領域モデルに基づき、MAGIで評価した。求めた各集合体ごとのホットスポット部の燃料温度を軸方向及び径方向ピーキング係数を用いて集合体平均とし、さらに反応度に及ぼす重みとして各列の ^{235}U および ^{239}Pu に対する密度係数による重みづけ平均を求め、等価な炉心平均のペレット平均温度変化を計算した。

この温度変化が炉心全体の反応度変化に及ぼす影響は、MK-II炉心の設計計算書*の等温係数のうちペレットの熱膨張の値を使用した。

100MW時における反応度変化は、18サイクルで $-1.897 \times 10^{-3} \% \Delta k / k$ 、19サイクルで $-1.642 \times 10^{-3} \% \Delta k / k$ となった。（表3.16.2）

(2) ペレットの燃きしまりおよびスウェリング

PIE結果による燃料スタック長の変化と燃焼度の関係を図3.16.1を示す。この結果をもとに、燃料スタック長の燃焼度依存性を以下の3次式で近似することにする。

$$\Delta l \text{ (mm)} = -3.796 \times 10^{-4} \cdot BU + 1.412 \times 10^{-8} \cdot BU^2 - 1.011 \times 10^{-13} \cdot BU^3$$

(技-2-148)

Δl : スタック長変化量 (mm)

BU : 集合体平均燃焼度 (MWd/t)

このモデルにおいては、燃料の使用開始から1サイクルは焼きしまりが主であり、約15000 MWd/tからスウェリングに移行して約35000 MWd/tでほぼ初期値に戻り、ピークの焼きしまり量としては約3mmと仮定している。

各集合体の平均燃焼度はMAGIにより求め、上記の式によりスタック長変化量に換算した。

スタック長の変化が反応度に及ぼす影響としては、(1)において評価したように、等温係数を使用して評価した。このため、以下の式**をもとにスタック長変化を「等価な」燃料温度に変換した。

$$\frac{\Delta L}{L} = 4.41 \times 10^{-4} + 6.765 \times 10^{-6} T + 2.965 \times 10^{-9} \cdot T^2$$

T : 燃料温度 (°C)

L : スタック長 (mm)

炉心平均値を求める時の重みづけは、(1)の場合と同様である。

BOCを基準として求めた結果を表3.16.3に示す。また、1サイクルで焼きしまりのみを起こすと予想される新燃料のみに着目した結果を表3.16.4に示す。燃料の焼きしまり及びスウェリングによる反応度変化は(1)で検討した熱膨張の効果よりも約1桁大きい負の値を示している。また、焼きしまりの効果は正の反応度を与え、その大きさは、問題となっているBOCとEOCの差の約半分に対応する。

(3) 出力係数の燃焼度依存性

前述の(1)、(2)の検討から、出力係数の変化はBOCとEOCの炉心平均燃焼度の差に依存するはずである。J2燃料の装荷開始前後から1サイクルあたりの燃焼度変化が上昇しはじめた第16サイクルより、最近の第20サイクルまでの出力係数のBOCとEOCの変化率の燃焼度依存性を図3.16.2に示す。全体として、両者には正の相関が認められる。

3. まとめ

(1) ペレットの熱膨張変化による反応度への影響は、炉心全体では負の反応度を示し、出力係数の挙動とは逆傾向である。

(2) 焼しまり等に伴う燃料スタック長変化による反応度への影響は、炉心全体では負の反応度を示し、出力係数の挙動とは逆傾向である。

但し、新燃料のみに着目した場合は正の反応度を示し、これは出力係数変化の約半分の反応度相当になる。

(3) 現状の炉心燃焼度の増加ではスタック長変化による反応度の変化は、負の反応度を示し、出力係数変化の傾向とは、逆傾向である。

(*) S J 9 0 6 8 4 - 0 3 高速実験炉設置許可の変更申請のための検討評価

(ただし、改訂値として原版×1/2を使用)

(**) B. F. Rubin et al. : GEAP-13582, PP19, General Electric (1970)。

表 3.16.1 0-100 MW間平均出力係数

サイクル		10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
運転日数 (日)		45	44	43	55	60	70	32	70	70	70	41
100 MW相当日数 (EFPD)		44.52	44.44	42.80	54.20	59.49	69.40	31.59	68.35	68.36	68.70	39.99
新燃料	J1	11	8	10	8	3	0	3	0	0	0	1
	J2	0	0	0	5	7	10	2	9	10	9	4
炉内 J2 燃料体数		0	0	0	5	12	22	24	33	41	49	52
炉心平均燃焼度° (MWd/t)	BOC	15,900	17,300	17,200	17,000	18,500	19,800	24,700	22,400	24,300	25,700	31,200
	EOC	22,000	23,300	23,000	24,300	26,500	29,200	29,000	31,700	33,500	35,000	36,700
	E-B	6,100	6,000	5,800	7,300	8,000	9,400	4,300	9,300	9,200	9,300	5,500
0-100 MW間 平均出力係数 ($\times 10^{-3} \% \Delta k/k/MW$)	BOC	-5.30	-5.10	-5.05	-4.78	-5.19	-5.24	-4.68	-5.26	-4.81	-4.55	-4.04
	EOC	-4.15	-4.11	-3.97	-3.97	-4.20	-4.41	-4.22	-3.82	-3.36	-3.68	-3.31
	E-B	1.15	0.99	1.08	0.81	0.99	0.83	0.46	1.44	1.45	0.87	0.73

表3.16.2 ペレット熱膨張変化による反応度

列	18cy 反応度* (% $\Delta k/k$)	19cy 反応度* (% $\Delta k/k$)
0	2.309×10^{-4}	2.770×10^{-4}
1	8.874×10^{-4}	8.874×10^{-4}
2	-4.133×10^{-4}	-2.067×10^{-4}
3	-8.789×10^{-4}	-8.113×10^{-4}
4	-1.325×10^{-3}	-1.427×10^{-3}
5	-3.979×10^{-4}	-3.617×10^{-4}
合計	-1.897×10^{-3}	-1.642×10^{-3}

* at 100MW

表3.16.3 燃料の焼しまり及びスエリングによる反応度

列	18cy 反応度* (% $\Delta k/k$)	19cy 反応度* (% $\Delta k/k$)
0	-2.694×10^{-3}	6.490×10^{-3}
1	1.106×10^{-2}	4.104×10^{-4}
2	3.436×10^{-2}	3.761×10^{-3}
3	-2.889×10^{-2}	-2.006×10^{-2}
4	-4.072×10^{-2}	-4.234×10^{-2}
5	-1.027×10^{-2}	-1.210×10^{-2}
合計	-3.715×10^{-2}	-6.384×10^{-2}

* at 100MW

表 3.16.4 新燃料の焼しまりによる反応度

第18サイクル

列	新燃料 装荷本数	平均燃焼度 (MWd/t)	燃料スタック 長変化 (mm)	反応度* (%Δk/k)
0	0 (体)	0	0	0
1	3	14.329	-2.84	1.865×10^{-2}
2	7	12.547	-2.74	3.925×10^{-2}
3	0	0	0	0
			合計	5.790×10^{-2}

* at 100MW

第19サイクル

列	新燃料 装荷本数	平均燃焼度 (MWd/t)	燃料スタック 長変化 (mm)	反応度* (%Δk/k)
0	1 (体)	14.694	-2.85	6.490×10^{-3}
1	2	14.063	-2.83	1.239×10^{-2}
2	3	12.247	-2.72	1.671×10^{-2}
3	3	11.409	-2.64	9.634×10^{-3}
			合計	4.522×10^{-2}

* at 100MW

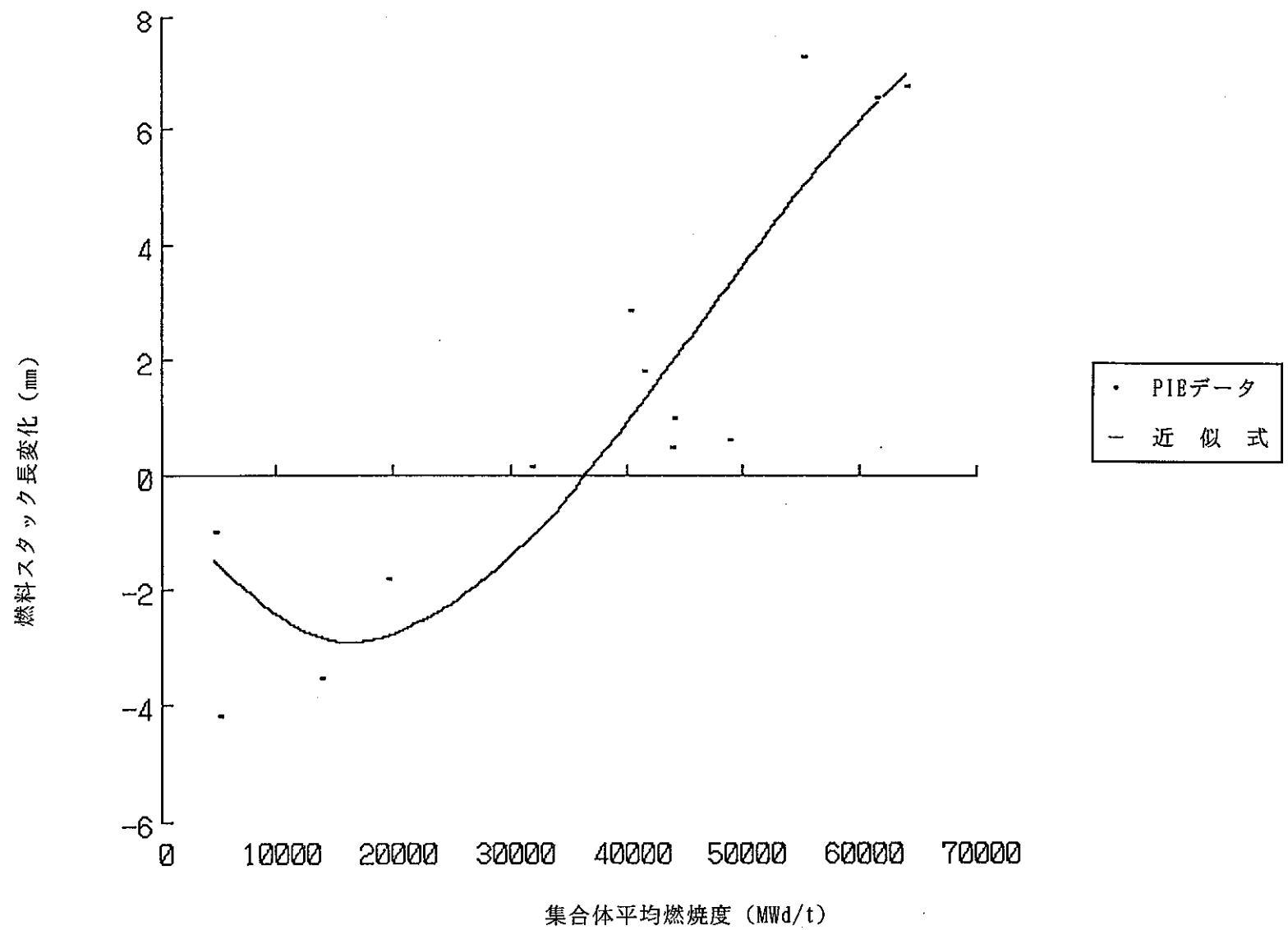


図 3.16. 1 燃料スタック長の変化と燃焼度との関係

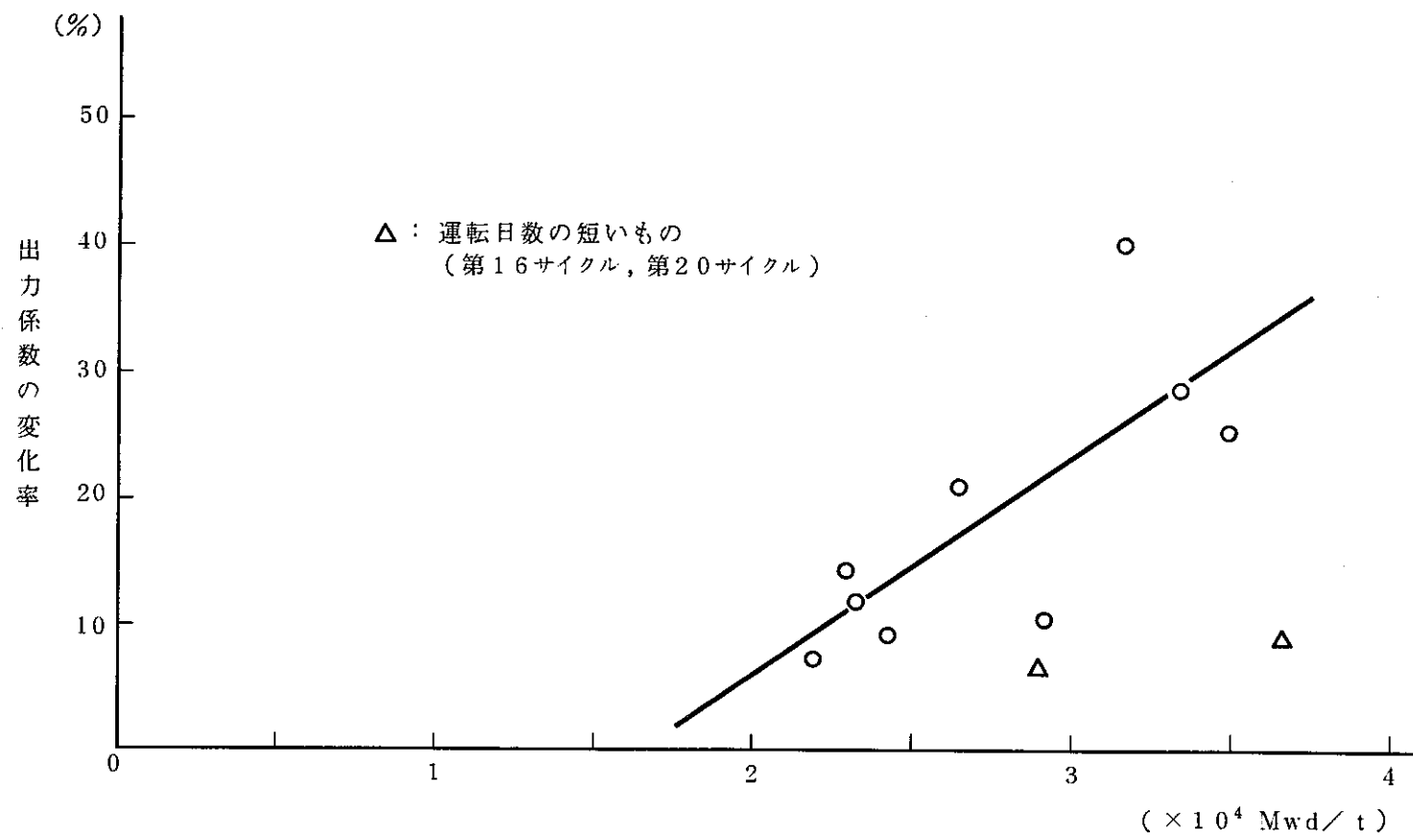


図 3.16. 2 出力係数の変化率と燃焼度の関係

3.17 中性子拡散計算のメッシュ効果

報告者 田林正雄、山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

常陽の運転計画は、六角メッシュの中性子拡散計算により策定される。これは、六角形の燃料集合体1体を単位要素とする計算手法である。六角メッシュ計算の場合、メッシュ幅が比較的大きいため六角メッシュを採用したことによる誤差つまりメッシュ効果が生じる。ここでは、このメッシュ効果の大きさを評価した。

2. 評価方法

一般的に計算メッシュサイズを細分化するに従い、計算精度は向上すると考えられる。従って、六角メッシュを更に6等分した三角メッシュと従来の六角メッシュで拡散計算を行い、両者の結果を比較することにより以下の項目に対するメッシュ効果を評価した。

- (1) 制御棒価値
- (2) 制御棒6本の干渉効果
- (3) 燃料集合体の出力密度

計算コード“CITATION”を用い、2次元体系で拡散計算を行い、メッシュ効果を評価した。本評価では、第21サイクルの炉心構成（ただし、特殊燃料集合体は、全てドライバー集合体に置換）を想定した。また、制御棒価値 ρ のメッシュ効果の補正は次式により行った。

$$\rho = \frac{6}{5} \rho_T - \frac{1}{5} \rho_H$$

ここで、 ρ_T : 三角メッシュ計算による制御棒価値（% $\Delta k/k$ ）

ρ_H : 六角メッシュ計算による制御棒価値（% $\Delta k/k$ ）

3. 評価結果

今回のメッシュ効果の原因は、制御棒での吸収と炉心外へのもれの過小評価であり、メッシュ効果の影響度合を以下に示す。

(技-2-155)

- (1) 制御棒 1 本の平均的な価値は、六角メッシュで約 $1.6\% \Delta k/k$ 、メッシュ効果補正後で約 $2.1\% \Delta k/k$ となり六角メッシュの場合、約 $0.43\% \Delta k/k$ 過小評価された。なお、三角メッシュの場合は、約 $0.07\% \Delta k/k$ の過小評価にとどまった。

(表 3.17.1 参照)

- (2) 制御棒 6 本の干渉効果は、三角メッシュ及びメッシュ効果補正後で約 1.13 であるのに対し、六角メッシュの干渉効果は約 1.10 と若干小さくなった。

(表 3.17.2 参照)

- (3) 六角メッシュ計算の場合、三角メッシュ計算と比較すると制御棒価値が過小評価されるので、制御棒周辺の出力量は最大約 1.3% 過大評価され、逆に出力密度の最も高い炉心中央の出力量は約 1.3% 過小評価された。

(図 3.17.1 参照)

表3.17.1 制御棒価値

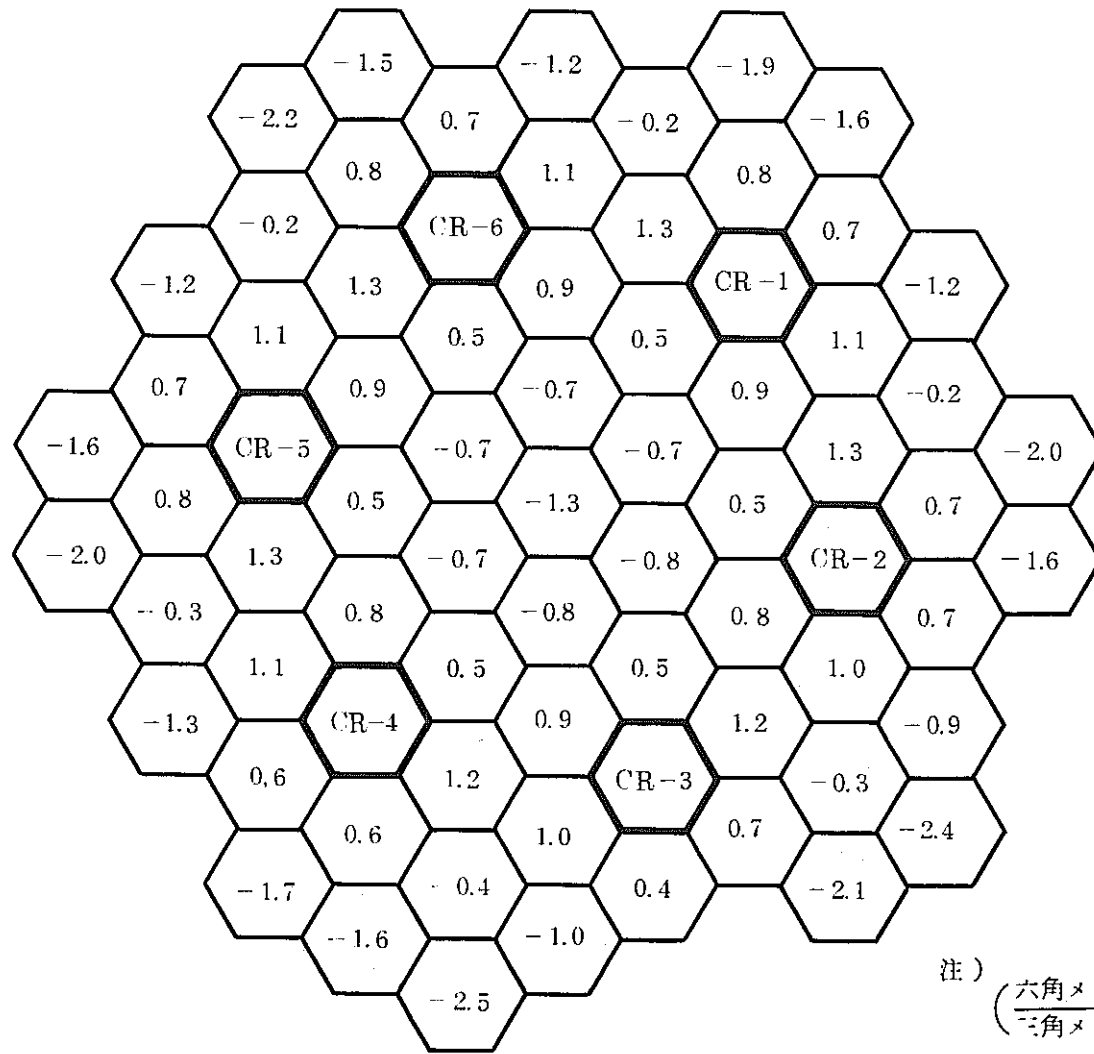
	六角メッシュ計算		三角メッシュ計算		メッシュ効果 補正後の 制御棒価値 (%ΔK/K) $\rho^{*1)}$
	制御棒価値 (%ΔK/K) ρ_H	メッシュ効果 補正值との差 (%ΔK/K) $\rho_H - \rho$	制御棒価値 (%ΔK/K) ρ_T	メッシュ効果 補正值との差 (%ΔK/K) $\rho_T - \rho$	
CR-1	1.623	-0.42	1.970	-0.07	2.040
CR-2	1.657	-0.43	2.019	-0.07	2.091
CR-3	1.650	-0.43	2.009	-0.07	2.081
CR-4	1.668	-0.43	2.028	-0.07	2.100
CR-5	1.627	-0.42	1.980	-0.07	2.051
CR-6	1.615	-0.42	1.961	-0.07	2.030
全CR ^{*2)}	10.85	-3.2	13.48	-0.5	14.00

$$*1) \quad \rho = \frac{6}{5} \rho_T - \frac{1}{5} \rho_H$$

*2) 制御棒6本の干渉効果を含む。

表3.17.2 制御棒価値干渉効果

		六角メッシュ計算	三角メッシュ計算	メッシュ効果補正後
全 制 御 棒 価 値 (%ΔK/K)	干渉効果ありの 場合(A)	10.85	13.48	14.00
	干渉効果 [*] なし の場合(B)	9.84	11.97	12.39
干渉効果(A) / (B)		1.10	1.13	1.13
*) 各制御棒価値の6本単純合計値				



注)
$$\left(\frac{\text{六角メッシュ計算の出力密度}}{\text{三角メッシュ計算の出力密度}} - 1 \right) \times 100 \quad (\%)$$

注)

図 3.17.1 六角メッシュ計算及び三角メッシュ計算による出力密度の差
 [全制御棒挿入時]

3.18 中性子遮へい体の費用について

報告者 吉田昌宏、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

中性子遮へい体の製作コストを概算した。結果を以下に示す。

① 検討条件

- ・ 製作費用の見積は基本的に(株)原子燃料工業に発注した時の実績値（反射体、特燃の製造を実施）を参考とした。
- ・ B₄Cペレットは国産のものを使用するものとし、その費用は現在の制御棒に使用しているものを参考とした。
- ・ ハンドリングヘッド、ラッパ管、エントランスノズル部の設計・製作費は内側反射体と同額とした（但し、ラッパ管は事業団より支給）。
- ・ 遮へい体要素部（被覆管、ベント管、下部端栓、スパーサワイヤ等、但し、ペレットは除く）の構造は制御棒と同じものを想定した。但し、バンドル数は19本とした。

② 中性子遮へい体1体当りの費用

- ・ B₄Cペレット（1体当り：760個）
 - 天然ボロン使用 ：～20百万円
 - 60%濃縮ボロン使用 ：～30百万円
- ・ 集合体（ペレット金額を除く）：～5百万円

③ 炉心全周に遮へい体を装荷する場合の費用

$$\begin{aligned}
 & \text{天然ボロン使用（54体）} && : 54 \times (20 + 5) \text{ 百万円} = 1,350 \text{ 百万円} \\
 & + 60\% \text{濃縮ボロン使用（42体）} && : 42 \times (30 + 5) \text{ 百万円} = 1,470 \text{ 百万円} \\
 & \hline
 & && 2,820 \text{ 百万円}
 \end{aligned}$$

以上より、炉心の全周に中性子遮へい体を装荷した場合の費用見積は約30億円である。

4. 高速実験炉のプラント諸特性の解析・検討

本章は、高速実験炉のプラントに関する諸特性を把握するために実施した実験とその詳細解析により得られた成果をまとめたものである。

4.1 MK-II第21サイクル炉心における系統圧損測定結果

報告者 菅谷和司、磯崎和則（プラントGr）

1. 測定日

平成2年8月23日（木）
（16:00～19:00）

2. 炉心体系

右表及び図に示す。

構成要素	員数	
	今サイクル	前サイクル
炉心燃料集合体	63	63
反射体	226	227
特殊燃料集合体	4	4
SMIR	8	6
CMIR	1	1
AMIR	2	2
遮蔽材照射リグ	1	2
INTA-S	1	1

3. 測定結果

(1) 定格流量時の系統圧損は、

Aループ 49.7 mNa

Bループ 46.5 mNa

であった。

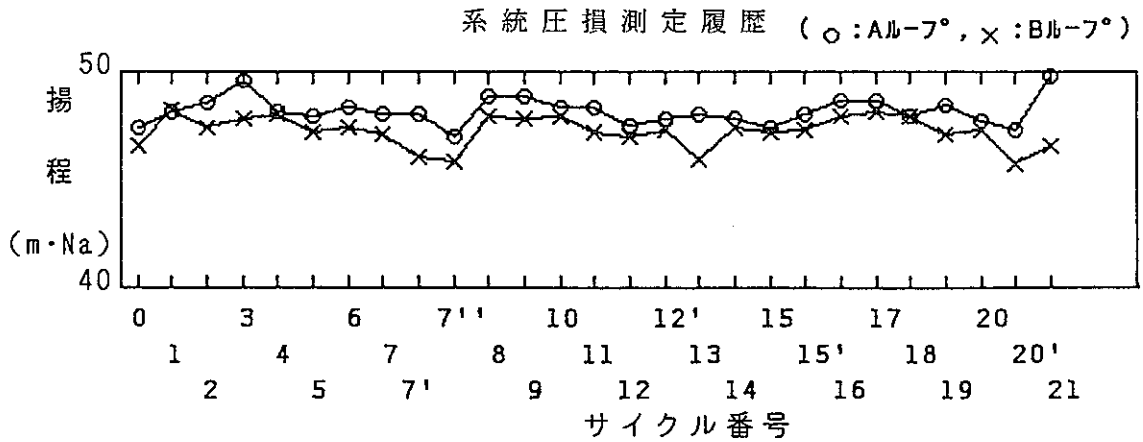
(2) 20～100%の各流量における系統圧損

は、運転制限値を十分満足するものであった。

(3) 第21サイクルの系統圧損は、A・B平均

で48.1 mNaであった。

これまでの履歴を下图に示す。



(技-2-119)

4.2 主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験結果（MK-II炉心第21サイクル起動前）

報告者 磯崎和則、菅谷和司（プラントGr）

（I）概要

MK-II炉心第21サイクル起動前に主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験を、平成2年8月16日（木）に実施した。しかし、2Aベーンの温度調節器に不具合が発見されたため、これらを点検、修理した後、8月29日（水）に再度ベーン・ダンパ開度特性試験を実施し、採取したデータより各種設定値を算出した。この各種設定値を制御系へ設定した後、9月1日（土）にすべてのベーンに対して模擬電喪信号によるベーン開度測定試験を実施した。この両試験の試験結果と検討結果を報告する。

（II）主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験

1. ヒステリシス・オーバーラップ領域

比率設定値を前回の試験結果（平成2年11月6日測定）と比較すると、その変化幅は最大0.02であり、それほど大きな変化は見られなかった。

（ ）の中は旧比率

1 A	1.048 (1.053)	1 B	1.069 (1.092)
2 A	1.053 (1.064)	2 B	1.085 (1.085)

2. 2次主循環ポンプトリップ時のベーン開度上下限值

ベーン開度の上下限值を設定する為の調節計設定値を以下に示す。

（ ）の中は旧比率

	単位	1 A	2 A	1 B	2 B
上限値 (ML)	%	85.58 (86.29)	84.49 (85.08)	83.99 (83.56)	87.37 (85.89)
下限値 (MH)	%	92.20 (91.70)	91.21 (91.34)	91.58 (91.00)	90.84 (90.84)

（III）模擬電喪信号によるベーン開度測定試験

上記の試験にて算出した各種設定値を設定した後、模擬電喪信号を印加し冷却材温度「高」状態でのベーン開度6.5±1%の測定、および冷却材温度「低」状態でのベーン開度0±1.5%の測定を行った。測定の結果、上記各設定値で最終的に問題ないこと（ベーン・ダンパが正常に作動すること）を確認した。

4.3 MK-II炉心第21サイクル流量計特性試験結果

報告者 深見明弘、井川健一（プラントGr）

1. 概要

MK-II炉心第21サイクル流量計特性試験を平成2年8月23日に実施し1次系主流量、INTA-S流量、センターチャンネル流速及び1次系主ポンプ回転数を採取した。

2. 試験内容

1次系主流量20%の状態より、40、60、75、90、100%まで流量を上昇させ、各段階ごとの安定状態にてJOYDASアナログ平均100回にてデータを採取する。同時に、センターチャンネル流速も測定する。

3. 結果

表4.3.1、4.3.2に本試験において採取したデータの一覧を示す。図4.3.1、4.3.2に1次系主流量におけるセンターチャンネル流速計の出力変化及びINTA-S流量計の出力変化を示す。また、図4.3.3にシステム回転数とJOYDAS回転数の対比を示す。

4. 評価

試験結果より、前回（第20'サイクル）の試験結果と照合したところ、ほとんど変化は見られなかった。したがって、各流量計及び流速計（#1、#2、#3）の特性は第20'サイクルと同様に保たれている。また、今回流速計（#4）の信号が出力したため測定を行った。

表4.3.1 流量計特性試験データ

試験 ステップ	JOYDASアナログ値		1次系主 流 量 (m^3/hr)	INTA流量 (kg/s)	センタチャンネル 流速計出力 (mV)	備考
	B005	B006				
1	224	249	473	0.531	209.0	
2	485	485	970	1.028	319.3	
3	727	738	1465	1.522	432.9	
4	923	937	1860	1.915	529.0	
5	1092	1142	2234	2.297	630.2	
6	1235	1275	2510	2.566	707.0	

表4.3.2 1次系主ポンプ回転数データ

ステップ	1次系主 流 量 (m^3/hr)	システム回転数 (rpm)		JOYDAS回転数 (rpm)		備考
		A	B	A	B	
1	473	163.2	166.6	160.9	160.5	
2	970	325.0	323.2	326.8	315.8	
3	1465	485.2	485.0	488.3	479.5	
4	1860	613.6	614.4	614.1	599.0	
5	2234	737.0	745.2	728.2	738.4	
6	2510	828.2	833.2	824.6	833.9	

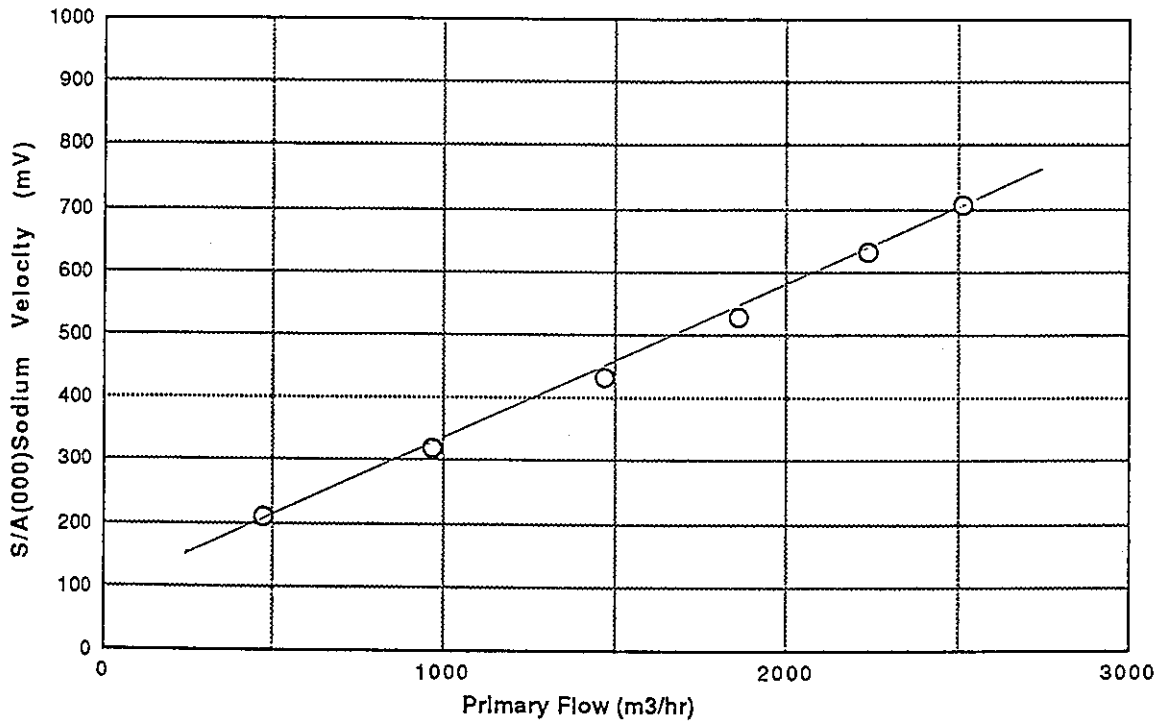


Fig4. 3. 1 Flow Meter Characteristic Test

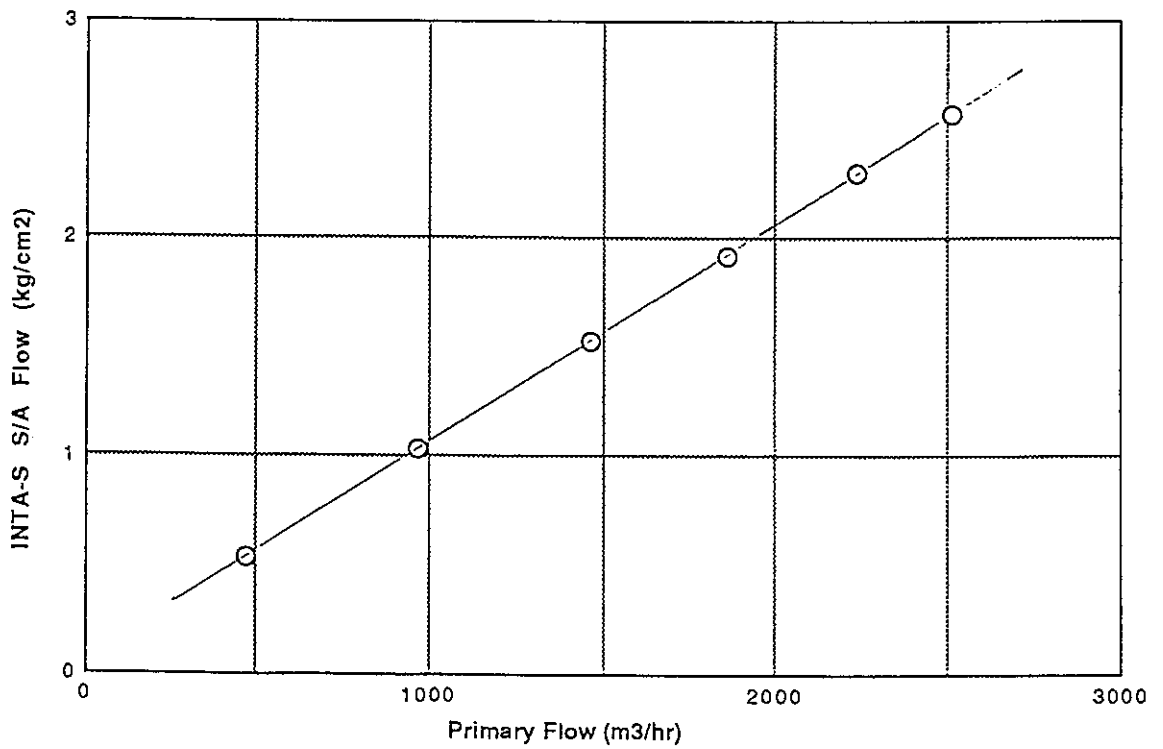


Fig4. 3. 2 Flow Meter Characteristic Test

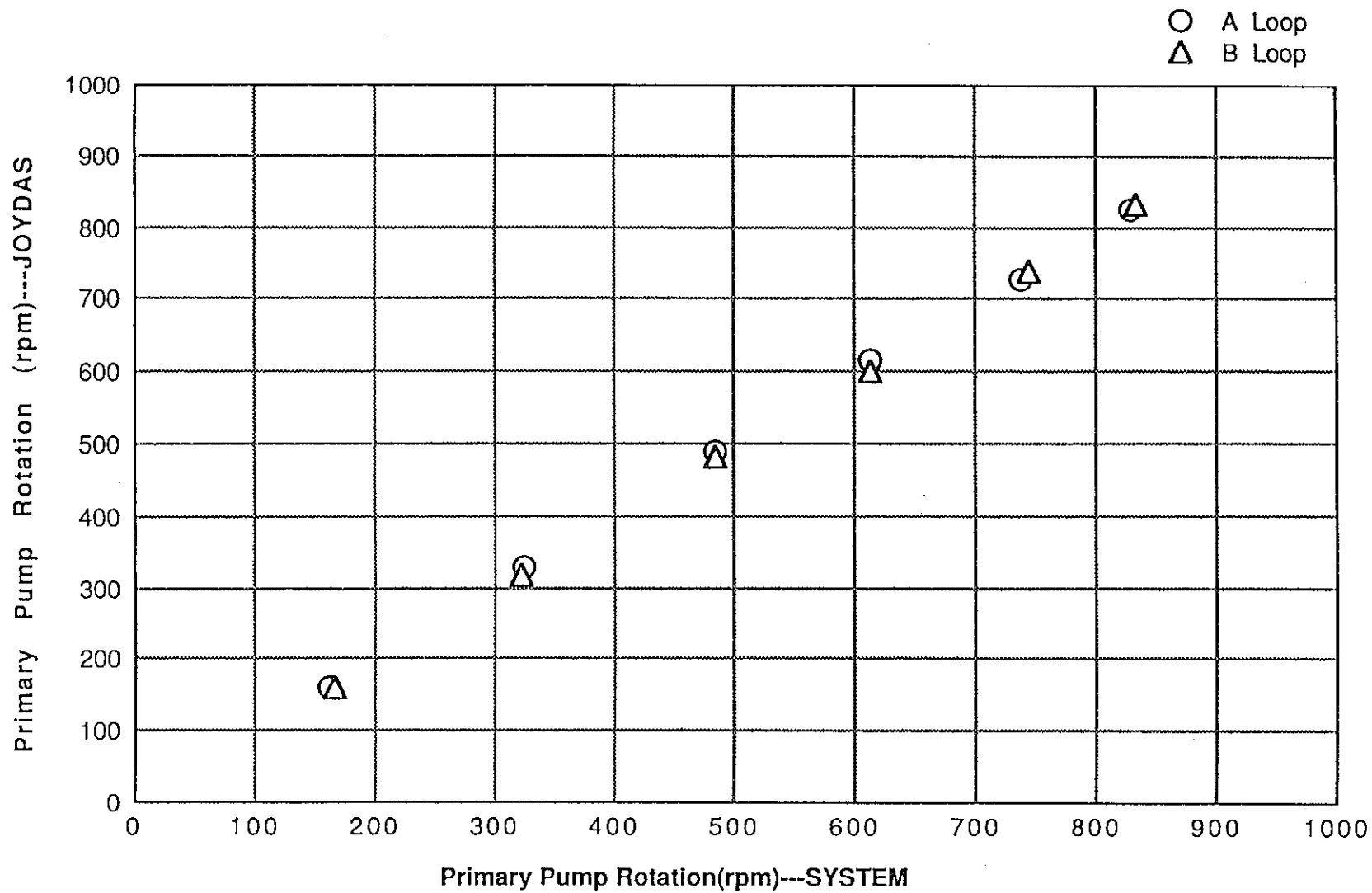


Fig4. 3. 3 Flow Meter Characteristic Test

4.4 M系列・安定性試験結果 (MK-II炉心第21サイクル)

報告者 深見明弘、磯崎和則 (プラントGr)

1. 試験概要

M系列試験では、主冷却器入口ベーン開度信号に不規則な小外乱を印加し、この小外乱に対するプラント各部の動特性から、定格出力における冷却温度制御系の安定範囲を明確にする。また、この安定範囲から制御系全体のゲイン余裕を求めると共に、安定性試験での試験条件(制御定数)を決定する。

安定試験では、主冷却器出口Na温度の外乱に対して、プラント全体が十分安定に運転できることを確認する。

2. 試験結果

試験実施日	M系列試験	平成2年9月14日(金)
	安定性試験	平成2年9月18日(火)

M系列試験の結果、ベーン制御信号に対するベーンの動作は滑らかなものであり不感帯動作は見られなかった。これらの結果から各主冷却器(1A、2A、1B、2B)についてゲイン余裕及び位相余裕を求めた。

試験実施時の比例ゲインとゲイン余裕は下表通りである。第20サイクルに比べ各主冷却器ともゲイン余裕は大きくなっており、十分に安定領域にあることを確認した。この上昇の原因は、今サイクルの外気温度が前サイクルに比べ高く、ベーン開度が大きくなったためである。

主冷却器	1A	2A	1B	2B
比例ゲイン(Kp)	3.00(2.75)	2.84(1.98)	2.19(1.93)	2.49(2.38)
ゲイン余裕(dB)	13.5(12.2)	12.9(12.2)	11.8(9.9)	10.4(9.5)

(注) ()内の数値は第20サイクルの値

安定性試験の結果、いずれのケースにおいても、設定値変更後約5分以内でプラント各部の信号は、安定状態となり不安定状態は発生しなかった。よって、MK-II炉心第21サイクルの定格出力における安定性は問題ないと判断する。

(技-2-156)

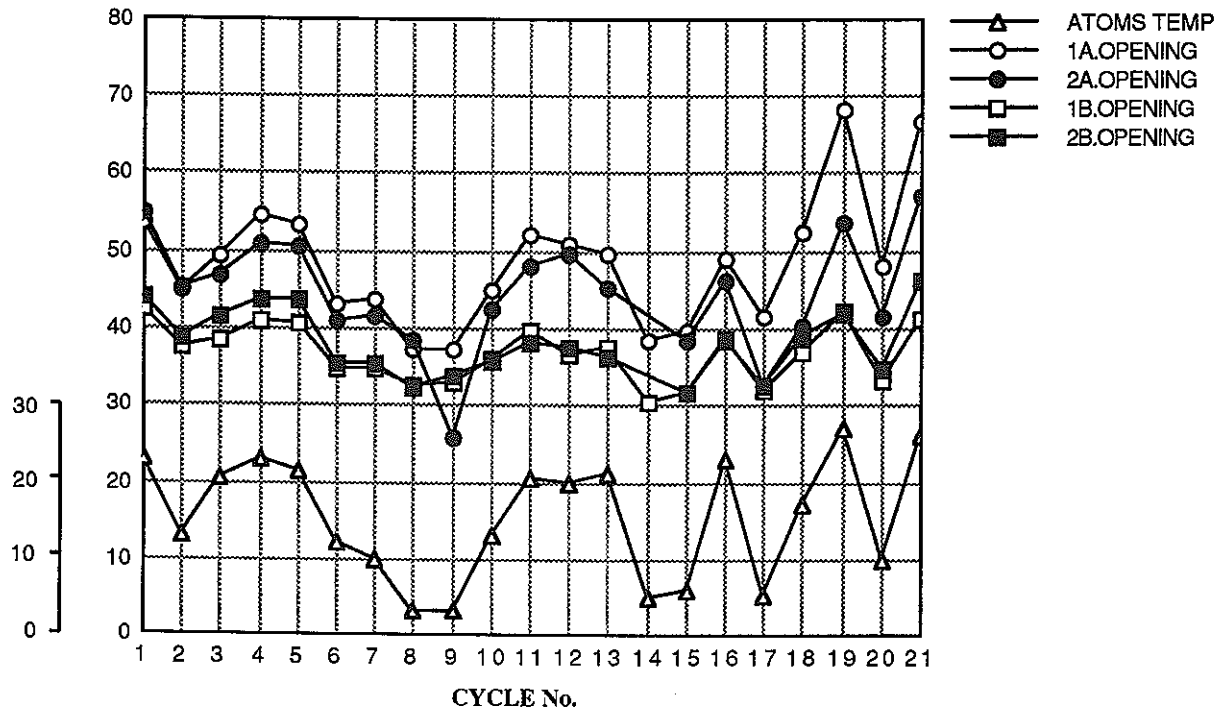


図 4. 4. 1 MK - II 炉心第 1 ~ 21 サイクルのゲイン余裕及び外気温度の経時変化

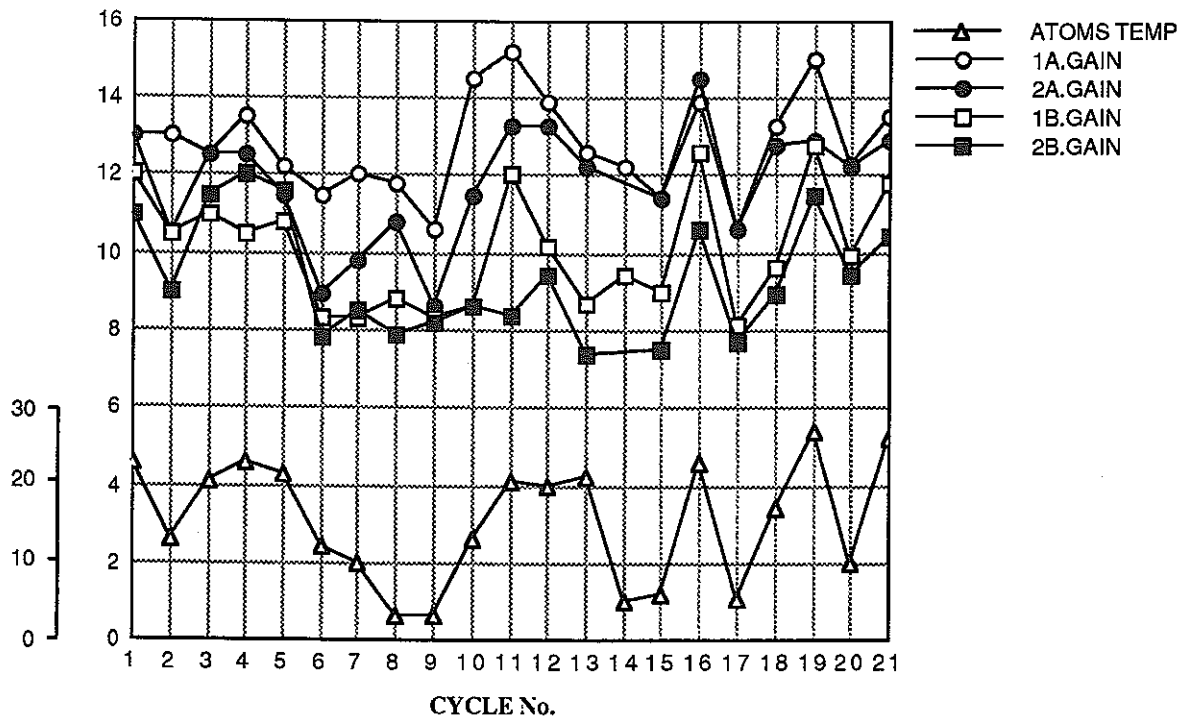


図 4. 4. 2 各主冷却器試験時ベーン開度及び外気温度の経時変化

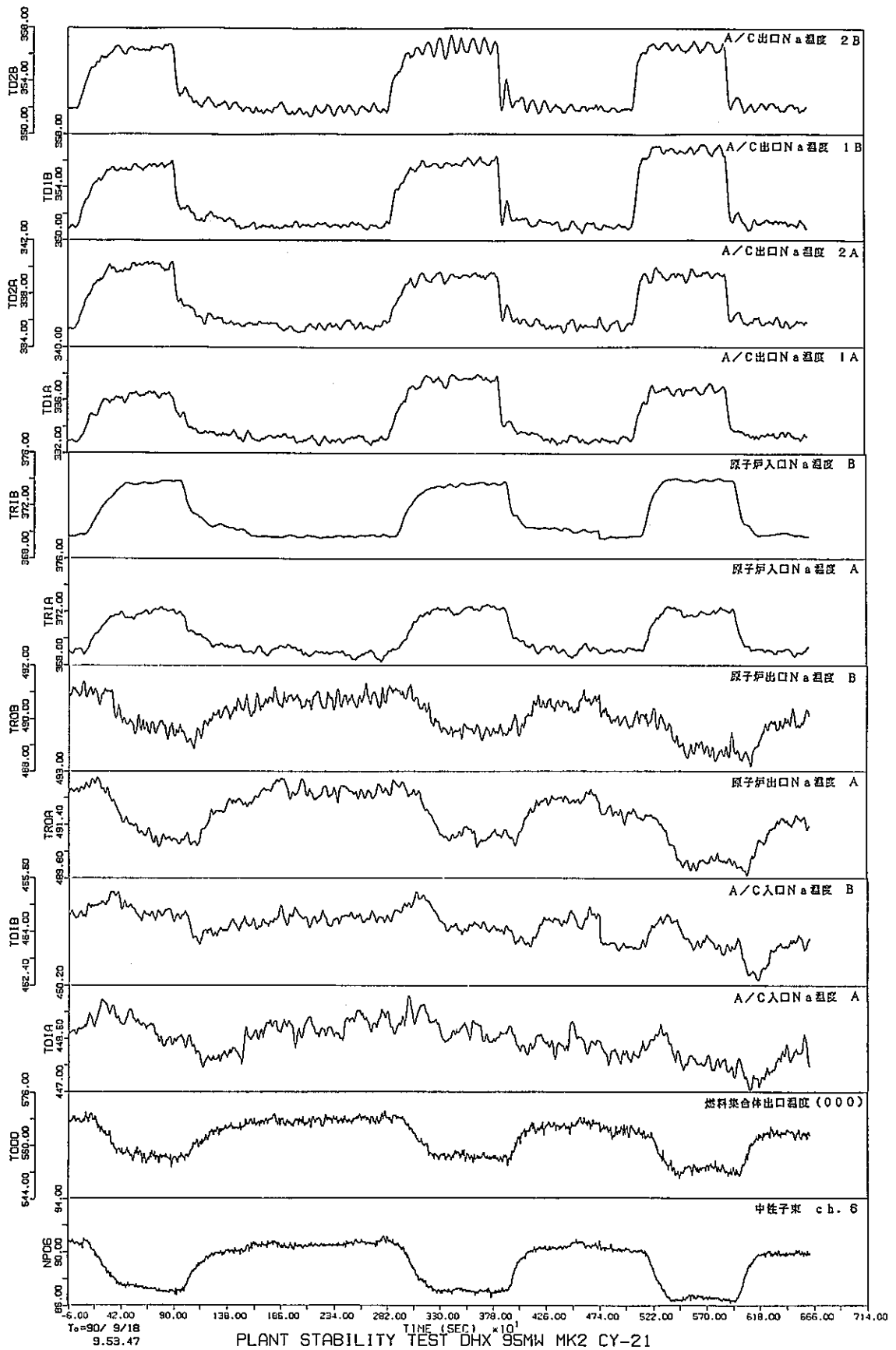


图 4. 4. 3 安定性試験結果

4.5 冷却材温度制御系の「CAS」モード時における温度設定値曲線の変更について

報告者 磯崎和則（プラントGr）

1. 概要

現在、出力上昇、下降時等に用いている冷却材温度制御系（YEWPACK）の「CAS」モードは、YEWPACK上に予め設定された、原子炉出口温度に対応したDHX出口温度設定値曲線に基づき、DHX出口温度設定を自動的に決定している。この温度設定値曲線には、DHX出口温度用変換器（TX31.2-2A-1、2、2B-1、2）の誤差が補正值として入力されている。

しかし、この温度変換器の誤差は、MK-II移行時に設定されたものであり、今までこの誤差の再設定は行われていなかった。温度変換器の誤差は、定検毎に変換器の校正が行われ変化するものであることから、定検後再設定する必要がある。よって、今回（第8回定検）の変換器誤差は、第22サイクル開始前に設定するものとする。

2. 温度変換器の誤差

現状入力されている温度変換器の誤差（MK-II第21サイクルまで）

1A： $\pm 0.0^{\circ}\text{C}$ 、2A： 0.7°C 、1B： -0.3°C 、2B： -0.3°C

新たに入力される温度変換器の誤差（MK-II第22サイクルから第9回定検まで）

1A、2A、1B、2B： -0.4°C

3. YEWPACK上の新主冷却器出口ナトリウム温度設定値

(単位：℃)

分割	R/V 出口温度	1 A	2 A	1 B	2 B
1	357	366.6(78.30)	同左	368.6(79.30)	同左
2	370	366.6(78.30)	同左	368.6(79.30)	同左
3	383	365.6(77.80)	同左	367.1(78.55)	同左
4	396	360.4(75.20)	同左	364.6(77.30)	同左
5	409	355.6(72.80)	同左	362.6(76.30)	同左
6	422	351.6(70.80)	同左	360.6(75.30)	同左
7	435	347.8(68.90)	同左	358.8(74.40)	同左
8	448	344.4(67.20)	同左	357.0(73.50)	同左
9	461	341.1(65.55)	同左	355.2(72.60)	同左
10	474	338.0(64.00)	同左	353.5(71.75)	同左
11	487	335.2(62.60)	同左	351.8(70.90)	同左
12	500	332.6(61.30)	同左	350.1(70.05)	同左
13	513	330.1(60.05)	同左	348.6(69.30)	同左

カッコ内は、YEWPACK上で与える場合の% ((設定値 - 210℃) /

(410℃ - 210℃) × 100)

5. 高速実験炉における中性子束・ガンマ線及び崩壊熱の測定と解析

本章は、高速実験炉「常陽」において実施された中性子束・ガンマ線の測定データの解析及び崩壊熱測定のための装置の特性試験等により得られた成果をまとめたものである。

5.1 サーベランス I-02 中性子照射量評価

報告者 栢井智彦, 鈴木惣十 (計測 Gr)

1. 概要

「常陽」MK-I、II炉心において照射されたサーベランス照射リグ：I-02に装荷したフラックスモニターの反応率の解析を行った。

従来のドシメトリでは、集合体の試験片に装荷された核種 (Fe、Ni等)の反応率を測定解析し、更に、その反応率より中性子スペクトルをアンフォールディングし、その結果を基に積算中性子照射量を評価するが、以下の理由により満足いく結果が得られなかった。

- ・ γ 線計測では、Fe、Ni、Cuフラックスモニター放射化量中 (^{59}Fe 、 ^{54}Mn 、 ^{58}Co)は測定までの冷却時間が長過ぎた為、有意な測定結果が得られなかった。
- ・ $^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$ と、 $^{59}\text{Co} (n, \gamma) ^{60}\text{Co}$ (Ni中の不純物)の反応率を用いて中性子照射量の解析を行ったが、ともに反応率はDOT 3.5の結果に対し約2桁高く、アンフォールディングできなかった。($^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$ 反応はCu中に含まれる不純物Coの影響によるものが多いと思われる。)

2. I-02の照射条件

・ 照射期間

MK-I炉心臨界~MK-II炉心第12'サイクル

1977年4月24日~1986年12月5日

・ 原子炉積算熱出力

$P = 84639.93 \text{ MWd}$ (100MWt出力で $7.313 \times 10^7 \text{ sec}$)

・ 炉心アドレス

材料照射ラック：RVP-2

・ フラックスモニターの種類

Fe、Ni、Cu ($\phi 1.27 \text{ mm}$)

………Fe、Niは有意な反応率が得られなかった。

(技-2-74)

3. 結 果

“NEUPAC-JLOG”により $^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$ と、 $^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$ の反応率を用いアンフォールディングを試みたが、妥当な結果が得られなかった。

炉心から離れた場所のnvtを測定により評価する場合、Fe、Ni、Cuのみでは十分な精度は得られない。また、放射化量が低い為取出しから早期に測定する必要が有る。

5.2 「常陽」第8回定検時におけるCP測定結果（データ集）

報告者 高橋和雄，柁井智彦，佐井川拓也（計測 Gr）

1. 概要

高速炉におけるCPの挙動解明と挙動評価コードの整備を目的として、『常陽』第8回定期検査中に1次冷却系配管・機器まわりのCP沈着分布と表面線量率の測定を行った。得られた主な結果を以下に示す。

2. 測定方法

今回のCP測定は、高速実験炉「常陽」の第8回定検時（MK-II炉心第21サイクル終了時）に、一次主冷却系配管、主中間熱交換器（IH X）、主循環ポンプ（P r i . M a i n P u m p）、オーバーフローカラム（O F C）のA、Bループを対象とした。

測定には、一次主冷却系機器の保温材表面線量率を測定するためにT L D素子を用い、配管内のCP沈着量を測定するために高純度G e半導体検出器を用いた。G e検出器は検出効率較正済のものを使用し、G e検出器センサー部を鉛コリメータによりしゃへいして測定位置付近の配管等からの γ 線影響を防いだ。

表面線量率の測定は総数1993点、CPの付着量はF i g . 5.2.1に示すように19点とした。

3. CP沈着分布の測定結果

(1) 検出されたCP核種は従来通り ^{54}Mn 、 ^{60}Co および ^{58}Co であった。最大沈着密度は ^{54}Mn がコールドレグ部で約 $6.1\ \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ 、 ^{60}Co および ^{58}Co がホットレグ部でそれぞれ約 $0.3\ \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ 、約 $0.1\ \mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ であった。また、ホットレグおよびコールドレグにおける ^{54}Mn に対する ^{60}Co 、 ^{58}Co の沈着割合は

- ・ ホットレグ（R/V～IH X）で 1 : 0.26 : 0.08
- ・ コールドレグ1（IH X～PUMP）で 1 : 0.04 : 0.02
- ・ " 2（PUMP～R/V）で 1 : 0.04 : 0.01

であり、これまでに得られている値とほぼ同じであった。

(技-2-075)

(2) CP沈着密度の推移としては、第7回定検時の測定で頭打ち傾向を示したものが、一部の測定ポイントを除き、今回上昇に転じていた。これについては第6回定検中に一次純化系コールドトラップを新型に交換したことと関係がありそうなので、現在検討を進めている。

4. 表面線量率の測定結果

- (1) 今回使用したTLDを較正照射した結果、真値に対して実測値は約12%低めとなることがわかり、測定データを補正した。
- (2) Na主配管・機器における表面線量率の分布は従来とほぼ一致していた。
- (3) 今回新たにNa主配管各部の実効崩壊定数を求め、それぞれのポイントにおける表面線量率の推移を評価した結果、頭打ち傾向を示すものがみられた。
- (4) 表面線量率の上昇率としては、ホットレグ配管で約 0.16 mSv/EFPY 、 ^{54}Mn の沈着割合の大きいコールドレグ配管で約 0.33 mSv/EFPY 、さらに中間熱交換器の出口配管部で $0.75 \sim 0.89 \text{ mSv/EFPY}$ が得られた。

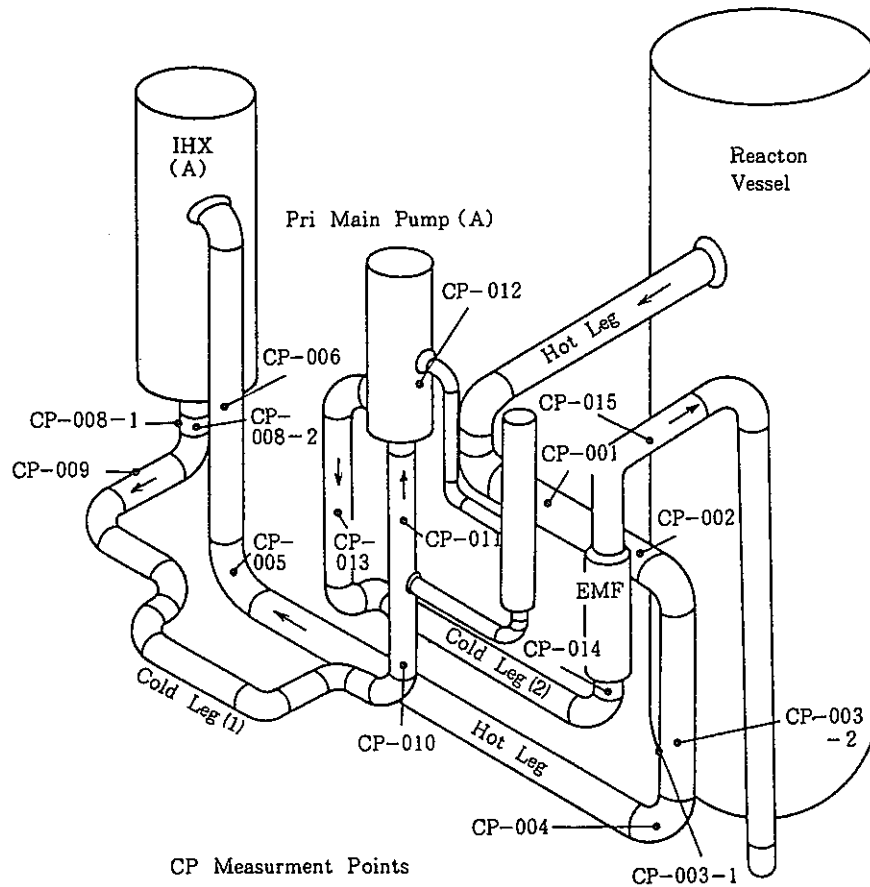


Fig. 5.2.1 Measurement Points for CP Deposits

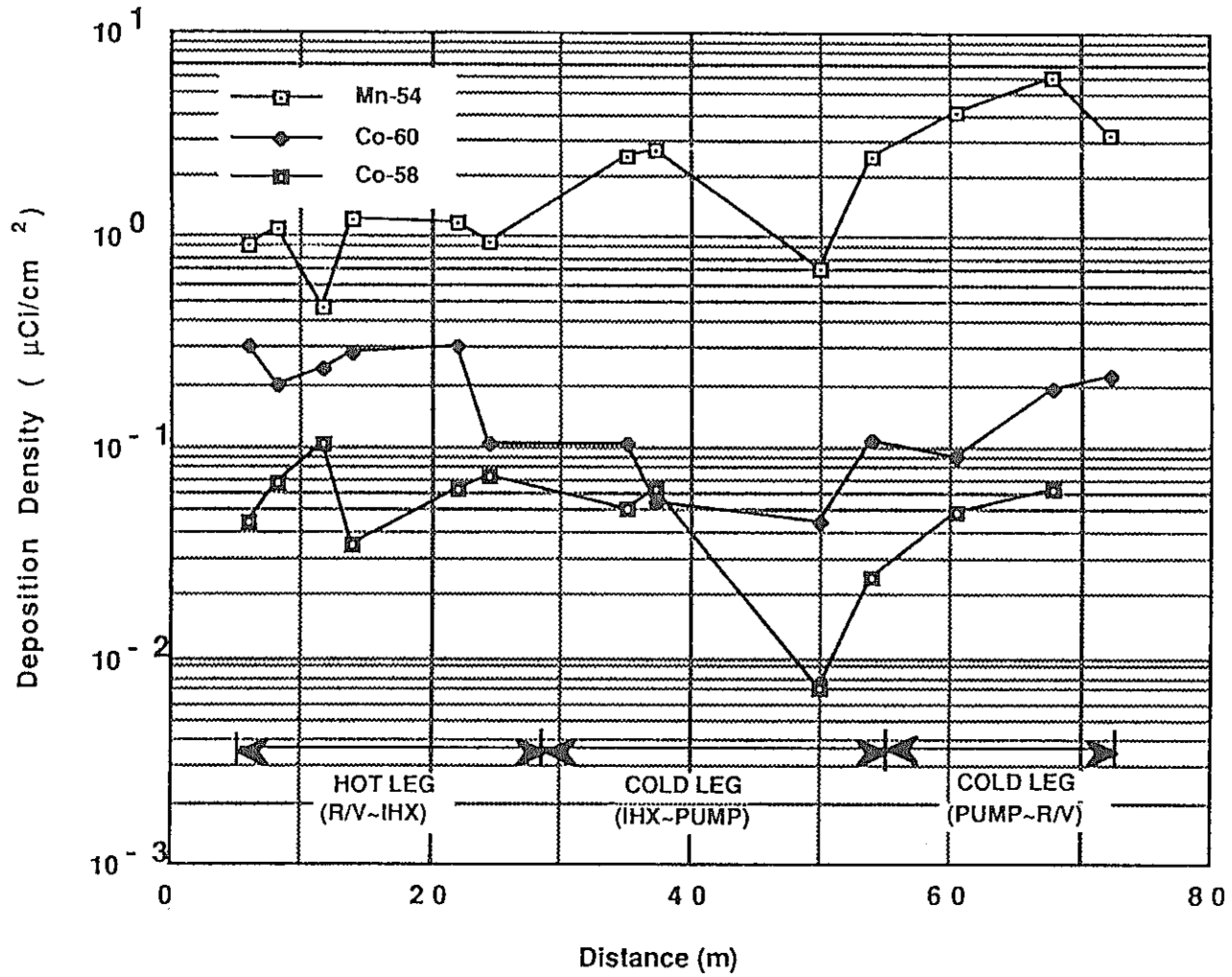


Fig5. 2. 2 Deposition of Corrosion Products Along the Main Primary Pipings

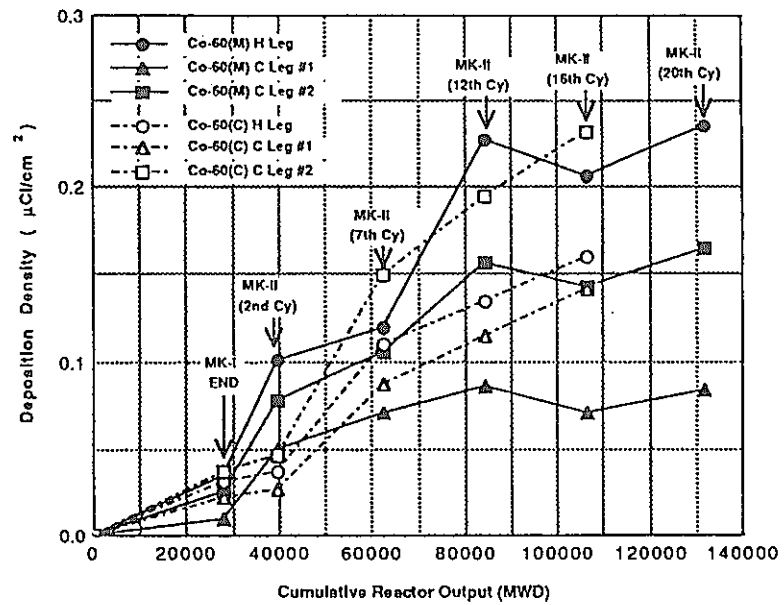
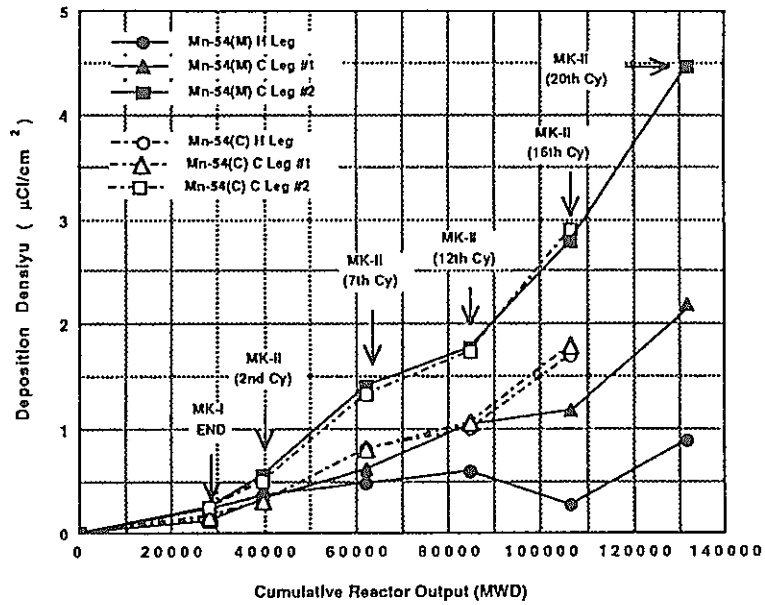


Fig5.2.3 Comparison of Measured and Calculated Values of CP Buildup in the Main Primary Loop Pipings(A)

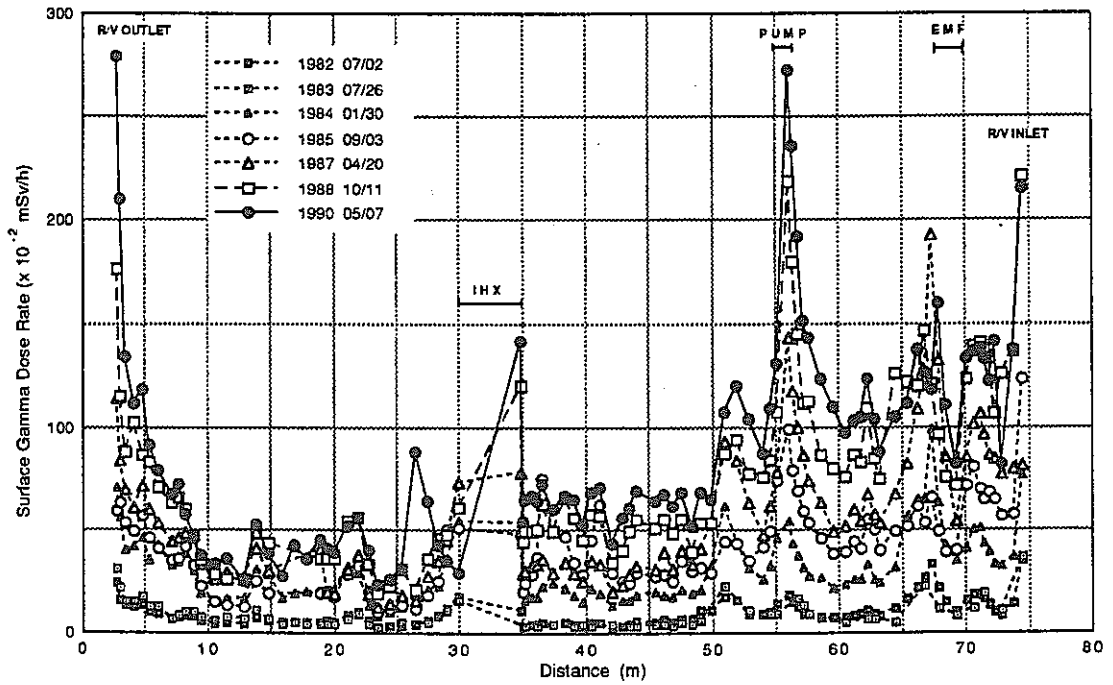


Fig 5. 2. 4 Surface Gamma Dose Rate Distribution at Main Primary Piping(Loop-A)

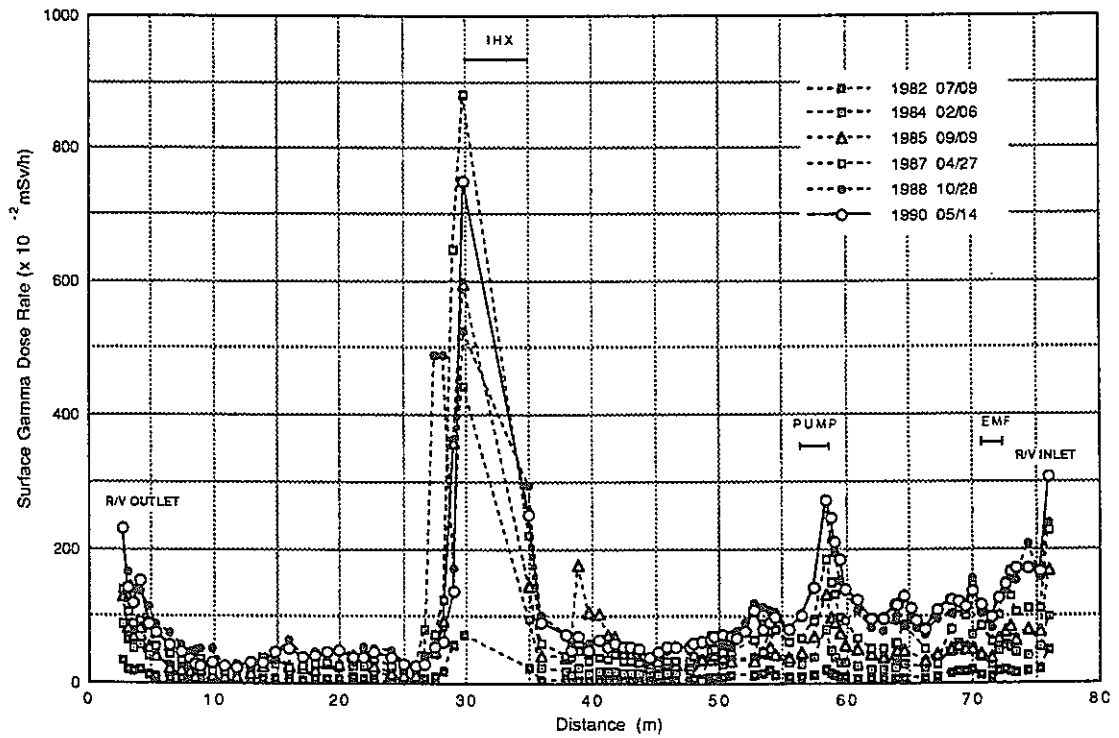


Fig 5. 2. 5 Surface Gamma Dose Rate Distribution at Main Primary Piping(Loop-B)

5.3 ドシメータの較正照射における必要照射時間

報告者 伊藤 和寛、飯沢克幸 (計測 Gr)

1. 概要

動燃事業団では、He蓄積法(HAFM)の開発を進めている。その一環として高速中性子源炉『弥生』におけるドシメータの較正照射を計画している。較正照射を行うに当たり、He原子数測定装置を考慮すると、ドシメータ中のHe蓄積量(原子数)は、少なくとも 10^{13} 個以上を必要とする。

本レポートは本照射場におけるドシメータの照射時間をHe蓄積量から検討した。

2. 計算方法

He蓄積量が、 N_{He} となる照射時間 T は、ほう素の燃焼効果を見捨ると次式となる。

$$T = \frac{A N_{He}}{W N_A \theta \sigma \phi} \dots\dots\dots (1)$$

A : ほう素の原子量 10.81 amu

N_A : アボガドロ定数 6.02×10^{23}

σ : (n, α) 反応断面積 0.70 barn

W : ほう素ドシメータ重量 1.01 mg

θ : ^{10}B の天然存在比 19.9 %

ϕ : 中性子束 $8.0 \times 10^{11} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{sec}^{-1}$

ここで(n, α)反応断面積は、JENDL-2の断面積を弥生炉FCOのスペクトル¹⁾で1群に縮約した。この時0.1MeV未満の中性子は無視した。

3. 結果

He蓄積量 N_{He} が 10^{13} 個となる時間は、(1)式より

$$T = \frac{10.81}{1.01 \times 10^{-3} \times 6.02 \times 10^{23} \times 0.199} \times 10^{13}$$

$$\times \frac{1}{0.70 \times 10^{-24} \times 8.0 \times 10^{11}} \cdot \frac{1}{3600}$$

$$\approx 400\text{h}$$

となる。

4. 結論

『弥生』($\phi = 8.0 \times 10^{11} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s} \cdot \text{e} \cdot \text{c}^{-1}$ と仮定)において、He原子数 10^{13} 個以上を得るには、400時間以上の照射が必要となる。

5. 参考文献

- 1) 古井康司、他：原子力学会誌、32〔6〕、611～621(1990)

5.4 TRUの照射試験における照射試料の放射能

報告者 伊藤和寛、飯沢克幸（計測 Gr）

1. 概要

TRU消滅処理における照射試料として、 ^{237}Np 、 ^{241}Am 、 ^{243}Am 、 ^{244}Cm および ^{235}U （校正用）を予定している。現在予定している試料重量（1～100mg）では、一部の試料について、放射能が強すぎるため、再検討の必要がある。本レポートではこれらの核種について、未照射の場合の放射能及びCMIR-4においてMK-II炉心第24～27サイクル照射後の放射能について検討した。

2. 計算方法

解析コードORIGEN2を用いて計算した。照射は図5.4.1に示すMK-II炉心第24～27サイクルでCMIR-4の炉中心（ $\phi = 4.6 \times 10^{15} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{sec}^{-1}$ ）において行うものとした。ここで、反応断面積は、FFTFのライブラリーを用いた。

3. 結果

各核種1g及び1 μg ～0.2mgについて、初期状態の放射能および未照射において1年冷却後の放射能、または、MK-II炉心第24～27サイクルでCMIR-4の炉中心において照射した後、半年及び1年冷却後の放射能（ ^0Sr 、 ^{106}Rh 、 ^{137}Cs 、 ^{144}Pr 及び ^{147}Pm の放射能及び全放射能）を表5.4.1及び表5.4.2に示す。

表 5.4.1 全放射能及び主な核種の放射能 (Ci/g)

核種	未照射時の放射能		CMIR4で24~27サイクル照射した場合の放射能						
	初期値	1年後	冷却時間	Total	⁹⁰ Sr	¹⁰⁶ Rh*	¹³⁷ Cs*	¹⁴⁴ Pr*	¹⁴⁷ Pm
²³⁷ Np (0.443)**	7.05×10^{-4}	1.41×10^{-3}	6ヶ月	3.93×10^0	5.89×10^{-3}	1.70×10^{-2}	1.68×10^{-2}	7.52×10^{-3}	1.78×10^{-2}
			1年	3.82×10^0	5.61×10^{-3}	4.33×10^{-3}	1.60×10^{-2}	1.28×10^{-3}	1.05×10^{-2}
²⁴¹ Am (0.522)**	3.43×10^0	3.41×10^0	6ヶ月	1.18×10^1	1.67×10^{-1}	8.79×10^{-1}	6.73×10^{-1}	3.03×10^{-1}	7.88×10^{-1}
			1年	8.99×10^0	1.60×10^{-1}	2.24×10^{-1}	6.43×10^{-1}	5.14×10^{-2}	4.66×10^{-1}
²⁴³ Am (0.334)**	1.99×10^{-1}	3.99×10^{-1}	6ヶ月	1.67×10^1	1.55×10^{-1}	5.33×10^{-1}	6.27×10^{-1}	1.71×10^{-1}	5.50×10^{-1}
			1年	1.43×10^1	1.47×10^{-1}	1.36×10^{-1}	5.99×10^{-1}	2.90×10^{-2}	3.25×10^{-1}
²⁴⁴ Cm (0.460)**	8.09×10^1	6.80×10^1	6ヶ月	4.36×10^1	2.21×10^{-1}	6.32×10^{-1}	8.98×10^{-1}	1.98×10^{-1}	6.76×10^{-1}
			1年	3.90×10^1	2.11×10^{-1}	1.61×10^{-1}	8.58×10^{-1}	3.36×10^{-2}	3.99×10^{-1}
²³⁵ U (0.592)**	2.16×10^{-6}	4.33×10^{-6}	6ヶ月	7.08×10^0	1.16×10^0	8.98×10^{-2}	1.20×10^0	3.68×10^{-1}	9.33×10^{-1}
			1年	5.52×10^0	1.06×10^0	2.28×10^{-2}	1.47×10^0	6.24×10^{-2}	5.52×10^{-1}

Metal 1gの放射能 (“ORIGEN2”による解析結果)

* γ 線計測の観点からみた主な核種

** ()内は、CMIR4で24~27サイクルの照射による核種の減少率

表 5.4.2 γ 線測定用検討案 (μCi)

核種	重量	未照射時の全放射能		冷却時間	CMIR 4 で24~27サイクル照射した場合の放射能					
		初期値	1年後		Total	^{90}Sr	$^{106}\text{Rh}^*$	$^{137}\text{Cs}^*$	$^{144}\text{Pr}^*$	^{147}Pm
^{237}Np	0.2mg	1.41×10^{-1}	2.82×10^{-1}	6ヶ月	7.86×10^2	1.18×10^0	3.40×10^0	3.36×10^0	1.50×10^0	3.56×10^0
				1年	7.64×10^2	1.12×10^0	8.66×10^{-1}	3.20×10^0	2.56×10^{-1}	2.10×10^0
^{241}Am	10 μg	3.43×10^1	3.41×10^1	6ヶ月	1.18×10^2	1.67×10^0	8.79×10^0	6.73×10^0	3.03×10^0	7.88×10^0
				1年	8.99×10^1	1.60×10^0	2.24×10^0	6.43×10^0	5.14×10^{-1}	4.66×10^0
^{243}Am	10 μg	1.99×10^0	3.99×10^0	6ヶ月	1.67×10^2	1.55×10^0	5.33×10^0	6.27×10^0	1.71×10^0	5.50×10^0
				1年	1.43×10^2	1.47×10^0	1.36×10^0	5.99×10^0	2.90×10^0	3.25×10^0
^{244}Cm	1 μg	8.09×10^1	6.80×10^1	6ヶ月	4.36×10^1	2.21×10^{-1}	6.32×10^{-1}	8.98×10^{-1}	1.98×10^{-1}	6.76×10^{-1}
				1年	3.90×10^1	2.11×10^{-1}	1.61×10^{-1}	8.58×10^{-1}	3.36×10^{-2}	3.99×10^{-1}
^{235}U	0.1mg	2.16×10^{-4}	4.33×10^{-4}	6ヶ月	7.08×10^2	1.16×10^2	8.98×10^0	1.20×10^2	3.68×10^1	9.33×10^1
				1年	5.52×10^2	1.06×10^2	2.28×10^0	1.47×10^2	6.24×10^0	5.52×10^1

* γ 線計測の観点からみた主な核種

5.5 ガンマ線生成断面積データについての検討

報告者 山本敏久、鈴木惣十（炉心運転計画 Gr）

1. 目的

これまで「常陽」を対象とした炉内ガンマ発熱量評価として、ENDF/B-IVを用いた評価が行われており、（PNC J902 84-05）MAGIの結果と比較して約1.4倍高目のガンマ発熱量となることがわかっている。

この原因を明らかにするため、MAGIコードで使用しているガンマ線生成断面積をENDF/B-IVと比較し、評価した。

2. 検討結果

主要核種として、 ^{239}Pu 、 ^{235}U 、Na、Fe、Cr、Ni、 ^{10}B の7核種についてガンマ線スペクトルを比較すると、 ^{10}B 以外は、MAGIとENDF/B-IVで良く一致した。 ^{10}B については、ENDF/B-IVから作成した γ 線発生定数旧式の処理コード（POPOP4-old）を使用しており（n, α ）反応で生成する ^7Li のガンマ線が含まれているため、低エネルギー中性子に対するスペクトルがMAGIと大きく異なっている。しかし、ENDF/B-IVによる結果が、MAGIより1.4倍高目のガンマ線発熱を与える現象はB,C領域以外にも共通して見られる現象であり、主要因とは考えられない。

次に各核種ごとに単位中性子束あたりのガンマ線エネルギー発生量 \bar{Q} を、炉心中心および外側反射体の代表的スペクトルについてまとめた結果を表5.5.1に示す。ENDF/B-IVはアクチナイド核種や構造機核種でMAGIよりもいずれも大きな値を与えており、特に炉心のガンマ線源として最大の ^{239}Pu についてはその比は1.43であり、上記の解析結果で1.4倍の差を生じたことを説明することができる。

以上の結果、ENDF/B-IVとMAGIのガンマ線生成断面積の差は、単位中性子反応あたりのガンマ線スペクトル分布ではなく、ガンマ線生成率（単位中性子反応あたりのガンマ線発生個数）が原因であることが明らかとなった。

表5.5.1 単位中性子束あたりの発熱量 \bar{Q} (MeV)

核種	炉 心 中 心			外 側 反 射 体		
	MAG I		ENDF/B-IV	MAG I		ENDF/B-IV
	n	γ	γ	n	γ	γ
Pu-239	7.00×10^2	2.38×10^1	3.40×10^1	1.20×10^3	5.61×10^1	1.14×10^2
Pu-240	2.16×10^2	—	1.53×10^1	2.82×10^1	—	7.21×10^1
Pu-241	8.62×10^2	—	—	2.51×10^3	—	—
Pu-242	1.77×10^2	—	—	1.30×10^1	—	—
u-235	6.64×10^2	2.33×10^1	3.30×10^1	1.23×10^3	5.22×10^1	7.56×10^1
u-236	6.68×10^1	—	—	1.67×10^0	—	—
u-238	3.04×10^1	4.31×10^0	7.01×10^0	3.06×10^{-1}	6.53×10^0	1.12×10^1
C	1.19×10^{-1}	2.51×10^{-2}	3.07×10^{-2}	1.07×10^{-2}	1.61×10^{-4}	1.28×10^{-4}
O	1.02×10^{-1}	7.23×10^{-3}	2.36×10^{-3}	1.08×10^{-2}	1.83×10^{-5}	2.37×10^{-5}
Cr	3.28×10^{-2}	5.94×10^{-1}	7.98×10^{-1}	1.74×10^{-3}	3.41×10^{-1}	3.38×10^{-1}
Mn	3.85×10^{-2}	—	1.50×10^0	2.42×10^{-3}	—	8.18×10^0
Fe	2.80×10^{-2}	6.29×10^{-1}	7.50×10^{-1}	9.86×10^{-4}	2.22×10^{-1}	2.14×10^{-1}
Ni	2.48×10^{-2}	6.27×10^{-1}	9.10×10^{-1}	9.37×10^{-4}	4.08×10^{-1}	5.23×10^{-1}
Mo	2.52×10^{-2}	—	3.05×10^0	7.55×10^{-4}	—	8.35×10^0
Na	3.61×10^{-2}	5.32×10^{-1}	2.77×10^{-1}	3.09×10^{-3}	7.40×10^{-2}	8.85×10^{-2}
^{10}B	1.14×10^1	4.44×10^0	2.22×10^{-2}	6.48×10^1	2.80×10^1	4.28×10^{-5}
^{11}B	1.50×10^{-1}	—	—	1.60×10^{-2}	—	—
Am-241	1.74×10^0	—	—	3.29×10^{-2}	—	—
FP-U5	2.34×10^{-2}	—	—	9.42×10^{-4}	—	—
FP-P9	2.35×10^{-2}	—	—	9.55×10^{-4}	—	—

5.6 サーベイランスTTJT-02反応率測定結果

報告者 橋井 智彦、佐井川 拓也 (計測 Gr)

1. 概要

「常陽」のMK-I炉心及びMK-II炉心において、サーベイランス照射リグ；TTJT-02での中性子照射量を評価するため、照射リグに装荷したフラックスモニターの放射化量から反応率を測定解析した。

2. TTJT-02の照射条件

- 照射期間 MK-I 50MWt 第0サイクル～
MK-II 100MWt 第18サイクル

(1978年4月18日～1989年7月18日)

- 炉心アドレス〔9B1〕
- フラックスモニターの種類

Fe、Ni、Cu・・・(各φ1mm)

3. 方法

フラックスモニターのγ線計測には、「常陽」ドシメトリーシステムNo.1のGe半導体検出器を用いDead Timeの影響のないように検出器から線源間の距離を(100cm)調整し、γ線スペクトルを測定した。得られたγ線スペクトルより、γ線解析コード"BOB75"で処理し、各ピークの総カウント数を求めた。

γ線スペクトル解析により得られたピーク・カウント、検出効率、JOYDASの炉出力履歴等を用い、反応率計算コードにより、照射終了時の放射化量及び反応率を算出した。

フラックスモニターは核種毎に長さが違い、それぞれ上端、中心、下端の3ポイントから取り出され核種ごとに軸方向位置が違ふ為、それぞれの放射化量及び反応率をフィッティングし、キャプセル中心での放射化量及び反応率を算出した。

4. 結果

照射終了時の放射化量及び反応率の測定結果を表5.6.1、表5.6.2に示し、それぞれの軸方向分布を図5.6.1、図5.6.2に示す。

それぞれの軸方向分布より求めたフィッティング係数を表5.6.3に示し、キャプセル中心での放射化量及び反応率を表5.6.4に示す。

5. 考察

$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$ の反応でCu中に含まれる不純物Co ($^{59}\text{Co} (n, \gamma) ^{60}\text{Co}$)の影響を評価する必要がある為、今後Cu中の不純物Coについて検討する。

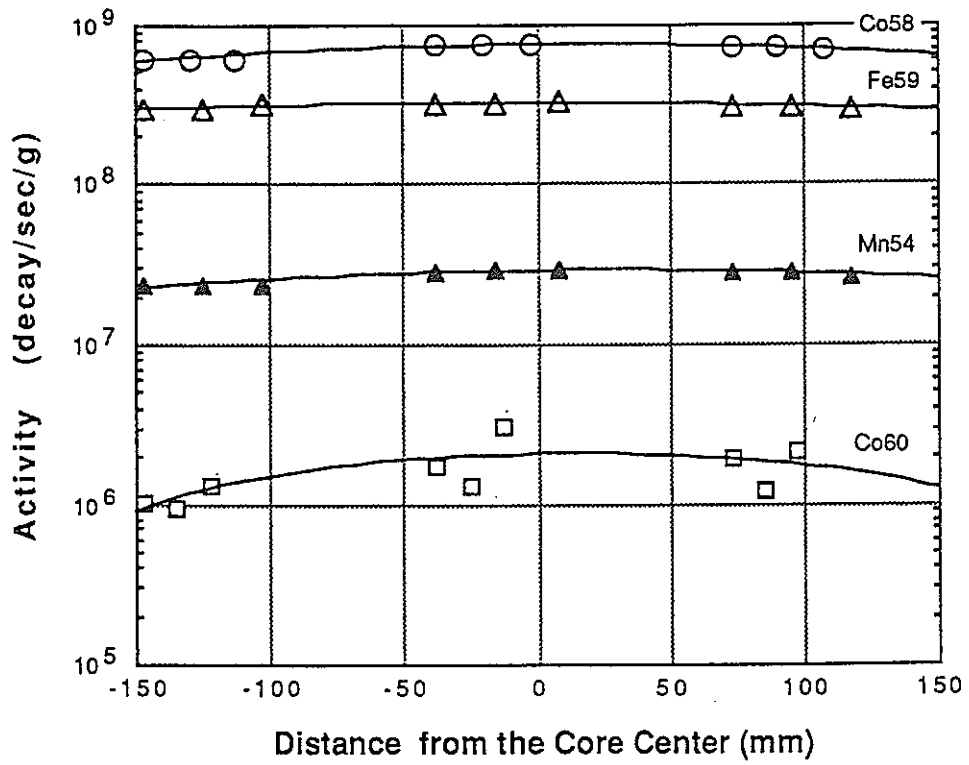


図 5. 6. 1 放射化量の軸方向分布

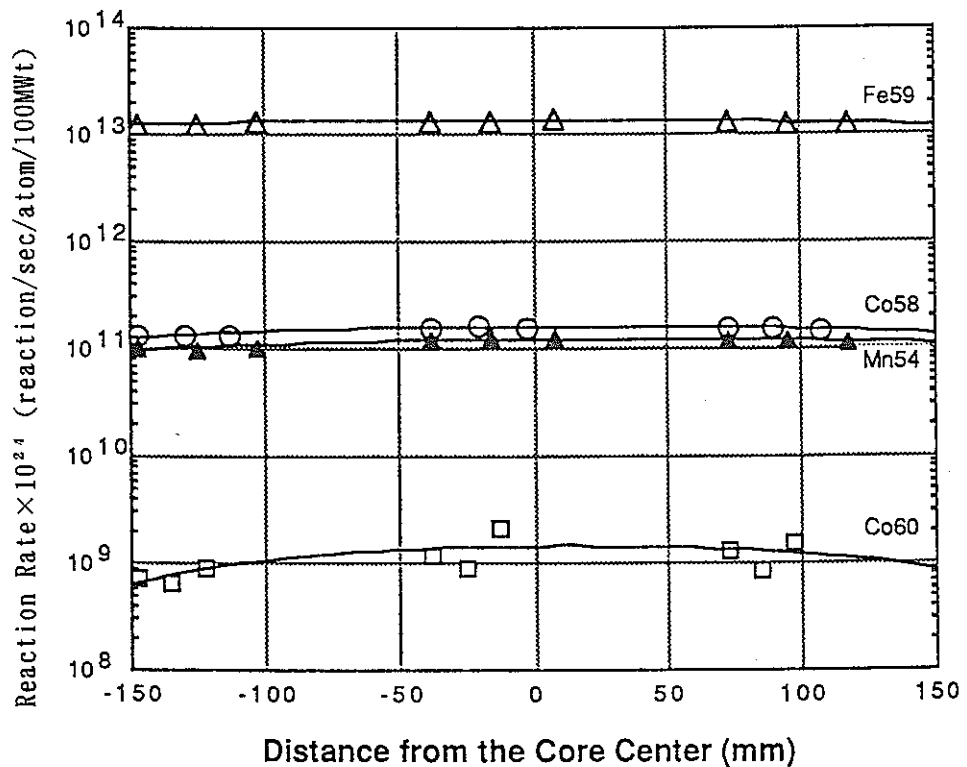


図 5. 6. 2 反応率の軸方向分布

表 5.6.3 放射化量及び反応率のフィッティング係数

	放射化量	反応率
$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$y = 2.8586 \times 10^7 + 1.1027 \times 10^4 x - 207.21 x^2$	$y = 1.1964 \times 10^{11} + 4.6141 \times 10^7 x - 8.6757 \times 10^5 x^2$
$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$y = 3.2172 \times 10^8 + 2.5220 \times 10^4 x - 1482.2 x^2$	$y = 1.3340 \times 10^{13} - 1.1638 \times 10^9 x - 6.2111 \times 10^2 x^2$
$^{58}\text{Ni} (n, p) ^{58}\text{Co}$	$y = 7.4543 \times 10^8 + 1.7819 \times 10^4 x - 6102.6 x^2$	$y = 1.5723 \times 10^{11} + 3.7596 \times 10^7 x - 1.2873 \times 10^5 x^2$
$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$y = 2.0511 \times 10^6 + 1188.4 x - 43.933 x^2$	$y = 1.4118 \times 10^9 + 8.1785 \times 10^5 x - 8.6757 \times 10^5 x^2$

x ; 炉心中心からの軸方向距離 [mm]

表 5.6.4 キャプセル中心での放射化量及び反応率

	キャプセルNo.	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$^{58}\text{Ni} (n, p) ^{58}\text{Co}$	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$
放射化量	H-86 (Z=+110)	2.487×10^7 (2.59)	3.066×10^8 (4.38)	6.520×10^8 (2.51)	1.389×10^6 (3.74)
	H-87 (Z=0)	2.859×10^7 (2.59)	3.217×10^8 (4.62)	7.454×10^8 (2.51)	2.051×10^6 (3.38)
	H-88 (Z=-110)	2.729×10^7 (2.59)	3.010×10^8 (4.63)	6.912×10^8 (2.51)	1.650×10^6 (3.39)
反応率	H-86 (Z=+110)	1.041×10^{11} (3.11)	1.272×10^{13} (5.50)	1.375×10^{11} (2.51)	9.559×10^8 (3.74)
	H-87 (Z=0)	1.196×10^{11} (3.11)	1.334×10^{13} (5.70)	1.572×10^{11} (2.51)	1.412×10^9 (3.38)
	H-88 (Z=-110)	1.142×10^{11} (3.11)	1.246×10^{13} (5.71)	1.458×10^{11} (2.51)	1.136×10^9 (3.39)

- 放射化量 ; [decay/sec/g]
- 反応率 ; $\times 10^{24}$ reaction/sec/atom/100MWt
- Zは炉心中心からの軸方向距離 [mm]

6. 燃料性能実証試験のための設置変更準備

本章は、燃料性能実証試験のための設置変更に係る報告をまとめたものである。

6.1 FFDL試験用集合体設工認用核熱設計書（核設計分）

報告者 青山卓史、内海稔尚（原子炉利用Gr）

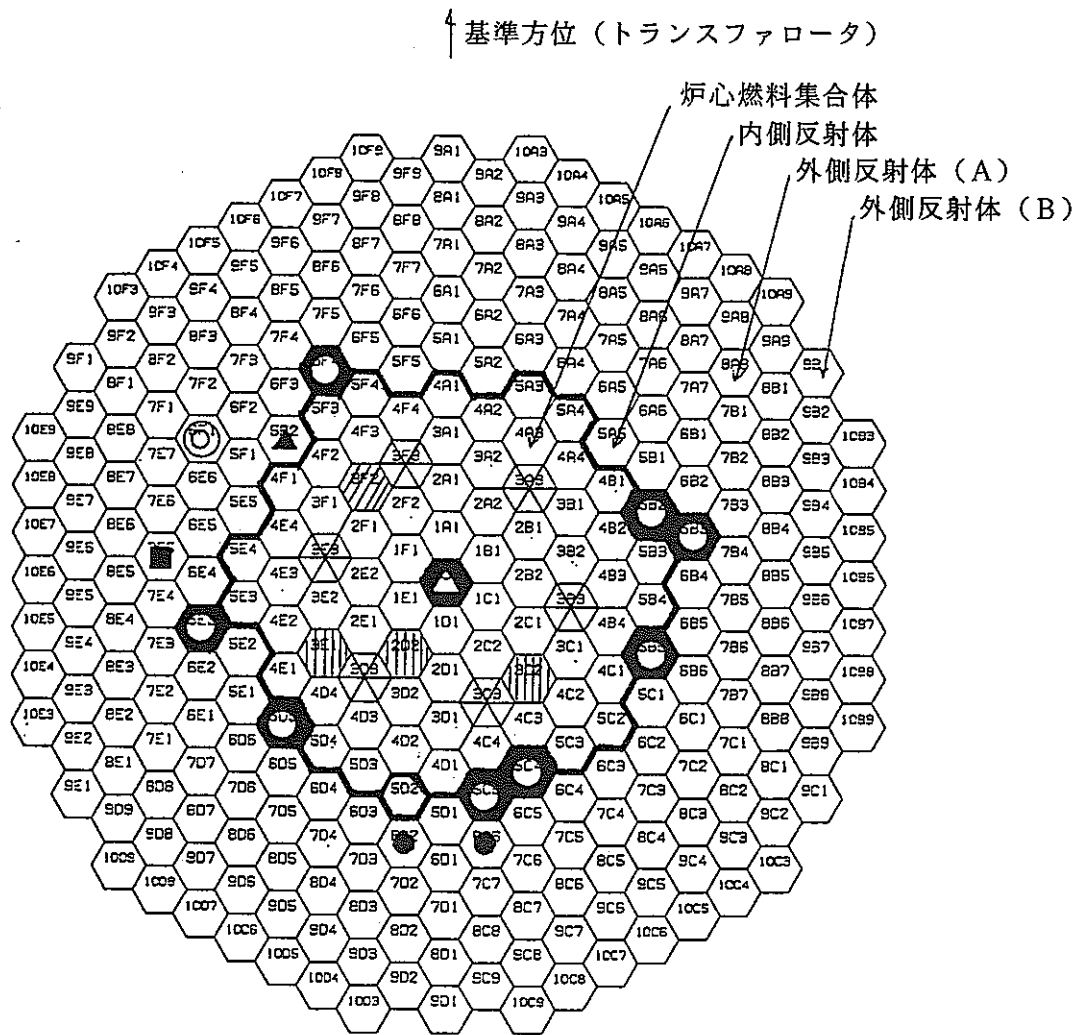
1. 概要

MK-II炉心第23”サイクルに装荷される予定のFFDL試験用集合体の設工認用として、核熱設計書の核設計分を作成した。

2. 主要な核特性値

FFDL試験用集合体はMK-II炉心第23”サイクルのみに装荷されることから図6.1.1に示す第23”サイクルの炉心構成を炉心設計の対象炉心として評価した。核設計に用いた計算コードを表6.1.1に示す。

FFDL試験用集合体の装荷炉心における核特性は表6.1.2に示すとおり、核設計基準及び核的制限値を満足する。



凡例	要素名	凡例	要素名
	炉心燃料集合体		材料照射用校正試験装置
	制御棒		試料部集合体
	中性子源		B型特殊燃料集合体
	制御棒材料照射用反射体		C型特殊燃料集合体
	構造材料照射用反射体		試験用集合体
	遮蔽材料照射用反射体		

図 6.1.1 FFDL 試験用集合体の核熱設計用対象炉心

表 6.1.1 核設計用主要計算コード

コード名	内 容	用 途
ODD	1次元拡散計算	実効断面積作成及び 断面積縮約
HANYO	2次元RZ、XY拡散及び燃焼計算	一般核特性
2DBURN	同 上	同 上
CITATION	2次元、3次元拡散及び燃焼計算	同 上
TRIANGLE	2次元3角格子拡散及び燃焼計算	出力分布
HANYO-PERT	2次元摂動計算	反応度係数
DTF-IV	1次元輸送計算	輸送補正
TWOTRAN-II	2次元輸送計算	同 上
ODDBURN	1次元拡散、燃焼計算	一般核特性
GAMMA	1次元 γ 線輸送計算	γ 線分布

表 6.1.2 主要な核特性値

項 目	設 計 基 準	設 計 結 果
100℃体系における最大過剰反応度	0.055 $\Delta k/k$ 以下	0.020 $\Delta k/k$
制御棒 6 本挿入時の制御棒反応度値	0.090 $\Delta k/k$ 以下	0.090 $\Delta k/k$
制御棒による最大反応度付加率	0.00015 $\Delta k/k/s$ 以下	0.00014 $\Delta k/k/s$
100℃ワン・ロッド・スタック時の反応度停止余裕	臨 界 未 満	未臨界面度 0.054 $\Delta k/k$
ドップラー定数	負であること	- (0.37~2.0) $\times 10^{-3}$ T $\cdot d k / d T$
ナトリウムボイド反応度	負であること	- (1.1~2.1) $\times 10^{-2}$ $\Delta k/k$
温 度 係 数	負であること	- 4.0 $\times 10^{-5} \Delta k/k/^{\circ}C$

6.2 FFDL試験時の核分裂生成物の放出管理方法

報告者 青山卓史（原子炉利用Gr）

1. 概要

Mk-II炉心第23rd サイクルに装荷される予定のFFDL試験用集合体の設工認書添付書類に記載されるFFDL試験時の核分裂生成物の放出管理方法についてまとめる。

2. 放出管理方法

(1) 原子炉運転時の廃ガス管理

「常陽」の1次Ar廃ガスの放射能は、常時、本設の1次Ar廃ガス系モニタにより中央制御室にて指示、記録されている。また、モニタが放射性ガス濃度、 1.1×10^3 Bq/ccに対応する指示値（スタック放出基準値に対応して設定）に到達した場合には、警報が発せられるとともに、廃ガスタンクバイパスモードから廃ガスタンク貯留モードに自動的に切り換わり、タンクに貯留され、スタックからの放出は停止される。

本試験においては、試験内容が、炉内でFPを放出させるものであるため、放射性廃ガスの監視及び管理を更に計画性を持たせたものとする。

炉内で生成されるFPガスを含むカバーガスは、ダンプタンクA、Bを經由して1次Arガス低圧タンクを通過して、廃ガス系に送られる。この経路でモニタに到達するガス中のFP濃度は、炉容器からの排出ガス流量及びダンプタンクにおける希釈、減衰効果を考慮すると、設定値 1.1×10^3 Bq/cc以上とならず、少量のFPが、廃ガスタンクをバイパスして、スタックより大気へ放出されることになる。このFPの大気への放出を管理するため、1次Arガス低圧タンク近傍にNaIシンチレータまたはGe検出器を設置して常時監視し、有意なFP核種が検出された場合には、モニタ指示値が 1.1×10^3 Bq/cc以下であっても貯留モードに切替えて、廃ガスをタンクに貯留する。この監視及び管理方法を1次Ar低圧タンクでFP核種が検出されなくなるまで実施するものとする。

(2) カバーガスのArパージ、貯留

原子炉停止約1日後に炉内カバーガスを清浄Arガスによりパージし、排出されるガ

(技-2-107)

スは、廃ガス貯留タンクに貯留し、減衰を待ってスタックより放出する。本A r パージは、炉内カバーガスに含まれるF Pを計画的に管理するとともに、F F D L及び燃取機器運転の前にプラントを清浄にしておくことを目的として行う。

パージにより、炉内カバーガスに含まれるF Pの90%以上を廃ガスタンクに貯留することができる。

(3) 廃ガスタンク内貯留ガスの放出

廃ガスタンク内ガスの貯留期間は最低40日間とし、その後、スタック放出基準に合わせて大気へ放出するものとする。

3. 放出量の評価

「常陽」では、平常運転時の原子炉施設周辺の線量評価として最大炉心インベントリの2%破損（炉心の燃焼度75,000MWd/t）の発生及びその後の運転継続の条件を採用している。この時に放出されるF Pの量は表6.2.1に示すとおりである。計算条件としては、F Pの燃料ペレット及びピンからの放出率は100%、ヨウ素のカバーガスへの移行率 10^{-5} という安全側の仮定を用いている。

一方、本試験により生成・放出されるF Pの量を、最大燃焼度1000MWd/tの場合について上記評価と同じ条件で計算した結果（以下安全評価値と略す）を表6.2.2に示す。

従って本試験においてスタックから放出されるF Pの量は、次表に示すとおり、原子炉施設保安規定に定められる年間放出管理目標値に対して約 4×10^{-4} 以下と十分小さく、無視し得る程度である。

表6.2.1 2%燃料破損時における核分裂生成ガスの放出量

核種		核分裂収率 (%)	半減期	γ 線エネルギー (MeV)	β 線エネルギー (MeV)	貯留タンクへの年間注入量 (Bq/y)	貯留タンク14日間冷却後の排出量 (Bq/y)	排気筒からの年間放出量 (Bq/y)
希ガス	Xe137	6.23	3.83m	0.181	1.766	3.6×10^{-23}	~0	~0
	Xe135m	1.46	15.65m	0.432	0.095	1.3×10^3	~0	~0
	Xe138	5.33	14.17m	1.183	0.611	5.6×10^2	~0	~0
	Kr 87	1.40	76.3 m	0.793	1.323	5.6×10^{10}	~0	~0
	Kr 83m	0.41	1.83h	0.0025	0.037	9.3×10^{10}	~0	~0
	Kr 88	1.86	2.80h	1.950	0.377	2.0×10^{12}	~0	~0
	Kr 85m	0.79	4.48h	0.159	0.253	3.1×10^{12}	7.8×10^{-11}	7.8×10^{-11}
	Xe135	7.20	9.08h	0.250	0.316	1.2×10^{14}	8.5×10^2	8.5×10^2
	Xe133m	0.21	2.25d	0.042	0.190	5.9×10^{13}	7.8×10^{11}	7.8×10^{11}
	Xe133	6.85	5.29d	0.045	0.135	6.7×10^{15}	1.1×10^{15}	1.1×10^{15}
	Xe131m	0.053	11.9 d	0.020	0.143	1.0×10^{14}	4.4×10^{13}	4.4×10^{13}
	Kr 85	0.18	10.73y	0.0022	0.251	1.3×10^{13}	1.3×10^{13}	1.3×10^{13}
	合計 (Bq)		—	—	—	—	7.0×10^{15}	1.1×10^{15}
γ 線 (Bq-MeV)		—	—	—	—	3.4×10^{14}	4.8×10^{13}	4.8×10^{13}
β 線 (Bq-MeV)		—	—	—	—	9.6×10^{14}	1.5×10^{14}	1.5×10^{14}
よう素	I131	3.79	8.06d	0.381	0.195	5.6×10^{10}	1.7×10^{10}	1.7×10^9
	I132	5.21	2.28h	2.253	0.498	2.8×10^7	~0	~0
	I133	6.82	20.8 h	0.608	0.416	4.1×10^9	5.6×10^4	5.6×10^3
	I134	7.38	52.6 m	2.750	0.599	2.7×10^5	~0	~0
	I135	6.39	6.61h	1.645	0.382	5.9×10^8	3.0×10^{-7}	3.0×10^{-8}
合計 (Bq)		—	—	—	—	6.3×10^{10}	1.7×10^{10}	1.7×10^9

表 6.2.2 FFDL 試験用集合体からの核分裂生成ガスの放出量

核 種		核分裂収率 (%)	半 減 期	γ 線エネルギー (MeV)	β 線エネルギー (MeV)	貯留タンクへの 注 入 量 (Bq)	貯留タンク14日間 冷却後の排出量 (Bq)	排 気 筒 からの 放 出 量 (Bq)
希 ガ ス	Xe 137	6.23	3.83 m	0.181	1.766	2.6×10^{-26}	~0	~0
	Xe 135m	1.46	15.65 m	0.432	0.095	8.9×10^{-1}	~0	~0
	Xe 138	5.33	14.17 m	1.183	0.611	3.8×10^{-1}	~0	~0
	Kr 87	1.40	76.3 m	0.793	1.323	3.9×10^7	~0	~0
	Kr 83m	0.41	1.83 h	0.0025	0.037	6.6×10^7	~0	~0
	Kr 88	1.86	2.80 h	1.950	0.377	1.4×10^9	~0	~0
	Kr 85m	0.79	4.48 h	0.159	0.253	2.2×10^9	~0	~0
	Xe 135	7.20	9.08 h	0.250	0.316	8.3×10^{10}	6.1×10^{-1}	6.1×10^{-1}
	Xe 133m	0.21	2.25 d	0.042	0.190	3.2×10^{10}	4.3×10^8	4.3×10^8
	Xe 133	6.85	5.29 d	0.045	0.135	2.6×10^{12}	4.1×10^{11}	4.1×10^{11}
	Xe 131m	0.053	11.9 d	0.020	0.143	3.0×10^{10}	1.3×10^{10}	1.3×10^{10}
	Kr 85	0.18	10.73 y	0.0022	0.251	1.7×10^9	1.7×10^9	1.7×10^9
	合 計 (Bq)		—	—	—	—	2.8×10^{12}	4.3×10^{11}
γ 線 (Bq-MeV)		—	—	—	—	1.4×10^{11}	1.9×10^{10}	1.9×10^{10}
β 線 (Bq-MeV)		—	—	—	—	3.9×10^{11}	5.8×10^{10}	5.8×10^{10}
よ う 素	I 131	3.79	8.06 d	0.381	0.195	1.9×10^7	5.7×10^6	5.7×10^5
	I 132	5.21	2.28 h	2.253	0.498	2.0×10^4	~0	~0
	I 133	6.82	20.8 h	0.608	0.416	2.8×10^6	3.9×10^1	3.9
	I 134	7.38	52.6 m	2.750	0.599	1.9×10^2	~0	~0
	I 135	6.39	6.61 h	1.645	0.382	4.1×10^5	~0	~0
	合 計 (Bq)		—	—	—	—	2.2×10^7	5.7×10^6

6.3 FFDL使用前点検作業

報告者 飛田和弘 (計測Gr)

1. 概要

本要領書は、「常陽」FFDLの使用前点検内容、スケジュールをまとめたものである。

- (1) 点検に必要な電源、Arガス及び校正用線源等
- (2) 点検場所及びFFDL装置の放射線レベル測定
- (3) 他設備の弁等の操作

2. 点検項目・点検内容

(1) 外観検査

目視にて機器の傷、変形、ゆるみがないこと及びランプ点灯の確認を行う。

(2) 通電前検査

導通、絶縁抵抗の確認を導通はテスターにて、絶縁抵抗は絶縁抵抗計を用いて行なう。

(3) 漏洩検査

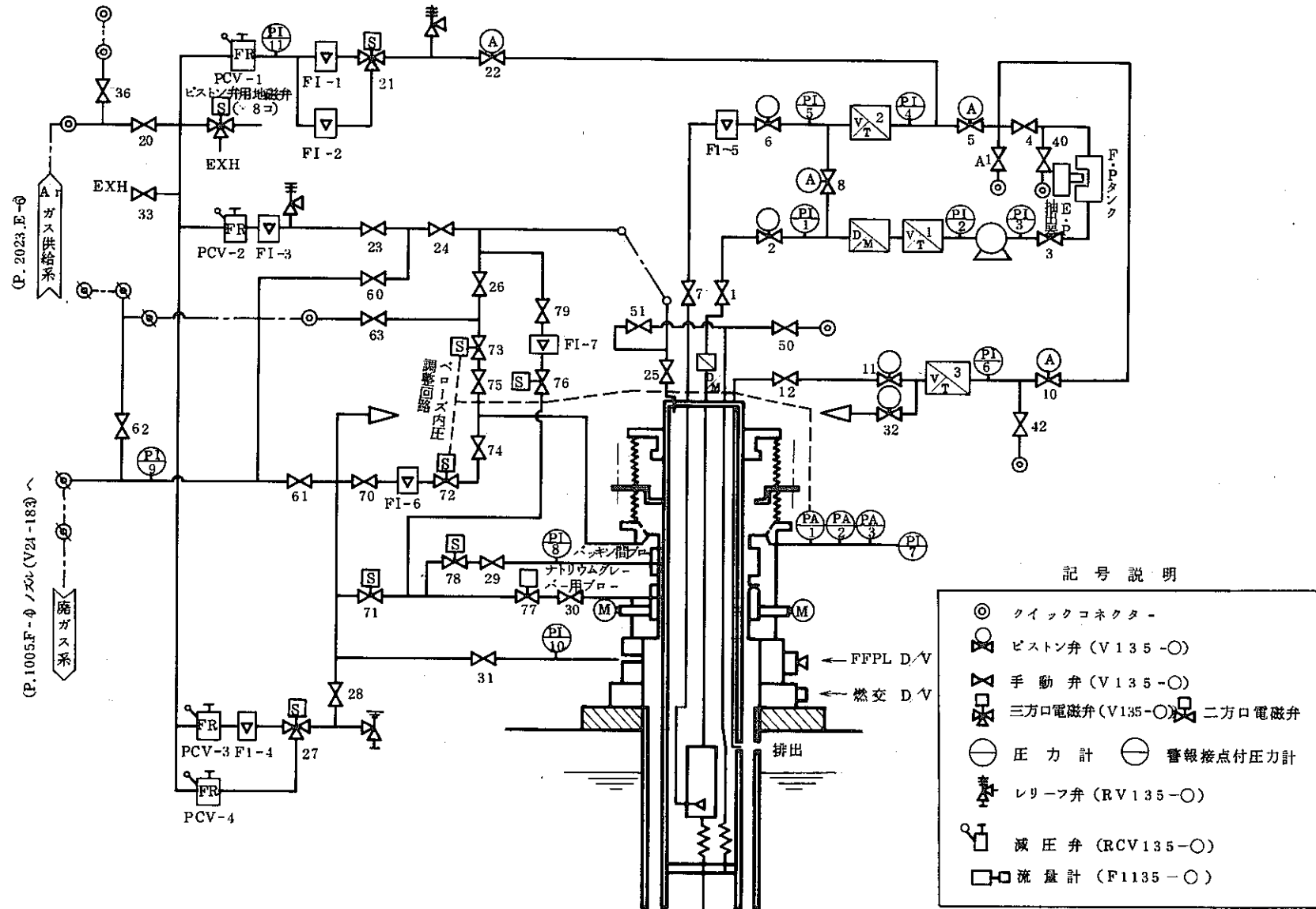
シールパローズ・本体内は $0.1 \text{ kg}/\text{cm}^3 \text{ g}$ 、ガス循環系配管内は $1 \text{ kg}/\text{cm}^3 \text{ g}$ のArガスを封入し1時間放置後の圧力降下を見る。

(4) 作動検査

機器を手動または遠隔操作することにより、正常動作であることを確認する。

(5) インターロック確認

インターロック線図に基づき、対象機器の作動確認及びランプ確認を行う。



FFDL系統図

6.4 FFDL試験用要素へのナトリウムの侵入について

報告者 小林孝良（原子炉利用Gr）

1. 概要

FFDL試験の試験用要素（スリット付）は、原子炉内でスリットが開孔するため、冷却材ナトリウムが試験用要素へ侵入する可能性がある。ここでは、試験用要素へナトリウムが侵入した場合の挙動について考察を加える。

2. 試験用要素へナトリウムが侵入した場合の燃料挙動

FFDL試験用要素のスリットに施されたシールは、原子炉の低出力運転中に開封する。スリット開封の際、試験用要素内圧と冷却材圧力が平衡となるまでガスが放出されるが、その後は冷却材圧力の脈動等により冷却材が試験用要素内に侵入する可能性も考えられる。このため、冷却材ナトリウムが試験用要素内に侵入した後のナトリウムとペレットとの相互作用について、化学的な側面と物理的な側面に分けて考察を加える。

(1) 化学的側面

照射中にスリットを通してナトリウムが侵入した場合、ナトリウムとペレットの化学反応が生じ、 Na_2MO_4 の化学式で表される反応生成物が形成される。この反応は、ペレット表面で生じ、照射を継続した場合には徐々にペレット内部へと進行するが、反応の生じる温度範囲が、約 1100°C 以下であるため、反応領域はペレット表面層に限定される。また、反応が進行するにはナトリウム及び酸素の供給が必要であるが、本試験の条件下（スリット形状、照射期間等）では反応が飽和するまで進行することはない。

上述のナトリウムとペレットの反応により形成される Na_2MO_4 は、密度が燃料の約 $1/2$ の物質であるため、この反応によりペレットの体積が増加する。しかし、本試験では、未照射の試験用要素を使用するためペレットと被覆管の間にギャップが存在すること及び照射期間が短いことから、反応生成物の生成に伴うペレットの膨張でスリットが拡大する恐れは小さい。

(2) 物理的側面

スリット部から侵入したナトリウムは、ペレットと被覆管とのギャップ部を通過して下方へ流れるナトリウムと、ペレットのクラック中に侵入するナトリウムとに分かれるが、

(技-2-131)

ギャップ幅を考慮すると前者がほとんどであると考えられる。ギャップ部に侵入したナトリウムは熱交換によりペレット表面温度を多少低下させ、さらにギャップ熱伝達率の改善によりペレット中心温度も低下させる。ペレットのクラック中に侵入したナトリウムは、内部へ侵入する過程で蒸発し、その際ペレットの温度を低下させる。これらの現象は、ナトリウムの侵入速度が遅く、かつ、微量ずつ侵入することから、急激な温度変化等によりペレットを損傷させることはない。

なお、昭和60年度に実施されたFFDL試験では、ガスプレナム部にスリットを設けた試験用要素2本の内1本には、照射中にナトリウムが侵入していたことが推定され、約1.5日間の照射期間中ナトリウムとペレットとの反応が生じたが、スリット部の拡大は認められず、またペレット中心温度は低下したことが確認されている。

6.5 シール材溶融後の挙動について

報告者 小林孝良（原子炉利用Gr）

1. 概要

FFDL試験用要素（スリット付）のスリット部のシール材は、炉内で約300℃まで過熱された時点で溶融し、被覆管を開孔させる。ここでは、溶融したシール材の挙動について検討する。

2. シール材の組成

シール材の組成は、下表に示すとおり、鉛を主成分として銀2.5%、スズ0.23%の他、銅、ビスマス、鉄、亜鉛等を微量含んだものである。したがって、シール材の溶融後の挙動は、鉛の物理化学的性質を基に考察する。

化学成分	含有量(%)
Pb	balance
Ag	2.5
Sn	0.23
Cu	0.001
Bi	0.005
Fe	0.002
Zn	0.0003
Sb	trace
Al	trace
As	trace

なお、本シール材の融点は、約300℃である。

3. シール材溶融後の挙動

シール材の温度が、約300℃に達し溶融する時、試験用要素の内圧が冷却材圧力を上

(技-2-132)

ール材の量は1mg以下であり、1次冷却系の冷却材量(120t)と比較して極めて微回るため、溶融したシール材は冷却材中へ放出される。2本の試験用要素をシールしたシ量なため、放出されたシール材は全量冷却材中に溶解する。溶解したシール材の一部は冷却材と反応してNa-Pb合金を形成するが、この反応は吸熱反応(反応熱: $-11 \sim -35 \text{ kcal/mol}$)であり、冷却材温度が上昇することはない。また、形成されたNa-Pb合金は、通常運転時の冷却材温度において液相であるため、閉塞等の原因となることもない。

一方、溶融したシール材が試験用要素内へ侵入し、ペレットと化学反応を起こすことによって PbSiO_4 を生成することが考えられる。この反応はシール材が引き起こす化学反応のうち発熱量が最大となるものであり、その発熱量は 274 kcal/mol であることが一般的に知られている。

しかし、FFDL試験においては、試験用要素の内圧が冷却材圧力を上回るため、そもそも、溶融したシール材が試験用要素内へ侵入するとは考え難く、仮に侵入し、シール材の全量が化学反応を起こしたとしても、その反応熱によるペレットの温度上昇は高々 5°C 程度であるため、ペレットの健全性に対し問題はない。

7. MK-Ⅲ計画に関する検討

本章は、「常陽」MK-Ⅲ計画及び移行に係わる検討結果をまとめたものである。

7.1 地盤の剛性低下が及ぼす地震時建物応答への影響検討

報告者 沢田誠 (プラントGr)

先に地盤剛性低下を無視した機器設計用床応答曲線をMK-Ⅲ冷却系改造用として原二課側へ提示したが、その際、大地震時に生ずると考えられる地盤剛性低下がどのように提示した床応答曲線に影響するか、について問合せがあった。本問題は、MK-Ⅲ改造に係わる安全審査対応の一環として対応すべきと考え、検討を行った。検討結果の要旨を以下に示す。

(1) 設計地震時の地盤剛性低下

「常陽」地点の地盤は、 S_1 、 S_2 地震時に平均7%~10%の剛性が低下する。但し、減衰はさほど変化はしない。

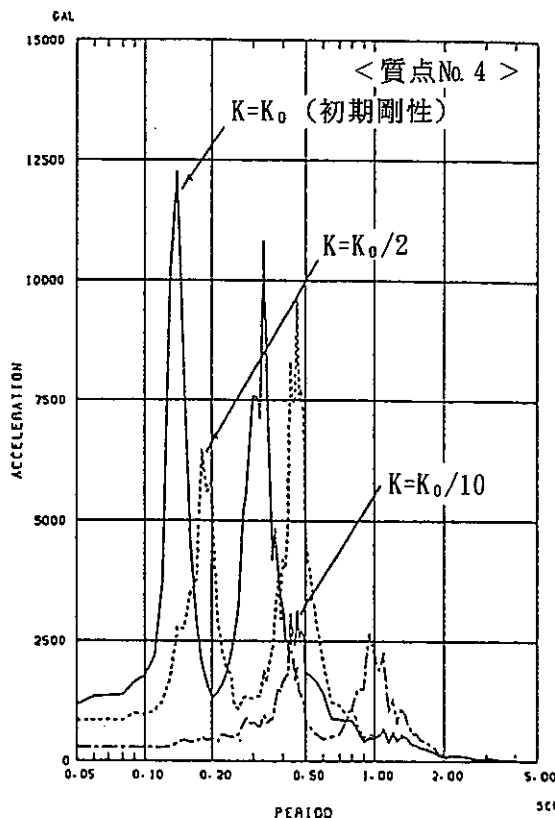
(2) 入力地震動への影響

地盤剛性低下は、地盤内波動伝播を減衰させる方向に作用する。

(3) 建物応答解析への影響

地盤剛性低下、すなわち地盤ばねの剛性低下は、建物の固有値を長周期化し応答値を低減化させる。

以上の検討結果を鑑みると、先に提示した応答曲線を用いることは安全側の設計評価となり、妥当であると判断する。



— 解析例、地盤の剛性低下影響 (原炉建物 BIF) —

7.2 中性子遮へい体の発熱量計算結果

報告者 吉田昌宏、有井祥夫（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

MK-III炉心で装荷を予定している中性子遮へい体の発熱量を評価した。評価は集合体をB₄C部とSUS及びNa部の2つに分けて行った。

2. 方法

B₄C部の発熱量はまず、輸送計算コード“DOT-3.5”によるMK-III炉心の中性子束計算結果から¹⁰B(n, α)反応の反応率（装荷位置による中性子束の歪の効果等を考慮した最大値）を求め、これを発熱量に換算した。発熱量への換算は「常陽」の制御棒の設工認で用いている評価方法を用いた。SUS及びNa部の発熱量は、『「常陽」MK-II炉心ガンマ線発熱評価』（PNC J902 84-05）における反射体のγ発熱量に、2次γ線の発生源であるSUSとNaの体積比、MK-IIとMK-III炉心の中性子束の比、及び装荷位置による中性子束の歪の効果等を考慮して求めた。

3. 結果

計算結果を表1に示す。表7.2.1より、中性子遮へい体の最大発熱量は、約34kwと予想される。この発熱量は、中性子遮へい体の温度計算結果（図7.2.1参照、出典：PNC SJ9164 90-005）より、冷却材流量0.2kg/secで十分被覆管最高温度を制限値の650℃以下にできるため、今後のMK-III炉心の流量配分計算作業は9、10列の流配を0.2kg/secとして進めるものとする。

表7.2.1 MK-III炉心9列中性子遮へい体最大発熱量

	B ₄ C部	SUS、Na部
(n, α) 反応	25.7 kw (20.1 kw)	—
γ発熱、その他	2.3 kw (1.2 kw)	5.5 kw
計	28.0 kw (21.3 kw)	5.5 kw
合計	33.5 kw (26.8 kw)	

*) ()内は「もんじゅ」固定吸収体の設計手法を用いて評価した参考値

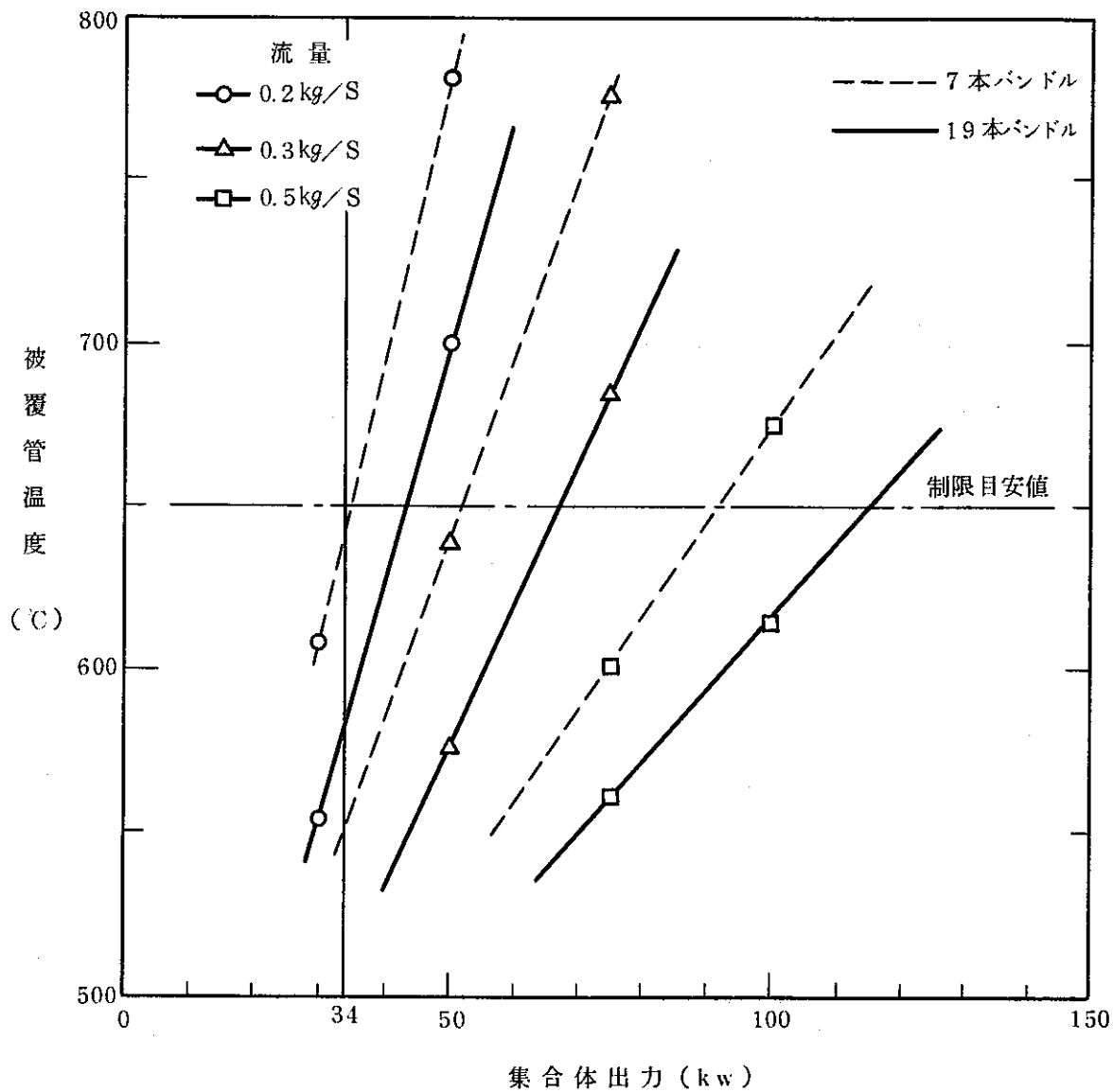


図 7.2.1 集合体出力と被覆管温度の関係

(出典: PNC SJ9164 90-005)

7.3 MK-III炉心における使用済燃料の崩壊熱

報告者 長崎英明、有井祥夫（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

MK-III計画の一環として（MK-III炉心において、炉停止後、何日経過すれば燃料取扱が可能となるかの検討資料として）MK-III炉心で照射された使用済燃料の崩壊熱を計算しMK-II炉心との比較を行った。

崩壊熱計算は、MK-III炉心（2領域炉心）の使用済燃料は、内側領域（アドレス000）での照射を想定し、燃料領域（J1燃料、スタック長50cm）について計算を行った。また、MK-II炉心の使用済燃料は（J1燃料、スタック長55cm）炉心中心（アドレス000）での照射を想定した。

なお、両使用済燃料の燃焼度は75000MWd/tとした。

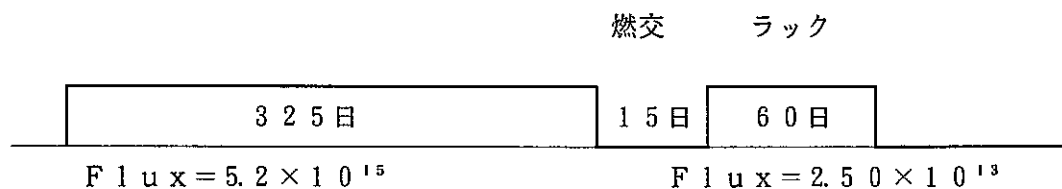
2. 計算コード：“ORIGEN79”

3. 計算条件

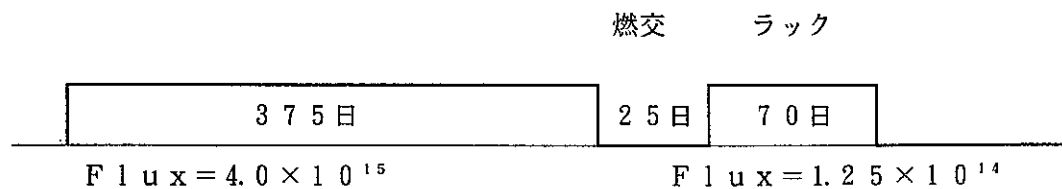
使用済燃料の照射期間は燃焼度（75000MWd/t）より算出し、各炉心での照射量は“DOT3.5”での計算結果より求めた。また、崩壊熱計算は燃料ラックでの冷却終了後0～5日とした。

以下に各炉心の照射履歴を示す。

(i) MK-III炉心（000）



(ii) MK-II炉心（000）



(技-2-093)

4. 計算結果：以下に計算結果を示す。

冷却日数 (日)	MK - II 燃料 崩壊熱 (k w)	MK - III 燃料 崩壊熱 (k w)
0	4.46	2.18
1	1.45	1.63
2	1.40	1.60
3	1.36	1.58
4	1.33	1.57
5	1.32	1.56

7.4 大蔵省主計局用MK-Ⅲ計画説明資料の作成

報告者 吉田昌宏、曾我彰、有井祥夫（炉心・運計Gr）

平成2年8月16日に予定している大蔵省主計局の見学の際に使用するMK-Ⅲ計画における炉心高性能化の説明資料を作成した。資料を別添に示す。なお、これは技開部研管室の依頼により作成したものである。

炉心	M K - II
項目	
原子炉出力	100MW
最大全中性子束	4.2×10^{15} (n/cm ² ·s)
稼働率	約40%

照射性能の向上

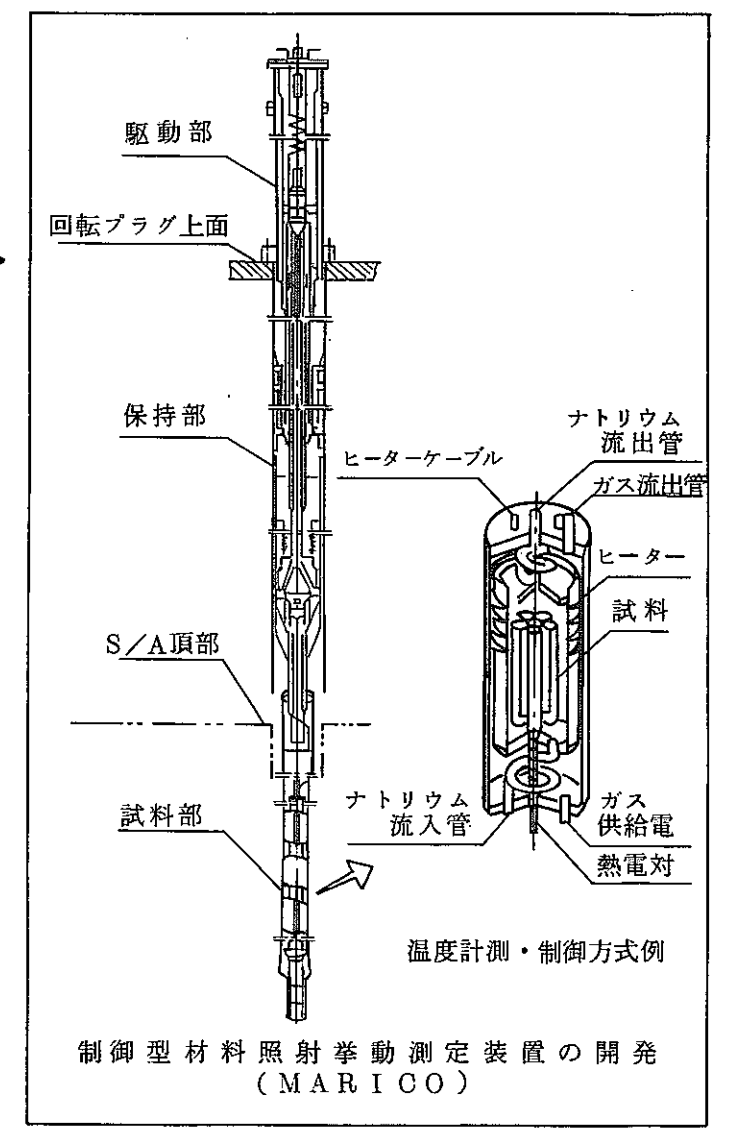
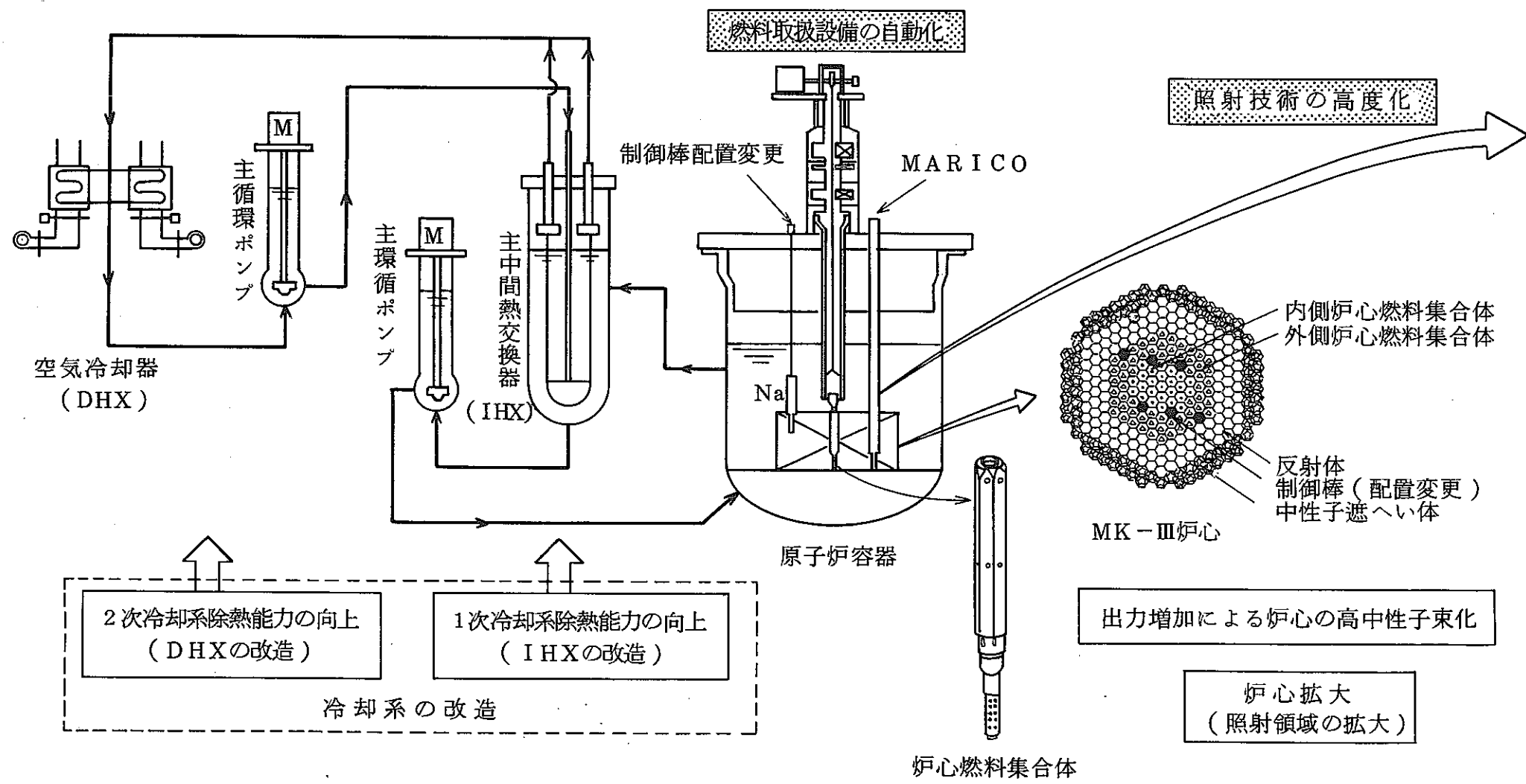
照射性能の向上に必要な改造

- ・炉心の高中性子束化
炉心拡大、制御棒配置変更
冷却系の改造
- ・稼働率の向上
燃料取扱設備の自動化
- ・照射技術の高度化

	M K - III
原子炉出力	140MW
最大全中性子束	5.5×10^{15} (n/cm ² ·s) (約1.3倍)
稼働率	約60% (約1.5倍)

照射性能の向上

中性子束 約1.3倍 × 年間運転日数 約1.5倍 = 年間照射量 約2倍



「常陽」MK-III計画 (照射性能の向上) の概要

7.5 「常陽」サーベイランス材の中性子照射量評価法について

報告者 磯崎和則 (プラントGr)

これまで、「常陽」サーベイランス材装荷位置におけるのフラックスの評価は、サーベイランス材用照射リグ内に試験片と同時に装荷されているフラックスモニター (Fe、Ni、Cu) を用い行われてきた。しかし、同方法では、下記の様な種々の問題点がある。従って、今後サーベイランス材の積算中性子照射量の評価は、実験データ等から中性子束の不確定幅 (20%) が正確に得られ、中性子スペクトル評価が可能な二次元輸送コード”DOT-3.5”の値を用い評価するものとし、ドシメトリー結果は、参考データとする。

なお、安全容器については、“DOT-3.5”においてもその不確定度が大きい。従って、既に、昭和62年3月10日に低融点合金 (Uアロイ) を用いた新温度モニターを再装荷する際、同時に全エネルギー範囲をカバーできるフラックスモニターも装荷していることから、これを第9回定検時 (安全容器サーベイランス材第3回取出し時) 取出し評価する。

問題点

1. 3種 (Fe、Ni、Cu) のフラックスモニターでは、下記の4種の中性子反応率が測定対象である。しかし、照射期間 (~13年) に比べて、半減期 $T^{1/2}$ が短く、放射化量が飽和して精度よい測定評価ができない。

$$T^{1/2}$$

- | | | |
|----------|---|-----------------------|
| ① Feモニター | $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ | 312日 |
| | $^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$ | 45日 (短半減期のため、実際上測定不可) |
| ② Niモニター | $^{58}\text{Ni} (n, p) ^{58}\text{Co}$ | 71日 |
| ③ Cuモニター | $^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$ | 5.3年 |

2. 上記の反応は、約1MeV以上の中性子でしか起こらないため、サーベイランス材への高速中性子照射量の大部分を占める0.1MeV前後の中性子強度が測定できない。また、測定できる反応率の数が少なく十分な中性子エネルギー範囲をカバーしていないため、中性子スペクトルや熱中性子強度を評価できない。

(技-2-120)

3. MK-I 炉心、MK-II 炉心あるいはMK-III 炉心では、中性子スペクトルが異なるため、現状の様なサーベイランス試験片と同時に装荷されたフラックスモニターでは、フラックスモニターだけ取り出すことは不可能であるため、炉心状態がまたがる場合は取出し時の炉心における中性子スペクトルのみの評価となる。
4. 1.項で記述したように、アンフォールディングする際は、基準となるデータとして“DOT-3.5”の値を使用することから、反応率算出時の誤差が、“DOT-3.5”の不確定度に加算されることになる。よって、精度的に低下する。

7.6 フラックス分布図の支給

報告者 曾我彰、長崎英明、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 概要

MK-II、MK-III炉心のフラックス分布図を作成した。

今回作成したMK-II、MK-III炉心のフラックス分布図は、運転監視コード“MAG I”の計算結果を基に作成した。尚、MK-II炉心は第20サイクル炉心の記録計算を使用した。

図7.6.1、図7.6.2にMK-II及びMK-III炉心のフラックス分布図を示す。

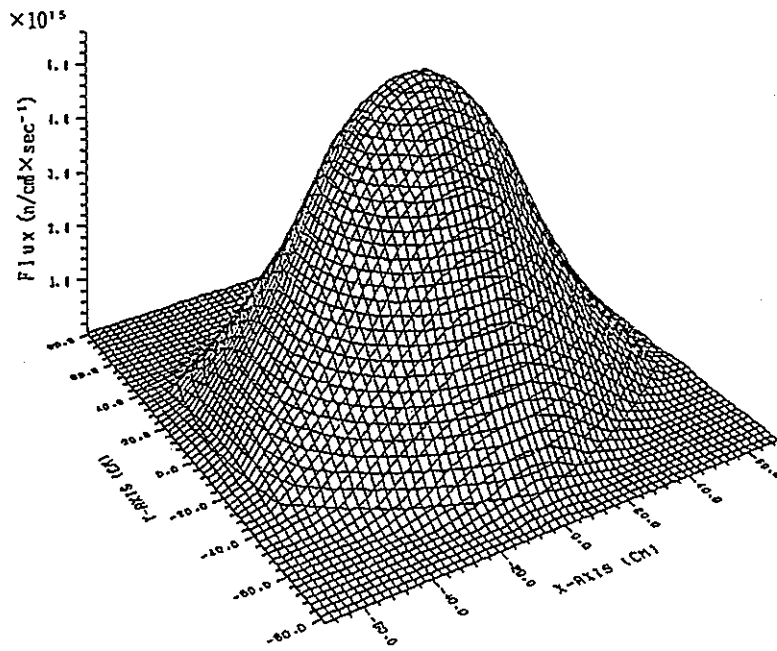


图 7.6.1 MK-III 炉心 Flux 分布

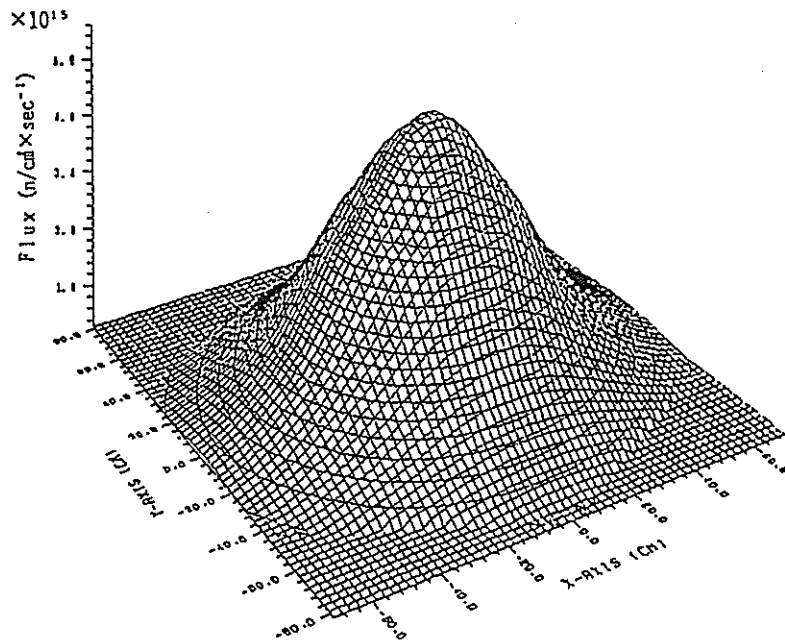


图 7.6.2 MK-II 炉心 Flux 分布

7.7 MK-Ⅲ炉心設計の現状と課題（その1）

報告者 山本敏久、鈴木惣十（炉心・運転計画Gr）

1. 目的

平成元年度のMK-Ⅲ炉心計算結果と、現行の設計条件との比較を行ない、MK-Ⅲ炉心設計の現状を取りまとめた。

本検討では、核熱設計上の制限値という観点から評価しており、燃料設計の成立性については今後、別途検討していく予定である。また、本検討で示した炉心特性値は、MK-Ⅲ標準炉心を決定するための第1ステップで判断の基準とするために簡易的に出したものであり、今後、より詳細な計算を通じて数値を確認する予定である。

2. MK-Ⅲ炉心設計の現状評価

(1) 余剰反応度

MK-Ⅲ炉心における反応度バランスをMK-Ⅱ炉心との比較の形で表7.7.1に示す。解析に使用したライブラリーの差（JFS-2とJFS-3）はここでは考慮していない。MK-Ⅲ炉心は、同じ余剰反応度の上限値（100℃で5.5% $\Delta k/k$ ）に対し、MK-Ⅱ炉心よりも運転余裕が0.26% $\Delta k/k$ 増加し、運用上は楽になる。

(2) 制御棒反応度

6本全挿入時およびワンロッドスタック時の制御棒反応度と、炉停止余裕の推定値を表7.7.2に示す。なお、炉停止余裕の評価の際に使用する、ワンロッドスタック反応度の最小値への変換係数は、MK-Ⅱと同じもの（ $\times 0.62^4$ ）を共通して使用した。MK-Ⅲ炉心では、停止余裕がマイナスとなり、対策が必要である。

対策として考えられる項目としては、

- ① 設計裕度の低減（15%→10%の時+0.25% $\Delta k/k$ ）
- ② ^{10}B 燃焼効果の裕度削減（最小値評価時にも標準値と同じく0.92を使用すると+0.40% $\Delta k/k$ ）
- ③ 最大余剰反応度の削減（MK-Ⅱ並みに下げると+0.26% $\Delta k/k$ ）
- ④ ^{10}B 濃縮度の増大（90%→95%に増加すると最大で+0.27% $\Delta k/k$ ）

(技-2-151)

(3) 最大反応度付加率

制御棒ストローク曲線の最大勾配は、ストローク曲線そのものの形と、炉心高さにより決定されるが、ここでは近似的にストローク曲線は炉心で相似と仮定し、炉心高さのちがいのみを考慮（炉心高さに逆比例）して最大反応度付加率を計算した結果を表7.7.3に示す。

制御棒仕様を変更しない限り、最大反応度付加率の大幅な変化はないと予想される。

(4) 最大線出力

MK-III 85体炉心の最大線出力は、第0列で433 w/cmであるが、この炉心から燃料を数体抜きSMIRで置き換えた炉心で最大線出力を444 w/cm以下に抑えるためには、置き換え本数は2体程度と予想される。また、MK-II標準炉心で対象としたようなA型特燃を6体程度装荷しても最大線出力に及ぼす影響は小さく、ほとんどの傾向はSMIRの置き換え本数で決定されることがわかった。

内側炉心のウラン濃縮度を調整し、出力平坦化により第0列の最大線出力を下げるためには、内側炉心の濃縮度は10.4%と予想される。

(5) 被覆管最高温度

温度評価計算において、被覆管と冷却材の温度差は20℃程度であり、出力上昇による被覆管温度の上昇は大部分が冷却材温度の上昇によると考えられる。この考え方に従い、現状の流配計画における冷却材温度分布と被覆管温度から推定した各列ごとの必要最小流量を表7.7.4に示す。各列のマージンを足し合わせると、約30.5 kg/secになり、ドライバー全流量609.1 kg/secの5%にあたる。従って、現行の流配計画で全炉心で675℃以下を満たす条件の成立性は十分にある。

表7.7.1 MK-Ⅲ炉心の反応度バランス(概算値)

項 目	MK-Ⅱ炉心	MK-Ⅲ炉心
100℃ → 250℃	0.0071	0.0066*
250℃ → 370℃	0.0056	0.0052*
370℃ → 定 格	0.0075	0.0079**
燃 焼 欠 損	0.0170	0.0149
運 転 余 裕	0.0178	0.0204 (+0.0026)
計	0.0550	0.0550

* JFS-2とJFS-3の差を含めて、MK-Ⅲ炉心では等温係数が7%減であることから、MK-Ⅱ×0.93と評価。

** 同様に出力係数が25%減となることと、定格出力が1.4倍となることから、MK-Ⅱ×0.75×1.4と評価。

表7.7.2 各炉心の反応度停止余裕評価

CRパターン	MK-Ⅱ炉心	制御棒移設	混在炉心	MK-Ⅲ炉心	
未 補 正 値	6本全挿入 (未補正)	15.0	14.3	11.7	10.5
	ワンロッドスタック	12.5	10.7	9.0	7.8
ワンロッドスタック(最小値)		7.8	6.7	5.6	4.9
100℃の最大余剰反応度		5.5	5.5	5.5	5.5
反 応 度 停 止 余 裕		2.3	1.2	0.1	-0.6

表 7.7.3 各炉心の最大反応度付加率

	MK-II 炉心	制御棒移設	混在炉心	MK-III 炉心
最大スタックロッド ワース ($\% \Delta k/k$)	2.83	3.55	2.76	2.65
最大ワースへの補正係数	1.105	1.105	1.105*	1.105*
引抜速度 (cm/sec)	130/60	130/60	130/60	130/60
最大反応度付加率 ($\Delta k/kk' / sec$)	0.00016	0.00020	0.00016	0.00016

* JFS-2 の MK-II 炉心に対する値を一律に混在炉心、MK-III 炉心にも適用した。

表 7.7.4 MK-III 炉心の推定必要最小流量

列	ホットスポットでの冷却材温度上昇		冷却材流量 (kg/sec)		
	現 状 (°C)	上限値* (°C)	必要最小流量	マージン	
0, 1	内側 炉心	283	303	8.147	0.576
2		288	304	7.818	0.434
3		266	306	7.069	1.063
3	外側 炉心	291	304	7.784	0.348
4		283	305	7.093	0.552
5		306	307	6.330	0.021

* 被覆管中心が 675°C になる時の (ホットスポットにおける冷却材温度-入口温度) の値

7.8 MK-Ⅲ冷却系改造に係わる機器・配管構造設計用熱過渡条件の設定

報告者 磯崎和則、菅谷和司、野口芳宏（プラントGr）

MK-Ⅲ計画における冷却系改造の基本設計を行うに当たって、機器・配管構造設計用熱過渡条件の設定を行った。構造設計用熱過渡条件は、これまでに得られた異常事象の実測データとプラント動特性解析コード“MIMIR-N2”による解析データを用いて、以下に示すように設定した。なお、設定した構造設計用熱過渡条件は、今年度実施予定のMK-Ⅲ冷却系改造の基本設計に用いられる。

(設定条件)

(1) 余裕係数の算出

実測(E)と解析(C)データから温度変化幅余裕係数 α 及び温度変化率余裕係数 β を以下のように決定する。

- ① 実測最大温度変化幅 ΔT_1 、解析最大温度変化幅 ΔT_2 から、温度変化幅余裕係数 $\alpha = \Delta T_1 / \Delta T_2$ を求める。
- ② 実測最大温度変化率 $\Delta T_1 / t_1$ 、解析最大温度変化率 $\Delta T_2 / t_2$ から、温度変化率余裕係数 $\beta = \Delta T_1 / t_1 / \Delta T_2 / t_2$ を求める。

(2) 折れ線図の作成

折れ線図の作成に用いる熱過渡は、全て解析データとする。これは、実測データが、事象開始後約15分までしか採取されておらず、温度変化が緩慢となる準定常状態のデータがないためである。

- ① 各熱過渡の温度変化が大きい部分(0.2℃/sec以上)は、基準温度と最も厳しい温度変化率の直線との接点を基準(温度及び時間)として、20℃以内の幅で分割して折れ線化する。温度変化が緩慢になった部分(0.2℃/sec以下)は100秒以内の幅で分割する。基準接点の時間以外は、基本的に解析値を使用するものとするが、熱過渡が最も厳しい温度変化率の直線と重なっていない初期においては、最も厳しい温度変化率を使用するものとした。
- ② (1)項で得られた温度変化幅余裕係数及び温度変化率余裕係数をそれぞれ解析データに乗じる。但し、余裕係数1.0未満のものは、解析データの方が厳しい条件となっていることから、1.0として取り扱うものとした。

(技-2-152)

(3) 準定常状態以降の条件

熱過渡条件は、各事象開始後2000～3600sec程度で準定常状態となるため、これらの時間までしか条件化していない。よって、これ以降の時間については、その時間から系統温度250℃まで、主冷却器出口Na温度を基準として-50℃/hで均一に系統降温するものとした。

8. 計算機コード・マニュアルの作成と整備

本章は、実験炉部技術課において運用、管理している計算コードの取扱い説明等を示した報告をまとめたものである。

8.1 平常運転時被ばく計算プログラムの作成

報告者 江沼喜美江（原子炉利用 Gr）

1. 概要

設置変更許可申請書添付書類9の平常運転時における一般公衆の線量当量計算用プログラムを作成した。

本プログラムは、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」に基づき、添付書類9に記載すべき評価項目のうち、

- (1) 気体廃棄物中に含まれる放射性よう素による実効線量当量
- (2) 液体廃棄物中に含まれる放射性物質（よう素以外）による実効線量当量
- (3) 液体廃棄物中に含まれる放射性よう素による実効線量当量
- (4) 気体廃棄物中及び液体廃棄物中に含まれる放射性よう素を同時に摂取する場合の実効線量当量

について計算を行うものである。

2. サンプル計算例

本計算プログラムを用いたサンプル計算例として、現行設置許可申請書添付書類9に記載された計算条件での平常運転時における一般公衆の線量当量の計算結果を示す。

- (1) 気体廃棄物中に含まれる放射性よう素による実効線量当量

HTH：気体廃棄物中のよう素による実効線量当量

$$SEIJIN = 0.24E-2 \quad (USV/Y) \quad (\text{マイクロシーベルト/年})$$

$$YOUJI = 0.95E-2 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.85E-2 \quad (USV/Y)$$

- (2) 液体廃棄物中に含まれる放射性物質（よう素以外）による実効線量当量

H W：海産物を摂取した場合の年間の実効線量当量

$$SEIJIN = 0.86E+0 \quad (USV/Y)$$

$$YOUJI = 0.43E+0 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.17E+0 \quad (USV/Y)$$

(3) 液体廃棄物中に含まれる放射性よう素による実効線量当量

HWT : 海産物 (海藻類を除く) を摂取した場合の年間実効線量当量

$$SEIJIN = 0.48E-2 \quad (USV/Y)$$

$$YOUJI = 0.14E-1 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.14E-1 \quad (USV/Y)$$

H F : 海産物を摂取した場合の年間実効線量当量

$$SEIJIN = 0.43E-2 \quad (USV/Y)$$

$$YOUJI = 0.90E-2 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.73E-2 \quad (USV/Y)$$

(4) 気体廃棄物中及び液体廃棄物中に含まれる放射性よう素を同時に摂取する場合の実効線量当量

HTF : 呼吸、葉菜摂取、牛乳摂取及び海産物摂取による実効線量当量

$$SEIJIN = 0.75E-2 \quad (USV/Y)$$

$$YOUJI = 0.20E-1 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.17E-1 \quad (USV/Y)$$

H T : 呼吸、葉菜摂取、牛乳摂取及び海産物 (海藻類を除く) 摂取による実効線量当量

$$SEIJIN = 0.49E-2 \quad (USV/Y)$$

$$YOUJI = 0.15E-1 \quad (USV/Y)$$

$$NYUUJI = 0.15E-1 \quad (USV/Y)$$

3. JCL、ソースプログラム

本計算に用いた、JCLとソースプログラムのデータセット名を示す。

JCL : S4070. NORDOSE. CNTL (JCL1)

S4070. NORDOSE. CNTL (JCL2)

ソースプログラム : S4070. NORDOSE. FORT77 (PROG1)

S4070. NORDOSE. FORT77 (PROG2)

S4070. NORDOSE. FORT77 (PROG3)

S4070. NORDOSE. FORT77 (PROG4)