

2001.7.31

33

社内資料

P→T

添付

分置

本資料は2001年7月31日付けで
登録区分変更する。 [技術展開部技術協力課]

実験炉部技術課クォータリーレポート

平成9年10月～12月

1998年4月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団社内における検討を目的とする社内資料です。ついては複製、転載、引用等を行わないよう、また第三者への開示又は内容漏洩がないよう管理して下さい。また今回の開示目的以外のことには使用しないよう注意して下さい。

本資料についての問合せは下記に願います。

〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4-0-02

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室



実験炉部技術課クォータリーレポート

平成9年10月～12月

高松 操*、青山卓史*、根本昌明*、
吉田昌宏*、前田幸基*、鈴木惣十*

要 旨

本レポートは、実験炉部技術課が実施している研究開発の成果のうち、平成9年10月～12月に技術課メモとして発行されたものをまとめたものである。
主な内容は以下のとおりである。

- ・ 炉心核熱特性の測定と解析・評価
高速実験炉「常陽」100MW 第32サイクルの照射条件予測計算を実施した。
また、ウラン濃縮度低減炉心の核特性計算と使用済燃料の崩壊熱測定を実施した。
- ・ プラント特性の測定と解析・評価
100MW 第31、32サイクルのプラント特性に係わる運転特性試験を実施した。また、光ファイバによる2次系主配管での温度測定試験計画を検討した。
- ・ プラント構造健全性評価
「常陽」ナトリウム漏えい対策の一環として、2次冷却系でのナトリウム漏えい燃焼解析を実施した。また、2次系プラグिंग計配管合流部の構造健全性を評価するため、サーマルストライピングによる配管内面の温度振幅計算を実施した。
- ・ 中性子照射量の測定と解析・評価
ドシメータによる計測線付材料照射リグ (INTA-S) の中性子照射量評価を実施した。
- ・ 異常監視技術の開発
100MW 第31サイクルの炉雑音解析を実施し、シミュレーションプログラムの作成を行った。
- ・ 燃料破損診断技術の開発
100MW 第31サイクル中の温度制御型材料照射装置 (MARICO) 試料の破断に伴う放射化タグガスの分析と FFD 特性試験装置2号機の製作および機能確認を実施した。また、オンライン γ 線モニタを LAN に接続した。
- ・ 線源挙動評価
100MW 第31サイクルのトリチウム濃度分布測定を実施した。
- ・ その他の試験研究
MK-I 調整棒中のトリチウム生成量評価および避難対策検討のための MK-III 条件での事故時の被ばく線量評価を実施した。

* 大洗工学センター実験炉部技術課

目次

1. まえがき	1
2. 高速実験炉「常陽」の工程と技術課が担当した業務	2
2.1 高速実験炉「常陽」の工程（平成9年10月～12月）	2
2.2 技術課が担当した業務	3
3. 炉心核熱特性の測定と解析・評価	15
3.1 100MW 第32サイクル JOYDAS 用動特性パラメータの予測計算	15
3.2 100MW 第32サイクル制御棒価値およびストローク曲線の計算	17
3.3 100MW第32サイクルにおける集合体出口温度の実測と計算の比較	25
3.4 ウラン濃縮度低減炉心の計算作業の詳細計算ケース	27
3.5 「常陽」使用済燃料の崩壊熱測定と今後の方針	30
3.6 急速取出燃料の崩壊熱測定	35
4. プラント特性の測定と解析・評価	39
4.1 100MW 第31サイクルのステップ応答試験	39
4.2 100MW 第31サイクルの M 系列・安定性試験	42
4.3 100MW 第32サイクルの系統圧損測定試験	46
4.4 100MW 第32サイクルの流速計特性試験	49
4.5 100MW 第32サイクルの主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験	54
4.6 プラント動特性解析コード"MIMIR-N2"によるステップ応答試験解析	59
4.7 光ファイバによる2次主冷却系配管での温度分布測定試験	62
5. プラント構造健全性評価	65
5.1 「常陽」ナトリウム漏えい燃焼解析	65
5.2 サーマルストライピングによる2次系プラグイング計配管合流部の 温度振幅	68
6. 中性子照射量の測定と解析・評価	72
6.1 ドシメータによる計測線付材料照射リグ (INTA-S) の 中性子照射量評価	72

7. 異常監視技術の開発	78
7.1 炉雑音解析の現状と今後の予定	78
7.2 炉雑音シミュレーションプログラムの作成	80
7.3 100MW 第 31 サイクル定格運転時の炉雑音解析	82
8. 燃料破損診断技術の開発	85
8.1 100MW 第 31 サイクルにおける MARICO タグガスの分析	85
8.2 オンライン γ 線モニタ信号の LAN 接続	89
8.3 FFD 特性試験装置 1 号機と 2 号機を用いた Xe、Kr の放射能濃度の比較 ..	91
9. 線源挙動評価	94
9.1 100MW 第 31 サイクルのトリチウム濃度分布測定	94
10. その他の試験研究	98
10.1 MK-I 調整棒のトリチウム生成量	98
10.2 MK-III 条件での事故時の被ばく線量計算	101
11. 外部発表	104
11.1 1997 年核データ研究会	104
11.2 第 7 回もんじゅ技術報告会	104

表リスト

表 2.1	原子炉運転実績	5
表 2.2	実績工程表	6
表 2.3	実績プラント状態表	11
表 3.1	β_{eff} (実効遅発中性子割合)	16
表 3.2	λ_i (s^{-1}) (先行核崩壊定数)	16
表 3.3	τ_p (s) (即発中性子寿命)	16
表 3.4	100MW 第 32 サイクルの制御棒価値	18
表 3.5	100MW 第 32 サイクル集合体出口温度実測値と計算値の差 (E-C)	26
表 3.6	ウラン濃縮度低減炉心計算ケース	29
表 3.7	ウラン濃縮度低減炉心計算ケースの第 1 次サーベイ結果.....	29
表 3.8	ウラン濃縮度低減炉心詳細計算ケース見直し結果.....	29
表 3.9	使用済燃料の崩壊熱測定結果.....	32
表 4.1	100MW 第 31 サイクルにおける各主冷却器の比例ゲインとゲイン余裕...	44
表 4.2	100MW 第 31、32 サイクル定格流量時における系統圧損測定結果	48
表 4.3	100MW 第 32 サイクルにおけるセンタ集合体流速計特性測定データ	48
表 4.4	100MW 第 32 サイクルにおけるベーン比率設定値 (α)	51
表 4.5	100MW 第 32 サイクルにおけるベーン・ダンパ開度上下限設定値 (ML、MH) ...	55
表 6.1	アンフォールディング前後の反応率の C/E	74
表 6.2	中性子束および中性子照射量 (C、E)	75
表 8.1	タゲガスのカバーガスへの放出量と ^{125}Xe に対する比	87
表 8.2	Xe および Kr のカバーガス中の放射能濃度	92
表 10.1	MK- I 調整棒中のトリチウム生成量	100
表 10.2	各位置での被ばく線量計算結果	102

図リスト

図 2.1	100MW 第 32 サイクル運転用炉心構成	14
図 3.1	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #1	19
図 3.2	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #2	20
図 3.3	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #3	21
図 3.4	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #4	22
図 3.5	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #5	23
図 3.6	100MW 第 32 サイクル制御棒ストローク曲線 #6	24
図 3.7	PFD244、549 の崩壊熱計算結果	33
図 3.8	PFD504、512 の崩壊熱計算結果	34
図 3.9	使用済燃料の崩壊熱減衰曲線	36
図 3.10	C/E の冷却期間依存性	37
図 4.1	MK-II 炉心第 31 サイクルのステップ応答試験における各プロセス 量の変化 (90MW 時制御棒引抜)	41
図 4.2	100MW 第 31 サイクルにおける安定性試験結果 (A LOOP)	45
図 4.3	100MW 第 32 サイクルにおける流速計出力信号の履歴 (ゼロ点補正あり) (流速計#1)	52
図 4.4	100MW 第 32 サイクルにおける不平衡残留電圧の履歴 (流速計#1)	53
図 4.5	100MW 第 32 サイクルにおけるベーン比率 (α) の履歴	56
図 4.6	100MW 第 32 サイクルにおけるベーン開度上限値 (ML) の履歴	57
図 4.7	100MW 第 32 サイクルにおけるベーン開度下限値 (MH) の履歴	58
図 4.8	MK-II 炉心第 31 サイクルにおける 90MW からのステップ応答試験結果 (実測値)	61
図 4.9	90MW からのステップ応答試験”MIMIR-N2”解析値	61
図 5.1	受け樋の計算結果	67
図 5.2	床ライナの計算結果	67
図 5.3	分岐配管-プラグイング配管合流部の 1.0Hz のサーマルストライピングに よる内外面温度差と温度振幅	70
図 6.1	アンフォールディング後の中性子スペクトル (JENDL-3)	76
図 7.1	核計装 (出力系中性子検出器 ch.6) 信号ゆらぎ	81
図 7.2	シミュレーションによる原子炉出力のゆらぎ	81
図 7.3	核計装 (出力系中性子検出器 ch.6) 信号ゆらぎとシミュレーション による原子炉出力ゆらぎのパワースペクトルの比較	81
図 7.4	100MW 第 31 サイクルにおける核計装 (出力系中性子検出器 ch.6) 信 号ゆらぎのパワースペクトルの経時変化 (サンプリング間隔 0.125 秒)	83

図 7.5	100MW 第 31 サイクルにおける核計装（出力系中性子検出器 ch.6）信号 ゆらぎのパワースペクトルの経時変化（サンプリング間隔 0.02 秒）	83
図 8.1	OLGM によるカバーガス中放射能濃度測定結果 (100MW 第 31 サイクル) ..	88
図 8.2	OLGM によるカバーガス中放射能濃度測定結果 (100MW 第 29、30 サイクル) ..	88
図 8.3	オンライン γ 線モニタシステムの LAN 接続図	90
図 9.1	100MW 第 31 サイクルにおける 2 次系主配管室の空气中トリチウム濃度 ..	96
図 9.2	100MW 第 31 サイクルにおける格納容器の空气中トリチウム濃度	96

1. まえがき

本レポートは、平成9年10月から12月にかけて技術課が実施した研究開発の成果のうち、技術課メモで報告されたものをまとめたものである。

第2章では、当該期間の「常陽」の工程と技術課の業務全般について述べる。

第3章から第10章では、当該期間に発行された技術課メモを下記の項目毎に分類・整理して速報する。また、第11章では、当該期間中に行った外部発表資料を掲載する。

- ・ 炉心核熱特性の測定と解析・評価
- ・ プラント特性の測定と解析・評価
- ・ プラント構造健全性評価
- ・ 中性子照射量の測定と解析・評価
- ・ 異常監視技術の開発
- ・ 燃料破損診断技術の開発
- ・ 線源挙動評価
- ・ その他の試験研究

2. 高速実験炉「常陽」の工程と技術課が担当した業務

2.1 高速実験炉「常陽」の工程（平成9年10月～12月）

本期間は、「常陽」第32サイクル運転のために9月17日に開始された燃料交換作業を10月15日まで実施し、その後、温度制御型材料照射装置(MARICO)取扱機の試験、格納容器床下点検等を実施した。11月20日から12月8日まで原子炉起動前点検を行い、9日から100MW第32サイクル運転を開始し、臨界点確認、制御棒校正試験等を実施した。15日から系統昇温と出力上昇を開始し、17日に定格出力100MWに到達し、定格運転に入った。なお、第32サイクルの炉心にはMK-Ⅲ燃料集合体を5体装荷しており、移行炉心に係わる使用前検査を16日、17日および22日に受検し、合格証を即日受領した。

本期間中に実施された主要な工程、プラント操作等を以下に示す。

[10月]

・燃料交換継続（～15日）

なお、本燃料交換作業においてMK-Ⅲ燃料集合体を炉心に装荷した。

・燃料交換終了後、省エネ対策として系統温度を250℃から200℃に降温した。

[11月]

・格納容器床下点検に伴い、以下のプラント操作を実施した。

①1次系ナトリウムドレン（18日）

②床下空気置換（19日）

③床下窒素置換（25日）

④1次系ナトリウム充填（26日）

（流量100%、温度250℃）

・第32サイクル起動前点検（20日～）

[12月]

・第32サイクル起動前点検継続（～8日）

・第32サイクル運転開始に伴い、以下のプラント操作を実施した。

①臨界点確認、制御棒校正（9日～12日）

②系統昇温および出力上昇開始（15日）

③100MW定格出力に到達（17日）

なお、本サイクルはMK-Ⅲ移行炉心での第1サイクル運転であり、以下に示す移行炉心に係わる使用前検査を16日、17日および22日に受検し、合格証を

即日受領した。

①過剰反応度検査（15 日）

②出力係数測定検査（16 日）

③1 次冷却材飽和検査（22 日）

・原子炉保護系点検（24、25 日）

10 月～12 月の原子炉運転実績、実績工程表および実績プラント状態表を表 2.1～2.3 に示す。また、10 月～12 月の炉心構成図を図 2.1 に示す。

2.2 技術課が担当した業務（平成 9 年 10 月～12 月）

技術課では、炉心・プラント特性の測定と解析・評価、各種照射試験における中性子照射量評価、使用済燃料の崩壊熱の測定・評価に関する研究、国の安全研究をはじめ、運転計画策定・官庁関連対応等の業務を行っている。本期間中に実施した主要な業務は以下のとおりである。なお、このうち技術課メモにて報告されたものについては、その内容を第 3～10 章に示す。

〔運転計画・官庁関連対応等〕

- ・3 ヶ年運転計画の変更届（10 月 8 日）
- ・MK-Ⅲ計画の工事計画の変更届出（10 月 30 日）
- ・MK-Ⅲ移行炉心使用前検査の準備
- ・茨城県原子力防災計画事故想定 WG 対応
- ・FBR 懇談会報告書 Q&A 作成 WG 対応
- ・東北大学近藤教授への「常陽」Na 漏えい対策の説明
- ・「常陽」、IRAF の RI 使用変更許可申請
- ・科学技術庁、茨城県等の現場調査対応

〔炉心核熱特性の測定と解析・評価〕

- ・100MW 第 32 サイクルの照射条件予測、運転準備
- ・炉心核熱特性に係る 100MW 第 32 サイクル運転特性試験
- ・ウラン濃縮度低減炉心の検討
- ・使用済燃料の崩壊熱測定

〔プラント特性の測定と解析・評価〕

- ・プラント特性に係る 100MW 第 31、32 サイクル運転特性試験結果の解析・評価
- ・プラント動特性解析コード"MIMIR-N2"によるステップ応答試験解析

- ・光ファイバによる 1 次主冷却系配管まわりでの温度分布測定

[プラント構造健全性評価]

- ・「常陽」ナトリウム漏えい燃焼解析
- ・サーマルストライピングによる 2 次系プラグング計配管合流部の温度振幅評価

[中性子照射量の測定と解析・評価]

- ・ドシメータによる計測線付材料照射リグ (INTA-S) の中性子照射量評価

[異常監視技術の開発]

- ・炉雑音シミュレーションプログラムの作成
- ・100MW 第 31 サイクル運転時の炉雑音測定、解析

[燃料破損診断技術の開発]

- ・100MW 第 31 サイクルのオンライン γ 線モニタ特性試験
- ・オンライン γ 線モニタの整備 (LAN 接続)
- ・FFD 特性試験装置 1 号機と 2 号機を用いた Xe、Kr の放射能濃度の比較

[線源挙動評価]

- ・100MW 第 31 サイクルのトリチウム濃度分布測定

[その他の試験研究]

- ・MK-I 調整棒のトリチウム生成量
- ・避難対策検討のための MK-III 条件での事故時の被ばく線量計算

[外部発表]

- ・1997 年核データ研究会 (平成 9 年 11 月 27～28 日)
- ・第 7 回もんじゅ技術報告会 (平成 9 年 12 月 5 日)

表 2.1 原子炉運転実績 (平成 9 年 12 月まで)

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)	設備利用率 (%)
H9.	4	30	0	720.00	71,981	100.0	100	100	100.0
H9.	5	20	1	451.50	44,738	60.7	99	100	60.1
H9.	6	0	0	0.00	0	0.0	0	0	0.0
H9.	7	18	1	422.78	38,637	56.8	91	100	51.9
H9.	8	31	1	724.40	70,944	97.4	98	100	95.4
H9.	9	12	1	259.38	25,556	36.0	99	100	35.5
H9.	10	0	0	0.00	0	0.0	0	0	0.0
H9.	11	0	0	0.00	0	0.0	0	0	0.0
H9.	12	21	5	421.61	36,667	56.7	87	100	49.3
H10.	1								
H10.	2								
H10.	3								
合計 (平均)		132	9	2,999.67	288,523	45.4	96	—	43.7
第1四半期		50	1	1,171.50	116,719	53.6	100	—	53.4
第2四半期		61	3	1,406.56	135,137	63.7	96	—	61.2
第3四半期		21	5	421.61	36,667	19.1	87	—	16.6
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～			252	41,662.31	3,805,438	—	—	—	—
MK-I, II 累計			514	54,630.28	4,478,768	—	—	—	—

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 (MW) = $\frac{\text{積算熱出力 (MWH)}}{\text{運転時間 (H)}}$

③設備利用率 (%) = $\frac{\text{積算熱出力 (MWH)}}{\text{許可熱出力 (MW)} \times \text{暦時間 (H)}} \times 100$

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 実績工程表 (1/5)

[illegible]

表 2.2 実績工程表 (2/5)

[illegible]

表 2.2 実績工程表 (3/5)

年月日		平成9年11月																														
項目		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	中性子炉山器温度記録計の補修																															
	中性子炉設備起動系、中間系対設計数率記録計の補修																															
	2次冷却系循環ポンプ(1)の圧力計の交換																															
	格納容器雰囲気圧力センサーガス圧力計の補修																															
	燃料破片検出設備カバナーガス圧力計の補修																															
	2次冷却系圧縮空気供給設備(1)の圧力計の交換																															
	主冷却系原子炉保護系統用リレースイッチの交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
記事	主冷却系原子炉保護系統用リレースイッチの交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
	主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																															
主冷却系(2D)出口ナトリウム温度計の交換																																
◎：科技庁立検査	原子炉付属建屋ガソリン更新工事																															
	2次冷却系ブラギング計設置温度計取付、X線検査																															
	原子炉付属建屋空気調換機換気ファンベルト、ブリー交換(1)																															
	中性子炉検出器(ch7)ケーブルの交換																															
	2次冷却系循環ポンプ電動機ブラシ周辺の清掃																															
	機器搬出入口扉及びアクリル明取付け																															
	メンテナンス建屋電話機設置																															
	補修冷却水系統冷却塔アキュムレータ手入れ																															
	格納容器内(床下/床下)バウンダリ開放、閉鎖																															
	メンテナンス建屋空調設備の制御改造																															
原子炉付属建屋機器異常診断システム(MEDUSA)配線工事																																

◎：科技庁立検査

◎：科技庁立検査

表 2.2 実績工程表 (4/5)

[illegible]

表 2.2 実績工程表 (5/5)

年 月 日		平成9年12月																														
項目		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	31
一 般 事 項																																
記 事	圧縮空気供給系統設備露点計の点検									臨界																						
	第1 S F F 建家空調設備水計グレン点検																															
	メンテナンス建家給排気設備の制御系改造																															
	・ボイストクレーン架台の補修及び塗装 (原子炉付属建家)																															
	メンテナンス建家衛生設備の補修																															
	メンテナンス建家電話増設																															
	メンテナンス建家空調設備水冷却池トラックヤード吹抜用フィルタ交換																															
	監視カメラ等の据付工事																															
	原子炉冷却炉温度制御設備 (Y E W P A C K) 設定値変更																															
	燃料集合体出口温度計装設設備警報設定値変更																															
◎：科技庁立会検査	カートンボックス保管庫の製作据付																															
	ハロン消火対象設備の消火確認温度計の設置																															
	原子炉保護系点検																															

表2.3 実績プリント状態表 (1/3)

年 月 日 項 目		平成 9年10月																														
		1 水	2 木	3 金	4 土	5 日	6 月	7 火	8 水	9 木	10 金	11 土	12 日	13 月	14 火	15 水	16 木	17 金	18 土	19 日	20 月	21 火	22 水	23 木	24 金	25 土	26 日	27 月	28 火	29 水	30 木	31 金
主要工程		燃料取扱作業																														
		原子炉保護系点検																														
		制御型材料照射装置 (MARICO) 取扱機 試験																														
		機器搬出入口 (E/H) 開 2次予熱ヒータ 「温壓待機」→「110℃ 完填ドレン」																														
原 子 炉	運転モード																															
	原子炉出力 (*:臨界)																															
	炉容器液位(GL)	GL-6100mm																														
	原子炉出入口Na温度	250℃																														
1 次 系	流量	20%																														
	補助冷却系																															
	予熱N ₂ ガス系																															
	主冷却器出入口Na温度	250℃																														
2 次 系	流量	100%																														
	補助冷却系																															
	機器搬出入口	閉鎖																														
	床下雰囲気	開放																														
その他	沈降防止槽廃液移送																															
	低レベル廃液移送																															

表 2.3 実績プラント状態表 (2/3)

年月日		平成 9 年 11 月																													
		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	主要工程	再稼荷用MARICO移送器取扱試験																													
		2次補助冷却システムトリウムドレン																													
原子炉	運転モード	燃空																													
	原子炉出力 (*:臨界)	0 MW																													
	炉容器液位 (GL)	GL-6100 mm																													
1 次 系	原子炉出入口Na温度	200℃																													
	流量	20%																													
	補助冷却系	停止																													
2 次 系	予熱N ₂ ガス系	停止																													
	主冷却器出入口Na温度	200℃																													
	流量	100%																													
炉内容器	補助冷却系	運転																													
	機器搬出入口	開放																													
	床下雰囲気	窒素																													
その他		閉鎖																													
		空気																													
その他		1次系750℃ Na/Na																													
		20主冷却器出口トリウム 温度用計器交換																													

表 2.3 実績プラント状態表 (3/3)

年月日		平成 9年12月																														
項目		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	31
主要工程	起動前点検																															
	ポンプが 開度特性試験																															
	原子炉保護系点検																															
原子炉	運転モード																															
	原子炉出力																															
	炉容器液位(GL)																															
1次系	原子炉出入口Na温度																															
	流量																															
	補助冷却系																															
	予熱ガス系																															
2次系	主冷却器出入口Na温度																															
	流量																															
	補助冷却系																															
各系内容器	機器出入口																															
	床下雰囲気																															
その他																																

基準方位（トランスファロータ側）

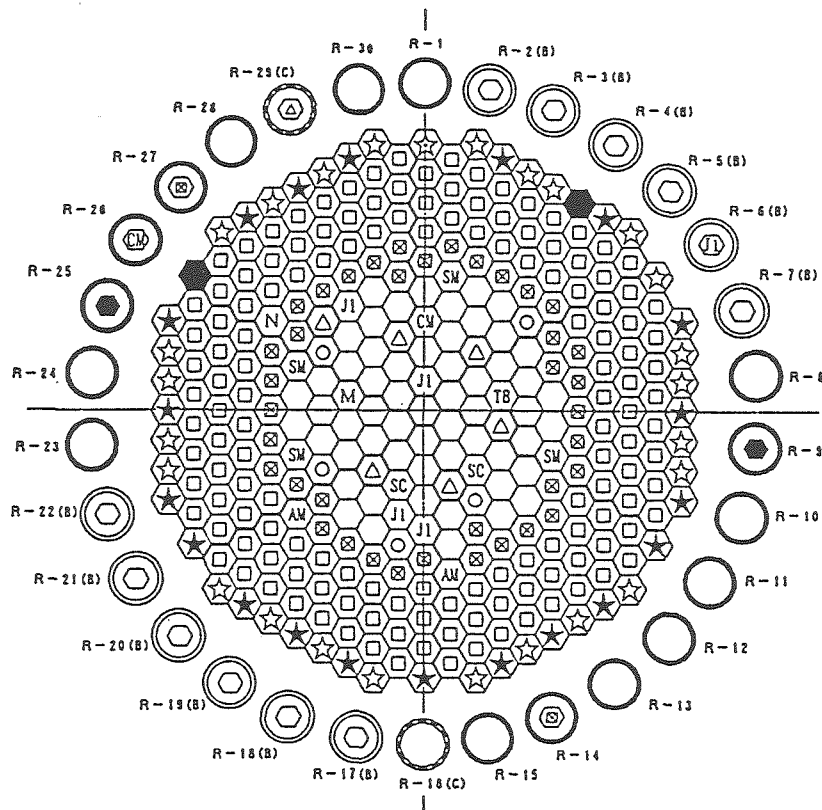


図 2.1 100MW 第 32 サイクル運転用炉心構成

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
MK-II 炉心燃料集合体	J 1 燃料	4	0 / 1	(J1)
	J 2 燃料	5 7	0 / 1 1	(J2)
MK-III 外側燃料集合体		5	0 / 0	(O)
B 型試験用集合体		1	0 / 0	(TB)
C 型特殊燃料集合体		2	0 / 0	(SC)
制御棒		6	1 / 0	(Δ)
中性子源		1	0 / 0	(N)
内側反射体		3 8	2 / 0	(⊗)
外側反射体 (A)		1 4 3	0 / 0	(□)
外側反射体 (B) [スリット]		有 1 / 無 25	0 / 0	(☆) (☆)
制御棒材料照射用反射体		2	0 / 0	(AM)
構造材料照射用反射体		4	0 / 0	(SM)
炉心材料照射用反射体		1	1 / 0	(CM)
MK-I 反射体		2 0	0 / 0	(★)
サーベイランスリグ		2	2 / 0	(●)
MARICO		1	0 / 0	(M)

特 殊 要 素 名 称	装 荷 位 置
B 型試験用集合体	3 B 2
C 型特殊燃料集合体	3 C 2, 3 D 2
MARICO	3 E 3
炉心材料照射用反射体	3 A 1
構造材料照射用反射体	5A2, 5B5, 5E2, 5E5
制御棒材料照射用反射体	6 C 6, 6 D 6

3. 炉心核熱特性の測定と解析・評価

本章では、100MW 第 32 サイクルの予備解析で得られた炉心核熱特性の解析・評価結果をまとめた。また、ウラン濃縮度低減炉心の詳細計算ケースの検討結果および使用済燃料の崩壊熱測定に関する成果をまとめた。

3.1 100MW 第 32 サイクル JOYDAS 用動特性パラメータの予測計算

(1) 概要

「常陽」炉心管理コード”MAGI” JFS-3-J2 版により、100MW 第 32 サイクル炉心の動特性パラメータ（「常陽」データ処理装置（JOYDAS）設定値）を計算した。

(2) 計算結果

動特性パラメータ（制御棒は臨界点近傍位置）の計算結果を表 3.1～3.3 に示す。

表 3.1 β_{eff} (実効遅発中性子割合)

	31 サイクル	32 サイクル
β_1	1.284×10^{-4}	1.280×10^{-4}
β_2	9.283×10^{-4}	9.275×10^{-4}
β_3	8.099×10^{-4}	8.089×10^{-4}
β_4	1.639×10^{-3}	1.637×10^{-3}
β_5	6.395×10^{-4}	6.393×10^{-4}
β_6	1.677×10^{-4}	1.673×10^{-4}
β_{eff}	4.313×10^{-3}	4.309×10^{-3}

表 3.2 λ_i (s^{-1}) (先行核崩壊定数)

	31 サイクル	32 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	1.264×10^{-1}	1.264×10^{-1}
λ_4	3.300×10^{-1}	3.300×10^{-1}
λ_5	$1.397 \times 10^{+0}$	$1.398 \times 10^{+0}$
λ_6	$3.786 \times 10^{+0}$	$3.786 \times 10^{+0}$

表 3.3 ℓ_p (s) (即発中性子寿命)

	31 サイクル	32 サイクル
ℓ_p	3.650×10^{-7}	3.563×10^{-7}

3.2 100MW 第 32 サイクル制御棒価値およびストローク曲線の計算

(1) 目的

100MW 第 32 サイクル炉心の制御棒反応度価値およびストローク曲線を計算した。

(2) 計算条件

①断面積

炉定数セット：JFS-3-J2 (70 群)

計算コード：“EXPANDA-GS II”、“MIXLIB-2”

計算条件：1 次元体系、拡散計算、7 群縮約

組成データ：「常陽」炉心管理コード”MAGI”第 31 サイクル記録計算の組成ファイルから作成

計算ケース：“EXPANDA-GS II”の径方向計算では、制御棒引抜き、挿入の 2 ケース

②実効増倍率の計算

計算コード：“CITATION”

計算条件：Hex-Z、7 群

組成データ：「常陽」炉心管理コード”MAGI”第 31 サイクル記録計算の組成ファイルから作成

③制御棒価値および制御棒ストローク曲線の計算結果

制御棒価値の計算ケース

全制御棒 650mm (全引抜き)、全制御棒 0mm (全挿入)、各制御棒 0mm、400mm の 14 ケース

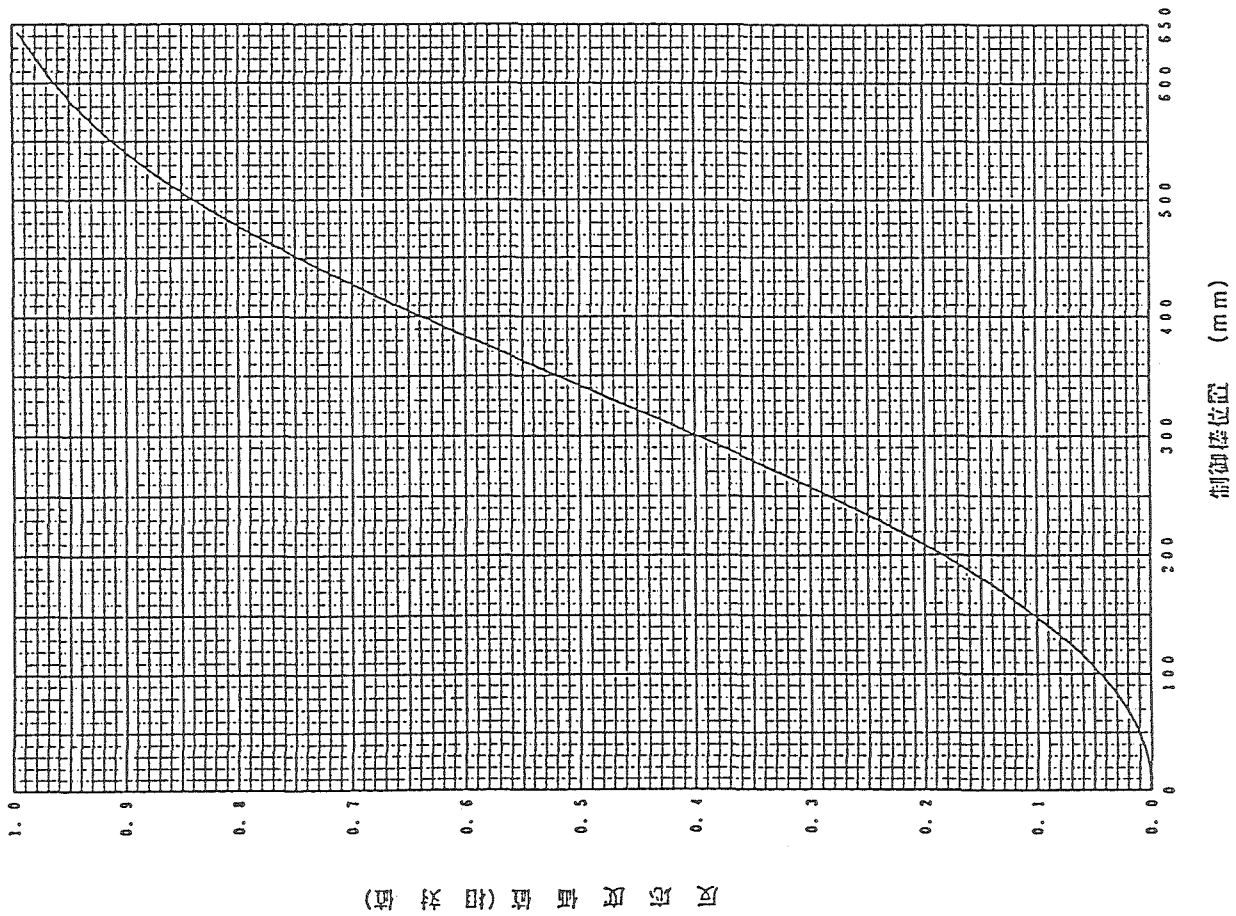
制御棒ストローク曲線の計算ケース

全制御棒 650mm (全引抜き) (数値は引抜き量) 各制御棒 0mm (全挿入)、100mm、200mm、350mm、450mm、500mm、550mm、600mm 以上の 49 ケース

各ケースの制御棒価値を表 3.4 に示す。また、各制御棒のストローク曲線を図 3.1～3.6 に示す。

表 3.4 100MW 第 32 サイクルの制御棒価値

	制御棒 1	制御棒 2	制御棒 3	制御棒 4	制御棒 5	制御棒 6
制御棒価値	1.890	1.866	1.901	1.894	0.610	1.807
$\% \Delta k/kk'$						



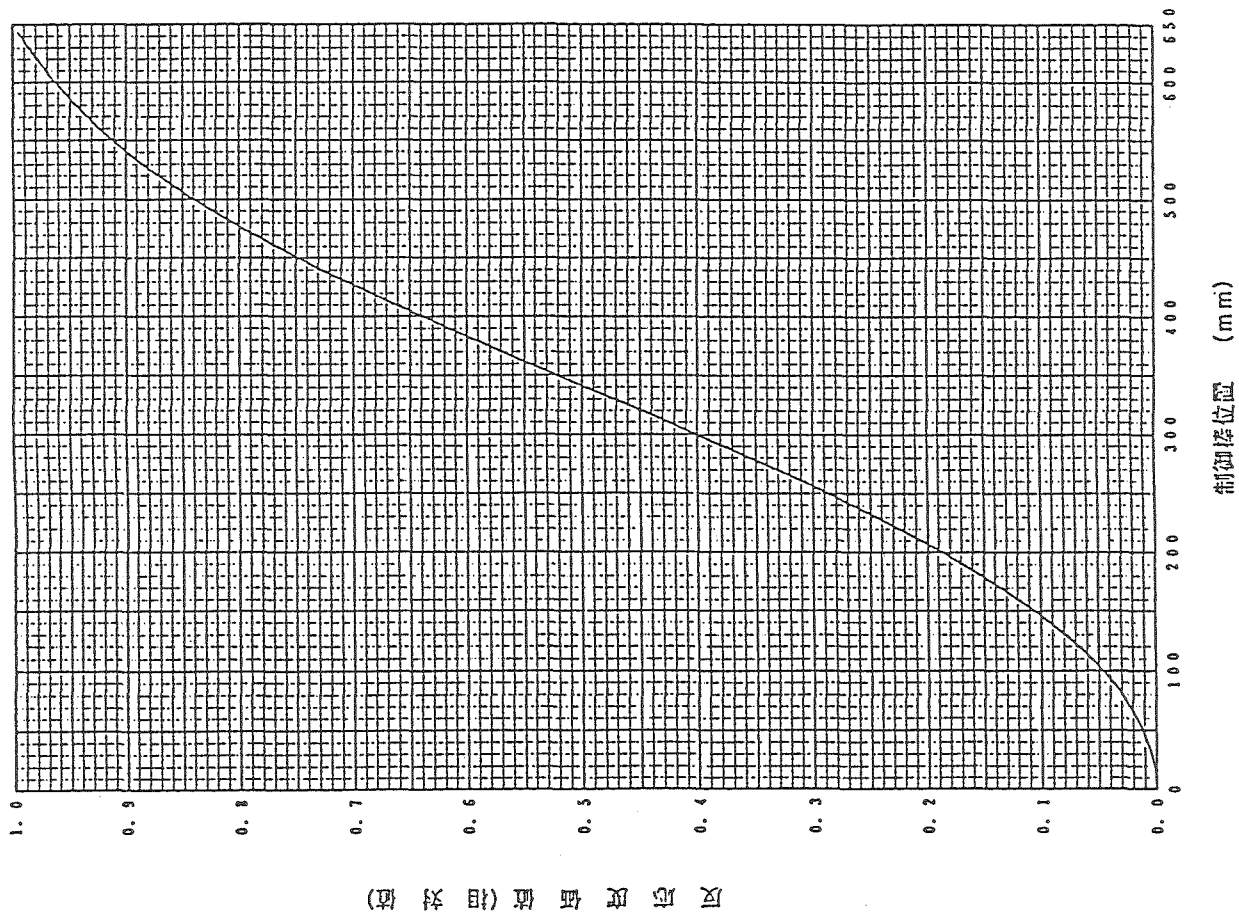
$$Y = \sum \text{Coef} (i) \times X^i$$

X...制御棒位置 (mm)

Y...反応度係数 (相対値)

COEF (0) = -1. 04504700D-06
 COEF (1) = -3. 27643973D-07
 COEF (2) = 3. 95010421D-06
 COEF (3) = 6. 34386990D-09
 COEF (4) = -1. 42161050D-11
 COEF (5) = -1. 09002923D-14
 COEF (6) = 1. 84510336D-17

図 3.1 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 #1



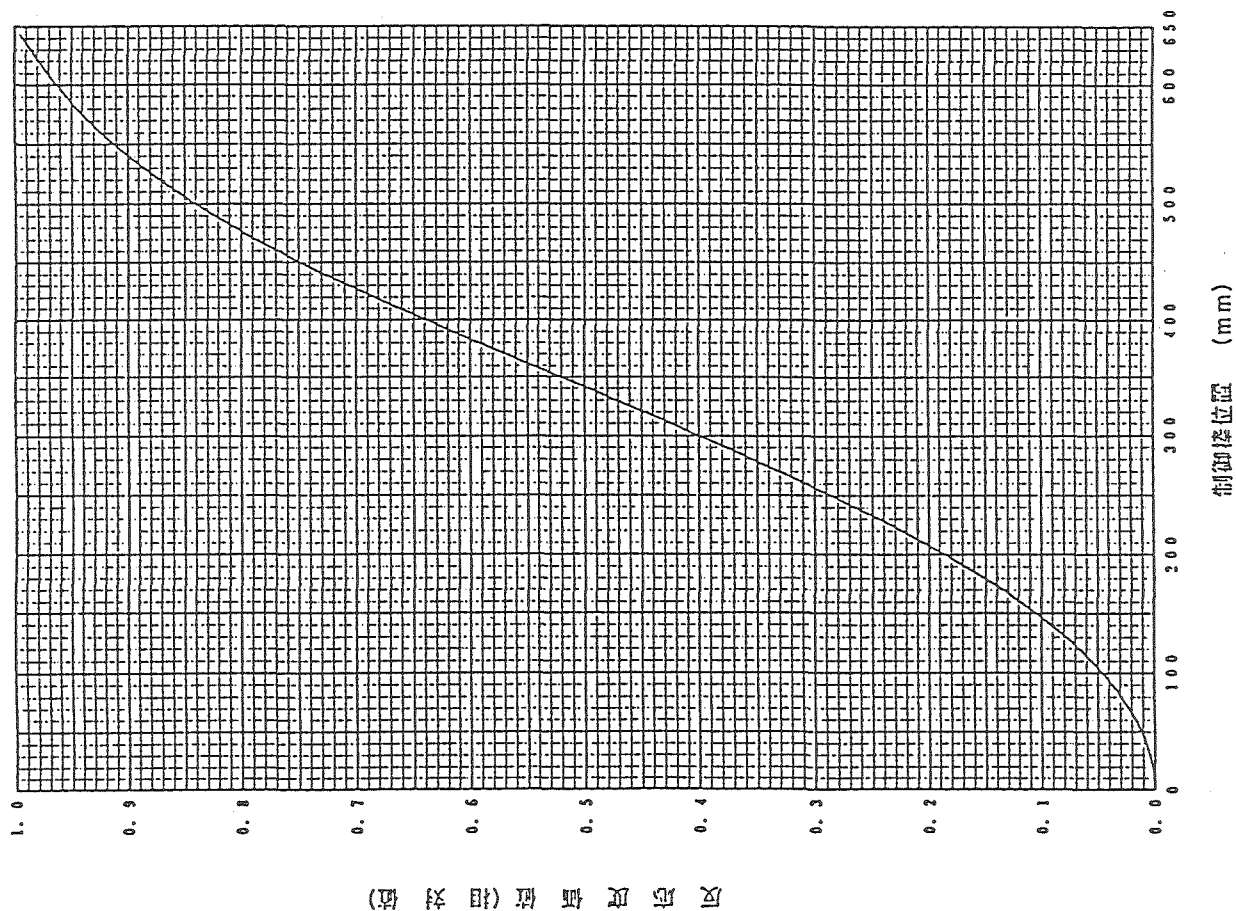
$$Y = \sum_i \text{Coef}(i) \times X^i$$

X 制御棒位置 (mm)

Y 反応度値 (相対値)

COEF (0) = -9.50827937D-07
 COEF (1) = 2.10105805D-05
 COEF (2) = 4.05999950D-06
 COEF (3) = 5.15528286D-09
 COEF (4) = -1.09451179D-11
 COEF (5) = -1.47487487D-14
 COEF (6) = 2.01582659D-17

図 3.2 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 #2



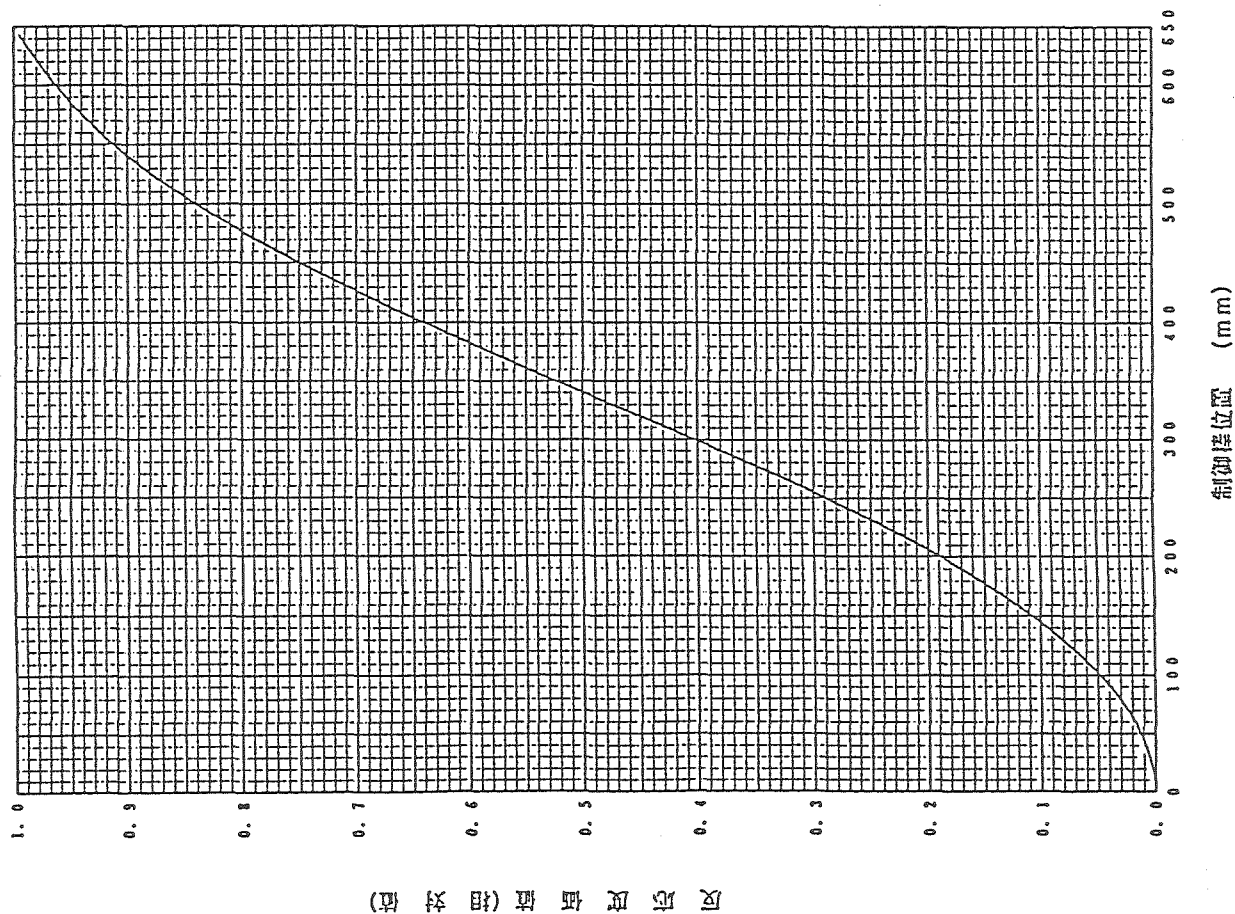
$$Y = \sum \text{Coef}(i) \times X^i$$

X . . . 制御棒位置 (mm)

Y . . . 反応度値 (相対値)

COEF (0) = -8.99432242D-07
 COEF (1) = 1.62735848D-05
 COEF (2) = 4.04146426D-06
 COEF (3) = 5.17214587D-09
 COEF (4) = -1.02641828D-11
 COEF (5) = -1.65709978D-14
 COEF (6) = 2.14332029D-17

図 3.3 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 #3



$$Y = \sum_{i=1}^6 \text{Coef}(i) \times X^i$$

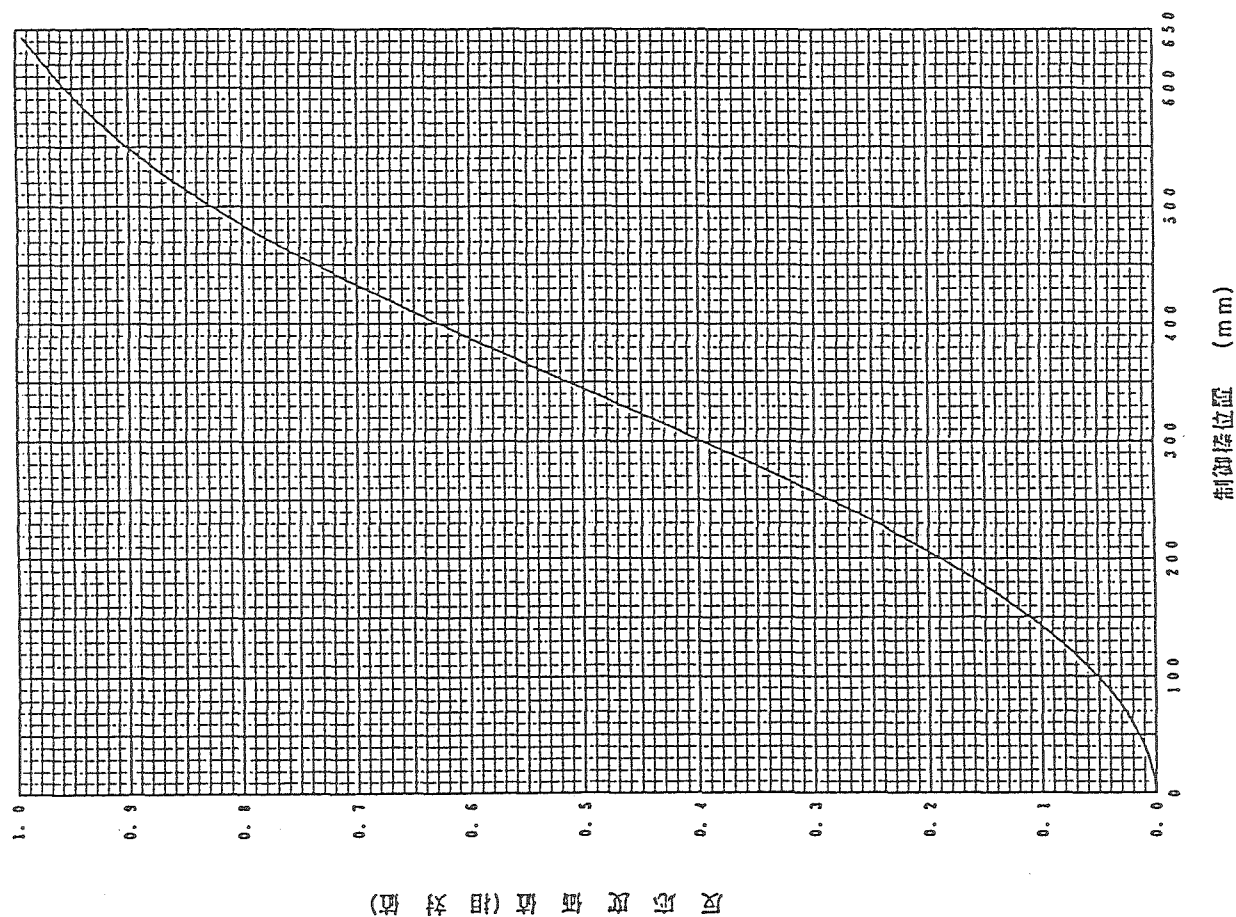
X 制御棒位置 (mm)

Y 反応度値 (相対値)

COEF (0) = -1. 03260595D-06
 COEF (1) = 4. 32169245D-05
 COEF (2) = 3. 97743448D-06
 COEF (3) = 5. 20893390D-09
 COEF (4) = -1. 06067465D-11
 COEF (5) = -1. 56311497D-14
 COEF (6) = 2. 07906263D-17

制御棒位置 (mm)

図 3.4 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 第 4



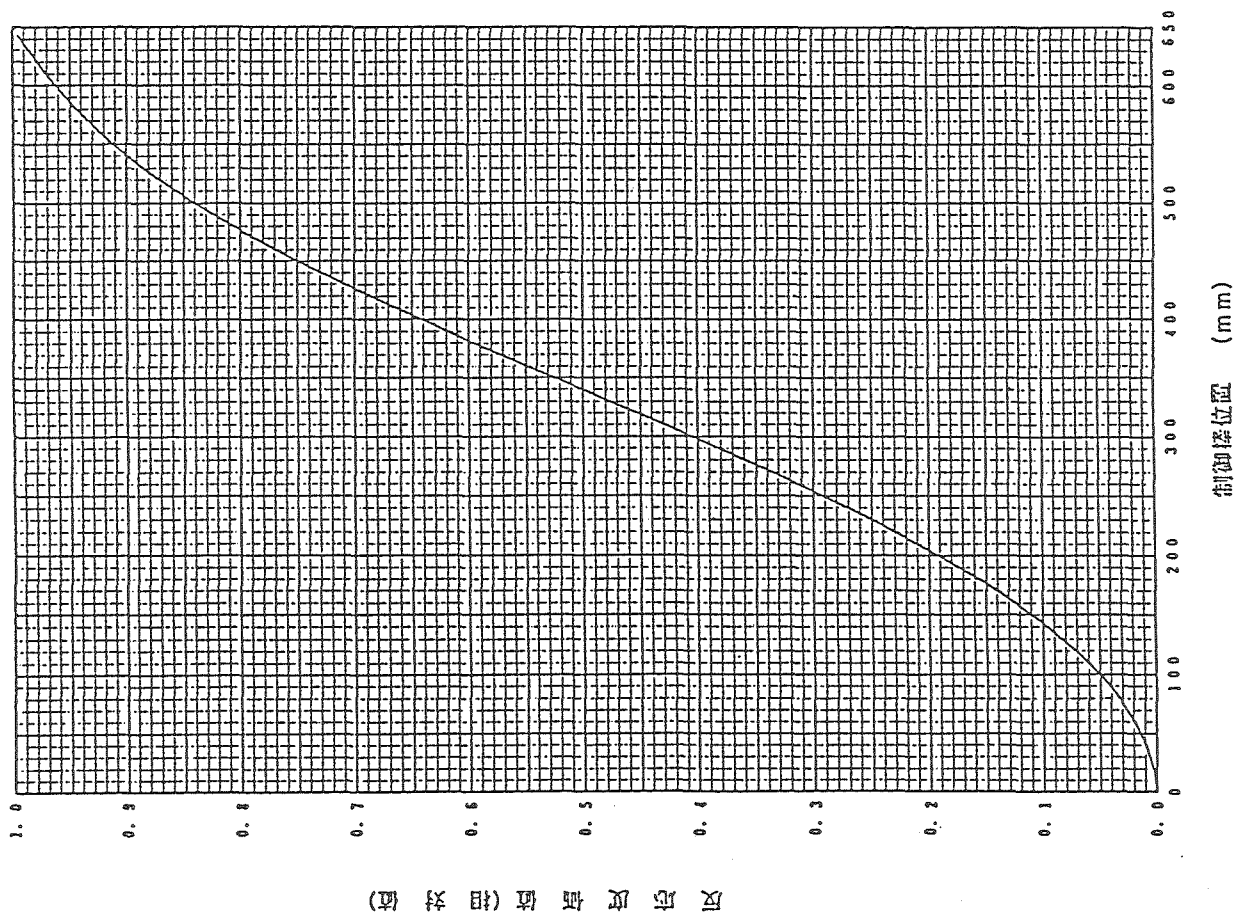
$$Y = \sum_i \text{Coef}(i) \times X^i$$

X 制御棒位置 (mm)

Y 反応度係数 (相対値)

COEF (0) = -1.26745511D-06
 COEF (1) = 8.38328261D-05
 COEF (2) = 4.09806219D-06
 COEF (3) = 2.47412895D-09
 COEF (4) = -3.00450144D-12
 COEF (5) = -2.33123544D-14
 COEF (6) = 2.35471971D-17

図 3.5 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 #5



$$Y = \sum_i \text{Coef}(i) \times X^i$$

X...制御棒位置 (mm)

Y...反応度値 (相対値)

COEF (0) = -1. 07161751D-06
 COEF (1) = 8. 00256605D-05
 COEF (2) = 3. 75423651D-06
 COEF (3) = 6. 29324954D-09
 COEF (4) = -1. 41011019D-11
 COEF (5) = -1. 03725482D-14
 COEF (6) = 1. 79559439D-17

図 3.6 100MW 第 32 サイクル 制御棒ストローク曲線 #6

3.3 100MW第32サイクルにおける集合体出口温度の実測と計算の比較

(1) 概要

第32サイクル100MW到達時の集合体出口温度を測定した結果、これまでの取替燃料と比較して、第6次取替燃料及びMK-Ⅲ燃料の実測値と計算値の差が大きかったため、検討を行った。

(2) 結果

100MW第32サイクルの出口温度の実測と計算の差（E-C値）を表3.5に示す。これより、新燃料として装荷された第6次取替燃料及びMK-Ⅲ燃料のE-C値はばらつきが大きく、平均的に計算が実測を過小評価する傾向が見られた。なお、これまでのサイクルでも、第6次取替燃料の出口温度計算値には過小評価傾向が見られている。

出口温度の実測と計算に差が生じる主な要因としては、集合体の冷却材流量と出力の計算誤差が考えられる。前者に問題がある場合、計算値は実測値と一緒に過小あるいは過大評価すると考えられるが、E-C値がばらついていることから、これが原因とは考えにくい。

集合体出力の計算誤差の要因としては、中性子束分布の計算誤差と原子数密度（組成データ）の不確かさが挙げられるが、表3.5より、E-C値に装荷位置依存性は見られないことから、中性子束分布が原因とは考えにくいため、組成データについて検討した。従来の取替燃料には、同位体組成比が同一のPu粉が用いられてきたが、第6次取替及びMK-Ⅲ燃料では、製造ロット毎に同位体組成比が異なるPu粉が用いられている。そのため、従来と第6次取替以降で個々の燃料集合体の組成データの不確かさが異なり、これが集合体出力の計算精度に影響していることが考えられる。そこで、今後、組成データの不確かさが集合体出力計算値に与える影響について検討を進める。なお、出口温度計算値の過小評価傾向から、第6次取替燃料は、計算に用いた組成よりreactiveであると考えられるが、これは、第6次取替燃料の装荷を開始した100MWサイクル以降、過剰反応度の計算値が実測値を過小評価する傾向と一致するものである。

表3.5 100MW第32サイクル集合体出口温度実測値と計算値の差(E-C)

MK-II燃料 (第6次取替)						MK-III燃料		
第31サイクル装荷			第32サイクル装荷			第32サイクル装荷		
S/A	7ト*レス	E-C (℃)	S/A	7ト*レス	E-C (℃)	S/A	7ト*レス	E-C (℃)
PFD613	000	5.2	PFD625	3A2	6.0	JS0001	4C3	-3.8
PFD614	1C1	9.0	PFD626	2B1	0.9	JS0002	4E1	-4.3
PFD615	1F1	5.3	PFD627	2D1	-14.5	JS0003	4F1	4.4
PFD616	2C2	6.7	PFD628	2A1	12.0	JS0004	5A5	2.5
PFD617	2B2	8.2	PFD629	4A3	6.8	JS0005	5D2	15.2
PFD618	2E1	0.1						
PFD619	2F1	5.7						
PFD620	3E2	8.0						
PFD621	2D2	6.5						
PFD622	4C4	-5.3						
PFD623	4B3	6.6						
PFD624	4F2	13.3						

※同一ロットのペレットが多く使用された集合体の組合せを二重線で示す。

3.4 ウラン濃縮度低減炉心の計算作業の詳細計算ケース

(1) 概要

将来、濃縮ウランの入手が困難となった場合の対応策を検討するため、「常陽」MK-Ⅲ標準炉心を対象として、ウラン濃縮度を低減させた場合の炉心特性の計算作業を実施している。今回、臨界性等の条件を満足する炉心のサーベイを行い、詳細計算を行うための計算ケースを設定したので、その結果を報告する。

(2) 方法

表 3.6 に示す各ケースについて、等価フィッサイル法を用い、下記の条件を満足する ^{235}U 濃縮度、Pu 富化度及び燃料スタック長を設定する。

- ・基準ケース（MK-Ⅲ標準炉心）と臨界性が同等
- ・内側炉心と外側炉心の最大線出力がほぼ一致

次に、計算コード"2DBURN"による 2 次元 RZ 拡散計算（中性子 7 群）を行い、各ケースの炉心特性を評価し、上記条件を満足していない場合は、適宜、仕様を調整する。

(3) 結果

"2DBURN"によるケース 1 の k_{eff} と最大線出力計算結果を表 3.7 に示す。これより、ケース 1 の平衡炉心末期の k_{eff} は 0.9912 であり、MK-Ⅲ標準炉心の値 (0.9944) より約 0.3% $\Delta k/k'$ 小さい結果であった。

(4) 詳細計算ケースの設定

上記結果を踏まえ、ケース 1～3 について、反応度が約 0.3% $\Delta k/k'$ 大きくなる仕様をサーベイした。サーベイ結果に基づき設定した詳細計算ケースを表 3.8 に、特記事項を以下に示す。表 3.8 の仕様に基づき、各ケースの燃焼計算を行い、平衡炉心の各特性を MK-Ⅲ標準炉心と比較する予定である。

ケース 1： Pu 富化度 35% 以下の条件で、MK-Ⅲ標準炉心並みの臨界性を確保するのに必要なウラン濃縮度は、内側 1.6%、外側 7.9% となった。

ケース 2： Pu 富化度 40% 以下の条件で、内側炉心燃料のウラン濃縮度を劣化

ウラン相当 (0.2%)、外側炉心を LWR 並み (5%以下) とできる見通しである。

ケース 3: 兵器級 Pu を使用し、Pu 富化度を現行の 30%とした場合、内側炉心のウラン濃縮度は約 1%となった。そこで、今回は、これを天然ウラン相当の 0.7%とし、Pu 富化度は 30%を若干超えても良いものとして、サーベイを行うこととする。この時、外側燃料のウラン濃縮度は 10%以下となる見通しである。

表3.6 ウラン濃縮度低減炉心計算ケース

ケース		ウラン濃縮度(%)	Pu富化度(%)	Pu組成*	スタック長(cm)	備考
基準	内側	約18	23.0	A	50	MK-III標準炉心
	外側		28.8			
1	内側	0.2～5	最大35%		50～60	Pu富化度35%以内
	外側	5～10				
2	内側	0.2～5	最大40%		50～60	Pu富化度40%以内
	外側	5～10				
3	内側	0.2～5	最大30%	B	50	兵器級Pu使用、Pu富化度約30%
	外側	5～10				

 : 本作業でパラメータとした仕様

表3.7 ウラン濃縮度低減炉心計算ケースの第1次サーベイ結果

ケース		ウラン濃縮度(%)	Pu富化度(%)	keff(平衡末期)	最大線出力**(W/cm)	備考
基準	内側	18	23.0	0.9944	415	MK-III標準炉心
	外側	〃	28.8		416	
1	内側	0.2	34.7	0.9912	400	
	外側	8.9	34.7		420	

表3.8 ウラン濃縮度低減炉心詳細計算ケース見直し結果

ケース		ウラン濃縮度(%)	Pu富化度(%)	Pu組成*	スタック長(cm)
1	内側	1.6	35.0	A	50
	外側	7.9	35.0		
2	内側	0.2	>40		50
	外側	>5	>40		
3	内側	0.7	～30	B	50
	外側	>10	～30		

*) A: Pu-238/Pu-239/Pu-240/Pu-241/Pu-242= 1/63/24/8/4

B: Pu-238/Pu-239/Pu-240/Pu-241/Pu-242= 0.012/93.8/5.8/0.35/0.02

**) ピン配列効果未補 (補生後のMK-III標準炉心の最大線出力=414(W/cm))

3.5 「常陽」使用済燃料の崩壊熱測定と今後の方針

(1) 概要

平成9年8月より、「常陽」使用済燃料の崩壊熱測定試験を行っている。使用済燃料は炉心から取り出された後、1サイクルの間炉内貯蔵ラックで冷却される。ラック位置の中性子束は炉心より低いものの、取り出し直前に照射されるため、ラック内照射条件が崩壊熱の計算精度に影響を与えることが予想される。そこで、ラックでの冷却を経験した燃料と経験していない燃料（発熱量：0～150W）について測定を実施し、両者の解析精度を比較した。さらに、その結果に基づき、今後の試験計画を見直した。

(2) これまでの試験結果（～9/30）と今後の試験計画

今回、100MW第29サイクルにおける炉内照射終了（平成7年5月10日）後の約2年間の炉停止期間を経た燃料と、これと同等の照射履歴を有し、第30サイクル（59.73EFPD）期間にラックで冷却された燃料の測定を実施した。表3.9に測定結果を示す。ラック内冷却を経験した燃料4体のC/E（計算は“ORIGEN2”使用）が約0.6、ラック内冷却していない燃料2体のC/Eが約0.7であり、約0.1の差が見られた。ただし、崩壊熱測定装置の測温抵抗体や交換器の精度に起因する測定誤差は、出入口温度差 Δt が小さいほど大きくなるため（ Δt ：5℃で13.6%⁽¹⁾）今回のように発熱量70～150W、 Δt ：5℃未満の場合には比較的大きな測定誤差が生じる可能性が考えられる。したがって、ラック内照射の有無が崩壊熱評価精度に与える影響を評価するためには、発熱量がより大きく、測定誤差の小さい燃料の測定を行い、その結果を比較する必要がある。

上記結果を踏まえ、以下の試験を実施する。

① ラック照射なし、冷却期間短の燃料の崩壊熱測定

第31サイクルまで炉心で照射され、第31サイクル終了後、ラック冷却を経ずに炉心から取り出されたPFD244、PFD549の崩壊熱を測定し（炉停止後24日目から測定）、従来得られなかった高発熱時（1kW前後）の崩壊熱データを得る。また、ラック照射を経験していない燃料の崩壊熱のC/Eの冷却期間依存性を見るため、継続的な測定を長期間にわたって行う。

② ラック照射あり、冷却期間短の燃料の崩壊熱測定

第31サイクルでラック照射を経験した燃料（PFD240、PFD547、測定時の崩

壊熱：約250W、“ORIGEN2”計算値、図3.7参照）と、第32サイクルにラック照射される燃料（PFD504、PFD512、測定時の崩壊熱：約400W、“ORIGEN2”計算値、図3.8参照）の崩壊熱を測定し、①の結果と比較することにより、ラック照射が崩壊熱評価精度に及ぼす影響を調べる。

参考文献

- (1) 田代正夫、他：「崩壊熱測定装置の開発と測定」、動力炉・核燃料開発事業団 PNC ZN9410 91-152 (1991)

表3.9 使用済燃料の崩壊熱測定結果

集合体名	集合体平均燃焼度 (MWd/t)	照射履歴(炉心) [アドレス]	照射履歴(ラック) [アドレス]	冷却日数 (日)	測定値:E (W)	計算値:C (W)	C/E
PFD404	63,900	20~21[2F1],22~29[5B4]	—	831~834	75.5~83.4	58.3~58.5	0.74±0.02
PFD526	56,700	21[1C1],22~25[3F1],26~29[5D4]	—	838~841	76.6~84.0	59.0~59.2	0.73±0.02
PFD415	62,100	20~21[2A2],22~28[4C3],29~29[5C3]	30[R-04]	845~848	118.2~127.7	75.7~76.1	0.61±0.02
PFD416	59,900	21~22[1F1],23~23[4C4],23~23[3C2], 24~25[3E1],26~29[5F4]	30[R-19]	860~863	113.5~119.0	72.0~72.3	0.62±0.01
PFD409	63,100	20~21[1E1],22~29[4C2]	30[R-22]	775~777	162.4~174.0	103.3~104.2	0.61±0.01
PFD534	59,700	21~25[3D2],26~29[4B2]	30[R-03]	783~785	159.0~166.1	99.1~99.9	0.61±0.01

注1) C:ラック内照射時の ϕ にDORTによる輸送計算値を使用

注2) C/Eは測定期間中の平均値±1 σ

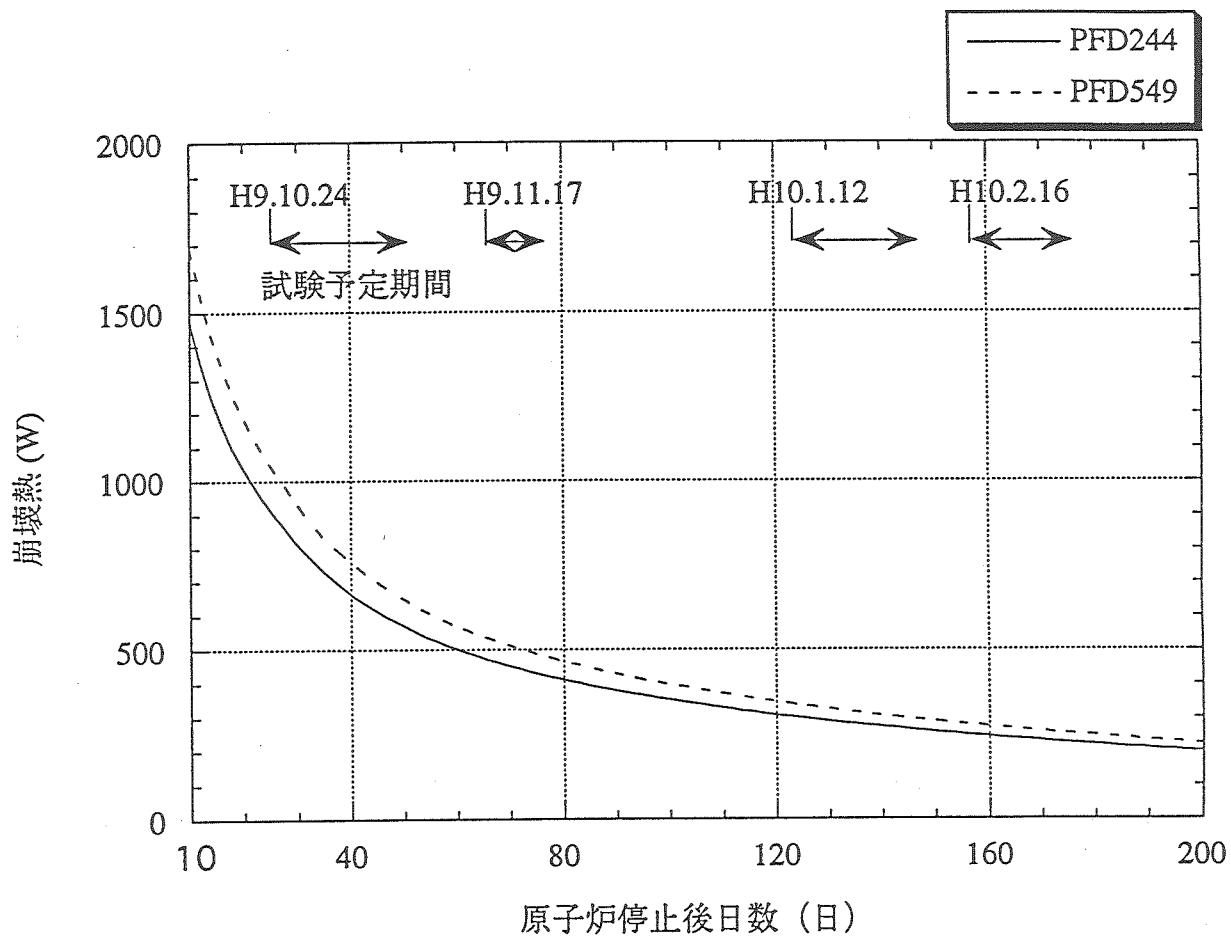


図3.7 PFD244,549の崩壊熱計算結果

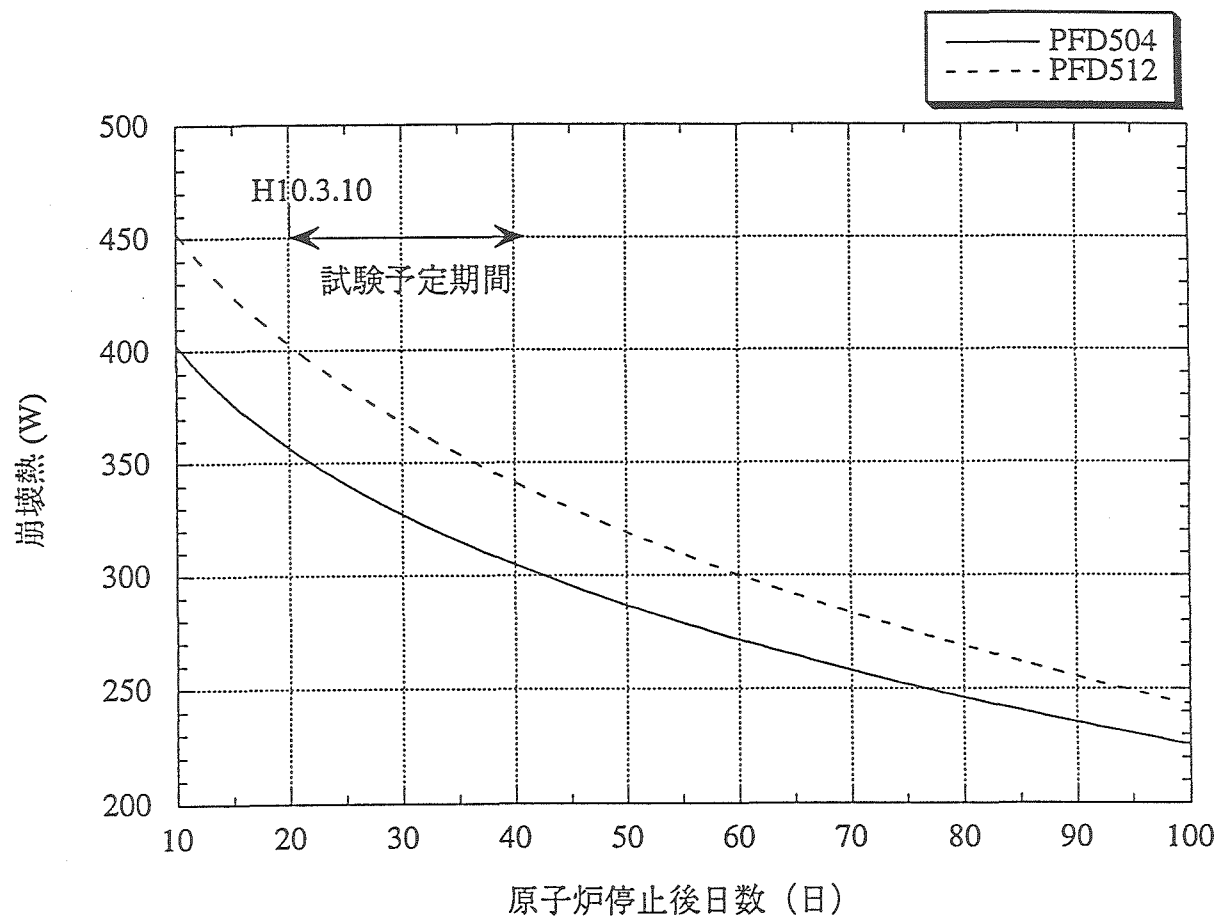


図3.8 PFD504,PFD512の崩壊熱計算結果

3.6 急速取出燃料の崩壊熱測定

(1) 概要

使用済燃料は、通常炉内燃料貯蔵ラック内で1サイクルの間冷却されるため、これまでに「常陽」の崩壊熱測定装置を用いて取得した崩壊熱データは、すべて炉停止後100日以上経過したものであった⁽¹⁾。今回、データベース拡充の観点と、ラック照射の有無による崩壊熱評価精度の比較を行う目的で、炉心で照射した燃料をラック冷却を行わずに炉外に取り出し、崩壊熱測定を実施している。本報では、炉停止後24～68日での測定結果を報告する。

(2) 試験対象集合体

100MW 第31サイクル(MK-II炉心)まで炉心で照射され、その後ラック照射を経験せずに炉外に取り出したMK-II炉心燃料PFD244、PFD549の2体を測定対象とした。

(3) 結果

図3.9に崩壊熱の測定値と“ORIGEN2”による計算値の比較、図3.10に計算値と測定値の比(C/E)の冷却期間依存性を示す。短期間冷却燃料のC/Eは 0.85 ± 0.05 であり、既存データ(C/E: 0.83 ± 0.05)⁽¹⁾と同様に“ORIGEN2”の計算は崩壊熱を過小評価しているが、冷却日数とともにC/Eが減少する傾向が既存データに比べて明確である。今後は、今回の燃料2体の測定を継続し、C/Eの冷却期間依存性を評価するとともに、今回の燃料と同等の照射履歴を有し、ラックでの照射を経験した燃料について崩壊熱測定を実施し、ラック内での照射条件が崩壊熱評価に及ぼす影響について検討を進める。

参考文献

- (1) 田代正夫、他：「崩壊熱測定装置の開発と測定」、動力炉・核燃料開発事業団 PNC ZN9410 91-152 (1991)

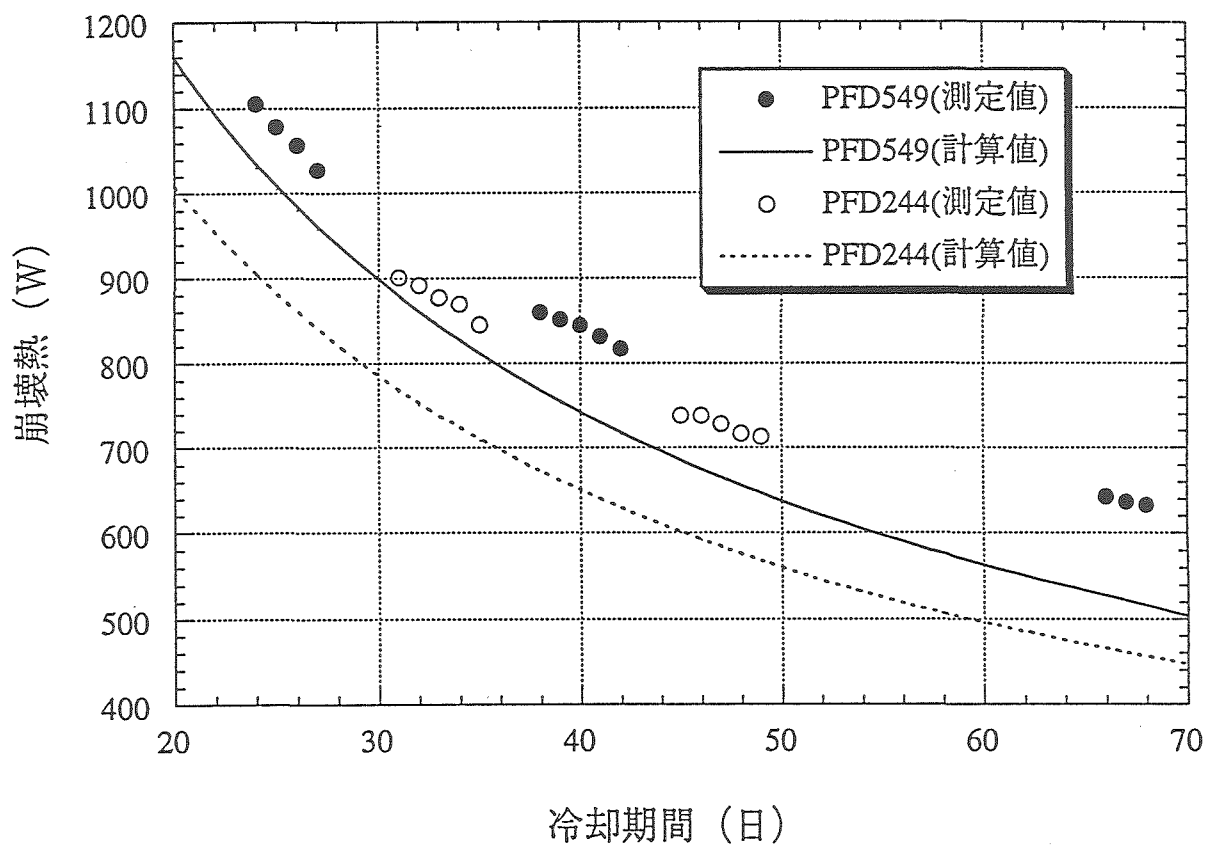


図3.9 使用済燃料の崩壊熱減衰曲線

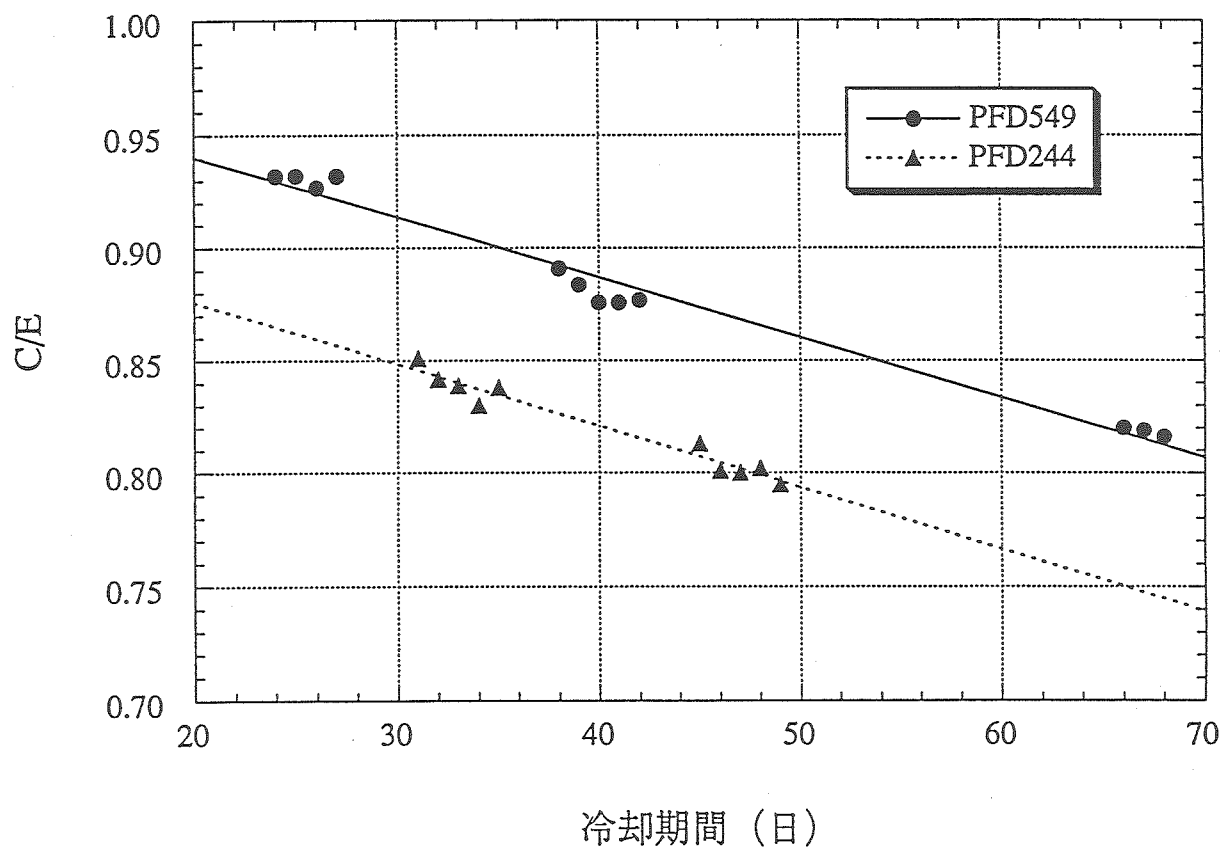


図3.10 C/Eの冷却期間依存性

[第3章の参考資料]

- ①技-9-152 JOYDAS 用動特性パラメータの予測計算
- ②技-9-180 「常陽」第32サイクル制御棒価値およびストローク曲線の計算
- ③技-9-184 第32サイクルの集合体出口温度予測
- ④技-9-189 「ウラン濃縮度低減炉心の計算」の予備検討結果
- ⑤技-9-191 「常陽」使用済燃料の崩壊熱測定結果と今後の方針
- ⑥技-9-195 「ウラン濃縮度低減炉心の計算」作業の詳細計算ケースの変更
- ⑦技-9-198 急速取出燃料の崩壊熱測定結果（速報）
- ⑧技-9-211 第32サイクルの集合体出口温度警報設定値の変更について

4. プラント特性の測定と解析・評価

本章では、100MW 第 31 サイクルおよび第 32 サイクルに実施した運転特性試験のうち、プラント特性に関する試験結果をまとめた。また、光ファイバを用いた 2 次主冷却系における温度分布測定試験の計画をまとめた。

4.1 100MW 第 31 サイクルのステップ応答試験

(1) 概要

100MW 第 31 サイクル (MK-II 炉心) の出力上昇および降下時に制御棒小引抜きによるステップ応答試験を実施し、プラントの安定性を確認した。

(2) 試験条件

原子炉出力：出力上昇時；約 50、90MW (反応度投入前の出力)
出力降下時；約 95、55MW (反応度投入前の出力)
投入反応度：約 $\pm 2 \sim 5 \phi$

(3) 試験結果

ステップ応答試験の結果、下記が確認された。図 4.1 に出力上昇時 90MW における試験時の各プロセス量の変化を示す。

①ステップ状に印加された投入反応度に対する出力指示値および集合体出口温度 (炉心アドレス [000]) の変化量は、従来のサイクルと同様、燃焼度が大きくなる程増加する現象が見られた。

②ステップ応答法で求めた出力係数の絶対値は、静的測定法にて求めたものに比べ大きな値となった。これはステップ応答法により求めた出力係数では長期のフィードバックを含んでいないためであると考えられる。

③反応度投入後すぐにフィードバック反応度が生じており、反応度が減少している。これによりフィードバック特性が観察され、原子炉の自己制御性が確認された。

④図 4.1 に記載されている各プロセス量の数値は、制御棒操作前（反応度投入前）の値が定常ゆらぎ、制御棒操作後に記載されている値が第 1 のオーバーシュートとアンダーシュートの差、第 2 のオーバーシュートとアンダーシュートの差をそれぞれ示している。プロセス量の減幅比（第 2 のオーバーシュートとアンダーシュートの差を第 1 のオーバーシュートとアンダーシュートの差で除した値）はいずれも 1.0 以下であり、プラントが安定であることが確認できた。

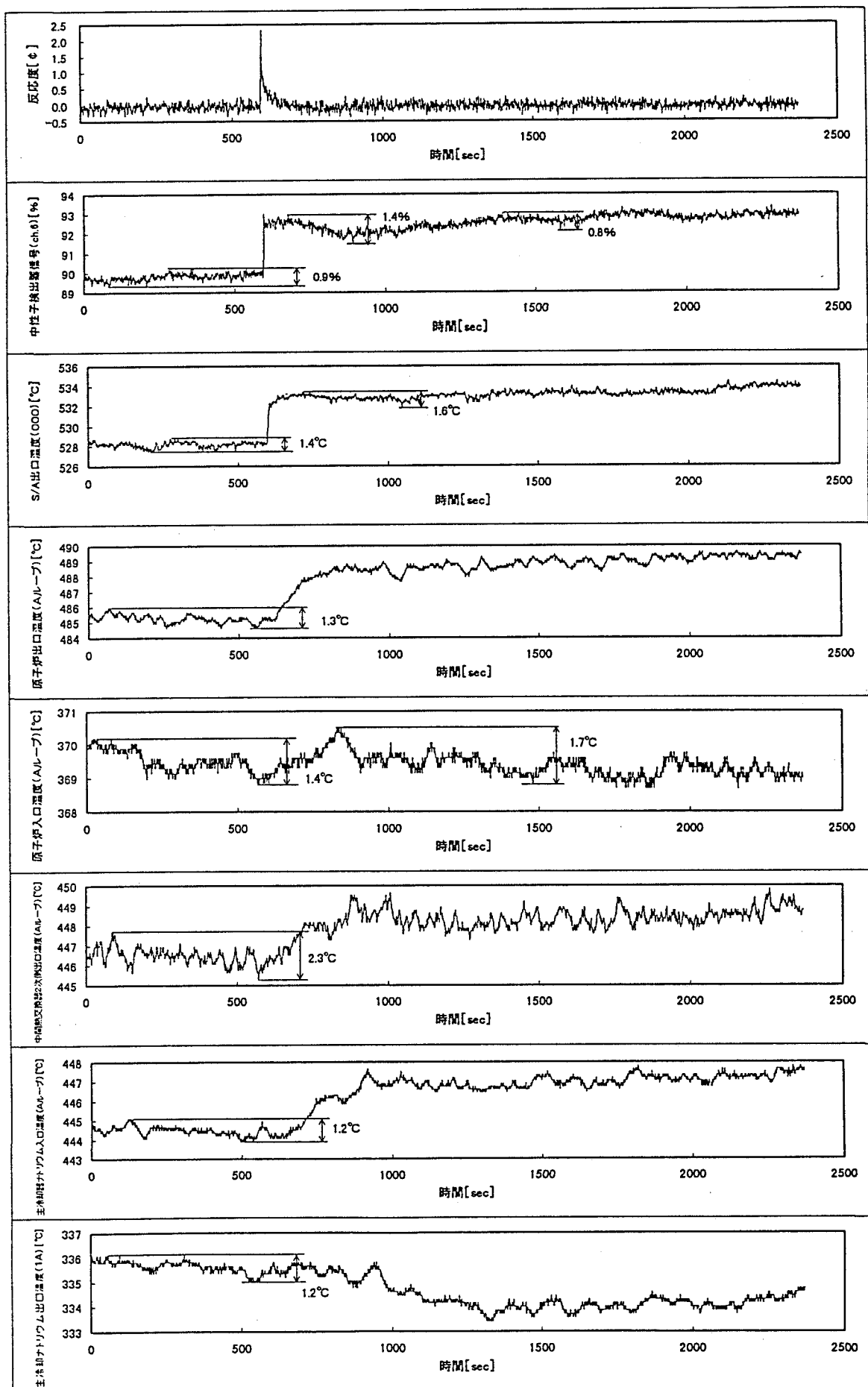


図4.1 MK-II炉心第31サイクルのステップ応答試験における各プロセス量の変化(90MW時制御棒引抜)

4.2 100MW 第 31 サイクルの M 系列・安定性試験

(1) 概要

100MW 第 31 サイクルにおいてプラントが主冷却器出口 Na 温度の外乱に対して安定に運転できることを確認するため、M 系列試験および安定性試験を実施した。

(2) 試験内容

① M 系列試験（平成 9 年 7 月 24 日（木）実施）

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材温度制御系の安定範囲を求め、第 31 サイクルにおいて冷却材温度制御系の設定制御定数が安定範囲にあることを確認した。

② 安定性試験（平成 9 年 7 月 28 日（月）実施）

主冷却器出口 Na 温度設定値をステップ状に変化させることにより、主冷却器出口 Na 温度の外乱に対してプラントが安定に運転できることを確認した。

(3) 試験結果

① M 系列試験

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円滑であり、不感帯動作がないことを確認した。また、試験結果から、各主冷却器（1A、2A、1B、2B）についてゲイン余裕を求めた。

表 4.1 に試験実施時の比例ゲインとゲイン余裕を示す。表 4.1 より第 31 サイクルのゲイン余裕は第 4 サイクルにおいて若干のハンチングが確認された際のゲイン余裕 6.5dB を上回っており、安定領域にあることを確認した。

② 安定性試験

安定性試験は、通常運転時に設定している固定ゲイン(1.0) および積分定数(80)にて試験を実施した。図 4.2 に試験結果（A ループ）を示す。

試験の結果、原子炉熱出力 95MW 安定状態から DHX 出口温度設定を 4℃上昇させたとき、初期状態に復帰するために DHX 温度制御系を CAS モードに切り換えたときのいずれも外乱投入後 1500 秒程度でプラント状態は安定となり、不

安定状態は発生しなかった。

以上より、第 31 サイクルの定格出力における安定性に問題がないことを確認した。

表 4.1 100MW 第 31 サイクルにおける各主冷却器の
比例ゲインとゲイン余裕

主冷却器	1A	2A	1B	2B
比例ゲイン (Kp)	3.00 (3.00)	3.00 (3.00)	2.54 (2.46)	2.89 (2.62)
ゲイン余裕 (dB)	10.5 (13.5)	9.9 (15.0 以上)	11.6 (10.3)	13.3 (12.7)

注) () 内の数値は第 29 サイクルの値

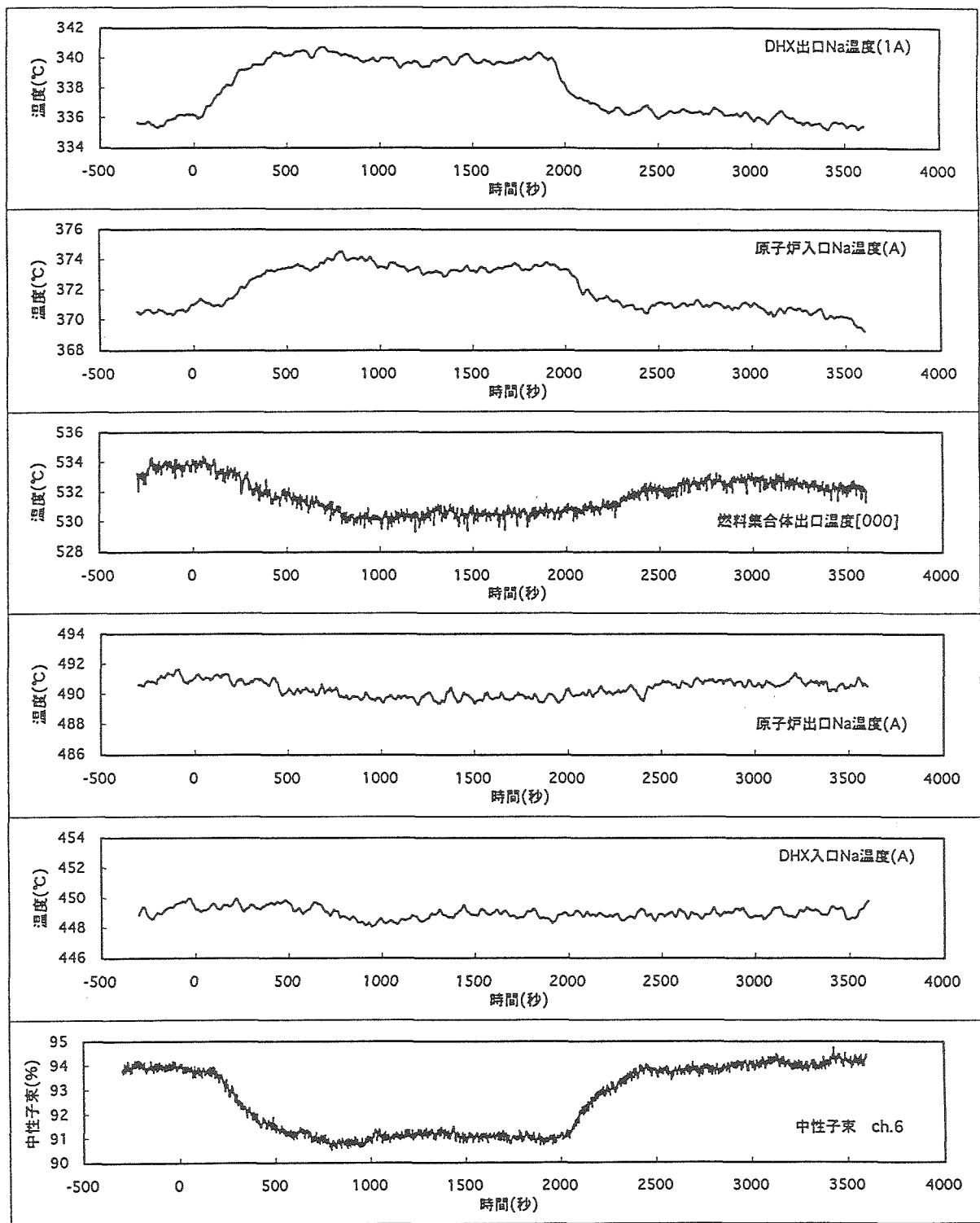


図4.2 100MW第31サイクルにおける安定性試験結果(A LOOP)

4.3 100MW 第 32 サイクルの系統圧損測定試験

(1) 概要

100MW 第 32 サイクル用炉心構成における 1 次主循環ポンプの揚程が、運転下限値を上回っていることを確認する目的で、系統圧損測定を実施した。

(2) 測定日

平成 9 年 11 月 27 日 (木) 13:54~17:08

(3) 炉心構成

第 31 サイクルからの変更は以下のとおりである。

[3A1]: MK-Ⅱ 炉心燃料	→	CMIR
[3A2]: CMIR	→	MK-Ⅱ 炉心燃料
[4C3]: MK-Ⅱ 炉心燃料	→	MK-Ⅲ 外側燃料
[4E1]: MK-Ⅱ 炉心燃料	→	MK-Ⅲ 外側燃料
[4F1]: MK-Ⅱ 炉心燃料	→	MK-Ⅲ 外側燃料
[5A5]: 反射体	→	MK-Ⅲ 外側燃料
[5D2]: 反射体	→	MK-Ⅲ 外側燃料
[6B3]: SMIR	→	反射体
[6D2]: AMIR	→	反射体
[6E3]: SMIR	→	反射体

(4) 測定結果

表 4.2 に、第 32 サイクルの各流量制御モードでの定格流量における系統圧損を示す。この結果、いずれのモードにおいても 100% 流量 ($1260\text{m}^3/\text{h}$) での運転下限値 ($20.9\text{m} \cdot \text{Na}$) を十分上回る圧損が確保できていることを確認した。また、今回の測定では、60% と 90% の測定において、流量制御モードを「Auto」から「Manual」に切り換える際に回転数の変動があり、「Auto」と「Manual」の測定値に若干の差が見られたが、A ループと B ループの平均の圧損は「Auto」と「Manual」とでほぼ同じ値となった。

(5) 第 31 サイクルの測定結果との比較

表 4.2 に、比較のため、第 32 サイクルの系統圧損測定結果と併せて、第 31 サイクルの測定結果も示す。第 32 サイクルの系統圧損は、第 31 サイクルの系統圧損に比べて、A ループが流量制御「Auto」時 $2.4\text{m} \cdot \text{Na}$ 、「Manual」時 $2.0\text{m} \cdot \text{Na}$ 、B ループが「Auto」時 $2.2\text{m} \cdot \text{Na}$ 、「Manual」時 $2.5\text{m} \cdot \text{Na}$ ほどそれぞれ小さく、平均では約 $2.3\text{m} \cdot \text{Na}$ 小さくなっている。小さくなった主な要因としては、今サイクルから MK-Ⅲ への移行炉心となり、燃料集合体数が 67 体から 69 体が増えたためであると考えられる。

(6) まとめ

第 32 サイクルの炉心構成における系統圧損は、「Auto」および「Manual」のいずれの流量制御モードにおいても運転下限値を十分上回っており、主ポンプの運転に問題のないことが確認された。

表 4.2 100MW 第 31、32 サイクル定格流量時における系統圧損測定結果
(単位：m・Na)

運転サイクル	流量制御モード	A ループ	B ループ	平均
第 32 サイクル	Auto	46.1	43.0	44.6
	Manual	46.7	42.6	44.7
第 31 サイクル	Auto	48.5	45.2	46.9
	Manual	48.7	45.1	46.9

4.4 100MW 第 32 サイクルの流速計特性試験

(1) 概要

渦電流式温度流速計の特性を把握するため、100MW 第 32 サイクル流速計特性試験を平成 9 年 11 月 27 日に実施した。流速計の経時変化を把握するため、1 次主循環流量を 20% の状態から 40、60、75、90、100% に増加させ、各流量の安定状態で、炉内流量測定システムを用いて流速計（#1、#2、#3）の出力^{*1}を採取した。また、流速計の 1 次コイルを励磁している電流によって発生する電圧の測定も実施した。

(2) 試験結果

表 4.3 に 1 次主循環流量と流速計（#1、#2、#3）の不平衡残留電圧、流速信号感度と励磁電圧を示す。

#2、#3 は、不平衡残留電圧^{*2}、流速信号感度、および励磁電圧とも、第 31 サイクル測定時と比べて大きな変化はない。

#1 の定格運転時間に対する流速計流速信号、不平衡残留電圧の履歴を図 4.3、図 4.4 にそれぞれ示す。#1 の流速信号は従来のばらつきの範囲にあるものの、不平衡残留電圧は第 30 サイクルより大きくなっている。この不平衡残留電圧が大きくなった原因は流速計の特性変化によるものではなく、測定器（アンプ等）のゼロ点のズレによるものと推測している。

第 30 サイクル終了までの渦電流式温度流速計設置期間における「常陽」の定格運転時間、および累積中性子照射量は以下の通りであり、「もんじゅ」渦電流式流量計の交換頻度 3 年の累積中性子照射量条件には達していない。

定格運転時間	: 39,459 hr
累積中性子照射量	: $1.72 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2 (E \geq 0.1 \text{ MeV})$
「もんじゅ」条件	
累積中性子照射量	: $6.81 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2 (E \geq 0.1 \text{ MeV})$
（「もんじゅ」稼働率 72% 3 年間での条件）	

(3) 評価

本試験の測定データから、#1～#3 の流速計とも 1 次主循環流量に対する流速計出力の直線性が良好であることを確認した。#1 については、第 30 サイクル以降の不平衡残留電圧が第 29 サイクル以前の結果と比較して変化しているが、測

定器（アンプ等）のズレによるものと推測されるため、流速計自体の特性は保たれていると考えられる。

*1 流速計を構成している 3 個のコイルの中心コイルに励磁することによって、ほかの 2 個のコイルに発生する起電力の差が流速に比例し、和が温度に比例する。

*2 流体が静止している状態での 2 次コイル誘起電圧の差

表 4.3 100MW 第 32 サイクルにおけるセンタ集合体流速計特性測定データ

H9.11.27 測定

(1) 線形フィッティング係数

$$E f = A + B \times F$$

E f ; 流速計流速信号起電力 (V) F ; 炉心体積 Na 流量 (m³/hr)A ; 不平衡残留電圧 (V) B ; 流速信号感度 (V/m³/hr)

サイクル	第 32 サイクル		第 31 サイクル	
流速計 # ^{*1}	不平衡残留 電圧 A	流速信号感度 B	不平衡残留 電圧 A	流速信号感度 B
#1	2.46×10^{-1}	1.97×10^{-4}	2.51×10^{-1}	2.11×10^{-4}
#2	1.98×10^{-1}	3.73×10^{-5}	2.25×10^{-1}	4.00×10^{-5}
#3	2.35×10^{-1}	1.10×10^{-4}	2.24×10^{-1}	1.06×10^{-4}
センタ集合体 ^{*2} チャンネル流量 (kg/sec)	8.807		9.050	

*1 #1 が中心, #2、3 が周辺の 2 体

*2 “MAGI”による計算値

(2) 励磁電圧

(V)

	励磁電圧		
	#1	#2	#3
32 サイクル	2.97	2.99	2.99
31 サイクル	2.97	2.99	2.99

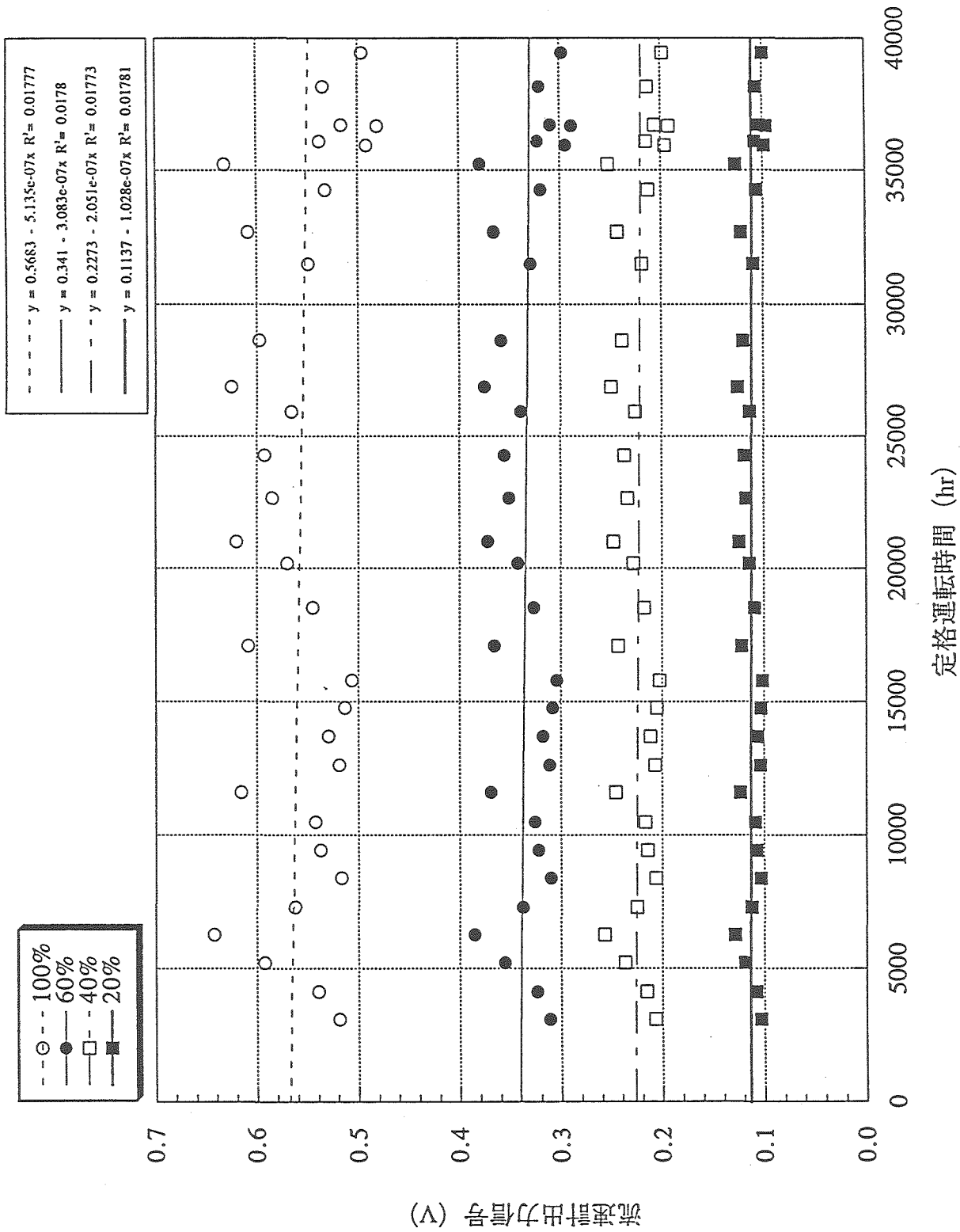


図4.3 100MW第32サイクルにおける流速計出力信号の履歴（ゼロ点補正あり）（流速計#1）

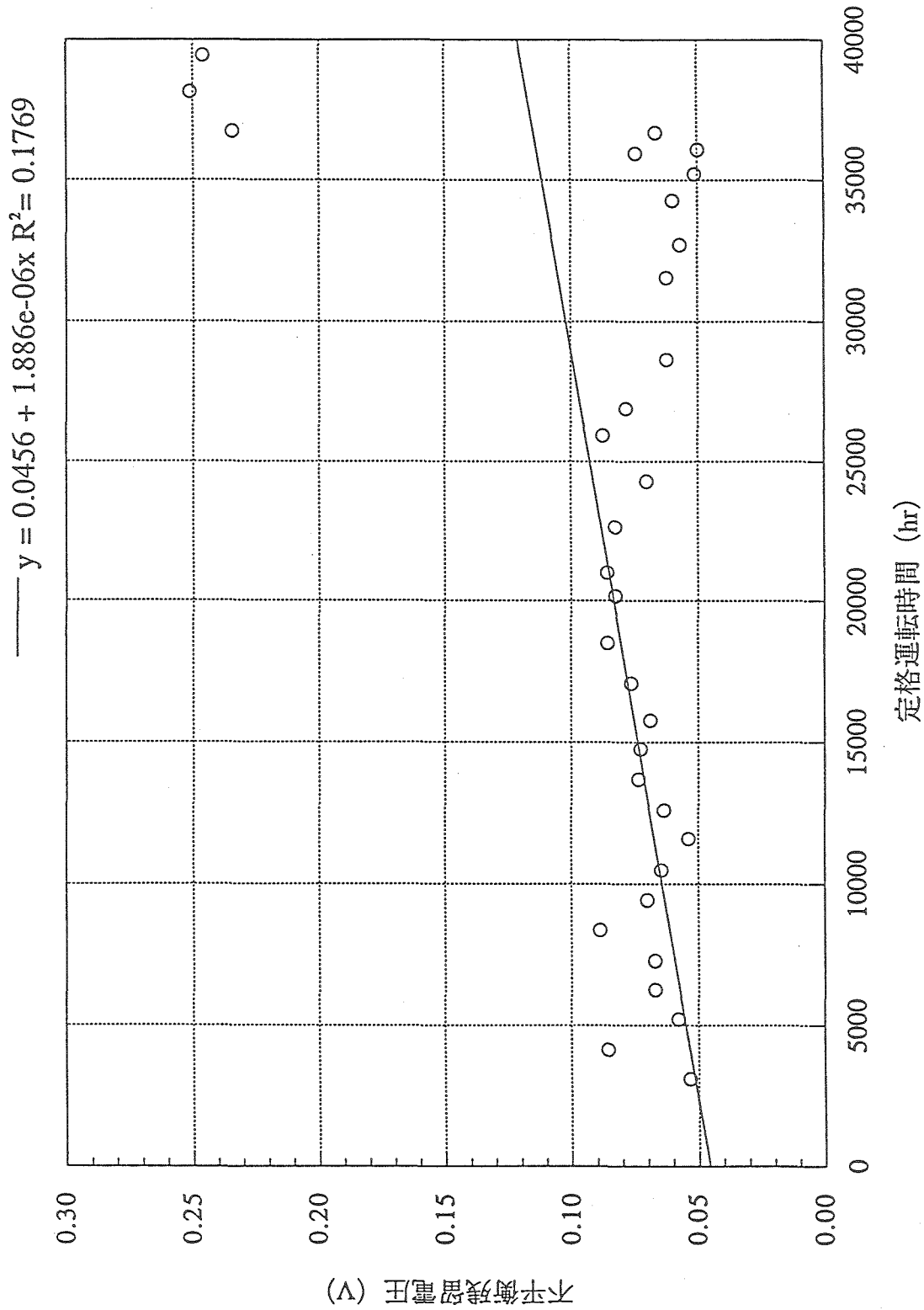


図4.4 100MW第32サイクルにおける不平衡残留電圧の履歴 (流速計#1)

4.5 100MW 第 32 サイクルの主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験

(1) 概要

100MW 第 32 サイクル起動前の平成 9 年 12 月 1 日 (月) に、主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験を実施し、冷却材温度調節計(YEWPACK) の各種設定値を算出した。また、この値を YEWPACK へ設定した後、平成 9 年 12 月 2 日 (火) にベーン・ダンパの作動確認試験を実施し、2 次主ポンプトリップ信号入力によるベーン開度の上下限值を含めたベーン・ダンパ開度特性の確認を行った。

(2) ベーン・ダンパ開度特性試験

①ベーン比率設定値 (α)

比率設定値を第 31 サイクル試験結果 (平成 9 年 7 月 8 日実施) と比較して表 4.4 に示す。また、図 4.5 にベーン比率設定値の履歴を示す。

②ベーン・ダンパ開度上下限設定値 (ML、MH)

比率設定値を第 31 サイクル試験結果 (平成 9 年 7 月 8 日) と比較して表 4.5 に示す。また、図 4.6、4.7 に上下限値の履歴をそれぞれ示す。

(3) 結果

上記ベーン・ダンパ開度特性試験にて算出したベーン比率 (α)、ベーン開度上下限値 (ML、MH) を冷却材温度調節計に設定した後、ベーン・ダンパの「開」、 「閉」方向のオーバーラップ領域の確認を行い、1～3%のオーバーラップがあることを確認した。また、2 次主ポンプトリップ信号を印加し冷却材温度「高」状態でのベーン開度 ($6.5\% \pm 1\%$) の測定、および冷却材温度「低」状態でのベーン開度 ($0\% + 1.5\%$) の測定を行い、何れも設定範囲内で作動することを確認した。以上より、冷却材温度調節計に今回設定した値でベーン・ダンパが円滑に作動することを確認した。

表 4.4 100MW 第 32 サイクルにおけるベーン比率設定値 (α)

1A	1.040 (1.046)	2A	1.063 (1.058)
1B	1.041 (1.042)	2B	1.074 (1.076)

() の中は旧比率

表 4.5 100MW 第 32 サイクルにおけるベーン・ダンパ開度上下限設定値
(ML、MH)

() の中は前回値

	単位	1A	2A	1B	2B
ベーン 開度 上限値(ML)	%	86.10 (87.20)	84.10 (87.50)	83.30 (85.50)	87.10 (87.10)
ベーン 開度 下限値(MH)	%	93.40 (93.40)	95.50 (95.50)	94.00 (94.00)	91.17 (91.17)

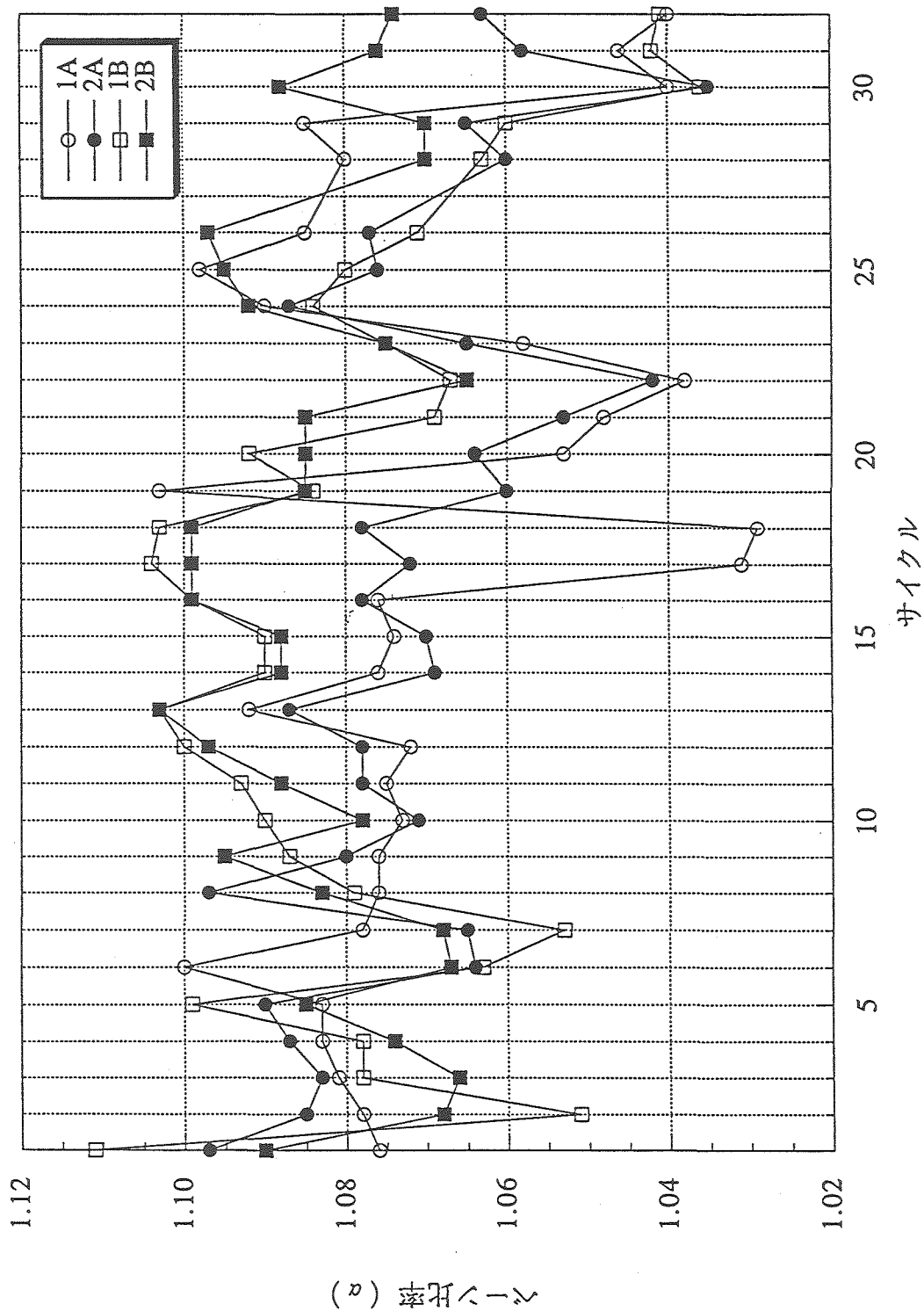


図4.5 100MW第32サイクルにおけるベーン比率(α)の履歴

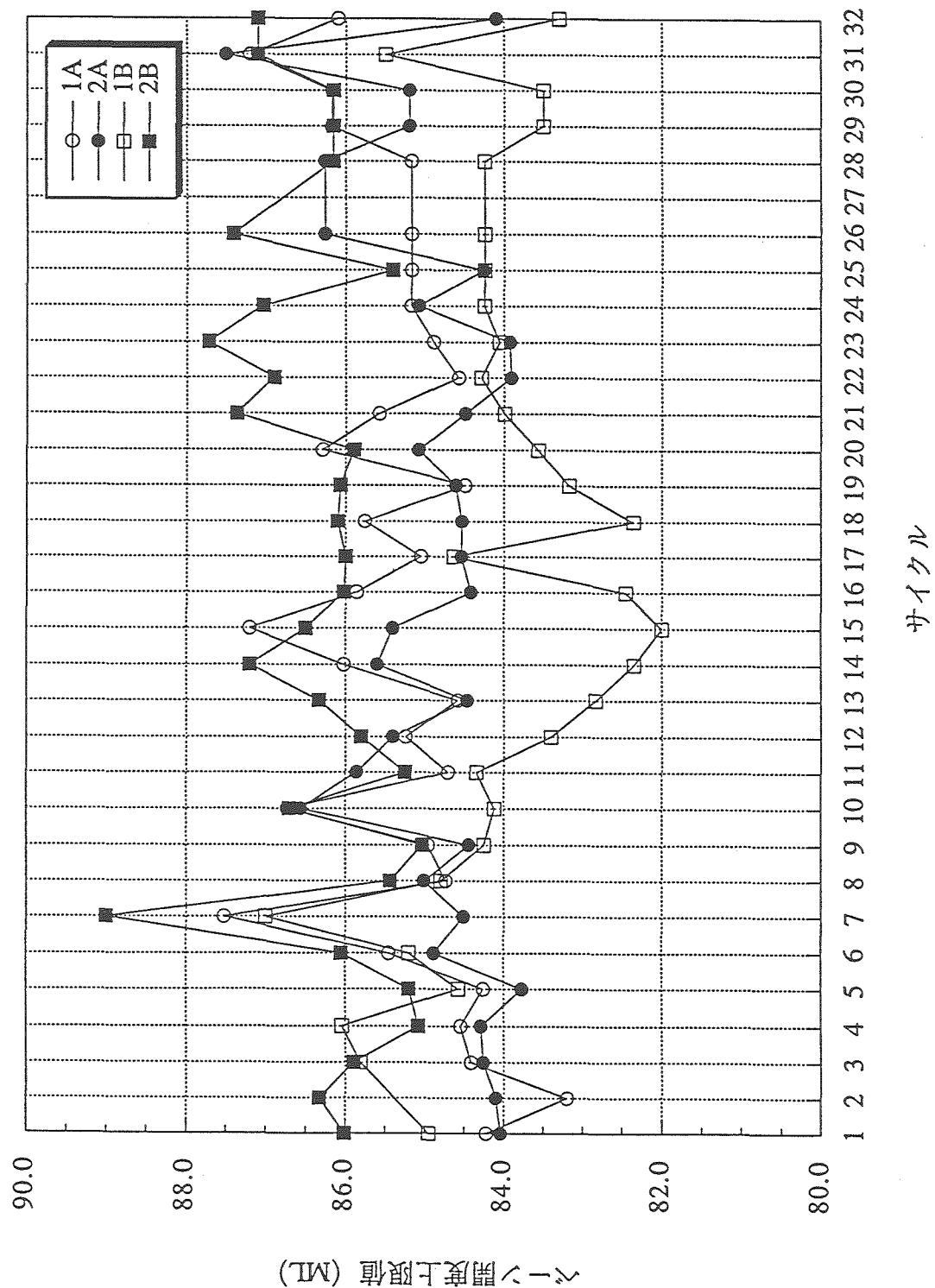


図4.6 100MW第32サイクルにおけるベーン開度上限値 (ML) の履歴

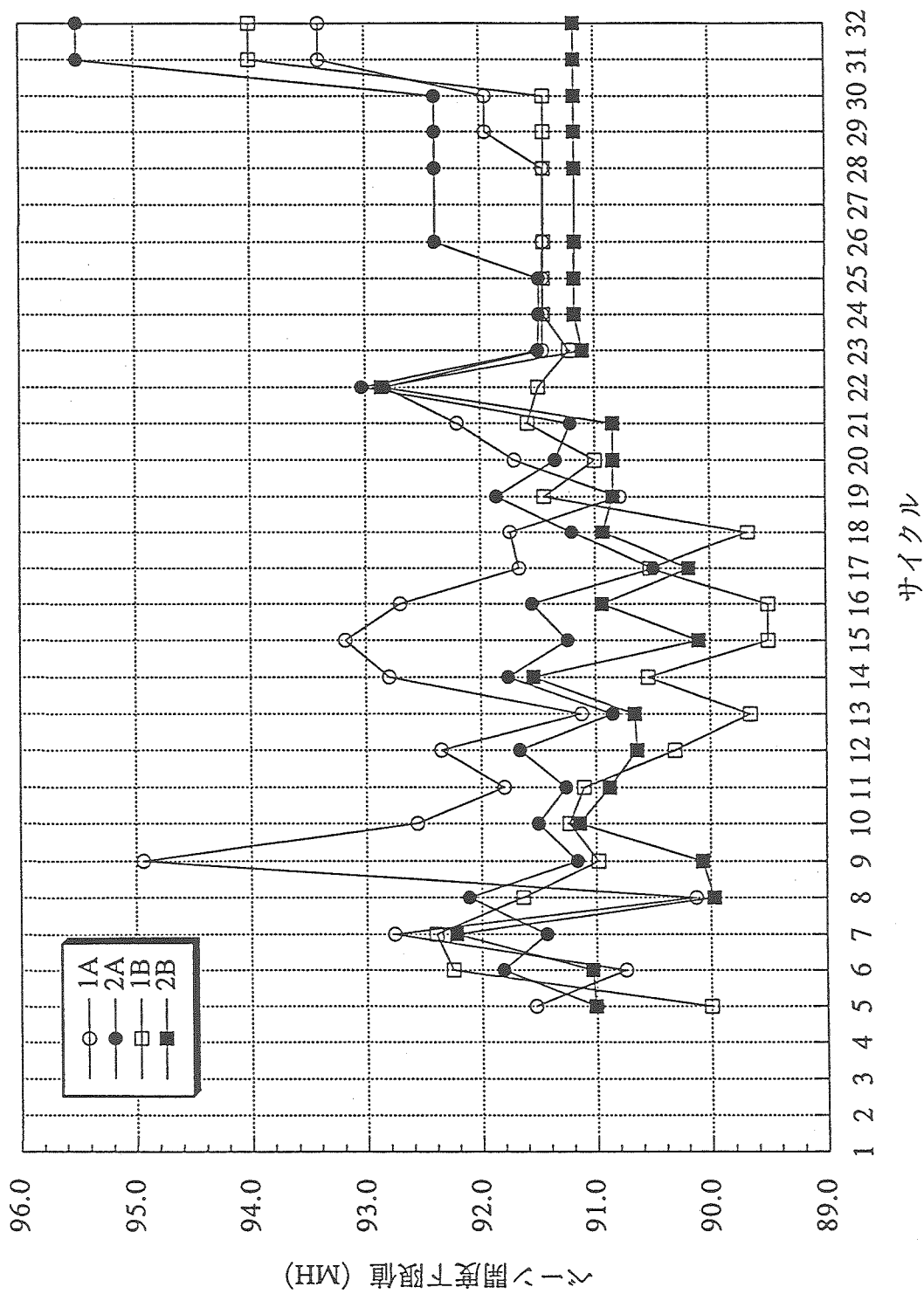


図4.7 100MW第32サイクルにおけるベーン開度下限値 (MH) の履歴

4.6 プラント動特性解析コード"MIMIR-N2"によるステップ応答試験解析

(1) 概要

100MW 第 31 サイクル (MK-II 炉心) に実施したステップ応答試験のプラント挙動について、プラント動特性解析コード"MIMIR-N2"を用いた再現解析を行った。

(2) 解析内容

"MIMIR-N2"を用いてステップ応答試験の解析を行う前段階として、微少な反応度を投入した場合のプラントの挙動を"MIMIR-N2"で解析が可能であるかどうかを見るために、熱過渡解析時に使用した既存のデータ*を用いて計算を行った。

* (90、95MW の安定状態における既存の解析データが無いため、MK-II 炉心 100MW 出力・制御棒一斉挿入解析時のデータを用いて下記の各出力での定常状態に調整した。)

(3) 解析条件

解析条件として、第 31 サイクル 90MW、95MW で実施したステップ応答試験結果との比較のために以下の 2 ケースを設定した。

・ケース 1 (90MW からの制御棒引き抜き)

出力 90MW

投入反応度 2.352 ¢

反応度投入時刻 解析開始 100 秒後

解析時間 600 秒

・ケース 2 (95MW からの制御棒挿入)

出力 95MW

投入反応度 -2.712 ¢

反応度投入時刻 解析開始 100 秒後

解析時間 600 秒

(4) 解析結果

図 4.8 に S/A 出口温度と反応度の実測値を、図 4.9 に解析値を示す。テスト解析に用いた入力データのうち第 31 サイクルの炉心構成や、系統温度等のプラント条件が同一でないことから"MIMIR-N2"による 2 ケースの解析結果とも各系統温度（S/A 出口温度、炉容器入口温度、炉容器出口温度）が実測値と異なる結果となった。しかし、図 4.9 の解析結果において反応度の投入直後に S/A 出口温度が急上昇し、その後安定する挙動が実測値と同様の傾向を示していることから、"MIMIR-N2"により実機のデータを再現可能であると考えられる。

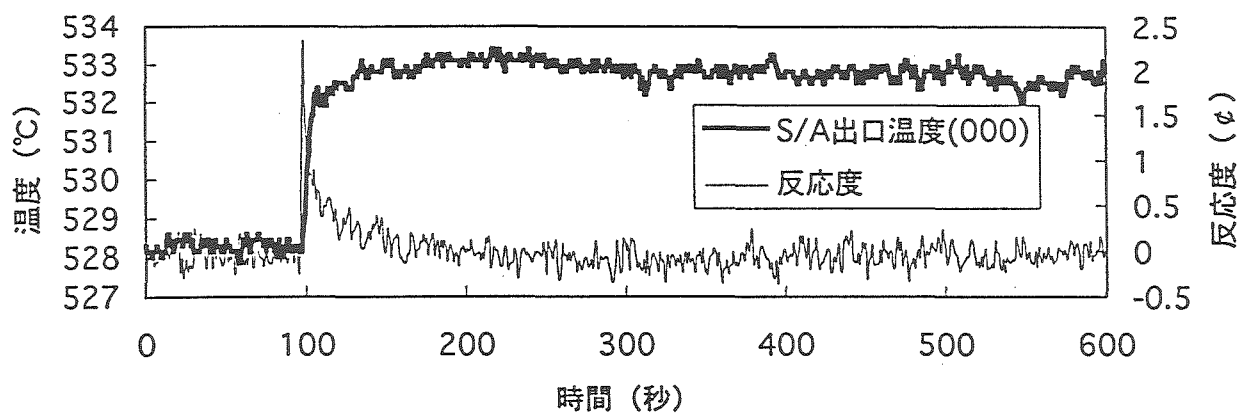


図4.8 MK-II炉心第31サイクルにおける90MWからのステップ応答試験結果(実測値)

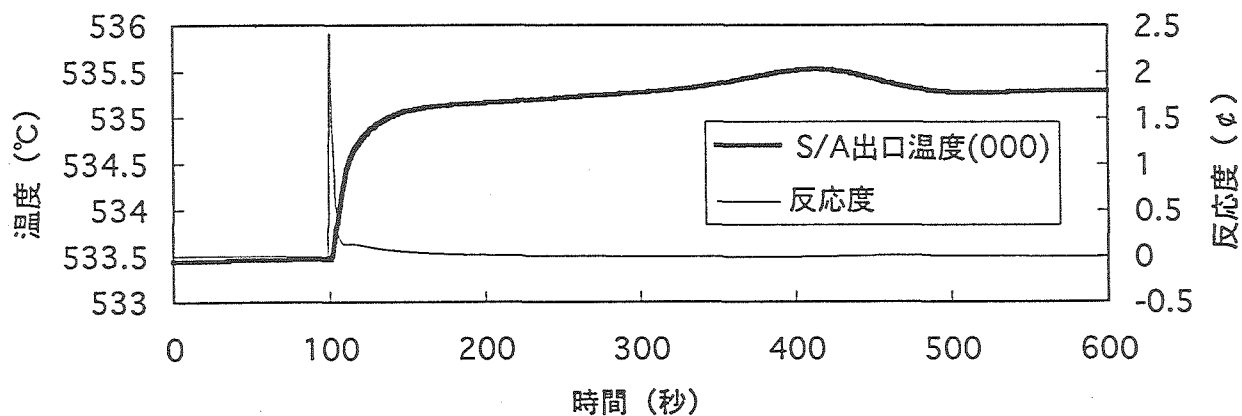


図4.9 90MWからのステップ応答試験
"MIMIR-N2"解析値

4.7 光ファイバによる 2 次主冷却系配管での温度分布測定試験

(1) 概要

東大との共同研究「光ファイバを用いた高速炉プラントの温度分布測定法に関する研究」において、伝送損失の補正精度向上策の検討、および被測定物の変位が伝送信号に与える影響を調査するため、100MW 第 32 サイクル時に 2 次主冷却系での温度分布測定試験を計画した。

(2) 試験計画

①伝送損失の補正方法の検討

〔目的〕 光ファイバ中の伝送信号の損失を補正する方法の一つとして考えられている、1 点の校正用熱電対と往復設置させた光ファイバの同一測定点の 2 つの信号を用いた伝送損失の補正方法について、「常陽」への適用性を検討する。

〔内容〕 光ファイバを主冷却器 1B 入口配管外装板表面に鞍型に蛇行させた形で往復させて設置し、光ファイバ出力信号を連続測定する。併せて、校正用熱電対を用いて温度を連続測定する。

②温度分布測定における温度ばらつき要因の検討

〔目的〕 第 30 サイクルの 1 次系光ファイバ温度計測定試験では、配管外装板表面の温度は一樣と考えていたが、実際の光ファイバ温度計のデータでは温度分布のばらつきが確認された。このため、それが実際の配管外装板表面の温度分布によるものか、光ファイバの特性によるものか、その要因を検討する。

〔内容〕 2 次主ポンプ入口手前の主配管外装板表面温度を熱電対により一定の間隔で測定し、配管外装板表面に貼りつけた光ファイバによる測定結果と比較する。また、光ファイバの施工による影響を見るために、光ファイバを配管外装板から離して設置した場合の測定結果との比較を行う。

③歪み分布モニタリングへの適用性の検討

〔目的〕 光ファイバのブリュアン散乱を用いて、光ファイバの歪み分布を測定する手法が開発されている。これを利用して、原子炉起動・停止時の光ファイバ歪み量を測定することにより、構造材、配管等の歪み分布モニタリングへの適用性を検討する。

〔内容〕 主冷却器 1B 入口配管外装板表面に、歪み測定用光ファイバ、および歪みゲージを配管に平行して設置し、起動・停止の各プラント状態において両

者による歪み量の測定結果を比較する。

[第4章の参考資料]

- ①技-9-170 光ファイバを用いた「常陽」2次主冷却系配管の温度分布測定試験計画
- ②技-9-179 "MIMIR-N2"によるステップ応答試験解析の進捗状況報告
- ③技-9-193 第32サイクルの系統圧損測定結果
- ④技-9-196 主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験結果（速報）
（第32サイクル起動前）
- ⑤技-9-201 M系列・安定性試験結果（MK-II炉心第31サイクル）
- ⑥技-9-206 渦電流式流速計特性試験結果（第32サイクル）
- ⑦技-9-208 主送風機ベーン・ダンパ開度特性試験結果（第32サイクル起動前）
- ⑧技-9-210 MK-II炉心第31サイクルのステップ応答試験結果

5. プラント構造健全性評価

本章では、ナトリウム漏えい燃焼解析に関する成果をまとめた。また、2 次系ブラギング計配管合流部におけるサーマルストライピングによる配管内面の温度振幅計算に関する成果をまとめた。

5.1 「常陽」ナトリウム漏えい燃焼解析

(1) 概要

「常陽」ナトリウム漏えい対策に関して、科学技術庁および茨城県から"ASSCOPS ver.2"による漏えい率をパラメータとした解析結果の報告が求められていたため、「常陽」2 次冷却系でのナトリウム漏えい燃焼解析を実施した。

(2) 解析条件

主な解析条件を以下に示す。

- ①解析対象はドレン時間が最も長く、腐食に対して厳しいことから、受け樋については前室(2)、床ライナについては2 次系配管室(A)とした。
- ②漏えい率は $0.01\text{t/h} \sim 10\text{t/h}$ とし、小漏えい時は漏えい発生から漏えい想定位置までドレンが完了する間、漏えいが継続するとした。また、大中漏えい時は漏えいとドレンが同時に行われるとして漏えい継続時間を求めた。
- ③小漏えい時のプール面積は、面積拡がりの相関を $25\text{kg/m}^2/\text{h}$ として求めた。大中漏えい時のプール面積は、受け樋底面+側面および床ライナの堰で区切られた一区画とし、余剰ナトリウムは室外へ排出されることとした。
- ④燃焼モデル、物性値は「もんじゅ」のナトリウム漏えい燃焼解析の条件に同じとした。
- ⑤受け樋の解析においては、受け樋底面および側面からの放熱が考慮できるように、これらの伝熱係数をプール上面からの伝熱係数に加えた。
- ⑥腐食量の計算では、受け樋および床ライナ温度が 300°C 以上の時には NaOH 濃

度に関係なく熔融塩型腐食が発生し、300℃未満の場合は NaFe 複合酸化型腐食が発生するとした。

(3) 計算結果

受け樋および床ライナの温度および腐食量を各々図 5.1、図 5.2 にそれぞれ示す。

①受け樋および床ライナの最高温度は、いずれも 10t/h 時が最高となり、各々約 660℃、約 750℃であった。また、壁コンクリート温度の上昇は小さく、有意な水分放出はない。

②腐食量の最大値は、受け樋が約 2.1mm、床ライナが約 5.8mm であり、腐食に対して厳しく仮定しても貫通には至らない。

また、平成 9 年 3 月には、実験結果等により受け樋および床ライナ温度を 800℃と保守的に設定して、その健全性評価を行っており、解析結果が当時の想定を上回らないことを確認した。

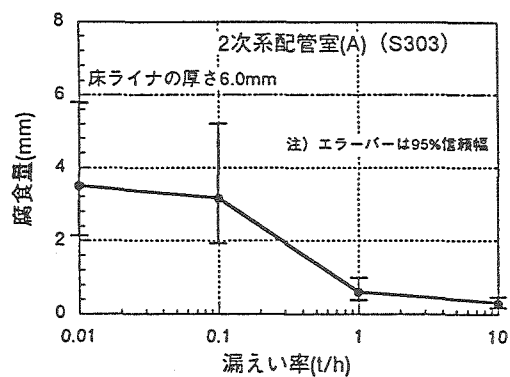
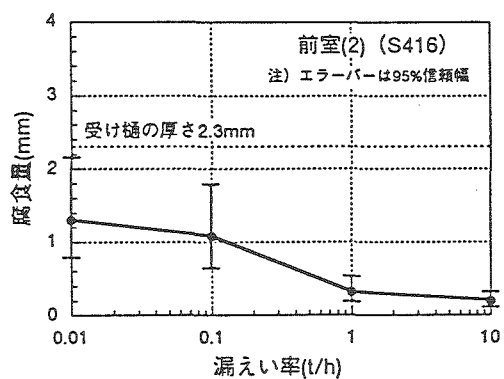
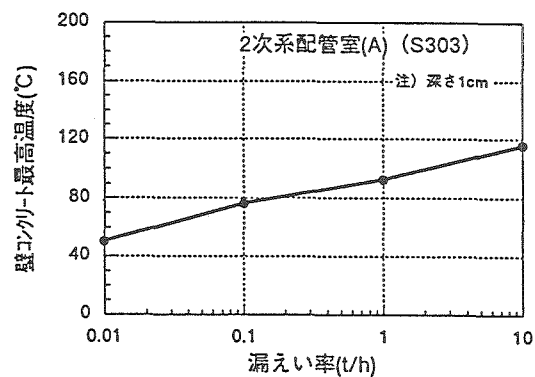
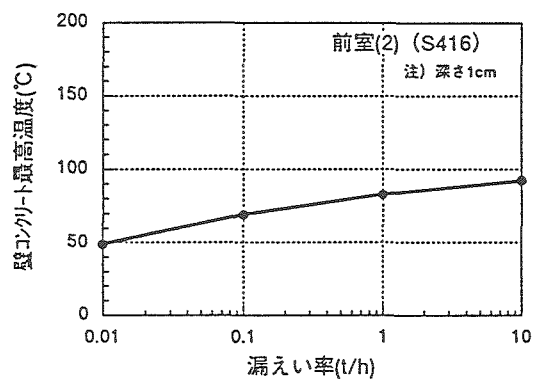
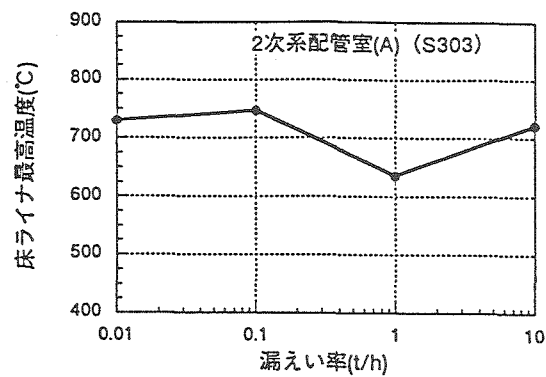
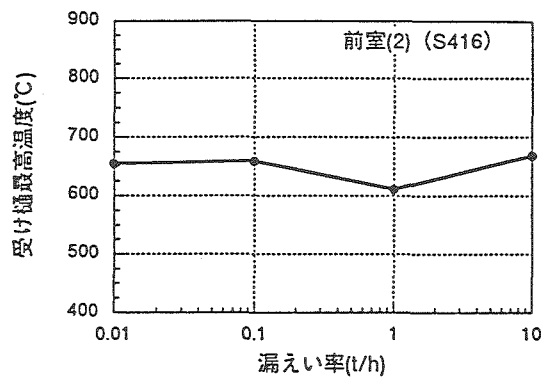


図5.1 受け樋の計算結果

図5.2 床ライナの計算結果

5.2 サーマルストライピングによる 2 次系プラグング計配管合流部の温度振幅

(1) 概要

2 次系プラグング計配管合流部の構造健全性を評価するにあたり、温度の異なるナトリウムが合流することにより発生するサーマルストライピングの影響を評価するため、汎用非線形構造解析システム"FINAS"で配管肉厚方向の温度分布解析を行い、サーマルストライピングによる配管内面の温度振幅を求めた。

(2) 解析対象部位

解析対象部位は、補助プラグング計の以下に示す 2 箇所の合流後の直管部とした。

- ① 分岐配管とプラグング配管の合流部 (内径 13.3mm、肉厚 2mm)
- ② 2 次純化系主配管とプラグング計戻り配管の合流部 (内径 78.1mm、肉厚 5.5mm)

なお、主プラグング計の各合流部の温度差は、分岐配管とプラグング配管合流部は、補助プラグング計 251℃に対して主プラグング計 210℃であり補助プラグング計の 0.84 倍、また、主配管と戻り配管合流部は、補助プラグング計 85℃に対して主プラグング計 64℃であり補助プラグング計の 0.76 倍である。これらの倍率を補助プラグング計の温度振幅に乗じて主配管のサーマルストライピングによる温度振幅とする。

(3) 解析条件

- ① 解析要素は、熱伝導 4 節点 4 辺形軸対称要素(HQAX4)と熱伝達 2 節点軸対称要素(FLAX2)を使用した。
- ② 配管内面に与える温度ゆらぎは、分岐配管-プラグング配管合流部が最高 381℃・最低 130℃、主配管-戻り配管合流部が最高 398℃・最低 313℃とした。
- ③ 与える温度ゆらぎの周波数は、0.1、0.2、0.6、1.0 および 1.4Hz をパラメータとした。

④ 熱伝達率は、与える温度ゆらぎの最高温度と最低温度から算出した値のうち最も大きい値を使用した。

⑤ 配管外面および延長方向は断熱とした。

(4) サーマルストライピングによる温度振幅の考え方

サーマルストライピングによる温度振幅については以下のように考えられる。

① 内面温度>外面温度の場合は、内側の膨張を外側が抑えることにより内面に圧縮応力が発生する。

② 内面温度<外面温度の場合は、内面より外面の伸びが大きいことにより内面に引張応力が発生する。

③ サーマルストライピングが規則正しい正弦波で発生する場合、圧縮応力と引張応力が重なる部分は応力が相殺され、サーマルストライピングによる温度振幅から除外することができる。

なお、実際はサーマルストライピングが規則正しい正弦波で発生するとは限らないため、除外される温度幅を含めるとさらに温度振幅は大きくなる。

(5) 解析結果

上記の考え方に基づいて計算した結果、サーマルストライピングによる温度振幅は以下のとおりとなった。

① 補助プラグング計

- | | |
|-------------------------------|-----------------|
| 1) 分岐配管とプラグング配管合流部 (図 5.3 参照) | 129.5℃ (155.5℃) |
| 2) 純化系主配管とプラグング計戻り配管合流部 | 46.3℃ (53.3℃) |

② 主プラグング計

- | | |
|-------------------------|-----------------|
| 1) 分岐配管とプラグング配管合流部 | 108.8℃ (130.7℃) |
| 2) 純化系主配管とプラグング計戻り配管合流部 | 35.2℃ (40.6℃) |

※括弧内は除外される温度幅を含めた温度振幅

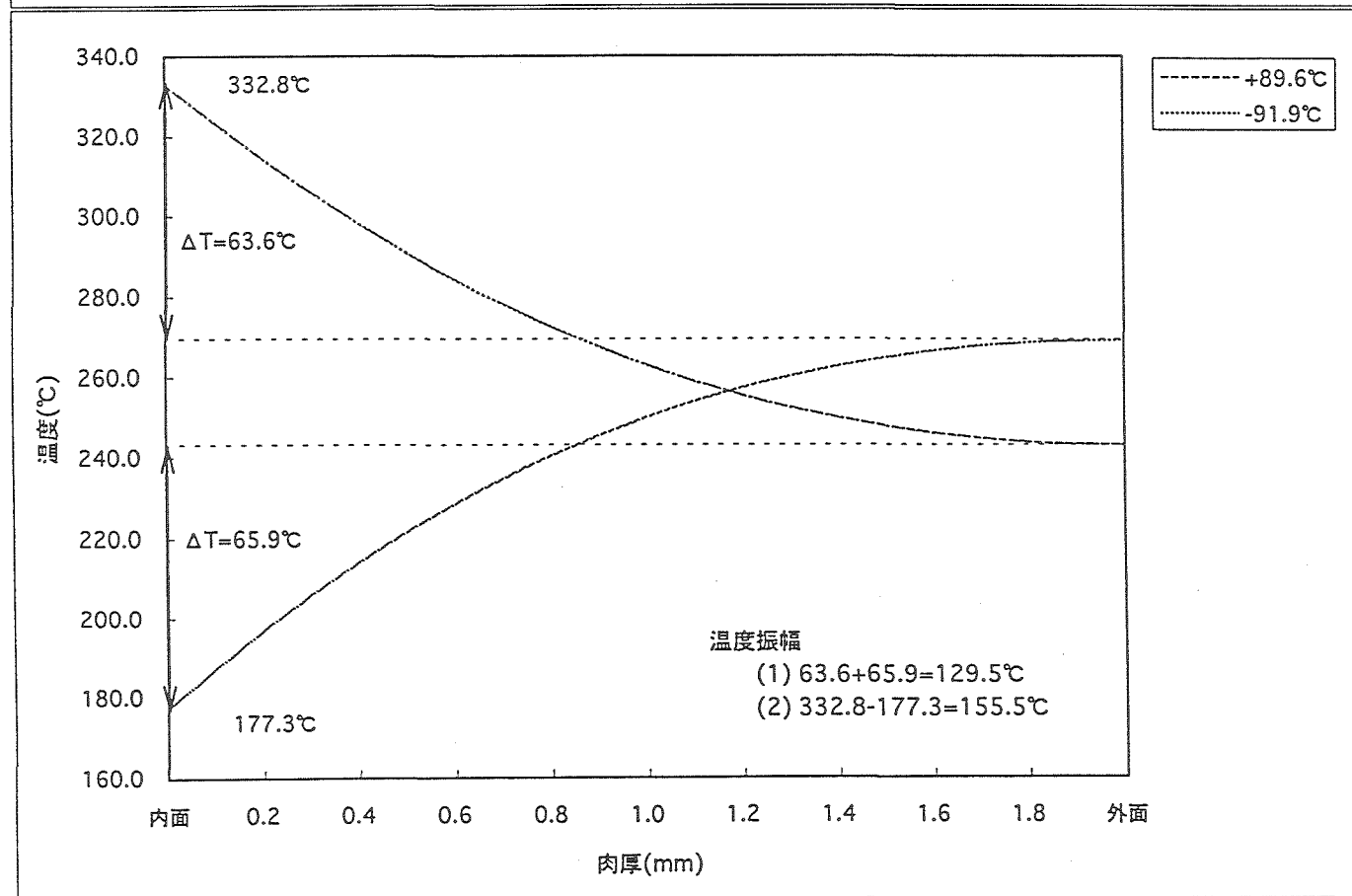
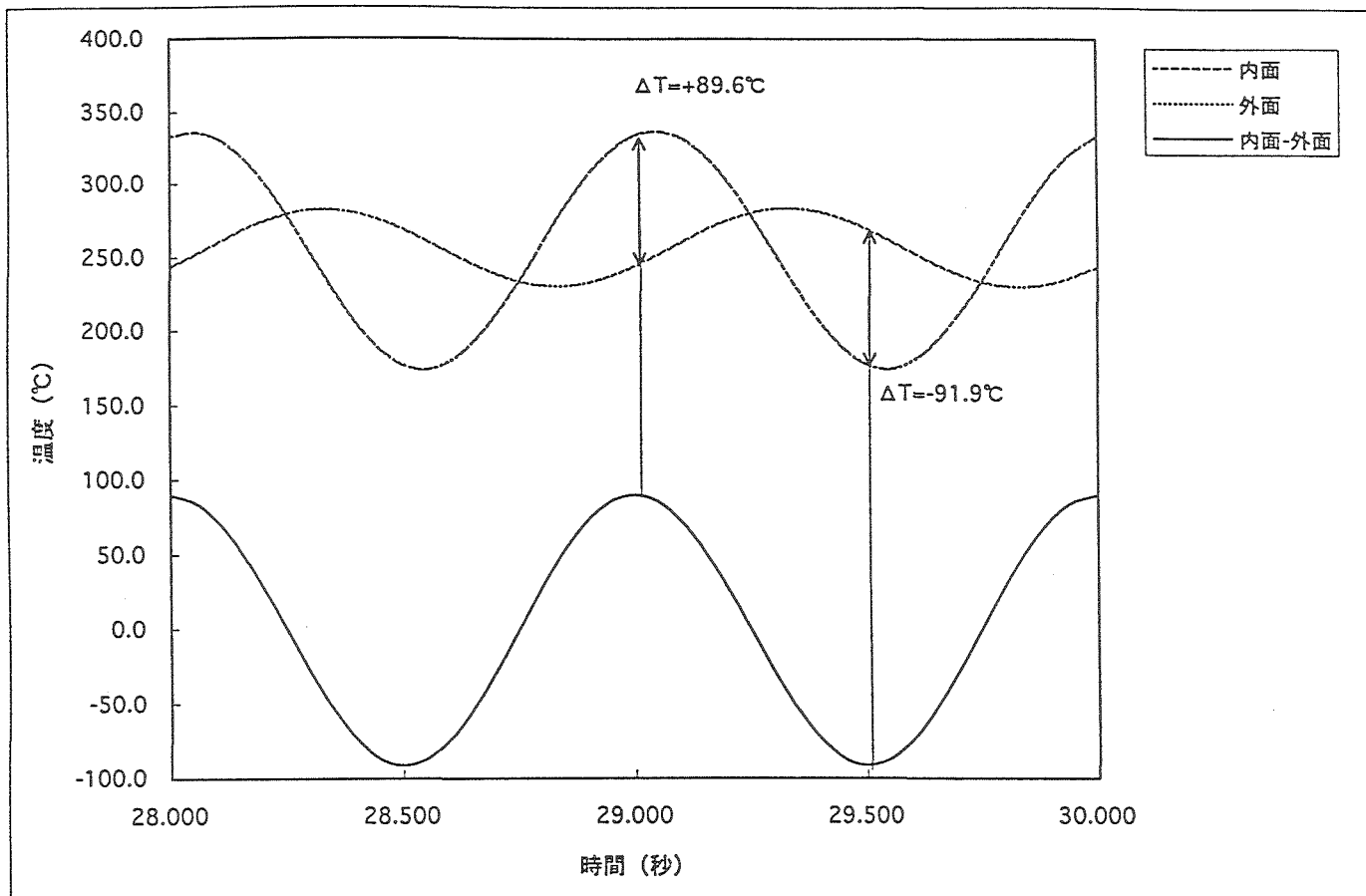


図5.3 分岐配管-プラグイング配管合流部の
1.0Hzのサーマルストライクによる内外面温度差と温度振幅

[第5章の参考資料]

- ①技-9-151 2次系プラグング計配管合流部のサーマルストライピングによる
温度振幅計算
- ②技-9-178 「常陽」ナトリウム漏えい燃焼解析ヒアリング資料の作成
- ③技-9-187 「常陽」ナトリウム漏えい燃焼解析ヒアリング資料の修正

6. 中性子照射量の測定と解析・評価

本章では、ドシメータによる中性子照射量評価に関する成果をまとめた。

6.1 ドシメータによる計測線付材料照射リグ (INTA-S) の中性子照射量評価

(1) 概要

ドシメータを用いて、100MW 第 13～23'サイクル (MK-II 炉心) において照射された計測線付材料照射リグ (INTA-S) の中性子照射量を評価した。

(2) 照射条件

照射期間 : MK-II 炉心第 13～23'サイクル
(昭和 62 年 8 月 31 日～平成 3 年 6 月 17 日)
ドシメータ装荷位置 : 炉心アドレス [5F2]
炉中心レベルからの軸方向距離[36cm, 24cm, 0cm, -24cm]
ドシメータの種類 : Fe, Cu, Co, Np*, EU*
(* : バナジウムキャプセルに封入)

(3) 反応率の評価結果

ドシメータの反応率は表 6.1 に示すとおり、アンフォールディングした結果それぞれ反応率の C/E が改善され、相対誤差が小さくなった。

アンフォールディングに用いた断面積ライブラリ JENDL-3 と ENDF/B-V で比較すると、Co の誤差が小さい JENDL-3 で、これらが感度を持つ 100eV 付近での改善率が大きくなっている。

(4) 中性子束および中性子照射量の評価結果

アンフォールディング後の中性子スペクトルを図 6.1 に示す。また、アンフォールディングによる中性子照射量評価および中性子束 (E) と「常陽」炉心管理コード「MAGI」による中性子束 (C) の比較を表 6.2 に示す。JENDL-3 の C/E は、D3 および D4 の全中性子束および 0.1MeV 以上の高速中性子束については 1.03～1.05 であり、両者は良く一致した。しかし、1.0MeV 以上の高速中性子束では 1.28～1.32 であり、「MAGI」は過大評価であったが、この理由は、「MAGI」は 7 群

拡散計算のため反射体に隣接した位置での中性子スペクトルの計算精度が劣ることが考えられる。

一方、D2 および D1 については、全中性子束および 0.1MeV 以上の高速中性子束は 0.75～0.93 であり、“MAGI”は過小評価であったが、この理由は、上部反射体およびインシュレータ均質化領域での制御棒の B4C ペレットによる中性子束の勾配を過大評価しているためと考えられる。また、ENDF/B-V によるアンフォールディングについても、JENDL-3 とほぼ同様の傾向を示した。

表6.1 アソフォーリング前後の反応率C/E(各ドシメータセット毎の平均値)

コンパートメント No. 及び 径方向距離	ドシメータセット No. 及び 軸方向距離	JENDL-3		ENDF/B-V	
		アソフォーリング前	アソフォーリング後	アソフォーリング前	アソフォーリング後
2 (38.5cm)	D2(36 cm)	0.84	⇒ 0.99	0.86	⇒ 1.02
1 (35.9cm)	D1(24 cm)	1.13	⇒ 0.97	1.18	⇒ 0.89
2 (38.5cm)	D3(0 cm)	1.26	⇒ 0.98	1.29	⇒ 0.98
2 (38.5cm)	D4(-24 cm)	1.18	⇒ 1.00	1.19	⇒ 1.02

表6.2 中性子束および中性子照射量 (C,E)

JENDL-3

コンパートメント No.	ドシメータ セットNo.	各中性子束 および 各中性子照射量	"NEUPAC"		中性子束計算値		計算値と測定値との比較	
			中性子束 [n/cm ² /s]	中性子照射量 [n/cm ²]	"MAGI" [n/cm ² /s]	"DOT3.5" [n/cm ² /s]	"MAGI"/"NEUPAC"	"DOT3.5"/"NEUPAC"
2 (R=38.49cm)*	D 2 (Z=+36cm)*	φ TOTAL	9.13E+14	5.16E+22	7.27E+14	8.25E+14	0.80	0.90
		φ >1.0MeV	5.16E+13	2.92E+21	4.89E+13	4.34E+13	0.95	0.84
		φ >0.1MeV	4.44E+14	2.51E+22	3.34E+14	3.95E+14	0.75	0.89
1 (R=35.93cm)	D 1 (Z=+24cm)	φ TOTAL	1.41E+15	7.99E+22	1.31E+15	1.56E+15	0.93	1.10
		φ >1.0MeV	1.64E+14	9.27E+21	1.71E+14	2.21E+14	1.04	1.35
		φ >0.1MeV	8.17E+14	4.62E+22	7.50E+14	9.55E+14	0.92	1.17
2 (R=38.49cm)	D 3 (Z=0cm)	φ TOTAL	1.79E+15	1.01E+23	1.88E+15	2.07E+15	1.05	1.16
		φ >1.0MeV	1.83E+14	1.04E+22	2.42E+14	2.50E+14	1.32	1.37
		φ >0.1MeV	1.02E+15	5.78E+22	1.07E+15	1.23E+15	1.04	1.20
2 (R=38.49cm)	D 4 (Z=-24cm)	φ TOTAL	1.35E+15	7.62E+22	1.39E+15	1.50E+15	1.03	1.11
		φ >1.0MeV	1.17E+14	6.61E+21	1.50E+14	1.57E+14	1.28	1.35
		φ >0.1MeV	6.97E+14	3.94E+22	7.16E+14	8.23E+14	1.03	1.18

注) ・*1炉心中心からの径方向距離を示す。

・*2炉心中心レベルからの軸方向距離を示す。

ENDF/B-V

コンパートメント No.	ドシメータ セットNo.	各中性子束 および 各中性子照射量	"NEUPAC"		中性子束計算値		計算値と測定値との比較	
			中性子束 [n/cm ² /s]	中性子照射量 [n/cm ²]	"MAGI" [n/cm ² /s]	"DOT3.5" [n/cm ² /s]	"MAGI"/"NEUPAC"	"DOT3.5"/"NEUPAC"
2 (R=38.49cm)*	D 2 (Z=+36cm)*	φ TOTAL	8.91E+14	5.04E+22	7.27E+14	8.25E+14	0.82	0.93
		φ >1.0MeV	5.07E+13	2.87E+21	4.89E+13	4.34E+13	0.96	0.86
		φ >0.1MeV	4.31E+14	2.44E+22	3.34E+14	3.95E+14	0.77	0.91
1 (R=35.93cm)	D 1 (Z=+24cm)	φ TOTAL	1.38E+15	7.83E+22	1.31E+15	1.56E+15	0.95	1.12
		φ >1.0MeV	1.58E+14	8.95E+21	1.71E+14	2.21E+14	1.08	1.40
		φ >0.1MeV	7.95E+14	4.50E+22	7.50E+14	9.55E+14	0.94	1.20
2 (R=38.49cm)	D 3 (Z=0cm)	φ TOTAL	1.75E+15	9.90E+22	1.88E+15	2.07E+15	1.07	1.18
		φ >1.0MeV	1.80E+14	1.02E+22	2.42E+14	2.50E+14	1.35	1.39
		φ >0.1MeV	9.96E+14	5.63E+22	1.07E+15	1.23E+15	1.07	1.23
2 (R=38.49cm)	D 4 (Z=-24cm)	φ TOTAL	1.33E+15	7.51E+22	1.39E+15	1.50E+15	1.04	1.13
		φ >1.0MeV	1.16E+14	6.54E+21	1.50E+14	1.57E+14	1.29	1.36
		φ >0.1MeV	6.87E+14	3.89E+22	7.16E+14	8.23E+14	1.04	1.20

注) ・*1炉心中心からの径方向距離を示す。

・*2炉心中心レベルからの軸方向距離を示す。

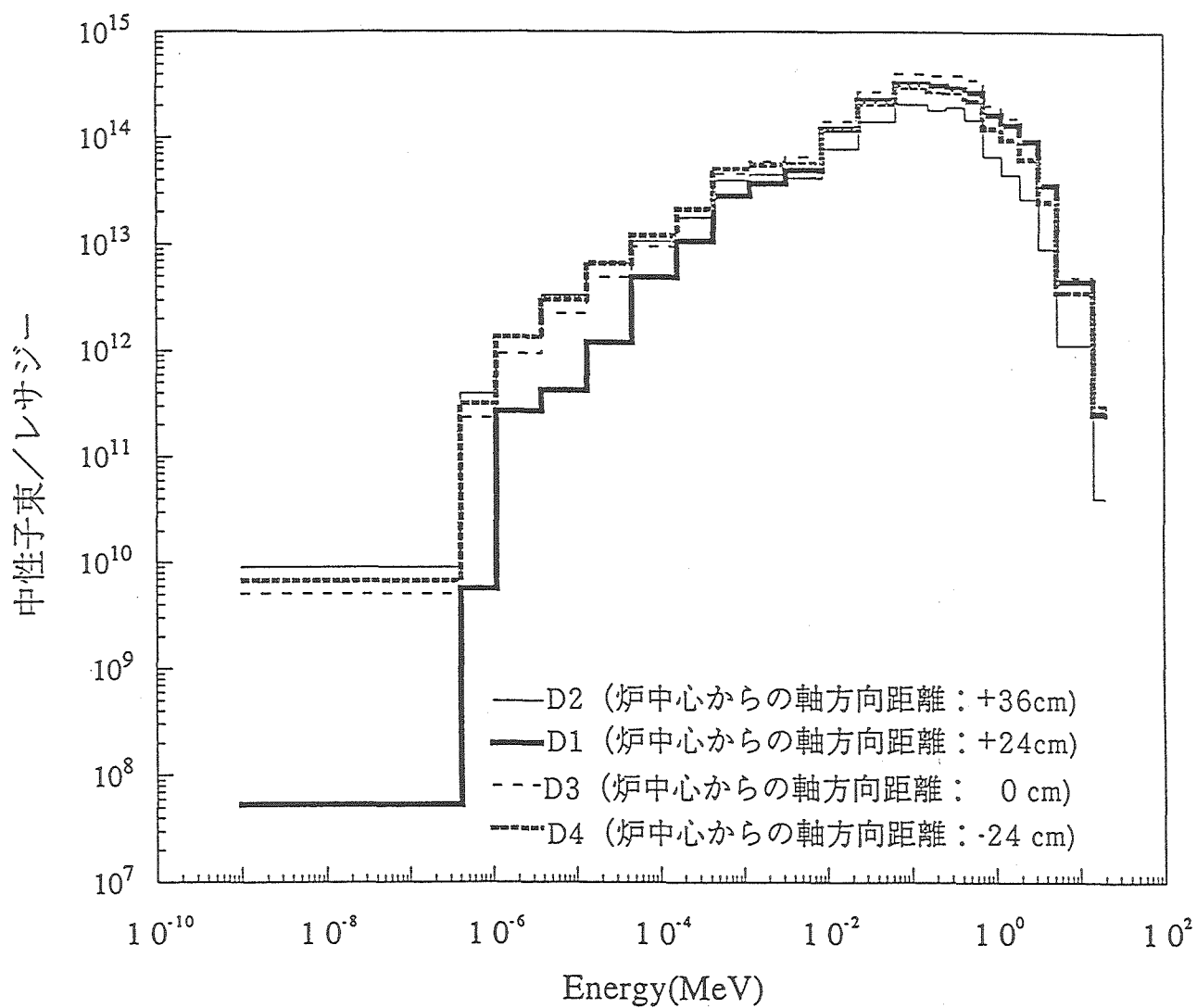


図6.1 アンフォールディング後の中性子スペクトル (JENDL-3)

[第6章の参考資料]

- ①技-9-182 ドシメータによる計測線付集合体 (INTA-S) の中性子照射量
評価結果

7. 異常監視技術の開発

本章では、炉雑音解析による炉内異常検知法の開発に関する成果をまとめた。

7.1 炉雑音解析の現状と今後の予定

(1) 概要

炉雑音解析における課題摘出のために現状と今後の予定についてまとめた。

(2) 炉雑音解析の課題

①「常陽」における原子炉出力ゆらぎの原因

原子炉出力(核出力)のゆらぎの原因は、次の事象に伴う反応度変化によるものであることが、これまでの炉雑音解析により明らかとなっている。

- ・原子炉入口温度のゆらぎ 0.02Hz 未満
- ・制御棒振動 0.02Hz～数 Hz

また、熱出力のゆらぎの原因は、原子炉出入口温度と 1 次冷却材流量のゆらぎによるものであるが、これらのゆらぎは、0.02Hz 未満の周波数領域で核計装信号ゆらぎと相関を示しているため、0.02Hz 未満すなわち約 50 秒以上の長い周期での熱出力のゆらぎについては、原子炉出力のゆらぎと同じ傾向を示すと考えられる。一方、高周波数領域については、原子炉出力の変動に伴う燃料の発熱量の変化と各部の温度変化、あるいは温度変化に伴う核的な反応度変化が相互にフィードバックされ、それぞれの時定数で変動する互いに相関のあるゆらぎと核分裂反応の発生確率等の相関のないランダムなゆらぎが混在していると考えられる。

② 100MW 第 31 サイクルの炉雑音測定試験における着目点

系統昇温時の炉雑音測定は、原子炉出力のゆらぎと系統温度の関係を調べるため、核計装信号ゆらぎの 0.02Hz 未満の周波数におけるパワースペクトルが系統温度の違いによって変動するかどうか調べるために実施した。また、定格運転時の炉雑音測定は、炉心の気泡通過等による原子炉出力のゆらぎが考えられる数 10Hz までの周波数領域の核計装信号ゆらぎと他のプロセス信号ゆらぎを測定し、これまでの炉雑音解析では評価されていない 4Hz～25Hz の周波数領域における通常運転時の原子炉出力ゆらぎのバックグラウンド特性を調べるために実施した。

③系統温度が上昇すると原子炉入口温度ゆらぎが大きくなる理由

2次冷却系の除熱量が一定の状態において系統温度が上昇すると、炉心支持板、冷却材及び炉内構造物等が熱膨張する。これにより、炉内の流動状況が変化し、集合体出口温度ゆらぎが大きくなり、1次冷却材のループ一巡後に原子炉入口温度が変化し、約 0.02Hz 未満(周期約 50 秒以上)の周波数領域でゆらぎが大きくなったと考えられる。

(3) 今後の予定

系統温度の上昇により原子炉入口温度ゆらぎが大きくなった原因を調べるため、2次系の除熱量一定とした状態で系統温度が異なる場合の原子炉出口温度ゆらぎと集合体出口温度ゆらぎを各列毎に測定し、原子炉入口温度ゆらぎとの相関を評価する試験を行い、プラント動特性解析コード"MIMIR-N2"等による熱流動解析結果と比較を行う。また、定格運転時の炉雑音測定を行い、数 10Hz までの周波数領域の核計装信号ゆらぎについて、シミュレーション解析結果と比較し、モデルを検証する。

7.2 炉雑音シミュレーションプログラムの作成

(1) 概要

炉雑音法による炉内早期異常検知法の開発に資するため、炉心の気泡通過等の異常による原子炉出力ゆらぎをシミュレーションするプログラムを作成し、この検証として原子炉入口温度ゆらぎによる原子炉出力ゆらぎをシミュレーションした。

(2) シミュレーションの内容

本プログラムは、制御棒反応度やフィードバック反応度を求めて 1 点炉近似動特性方程式をルンゲ-クッタ法で解き、原子炉出力(核出力)のゆらぎを計算するものである。この検証として、100MW 第 31 サイクルのステップ応答試験における短時間のフィードバック反応度投入時の原子炉出力の変化を計算し、実測の核計装信号と比較したほか、実測の原子炉入口温度ゆらぎを用いて原子炉出力のゆらぎを計算し、通常運転中に実測した核計装信号ゆらぎと比較した。

(3) シミュレーション結果

原子炉熱出力 89.28MW で実施したステップ応答試験(7/16 実施分)では、出力上昇操作による原子炉出力(核計装)の変化は 2.4%であった。これに対して、シミュレーションによる原子炉出力の変化は 2.7%で実測とほぼ一致し、本プログラムは短時間のフィードバック反応度をよくシミュレーションできることを確認した。

また、図 7.1 は第 31 サイクル MOC の実測の核計装信号ゆらぎを示したものであり、図 7.2 は実測の原子炉入口温度ゆらぎを用いて原子炉出力のゆらぎをシミュレートしたものである。両者を比較すると、0.02Hz 未満の周波数(周期 50 秒以上)の長い周期の原子炉出力ゆらぎはほぼ等しく、図 7.3 のパワースペクトルもこの周波数未満の領域ではほぼ一致していることから、炉雑音シミュレーションプログラムによって、原子炉入口温度ゆらぎによる 0.02Hz 未満の周波数領域のゆらぎを模擬できることがわかった。一方、図 7.3 のパワースペクトルをみると、両者は 0.02Hz 以上の周波数で差が生じている。これは、現状の炉雑音シミュレーションプログラムが制御棒振動等による反応度変化を考慮していないためであり、今後、制御棒振動モデル等を追加してこれらの事象による原子炉出力ゆらぎのシミュレーションを実施する。

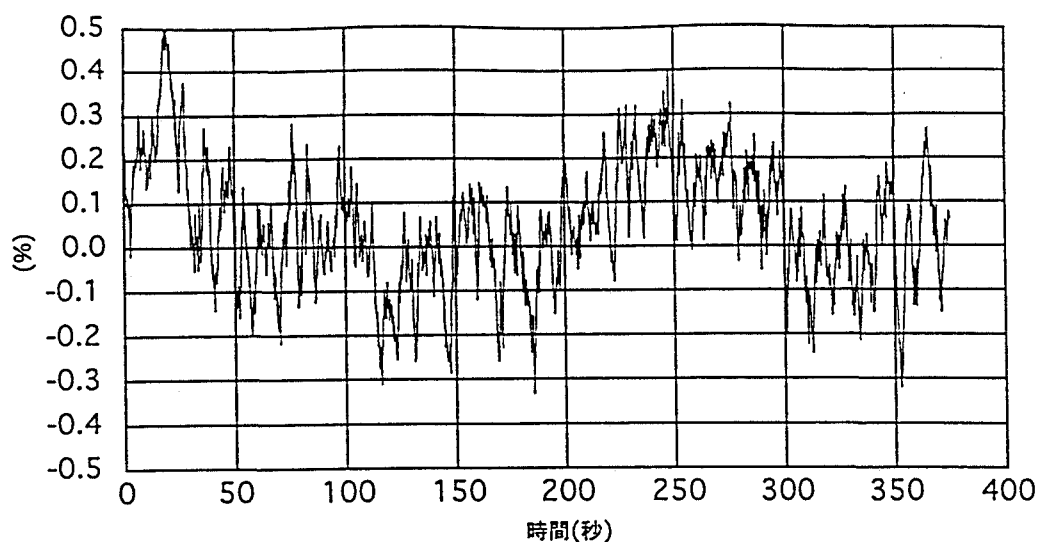


図7.1 核計装(出力系中性子検出器ch.6)信号ゆらぎ

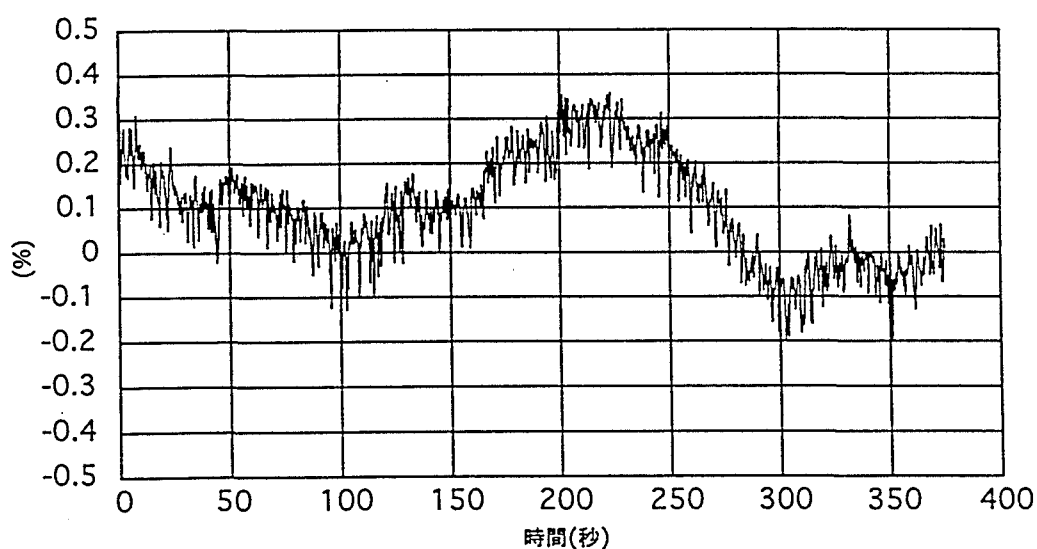


図7.2 シミュレーションによる原子炉出力のゆらぎ

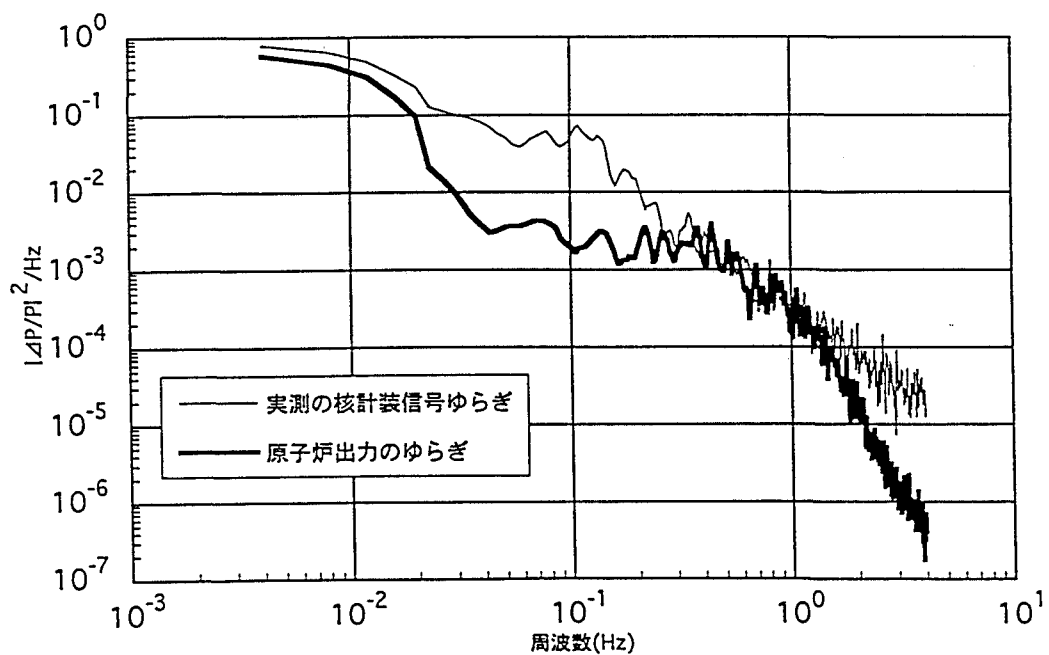


図7.3 核計装(出力系中性子検出器ch.6)信号ゆらぎと
シミュレーションによる原子炉出力のゆらぎの
パワースペクトルの比較

7.3 100MW 第 31 サイクル定格運転時の炉雑音解析

(1) 概要

100MW 第 31 サイクル定格運転時において炉雑音測定を行い、原子炉入口温度ゆらぎと制御棒振動に伴い原子炉出力にゆらぎがみられる 4Hz 未満と、気泡通過等の異常により原子炉出力がゆらぐと予想される 4Hz～25Hz の周波数領域の原子炉出力ゆらぎの特性を調べた。

(2) 測定及び解析方法

原子炉出力及び原子炉出入口温度等が安定な状態において、核計装(出力系中性子検出器 ch.6～ch.8)信号等を採取した。解析では、核計装信号ゆらぎの平均値とその偏差により規格化処理を行った後、パワースペクトルを求めた。

(3) 解析結果

図 7.4 に核計装信号ゆらぎのパワースペクトルを示す。0.02Hz 未満と 0.02Hz～4Hz 未満の周波数領域では、原子炉入口温度ゆらぎと制御棒振動に伴う反応度変化の影響による原子炉出力のゆらぎがみられる。特に、0.02Hz～4Hz 未満の周波数領域では、制御棒振動の影響により制御棒の挿入度が深い BOC から EOC の順にパワースペクトルが低下する傾向を示した。これは、これまでの運転サイクルにおいて共通して観測されてきた現象である。

また、図 7.5 に核計装信号ゆらぎの 4Hz～25Hz の周波数領域のパワースペクトルを示す。10Hz と 20Hz の周波数には、BOC から EOC を通してピークがみられるが、この現象は、第 30 サイクルでもみられているため、この周波数領域において定常的に発生する現象と考えられる。なお、この現象は、制御棒の固有振動数である 1Hz 以下の微小振動に伴う反応度変化が影響し、原子炉出力がゆらぐため発生したものと考えられる。

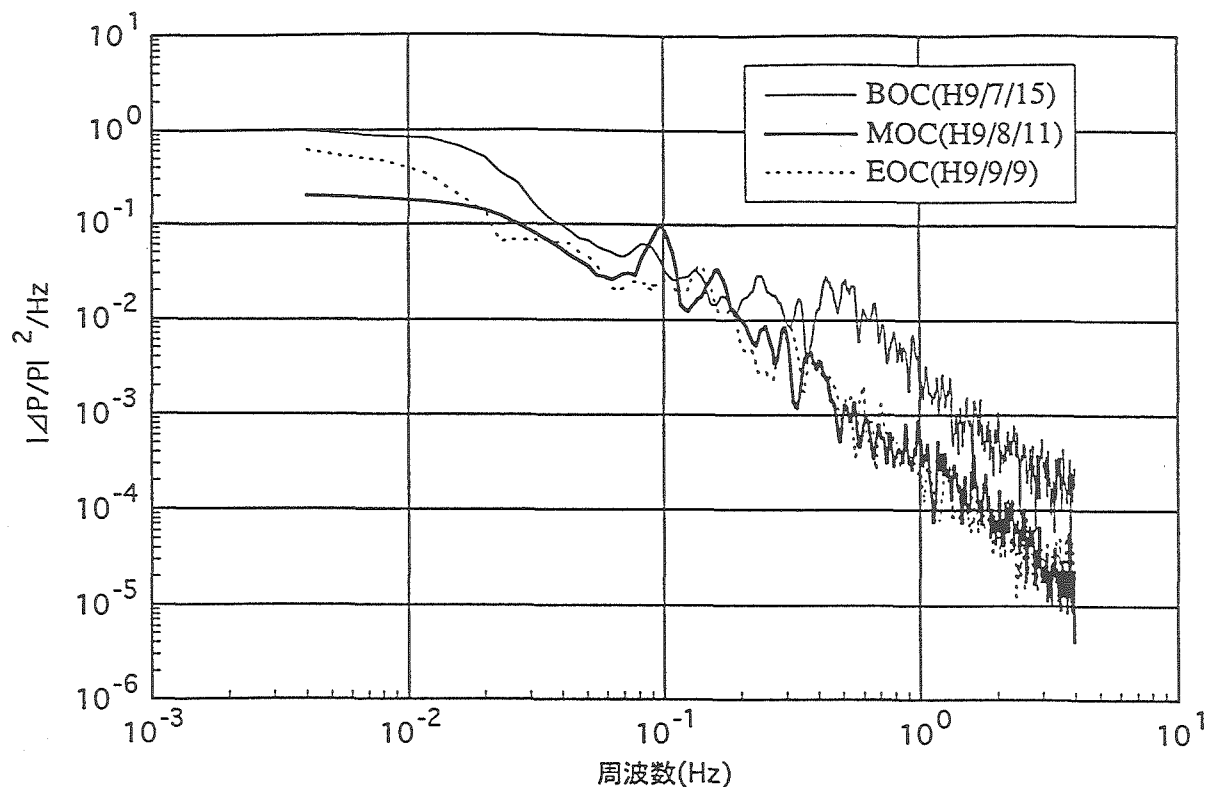


図7.4 100MW第31サイクルにおける核計装(出力系中性子検出器ch.6)
信号ゆらぎのパワースペクトルの経時変化
(サンプリング間隔0.125秒)

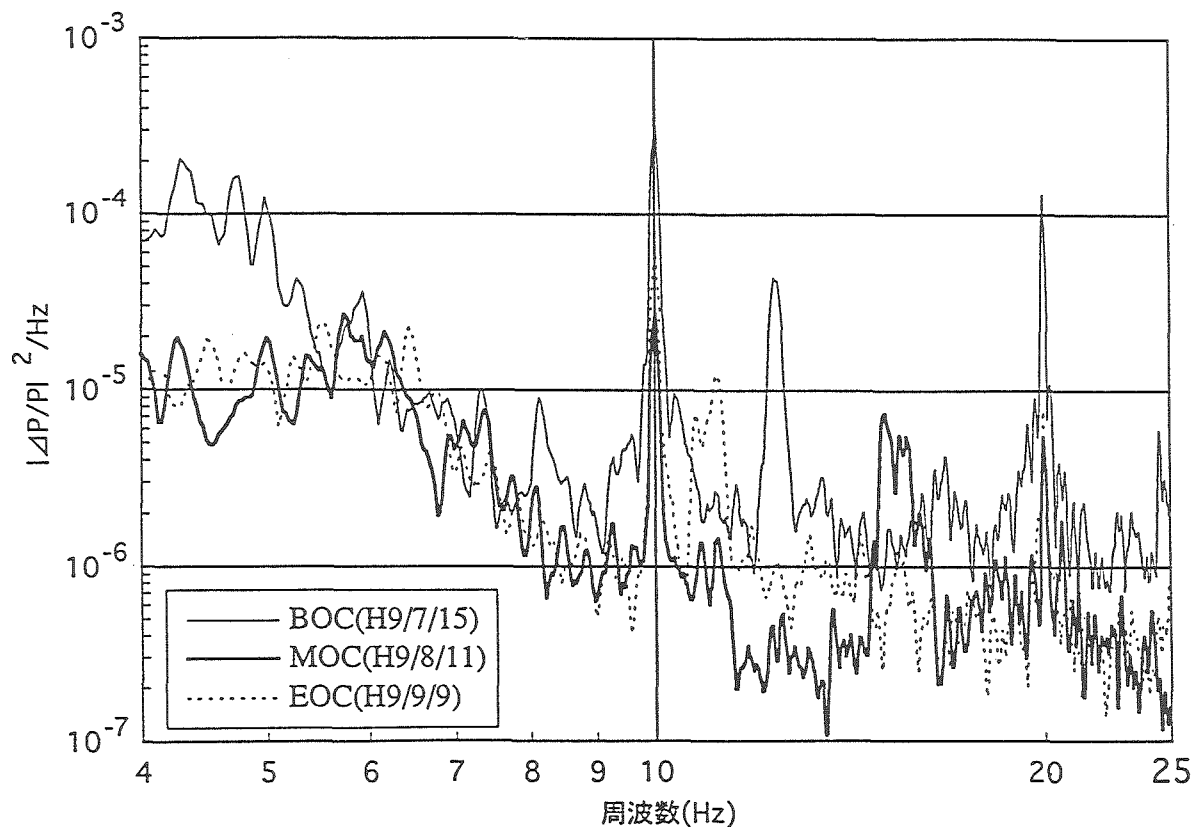


図7.5 100MW第31サイクルにおける核計装(出力系中性子検出器ch.6)
信号ゆらぎのパワースペクトルの経時変化
(サンプリング間隔0.02秒)

[第7章の参考資料]

- ①技-9-153 炉雑音解析の現状と今後の予定について
- ②技-9-171 炉雑音シミュレーションプログラムの作成（その1）
- ③技-9-175 第31サイクル定格運転時の炉雑音解析結果

8. 燃料破損診断技術の開発

本章では、温度制御型材料照射装置 (MARICO) 試料の破断に伴う放射化タグガスの分析と FFD 特性試験装置 2 号機の製作および機能確認に関する成果をまとめた。また、オンライン γ 線モニタの LAN 接続に関する成果をまとめた。

8.1 100MW 第 31 サイクルにおける MARICO タグガスの分析

(1) 概要

100MW 第 31 サイクル運転時に、オンライン γ 線モニタ (OLGM) により検出した温度制御型材料照射装置 (MARICO) 試料の破断について、OLGM 信号の上昇と FFD 特性試験のカバーガスサンプリング結果により、MARICO 試料から放出された放射化タグガス量とその組成比を評価した。

(2) 評価方法

破断検知後に実施した FFD 特性試験で求めたカバーガス中の Xe の放射能濃度 (Bq/cc) を用いて、破断による OLGM 信号値の増加分にカバーガス体積 (6.5×10^6 cc) を乗じて MARICO から放出された放射化タグガス量を求めた。OLGM 信号の推移を図 8.1 に示す。

参考として、第 29、第 30 サイクル時の OLGM 信号の推移を図 8.2 に示す。

(3) 評価結果

第 31 サイクル運転時に検出された 8 回 (7 月 20 日、23 日、8 月 4 日、8 日、18 日、21 日、26 日、31 日) のタグガス放出データを第 29、第 30 サイクル運転時におけるタグガス放出データと比較して表 8.1 に示す。放出量は $10^8 \sim 10^{10}$ Bq のオーダーにあり、第 29、第 30 サイクルと比較しても大きく外れたものはなかった。また、図 8.1 の OLGM 信号の推移より、7 月 20 日、8 月 4 日、18 日の第 1 回、第 3 回、第 5 回目は、他と比べて緩やかに上昇しておりスローリークであると考えられる。

また、同位体組成比を調べるため、 ^{125}Xe に対する比を表 8.1 に示したが、放射化量は飽和に達するまでの照射日数に依存するため、破断までの照射日数を併せて示した。表 8.1 より、長半減期の放射化核種である ^{127}Xe 、 $^{129\text{m}}\text{Xe}$ 、 $^{131\text{m}}\text{Xe}$ は、照射日数の増加とともに放出量が増加する傾向にあるが、7 月 20 日の第 1 回目

と7月23日の第2回目については、他と異なる同位体組成比であった。一方、短半減期である $^{133\text{m}}\text{Xe}$ 、 ^{135}Xe の同位体組成比は、概ね一定していた。

表8.1 タグガスのカバークラスへの放出量と¹²⁵Xeに対する比

核 種		半減期	カパーガスへの放出量 (Bq)										
			29cy (1～3) ^{*1}	30cy (1～8)	31cy (1～8)	31cy-1 (4.4d) ^{*3} 7/20 ^{*4}	31cy-2 (7.3d)	31cy-3 (19.1d)	31cy-4 (23.0d)	31cy-5 (33.1d)	31cy-6 (36.1d)	31cy-7 (40.2d)	31cy-8 (43.9d)
放射化 タグガス	¹²⁵ Xe	16.9 h	8.3 ⁸ ～3.2 ⁹ ^{*2}	3.0 ⁸ ～1.5 ⁹	1.7 ⁹ ～3.8 ⁹	1.7 ⁹	3.8 ⁹	1.7 ⁹	2.0 ⁹	2.2 ⁹	2.1 ⁹	2.7 ⁹	1.6 ⁹
	¹²⁷ Xe	36.4 d	8.2 ⁷ ～4.3 ⁸	8.7 ⁷ ～6.5 ⁸	5.2 ⁸ ～1.4 ⁹	5.2 ⁸	6.8 ⁸	6.3 ⁸	8.2 ⁸	7.0 ⁸	1.1 ⁹	1.4 ⁹	9.1 ⁸
	^{129m} Xe	8.89 d	1.7 ⁹ ～3.5 ⁹	1.1 ⁹ ～7.4 ⁹	2.7 ⁹ ～1.0 ¹⁰	2.7 ⁹	3.1 ⁹	5.8 ⁹	8.9 ⁹	7.1 ⁹	9.0 ⁹	1.0 ¹⁰	7.9 ⁹
	^{131m} Xe	11.9 d	1.0 ⁹ ～2.7 ⁹	7.2 ⁸ ～6.5 ⁹	2.1 ⁹ ～7.9 ⁹	2.1 ⁹	2.2 ⁹	4.3 ⁹	7.3 ⁹	5.8 ⁹	7.7 ⁹	7.9 ⁹	6.8 ⁹
放射化タグガス+ バックグラウンド	¹³³ Xe	5.25 d	8.7 ⁸ ～2.2 ⁹	4.1 ⁸ ～2.9 ⁹	1.3 ⁹ ～3.9 ⁹	1.3 ⁹	2.0 ⁹	2.3 ⁹	3.9 ⁹	3.2 ⁹	3.5 ⁹	3.9 ⁹	3.1 ⁹
	^{133m} Xe	2.19 d	1.5 ⁸ ～3.6 ⁸	6.2 ⁷ ～5.0 ⁸	3.9 ⁸ ～6.6 ⁸	3.9 ⁸	5.1 ⁸	4.0 ⁸	6.3 ⁸	4.4 ⁸	5.7 ⁸	6.6 ⁸	5.6 ⁸
	¹³⁵ Xe	9.10 h	9.3 ⁷ ～1.9 ⁸	9.3 ⁷ ～4.5 ⁸	3.1 ⁸ ～6.3 ⁸	3.1 ⁸	4.2 ⁸	3.7 ⁸	6.3 ⁸	3.6 ⁸	5.5 ⁸	5.6 ⁸	5.0 ⁸
125Xeに対する比													
核 種	半減期	29cy (1～3) ^{*1}	30cy (1～8)	31cy (1～8)	31cy-1 (4.4d) 7/20	31cy-2 (7.3d)	31cy-3 (19.1d)	31cy-4 (23.0d)	31cy-5 (33.1d)	31cy-6 (36.1d)	31cy-7 (40.2d)	31cy-8 (43.9d)	
		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
放射化 タグガス	¹²⁵ Xe	16.9 h	0.04～0.16	0.22～0.44	0.18～0.56	0.30	0.18	0.38	0.40	0.32	0.51	0.50	0.56
	¹²⁷ Xe	36.4 d	0.56～1.99	1.55～4.97	0.83～4.90	1.57	0.83	3.48	4.36	3.25	4.25	3.70	4.90
	^{129m} Xe	8.89 d	0.34～1.24	1.24～4.39	0.60～4.23	1.18	0.60	2.59	3.60	2.70	3.63	2.93	4.23
	^{131m} Xe	11.9 d	0.38～1.05	0.80～1.98	0.54～1.92	0.75	0.54	1.40	1.92	1.46	1.67	1.45	1.91
放射化タグガス+ バックグラウンド	¹³³ Xe	5.25 d	0.10～0.18	0.14～0.33	0.14～0.35	0.22	0.14	0.24	0.31	0.20	0.27	0.25	0.35
	^{133m} Xe	2.19 d	0.06～0.11	0.11～0.31	0.11～0.31	0.18	0.11	0.23	0.31	0.17	0.26	0.21	0.31
	¹³⁵ Xe	9.10 h											

*1: タグガス放出回数 *3: タグガス放出までの照射日数

*2: 3.2°は3.2×10°を示す。 *4: タグガス放出の検出月日

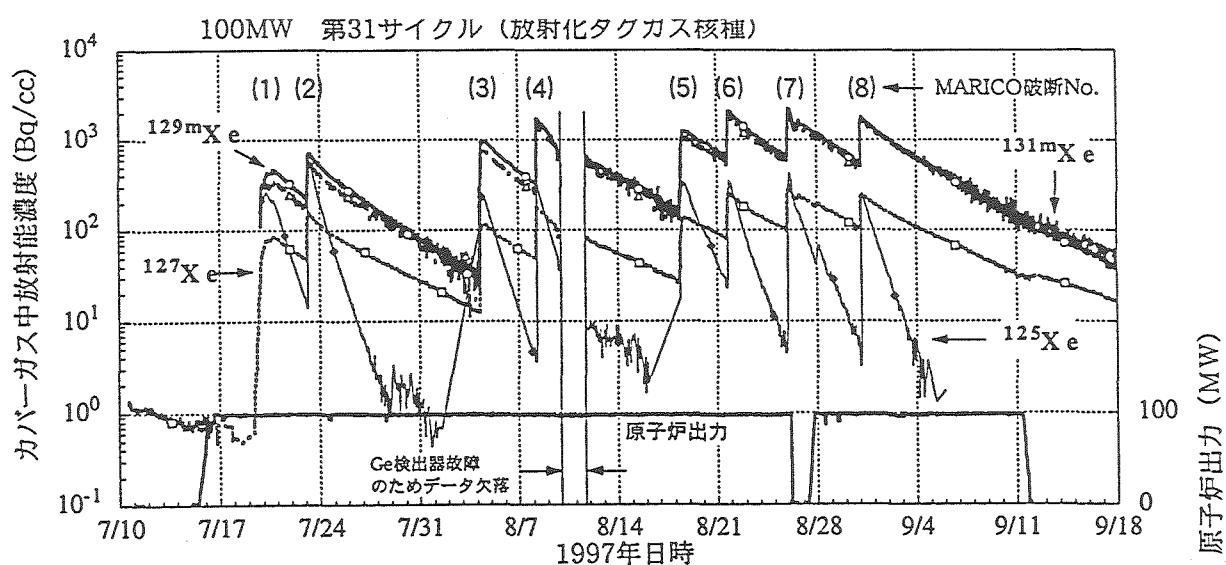


図8.1 OLGMによるカバーガス中放射能濃度測定結果
(100MW第31サイクル)

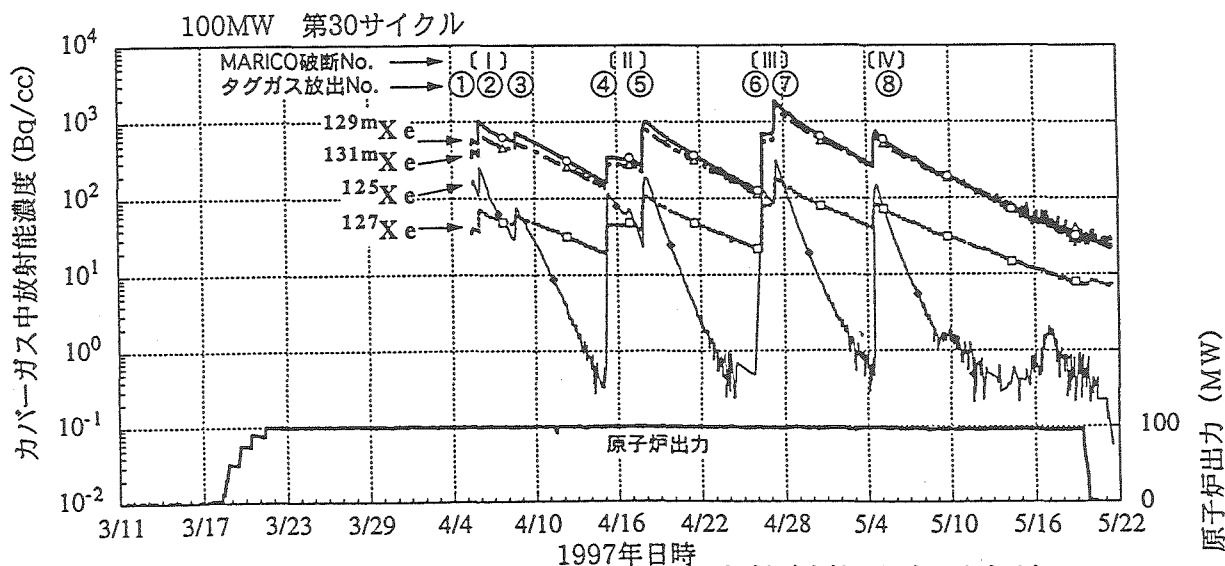
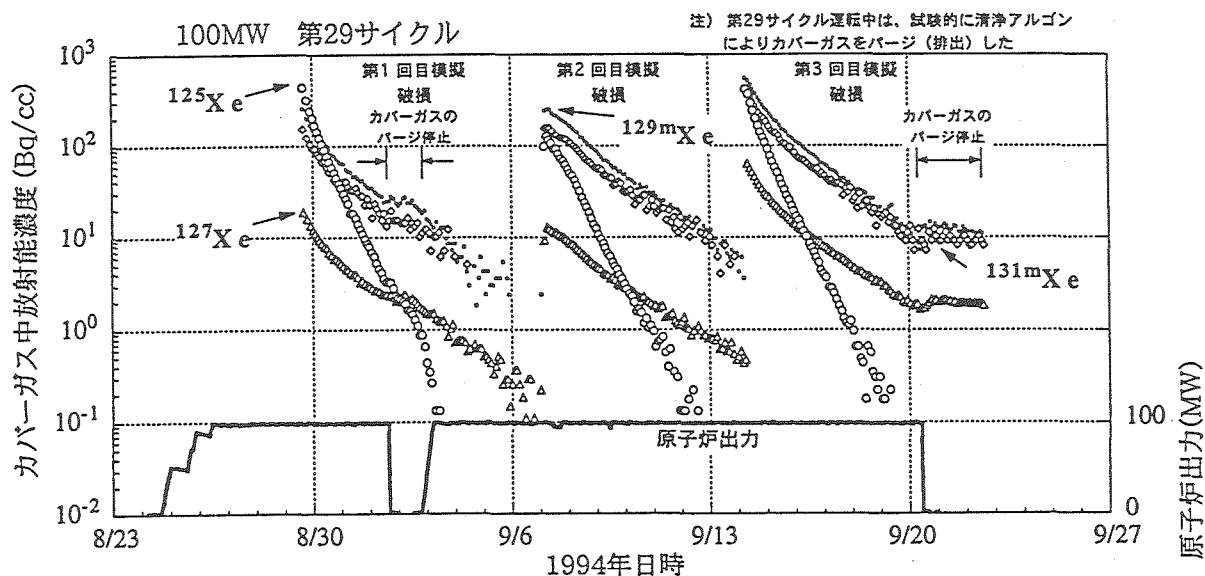


図8.2 OLGMによるカバーガス中放射能濃度測定結果
(100MW第29,第30サイクル)

8.2 オンライン γ 線モニタ信号の LAN 接続

(1) 概要

格納容器内に設置されているオンライン γ 線モニタ(OLGM)システムを大洗工学センター基幹 LAN に接続し、OLGM で測定した希ガス核種の γ 線計数率データを格納容器外で取得できるようにした。

(2) 接続内容

図 8.3 に示すように、格納容器内の R-601 に設置されている OLGM システムに LAN 接続用パソコンを追加し、大洗工学センター基幹 LAN に接続した。この LAN 接続用パソコンに標準搭載されたファイル転送機能(FTP)により、OLGM による希ガス核種の γ 線計数率データを LAN に転送する。また、OLGM システムの LAN 接続に伴い、解析系パソコンから LAN 接続用パソコンに測定データを転送し、追記型テキストファイルを作成するための転送プログラムを作成した。

(3) 実行方法

LAN 接続用パソコンのデスクトップ上で OLGM.EXE を起動し、測定データの転送プログラムを実行する。その後、測定系パソコン及び解析系パソコンの OLGM 用プログラムを実行する。これらのプログラムの操作は従来と同じである。

(4) 結果

従来は、格納容器内に入域しなければ OLGM 測定データが取得できなかったが、LAN 接続により格納容器外(課室等)の LAN 接続パソコンでデータ取得ができるようになった。

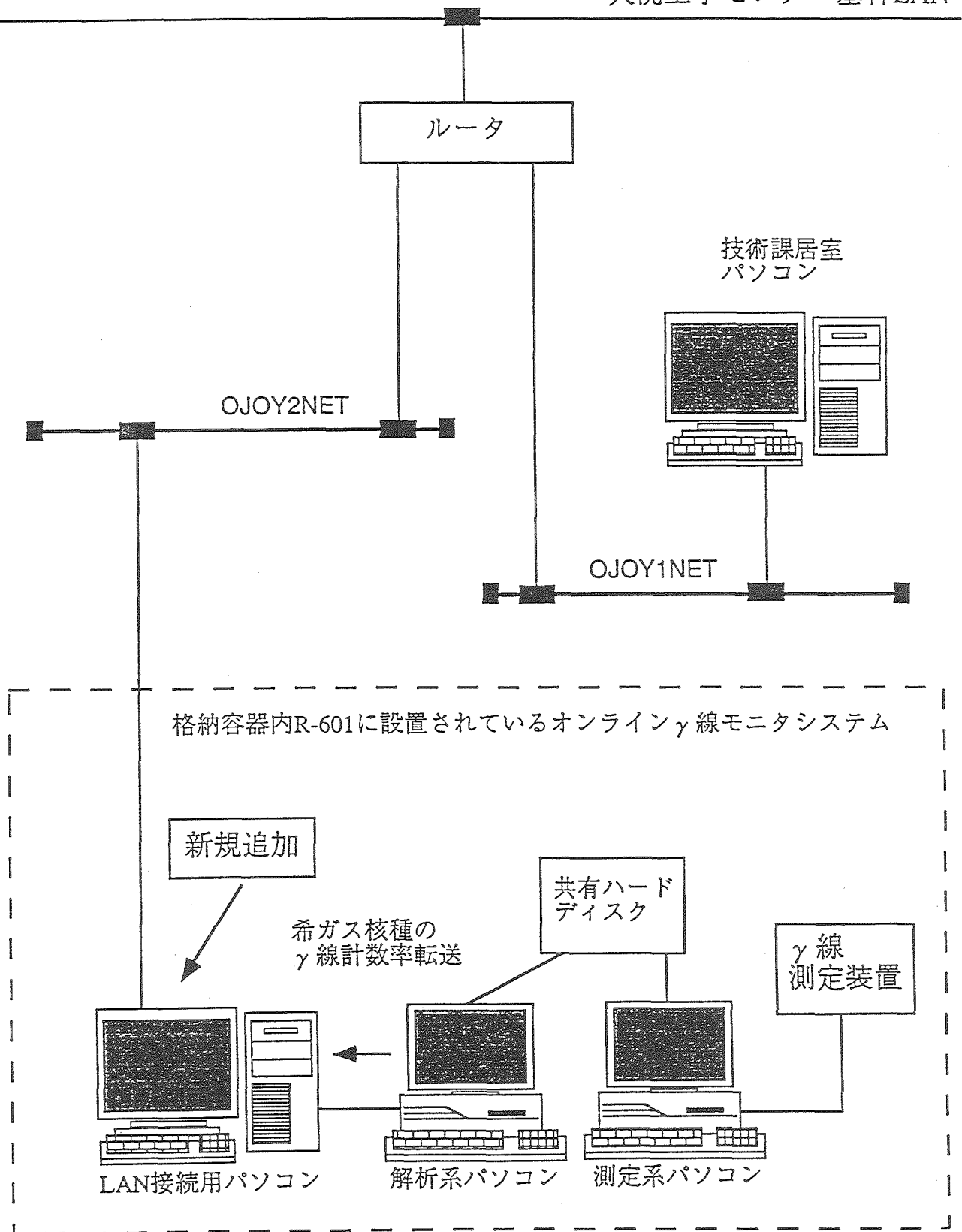


図8.3 オンラインγ線モニタシステムのLAN接続図

8.3 FFD 特性試験装置 1 号機と 2 号機を用いた Xe、Kr の放射能濃度の比較

(1) 概要

100MW 第 32 サイクルでは、FFD 特性試験において、新たに製作した試験装置（以下 2 号機）を用いて前処理の濃縮操作を実施した。そこで、2 号機を用いて濃縮した 1 次系カバーガス中の Xe、Kr 放射能濃度と従来の FFD 特性試験装置（以下 1 号機）を用いて濃縮した 1 次系カバーガス中の Xe、Kr 放射能濃度を比較した。

(2) 結果

12/17 にサンプリングした試料の測定データの結果を表 8.2 に示す。2 号機で濃縮操作を行った試料が 1 号機の試料に対して Xe で平均 17%、Kr で 6%ほど高い結果が得られた。今回の評価に用いた核種のデータは、検出された 6 核種のうちエリアカウントの多い 3 核種のものであるが、2 号機では、1 号機と比較して Kr が少なく、Xe が多い傾向がみられることがわかった。

(3) 考察

1 号機と 2 号機の測定値が異なる原因としては、測定用のバイアルに封入後も吸着床に Kr、Xe が残っている可能性があり、活性炭への吸着効率と回収に関する問題が考えられる。また、試料ガス量をいずれも 300cc で統一していることおよび温度補正において室温と試料ガス温度が一致していない可能性があることについても、誤差の生じる一因であると考えられる。今後、この対策を検討することとする。

表 8.2 Xe および Kr のカバーガス中の放射能濃度

核種	一次系カバーガス中の放射能濃度 (Bq/Ncc)		1 号機 / 2 号機
	1 号機 (「常陽」)	2 号機 (分析棟)	
^{133}Xe	2.05×10^0	2.42×10^0	1.18
^{135}Xe	6.77×10^1	7.85×10^1	1.16
$^{85\text{m}}\text{Kr}$	2.80×10^1	2.97×10^1	1.06

[第 8 章の参考資料]

- ①技-9-156 MARICO タグガスの分析結果
- ②技-9-203 オンライン γ 線モニタ信号の LAN 接続
- ③技-9-205 FFD 特性試験装置 1 号機と 2 号機を用いた Xe、Kr の放射能濃度の比較

9. 線源挙動評価

本章では、トリチウム濃度分布測定の結果をまとめた。

9.1 100MW 第 31 サイクルのトリチウム濃度分布測定

(1) 概要

「常陽」のプラント各部におけるトリチウム挙動を把握し、挙動解析コードの検証データを取得するため、100MW 第 31 サイクル運転時にトリチウム濃度分布測定試験を実施した。

(2) 捕集装置および捕集場所

①コールドトラップ式捕集装置（以下 CT と略す）：ガス（HT、TT）および水（HTO）を捕集する。

②ハンディクーラー式捕集装置（以下 HC と略す）：水（HTO）のみを捕集する。上記の捕集装置を用いて、格納容器および 2 次系主配管室で捕集を行った。

(3) 測定結果

①図 9.1 に 2 次系主配管室の空气中トリチウム濃度を示す。第 31 サイクル運転中の 2 次系主配管室の空气中トリチウム濃度は $(0.6 \sim 1.0) \times 10^{-4} \text{Bq/cc}$ であり、第 30 サイクル運転中と同程度であった。また、外部電源喪失により原子炉停止、再起動を行った 8 月 26 日～27 日において、炉停止に伴う空气中トリチウム濃度の減少および起動に伴う上昇がみられ、2 次系主配管室のトリチウム濃度はプラントの運転状況の変化に対して敏感に反応することがわかった。プラント運転状況に対する各部屋のトリチウム濃度の反応の違いは、部屋体積に対する配管の表面積の比が原因と考えられ、2 次系主配管室は、部屋体積が小さく、配管が多いため、プラントの運転状況の変化に対して敏感に反応すると考えられる。

②図 9.2 に格納容器の空气中トリチウム濃度を示す。第 31 サイクル運転中の格納容器の空气中トリチウム濃度は $(5.0 \sim 8.0) \times 10^{-5} \text{Bq/cc}$ で、バックグラウンドの 5～10 倍であった。また、格納容器の空气中トリチウム濃度は、運転中と運転停止後で、大きな差はなく、プラントの運転に依存しないことがわかった。

これは、部屋体積に対して、トリチウムが放出される部位の面積が小さいことが原因と考えられる。

③空気中のトリチウムの化学形態は、2次系主配管室においては、ガス状トリチウム濃度は水状トリチウム濃度の約20%であり、第30サイクルと同程度であった。ただし、格納容器においてはHC、CTの測定値に有意な差はなく、ガス状のトリチウムを評価できなかった。これは、格納容器は部屋体積が大きく、空気より軽いガス状のトリチウムは上昇し、上側に滞留することためと考えられ、今後、格納容器内の測定位置を変えることにより、確認することとする。

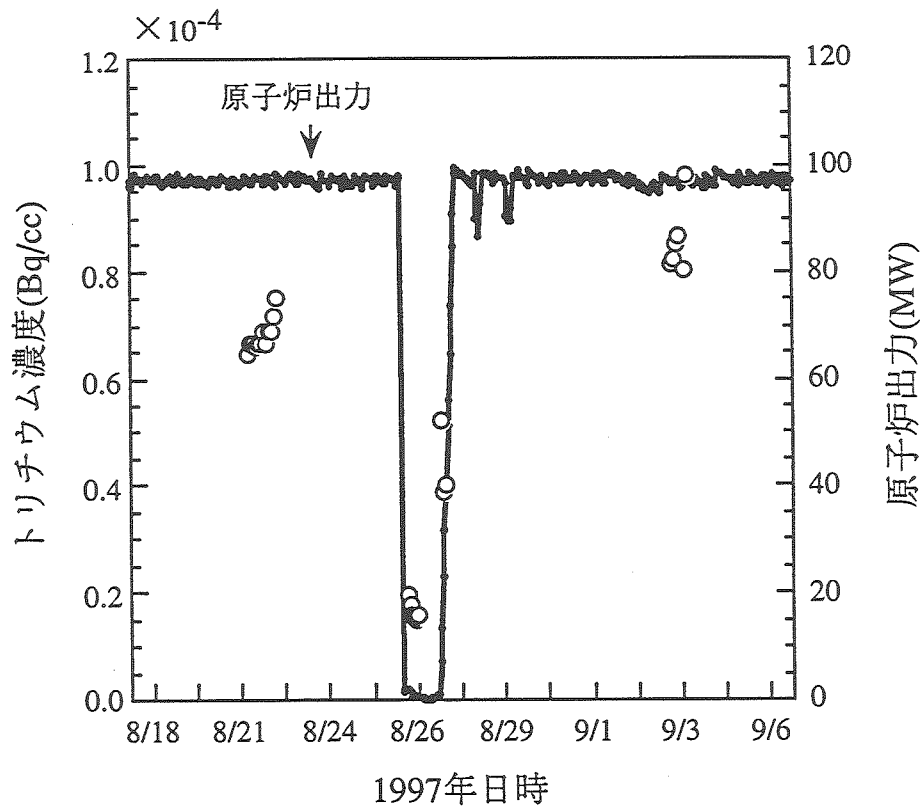


図9.1 100MW第31サイクルにおける
2次系主配管室の空气中トリチウム濃度

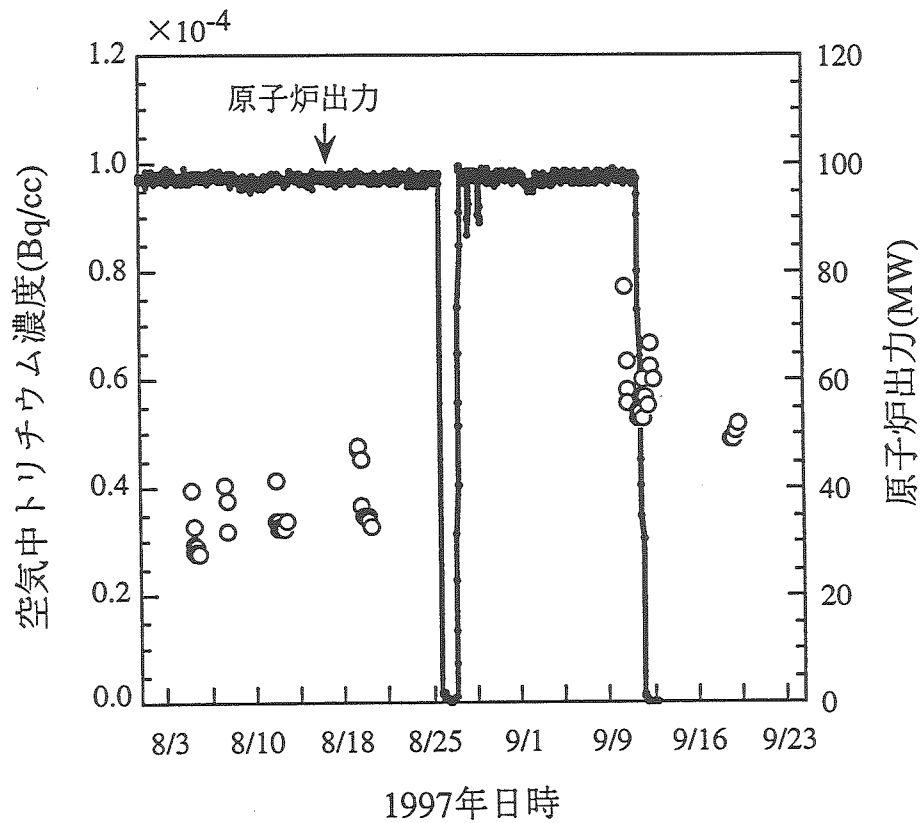


図9.2 100MW第31サイクルにおける
格納容器の空气中トリチウム濃度

[第9章の参考資料]

①技-9-192 トリチウム濃度分布測定結果（第31サイクル）

10. その他の試験研究

本章では、MK-I 調整棒中のトリチウム生成量評価および避難対策検討のための MK-III 条件での事故時の被ばく線量評価に関する成果をまとめた。

10.1 MK-I 調整棒のトリチウム生成量

(1) 概要

制御棒中のトリチウム生成量評価に資するため、PIE の実施された MK-I 調整棒中のトリチウム生成量を概算した。

(2) 方法

評価対象は、PIE 試験が実施された MK-I 調整棒：TTJC01～TTJC08 とした。

これら調整棒については、計算コード"VOLTEX"により、 ^{10}B の燃焼度 ($^{10}\text{B}(\text{n}, \alpha)^7\text{Li}$ と $^{10}\text{B}(\text{n}, 2\alpha)\text{T}$ 反応による) が詳細に評価されているため、その結果を基にトリチウム生成量を概算することとした。

制御棒におけるトリチウム生成率は、照射期間中ほぼ一定の値である。また、生成は $^{10}\text{B}(\text{n}, 2\alpha)\text{T}$ 、 $^{11}\text{B}(\text{n}, ^9\text{Be})\text{T}$ 反応によるものが支配的であり、 $^{10}\text{B}(\text{n}, \alpha)^7\text{Li}(\text{n}, \text{n}')\text{T}$ 反応の寄与は無視できる。これより、今回、下記の式を用いてトリチウム生成量を近似的に求めた。

トリチウム生成量=

^{10}B 燃焼度 (capture/cc) $\times$ B4C ペレット体積(cc) $\times$ 換算係数(n/capture)

$$\text{換算計数} = \frac{N_{\text{B-10}} \sum_{g=1}^{21} \left(\sigma_g^1 \phi_g + \frac{N_{\text{B-11}}}{N_{\text{B-10}}} \sigma_g^2 \phi_g \right)}{N_{\text{B-10}} \sum_{g=1}^{21} \left(\sigma_g^1 \phi_g + \sigma_g^3 \phi_g \right)} = 5.2 \times 10^3$$

ここで、

N： 原子数密度 (^{10}B と ^{11}B の数密度比は濃縮度を 91wt/o として算出)

σ ： 反応断面積 (添字 1～3 は下記の反応に対応)

1： $^{10}\text{B}(\text{n}, 2\alpha)\text{T}$ 2： $^{11}\text{B}(\text{n}, ^9\text{Be})\text{T}$ 3： $^{10}\text{B}(\text{n}, \alpha)^7\text{Li}$

ϕ ： 中性子束

である。 σ には JENDL3.2 から作成した 21 群の無限希釈断面積を用いた。また、MK-I と MK-II の制御棒 B4C 部のスペクトルの差は小さいものとし、 ϕ には MK-II 炉心の値（輸送解析コード”DORT”による解析値）を用いた。

(3) 結果

結果を表 10.1 に示す。これより、最も燃焼した TTJC07 でトリチウム生成量は、約 $9 \times 10^{21}(\text{n})$ であった。

表10.1 MK-I調整棒中のトリチウム生成量

調整棒	照射日数 (EFPD)	集合体平均燃焼度 (capture/cc)	トリチウム 生成量(n)
TTJC01	90.6	5.6E+20	2.5E+21
TTJC02	134.3	7.0E+20	3.2E+21
TTJC03	43.7	2.4E+20	1.1E+21
TTJC04	30.0	3.0E+20	1.4E+21
TTJC05	69.3	6.1E+20	2.8E+21
TTJC06	120.8	1.2E+21	5.4E+21
TTJC07	216.4	1.9E+21	8.6E+21
TTJC08	93.2	7.8E+20	3.5E+21

体積=7ピン $\times(0.75\times0.75\times\pi)\times70\text{cm}=865.90(\text{cm}^3)$

10.2 MK-Ⅲ条件での事故時の被ばく線量計算

(1) 概要

茨城県原子力防災対策検討委員会からの質問回答に資するため、「常陽」設置変更許可申請その15（以下、申請書とする）の安全評価に用いた条件で、仮想事故および重大事故時における「常陽」周辺地域（敷地境界～8km）での被ばく線量を求めた。

(2) 計算条件

放射性物質の放出量：

申請書の添付書類10の評価条件に基づき、仮想事故および重大事故の各々について、排気筒および地上から放出される希ガス、よう素、プルトニウムの放出量を核種毎に求めた。計算では、申請書の条件と同様に、放出経路での減衰等を考慮した。

「常陽」周辺の気象条件：

申請書の添付書類6の評価手法に基づき、海側を除く9方位について炉心から8km離れた位置までの相対濃度（ χ/Q ）および相対線量（ D/Q ）を"PANDA"コードを用いて求めた。

「常陽」周辺地域での被ばく線量：

申請書の添付書類10の評価手法に基づき、炉心から1、2、5、8km離れた位置および敷地境界での希ガス、よう素、プルトニウムによる被ばく線量を計算した。各位置での被ばく線量は、申請書の方法と同様に、排気筒放出および地上放出における9方位中の最大値を加算することとした。

(3) 計算結果

各位置での被ばく線量計算結果を、申請書の添付書類10に記載されている被ばく線量とともに表10.2に示す。

被ばく線量は、排気筒放出と地上放出の各々について、気象条件により最大値を与える方向が異なるため、単純に距離の関数で表わすことはできないが、炉心から離れるにしたがって被ばく線量は小さくなる。

表10.2 各位置での被ばく線量計算結果

単位: μSv

仮想事故	申請書 評価位置	炉心からの距離			
		1 km	2 km	5 km	8 km
よう素による甲状腺(成人)の組織線量当量	5.0×10^4	1.3×10^4	8.1×10^3	4.1×10^3	2.9×10^3
γ 線による全身に対する線量当量 希ガス スライヤン及び直接線	1.5×10^3	9.6×10^2	6.8×10^2	4.1×10^2	2.9×10^2
	9.5×10^2	9.0×10^2	6.8×10^2	4.1×10^2	2.9×10^2
	5.9×10^2	5.9×10^1	$< 10^{-1}$	$< 10^{-1}$	$< 10^{-1}$
希ガス β 線による全身に対する線量当量	2.0×10^3	1.3×10^3	1.1×10^3	6.3×10^2	4.6×10^2
アルミニウムによる組織線量当量 肺 骨表面 肝	2.4×10^4	6.3×10^3	4.0×10^3	2.0×10^3	1.4×10^3
	9.9×10^4	2.6×10^4	1.6×10^4	8.3×10^3	5.9×10^3
	1.8×10^4	4.6×10^3	2.9×10^3	1.5×10^3	1.1×10^3

単位: μSv

重大事故	申請書 評価位置	炉心からの距離			
		1 km	2 km	5 km	8 km
よう素による甲状腺(小児)の組織線量当量	6.5×10^2	6.9×10^1	3.6×10^1	1.2×10^1	8.2×10^0
希ガスによる 全身に対する線量当量 γ 線 β 線	4.5×10^2	1.8×10^2	1.1×10^2	5.9×10^1	4.1×10^1
	6.2×10^3	6.7×10^2	3.4×10^2	1.2×10^2	7.9×10^1

[第 10 章の参考資料]

- ①技-9-186 MK-Ⅲ炉心の仮想事故、重大事故における「常陽」から数 km 離れた地点の被ばく線量当量
- ②技-9-190 MK-Ⅰ調整棒のトリチウム生成量

11. 外部発表

本章では、平成9年10月～12月の期間中に行った外部発表資料をまとめた。

11.1 1997年核データ研究会

(平成9年11月27～28日: 日本原子力研究所東海研究所)

(1) Neutron Intensity of Fast Reactor Spent Fuel

(使用済高速炉燃料の中性子放出率)

PNC TN9413 97-012

(高松 操)

(2) Accuracy of He Accumulation Fluence Monitor for Fast Reactor Dosimetry

(高速炉ドシメトリー用 He 蓄積型中性子フルエンスモニタの精度評価)

PNC TN9413 97-011

(伊藤主税)

11.2 第7回もんじゅ技術報告会

(平成9年12月5日: 動燃アトムプラザ(敦賀))

(1) 燃料破損時のプラント操作最適化に関する研究

－破損燃料検出法の精度と信頼性の向上－

PNC TN9419 97-001

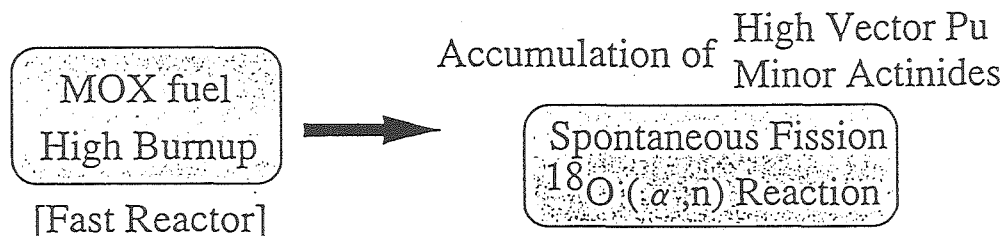
(青山卓史)

Neutron Intensity of Spent Fast Reactor Fuel

Misao TAKAMATSU

Experimental Reactor Division
Oarai Engineering Center,
Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

Objective



- Shielding Design and Dose Evaluation of the Reprocessing Plant and Transportation of Spent Fuel
- Core Management



Lack of Experimental Data



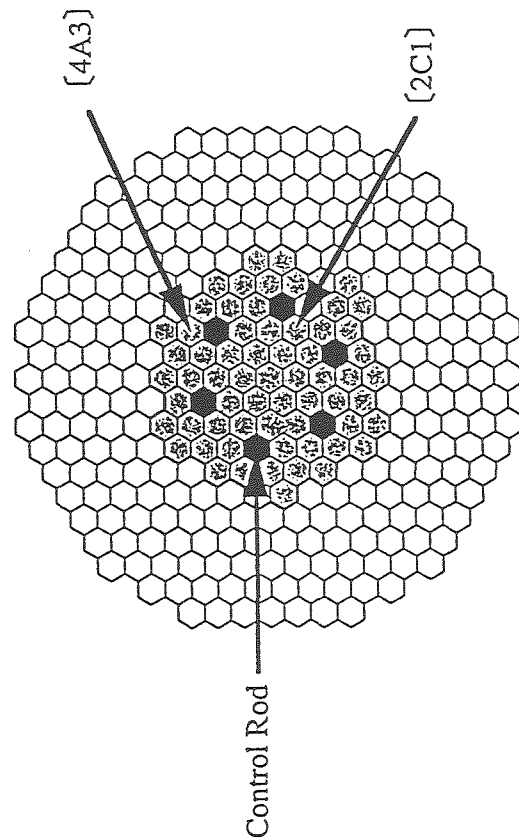
Improve the Accuracy of Burnup Calculation

Contents

1. Measurement of Neutron Counting Rate
2. Evaluation of Neutron Source Intensity Using Detector Response
3. Comparison with Calculation by ORIGEN2

Measured Spent Fuel Subassembly

Fuel Composition	^{235}U Enrichment : 12.8% Pu Content : 26.8%
Irradiation Period and Location	1989.5.8 ~ 1992.6.17 Total Neutron Flux : $3.4 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2/\text{s}$ Irradiation Days : 181days [2C1] Total Neutron Flux : $2.6 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2/\text{s}$ Irradiation Days : 240days [4A3]
Total Neutron Fluence	$1.07 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ (Subassembly Averaged)
Burnup	63,200MWd/t (Subassembly Averaged)
Cooling Time	1900days (Measurement Date : 1997.8.30)



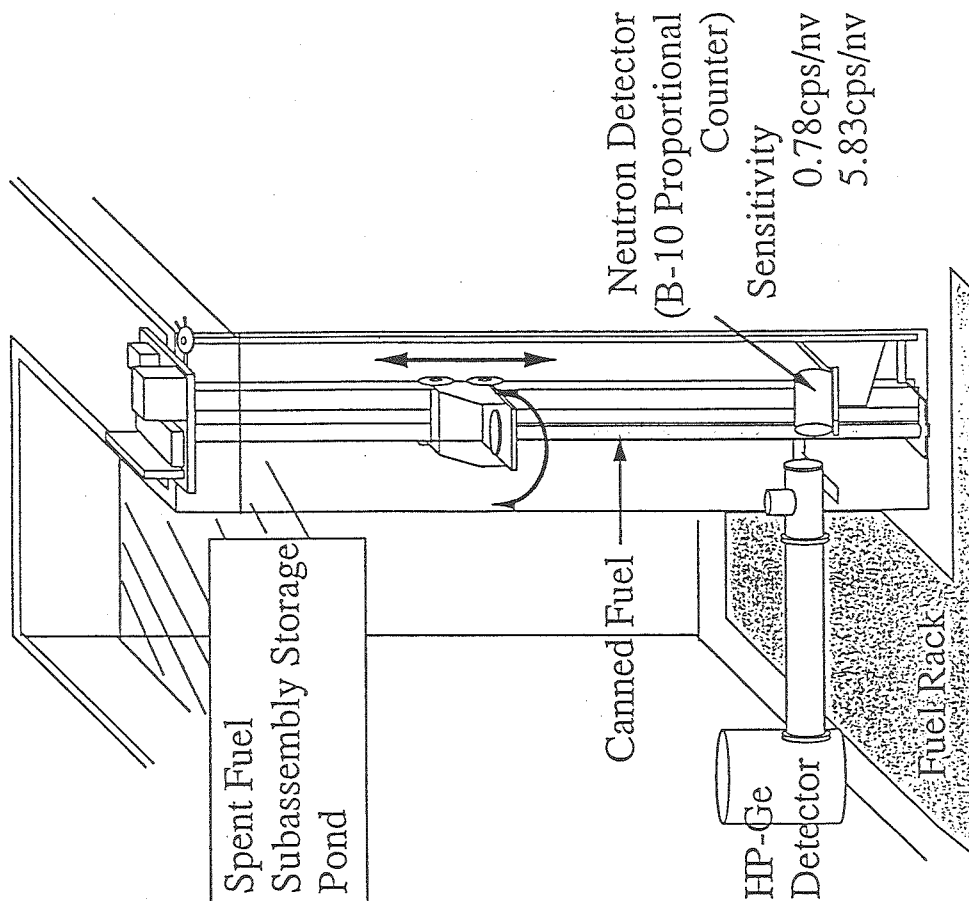


Fig. Schematic Diagram of Measurement System

Table Calculation of Neutron Source Intensity and Neutron Flux

Item	MAGI	ORIGEN2
Cross Section	JFS-3-J2	ORIGEN2 Library *1
Geometry	3D Hex-Z	1 Point Approx.
Energy Group	7	1
Flux Calculation	Diffusion	*2
Burnup Calculation	Matrix Exponential	Matrix Exponential

Note *1 : Assumed FFTF core center spectrum

*2 : Total neutron flux calculated by MAGI was input to ORIGEN2

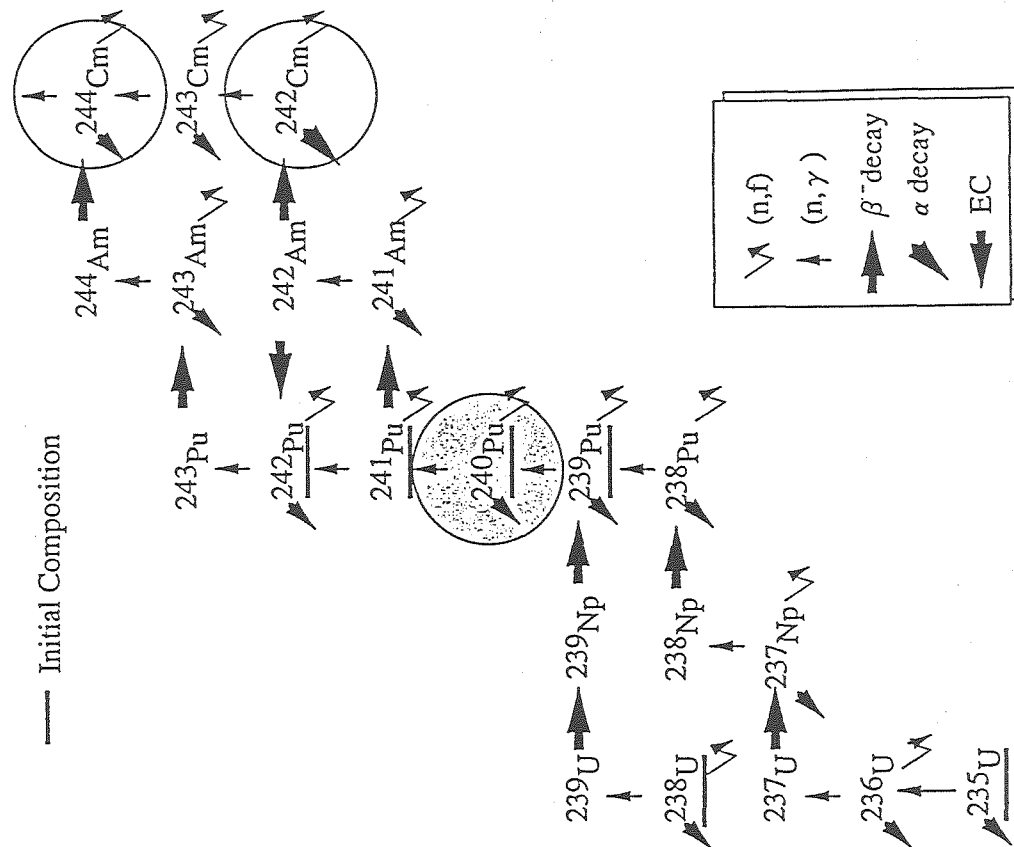


Fig. Burnup Chain (MAGI, ORIGEN)

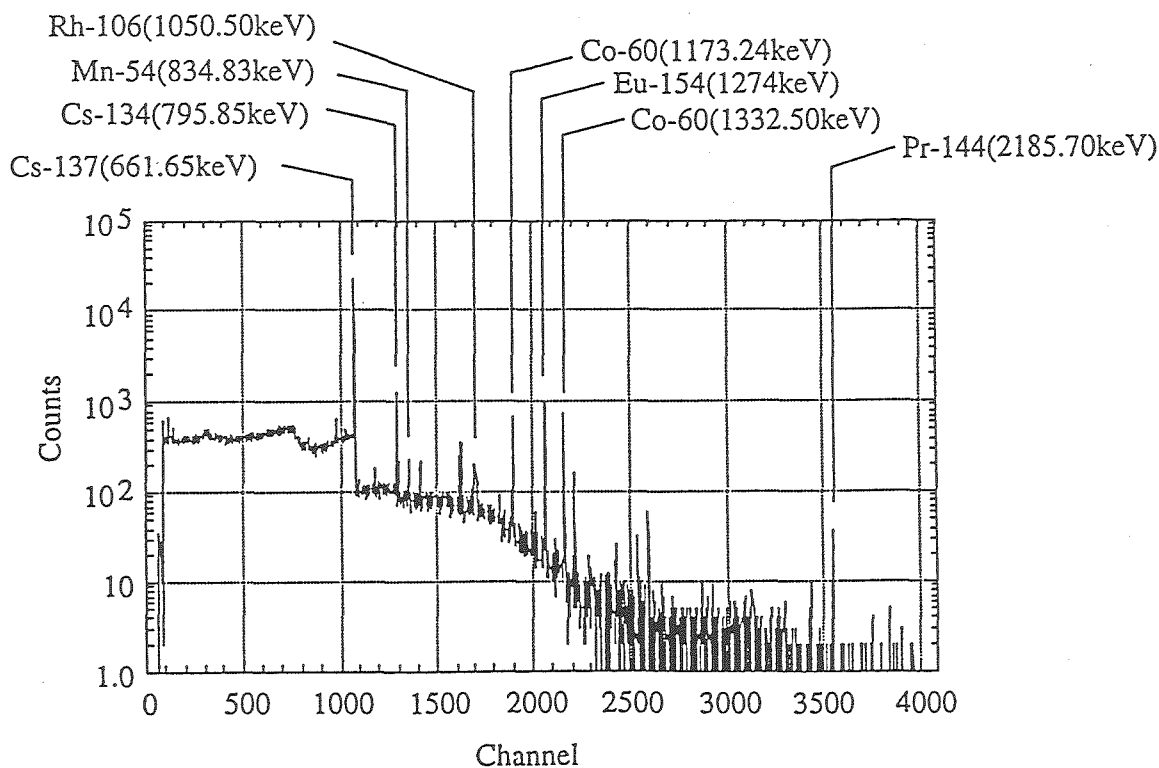


Fig. γ -ray Spectrum

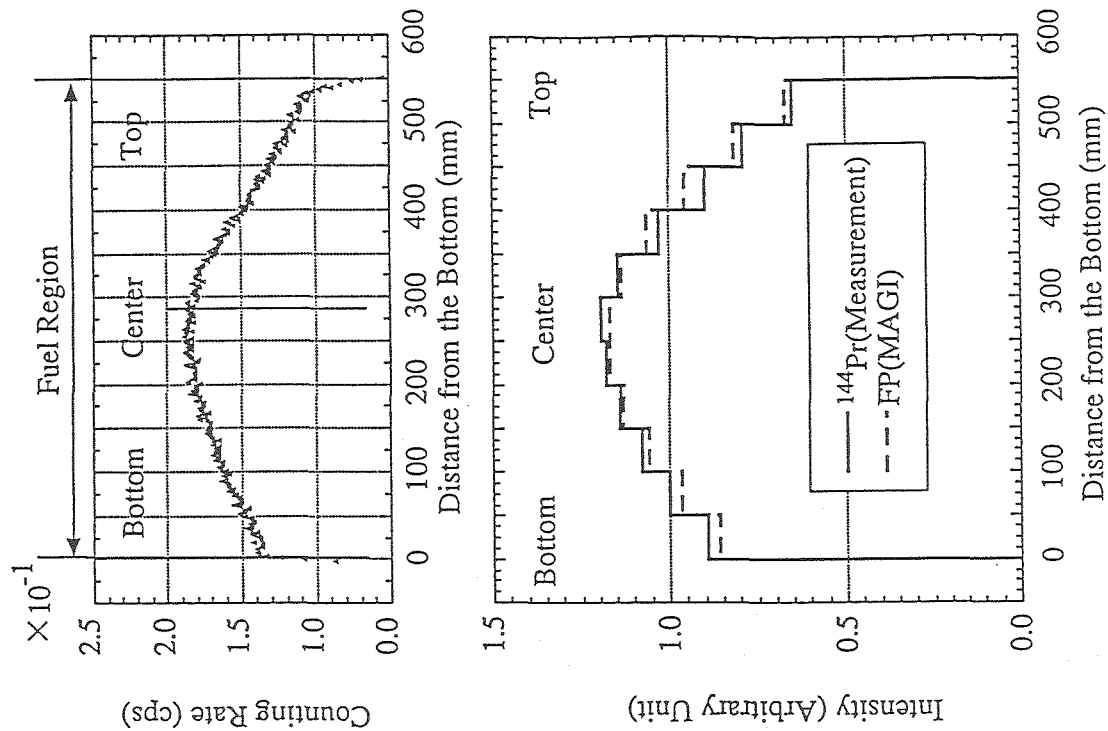


Fig. Axial Burnup Distribution

FP calculated by MAGI agreed well with the measurement within 6% error

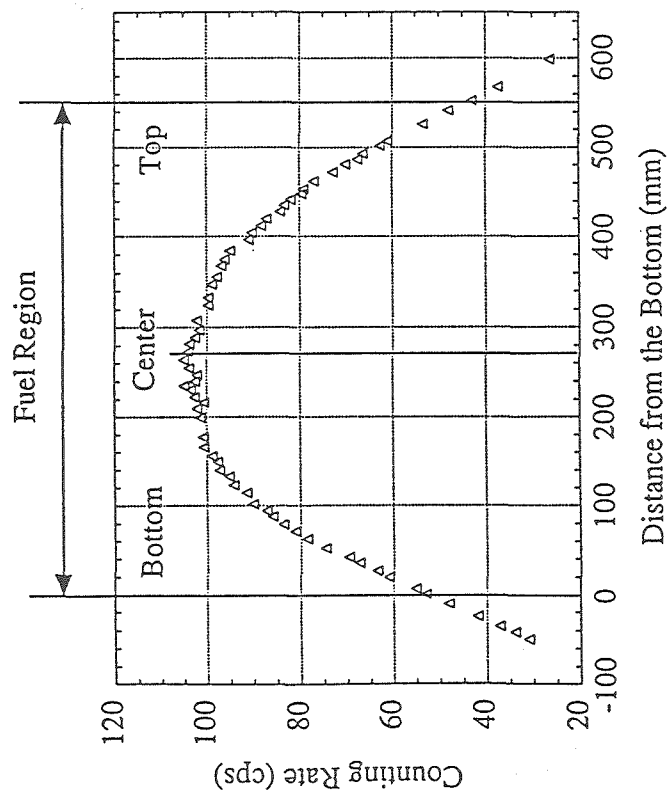


Fig. Neutron Counting Rate Axial Distribution

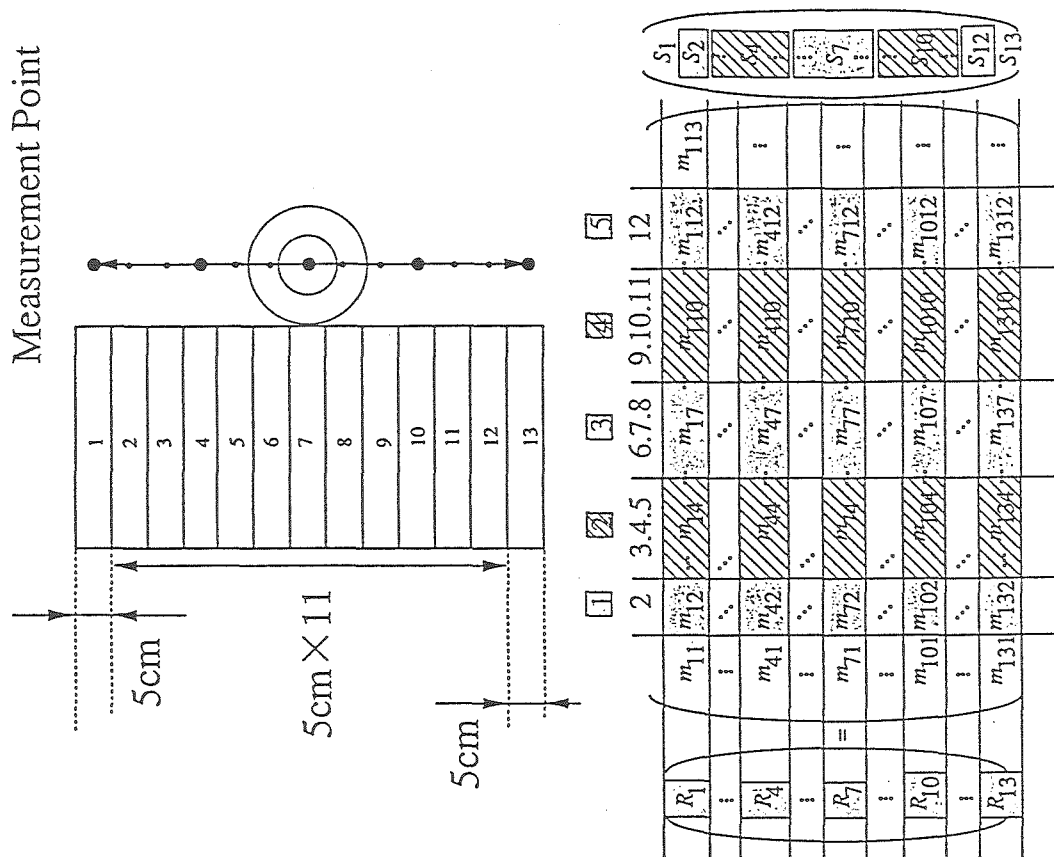


Table Analysis Method for Detector Response

Calculation Code	MCNP-4A
Cross Section	FSXLIB(JENDL-3.2)
Neutron Source Spectrum	Spontaneous Fission Watt Type (^{244}Cm) (MCNP-4A Manual) (α , n) Reaction Evaluated by Matsunobu, Naito and Iijima (JAERI 1324 (1992)) (α -ray Energy : 5.5MeV)
History	5,000,000
FSD	Less than 1% for Detector Responses

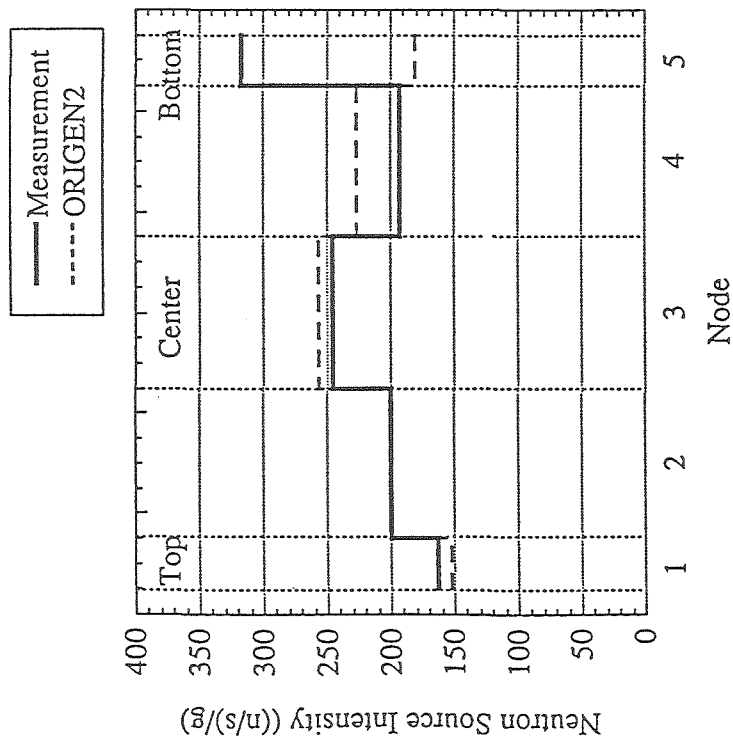


Fig. Neutron Source Intensity per Unit Weight

Node	Measurement (n/s)	ORIGEN2 (n/s)	C/E (ORIGEN2)
1	1.6×10^5	1.5×10^5	0.93
2	6.0×10^5	6.0×10^5	1.00
3	7.4×10^5	7.7×10^5	1.04
4	5.8×10^5	6.8×10^5	1.18
5	3.2×10^5	1.8×10^5	0.57
Total	2.4×10^6	2.4×10^6	0.99

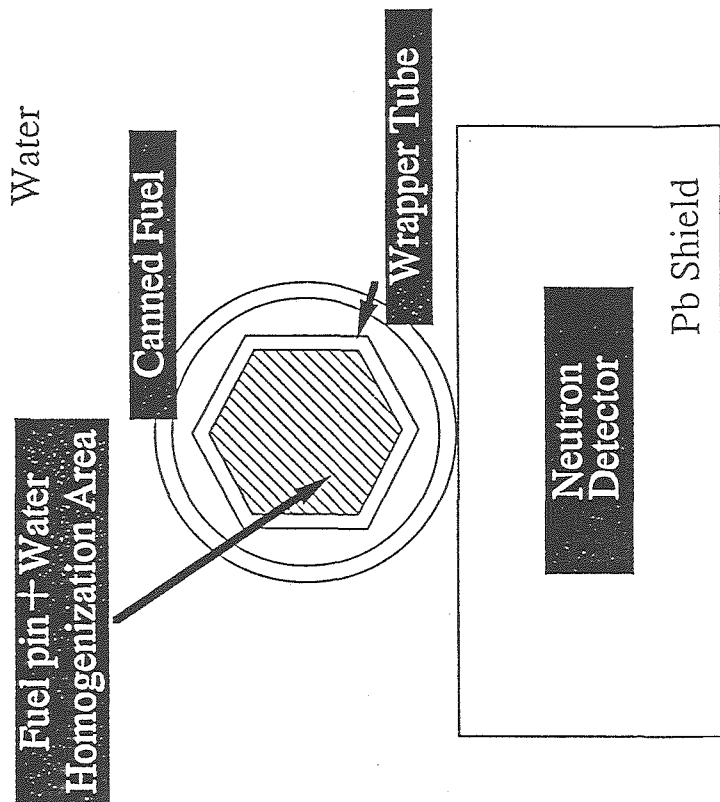


Fig. Horizontal Section View of Calculation Model

Table Weight of Neutron Source Nuclide per
Spent Fuel Subassembly
(cooling time : 1900days)

	MAGI (g)	ORIGEN2 (g)	<u>MAGI</u> <u>ORIGEN2</u>
^{240}Pu	6.75×10^2	7.01×10^2	0.96
^{244}Cm	1.26×10^{-1}	1.01×10^{-1}	1.25

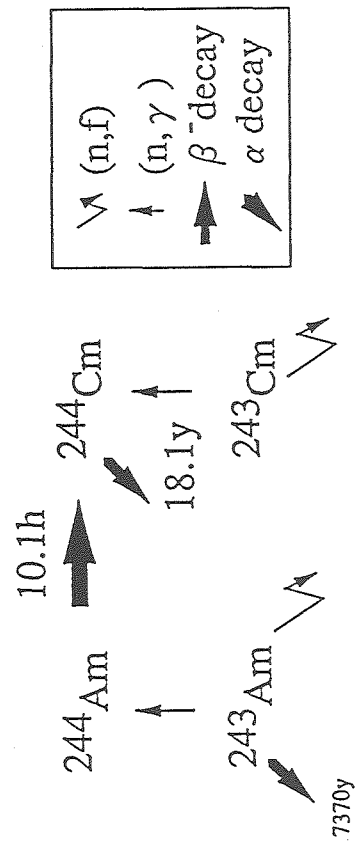


Table Neutron Source Intensity of Individual Nuclide per
Spent Fuel Subassembly
(Cooling Time : 1900days)

	(α , n) Reaction	Spontaneous Fission	Neutron Source Intensity (n/s)	Ratio (%)
^{238}Pu	1.7×10^4	2.8×10^3	2.0×10^4	0.86
^{239}Pu	8.4×10^4		8.4×10^4	3.61
^{240}Pu	1.2×10^5	6.4×10^5	7.6×10^5	32.7
^{242}Pu		1.4×10^5	1.4×10^5	5.9
^{241}Am	1.8×10^5		1.8×10^5	7.7
^{242}Cm	2.8×10^3	1.4×10^4	1.6×10^4	0.70
^{244}Cm	9.3×10^3	1.1×10^6	1.1×10^6	48.7
Total	4.1×10^5	1.9×10^6	2.3×10^6	100

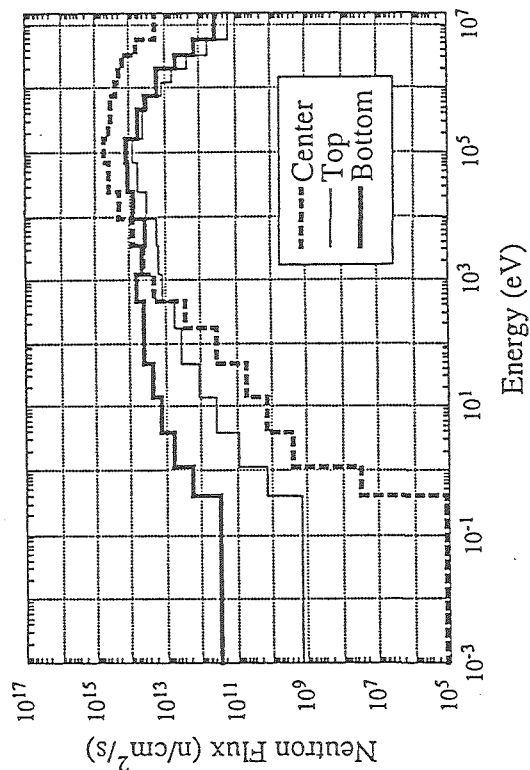


Fig. Comparison of Neutron Spectrum

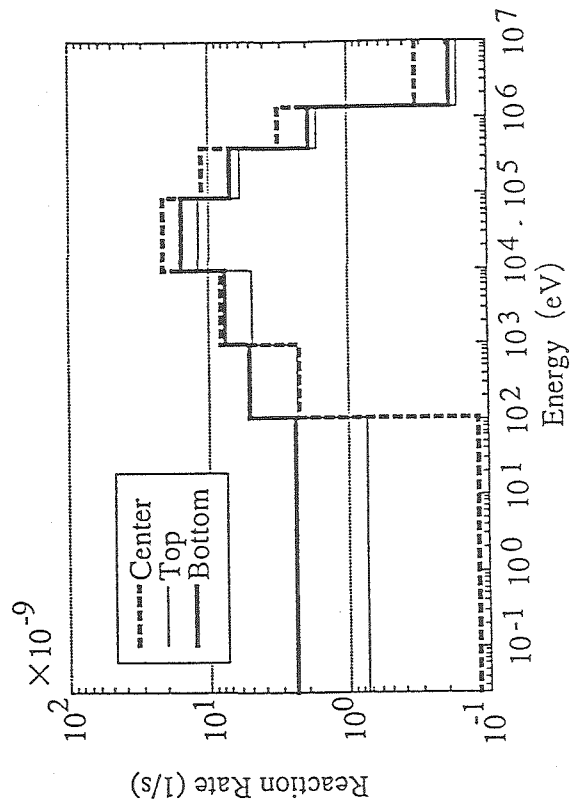


Fig. Comparison of $^{243}\text{Am}(n, \gamma)$ Reaction Rate

Table Measured Am Isotope Ratio by Mass Spectroscopy

Distance from Core Bottom (mm)	Burnup (GWd/t)	Pu Content (atom%)	Isotopic Ratio of Americium nuclide (at%)		
			^{241}Am	$^{242\text{m}}\text{Am}$	^{243}Am
5.9~11.9	19.2	27.82	98.25	0.61	1.14
33.9~39.5	20.2	27.51	98.56	0.55	0.89
110.3~115.6	23.0	27.67	98.66	0.56	0.77
133.9~138.5	23.8	27.47	98.64	0.58	0.78
211.3~216.3	25.8	27.55	98.58	0.61	0.81
272.2~278.3	26.2	27.53	98.55	0.62	0.82
344.5~349.8	24.9	27.49	98.64	0.59	0.77
418.6~423.6	21.9	27.64	98.80	0.52	0.68
429.2~434.0	21.3	27.54	98.83	0.51	0.66
514.4~519.3	16.7	27.62	99.04	0.41	0.56
540.7~545.2	15.2	27.66	99.02	0.40	0.58

Summary

(1) The measured neutron source intensity per spent fuel subassembly was about 2.4×10^6 n/s.

(2) The ratios of calculated neutron source intensity by ORIGEN2 (C) to measurement (E) ranged 0.57~1.18.

As a result of this study, it was found that the accuracy of calculating minor actinides as ^{244}Cm is important to evaluate neutron source intensity.

Future Plan

- To investigate the change of neutron source intensity with respects to burnup and cooling time
- To verify core management code system and burnup calculation.

Accuracy of Helium Accumulation Fluence Monitor for Fast Reactor Dosimetry

Chikara ITO and Takafumi AOYAMA

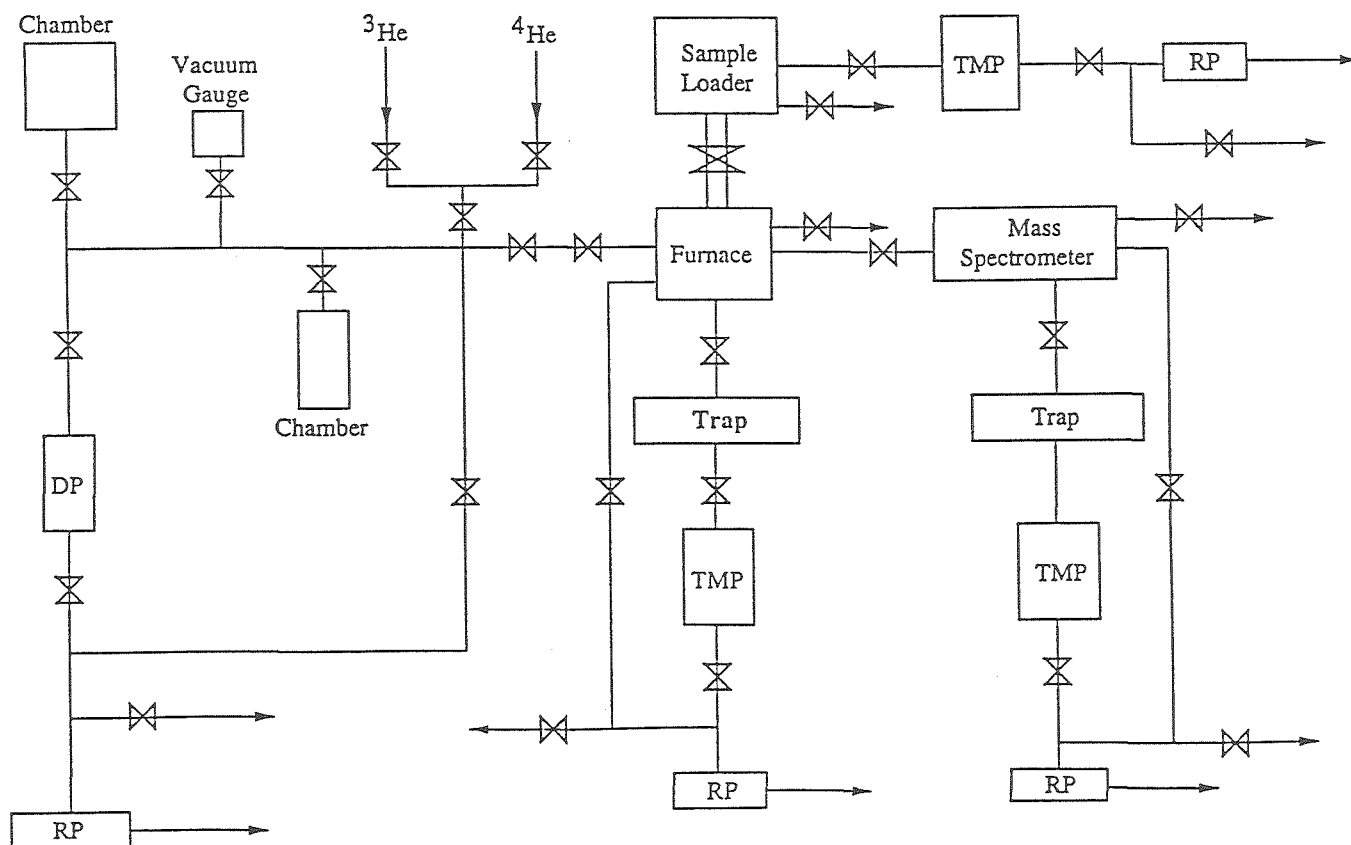
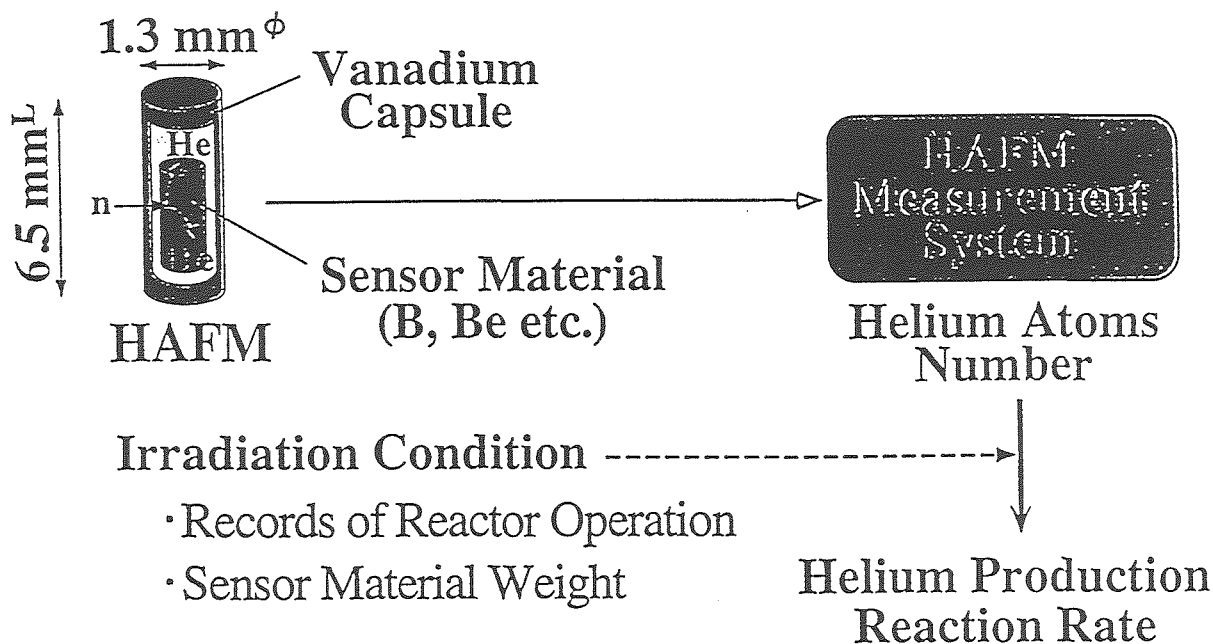
*Experimental Reactor Division, Oarai Engineering Center,
Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation*

Objectives of the Development

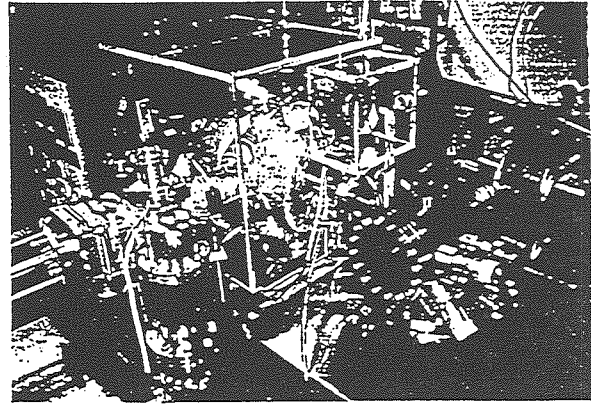
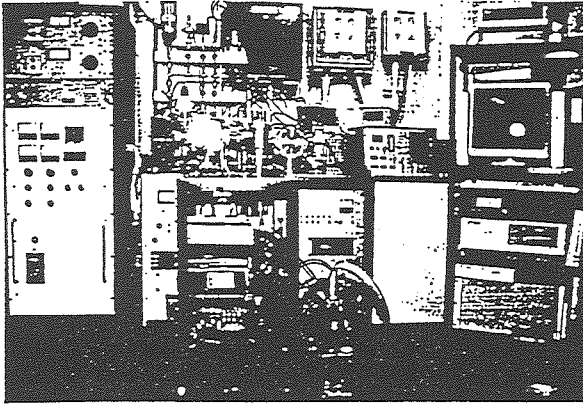
HAFM: Helium Accumulation Fluence Monitor

1. Improvement of the reliability of fast reactor dosimetry with the addition of a HAFM method
2. Direct measurement of helium production structural component materials used for fast reactors

Helium Accumulation Method



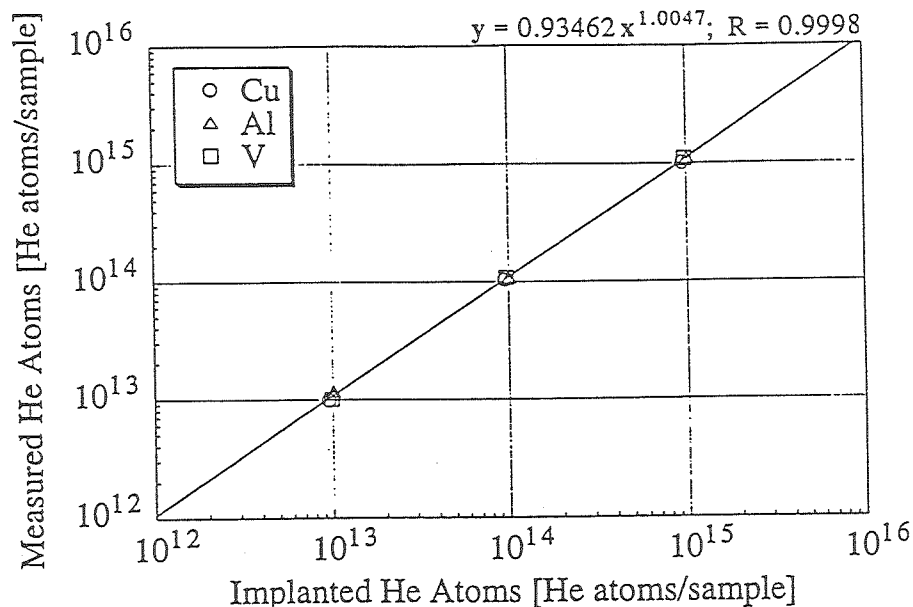
Block Diagram of HAFM Measurement System



HAFM Measurement System

Calibration of HAFM Measurement System

As to accuracy of measuring helium atoms by the HAFM measurement system, previous study using helium ions implanted samples shows that this system could measure helium atoms within 5 % error.

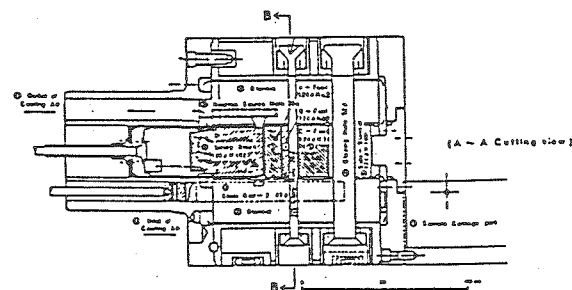
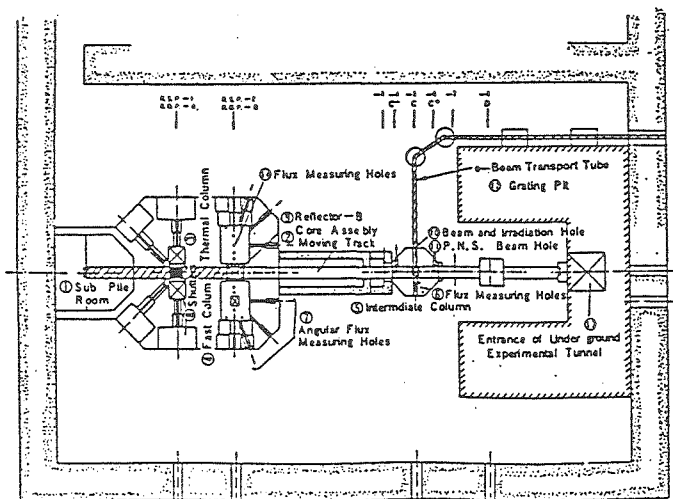
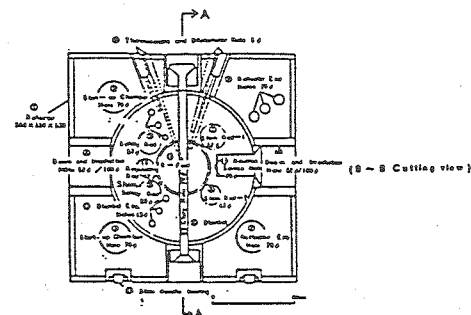
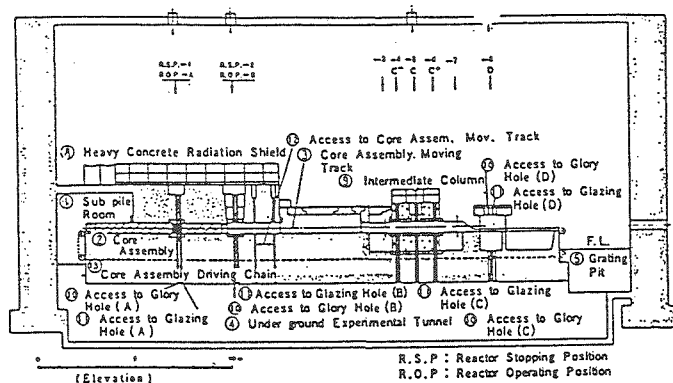


Relation between Measured and Implanted Helium Atoms

Confirmation of Measurement Accuracy of Helium Production

In order to confirm the measurement accuracy of helium production during irradiation in the fast reactor, the HAFM samples were irradiated in the standard fast neutron spectrum field of the Fast Neutron Source Reactor "YAYOI" at University of Tokyo. Irradiated samples were measured by the HAFM measurement system and the Helium Atoms Measurement System (HAMS) at Kyushu University, and the measured values were compared with the calculated helium productions.

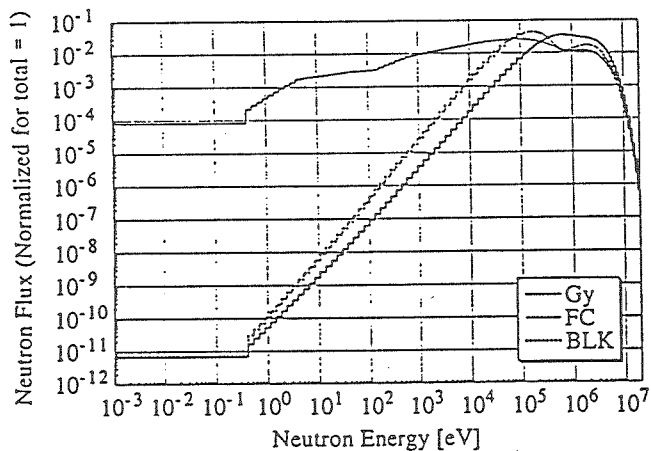
The HAFM samples such as 93 % enriched boron were irradiated at the reactor core center (Glory hole: Gy), under the leakage neutron field from the reactor core (Fast column: FC) and at an experimental hole through the blanket surrounding the core (BLK) to total fluences of $10^{15} \sim 10^{17}$ n/cm². At BLK, the beryllium samples were also irradiated for fast neutron monitoring. Helium production was calculated with the neutron flux evaluated by the foil activation method and $^{10}\text{B}(n, \alpha)$ or ^9Be helium production cross sections processed from the JENDL-3.2 cross section library.



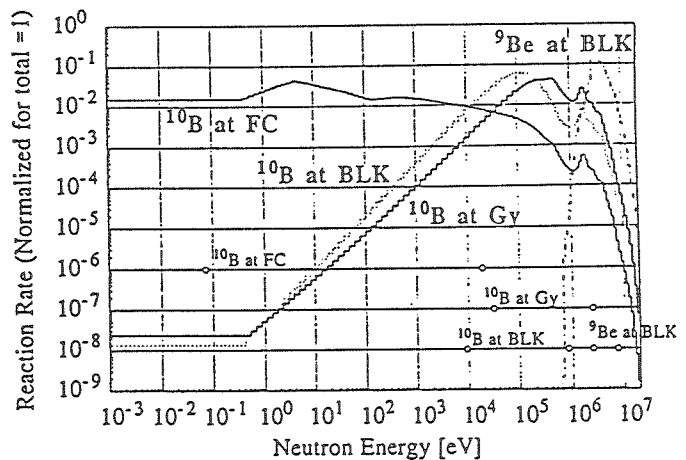
Layout of "YAYOI"

Specifications of HAFMs and Irradiation Condition

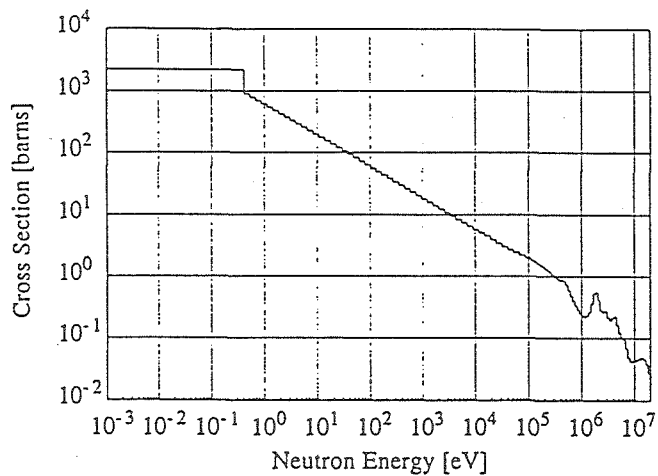
Specifications of HAFMs				Irradiation Condition		
Sensor Material		Chemical Purity [wt %]	Isotope Abundance [a %]	Irradiation Field	Integrated Reactor Power [kWh]	Total Neutron Fluence [10^{15} n/cm ²]
Enriched Boron	1 mg	98.19	¹⁰ B 93.01	Glory Hole (Gy)	192	313
				Fast Columnn (FC)	239 ~ 269	2.08 ~ 2.54
	40 mg	98.19	¹⁰ B 93.04	Experimental Hole through the Blanket (BLK)	93.2	33.7 ~ 53.9
Beryllium 100 mg		99.99	⁹ Be 100		193	72.9 ~ 102



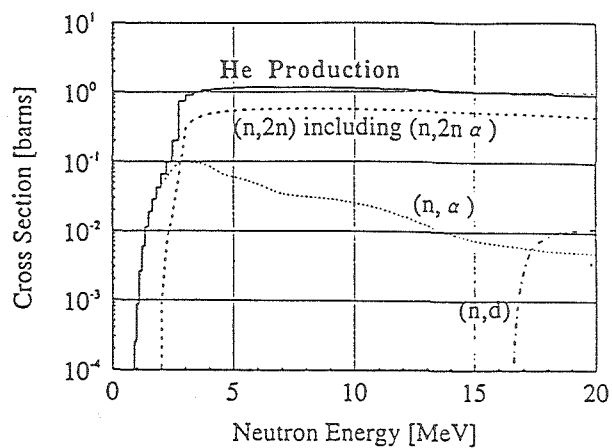
Neutron Spectra at "YAYOI"



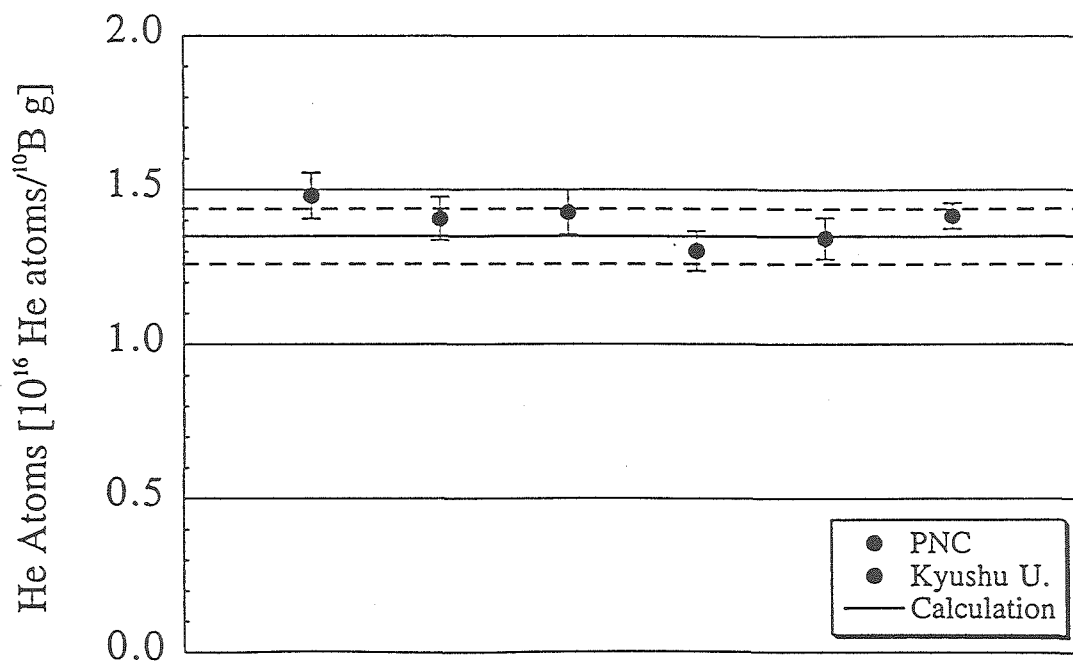
Helium Production Reaction Rate Spectra



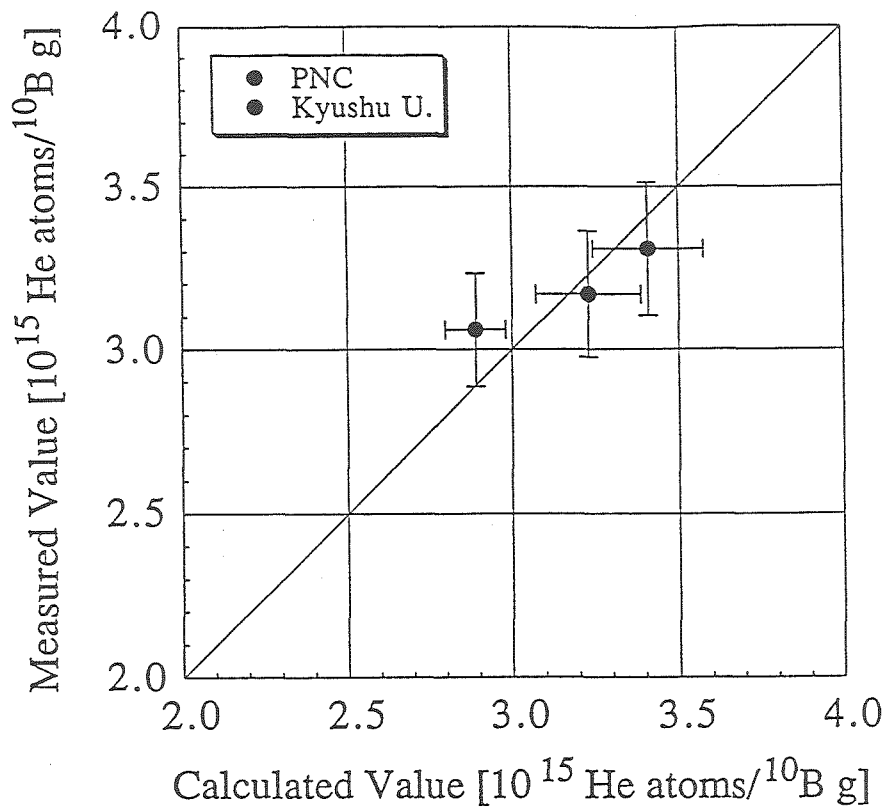
$^{10}\text{B}(n, \alpha)$ Cross Section



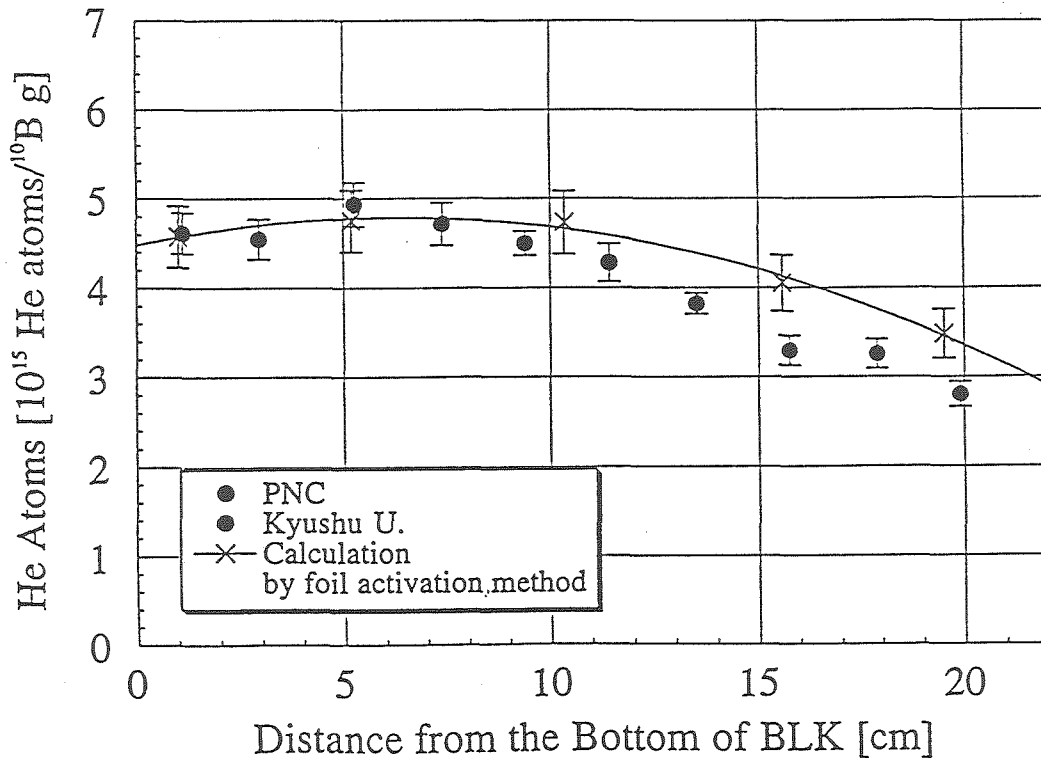
^9Be He Production Cross Section



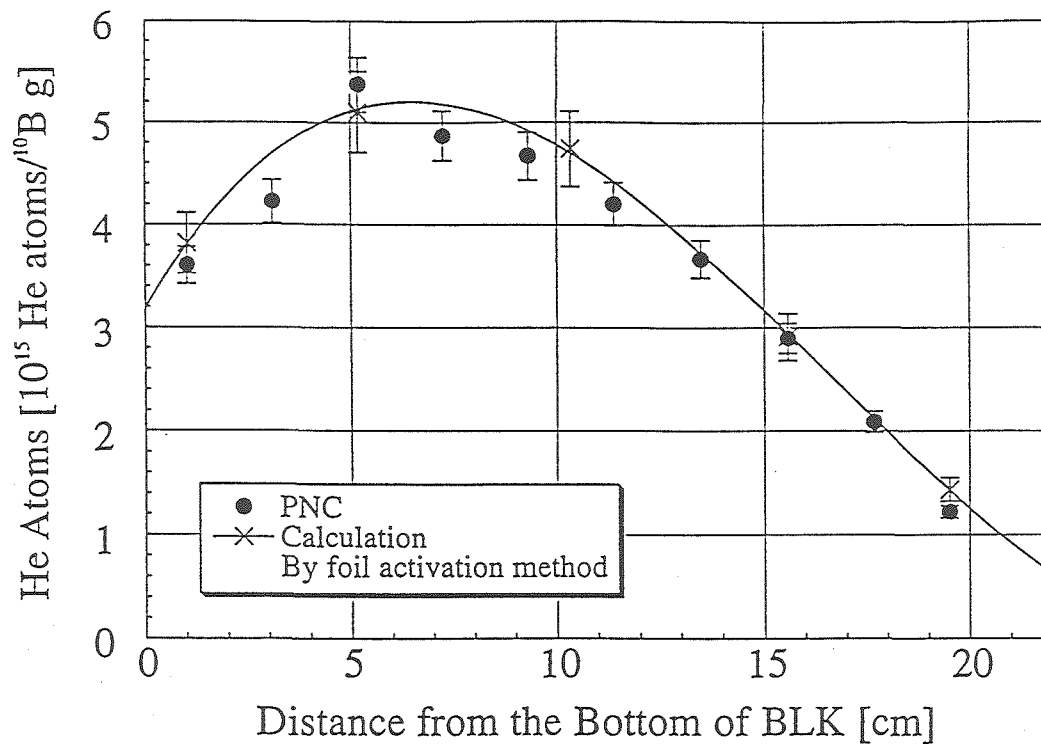
Measured and Calculated Helium Production at Glory Hole



Measured vs Calculated Helium Production at Fast Column



Measured He Atoms and He Production from Boron at the Experimental Hole through the Blanket



Measured and Calculated Helium Production from Beryllium at the Experimental Hole through the Blanket

Comparison of Measured Helium Atoms (M) and Calculated Helium Production (C) [M/C]

Senser Material	Neutron Field	PNC	Kyushu Univ.
B	Gy	1.03 ± 0.03	1.05 ± 0.05
	FC	0.98 ± 0.05	1.06 ± 0.07
	BLK	1.00 ± 0.05	0.95 ± 0.07
Be	BLK	0.96 ± 0.05	_____

Summary

1. The helium production could be measured less than the experimental error of 5 % by the HAFM method .
2. The differences of the measured values between the HAFM system and HAMS were less than the experimental errors.

As a result of this study, it was found that the HAFM method meets the accuracy required for the fast reactor dosimetry.

燃料破損時のプラント操作最適化に関する研究

- 破損燃料検出法の精度と信頼性の向上 -

大洗工学センター 実験炉部 技術課

青山 卓史

研究目的：

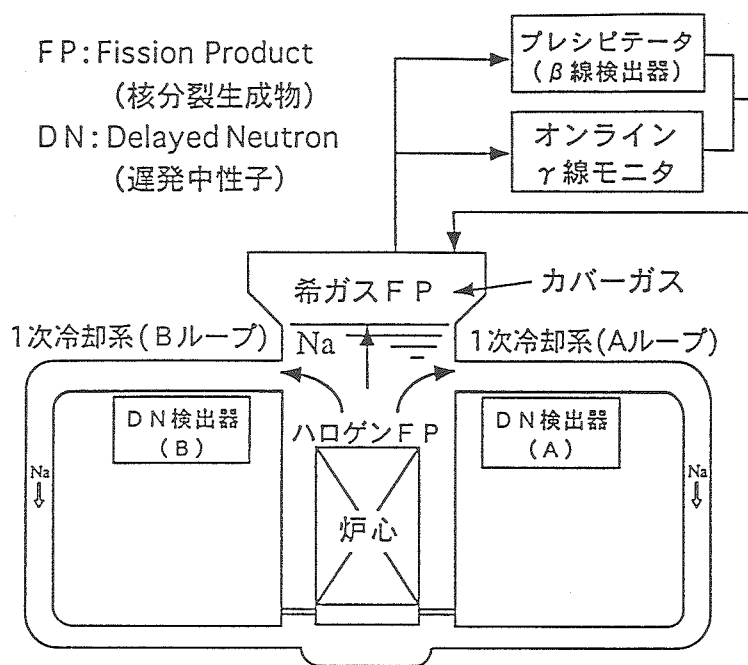
破損燃料を精度良く高信頼性で短時間に同定し得る破損燃料検出法を確立するとともに、燃料破損時の高速炉プラントの運転手法の最適化を図ることによって、プラント運転における安全性と信頼性を向上させる。

研究内容：

- イ. 各種の破損燃料検出方式について比較検討し、単独または複数の方式の組み合わせによるシステムの精度と信頼性の向上を図る。
- ロ. 燃料破損発生時から、破損燃料の取り出し、貯蔵までのプラントの運転法を検討し、被ばく低減効果の評価等を通してその最適化を図る。

発表内容：

- 1. タグガス分析法の高度化
 - ①炉内タグガス放出実験 ⇨ タグガス放射化核種の検出性能、炉内挙動評価
 - ②東大弥生炉でのタグガス較正照射実験 ⇨ 放射化計算の精度評価
- 2. レーザーによる高感度希ガス分析法の開発と高速炉への適用法検討
(東京大学、名古屋大学との研究協力)



破損燃料の検出方法

ナトリウム：遅発中性子

カバーガス：

プレシピテータ (β線)

γ線スペクトロメトリ



タグガス放射化核種の分析

オンラインγ線モニタ

機能：希ガス核種の定量分析
(サンプリング分析による較正)

特徴：連続バッチ処理 (30分)

活性炭吸着床⇒Xe, Kr濃縮

バックグラウンド低減

検出下限：0.01~0.1Bq/cc

図1 「常陽」の破損燃料検出設備

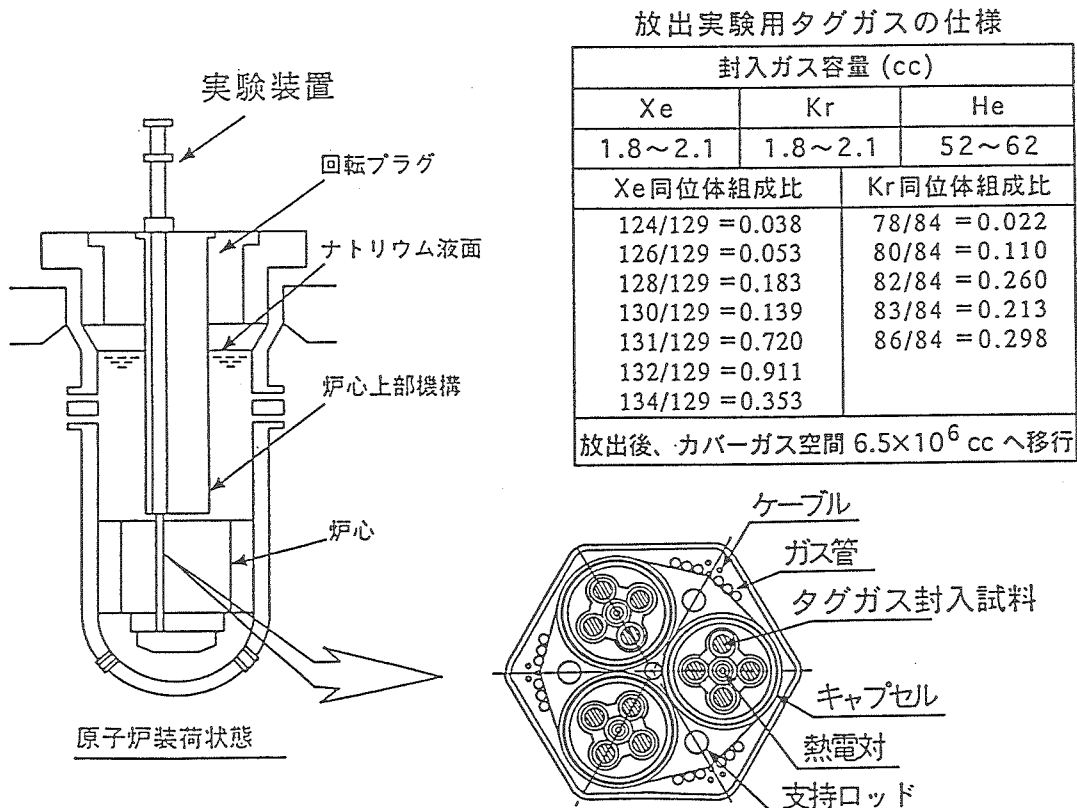


図2 炉内タグガス放出実験

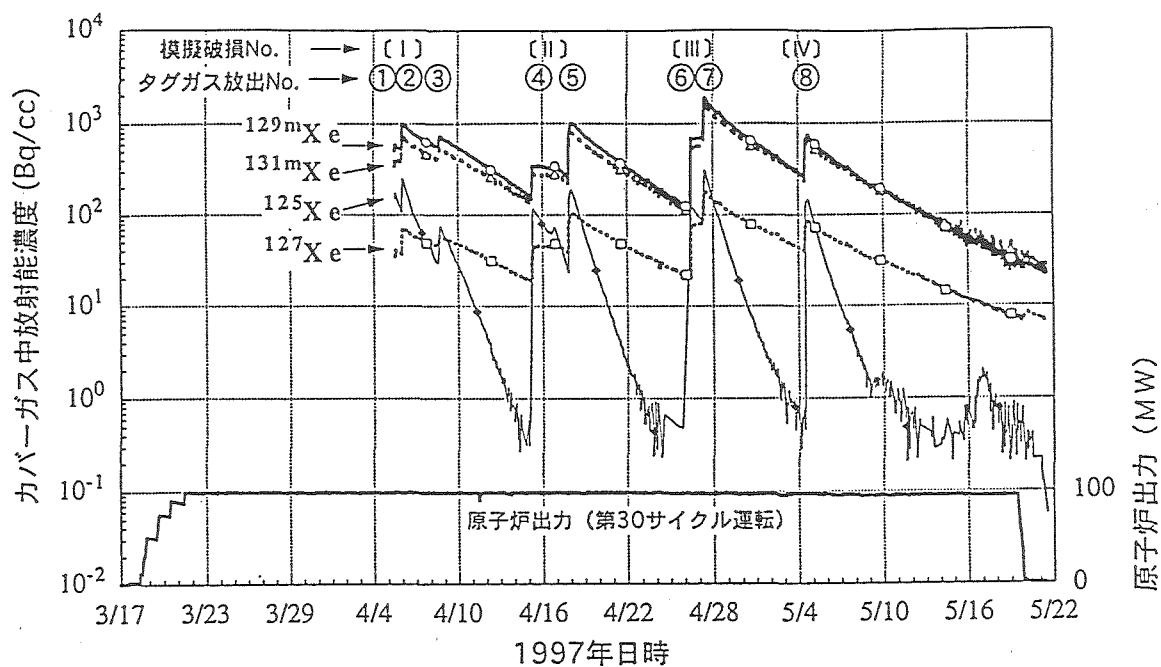


図3 オンライン γ 線モニタによるタグガス放射化核種の測定結果

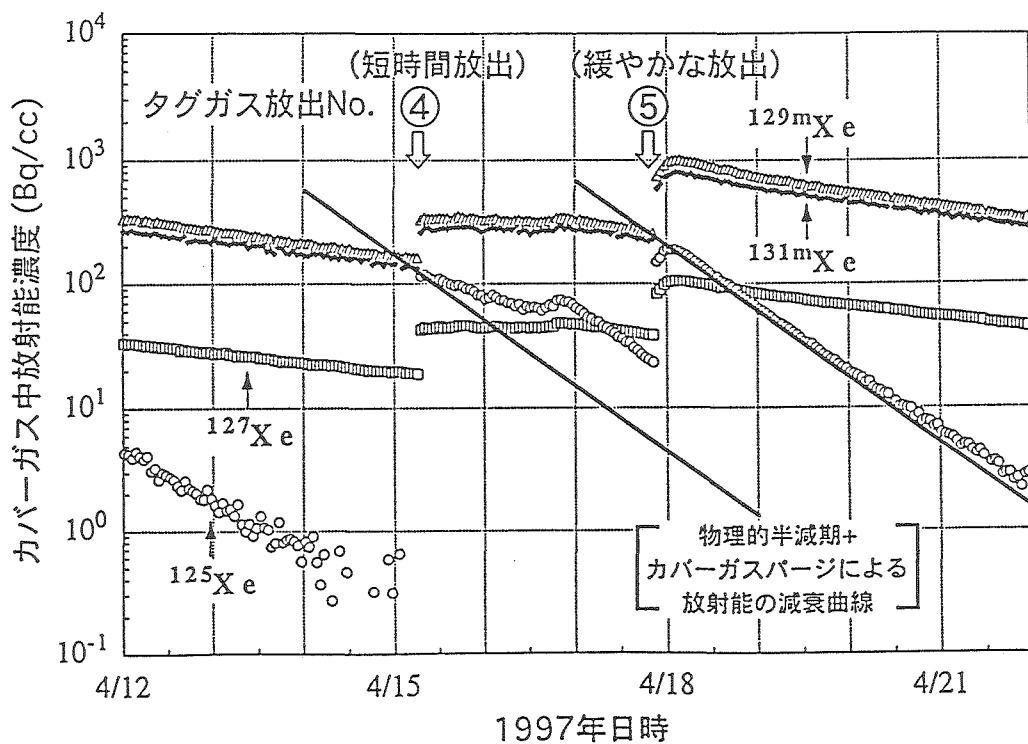


図4 放出モードによるタグガスの炉内挙動の違い

東大弥生炉での較正照射によるタグガス放射化計算の検証

照射位置 : 「弥生」中心実験孔 (グローリー孔)

全中性子フルエンス : $0.65 \sim 1.27 \times 10^{16} \text{ n/cm}^2$ (放射化箔測定)

放射化計算 : ORIGEN2 (断面積 : JENDL-3.2)

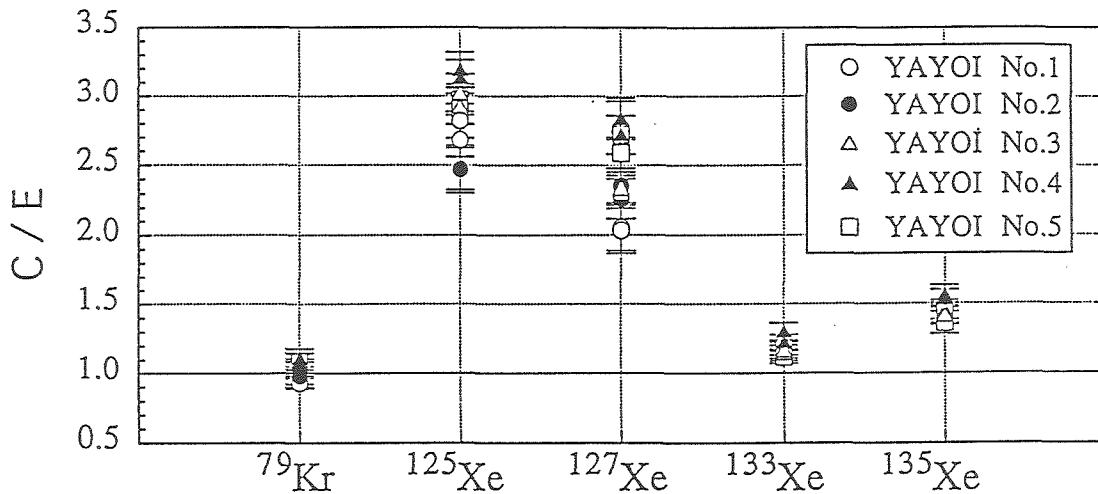
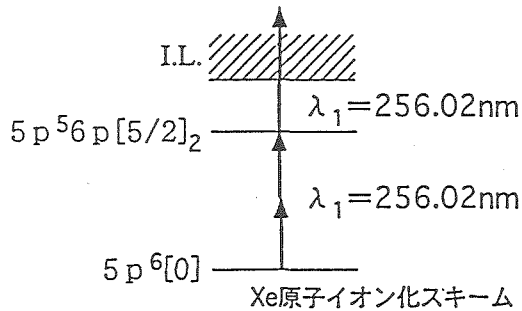


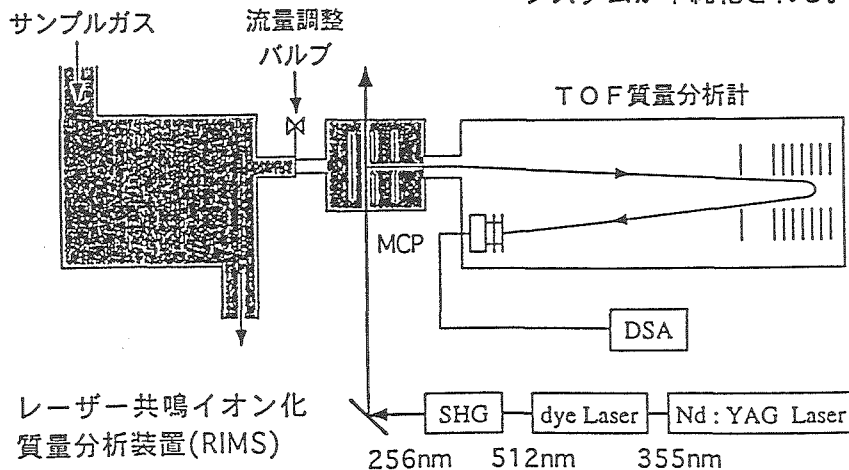
図5 タグガス放射化量の計算値と測定値の比 (C/E)

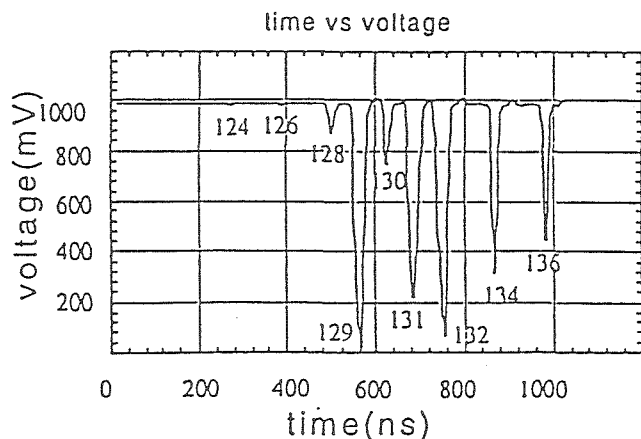
レーザーによるXe検出原理



レーザー共鳴イオン化質量分析法の特徴

1. 超高感度
2. 高選択性 (高S/N比)
3. 高速分析性 (検出時間遅れ0.1~10秒)
4. 同位体比分析 (組成の同定) 可能
5. Xe検出の場合、256nmのレーザー光1種類で共鳴イオン化が行えるため、システムが単純化される。





・質量分解能は331(^{129}Xe) $\sim$ 800(^{136}Xe)

図6 RIMSによる天然Xeの質量スペクトル

表1 破損燃料検出法の性能比較

検出法	検出感度 [個/有感体積]	S/N比	時間遅れ
RIMS	56.3	270 $\sim$	0.1 $\sim$ 10秒
プレシビ テータ法	$\sim 10^8$	5 $\sim$ 10	数 $\sim$ 10分
遅発中性子法	$\sim 10^{12}$	5	20 $\sim$ 40秒
オンライン γ 線モニタ	$\sim 10^8$	100 $\sim$	数 $\sim$ 30分

・イオン化室を100cm²とするとRIMSの
検出感度は 5.3×10^8 [個/有感体積]となる

・RIMSは安定同位体の測定が可能

RIMSの高速炉破損燃料 検出法への適用

1. タグガスの高感度測定
→ 濃縮操作不要

2. 安定Xe同位体の測定
→ 破損燃料の燃焼度推定



(他の方法との組合せ)



破損燃料同定法の精度と
信頼性向上 (技術革新)

表2 燃料破損時におけるカバーガス中Xe濃度

核 種	1万MWd/t	3万MWd/t	6万MWd/t
	カバーガス中Xe濃度 (個 / cc)		
^{131}Xe	1.2×10^{13}	3.8×10^{13}	7.6×10^{13}
^{132}Xe	1.8×10^{13}	5.5×10^{13}	1.1×10^{14}
^{133}Xe	3.4×10^{12}	3.3×10^{12}	3.0×10^{12}
^{134}Xe	2.8×10^{13}	8.3×10^{13}	1.6×10^{14}
^{136}Xe	2.5×10^{13}	7.5×10^{13}	1.4×10^{14}
	^{133}Xe に対する比		
^{131}Xe	3.5	11.5	25.3
^{132}Xe	5.3	16.7	36.7
^{133}Xe	1	1	1
^{134}Xe	8.2	25.2	53.3
^{136}Xe	7.4	22.7	46.7

評価条件: 「常陽」炉心燃料1ピン分のFPガス
がカバーガス (6.5m³) に放出

核種生成量は"ORIGEN2"で計算

まとめ

1. タグガス分析法の高度化

- ・「常陽」炉内タグガス放出実験により、オンライン γ 線計測システムの有効性を実証し、タグガスの炉内挙動を評価した。
- ・東大弥生炉のタグガス較正照射実験により、放射化断面積の精度に関する問題点を把握できた。

2. レーザーによる高感度希ガス検出法 (RIMS) の開発

- ・検出原理を確認し、検出感度やS/N比等の基本性能を評価した結果、高速炉の破損燃料検出法として十分な性能を有していることを確認した。

成果のもんじゅへの反映

1. オンライン γ 線計測によるカバーガスモニタリング法は、希ガス核種を高感度で検出でき、希ガスの炉内挙動評価に有効である。
2. レーザーによる高感度希ガス分析法 (RIMS)により、タグガス分析の省力化・迅速化を図ることができ、タグガスを用いた破損燃料同定法の精度向上が期待できる。

今後の予定

1. 燃料破損模擬試験計画の推進（「常陽」Mk-III炉心で実施予定）
2. 破損燃料検出法の高度化
 - ・(タグガス分析法) 高燃焼度における燃焼計算の精度評価、同定法検討
 - ・(RIMS)「常陽」のカバーガス分析 $\Rightarrow$ 検出感度、バックグラウンド評価