PNC TN8410 97-272

# 照射用54本燃料集合体の照射試験に関する安全審査用資料の検討

１９９７年８月

動力炉・核燃料開発事業団
東　海　事　業　所

複製又はこの資料の入手については，下記にお問い合わせ下さい。
〒319－11　茨城県那珂郡東海村大字村松４－３３
動力炉・核燃料開発事業団
東海事業所　技術開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to:Technology Management Section, Tokai Works, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, 4-33 O-aza-Muramatsu, Tokai-mura, Naka, Ibaraki-ken, 319-11, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

PNC TN8410 97-272

１９９７年８月

# 照射用54本燃料集合体の照射試験に関する安全審査用資料の検討

小貫徳彦*1　栗田一郎*1　舘野久夫*1
菊池圭一*1　周治愛之*1　肥後淳一*1
植松真一*2　松本光男*3　小鷹幸三*4
照沼幸司*5　寺門信一*6　長山政博*6
白井隆夫*7　小林孝明*7

## 要　旨

高燃焼度MOX燃料の開発の一環として、照射用54本燃料集合体４体による「ふげん」炉における照射試験を計画している。本照射試験の目的は、54本クラスタ型の高燃焼度MOX燃料を「ふげん」炉にて照射し、熱中性子炉用MOX燃料の高燃焼度領域における挙動を把握するとともに、集合体規模での高燃焼度における健全性について実証することである。

本報告書は「ふげん」照射用54本燃料集合体に関し、設置変更許可申請に係わる安全審査プレヒアリング用の資料について、現在までに得られている知見を基にまとめたものである。本資料を作成するに当たっては、「ふげん」照射用ガドリニア燃料集合体等の従来燃料の設置変更許可申請に係わる安全審査資料、軽水炉の設置変更許可申請書、等を参考とした。また、本燃料の燃料設計手法は、軽水炉の高燃焼度燃料に係わる燃料設計手法を参考とし従来の決定論的評価方法に替えて統計論的評価方法を採用しており、燃料設計コードの詳細を含めた本手法に関する資料も示してある。

---

*1　技術開発推進部　炉心・燃料設計室
*2　核燃料技術開発部　燃料製造プロセス開発室
*3　本社　動力炉開発推進部本部　ふげん高度化炉心安全評価グループ
*4　大洗工学センター　安全工学部　機械・構造安全工学室
*5　大洗工学センター　システム開発推進部　技術管理室
*6　原子力システム（株）
*7　原子力技術（株）

# 目　次

１．資料１　「新型転換炉ふげん発電所　照射用54本燃料集合体の照射試験」

２．資料２　「新型転換炉ふげん発電所　高燃焼度MOX燃料の燃料設計手法について」

資料 1

# 新型転換炉ふげん発電所

# 照射用54本燃料集合体の照射試験

平成　年　月

動力炉・核燃料開発事業団

# 目 次

1. 照射試験計画 .....1
1.1 照射試験の目的 .....1
1.2 照射条件 .....1
1.3 照射後試験及び評価 .....5
1.3.1 照射後試験 .....5
1.3.2 照射後試験結果の評価 .....5

2. 燃料設計 .....6
2.1 設計基準 .....6
2.2 照射用54本燃料の仕様 .....7
2.2.1 燃料の構造 .....7
2.2.2 燃料の主要仕様 .....8
2.3 機械設計 .....13
2.3.1 燃料設計条件 .....13
2.3.2 材料 .....16
2.3.3 照射効果 .....16
2.3.4 燃料温度 .....19
2.3.5 燃料棒内圧 .....24
2.3.6 被覆管応力解析 .....26
2.3.7 被覆管疲労解析 .....28
2.3.8 被覆管歪解析 .....28
2.3.9 被覆管のクリープ座屈 .....31
2.3.10 被覆管のフレッティング腐食 .....31
2.3.11 被覆管の腐食 .....32
2.3.12 被覆管の水素化 .....32
2.3.13 燃料集合体の安定性 .....35
2.3.14 ペレット－被覆管機械的相互作用 .....35
2.3.15 燃料の試験検査 .....37
2.3.16 燃料の使用実績 .....39

3. 核熱水力特性 .....44
3.1 核特性 .....44
3.1.1 照射用54本燃料集合体の無限増倍率 .....44
3.1.2 炉停止余裕 .....44
3.1.3 出力分布 .....44
3.1.4 冷却材ボイド係数 .....45

3.1.5 燃料体温度係数 .....45
3.1.6 出力係数 .....45
3.1.7 動特性パラメータ .....45
3.2 熱水力特性 .....51
3.2.1 圧力損失及びチャンネル流量 .....51
3.2.2 限界熱流束 .....51
3.2.3 最大線出力密度及び最小限界熱流束比 .....51

4. 炉外試験 .....55
4.1 集合体耐久試験 .....55
4.1.1 目的 .....55
4.1.2 試験方法 .....55
4.1.3 試験結果 .....56
4.2 集合体強度試験 .....66
4.2.1 目的 .....66
4.2.2 試験方法 .....66
4.2.3 試験結果 .....66
4.3 集合体耐震試験 .....73
4.3.1 目的 .....73
4.3.2 評価 .....73
4.4 局所出力分布試験 .....77
4.4.1 目的 .....77
4.4.2 試験方法 .....77
4.4.3 試験結果 .....77
4.5 限界熱流束試験 .....83
4.5.1 目的 .....83
4.5.2 試験方法 .....83
4.5.3 試験結果 .....84
4.6 流動特性試験 .....87
4.6.1 目的 .....87
4.6.2 試験方法 .....87
4.6.3 試験結果 .....87

# 1. 照射試験計画

## 1.1 照射試験の目的

動燃事業団ではATRの経済性向上を図るために、軽水炉と比肩しうる高燃焼度MOX燃料の開発を進めてきた。従来の燃焼度20,000MWd/tの「ふげん」燃料(28本クラスタ型)に比べ細径化、多数本化した燃焼度40,000MWd/tの実証炉用燃料（36本クラスタ型）の開発を既に終了し、現在、軽水炉の高燃焼度燃料に相当する集合体最高燃焼度が55,000MWd/tの燃料（54本クラスタ型）の開発を進めている。

一方、軽水炉においても段階的に燃料の高燃焼度化が図られ、現在燃焼度が約50,000MWd/tの燃料に移行しつつあり、まもなく高燃焼度燃料（55,000MWd/t）の照射が開始されようとしている。また、軽水炉によるMOX燃料の利用については、集合体最高燃焼度45,000MWd/tまでの範囲において、1990年代後半から開始される計画であり、全炉心にMOX燃料を装荷するABWRの建設も計画されており、MOX燃料の経済性向上のために高燃焼度化が期待されるところである。

本照射試験の目的は、54本クラスタ型の高燃焼度燃料を「ふげん」に装荷して照射し、熱中性子炉用MOX燃料の高燃焼度領域における挙動を把握するとともに、集合体規模での高燃焼度における健全性について実証することである。

## 1.2 照射条件

(1) 最大線出力密度及び集合体最高燃焼度

本燃料集合体の最大線出力密度及び集合体最高燃焼度を表1.2-1に、線出力密度履歴を図1.2-1に示す。

表1.2-1 最大線出力密度及び集合体最高燃焼

| | |
|---|---|
| 最大線出力密度 | 40 kW/m |
| 集合体最高燃焼度 | 55,000 MWd/t |

(2) 装荷体数及び装荷位置

本燃料集合体は、４体を炉心中央部に装荷する。装荷位置を図1.2-2に示す。

(3) 工　程

本燃料集合体の照射に係る主要工程を図1.2-3に示す。

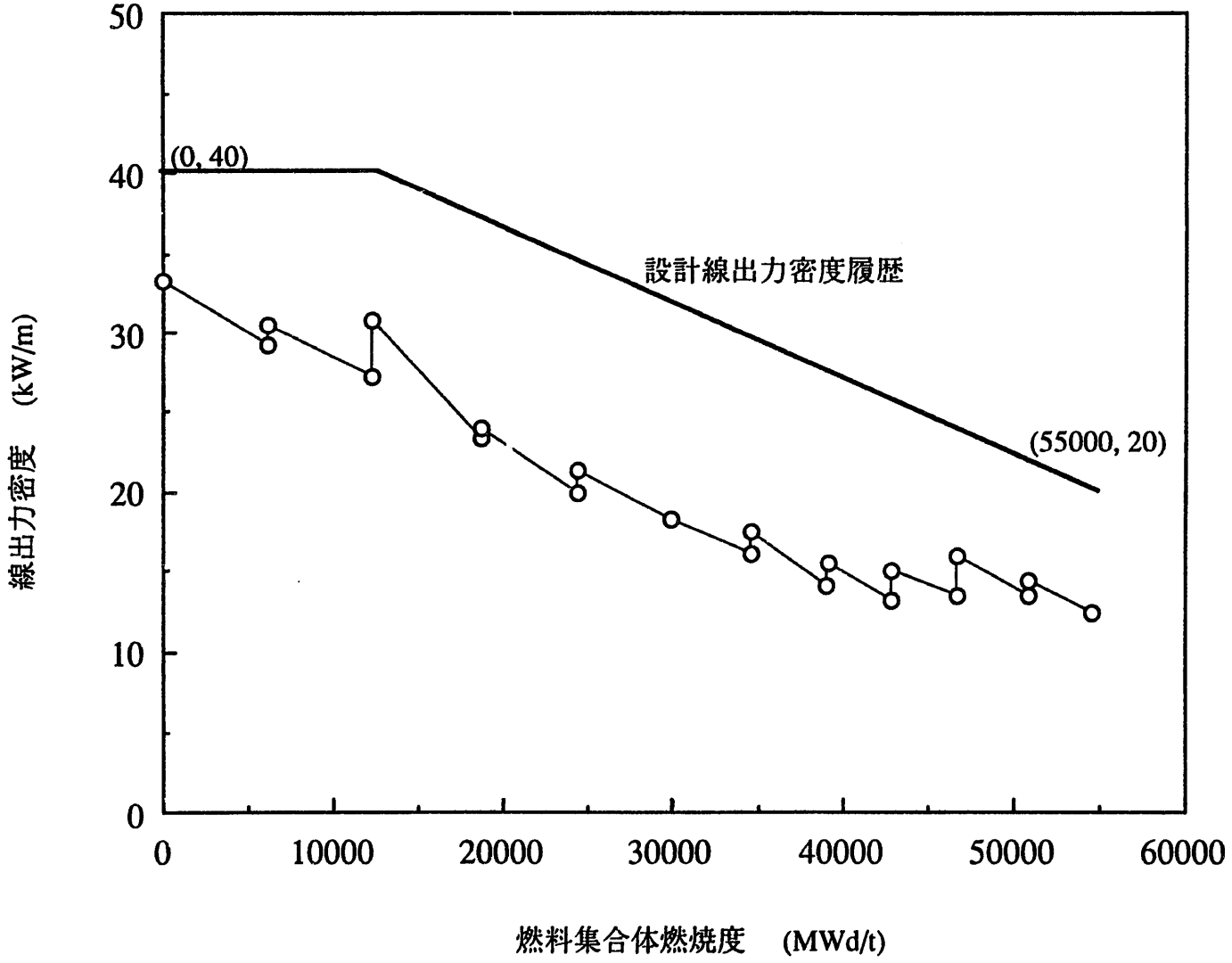
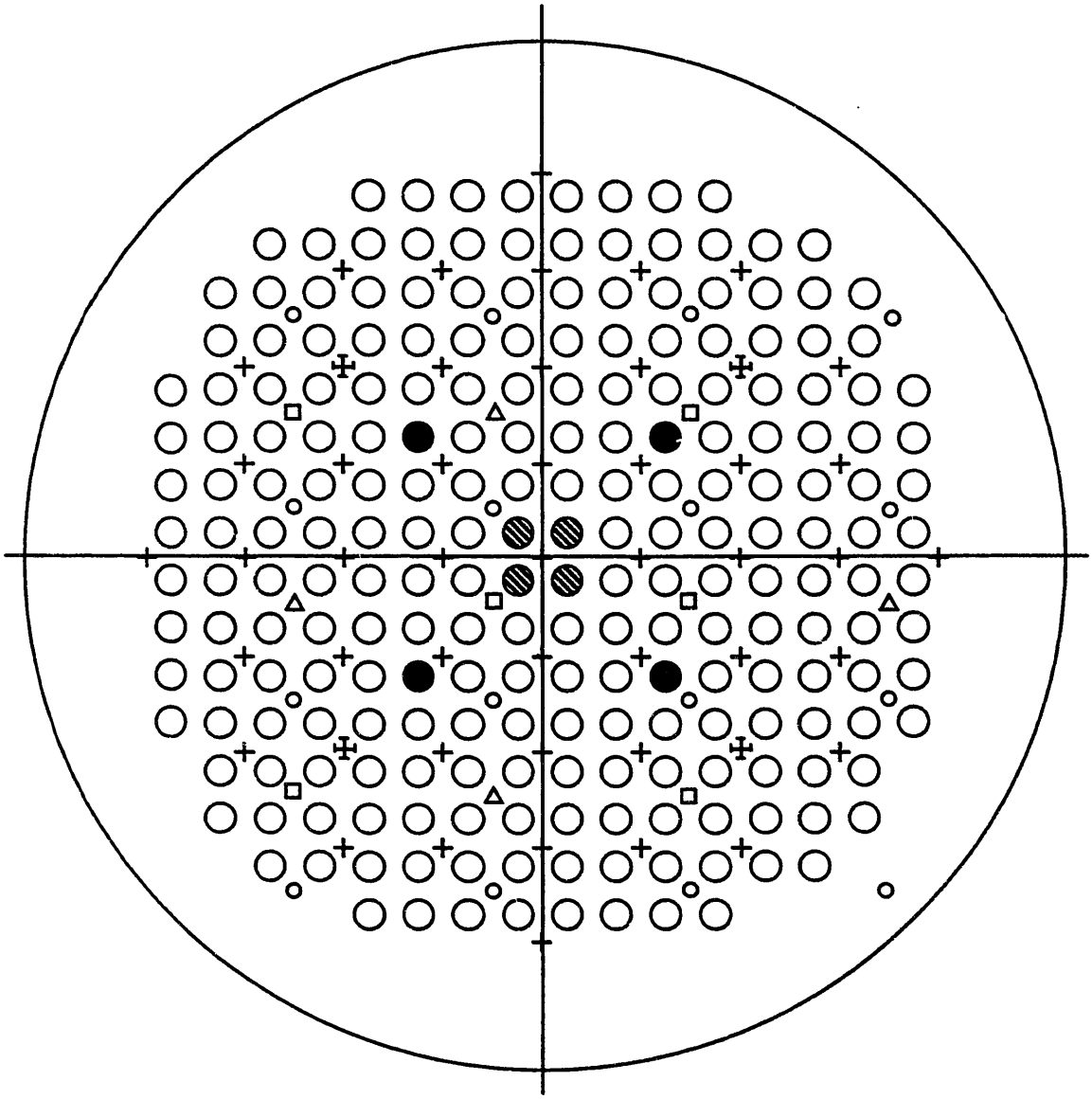



図1.2−1 燃料集合体燃焼度−線出力密度履歴



| 記号 | 名　　称 | 員数 | 記号 | 名　　称 | 員数 |
|---|---|---|---|---|---|
| ○ | 標準燃料集合体 | 216 | + | 制　御　棒 | 45 |
| ● | 特殊燃料集合体 | 4 | ✣ | 出力調整用制御棒 | 4 |
| ▨ | 照射用54本燃料集合体 注) | 4 | o | 出力系検出器 | 16×4 |
| | | | □ | 中間出力系検出器 | 6 |
| | | | △ | 起動系検出器 | 4 |

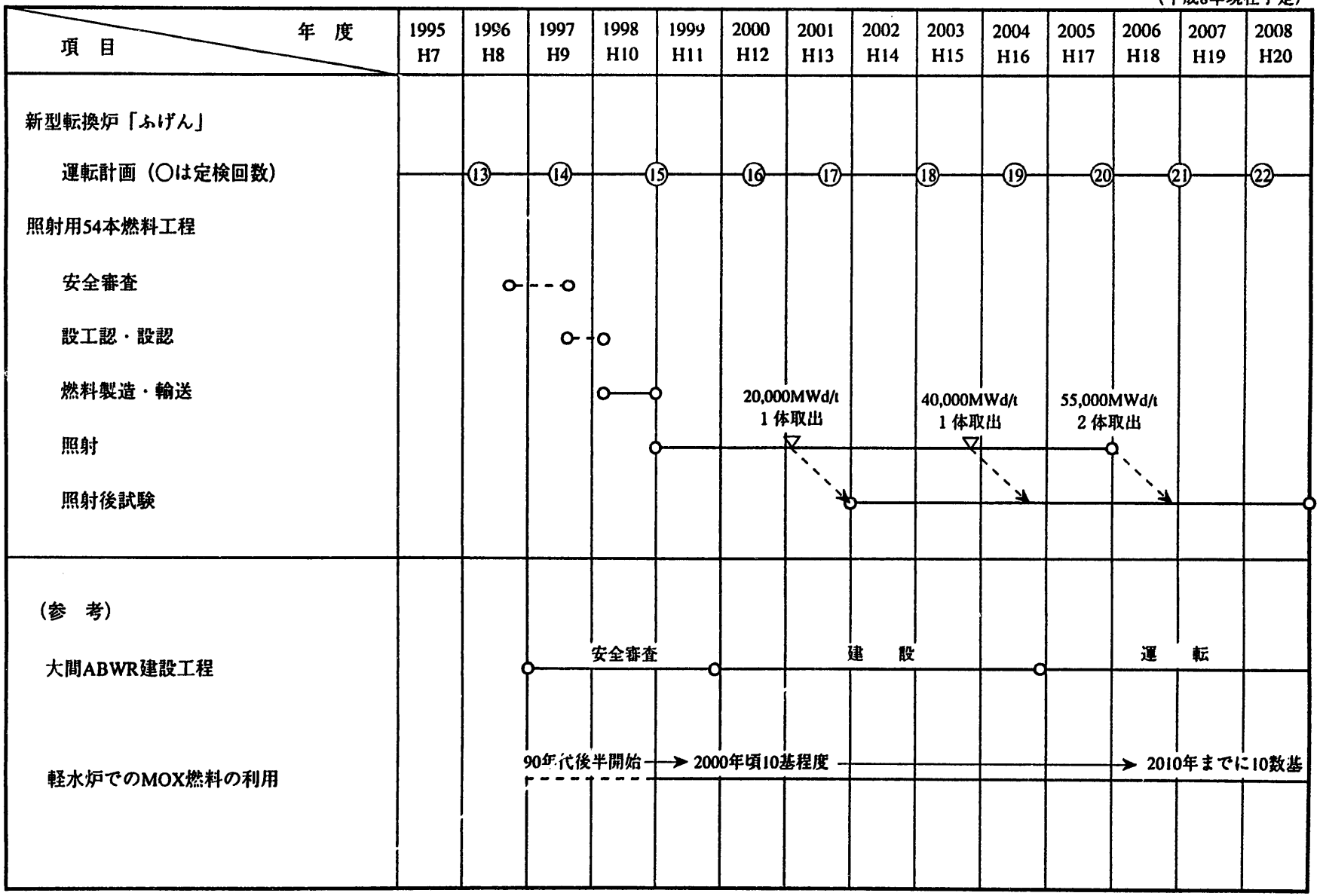
本図は、照射用54本燃料集合体装荷時の炉心配置図である。

注）当該燃料集合体の装荷前及び照射が終了して取出した後には標準燃料集合体を装荷する。

図1.2－2　照射用54本燃料集合体の装荷位置

## 図1.2−3　照射用54本燃料集合体の照射に係る主要工程

（平成8年現在予定）



## 1.3 照射後試験及び評価

### 1.3.1 照射後試験

「ふげん」に装荷された照射用54本燃料集合体4体を、集合体燃焼度20,000MWd/t及び40,000MWd/tまで照射した後それぞれ1体、また集合体燃焼度55,000MWd/tまで照射した後2体取出す。取出した集合体は、各燃焼度毎に1体ずつサイトで燃料水中検査（集合体寸法検査,燃料棒間隙検査等）を実施した後、ホットラボにおいて照射後試験し、高燃焼度MOX燃料の性能及び設計裕度を評価する。照射後試験により評価する項目は以下のとおりである。

- 燃料棒間ｷﾞｬｯﾌﾟ、曲がり、ｸﾗｯﾄﾞ付着量の変化
- 燃料棒の軸方向伸び
- 被覆管の変形（ｸﾘｰﾌﾟﾀﾞｳﾝ、ﾘｯｼﾞﾝｸﾞ、楕円度等）
- FPガス放出量、燃料棒内圧
- 被覆管及び集合体部材材料強度
- 被覆管外面酸化、ﾌﾚｯﾃｨﾝｸﾞ、ｽﾍﾟｰｻ保持力
- 燃料ﾍﾟﾚｯﾄ組織変化（ﾘﾑ効果等）
- U、Pu同位体組成等

### 1.3.2 照射後試験結果の評価

照射用54本燃料集合体に関する前記の評価項目について、取出し燃焼度毎に随時入手される照射後試験結果と合わせて照射挙動解析・評価を行い、燃料性能及び設計裕度を検討・評価すると共に、集合体最高燃焼度55,000MWd/tまで照射された燃料の照射後試験結果に基づき、照射挙動予測解析結果と合わせて照射挙動解析・評価を実施し、高燃焼度での健全性について実証する。

# 2. 燃料設計

## 2.1 設計基準

燃料集合体は、プラントの性能、特に炉心性能及び設備全体の設計と相互に矛盾なく調和され、かつ安全性、健全性及び信頼性が燃料の寿命期間中維持されるよう定められた設計基準に基づいている。

炉心及び燃料の設計基準は、プラント機器、核計装、原子炉保護系等と相まって、通常の運転時及び単一の誤作動あるいは誤操作によって生じる過渡状態（up-set condition）においても燃料破損が生じないようにすることである。

このため、燃料体の設計は「ふげん」標準燃料集合体と同様、次に述べる熱的及び機械的設計基準を満たすようにしている。

(1) 熱設計基準

① 限界熱流束（CHF）に関しては、大洗工学センターの流動伝熱試験装置(HTL)のデータに基づく関係式を用い、定格出力状態で、このCHFと熱流束との比（CHFR）が炉心内のいかなる点でも1.9以上であること。

② 通常の運転時及び前述の過渡状態において、ペレットの最高温度は融点未満であること。

(2) 機械設計基準

① 燃料の寿命期間中にわたって被覆管の円周方向平均永久歪が１％以下であること。

② 被覆管は、ペレットによる支持を無視しても、通常の運転状態及び前述の過渡状態において外圧に耐え座屈を起こさないこと。

また、被覆管は通常の運転状態及び前述の過渡状態においてFPガス等による内圧により破損しないこと。

③ 通常の運転状態及び前述の過渡状態において、照射効果、腐食、変動荷重等の燃料の寿命期間中に亘る影響を考慮しても、被覆管の著しい損傷、過度のフレッティング腐食等を生じないこと。

④ 被覆管の応力については、許容応力以下であること。

⑤ 通常の運転状態及び前述の過渡状態において予想される出力変動のもとで、被覆管は疲労による破損を起こさないこと。

## 2.2 照射用54本燃料の仕様

### 2.2.1 燃料の構造

照射用54本燃料集合体及び照射用ガドリニア燃料集合体の構造を図2.2－1及び図2.2－2に示す。

(1) 燃料棒

燃料材には、ウラン・プルトニウム混合酸化物焼結ペレット（以下、「MOXペレット」と略す）又はガドリニア入り二酸化ウラン焼結ペレット（以下、「$UO_2$-$Gd_2O_3$ペレット」と略す）を使用する。

被覆管には、ジルコニウムを内張したジルカロイ－２製の継目無管を使用する。

燃料棒は、被覆管内にペレットをそう入し、上部プレナム部にコイルばね、下部プレナム部にスリーブをそう入し、両端部を端栓で密封溶接した構造としている。

燃料棒は、図2.2－2に示す照射用ガドリニア燃料集合体の燃料棒と比較して最高燃焼度が高く、核分裂生成ガスの放出量も大きくなるため、下部プレナム部にスリーブを採用しプレナム体積空間の拡大を図っている。また、ペレットと被覆管の間隙を小さくするとともに、ペレットと被覆管の間隙に封入するヘリウムガスの圧力を高くして、熱伝達率を改善し、核分裂生成ガスの放出量を低減するよう配慮している。

(2) 燃料集合体

燃料集合体は、図2.2－1にその構造を示すように、燃料棒54本をクラスタ状にまとめ、これを上下端のタイプレート及びスペーサで支持している。燃料棒は、図2.2－1に示すように、三層の同心円周上に内層12本、中間層18本、 外層24本を配列している。中間層18本のうち６本はガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒とし、等間隔に配列している。

燃料集合体の上下端にステンレス鋼製のタイプレートを取り付けている。燃料棒54本のうち中間層のウラン・プルトニウム混合酸化物燃料棒（以下、「MOX燃料棒」と略す）６本をタイロッドとして固定し、他の48本はコイルばねにより下方に抑える以外、上下端とも自由としている。燃料棒の熱膨張及び照射成長による軸方向の伸びは、上部タイプレートを通して自由に逃げられるようにしている。また、集合体の全長は、燃焼に伴う照射成長を考慮して決めている。

上・下部タイプレートの円周上に案内ばねを取り付けている。この案内ばねは、燃料集合体を圧力管内で所定の位置に保ち、かつ、燃料集合体の圧力管内での振動を減衰させる。また、この案内ばねは、燃料集合体を圧力管内に装荷する時、

圧力管内面と接触しながら、その装荷を円滑にしている。

燃料集合体の軸方向に12個の析出硬化型ニッケル基合金（インコネル－718）製のスペーサを設け、これらを１本のジルカロイ－２製のスペーサ支持管に取り付けている。スペーサは、燃料棒の軸方向伸びを拘束することなく、過度な曲がりを発生することのないよう設計している。

燃料集合体は、圧力管内でしゃへいプラグと結合するための機構を下部タイプレートに設け、また上部タイプレートには運搬用の吊り金具を設けている。

燃料集合体を構成する上部タイプレート、下部タイプレート、被覆管及びスペーサは、輸送及び取扱い中に受ける通常の荷重に十分耐える設計としている。

### 2.2.2 燃料の主要仕様

照射用54本燃料の主要な仕様を表2.2－1に示す。同表には照射用ガドリニア燃料の仕様を併せて示す。

表2.2−1　照射用54本燃料の主要仕様

| 項　　目 | 照射用54本燃料集合体 | 照射用ガドリニア燃料集合体 | |
|---|---|---|---|
| | | タイプⅠ燃料集合体 | タイプⅡ燃料集合体 |
| a．ペレット | | | |
| 材　質 | | | |
| ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料棒 | ウラン・プルトニウム混合酸化物焼結ペレット | 同　左 | 同　左 |
| ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒 | ガドリニア入り二酸化ウラン焼結ペレット | 同　左 | 同　左 |
| 濃縮度または核分裂物質量 | | | |
| ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料棒 | | | |
| 外　層 | 約4.3wt% | | |
| 上部及び下部 | —— | 約3.0wt% | 約2.4wt% |
| 中　央　部 | —— | 約2.6wt% | 約2.1wt% |
| 中間層及び内層 | 約5.5wt% | | |
| 上部及び下部 | —— | 約5.0wt% | 約4.8wt% |
| 中　央　部 | —— | 約4.3wt% | 約4.1wt% |
| 各層のウラン濃縮度 | 約0.7〜1.4wt% | 同　左 | 同　左 |
| ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒 | | | |
| 中　間　層 | 約4.5wt% | | |
| 上部及び下部 | —— | 約3.8wt% | 約3.6wt% |
| 中　央　部 | —— | 約3.4wt% | 約3.3wt% |
| 集合体平均 | 約4.9wt% | 約3.5wt% | 約3.2wt% |
| ガドリニウム濃度 | | | |
| ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒 | | | |
| 中　間　層 | 約2.2wt% | | |
| 上部及び下部 | —— | 約0.8wt% | 約0.7wt% |
| 中　央　部 | —— | 約1.4wt% | 約1.2wt% |
| ペレットの初期密度 | 理論密度の約95% | 同　左 | 同　左 |
| 外　径 | 約9.1mm | 約12.4mm | 同　左 |
| 高　さ | 約9.5mm | 約13mm | 同　左 |
| 形　状 | 両端球面ディッシュ・チャンファ付 | 同　左 | 同　左 |

表2.2－1　照射用54本燃料の主要仕様（続き）

| 項　　目 | 照射用54本燃料集合体 | 照射用ガドリニア燃料集合体 | |
|---|---|---|---|
| | | タイプⅠ燃料集合体 | タイプⅡ燃料集合体 |
| b. 被覆管 | | | |
| 材　質 | ジルコニウム・ライナ付ジルカロイ－2 | ジルカイロー2及びジルコニウム・ライナ付ジルカロイ－2 | ジルコニウム・ライナ付ジルカロイ－2 |
| 内　径 | 約9.3mm | 約12.7mm | 同　左 |
| 肉　厚 | 約0.75mm（うち、ジルコニウム内張 約0.09mm） | 約0.90mm（うち、ジルコニウム・ライナ付ジルカロイ－2製被覆管にあってはジルコニウム内張 約0.07mm） | 同　左（うち、ジルコニウム内張 約0.07mm） |
| c. 燃料棒 | | | |
| 外　径 | 約10.8mm | 約14.5mm | 同　左 |
| 有効長さ | 約3,640mm | 同　左 | 同　左 |
| ペレット－被覆管間隙（直径） | 約0.2mm | 約0.3mm | 同　左 |
| プレナム長さ（上部） | 約330mm | 約357mm | 同　左 |
| プレナム長さ（下部） | 約40mm | 約30mm | 同　左 |
| ヘリウム封入圧 | 約0.5MPa（約５kg／cm²a） | 約0.3MPa（約3kg／cm²a） | 同　左 |
| 全　長（肩間長さ） | 約4,034mm | 約4,061mm | 同　左 |
| 数　量 | 54本 | 36本 | 同　左 |
| d. 燃料集合体 | | | |
| 外　径（外層燃料棒外接円径） | 約111.6mm | 同　左 | 同　左 |
| 全　長 | 約4,381mm | 約4,393mm | 同　左 |
| 燃料棒間ギャップ | 約2.04mm | 同　左 | 同　左 |
| e. 最大線出力密度 | | | |
| 定格時 | 400W／cm（12.2kW／ft） | 492W／cm（15kW／ft） | 427W／cm（13kW／ft） |
| f. 燃焼度 | | | |
| 集合体最高 | 55,000MWd／t | 40,000MWd／t | 30,000MWd／t |

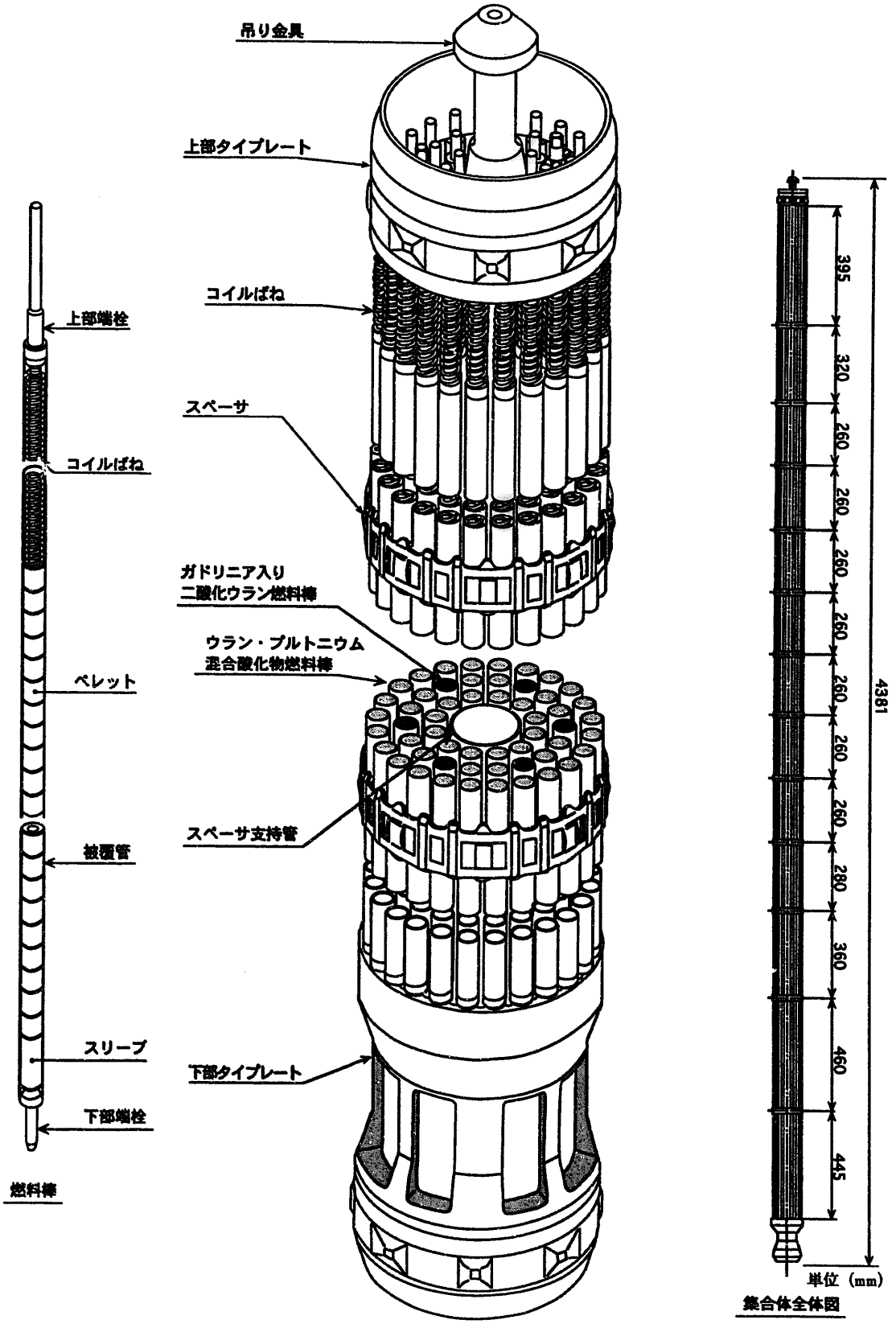



図2.2－1　照射用54本燃料集合体構造図

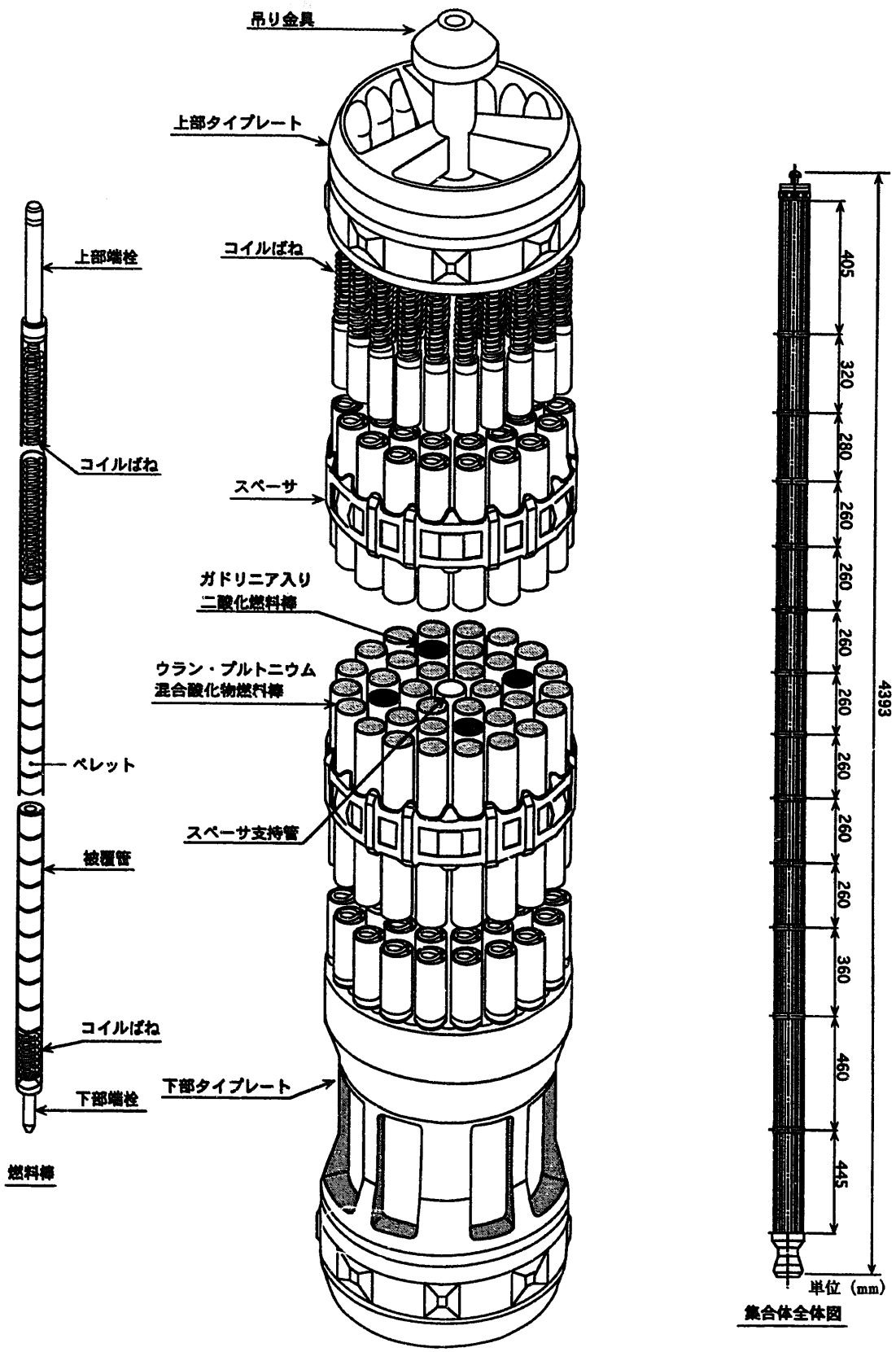



図2.2－2　照射用ガドリニア燃料集合体構造図

## 2.3 機械設計

### 2.3.1 燃料設計条件

燃料の設計の基本は、原子炉内における使用期間中に生じ得る種々の因子を考慮しても、その健全性を失うことがない設計であることが要求される。

以下に主な設計条件を示す。

#### 2.3.1.1 プラント条件

| | | |
|---|---|---|
| (1) | 冷却材入口温度（℃） | 279 |
| (2) | 冷却材出口温度（℃） | 286 |
| (3) | 運転圧力（MPa.g） | 7.1（72kg/cm²g） |
| (4) | 冷却材流量（kg/sec） | 8.6 |
| (5) | 冷却材出口蒸気重量率（wt%） | 27 |

#### 2.3.1.2 核的条件

(1) 線出力密度（通常時出力）

寿命初期　40 kW/m(12.2kW/ft)

寿命中期　36 kW/m(11.0kW/ft)（燃料温度最高時期）

寿命末期　20 kW/m(6.1kW/ft)

(2) 燃焼度

集合体最高　55,000 MWd/t

燃料棒最高　65,000 MWd/t

ペレット最高　73,000 MWd/t

(3) 炉内滞在期間

約2,740日

(4) 燃焼に伴う出力履歴

本燃料設計では、通常時の設計用線出力密度履歴として図2.3.1-1を用いた。なお、図にはガドリニア入り燃料棒の設計用線出力密度履歴を併せて示す。

### 2.3.1.3 その他の条件

本設計で考慮する通常状態及び過渡状態はプラント側条件により次の通りとする。

| 条件 / 状態 | 熱出力 (%) | 炉内圧力 MPag (kg/cm²g) | 備考 |
|---|---|---|---|
| 定格時 | 100 | 7.1 (72) | 通常運転 |
| 過渡状態 (圧力高) | 103 | 8.0 (82) | タービントリップ (バイパス弁不作動) * |
| 過渡状態 (出力高) | 120 | 7.3 (74) | 運転中制御棒引抜き |

*：タービンが定格蒸気流量で運転されている時に主蒸気加減弁が急閉鎖されると、スクラムされる。

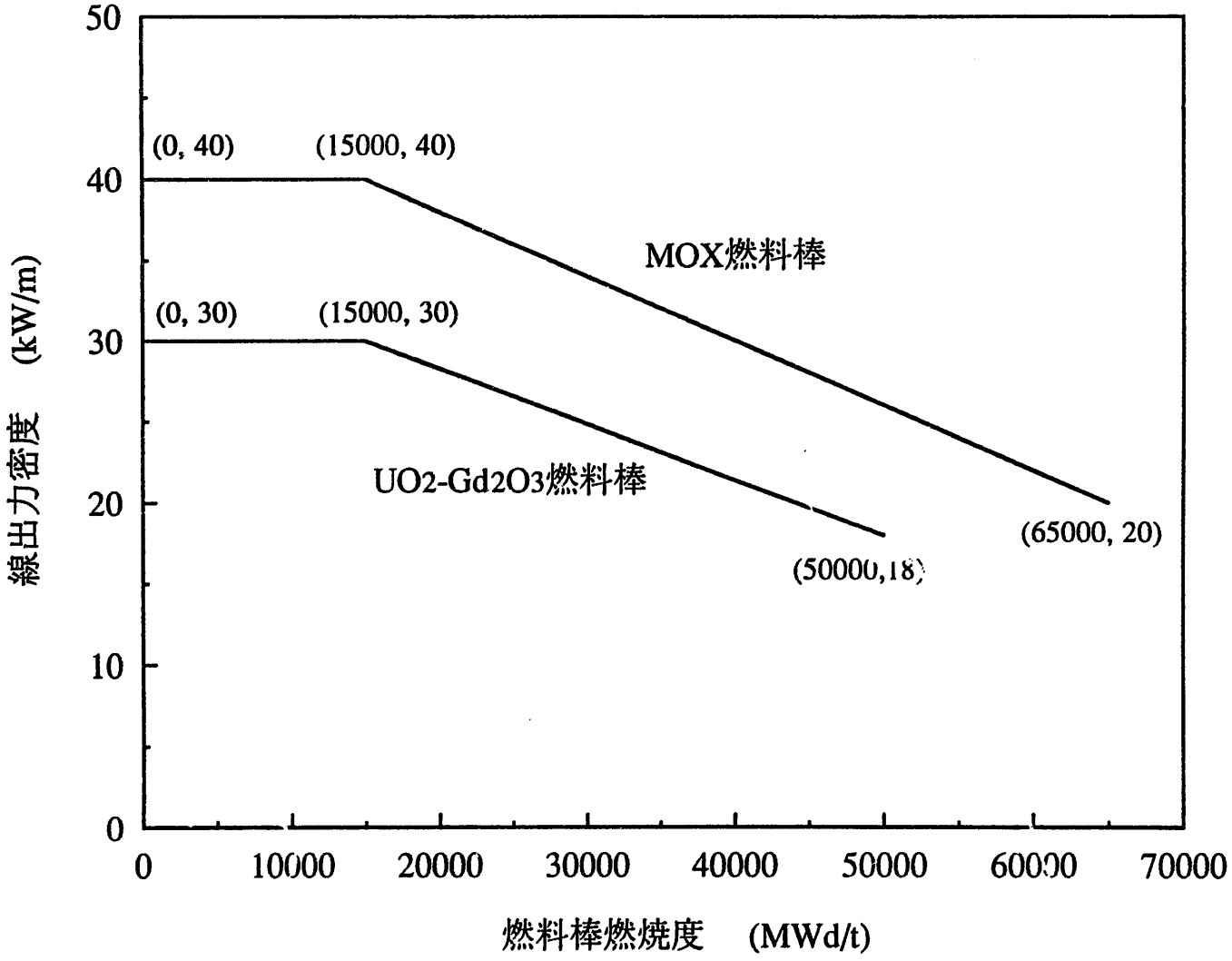



図2.3.1－1　燃料棒設計線出力密度履歴

### 2.3.2 材　料

照射用54本燃料に使用する材料は、標準燃料集合体、照射用36本燃料集合体、照射用ガドリニア燃料集合体に使用している材料と同一である。

主要材料は、MOXペレット、$UO_2$-$Gd_2O_3$ペレット、ジルカロイ、ジルコニウム、ステンレス鋼及び析出型ニッケル基合金である。これらの材料は「ふげん」、試験炉及び軽水炉などにおいて豊富な使用実績を有しており、特に問題はない。

### 2.3.3 照射効果

燃料の照射が進むと燃料及び被覆管の材料特性が影響を受ける。すなわち、被覆管は中性子の照射を受けると材料の強度が増加し、延性が低下する。燃料ペレットは、燃焼の初期においてわずかながら体積が減少する。これを焼きしまりと呼んでいる。更に燃焼が進むと、核分裂による気体状及び固体状の核分裂生成物が燃料ペレット内に蓄積する等により、ペレット体積が増大する。これをスエリングと呼んでいる。

燃料寿命を通じて、熱膨張と照射スエリングにより被覆管に過大な歪が生じないよう、ペレット密度及び燃料ペレットと被覆管の間隙を決める。また、燃料ペレットと被覆管が接触した場合に生じるPCI（ペレット－被覆管機械的相互作用）の低減を図るために燃料ペレットにチャンファを設ける等の設計を採用している。

被覆管と燃料ペレットの間隙の熱伝達率は、主として間隙中のガスの熱伝導度、間隙の大きさ及び、被覆管と燃料ペレットが接触する場合は、その接触圧に依存する。

燃料が燃焼するにつれ、間隙中には燃料ペレットから放出されたキセノン、クリプトン等の核分裂生成物及び燃料ペレット中に含まれる揮発性不純物が蓄積してくる。これらの核分裂生成物及び揮発性不純物は、一般的に間隙の熱伝達率を小さくするが、照射用54本燃料集合体では間隙に充填するヘリウムの圧力を高めて、核分裂生成物及び揮発性不純物の影響が小さくなるように配慮している。

また、燃料ペレットは、理論密度の約95％の高密度に焼結するとともに、照射中の焼きしまりを小さくするよう製造方法を考慮しているが、照射中に若干焼きしまりがあることが知られており、これは間隙を大きくする方向に働き、やはり間隙の熱伝達率を下げる働きがある。一方、熱膨張及びスエリング等は、間隙を小さくする方向に働き、熱伝達率を上げる働きがある。

また、後で述べる燃料の温度計算においては、照射による間隙の大きさ及び間隙中のガス成分の変化を考慮した熱伝達率を用いる。

照射用54本燃料は従来の「ふげん」燃料に比べ、最高燃焼度を増加している。燃料の高燃焼度化は炉内滞在期間の長期化、中性子照射量の増加及び核分裂生成物の蓄積の増加を伴う。図2.3.3-1に燃料の高燃焼度化時の影響、燃料挙動への影響因子及び検討項目を示す。

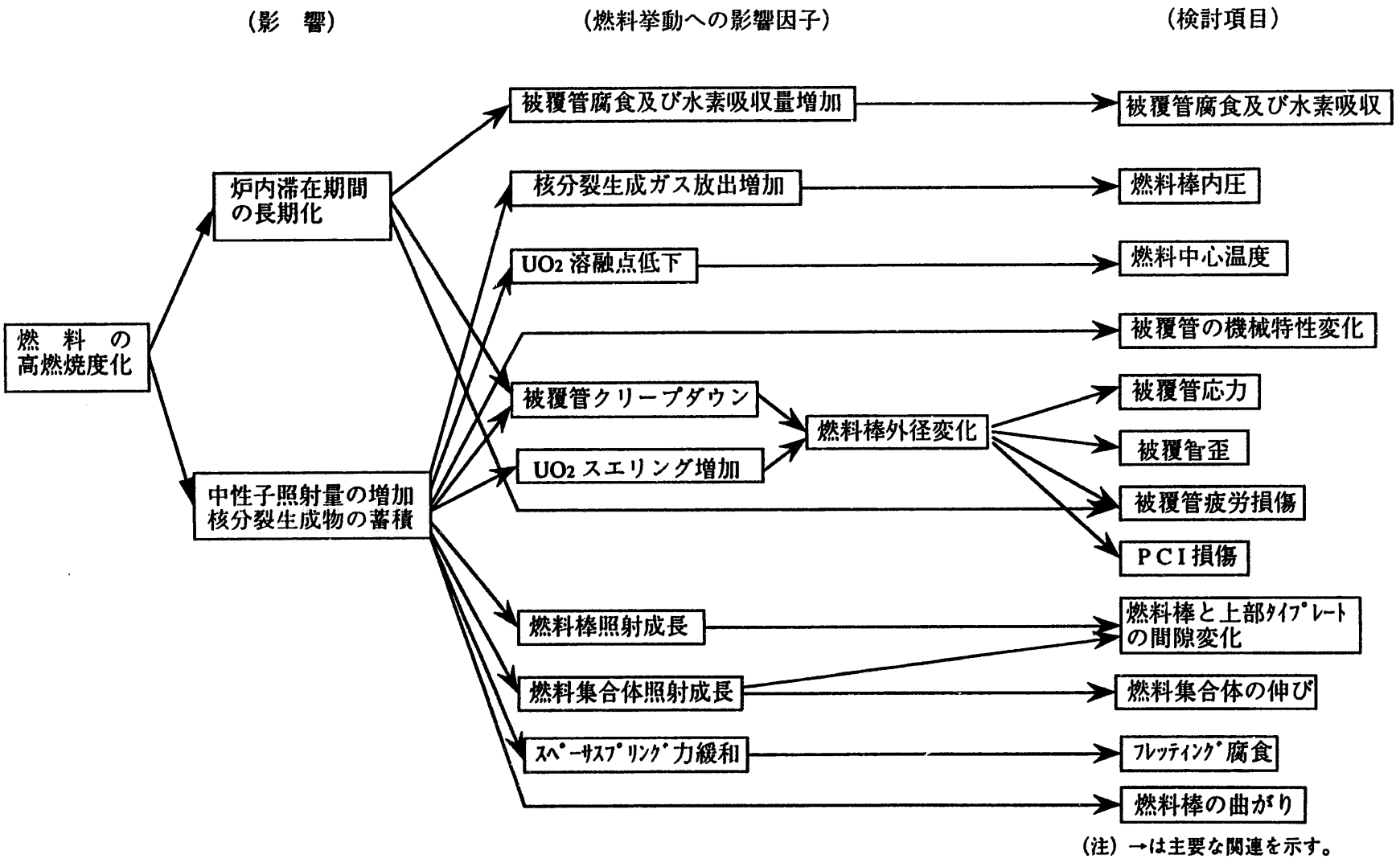



**図2.3.3－1　高燃焼度化特性図**

### 2.3.4 燃料温度

燃料ペレットは、原子炉の通常運転中及び過出力時に、中心溶融を起こさないように設計する。本原子炉では通常運転時はもちろん、過出力時においても中心溶融を起こすことはない。

MOX燃料ペレット及び$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料ペレットの熱伝導度は、$UO_2$燃料ペレットに比べ若干低下する。燃料温度計算に使用するMOX燃料ペレット及び$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料ペレットの熱伝導度は、0℃から$UO_2$の溶融温度までの積分値が93W/cmになるような$UO_2$燃料ペレットに対する熱伝導度を基に二酸化プルトニウム或いはガドリニアの添加による熱伝導度の低下を考慮したものである。また、燃焼による熱伝導度の低下を考慮している。すなわち、本燃料の設計に用いる燃料ペレットの熱伝導度kは、次の通りである。

$$k(W/cm℃)=[38.24/\{(1+C_1+C_2)\cdot T+402.4+C_3+C_4\}+6.13\times10^{-13}\cdot T^3]$$
$$\times[1/(1+C_5\cdot Bu)]$$

ここで、Tは温度、$C_1$及び$C_3$はガドリニア濃度により定まる定数、$C_2$及び$C_4$はプルトニウム濃度により定まる定数、$C_5$は定数、Buは燃焼度である。

なお、被覆管と冷却材との間の熱伝達率は、Jens-Lottesの関係式を用いる。

MOX燃料ペレット及び$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料ペレットの溶融温度は$UO_2$燃料ペレットに比べやや低く、設計においては寿命初期の溶融温度を$UO_2$燃料ペレットの約2,795℃に対しMOX燃料ペレット（核分裂物質量：約5.5wt%）では2,765℃、$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料ペレット（$Gd_2O_3$濃度：約2.2wt%）では2,705℃としている。また、燃焼に伴う溶融温度の低下は、10,000MWd/t当たり約32℃としている。

本燃料の燃料温度解析結果を図2.3.4-1（MOX燃料），図2.3.4-2（$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料）及び表2.3.4-1に示す。ペレット中心温度の最高温度は、燃料寿命中期に生じ、MOX燃料棒では約1635℃、ガドリニア燃料棒では約1408℃であり、これらの温度は、MOX燃料ペレット及び$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料ペレットの溶融温度に対して十分低い。

また、図2.3.4-3（MOX燃料）及び図2.3.4-4（$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料）に中心溶融相当線出力と設計線出力密度履歴を併せて示す。寿命期間を通して、中心溶融相当線出力は、100%定格出力及び20%過出力に対し十分に大きく、中心溶融による破損を生じることはない。

表2.3.4-1　燃料温度解析結果（公称値）

（℃）

| | | 評価時期 | ペレット中心温度 | 被覆管温度 | | 燃料棒燃焼度 (GWd/t) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | 内面 | 外面 | |
| MOX燃料棒 | 通常時 | 寿命初期 | 1516 | 351 | 295 | 0 |
| | | 寿命中期 | 1635 | 366 | 318 | 25 |
| | | 寿命末期 | 1132 | 361 | 335 | 65 |
| | 過出力時 (20%過出力) | 寿命初期 | 1758 | 364 | 298 | 0 |
| | | 寿命中期 | 2045 | 382 | 324 | 25 |
| | | 寿命末期 | 1364 | 376 | 345 | 65 |
| $UO_2$-$Gd_2O_3$燃料棒 | 通常時 | 寿命初期 | 1291 | 337 | 295 | 0 |
| | | 寿命中期 | 1408 | 351 | 310 | 15 |
| | | 寿命末期 | 1064 | 354 | 331 | 50 |
| | 過出力時 (20%過出力) | 寿命初期 | 1501 | 347 | 297 | 0 |
| | | 寿命中期 | 1600 | 364 | 315 | 15 |
| | | 寿命末期 | 1269 | 368 | 340 | 50 |

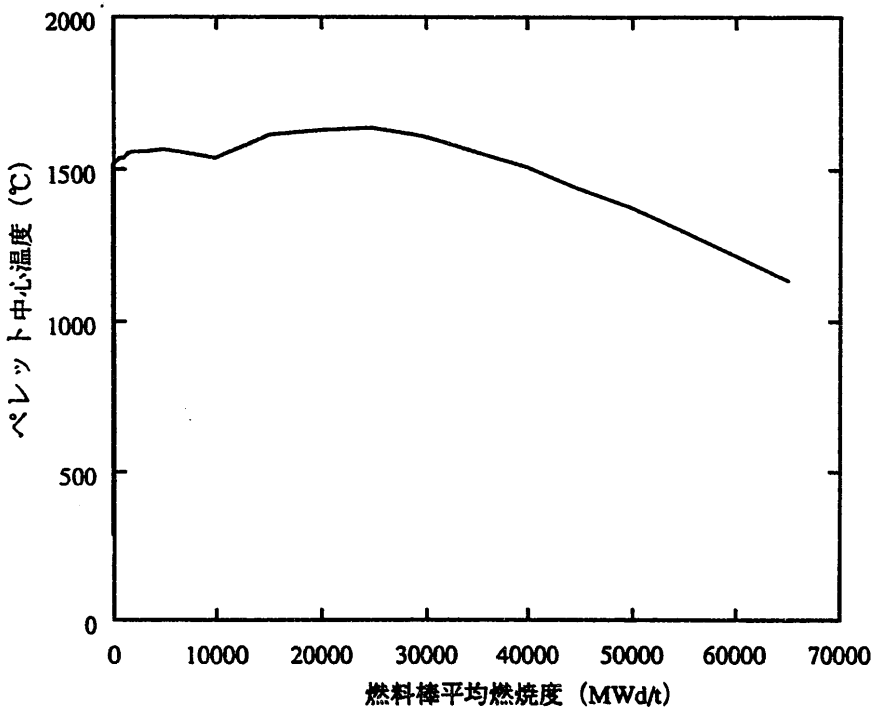



図2.3.4－1　ペレット中心温度解析結果（MOX燃料）

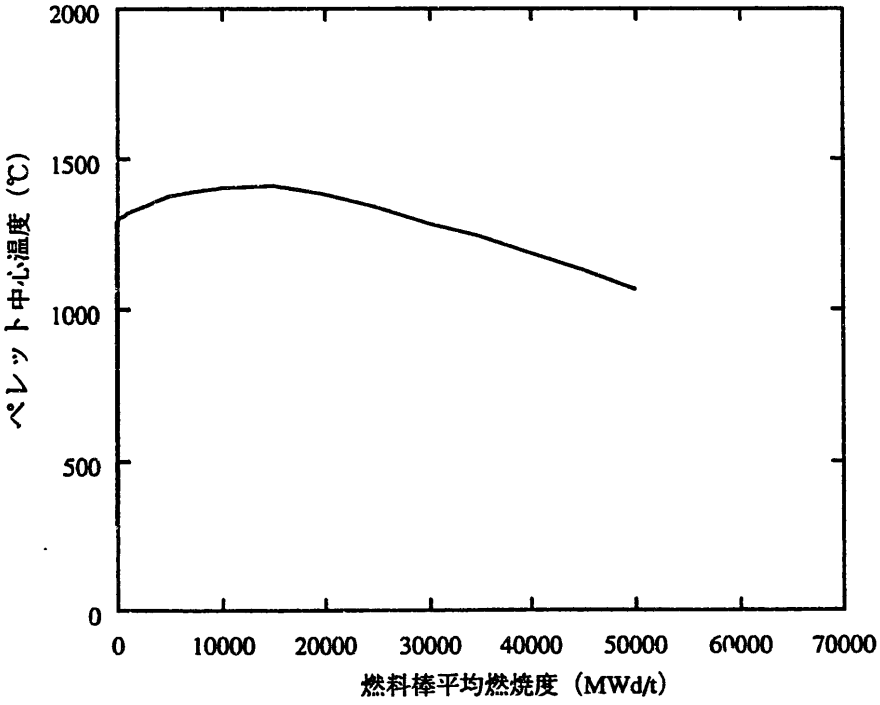



図2.3.4－2　ペレット中心温度解析結果（$UO_2$－$Gd_2O_3$燃料）

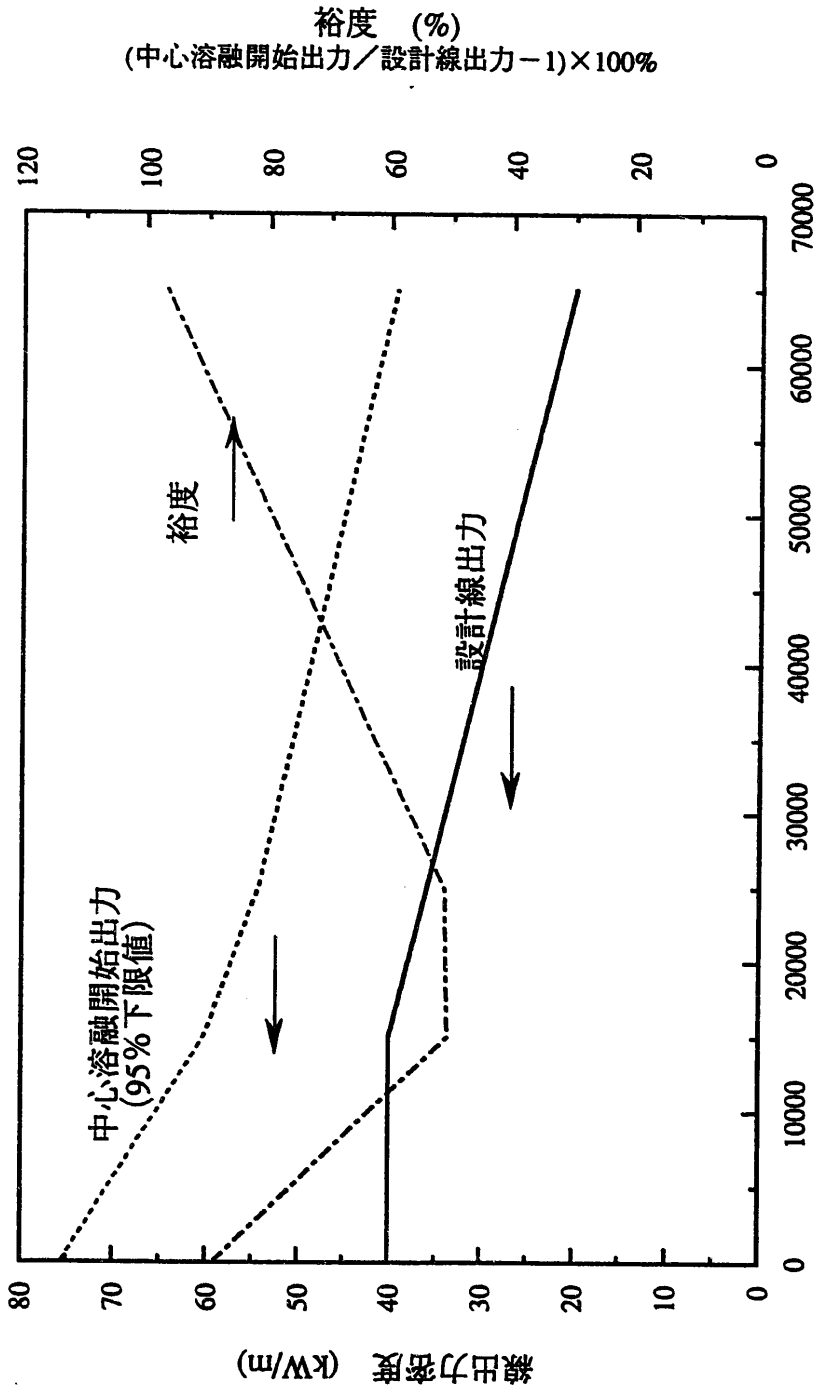



図2.3.4－3 ペレット中心溶融開始相当出力（MOX燃料）

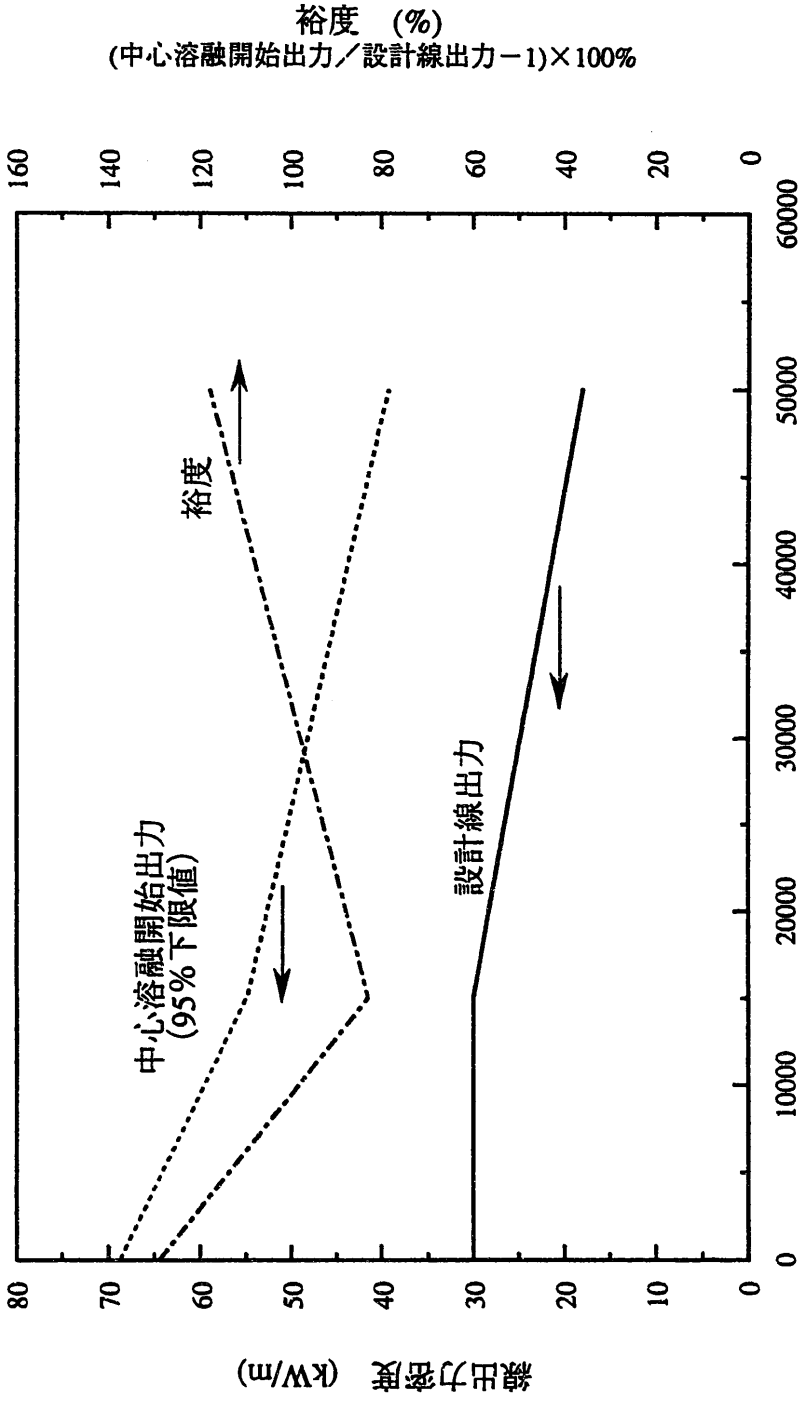



図2.3.4－4 ペレット中心溶融開始相当出力 ($UO_2$－$Gd_2O_3$燃料)

### 2.3.5 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、燃料棒製作時に封入するヘリウムガス及び燃料ペレット内の揮発性不純ガス、並びに燃料ペレットから放出される核分裂生成ガス及びヘリウムガスによって生じる。核分裂生成ガスの生成率は、$1.35\times10^{-3}$グラム・モル／MWdとする。核分裂生成ガスの放出率はVitanzaらによって提案されたモデルを基に設定した放出率モデルを使用する。また、ヘリウム放出量については、ヘリウム生成量は燃料集合体核特性計算コード等により評価し、また、ヘリウムガス放出率はヘリウムガス放出率と核分裂生成ガス放出率は相関が見られることから、核分裂生成ガス放出率の関数として取り扱うモデルとした。

燃料棒の内圧は、燃料棒の出力履歴によって決まるが、燃料機械設計においては、燃料が寿命中に経験する出力を十分に包絡する設計用線出力密度履歴を仮定し、燃料棒内圧の統計的分布を評価しており、実際予想される内圧より十分高い値を使用している。

本燃料の燃料棒内圧の解析結果を図2.3.5-1（MOX燃料）及び図2.3.5-2（$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料）に示す。寿命末期の燃料棒内圧は、MOX燃料では7.48MPa[abs]（76.3kg/㎠）、$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料では4.57MPa[abs]（46.6kg/㎠）である。

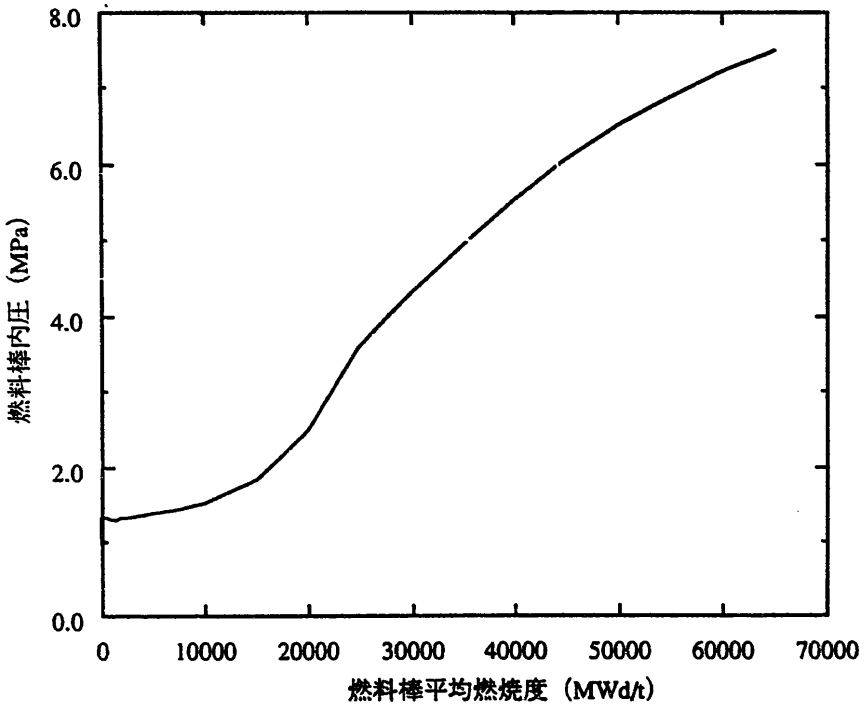



図2.3.5－1　燃料棒内圧解析結果（MOX燃料）

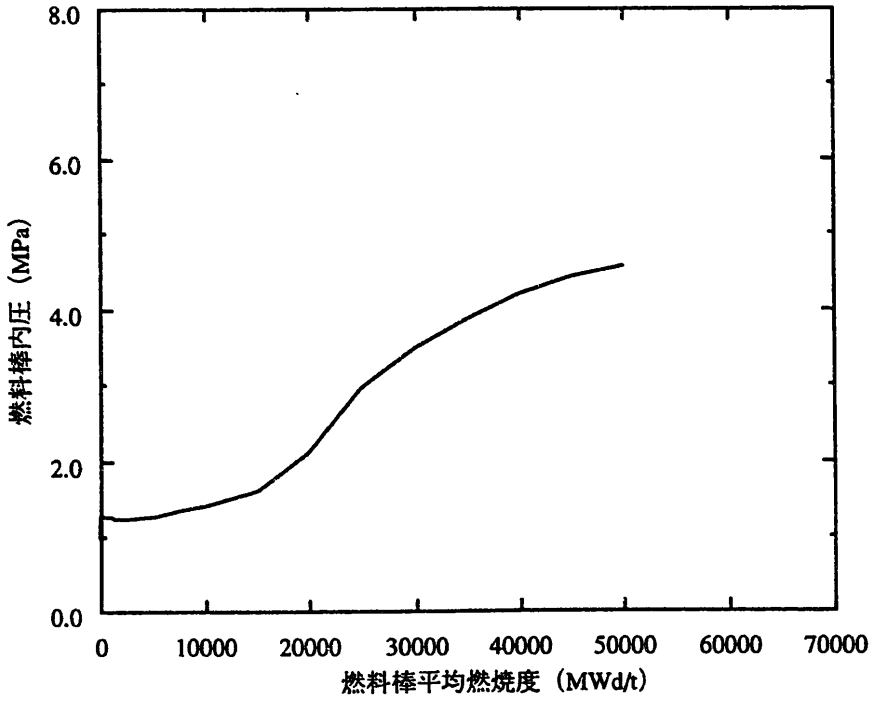



図2.3.5－2　燃料棒内圧解析結果（$UO_2$–$Gd_2O_3$燃料）

### 2.3.6 被覆管応力解析

被覆管のスペーサ間及びスペーサ部での応力解析は、せん断歪エネルギー説に従って行い、モンテカルロ法により設計比（発生応力／許容応力）の統計的分布を評価する。

本燃料の設計においては、被覆管の未照射材の降伏応力、引張強さに照射による硬化を考慮した機械的性質を使用している。

設計に使用する被覆管の機械的性質は、これまでの多くの被覆管について得られたデータを基に設定している。

応力解析に使用する入力条件は、炉心条件、被覆管温度、燃料棒内圧、燃料棒寸法、被覆管許容応力等であり、これらの入力変数の統計分布は、製造実績、「ふげん」炉運転実績データ等を考慮して設定した値を用いる。

圧力条件としては、外圧支配（外圧＞内圧）と内圧支配（外圧＜内圧）を考慮し、十分厳しい圧力差となるように「2.3.5　燃料棒内圧」で得られた統計的解析結果及び冷却材圧力を設定する。

モンテカルロ法による設計比の評価結果は、最大で0.61（95％上限値）であり、許容限界値（1.0）以下であることを確認した。表2.3.6-1に定格出力状態、過出力状態及び圧力過渡状態について行った被覆管の応力解析結果を示す。

被覆管端栓部については、形状が複雑であることから決定論的評価を行うこととし、被覆管－端栓溶接部をモデル化し、有限要素法（ＦＥＭ）を用いた温度・応力解析を実施する。解析では応力計算結果が十分厳しくなるよう燃料寸法、圧力等を選定する。被覆管端栓溶接部の設計比の解析結果は、最大で0.81であり、許容限界値（1.0）以下であることを確認した。表2.3.6-2に定格出力状態、過出力状態及び圧力過渡状態について行った被覆管端栓溶接部の応力解析結果を示す。

表2.3.6-1　被覆管部応力解析結果（95％上限値）

| 位置 | 時期 | 設計比 | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | MOX燃料 | | | $UO_2-Gd_2O_3$燃料 | | |
| | | 定格出力状態(100%) | 過出力状態(120%) | 圧力過渡状態 | 定格出力状態(100%) | 過出力状態(120%) | 圧力過渡状態 |
| スペーサ間 | 燃焼初期 | 0.52 | 0.55 | 0.61 | 0.51 | 0.53 | 0.60 |
| | 燃焼中期 | 0.28 | 0.29 | 0.33 | 0.28 | 0.29 | 0.33 |
| | 燃焼末期 | 0.27 | 0.29 | 0.32 | 0.27 | 0.28 | 0.32 |
| スペーサ部 | 燃焼初期 | 0.53 | 0.55 | 0.61 | 0.54 | 0.54 | 0.60 |
| | 燃焼中期 | 0.28 | 0.29 | 0.33 | 0.28 | 0.29 | 0.33 |
| | 燃焼末期 | 0.27 | 0.29 | 0.32 | 0.27 | 0.28 | 0.32 |

表2.3.6-2　被覆管端栓溶接部応力解析結果

| 位置 | 時期 | 設計比 | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | MOX燃料 | | | $UO_2-Gd_2O_3$燃料 | | |
| | | 定格出力状態(100%) | 過出力状態(120%) | 圧力過渡状態 | 定格出力状態(100%) | 過出力状態(120%) | 圧力過渡状態 |
| 端栓部 | 燃焼初期 | 0.70 | 0.73 | 0.81 | 0.70 | 0.73 | 0.81 |
| | 燃焼中期 | 0.45 | 0.46 | 0.52 | 0.45 | 0.47 | 0.52 |
| | 燃焼末期 | 0.44 | 0.45 | 0.51 | 0.44 | 0.45 | 0.51 |

### 2.3.7 被覆管疲労解析

燃料の疲労に対する設計基準は、累積損傷の法則（Minerの仮説）及びLanger-O'Donnelの考え方に基づいている。

累積損傷の法則とは、材料が異なった応力レベルで応力サイクルを受けた場合に、各々の応力レベルで、実際に受けたサイクルとその応力で破壊に至るサイクルの比だけ寿命が消費されるという考え方である。

また、Langer-O'Donnelの考え方は、基本的に米国機械学会ボイラ及び圧力容器規格セクションⅢの疲労解析の方法と同じであるが、ジルカロイの材料特性を考えて、若干適用に修正を加えたものである。

疲労寿命の解析は、以下に示す温度、圧力及び出力の予測サイクルに基づいて、「2.3.6 被覆管応力解析」と同様に、被覆管直管部及びスペーサ部についてはモンテカルロ法による統計的解析を、被覆管－端栓溶接部についてはＦＥＭを用いた詳細解析を行う。また、予測サイクルは、過去の実績等に基づいて定めたものであり、予備的解析によれば、疲労の累積係数はMOX燃料棒で約0.7であり、許容限界値である1.0に対して十分余裕がある。

### 2.3.8 被覆管歪解析

燃料棒は、炉内滞在期間を通してペレットの熱膨張及びスエリング並びに被覆管の熱膨張及びクリープを考慮しても過大な歪が生じないように燃料を設計する。

図2.3.8-1（MOX燃料）及び図2.3.8-2（$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料）に１％塑性歪相当線出力と設計線出力密度履歴を併せて示す。寿命を通して、１％塑性歪相当出力は、100％定格出力及び20％過出力に対し十分に大きく、歪による破損を生じることはない。

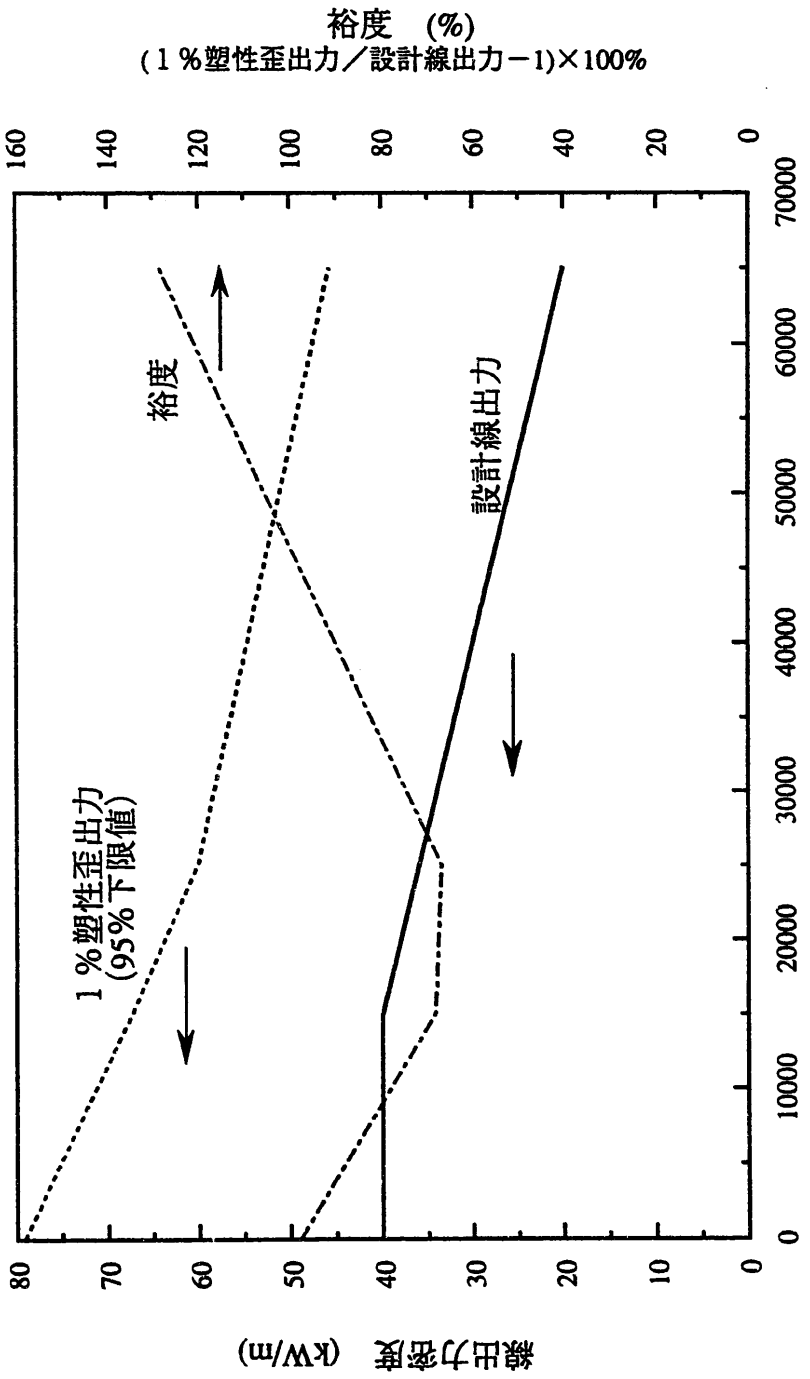



図2.3.8－1 被覆管1％塑性歪相当出力（MOX燃料）

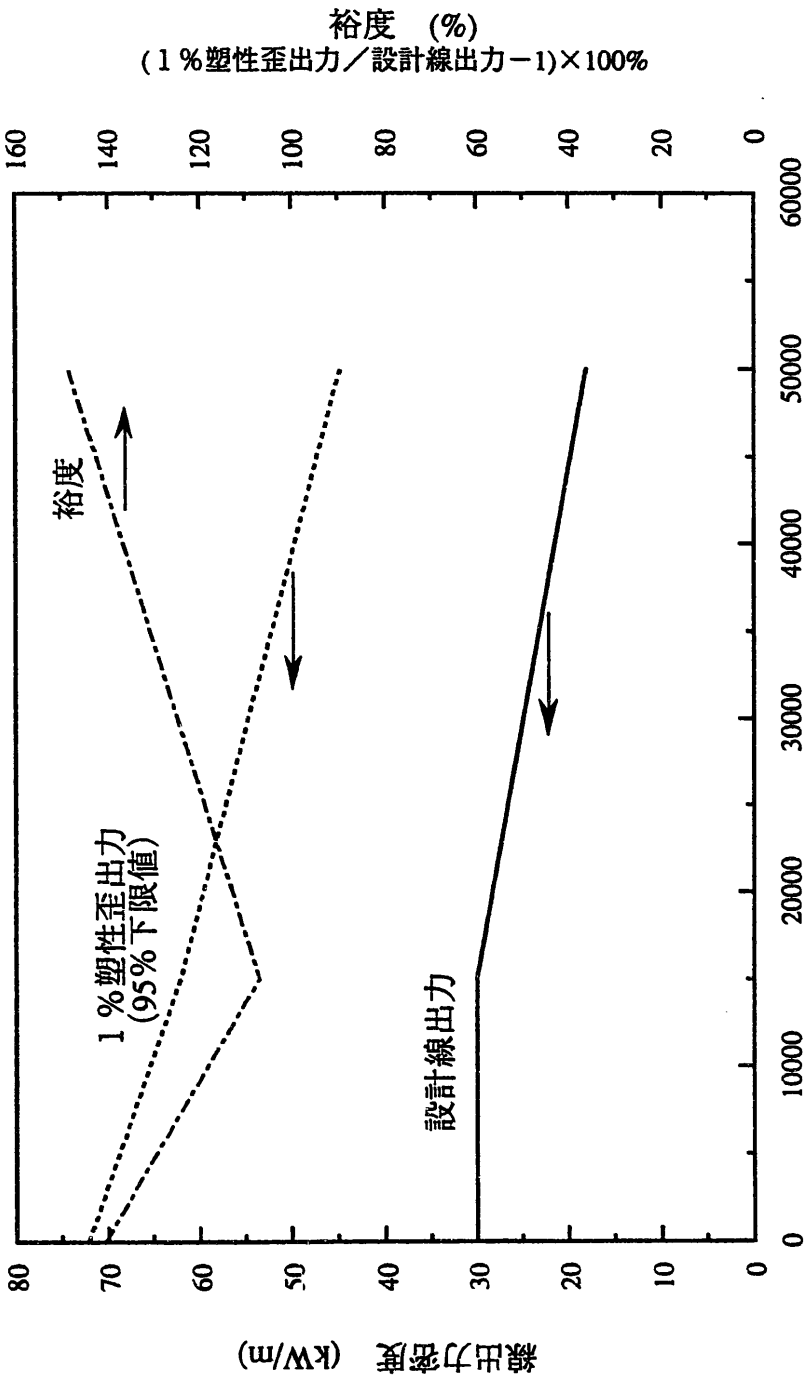



図2.3.8−2 被覆管1%塑性歪相当出力 ($UO_2$−$Gd_2O_3$燃料)

### 2.3.9 被覆管のクリープ座屈

被覆管は、クリープを考えても外圧によって座屈を起こすことがないよう被覆管の肉厚対半径比を十分大きくするとともに、製造時に被覆管の偏平率を小さく抑えており、「ふげん」における実績でもクリープ座屈を起こしたことはない。

MOX燃料棒の寿命末期での楕円度は臨界座屈楕円度の対して約56％であり、燃料被覆管は使用期間中に座屈を起こすことはない。

### 2.3.10 被覆管のフレッティング腐食

燃料被覆管に発生するフレッティング腐食の進展度は、燃料棒に対するスペーサの保持機能（保持力＞0）が維持されている限り時間とともに緩和し、被覆管の健全性が確保されることが、これまでに行われた各種炉外試験で明らかになっている。

照射用54本クラスタ燃料集合体は、フレッティング腐食の進展に影響を及ぼすスペーサの設計に際して、従来の28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料の設計手法を踏襲し、以下の措置が講じられている。

(1) 燃料棒被覆管と接するスペーサの板ばね（ばねディンプル）は、応力分布が均一になるよう形状・寸法が解析により設定され、試験によって確認されている。本措置によって、燃料棒の流力振動に伴う周期的応力変動に対する板ばねの疲労強度が高められ、スペーサの燃料棒保持機能に関する健全性、耐久性が向上した。

(2) 燃料集合体の輸送時及び炉心への挿入時に加わる最大衝撃並びに運転中燃料棒の流力振動によって生じる最大加速度を考慮しても、炉内滞在中にスペーサと燃料棒の接触部が離反することがないように、燃料集合体に組み込まれた状態でのスペーサの燃料棒に対する保持力の初期値を2.2kgに設定している。

照射用54本クラスタ燃料についても、実物大の試験体を用いて、実機炉心を模擬した冷却水流動条件下で耐久試験を実施した。その結果、同燃料のフレッティング腐食進展特性が従来型の燃料とほぼ等しいことが確認され、同燃料のフレッティング腐食に対する機械的健全性が実証された。その詳細については、「4.1 集合体耐久試験」に示す。

### 2.3.11 被覆管の腐食

軽水炉で使用されている析出物粒径を適正化した高耐食性ジルカロイ被覆管は、一様腐食のみを生じ、燃焼度40GWd/t程度までは酸化膜厚さも約20μmで飽和しており、安定した腐食挙動を示している。燃料設計においては、ノジュラー腐食を含む酸化膜厚さ実測値の炉内滞在時間の依存性を考慮し、その厚さを保守的に評価している。図2.3.11-1に被覆管酸化膜の実測値と設計値を示す。設計値は実測値に対して十分保守側の値となっている。

### 2.3.12 被覆管の水素化

被覆管は、水素吸収により発生する水素化物の析出方位が円周方向に多いものを用いること及び燃料棒の製造工程において、被覆管の水素化による損傷が生じないよう、燃料棒内の水分を十分低く抑えるよう管理している。ジルカロイ－2は水素吸収量が約400ppm以上で引張強さ及び伸びの機械的性質が低下することが知られているが、図2.3.12-1に示す照射後試験データからは水素吸収は十分小さく、照射時においても被覆管の水素吸収による脆化は問題ない。

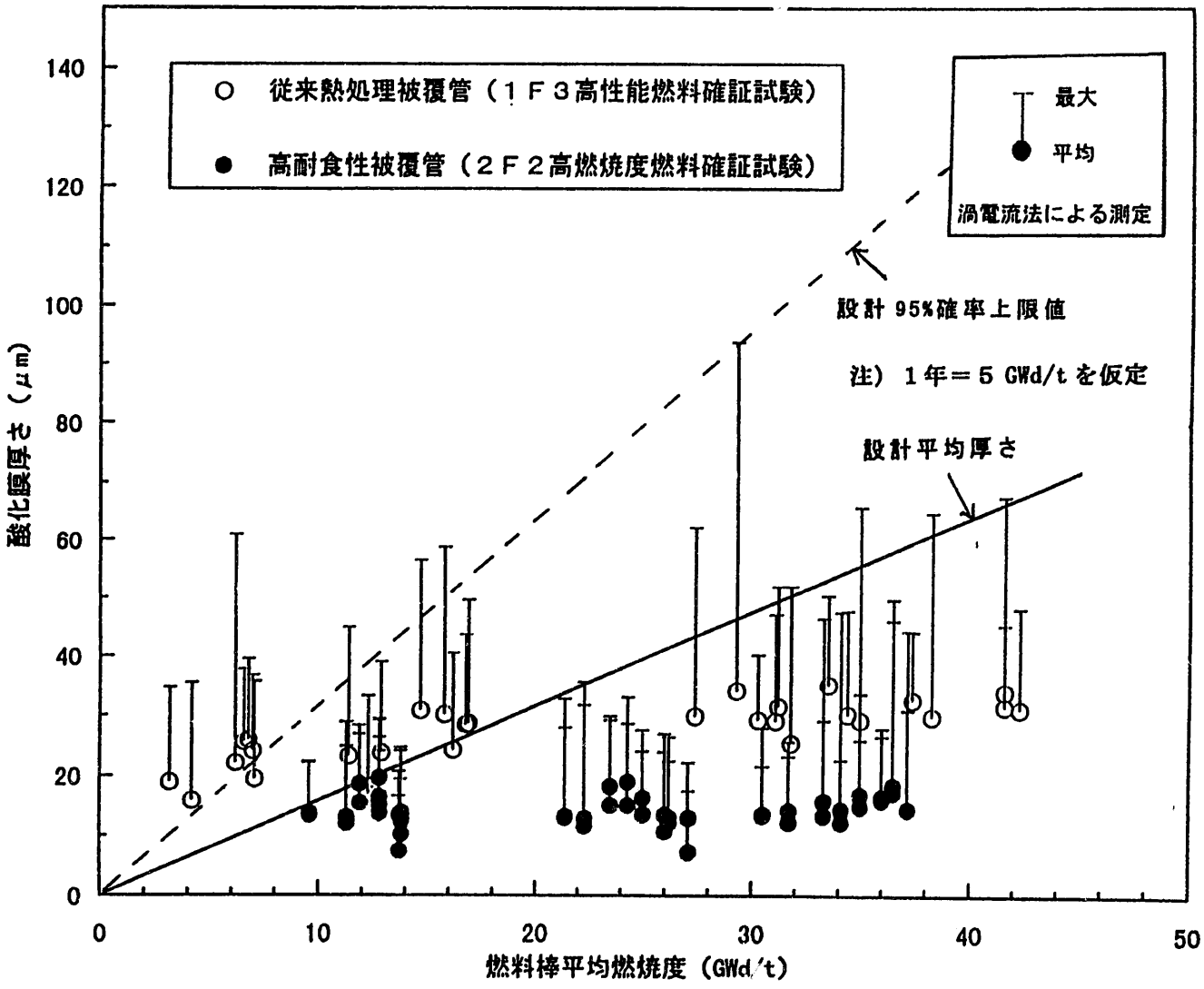



図2.3.11－1　被覆管酸化膜厚さの燃焼度依存性

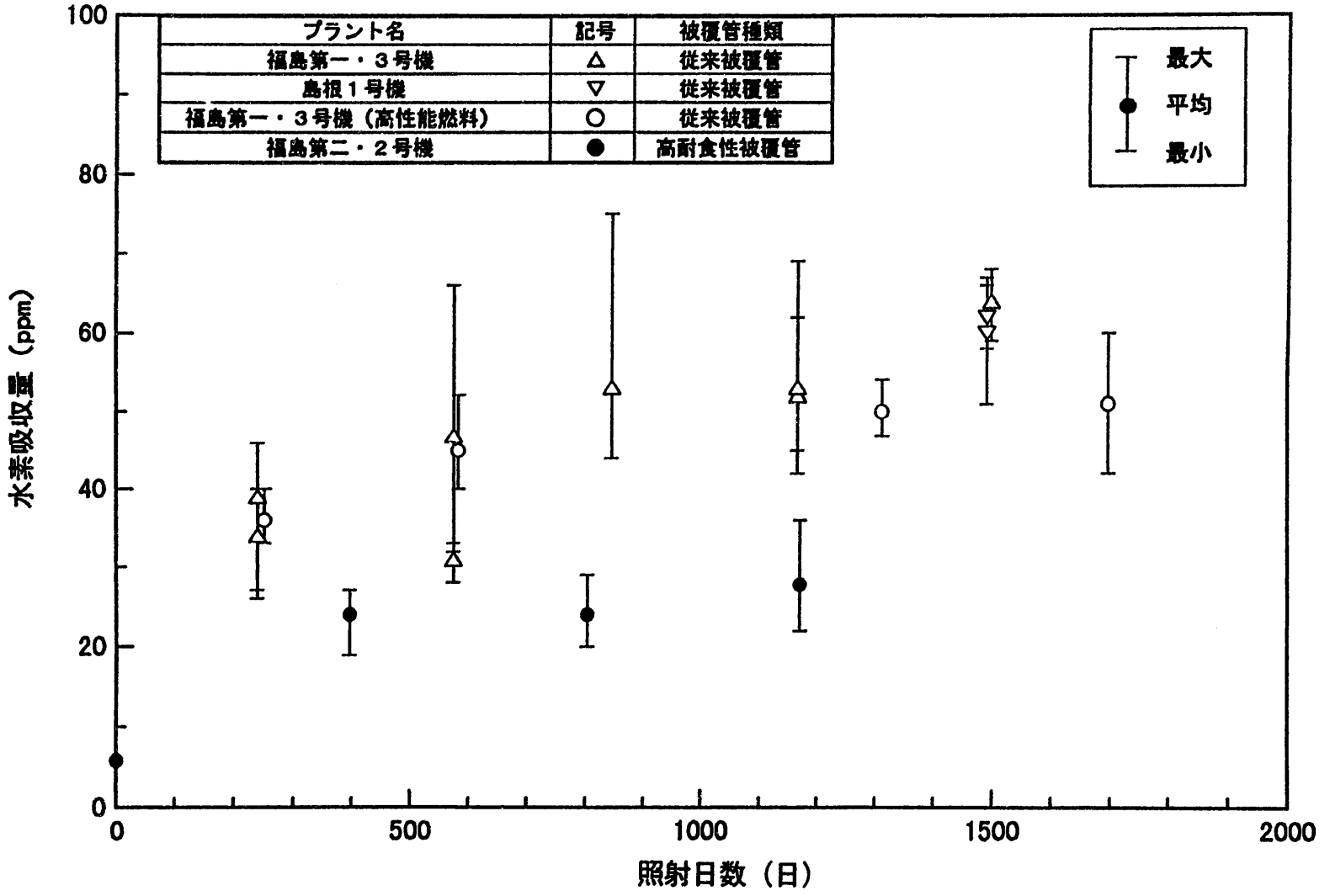



図2.3.12－1　被覆管水素吸収量の変化

### 2.3.13 燃料集合体の安定性

燃料集合体は、使用中に寸法が著しく変化しないように設計上考慮する。すなわち、燃料被覆管は製造時に残留応力の除去を行う。また、燃料集合体中の燃料棒は、上下端のタイプレート及びスペーサにより水平方向の変位が抑えられ、熱膨張及び照射成長による軸方向の伸びは上部タイプレートを通して自由に逃げられるようになっている。スペーサ支持管は、燃料棒の被覆管と同じ材料を用い、軸方向の伸びは他の燃料棒と同じく上部タイプレートを通して自由に逃げられるようになっている。燃料棒の伸びの差は、構造上十分に吸収できるようになっており、燃焼中に燃料棒同士が接触することはない。

スペーサは、燃料集合体輸送時及び燃焼中に燃料棒を正規の位置に保持できるよう、その燃料棒保持力を2.2kgとしている。

### 2.3.14 ペレット－被覆管機械的相互作用

ペレット内の径方向温度分布は、中心温度を最高として放物線上の分布となっている。このため、円柱状ペレットは温度上昇に際し、一様な熱膨張とはならず、高温の中心側が低温の周辺側に比べて熱膨張が大きくなりつづみ型の変形をするとともに、周辺部には引張応力、中心側には圧縮応力が生じる。このため、出力が高くなると低温のペレット周辺部には割れを生じ、一方、中心側は高温のため塑性的変形をするようになる。

このような現象に対して燃料設計の点から次のような配慮をしている。

ペレット端面には、中心部に球面ディッシュが設けてあり、ペレット中心域の熱膨張がこのディッシュで十分吸収されることから、ペレットスタックの軸方向伸びは、ディッシュがない場合に比べて小さくなる。さらに、ペレット端面コーナーの割れ，カケを未然に防止すること及びリッジング高さ（つづみ型変形したペレットの半径最大と最小の差）の低減によるペレット－被覆管機械的相互作用（PCI）の低減を目的としてペレット端面コーナーにはチャンファを設けてある。

図2.3.14-1は出力急昇試験結果であり、高燃焼度領域まで耐PCI性能が低下する傾向は見られていないことより、高燃焼度領域においても耐PCI性能は良好と考える。

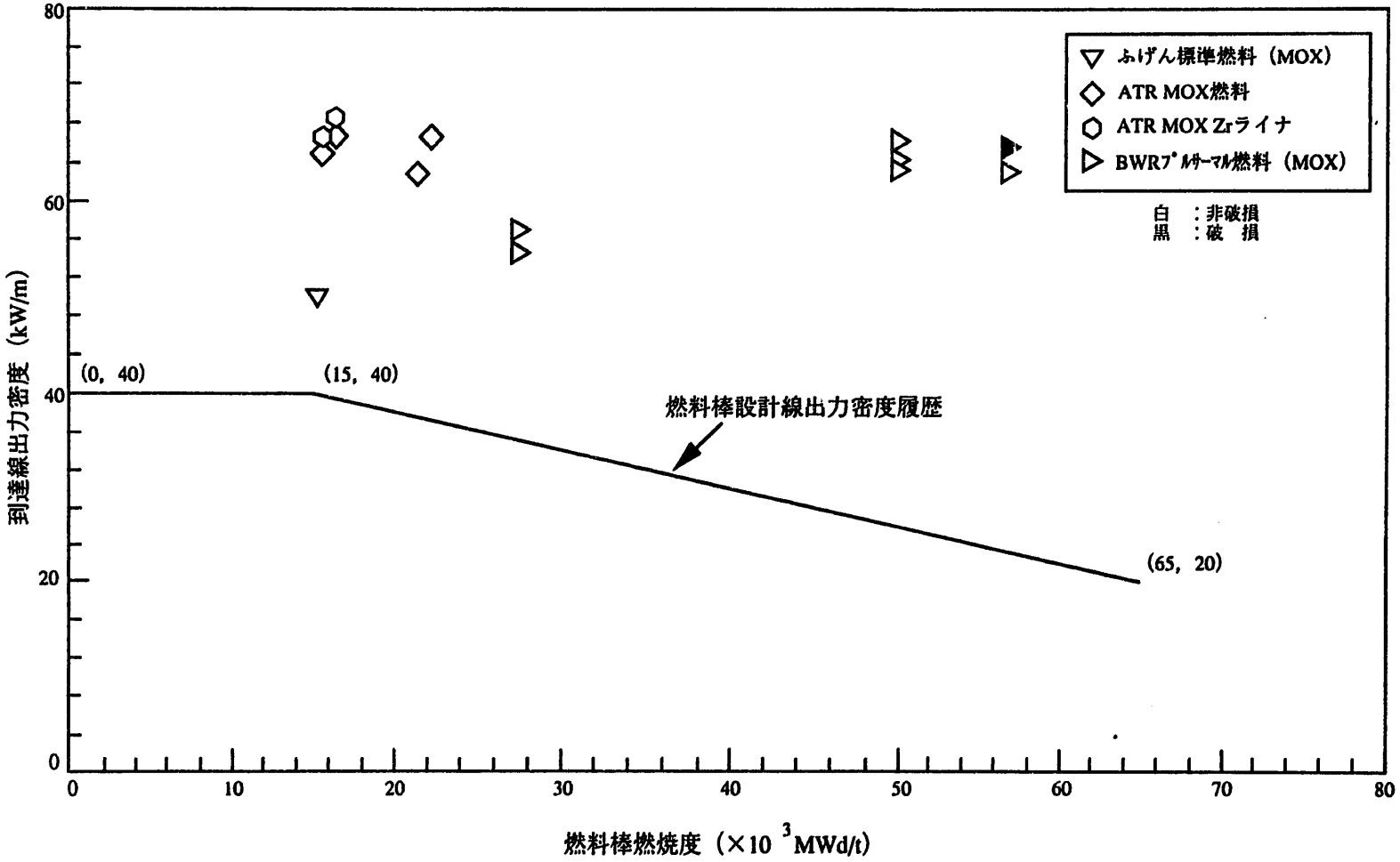



図2.3.14－1　出力急昇試験結果（MOX燃料）

### 2.3.15 燃料の試験検査

燃料集合体の製造工程の概略を図2.3.15-1に示す。

燃料製造工程すべての段階において品質管理を厳しく行い、設計仕様を満たしているかどうか確認する。製造工程の段階は、製造工程書類と品質管理計画書によって定める。被覆管に対しては、寸法検査及び管壁欠陥を検出するための超音波探傷試験を行う。破壊検査は、各ロットについて、化学分析、引張試験、破裂試験等を行う。端栓溶接の健全性は、X線写真検査と金相写真検査によって確認する。燃料棒についてはヘリウムリーク試験を行い、被覆管一端栓溶接部からのヘリウム漏れを検出する。燃料ペレットの密度、化学成分、表面仕上げ及びプルトニウムスポット径は、規定された方法によって検査する。

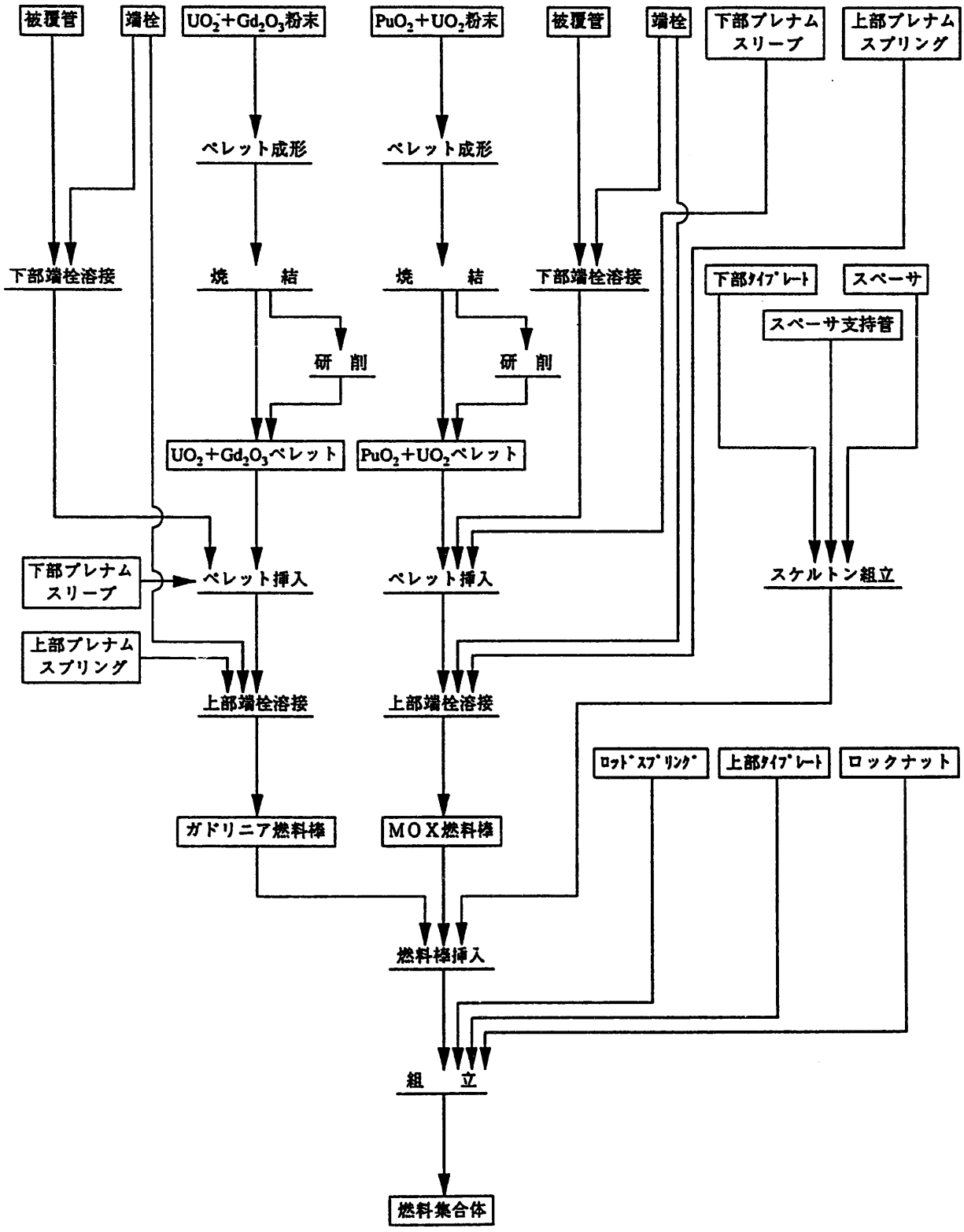



図2.3.15－1　照射用54本燃料集合体の製造工程概略図

### 2.3.16 燃料の使用実績

#### (1) 「ふげん」使用実績

「ふげん」燃料は、28本燃料棒より成る標準燃料集合体と、36本の燃料棒より成る圧力管材料監視試験片照射用特殊燃料集合体、及び36本の燃料棒より成る照射用燃料集合体の三種類である。標準燃料集合体、特殊燃料集合体及び照射用燃料集合体は、それぞれ燃料材の違いにより、表2.3.16-1のように分けられる。

表2.3.16-1 「ふげん」炉における燃料集合体使用実績

| 集合体の種類 | 燃料の種類 | 燃料のタイプ | 装荷体数 | 取出体数 |
|---|---|---|---|---|
| 標準燃料集合体 | MOX燃料集合体 | Type A | 148 | 148 |
| | | Type B | 420 | 308 |
| | $UO_2$燃料集合体 | Type A | 216 | 216 |
| | | Type B | 274 | 172 |
| 特殊燃料集合体 | $UO_2$燃料集合体 | Type A | 8 | 8 |
| | | Type B | 12 | 8 |
| 照射用燃料集合体 | 照射用36本燃料集合体 | - | 3 | 3 |
| | 照射用セグメント燃料集合体 | - | 2 | 2 |
| | 照射用ガドリニア燃料集合体 | Type 1 | 4 | 0 |
| | | Type 2 | 2 | 0 |

平成7年12月（第21サイクル終了）現在の「ふげん」燃料集合体の照射実績は、ペレット最大出力密度54.5kW/m、燃料集合体最大燃焼度33,100MWd/t及び最大炉内滞在期間1,641日であり、装荷体数1,089体（燃料棒30,740本）、総取出体数865体（燃料棒24,388本）に達している（照射用36本燃料集合体３体、照射用セグメント燃料集合体２体及び照射用ガドリニア燃料集合体６体を含む）。

現在まで、燃料のリークは発生しておらず、また、過度の変形などにより照射途中で取出された燃料集合体も無い。

(2) 照射試験燃料等の使用実績

① 「ふげん」MOX燃料の照射後試験

初装荷MOX燃料集合体「P06」（集合体平均燃焼度約13,600MWd/t）及び取替MOX燃料集合体「P2R」（集合体体平均燃焼度約18,200MWd/t）の集合体試験、燃料棒非破壊試験、燃料棒破壊試験及び、集合体部材試験から成る照射後試験を実施し、これらの結果より、「ふげん」燃料における設計燃焼度20,000MWd/t（集合体最高）までの被覆管及び集合体部材の機械的特性の変化、被覆管外面酸化、燃料棒外径変化、燃料棒内圧、被覆管応力等燃料の健全性、並びに設計手法の妥当性を確認している。

② ＳＧＨＷＲにおける照射試験

ＳＧＨＷＲにおいて、ATR36本型燃料構造のMOX燃料集合体１体（集合体平均燃焼度約16,900MWd/t）の集合体試験、燃料棒非破壊試験、燃料棒破壊試験及び、集合体部材試験から成る照射後試験を実施し、これらの結果より、ATR36本型燃料における集合体平均燃焼度16,900MWd/tまでの被覆管及び集合体部材の機械的特性の変化、被覆管外面酸化、燃料棒外径変化、燃料棒内圧、被覆管応力等燃料の健全性、並びに設計手法の妥当性を確認している。

③ 「ふげん」炉における照射試験

a. 照射用36本燃料照射試験

「ふげん」炉において、ATR36本型燃料構造のMOX燃料集合体３体を、それぞれ集合体平均燃焼度約25,100MWd/t（E04燃料）及び33,100MWd/t（E03及びE05燃料）まで照射し、その後、集合体２体（E04及びE05燃料）について集合体試験、燃料棒非破壊試験、燃料棒破壊試験及び、集合体部材試験から成る照射後試験を実施した。これらの結果より、ATR36本型燃料における設計燃焼度35,000MWd/t（集合体最高）までの被覆管及び集合体部材の機械的特性の変化、被覆管外面酸化、燃料棒外径変化、燃料棒内圧、被覆管応力等燃料の健全性、並びに設計手法の妥当性を確認している。

b. 照射用ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料照射試験

「ふげん」炉において、ｾｸﾞﾒﾝﾄ型燃料棒及び改良型燃料棒（Zrﾗｲﾅｰ付き被覆管燃料棒、中空ﾍﾟﾚｯﾄ燃料棒）を含むATR36本型燃料構造のMOX燃料集合体２体を、それぞれ集合体平均燃焼度約18,300MWd/t（E07燃料）及び26,300MWd/t（E06燃料）まで照射し、その後、集合体試験、燃料棒非破壊試験、燃料棒破壊試験及び、集合体部材試験から成る照射後試験を実施した。これらの結果より、ｾｸﾞﾒﾝﾄ型燃料棒及び改良型燃料棒（Zrﾗｲﾅｰ付き被覆管燃料

棒、中空ﾍﾟﾚｯﾄ燃料棒）を含む、ATR36本型燃料における集合体平均燃焼度26,300MWd/tまでの被覆管及び集合体部材の機械的特性の変化、被覆管外面酸化、燃料棒外径変化、燃料棒内圧被覆管応力等燃料の健全性、並びに設計手法の妥当性を確認している。

なお、ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料棒の一部は、「ふげん」炉での照射を終了後、ﾊﾙﾃﾞﾝへ輸送し出力急昇試験に供した。

c. 照射用ｶﾞﾄﾞﾘﾆｱ燃料照射試験

「ふげん」炉において、$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料棒及び高耐食性被覆管燃料棒を含むATR36本型燃料構造のMOX燃料集合体Type-Ⅰ（$UO_2$-$Gd_2O_3$燃料棒４本）２体、Type-Ⅱ（$UO_2$-$Gd_2O_3$料棒３本）４体をそれぞれ集合体平均燃焼度約40,000MWd/tを目指し照射中である。現在、集合体平均燃焼度約29,200MWd/tまで照射が進んでおり、この間、燃料破損の無いことを確認している。

④ ＨＢＷＲにおける照射試験

a. IFA-514/529照射試験（軽水炉用ﾌﾟﾙﾄﾆｳﾑ富化燃料の照射試験）

ＨＢＷＲにおいて、BWR燃料仕様の短尺MOX燃料棒をIFA-514が６本（中空ﾍﾟﾚｯﾄを含む）、IFA-529が12本について、ﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度約55,000MWd/t及び約34.700MWd/tまで照射した後、照射後試験を実施し、燃料棒の照射健全性について確認している。

b. IFA-565照射試験（軽水炉用ﾌﾟﾙﾄﾆｳﾑ富化燃料の高燃焼度照射試験）

IFA-514燃料の継続照射試験として、燃料棒３本（中空ﾍﾟﾚｯﾄを含む）をﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ燃焼度約65,000MWd/tまで照射し、オンラインで計測した燃料ふるまいデータを基に、燃料棒の照射健全性について確認している。なお、本燃料棒は現在、照射後試験を実施しているところであり、今後この結果を踏まえて、総合的に高燃焼度領域における照射挙動について解析・評価する。

c. IFA-591照射試験（照射用ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料の出力急昇試験）

「ふげん」炉において照射した、照射用ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料集合体から取り出したｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料棒11本（燃料棒平均燃焼度約15,000MWd/t～約22,000MWd/t）について、出力急昇試験を実施し、最大到達線出力密度約68.4kW/mまで破損のないことを確認している。なお、本照射試験燃料は現在、照射後試験を実施しているところであり、今後この結果を踏まえて、出力急昇時の照射挙動について解析・評価する。

d. IFA-590照射試験（MOX-Gd燃料照射試験）

ＨＢＷＲにおいて、ATR54本型燃料と同径のMOX-Gd短尺燃料棒24本を、燃料棒平均燃焼度約40,000MWd/tまで照射し、燃料ふるまいデータをオンラインで計測することによりMOX-Gd燃料の照射特性を確認する予定である。本照射試験燃料は現在、燃料棒製造を終了し、ﾊﾙﾃﾞﾝへの輸送準備を行っているところである。

⑤ ＮＳＲＲにおける照射試験

「ふげん」炉において照射した照射用ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料集合体から切り出し、短尺化加工を施したNSRR照射試験燃料棒６本（燃料棒平均燃焼度約20,000MWd/t）について、反応度投入試験を実施し、反応度投入事故事象時におけるMOX燃料棒の燃焼度と破損しきい値の関係を求めMOX燃料設計手法の妥当性を確認することを目的に実施している。なお、反応度投入試験は平成８年３月から開始する予定である。

以上述べてきた照射試験燃料等の使用実績をまとめると表2.3.16-2の通りである。

## 表2.3.16－2　照射試験燃料等の使用実績

| 開発試験燃料名 | 燃料の種類 | 燃料タイプ | 装　荷<br>体(本)数 | 集合体平均燃焼度<br>(MWd/t) |
|---|---|---|---|---|
| 「ふげん」MOX燃料の照射後試験 | 標準MOX燃料 | ATR28本型燃料 | 2体 | 13,600／18,200 |
| SGHWRにおける照射試験 | 標準MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 1体 | 16,900 |
| 照射用36本燃料照射試験 | 標準MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 3体 | 25,100／33,100 |
| 照射用ｾｸﾞﾒﾝﾄ燃料照射試験 | 標準MOX燃料及び改良型MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 2体 | 18,300／26,300 |
| 照射用ｶﾞﾄﾞﾘﾆｱ燃料照射試験 | $UO_2$-Gd燃料，標準MOX燃料及び高耐食性被覆管MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 6体＊2 | 29,200<br>(40,000) ＊1 |
| IFA-514/529照射試験 | 標準MOX燃料及び改良型MOX燃料 | BWR8×8型燃料 | 6本<br>12本 | 55,000／34,700<br>(ﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ) |
| IFA-565照射試験 | 標準MOX燃料及び改良型MOX燃料 | BWR8×8型燃料 | 3本 | 65,000<br>(ﾍﾟﾚｯﾄﾋﾟｰｸ) |
| IFA-591照射試験<br>(出力急昇試験) | 標準MOX燃料及び改良型MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 11本 | 最大到達線出力密度<br>68.4kW/m |
| IFA-590照射試験<br>(MOX-Gd燃料照射試験) | 標準MOX燃料及びMOX-Gd燃料及び$UO_2$-Gd燃料 | ATR54本型燃料 | 24本＊2 | 40,000＊1<br>(燃料要素平均) |
| NSRRにおける照射試験<br>(反応度投入試験) | 標準MOX燃料及び改良型MOX燃料 | ATR36本型燃料 | 6本＊2 | 最大到達発熱量<br>150cal/g＊1 |

＊1；目標値を示す。
＊2；照射試験中

# 3. 核熱水力特性

照射用54本燃料集合体は、取替炉心Bに最大４体装荷される。
照射用54本燃料集合体装荷炉心の核熱水力特性について検討した。

## 3.1 核特性

### 3.1.1 照射用54本燃料集合体の無限増倍率

照射用54本燃料集合体の無限増倍率を取替炉心Bに使用している標準燃料集合体と比較して、図3.1-1に示す。

照射用54本燃料集合体の燃料集合体平均核分裂物質量は、標準燃料集合体のそれより高いが、燃料集合体中間層に6本のガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒を配置するため、照射用54本燃料集合体の無限増倍率は、燃焼度約11,000MWd/tまで大きな変化はなく、その後単調に小さくなる。その最大値は、標準燃料集合体のそれを上回らずほぼ等しい。

### 3.1.2 炉停止余裕

全制御棒反応度価値、最大反応度価値を有する制御棒と反応度価値及び炉停止余裕を、仮想的に照射用54本燃料集合体の代わりに標準燃料集合体を装荷した炉心（以後、取替炉心Bと呼ぶ）と比較して表3.1-1に示す。

照射用54本燃料集合体の無限増倍率が標準燃料集合体のそれを上回らずほぼ等しいこと及び照射用54本燃料集合体の装荷体数が最大４体と少ないことにより、同表に示すように炉心の停止余裕に影響を与えない。

### 3.1.3 出力分布

照射用54本燃料集合体の無限増倍率が標準燃料集合体のそれを上回らずほぼ等しいので、他の燃料集合体の出力分布へ与える影響は、標準燃料集合体を装荷した場合と同じである。

また、照射用54本燃料集合体の集合体内出力分布（局所出力分布）は、図3.1-2に示すように燃焼とともに変化し、局所出力ピーキングの発生場所は、寿命初期では外層、中期以降は中間層へと移っていく。しかし、燃焼を通じて寿命初期値より大きくなることはない。

### 3.1.4 冷却材ボイド係数

照射用54本燃料集合体装荷炉心の冷却材ボイド係数を図3.1-3に示す。照射用54本燃料集合体の燃料集合体平均核分裂物質量が高いため、照射用54本燃料集合体装荷炉心の冷却材ボイド係数は負側となる傾向にあるが、照射用54本燃料集合体の装荷体数が最大４体と少ないため、その変化量は僅かであり（約$1.0\times10^{-5}\Delta k/k/\%$ボイド負側へ移行）、炉心の冷却材ボイド係数に影響を与えない。

### 3.1.5 燃料体温度係数

照射用54本燃料集合体装荷炉心の燃料体温度係数（ドップラー係数）を図3.1-4に示す。

照射用54本燃料集合体のドップラー係数は、ウラン238の量が減少するため、その絶対値が減少する傾向にあるが、照射用54本燃料集合体の装荷体数が最大４体と少ないため、その変化量は僅かであり（約$0.02\times10^{-5}\Delta k/k/℃$正側へ移行）、炉心のドップラー係数に影響を与えない。

### 3.1.6 出力係数

出力係数は主に冷却材ボイド係数とドップラー係数から構成されている。冷却材ボイド係数とドップラー係数は、前記3.1.4項、3.1.5項で述べたように照射用54本燃料集合体装荷炉心と取替炉心Bとでほとんど変わらない。したがって、照射用54本燃料集合体装荷炉心と取替炉心Bの出力係数はほとんど変わらない。

### 3.1.7 動特性パラメータ

① 実効遅発中性子割合

照射用54本燃料集合体のプルトニウム富化度は、標準燃料集合体（タイプB-MOX燃料集合体）より高いが、装荷体数が最大４体と少ないため、実効遅発中性子割合に影響を与えない。

② 即発中性子寿命

即発中性子寿命は、「ふげん」の場合は主に重水中ほう酸濃度に依存する。したがって、重水中ほう酸濃度が高いサイクル初期に短く、重水中ほう酸濃度が低いサイクル末期に長くなる。照射用54本燃料集合体の無限増倍率が図3.1-1に示したように標準燃料集合体と同程度であり、また、装荷体数が最大４体と少ないため、重水中ほう酸濃度はほとんど変わらない。そのため、照射用54本燃料集合体を装荷しても即発中性子寿命に影響を与えない。

表3.1−1　炉停止余裕

| | 照射用54本燃料集合体装荷炉心 | 照射用54本燃料集合体の変わりにMOX-タイプB燃料を装荷した炉心 | 制　限　値 |
|---|---|---|---|
| 全制御棒挿入時実効増倍率 | 0.904 | 0.904 | 0.98未満 |
| 1ロッドスタック時実効増倍率 | 0.918 | 0.916 | 1.0未満 |
| 全制御棒反応度価値(%Δk/k) | 12.8 | 12.8 | —— |
| 最大反応度価値を有する制御棒の反応度価値(%Δk/k) | 1.4 | 1.2 | —— |

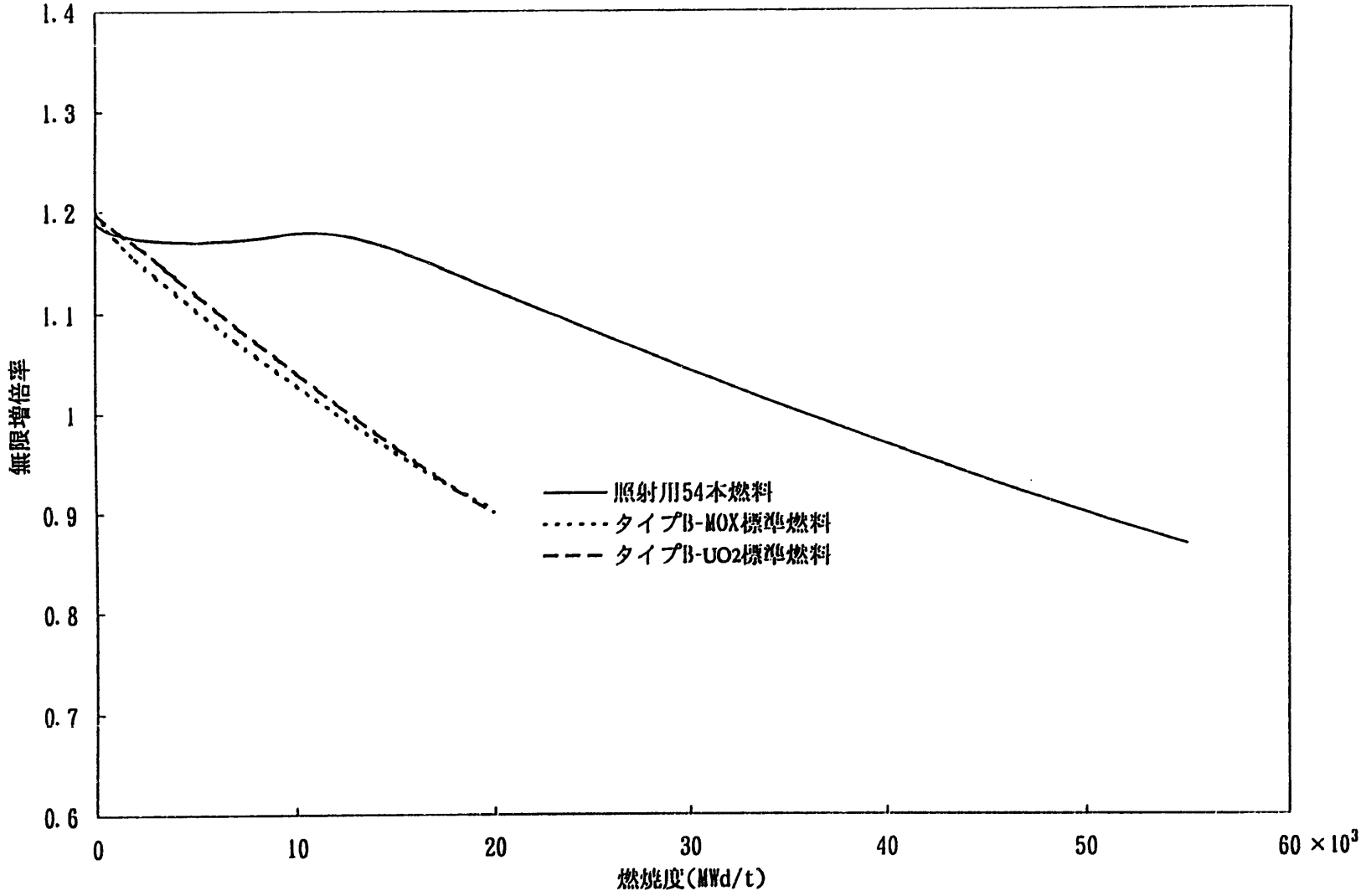



**図3.1－1　無限増倍率の燃焼度依存性**

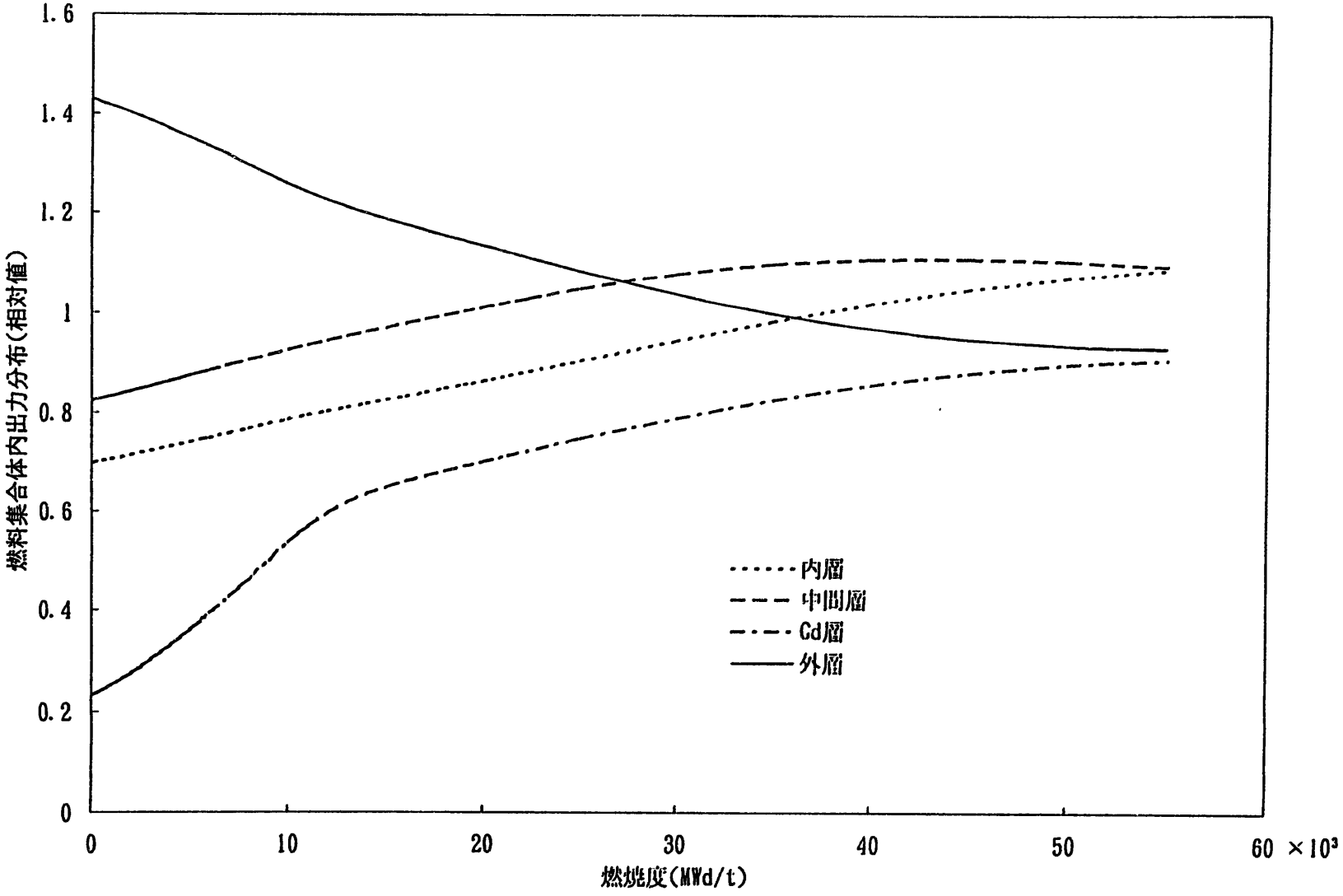



図3.1－2　集合体内出力分布の燃焼度依存性

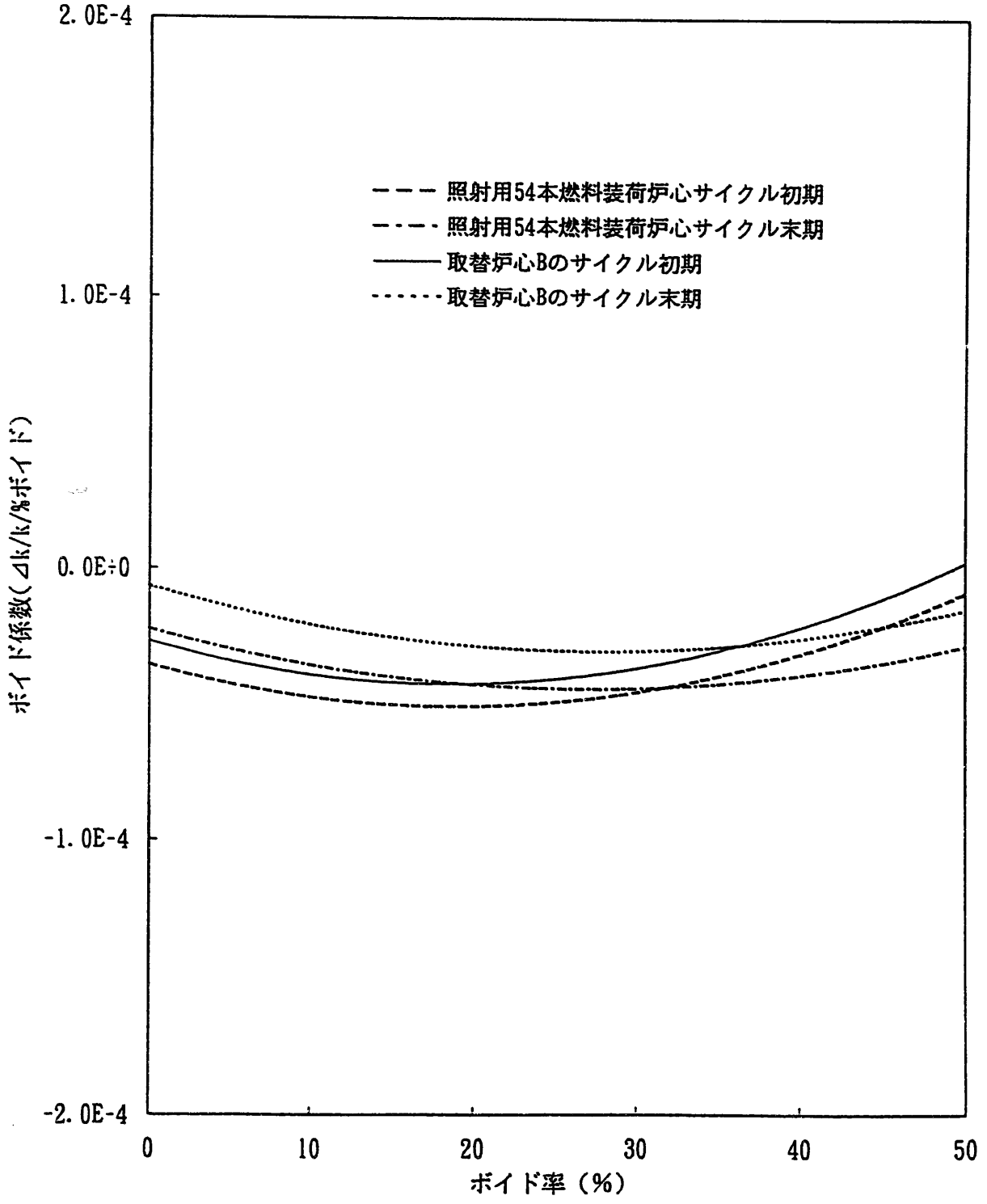



**図3.1－3　ボイド係数のボイド率依存性**

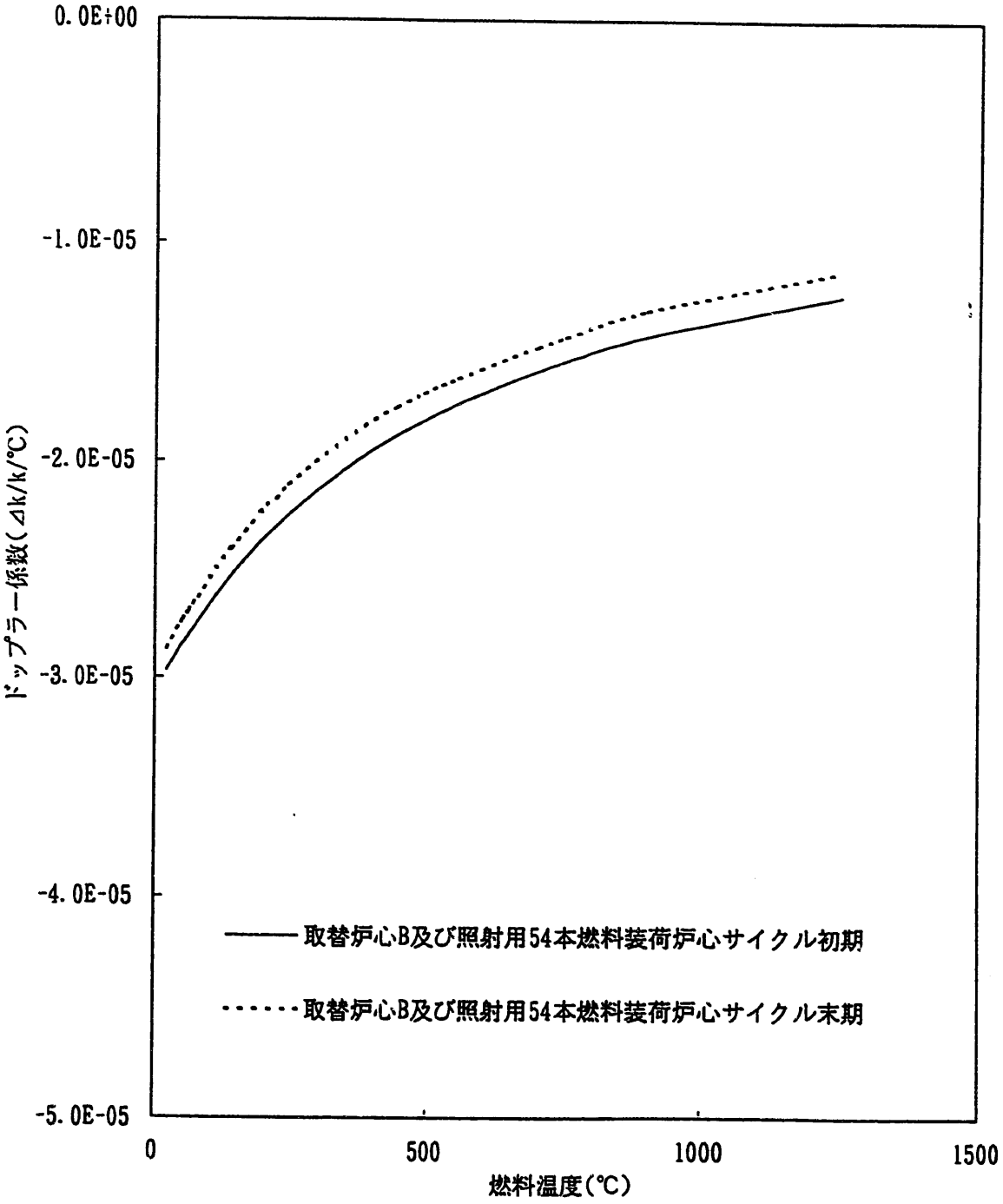



図3.1−4　ドップラー係数の燃料温度依存性

## 3.2 熱水力特性

### 3.2.1 圧力損失及びチャンネル流量

照射用54本燃料集合体と標準燃料集合体との圧力損失とチャンネル流量の関係を図3.2-1に示す。

照射用54本燃料集合体は、標準燃料集合体に比べて流路断面積が大きいため、照射用54本燃料集合体装荷チャンネルは、その圧力損失が標準燃料集合体装荷チャンネルのそれに比べて僅かに小さくなるが、その差は、流量分布を決定する全圧力損失に対して無視できる程度であり、照射用54本燃料集合体装荷チャンネルのチャンネル流量は標準燃料集合体装荷チャンネルの場合と同じであり、炉心の流量分布に影響を与えない。

### 3.2.2 限界熱流束

照射用54本燃料集合体の限界熱流束について、実物大模擬燃料体による実験を行い、標準燃料集合体について作成した限界熱流束設計式がそのまま適用できることを確認している。

### 3.2.3 最大線出力密度及び最小限界熱流束比

照射用54本燃料集合体装荷炉心の最大線出力密度及び最小限界熱流束比の燃焼変化をそれぞれ図3.2-2、図3.2-3に示す。

照射用54本燃料集合体の装荷体数が最大４体と少ないため、照射用54本燃料集合体装荷炉心の出力分布、流量分布が標準燃料集合体装荷炉心のそれとほぼ等しい。そのため、照射用54本燃料集合体を装荷しても、照射用54本燃料集合体及び標準燃料集合体の最大線出力密度及び最小限界熱流束比各々の設計限界値を満足している。

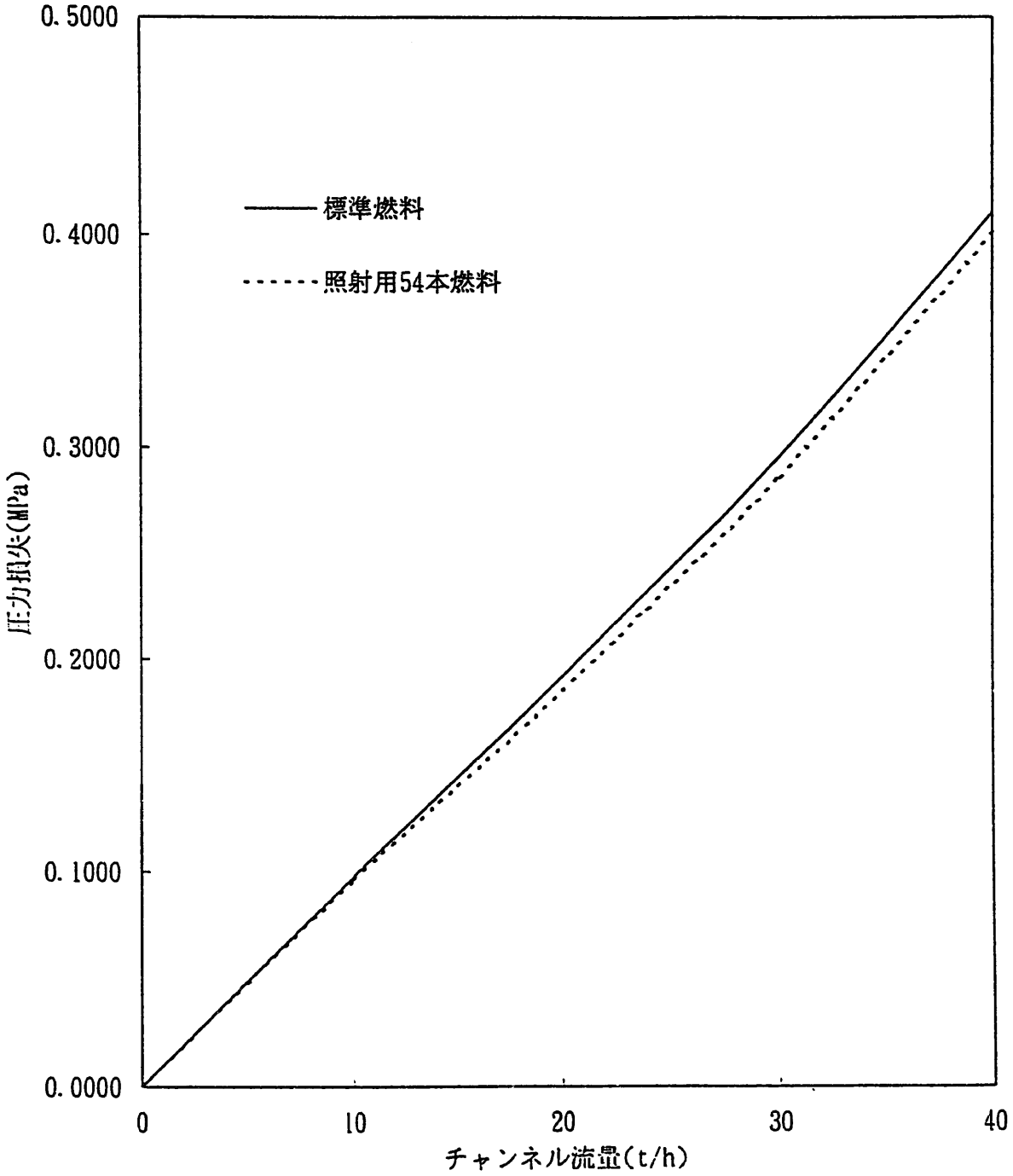



**図3.2－1　圧力損失及びチャンネル流量**

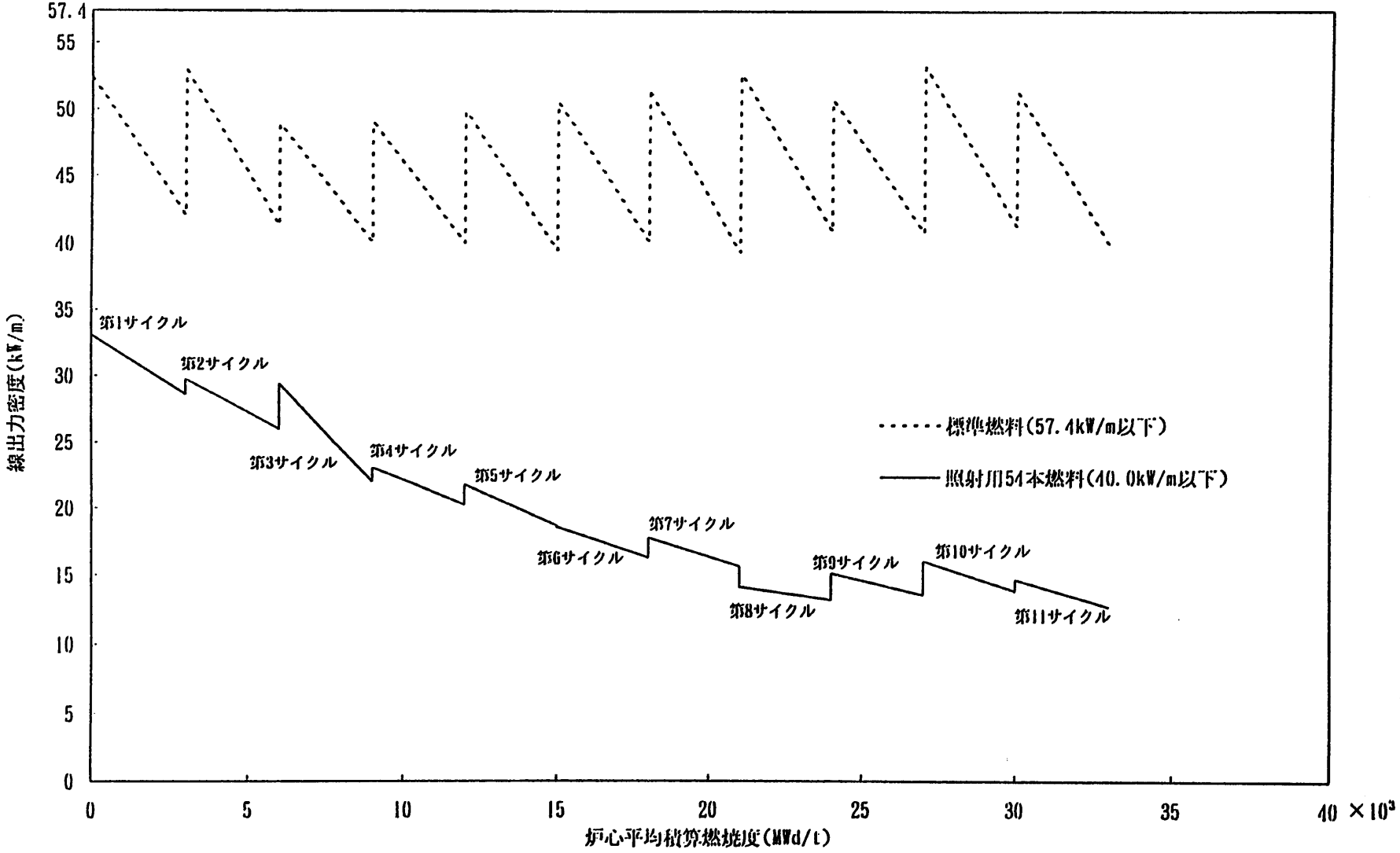



**図3.2−2　最大線出力密度の変化**

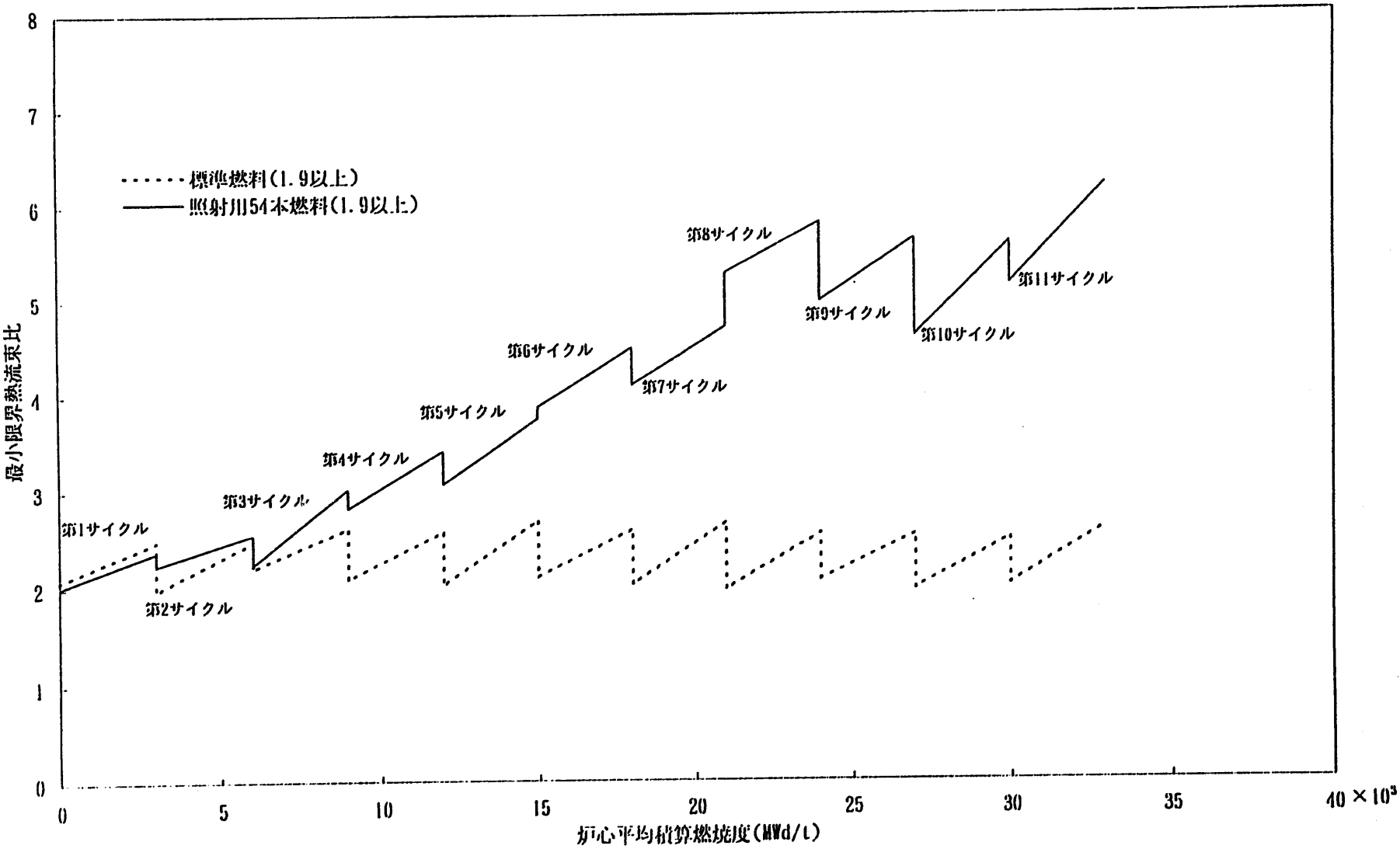



**図3.2−3　最小限界熱流束比の変化**

# 4. 炉外試験

## 4.1 集合体耐久試験

### 4.1.1 目 的

燃料は、燃焼中冷却水の流動抵抗あるいは圧力変動等に起因する強制力を受けて振動し、燃料棒被覆管表面のスペーサとの接触部にフレッティング腐食現象を引き起こして被覆管が損傷を被る。この損傷が進行すると被覆管が減肉して、燃料ペレットを納めている被覆管の健全性が損なわれる恐れがある。

54本クラスタ燃料集合体は、基本的には28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料の設計手法を踏襲しているが、燃料棒本数、燃料棒外径、スペーサ支持管の形状・寸法、燃料棒間隙を維持するスペーサの構造及びその支持間隔等に設計上の変更がなされている。

したがって、これらの設計変更により、燃料の流力振動特性が変化して、フレッティング腐食特性に悪影響を及ぼし、54本クラスタ燃料の機械的耐久性、健全性を損なうことがないか否かを確認する必要がある。そのため、フレッティング腐食発生の原因となる同燃料の流力振動特性及びフレッティング腐食進展特性を調べる炉外試験を実施し、スペーサの燃料棒保持機能を含む54本クラスタ燃料のフレッティング腐食に対する機械的耐久性、健全性を確認した。

### 4.1.2 試験方法

(1) 流力振動特性試験

本試験に使用した試験体の概略を図4.1-1に示す。本試験体は、W&Cu材を用いて比重量を模擬した燃料ペレットを除き、材料、寸法、形状すべてを実機用54本クラスタ燃料集合体と同等に製作したものである。外層、中間層及び内層の各燃料棒1本を振動検出用加速度計を装着した計装燃料棒で置換した燃料集合体を模擬圧力管に装荷した後、図4.1-2に示した方法により、信号伝送ケーブルを外部に引出した。

炉心冷却水流動条件を模擬するため、図4.1-3に示すコンポーネント・テストループと呼ぶ試験装置を用いて、計装燃料集合体が装荷された模擬圧力管に高温・高圧の水と蒸気の混合体である二相流を流した。

熱水及び蒸気の流量をそれぞれ15t/h～60t/h及び0t/h～6t/hの範囲

で変化させ、総流量を一定にして蒸気重量率を変化させた場合と、蒸気重量率を一定にして総流量を変化させた場合について、計22組の流動条件を設定し、それらの各流動条件下における燃料棒の流力振動を測定した。それらの振動信号をデータレコーダに収録し、FFTアナライザで解析して、周波数成分及び振幅を求めた。

(2) フレッティング摩耗特性試験

流力振動特性試験で使用した試験体と同一の燃料集合体（振動検出用加速度計は非装着）を別途製作し、それを図4.1-3に示すコンポーネント・テストループの圧力管集合体に装荷して、炉心冷却水を模擬した高温・高圧二相流流動条件（総流量33.5t/h、蒸気重量率16%）下で、長時間耐久試験を行った。試験期間を通して、溶存酸素を除き「ふげん」炉心を模擬した水質（溶存酸素約300±100ppb、pH7±1、電導度3ppb以下）に調整した。溶存酸素については、従来の燃料との特性比較をするため、28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料の耐久試験に適用した値（「ふげん」初期炉心の水質）を採用した。なお、現在の「ふげん」炉心の溶存酸素は10ppb以下であり、本耐久試験の方が条件としては保守的である。

試験が200時間、600時間、1,400時間、3,200時間、6,200時間経過した各時点で、燃料集合体をループの圧力管集合体から取り外し、図4.1-4に示す各ブロック内燃料棒9本の被覆管に生じたフレッティング摩耗の深さ及び燃料棒9本を保持しているスペーサリング素子の保持力（標準棒による引抜力で代用）を測定した。

### 4.1.3 試験結果

以下に、54本クラスタ燃料の流力振動特性及びフレッテイング腐食の進展特性を調べるために実施した炉外試験結果の概要を示す。

(1) 流力振動特性試験

今回実施して得られた54本クラスタ燃料の流力振動特性試験結果と、過去に実施した28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料の試験結果の比較を図4.1-5及び図4.1-6に示す。同図から、54本クラスタ燃料の場合、装荷最大出力チャンネルの流動条件（総流量30.8t/h、蒸気重量率27%）下における振動振幅は1.5$\mu$mrmsとなり、従来の28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料と比較すると、振動振幅が若干（0.4$\mu$mrms～0.8$\mu$mrms）大きい程度で、設計限界値7$\mu$mrms（20$\mu$mp-p）と比較しても充分小さ

く問題のないことが明らかとなった。

(2) フレッティング摩耗特性試験

28本クラスタ燃料については、実尺模擬燃料集合体を用いて、炉心冷却水を模擬した流動条件下で、炉内滞在時間に相当する約30,000時間の炉外耐久試験を実施し、フレッティング腐食に対する燃料棒被覆管の健全性を確認した。36本クラスタ燃料及び54本クラスタ燃料については、約10,000時間及び7,500時間に及ぶ28本クラスタ燃料と同様の炉外試験を実施した。その結果、図4.1-7に示すように、すべての燃料集合体のフレッティング腐食深さの進展度が1,000時間～2,000時間で緩和し、時間の経過とともに飽和する傾向を有することが確認された。スペーサの燃料棒保持機能については、図4.1-8に示すように、試験時間の経過に対して燃料棒保持力（引抜力）はほとんど低下していない。

このように、54本クラスタ燃料も、炉内滞在期間を通じてスペーサの燃料棒保持機能並びに燃料被覆管のフレッティング腐食に対する健全性が確保される見通しが得られたことにより、従来の28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料と同様、機械的耐久性及び健全性を充分備えているものと考えられる。

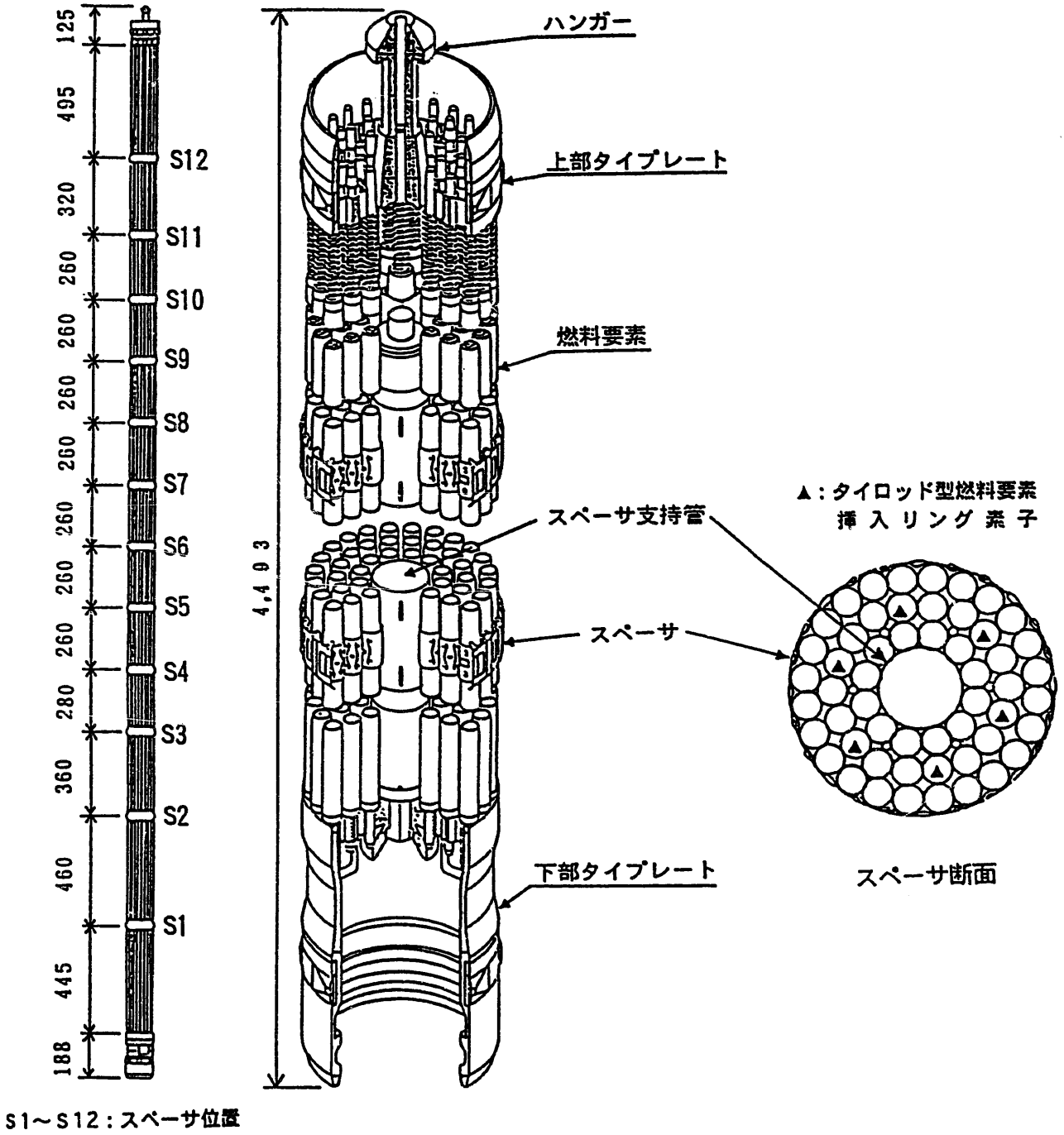



図4.1-1　試験用燃料集合体

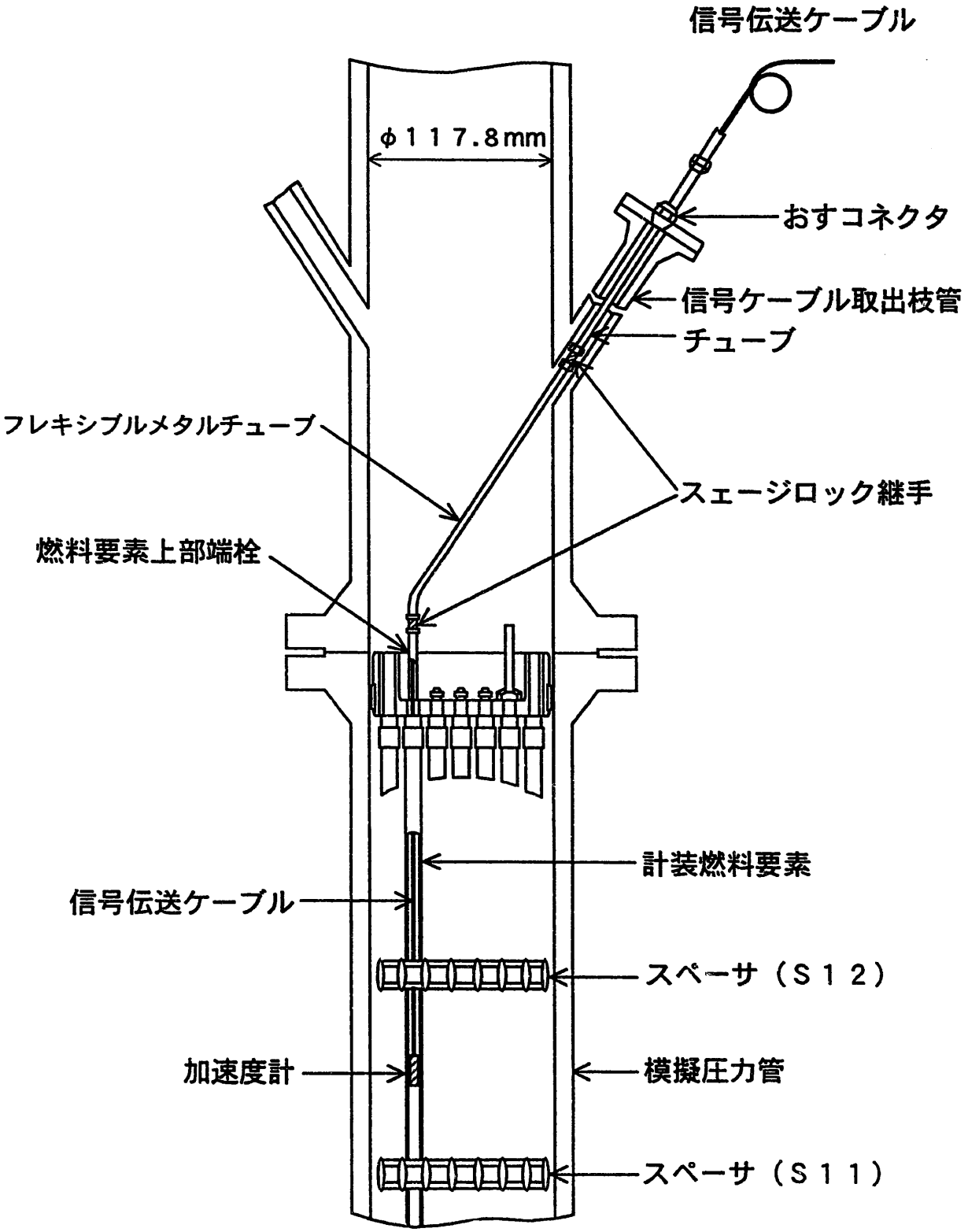



図4.1－2　流力振動測定計装部概略

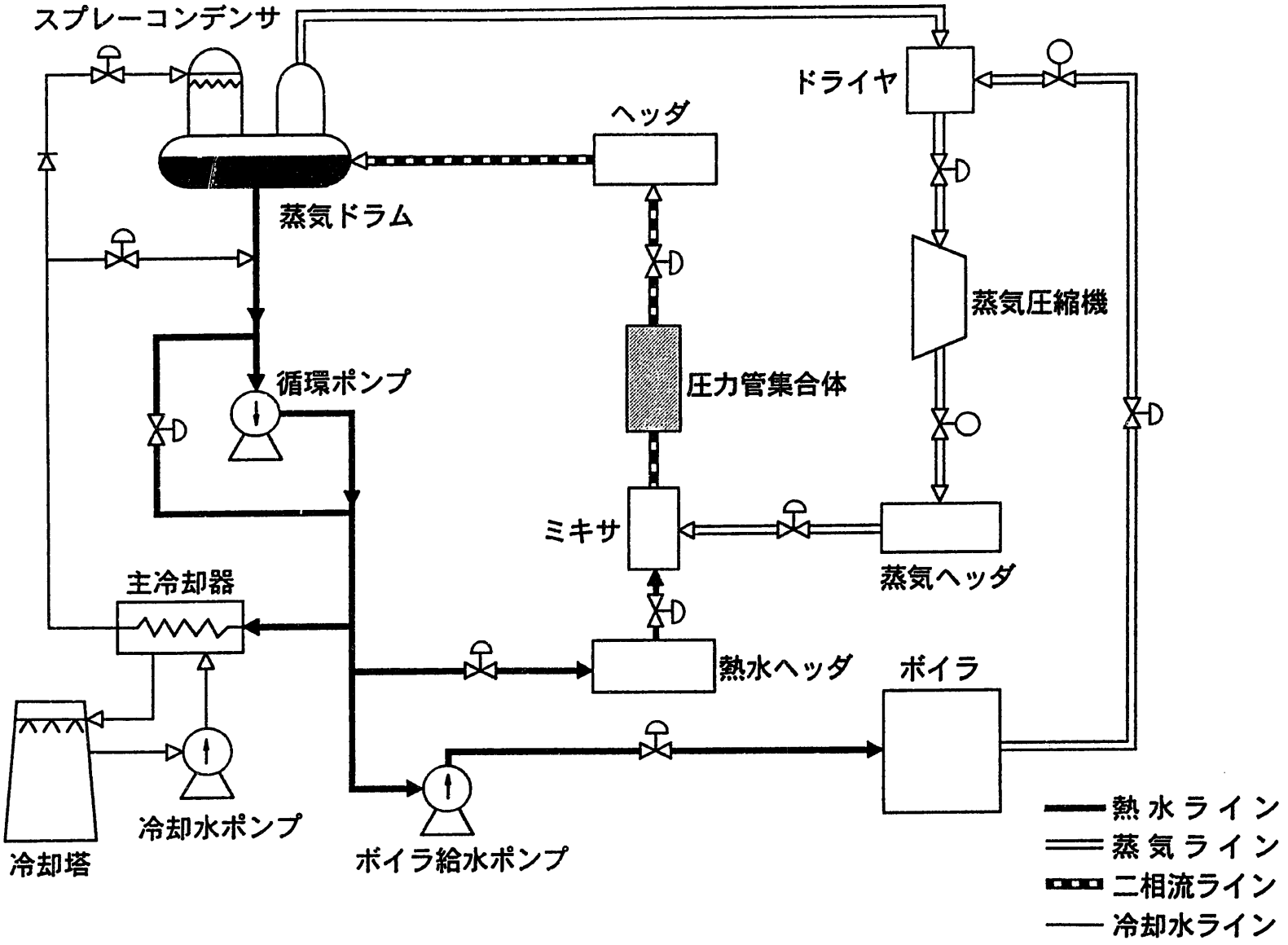



図4.1−3　コンポーネント・テストループ

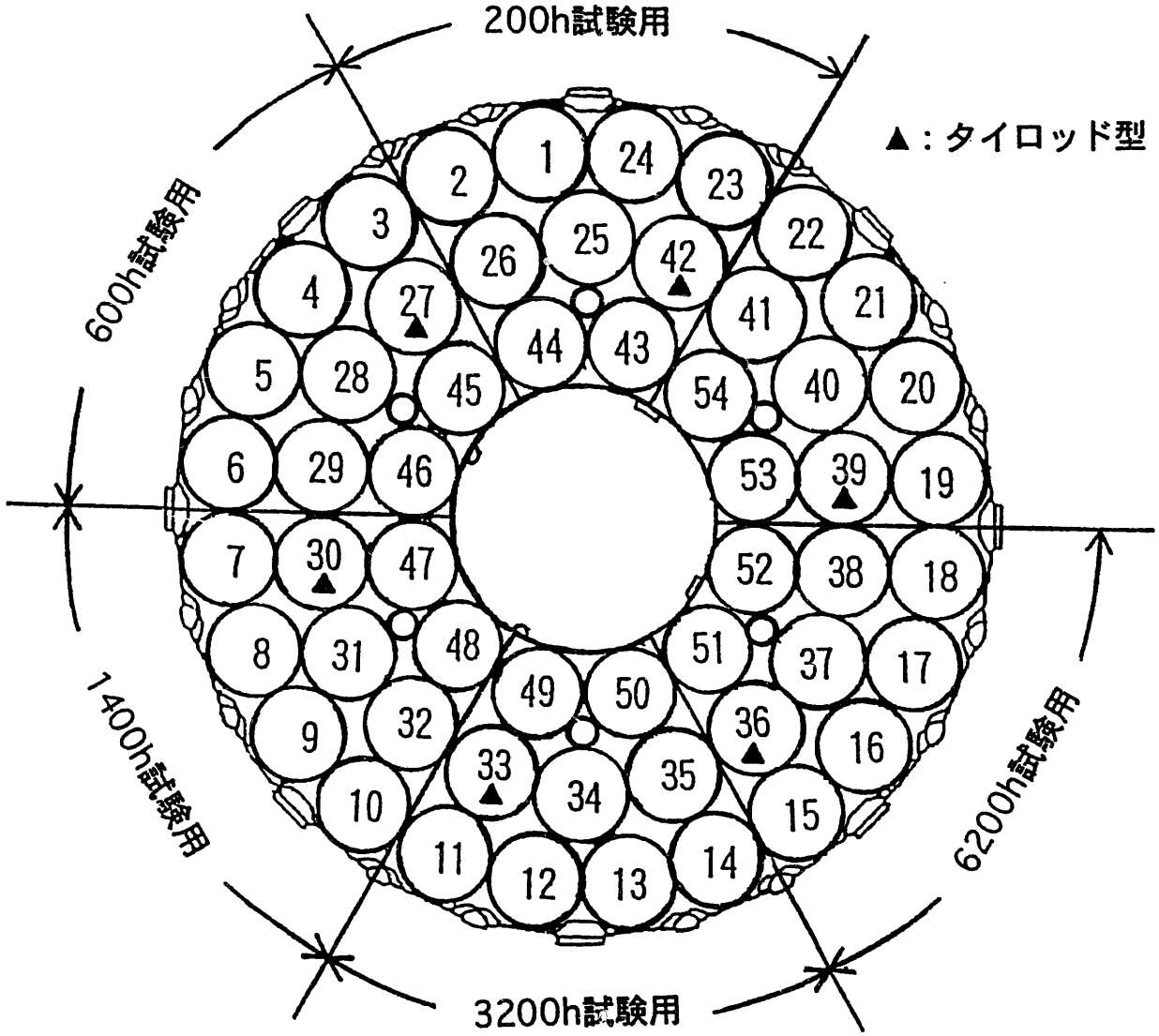



図4.1－4　試験時間別燃料要素配列

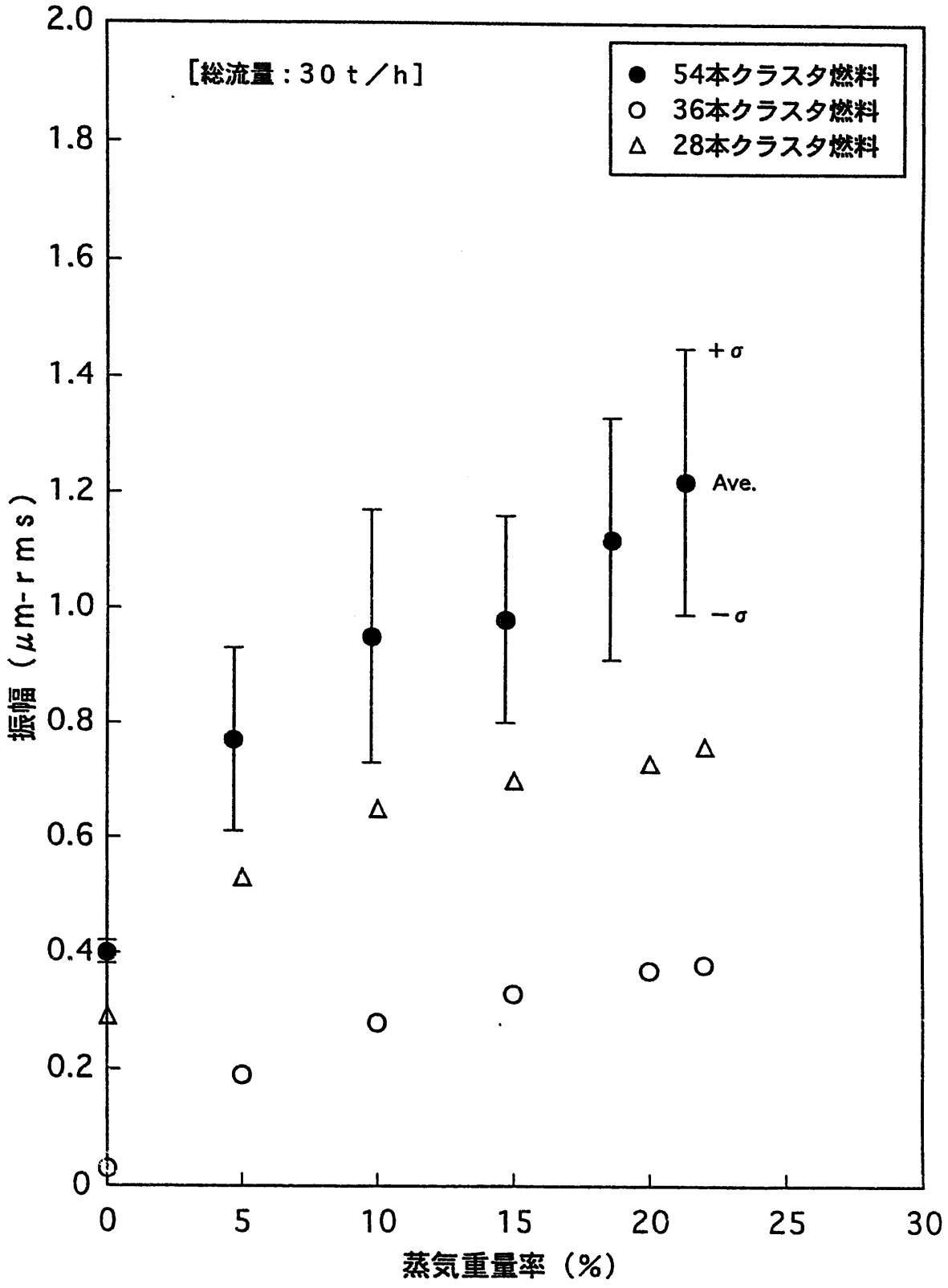



図4.1−5　流力振動特性（振幅に及ぼす蒸気重量率の影響）

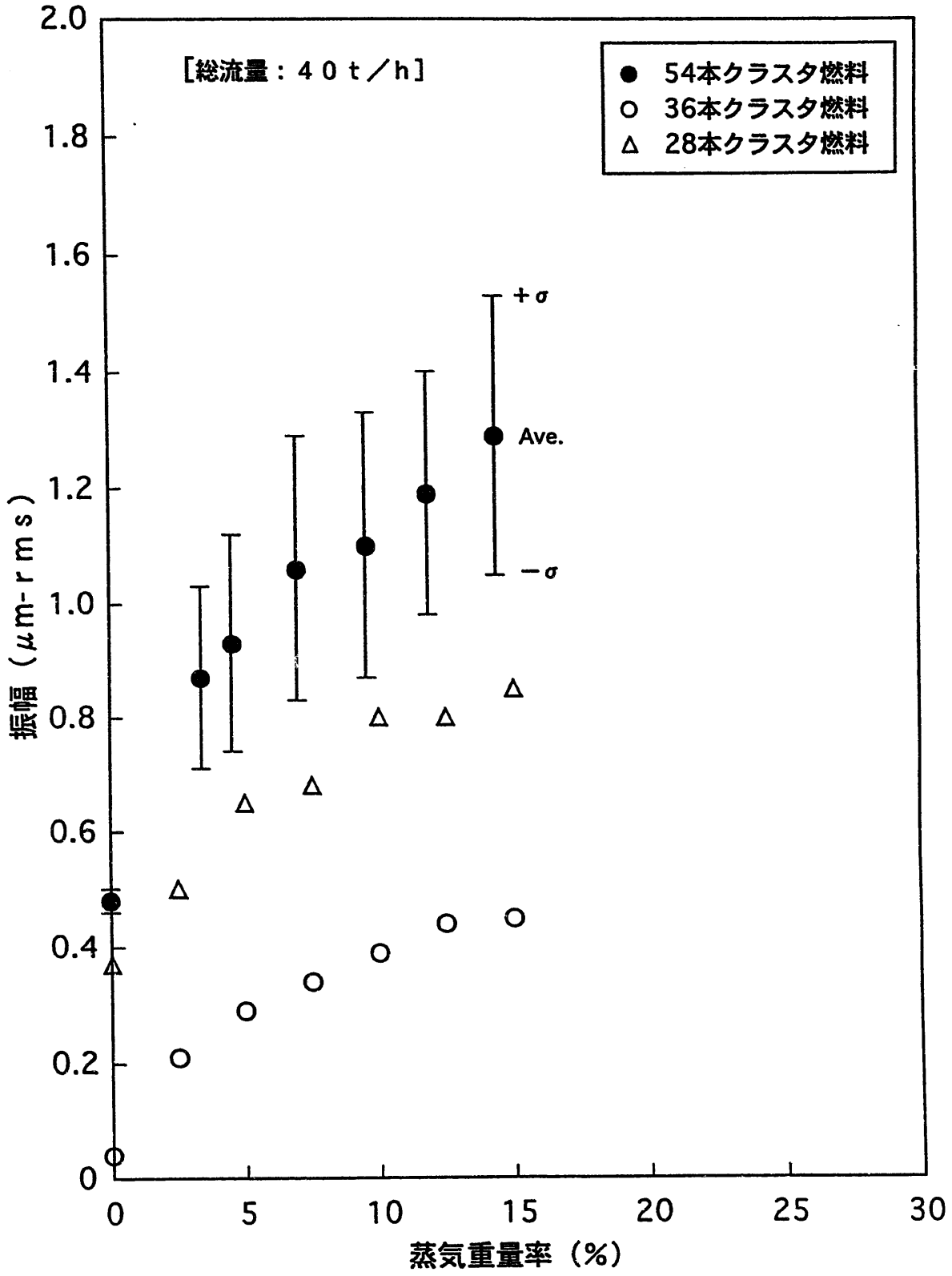



図4.1−6　流力振動特性（振幅に及ぼす蒸気重量率の影響）

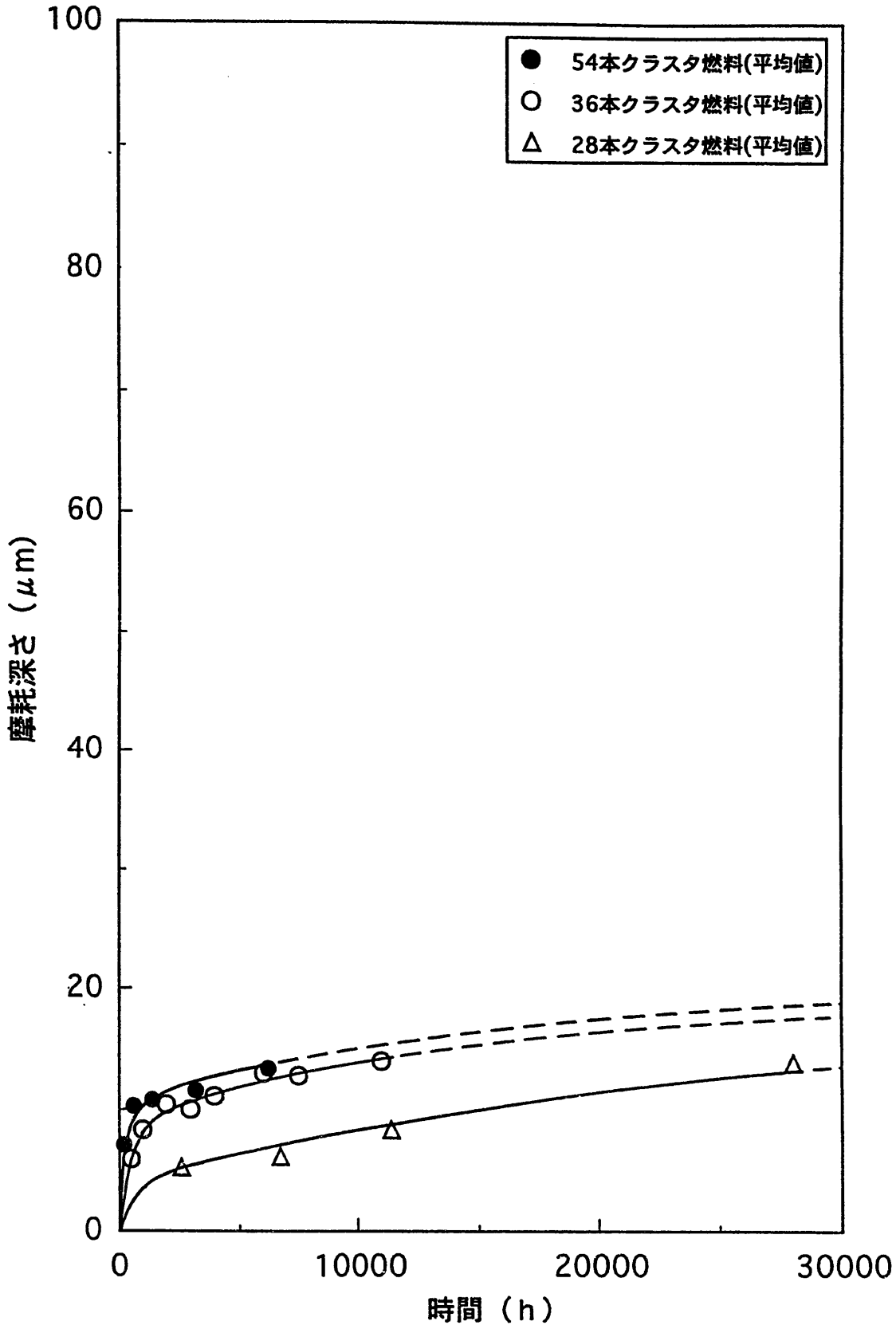



図4.1−7　フレッティング摩耗深さの進展

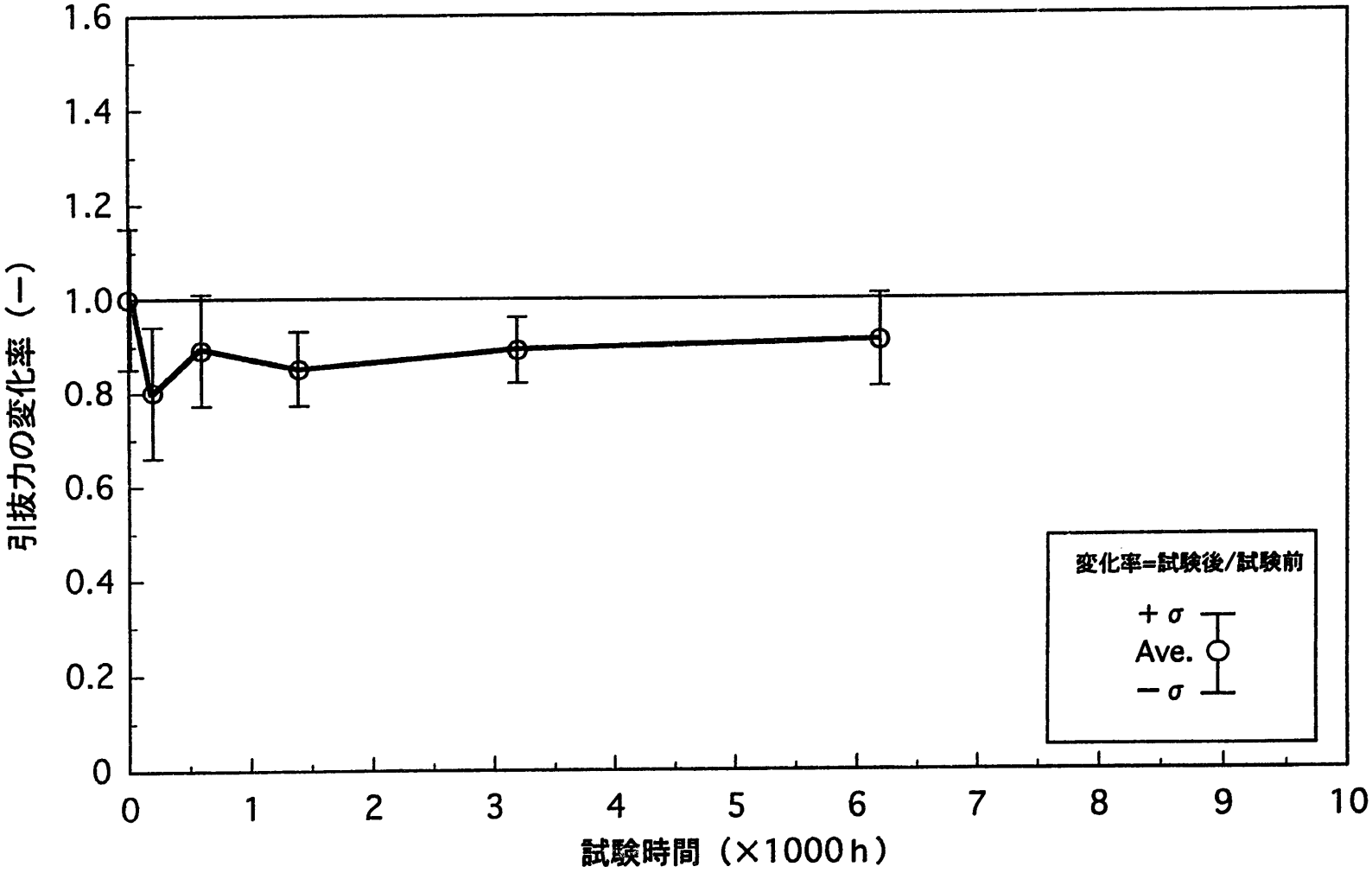



図4.1－8　時間経過に伴うスペーサ引抜力変化率の変遷

## 4.2 集合体強度試験

### 4.2.1 目 的

燃料集合体を圧力管に挿入するときに、燃料集合体が圧力管内で圧縮荷重が加わった場合を想定し、圧縮強度試験を行い燃料集合体の健全性を確認するとともに臨界座屈荷重を算出する。また、燃料集合体の耐震解析に必要な基礎データとしての燃料集合体の曲げ剛性（EI）を求めるため、曲げ特性試験を行う。

### 4.2.2 試験方法

(1) 圧縮強度試験

図4.2-1に示すように、模擬圧力管内に模擬燃料集合体をセットし、下部タイプレートに遮へいシールプラグを模擬した治具を取り付け、上部タイプレートに圧縮治具を装着し、ロードセルを介してテコ方式で軸方向荷重を加えた。

試験は、軸荷重2155kgまで荷重を負荷し、模擬燃料集合体に貼り付けた歪ゲージにより歪の測定を行った。

歪の測定位置は、図4.2-2示す75箇所とし、これらにより燃料棒の軸方向及び周方向について軸荷重に対する曲げ歪を測定した。

(2) 曲げ特性試験

図4.2-3に示すように、模擬燃料集合体を吊り下げて、上部タイプレート部を短尺圧力管を介した治具で保持し、同様に下部タイプレート部を短尺圧力管を介した治具で保持し、この状態で第6スペーサ部に滑車を用いて横方向荷重を加え、荷重と横方向変位量の関係を測定した。

荷重は、ウエイトに連結されているロードセルから測定し、変位は、約80mmまでとしスケールで測定した。

### 4.2.3 試験結果

(1) 圧縮強度試験

上部タイプレート上方より圧縮荷重が負荷されるとロッドスプリングは、圧縮されて行き、約230kgを越えるとスプリングは密着した。燃料棒の歪は、軸方向及び周方向ともに圧縮荷重とともに増加した。図4.2-4に軸方向歪の一例を示す。

試験後の解体検査の結果、ロッドスプリングにわずかな塑性変形が観察されたが、その他の部材及び燃料棒には、異常は見られない。また、圧力管挿入状態での燃料集合体の臨界荷重は、4960kgと算出された。

したがって、燃料集合体を圧力管に挿入するときに、トルク設定荷重約170kg

(400kg－燃料集合体と遮へいシールプラグの水中重量）の軸荷重が加わった場合でも燃料集合体の健全性は確保される。

(2) 曲げ特性試験

表4.2-1及び表4.2-2に荷重と変位を示す。変位は、X・Y方向ともに同程度である。

これらの結果から算出した燃料集合体曲げ剛性は、

・X方向　$7.61\times10^{8}$ kg・mm²

・Y方向　$6.16\times10^{8}$ kg・mm²

・平均値　$6.885\times10^{8}$ kg・mm²

となった。

表4.2－1　荷重と横方向変位の関係（X方向）

| 試験荷重（kg） | 変　位　量　（mm） | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| 軸方向位置（下端より）mm | 16.3 | 28.1 | 39.5 | 51.8 | 63.6 |
| 892.5 | 8 | 18 | 25 | 33 | 40 |
| 2052.5 | 18 | 34 | 50 | 68 | 83 |
| 3672.5 | 7 | 13 | 17 | 22 | 26 |

表4.2－2　荷重と横方向変位の関係（Y方向）

| 試験荷重（kg） | 変　位　量　（mm） | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| 軸方向位置（下端より）mm | 16.5 | 27.6 | 39.4 | 51.4 | 63.1 |
| 892.5 | 10 | 19 | 26 | 33 | 41 |
| 2052.5 | 20 | 37 | 55 | 71 | 87 |
| 3672.5 | 8 | 13 | 18 | 22 | 26 |

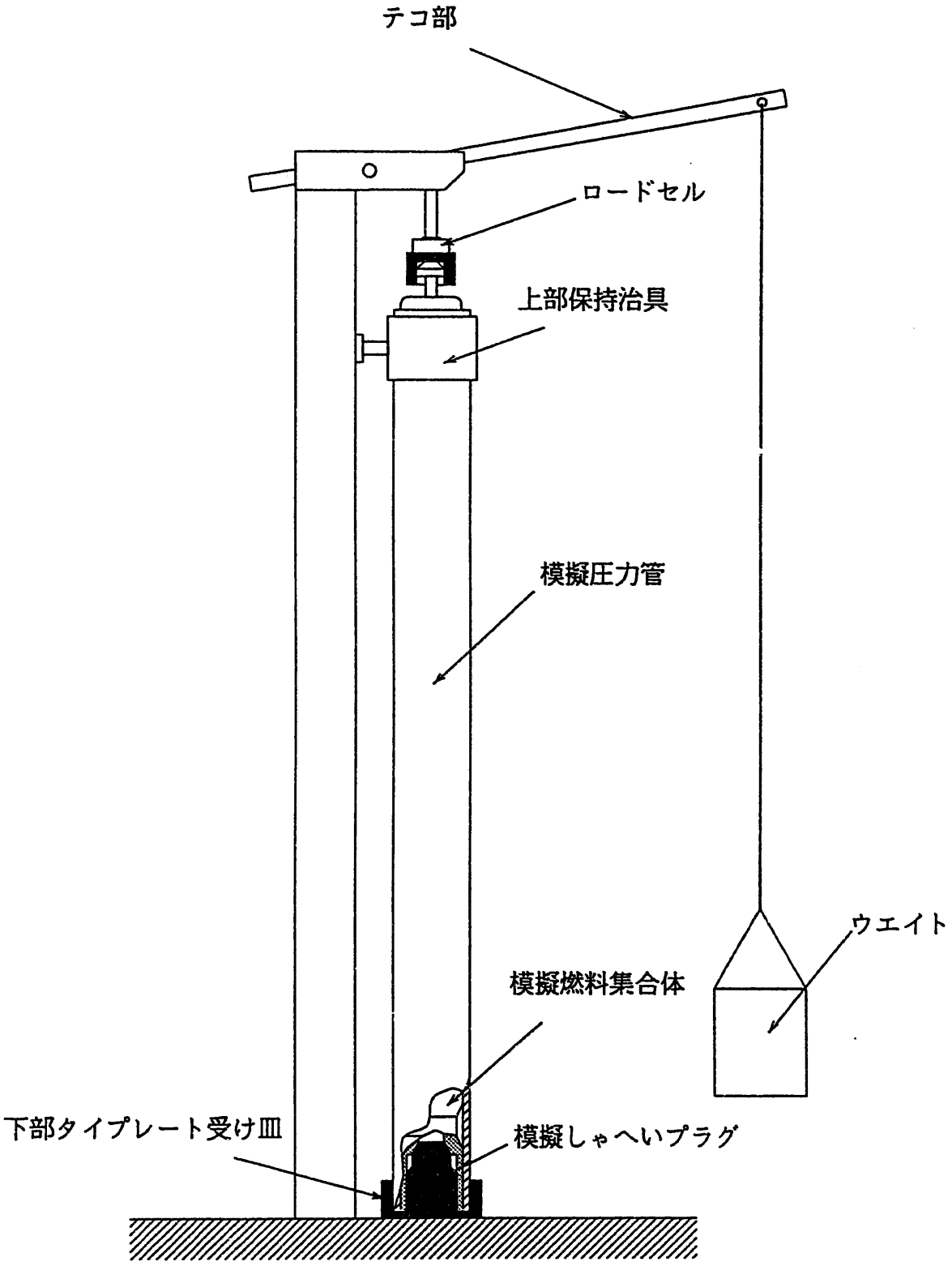

テコ部
ロードセル
上部保持治具
模擬圧力管
ウエイト
模擬燃料集合体
下部タイプレート受け皿
模擬しゃへいプラグ

図4.2－1　圧縮強度試験

・上，下部端栓部近く（周方向１カ所，軸方向４カ所）

・各スパンの軸方向中央位置１３カ所

（周方向１カ所，軸方向４カ所）

計７５カ所

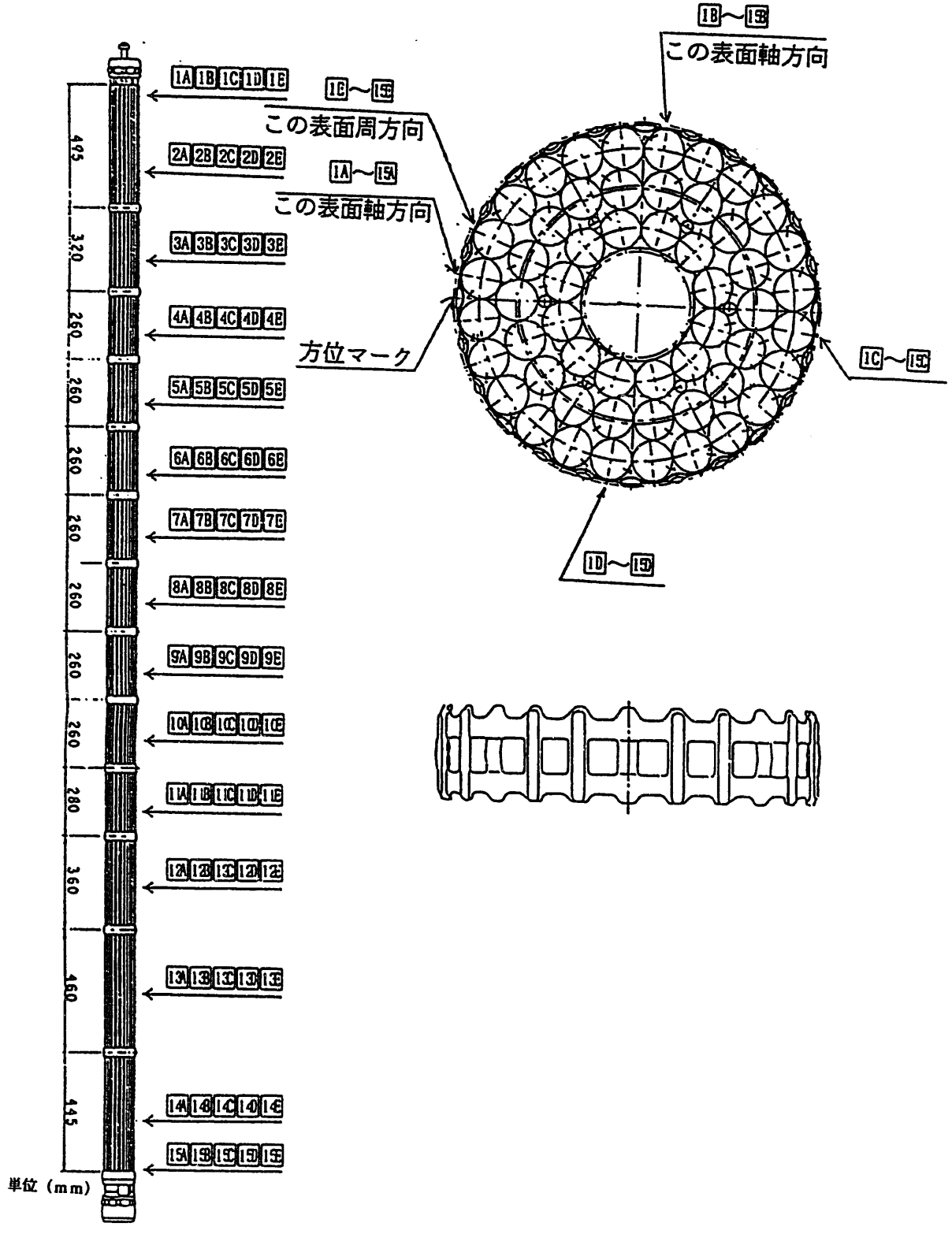



図4.2－2　歪測定位置

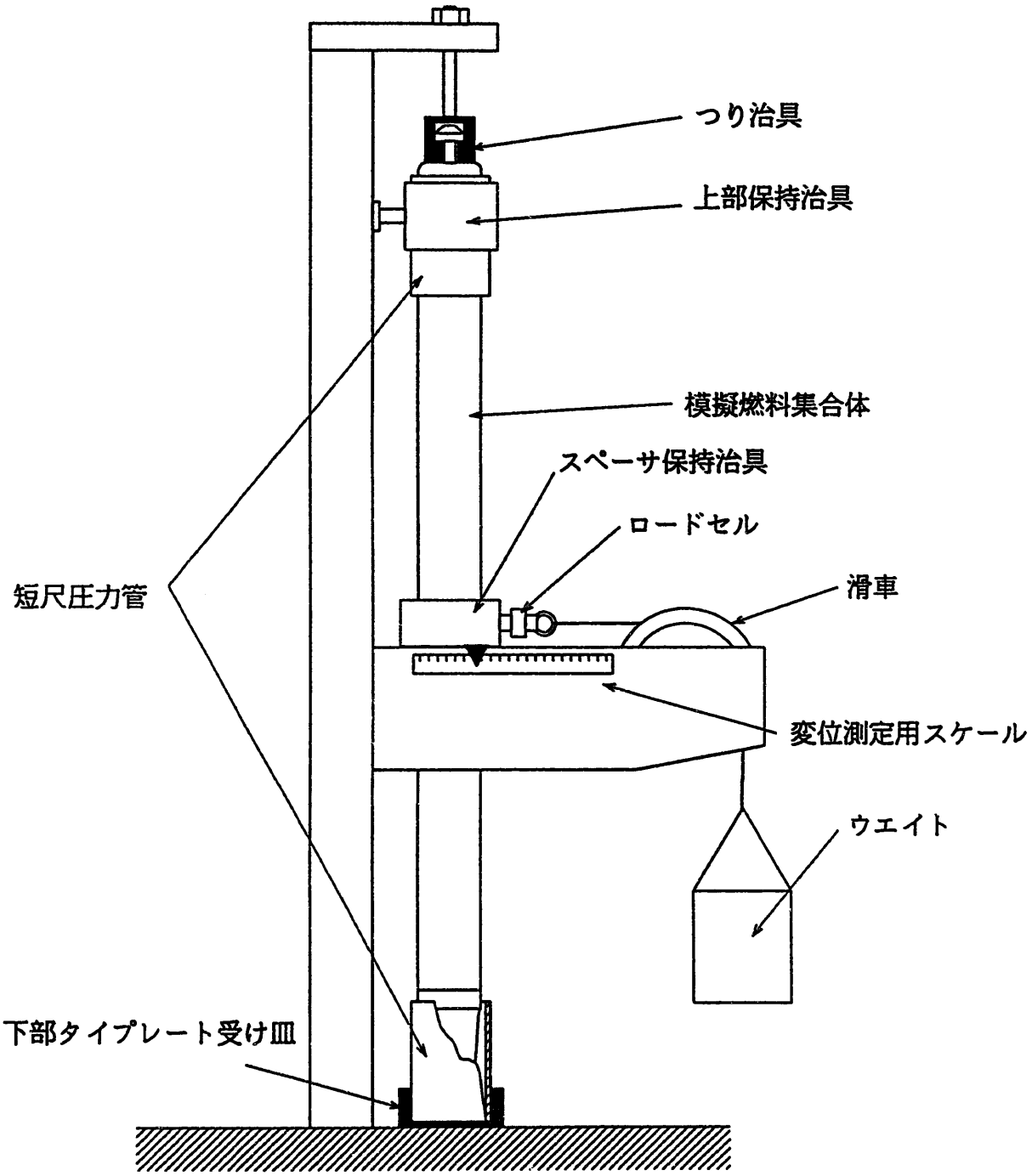

つり治具
上部保持治具
模擬燃料集合体
スペーサ保持治具
ロードセル
滑車
短尺圧力管
変位測定用スケール
ウエイト
下部タイプレート受け皿

**図4.2－3　曲げ特性試験**

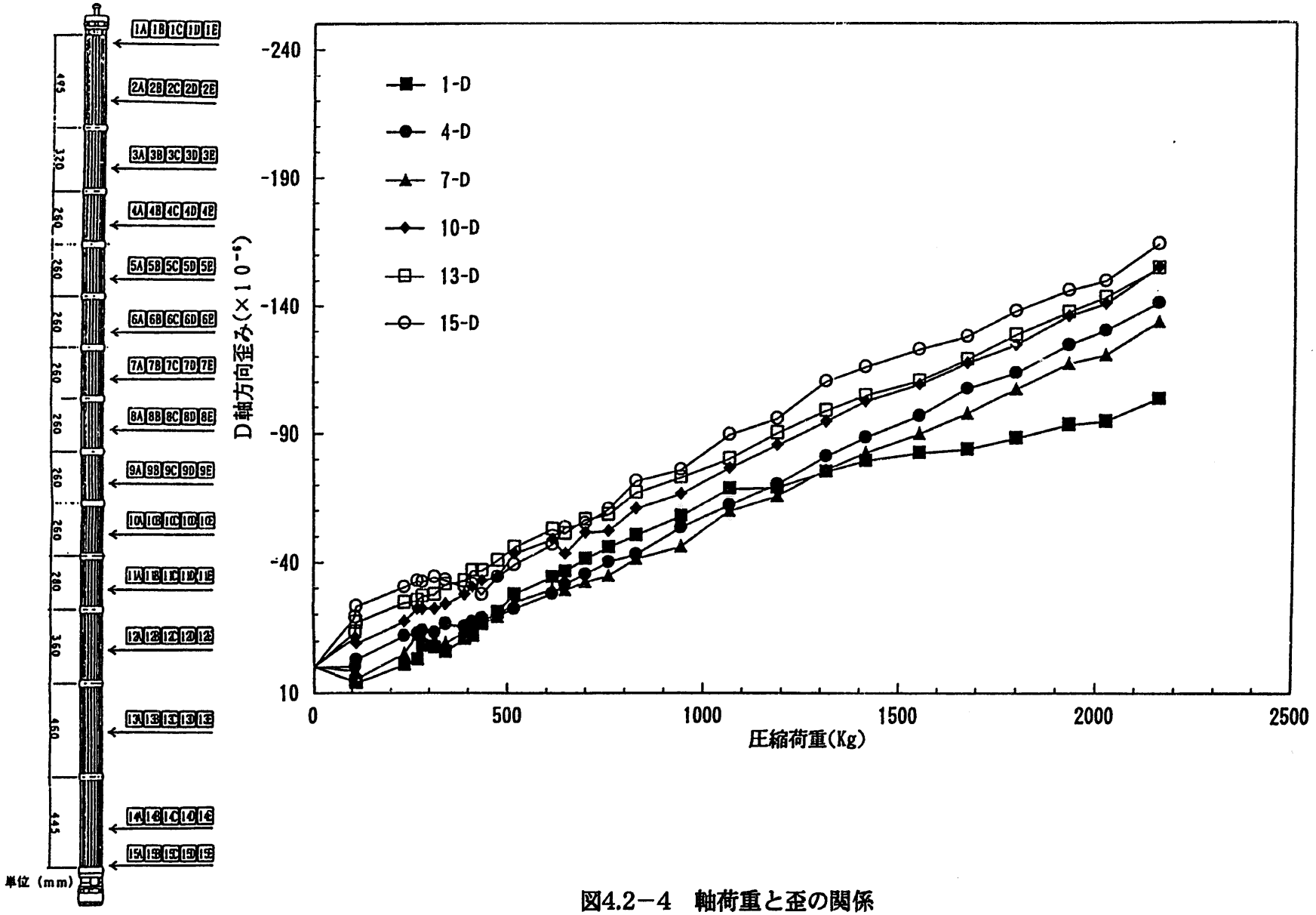



図4.2－4　軸荷重と歪の関係

## 4.3 集合体耐震試験

### 4.3.1 目 的

「ふげん」照射用54本燃料は、「2.2 照射用54本燃料の仕様」で前述した通り、燃料径方向断面中央にスペーサ支持管と呼ばれる太径のジルカロイ管を有し、スペーサ支持管と他の燃料棒群の剛性が異なる構造となっている。この様な構造から、地震時においてスペーサ支持管と燃料棒群が互いに異なるモードで振動し、相互作用による局所的な変形、破損等が生じる可能性が考えられる。よって、スペーサ支持管と燃料棒群の相互作用を評価するために照射用54本燃料の耐震試験を実施した。

また、現行の耐震設計コードCATFISHを照射用54本燃料に適用することの妥当性を確認するため、本耐震試験による検証計算を行い、測定結果との比較・評価を実施した。

### 4.3.2 評 価

(1) スペーサ支持管と燃料棒群の相互作用

本試験供試体には、剛性の違いによる燃料体内の相互作用の有無を評価するため、内層、中間層及び外層燃料棒並びにスペーサ支持管の軸方向中央部に加速度計を配し、さらに、燃料体の高次モードを評価するため、外層燃料棒の軸方向1/4、3/4位置での加速度計を加えて測定している。

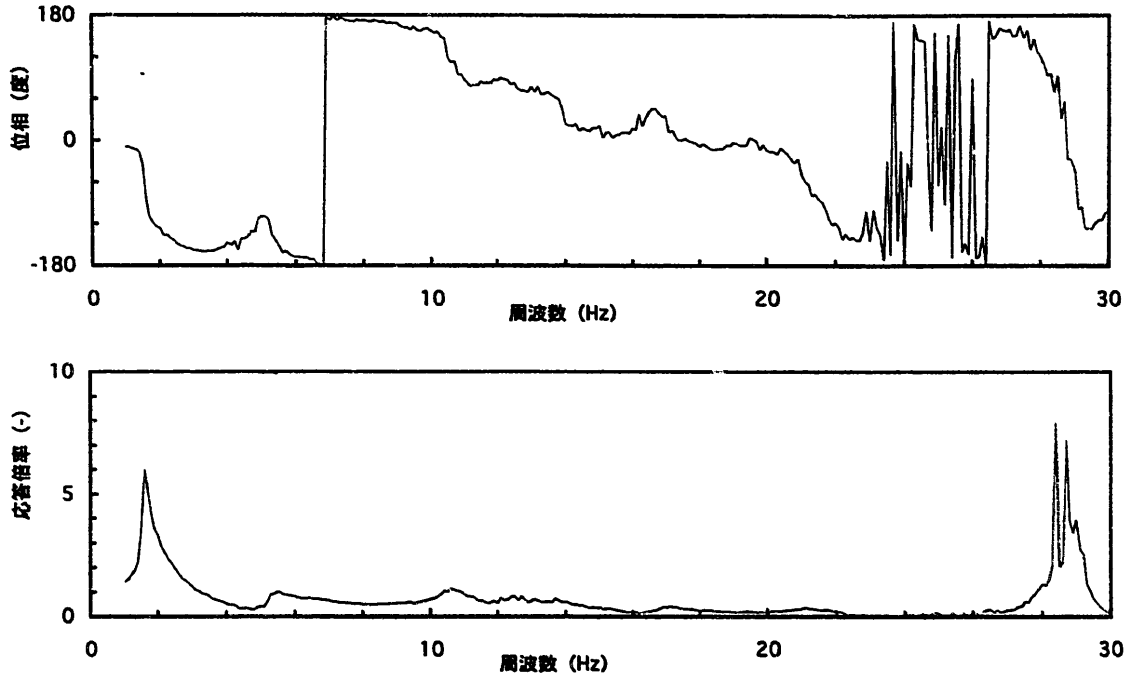
加速度40galの燃料体単体での正弦波掃引試験から求められた燃料径方向位置での応答倍率及び位相差を図4.3-1にまとめて示す。a)～d)は内層、中間層及び外層燃料棒並びにスペーサ支持管の燃料体軸方向中央位置での位相及び応答倍率である。ここで、16Hz付近で外層燃料棒の位相が乱れることを除き、0～30Hzの範囲では、全て同一位相となっていることが分かる。別途実施した加速度10gal及び20galの試験でも同様の傾向であり、スペーサ支持管と他の燃料棒群の振動挙動は同一であることが分かった。よって、照射用54本燃料についてスペーサ支持管と燃料棒群の相互作用が問題となることはない。

(2) CATFISHの検証計算

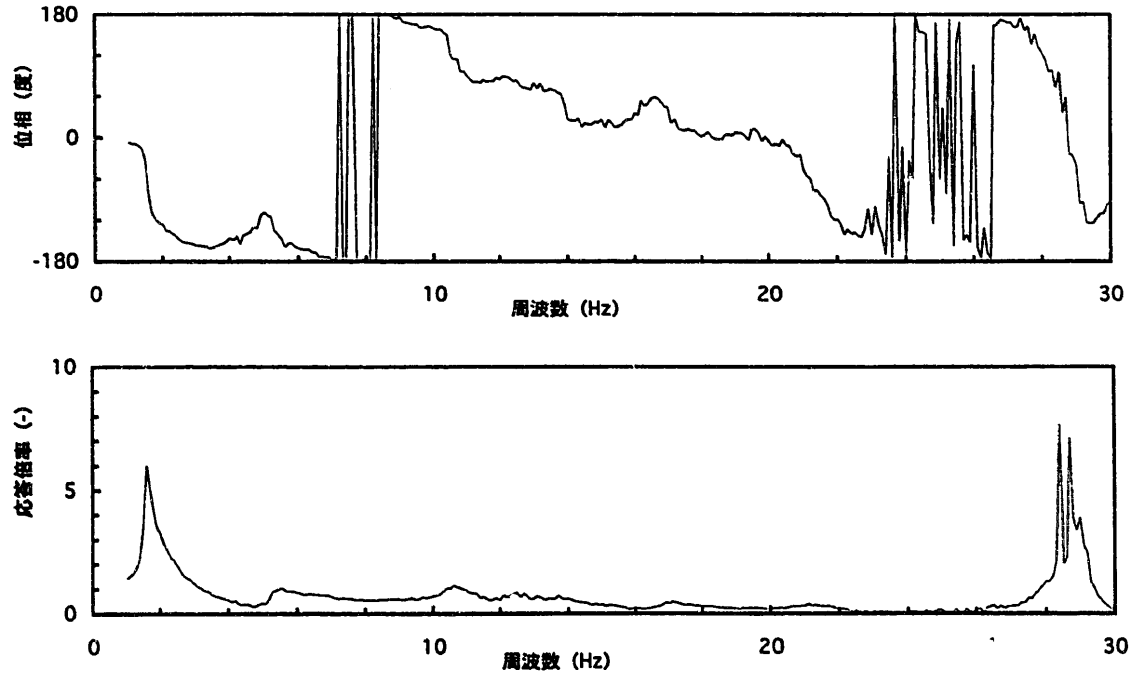
「ふげん」耐震設計用地震波のうちで最も厳しい結果を与える「El-Centro波」を「ふげん」原子炉建屋Y方向に加えた時の炉心上部の応答波による実地震波耐震試験を実施した。試験結果及びCATFISHコードの検証計算結果をまとめて表4.3-1に示す。表から分かる通り、CATFISHコードの計算結果は試験結果を上回っており、本コードを照射用54本燃料に適用することは妥当である。

表4.3－1　燃料体の最大応答加速度

| 入力波 / 項　目 | | Ｅｌ－Ｃｅｎｔｒｏ波（Ｙ方向加振時の炉心上部応答波） | |
|---|---|---|---|
| 実測値 | | 軸方向位置 | 加速度（Ｇ） |
| | 支持管 | 中 央 | 1.68 |
| | 内層燃料 | 中 央 | 3.18 |
| | 中間層燃料 | 中 央 | 3.25 |
| | 外層燃料 | 中 央 | 3.51 |
| | 外層燃料 | 下1/4 | 3.53 |
| | 外層燃料 | 上1/4 | 3.39 |
| | 平均値 | － | 2.91 |
| | 最大値 | － | 3.53 |
| 計算値 | | 軸方向位置 | 加速度（Ｇ） |
| | 最大値 | 下1/4 | 4.51 |
| 計算値／実測値（最大値比較） | | 1.28 | |

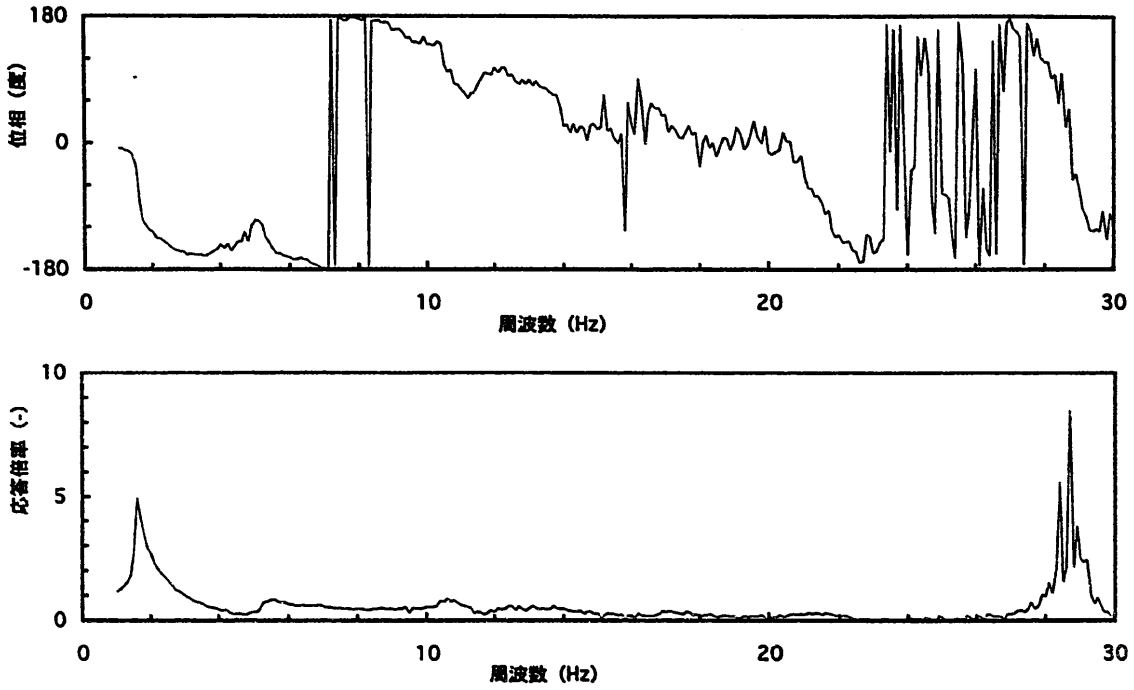



a） 内層燃料棒　中央

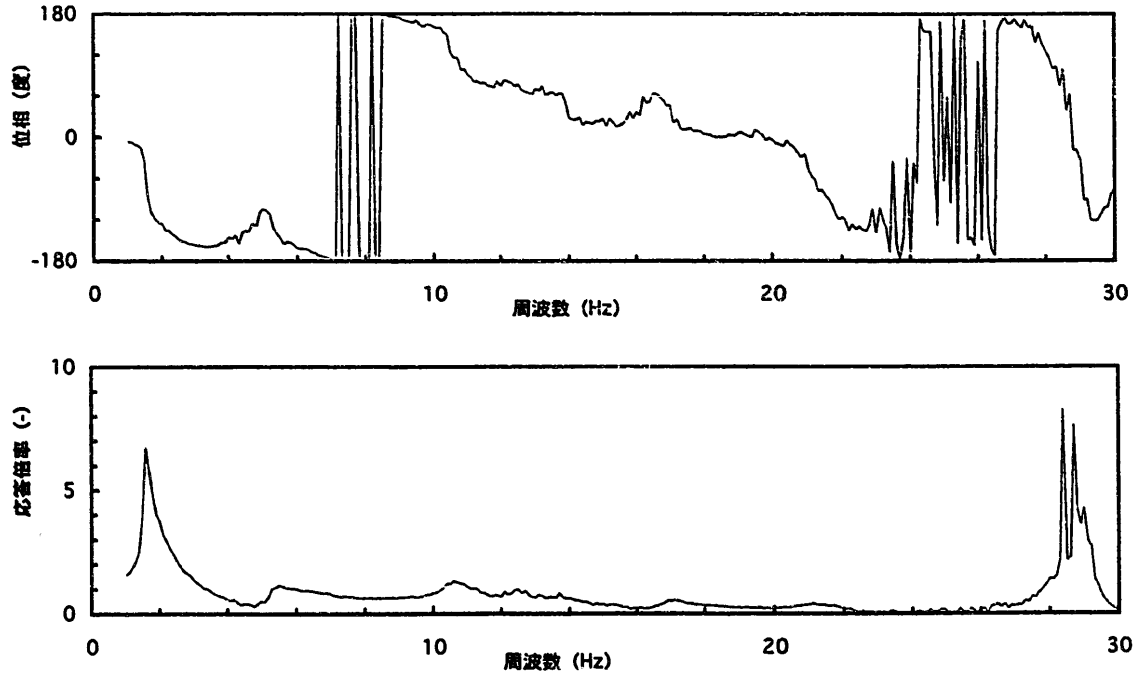



b） 中間層燃料棒　中央

図4.3－1　燃料体の周波数特性（燃料体単体スウィープ試験、加振レベル＝40gal）




c） 外層燃料棒　中央




d） 支持管　中央

図4.3－1　燃料体の周波数特性（燃料体単体スウィープ試験、加振レベル=40gal）（続き）

## 4.4 局所出力分布試験

### 4.4.1 目 的

照射用54本燃料集合体の局所出力分布は、格子核定数計算コードWIMSを用いて計算している。WIMSの妥当性を検討するために、大洗工学センターの重水臨界実験装置（DCA）において54本燃料集合体の局所出力分布を測定している。

### 4.4.2 試験方法

試験は25cmピッチの炉心中央部9チャンネルに54本燃料集合体（各層のPu-fissile富化度0.79wt%）を装荷して行った。ドライバー燃料として中央部9チャンネルの周囲に1.2%濃縮ウラン28本標準燃料を88体装荷した。冷却材として軽水（0%ボイド）及び空気（100%ボイド）を用いた。

燃料クラスタ内の出力分布は、燃料棒にFPとして蓄積された$^{140}$Laのγ線強度を測定することにより求めた。構造並びに測定したときの炉心構成をそれぞれ図4.4-1及び図4.4-2に示す。

### 4.4.3 試験結果

局所出力分布の測定値と計算値の比較例を表4.4-1及び図4.4-3に示す。

測定値と計算値は、0%ボイド及び100%ボイドのいずれの場合においても5%以内で一致しており、最も出力の高い外層燃料棒の出力（局所出力ピーキング係数）については、3%以内で一致している。

図4.4-4に従来の標準燃料集合体である28本燃料集合体、それより多数本化した36本燃料集合体、及び今回の54本燃料集合体の局所出力ピーキング係数の測定値と、計算値の比較を示す。図4.4-4に示す通り54本燃料集合体についても、従来の標準燃料集合体等の場合と同程度（5%）の計算精度を有している。

表4.4−1　54本燃料集合体の局所出力分布に関する測定値と計算値との比較

| ボイド率 | 燃料層 | 測定値 (E) | 計算値 (C) | 相対誤差（%） ( (C) ÷ (E) −1 ) ×100 |
|---|---|---|---|---|
| 0% | 内　層 | 0.86 | 0.83 | -3.4 |
| | 中間層 | 0.85 | 0.84 | -1.1 |
| | 外　層 | 1.18 | 1.20 | 1.8 |
| 100% | 内　層 | 0.84 | 0.80 | -4.7 |
| | 中間層 | 0.91 | 0.90 | -1.1 |
| | 外　層 | 1.15 | 1.17 | 2.4 |

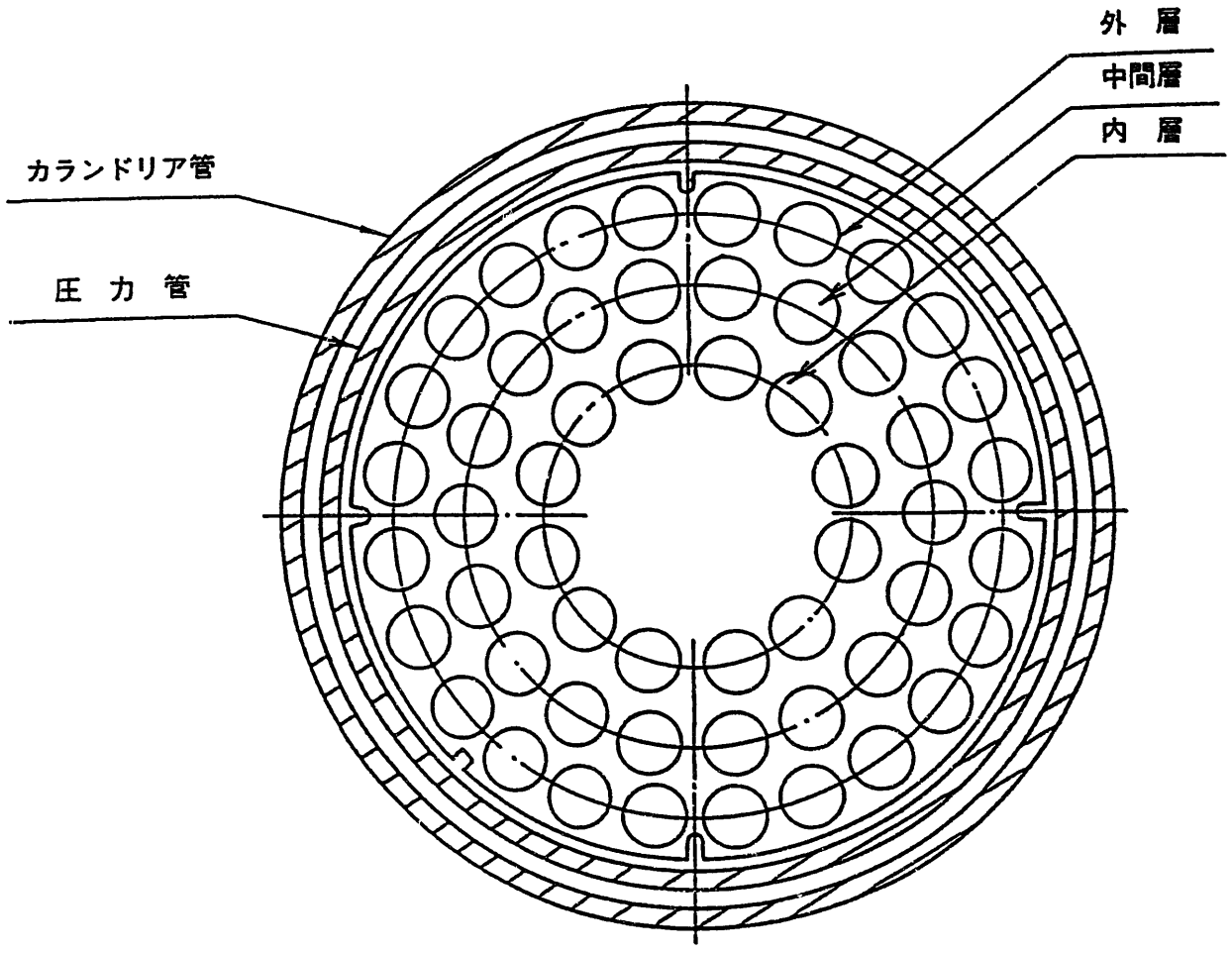



図4.4−1　54本燃料集合体の構造

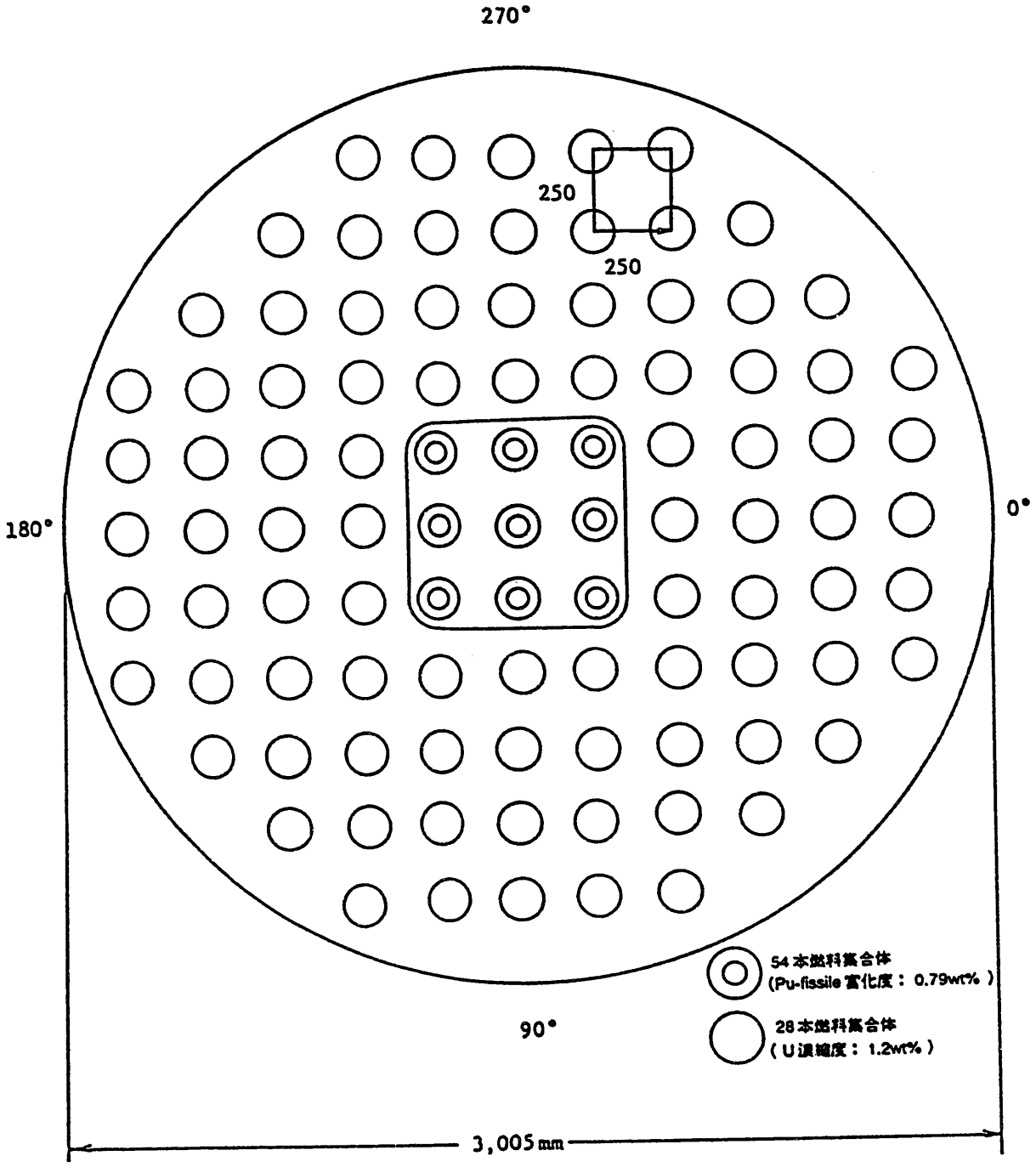



図4.4－2　54本燃料を装荷したDCAの炉心構成

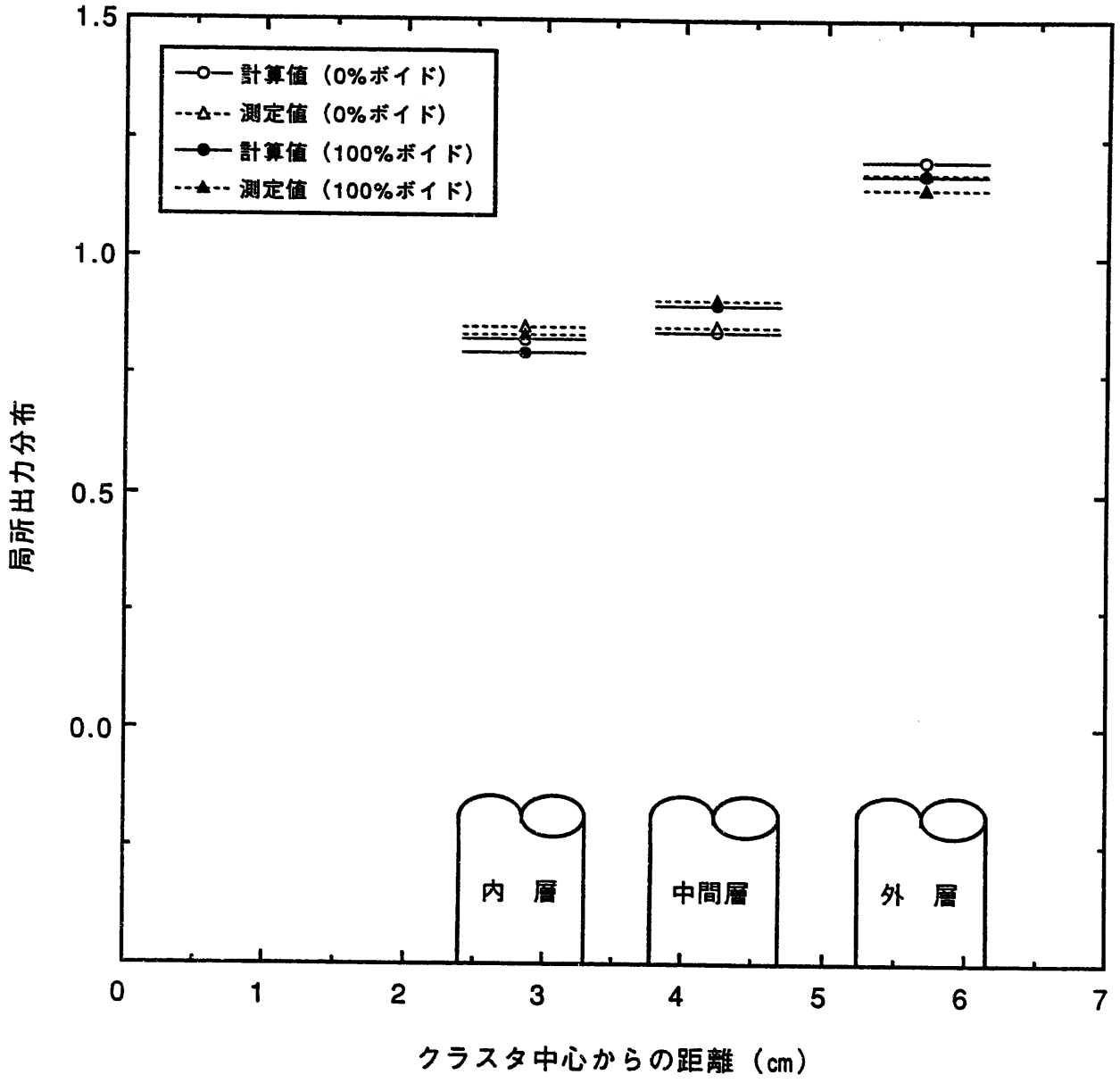



図4.4－3　局所出力分布の測定値と計算値の比較例

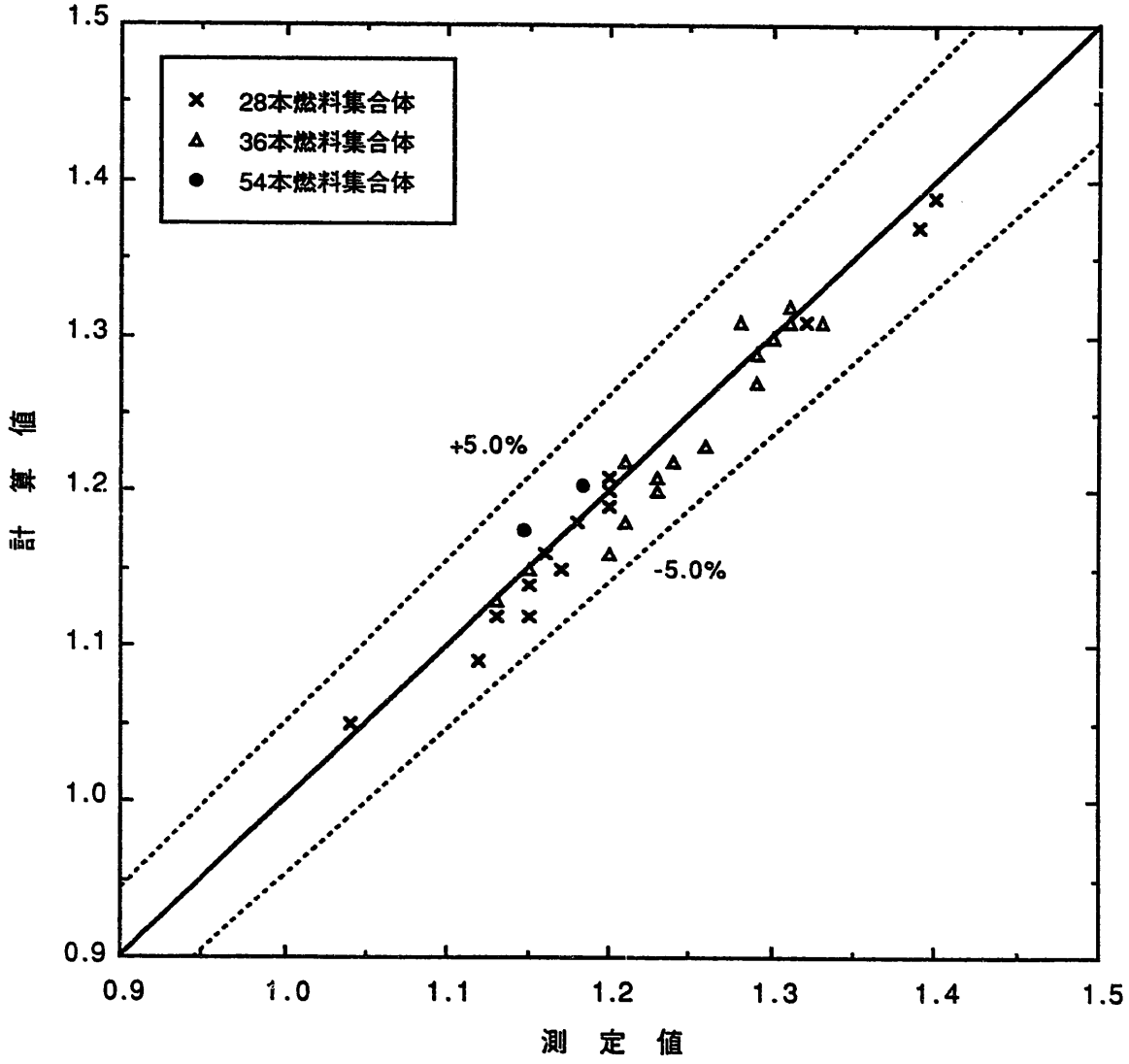



図4.4－4　局所出力ピーキング係数の測定値と計算値の比較

## 4.5 限界熱流束試験

### 4.5.1 目 的

「ふげん」においては、炉心の熱的余裕を評価する指標として、限界熱流束設計式（「ふげん」バーンアウト設計式）に基づく最小限界熱流束比を使用している。

照射用54本燃料集合体は、これまでの「ふげん」標準燃料集合体と比較して、燃料棒を細径・多数本化し、中心部に太径のスペーサ支持管を採用する等、その構造が異なっているとともに、ガドリニア燃料棒が配置されている。そこで、照射用54本燃料集合体の限界熱流束を調べるために大洗工学センターの14MW大型熱ループを使用して、照射用54本実規模模擬燃料集合体による限界熱流束測定試験を行い、標準燃料集合体について作成した「ふげん」バーンアウト設計式が照射用54本燃料集合体に適用できることを確認する。

### 4.5.2 試験方法

(1) 試験装置

試験には、大洗工学センターに設置した14MW大型熱ループ（HTL）を使用した。HTLは、図4.5-1に示すように蒸気ドラム、予熱器、テスト部、高圧凝縮器及び加熱電源設備などの主要な機器で構成されており、最高使用圧力9.8MPa(100kg/cm²·a)、最高温度310℃、最大流量80ｔ/ｈの純水を循環できる。

(2) テスト部

テスト部は、内径117.8mmの圧力管構造であり、その中に照射用54本燃料集合体の発熱部を模擬した実物大の模擬燃料集合体が１体装荷されている。使用した模擬燃料集合体は、燃料棒外径、発熱長のほか、燃料棒配列、燃料棒間間隙、スペーサ構造及びこれらの組立精度も含めて照射用54本燃料集合体をそのまま模擬している。この模擬燃料集合体は、外径10.8mmの54本の模擬燃料棒が外層に24本、中間層に18本、内層に12本、同心円上に配列されている。これらの模擬燃料棒は集合体中心に配置された外径34.0mmのスペーサ支持管及び照射用54本燃料集合体用に設計製作されたリング型スペーサによって集合体に組立てられている。

この試験において、燃料集合体の局所出力分布は照射用54本燃料集合体の燃焼期間を通して熱的に最も厳しい燃焼初期を、軸方向出力分布は実機における代表的なコサイン状の分布をそれぞれ模擬している。

照射用54本燃料集合体の中間層に6本配置されているガドリニア添加燃料棒出力が限界熱流束に及ぼす影響について調べるため、ガドリニア添加燃料棒相対出力（ガドリニアを添加していない中間層燃料棒出力に対する相対値）は0.0及び

1.0の両極端の条件とした。

テスト部の主要寸法は、以下に示す通りである。

| | |
|---|---|
| 圧力管内径 | １１７．８ mm |
| 模擬燃料棒外径 | １０．８ mm |
| 有効発熱長 | ３７００ mm |
| スペーサ支持管外径 | ３４．０ mm |
| 最小ロッド間隙 | ２．０４ mm |
| 水力等価直径 | ８．７４ mm |

(3) 試験条件

主要な試験条件は、以下に示す範囲である。

| | |
|---|---|
| 圧　　力 | ６．９ MPa（７０kg／cm²・a） |
| 流　　量 | １５～５０ t／h |
| 入口温度 | １７０～２７５ ℃ |
| 燃料棒出力分布 | １．３４／０．７８／０．６５ (外層／ 中間層 ／内層) |
| ガドリニア添加燃料棒相対出力 | ０．０、１．０ |

(4) 試験方法

試験は、圧力、流量及び入口温度を所定の値に保持しながら加熱電力を漸増させていき、模擬燃料棒に取付けた熱電対のいずれか１点以上が模擬燃料棒表面の温度上昇を検出すればバーンアウトが発生したものと判定して、加熱電力を部分低減又は全遮断するという方法で限界熱流束を測定した。

### 4.5.3 試験結果

照射用54本実規模模擬燃料集合体によるバーンアウト試験結果を図4.5-2に示す。図に示すように照射用54本実規模模擬燃料集合体の限界熱流束は、ガドリニア添加燃料棒の相対出力にかかわらずいずれの場合にも「ふげん」バーンアウト設計式を上回っており、照射用54本燃料集合体にも「ふげん」バーンアウト設計式が適用できることが確認できた。

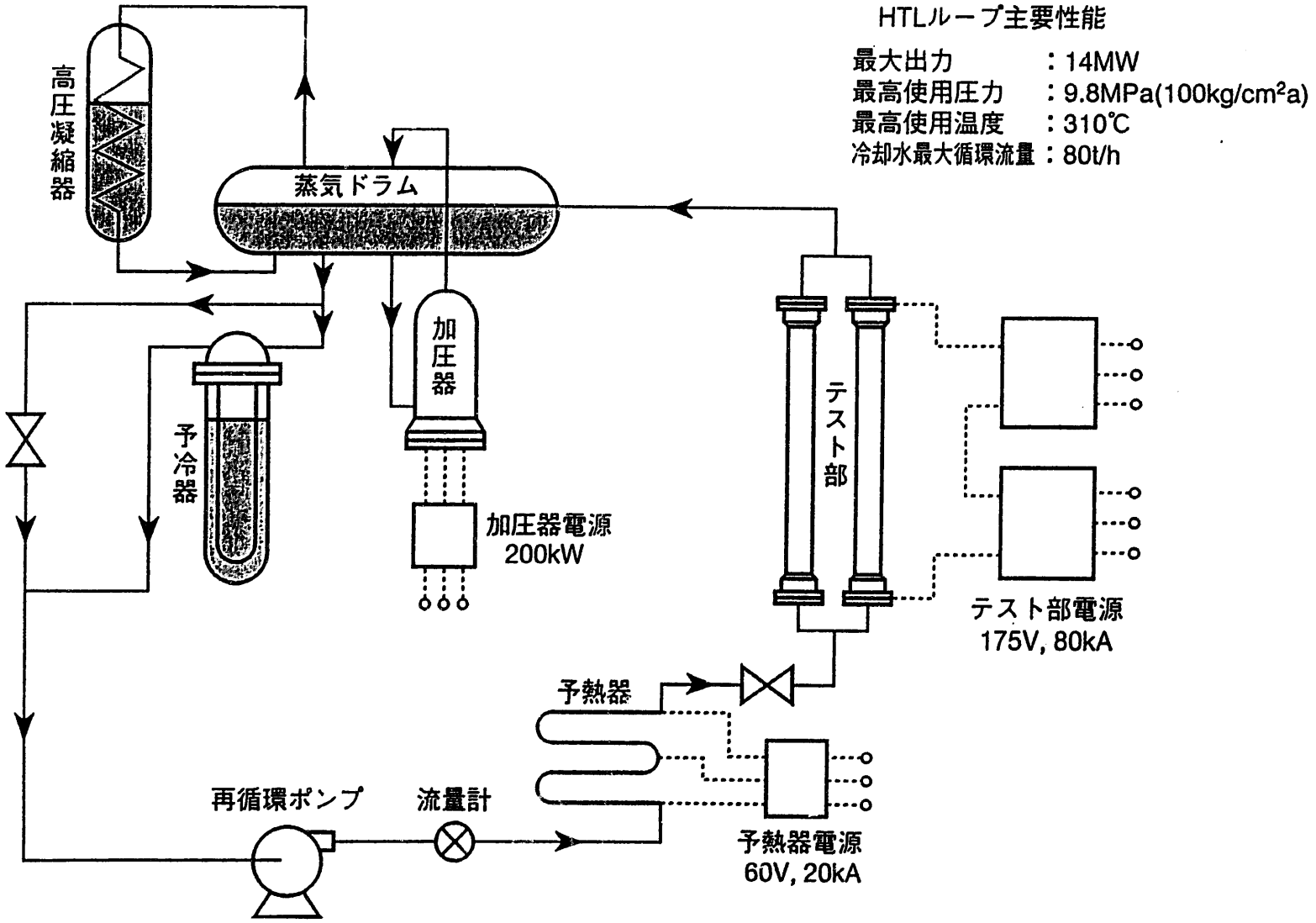



図4.5－1　14MW大型熱ループ（HTL）系統図

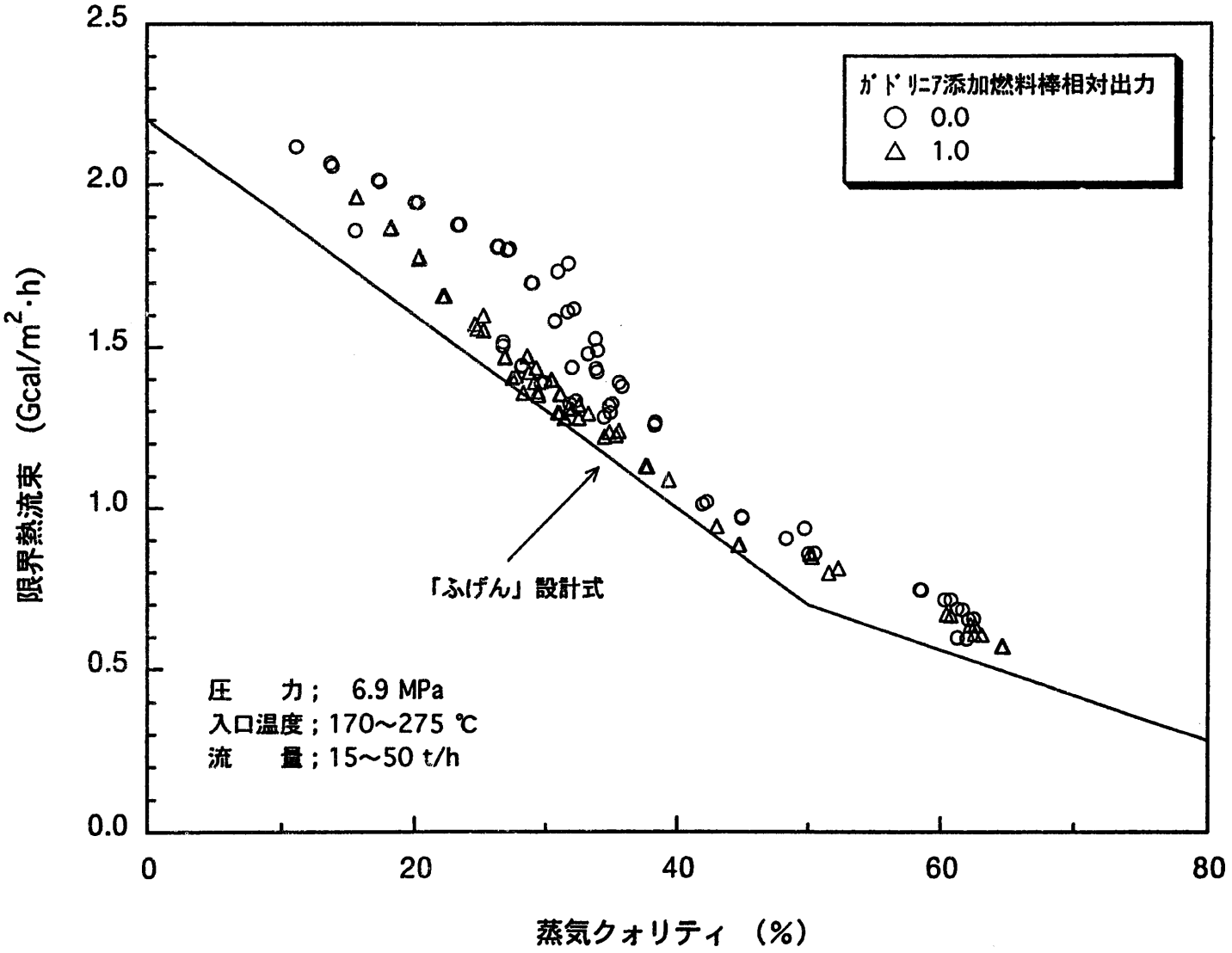



図4.5－2　照射用54本燃料集合体の限界熱流束

## 4.6 流動特性試験

### 4.6.1 目 的

54本クラスタ燃料集合体の構造変更に伴い、同燃料を「ふげん」炉心に少数体装荷した場合、炉心流量配分等の熱水力設計に従来の設計式が適用可能であるか否かを確認するため、実物大の模擬燃料集合体を模擬圧力管に装荷して、単相流及び二相流の冷却水流動条件パラメータの下で、燃料集合体各部の圧力損失を測定し、二相流増倍係数等を求めた。それらの値を従来型の28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料と比較した。

### 4.6.2 試験方法

本試験には、試験体及び試験装置として、「4.1 集合体耐久試験」で使用した試験体と同一の仕様で製作された54本クラスタ燃料集合体（図4.1-1）及びコンポーネント・テストループ（図4.1-3）を、それぞれ使用した。

スペーサ及び燃料棒バンドル部の圧力損失を高精度で測定するには、バンドル部の長さを出来るだけ長くして冷却水の整流区間を大きくする必要があるため、燃料集合体を構成するスペーサ12枚のうち7枚をとりはずして、図4.6-1に示すように5枚のスペーサから成る燃料集合体を模擬圧力管に装荷した。

燃料集合体軸方向各部の圧力損失を測定するため、模擬圧力管軸方向8箇所に圧力検出用タップを設け、各部の差圧を測定した。その他、本試験に必要なデータとして、模擬圧力管入口部における熱水（又は常温水）流量及び蒸気流量、温度、圧力並びに同出口部における温度、圧力を測定した。

それらのデータを基に流動特性に関する各種係数を求め、二相流圧力損失データから二相流増倍係数を導いた。得られた値について、28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料の熱水力設計に用いた各種相関式による計算結果との比較を行い、54本クラスタ燃料に従来の設計手法が適用可能か否かを調べた。

### 4.6.3 試験結果

先ず、単相流流動条件下において燃料集合体各部及び全体の圧力損失を測定し、燃料棒バンドル部の管摩擦係数並びにスペーサ部及び上下タイプレート部の圧力損失係数を求めた。その結果、レイノルズ数に対するバンドル部の管摩擦係数について、ATRの熱水力設計で基準としているBlasiusの式あ

るいはNikuradseの式と±５％の範囲で良く一致しており、28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料と同様に、54本クラスタ燃料にも両式を適用出来ることが確認された。一方、スペーサ及び上下タイプレートの圧力損失係数については、全データが±５％の範囲に入る精度でそれぞれ実験式を得ることが出来、28本クラスタ燃料及び36本クラスタ燃料と同様に、54本クラスタ燃料にも本試験で得られた圧力損失係数に関する実験式を適用出来ることが確認された。

次に、二相流の各流動条件下における54本クラスタ燃料の集合体各部及び全体の圧力損失を測定し、単相流及び二相流の流動条件下で測定して得られた圧力損失データを基に、蒸気重量率及び総流量が二相流増倍係数に及ぼす影響を調べた。それらの結果を基に、燃料集合体全体の二相流増倍係数に関して、従来の燃料設計に使用してきた相関式（均質流モデル及びバンドル部に対するその補正式）で計算した値と本試験で得られた圧力損失データから求めた値との比較を行ったところ、図4.6-2に示すように、想定されるあらゆる流動条件下において、測定値と計算値の差が±10％の範囲に入ることが確認された。これは、従来の36本クラスタ燃料の試験結果と同程度である。更に、燃料集合体全体の圧力損失についても、想定されるあらゆる流動条件下において、54本クラスタ燃料が36本クラスタ燃料とほぼ同程度であることが明らかとなった。

この結果、照射用54本クラスタ燃料を「ふげん」に装荷する上で、流動特性の観点から同燃料の構造設計が妥当であり、同燃料の「ふげん」炉心流量配分等の熱水力設計に従来のATR燃料設計手法を適用することが可能であることが確認された。

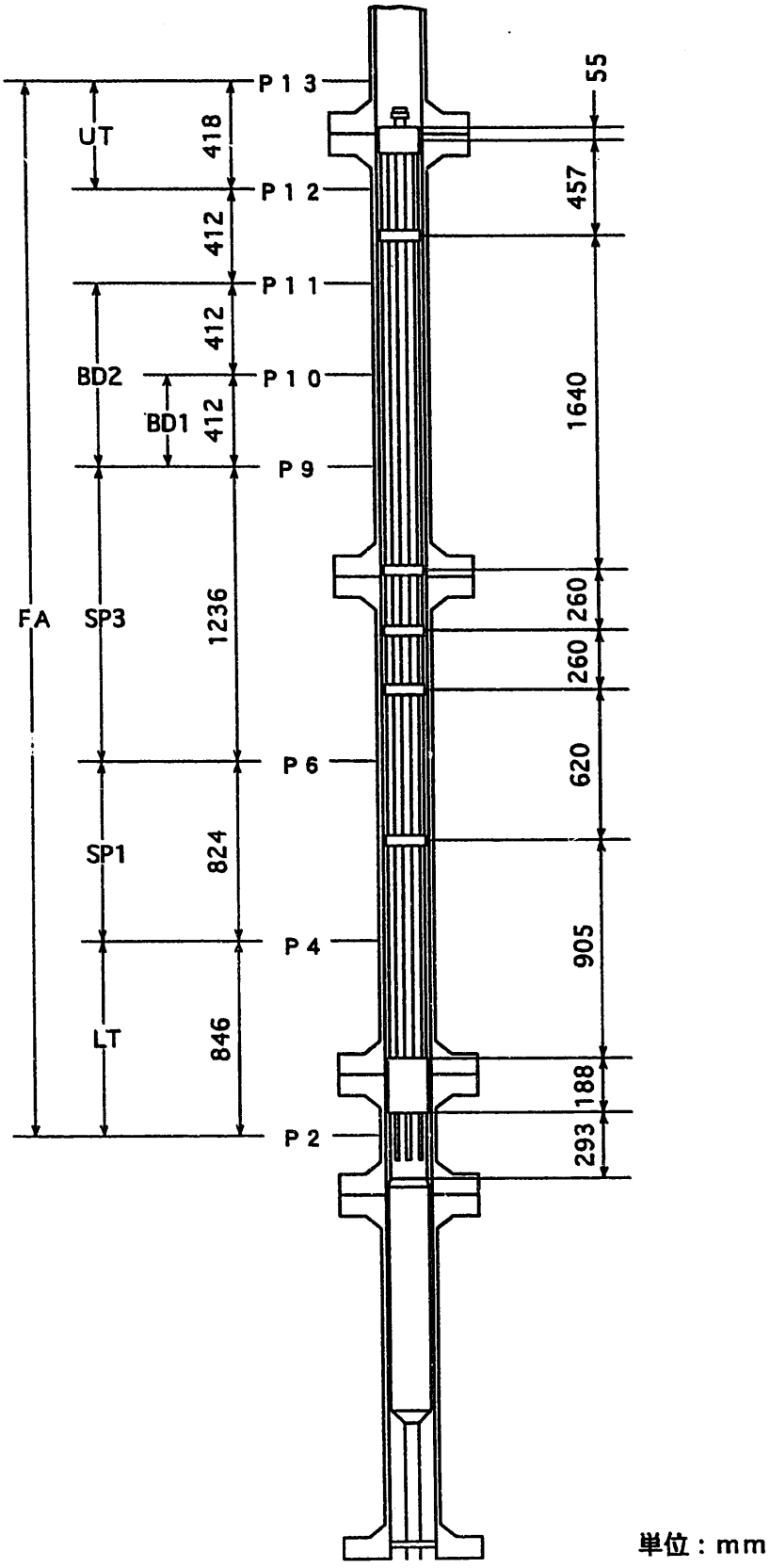



図4.6－1　圧力損失測定用テスト部及び計測系

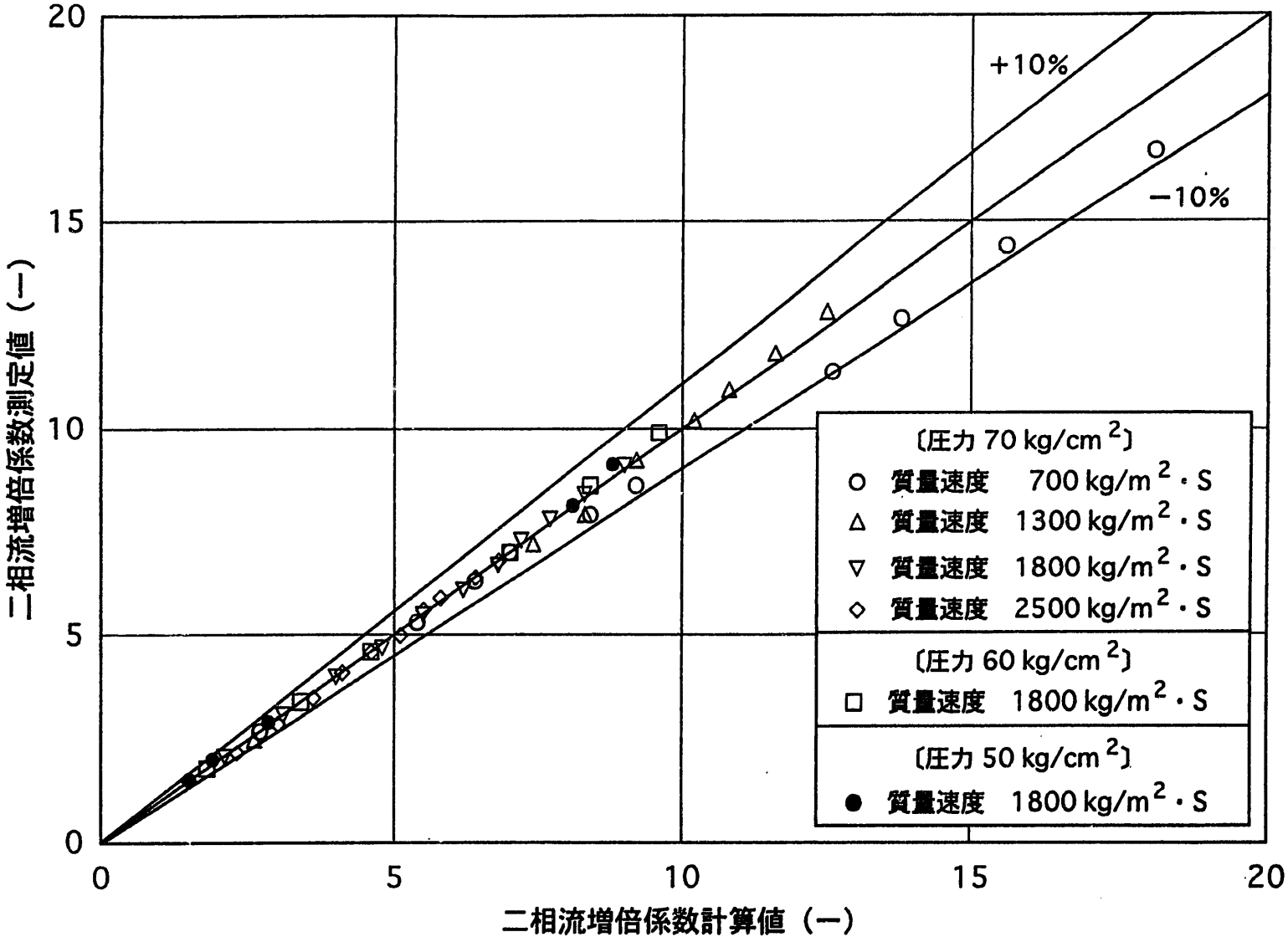



図4.6−2　燃料集合体二相流増倍係数の計算値と測定値
（スペーサ５枚組込み燃料集合体）

資料2

# 新型転換炉ふげん発電所

# 高燃焼度MOX燃料の燃料設計手法について

平成　年　月

動力炉・核燃料開発事業団

# 目 次

1. 新燃料設計手法 .....1
1.1 はじめに .....1
1.2 新燃料設計手法の概要 .....1
1.3 統計的評価方法 .....3
1.4 被覆管許容応力基準 .....7

2. 設計コードについて .....9
2.1 ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲコード（燃料棒熱・機械挙動評価） .....9
2.2 ＳＴＲＥＳＳ－Ⅱコード（被覆管応力評価） .....41

3. 参考文献 .....44

# 1. 新燃料設計手法

## 1.1 はじめに

現行のＡＴＲ燃料設計手法は、長年に亘り「ふげん」燃料設計に適用されてきた実績があり、また、多くの照射試験結果によりその信頼性が確認されている。しかしながら、現行の燃料設計手法は保守的な基準及び評価方法に基づくものであるため、設計において過度の余裕が見込まれる場合や燃料棒の設計改良の効果が十分に評価されない場合も考えられる。

一方、軽水炉燃料の設計評価においては統計的評価方法等を採用しており[1)]、これらの動向も踏まえ、ＡＴＲ燃料の高燃焼度領域における燃料の設計に際しては、最近の知見を反映し、燃料棒の熱的・機械的挙動をより精度良く予測できるコードを用いた評価方法及び合理的な設計基準を採用することとしている。

## 1.2 新燃料設計手法の概要

燃料は、原子炉内における使用期間中に生じ得る種々の因子を考慮しても，その健全性を失うことがない設計であることが要求される。この観点から、新燃料設計手法においては、燃料材料、使用温度、圧力条件、照射効果を考慮し、燃料棒の破損及び過度の寸法変化を生じさせないようにするという設計方針に基づき、次の設計基準を設けている。

1) 被覆管の円周方向平均塑性歪が１％以下であること。
2) ペレットの最高温度は融点未満であること。
3) 被覆管に発生する応力は許容応力以下であること。
4) 被覆管の疲労累積損傷率が1未満であること。

新燃料設計手法の現行設計手法からの変更点の概要は下記のとおりである。

(1) 燃料棒熱・機械設計コードの変更

現在までの燃料棒熱・機械設計コード（「ＡＴＦＵＥＬ」コード）は、簡易モデルを用いて、燃料棒挙動を保守的に評価していた。

新燃料棒熱・機械設計コード（「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コード）[2)]は、燃料棒の照射挙動に関する最近の知見に基づいたモデルにより、計算結果が現実の事象をより良く予測するよう構成されている。

(2) 燃料棒設計評価方法の変更

現在までの燃料棒設計評価方法については、結果が保守的になるように各々の入

力条件を決定論的に仮定し、被覆管の機械的健全性を確認する方法を用いていた。

新燃料設計評価方法においては、新燃料棒熱・機械設計コード（「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コード）を導入し、以下のとおり統計的な評価を行う。

燃料棒の熱・機械設計は、下表に示すように、燃料仕様等の入力値の統計的分布を考慮し、感度解析法及び誤差伝播理論に基づき燃料棒特性の統計的分布を評価する。

| | 新熱・機械設計評価方法 | 現行熱・機械設計評価方法 |
|---|---|---|
| 前提条件 | 入力の統計的分布等が考慮され、感度解析法及び誤差伝播理論により評価する。 | 入力の統計的分布は考慮されず、保守的結果を与える入力の組み合わせで評価する。 |
| 評価結果 | 統計的分布 | 上限（下限） |

被覆管の応力評価及び疲労評価では、燃料仕様等の入力値の統計的分布及び統計的に評価された燃料棒特性を基にモンテカルロ法により応力設計比（=発生応力／許容応力）の統計分布を評価する。下表に応力評価及び疲労評価の主たる変更点を示す。

| | 新応力評価・疲労評価方法 | 現行応力評価・疲労評価方法 |
|---|---|---|
| 応力評価・許容応力 | せん断歪エネルギー説<br>・一次応力　：　降伏応力<br>・一次応力＋二次応力　：　引張強さ | 最大せん断応力説<br>・ASME Sec.Ⅲに準拠 |
| 評価値 | 確率上限値 | 上限値 |

## 1.3 統計的評価方法

燃料設計評価では、各々の入力条件を決定論的に仮定して評価する従来の評価方法を変更し、統計的評価方法により燃料被覆管の歪、応力設計比及び疲労累積損傷率を評価する。図1-1に統計的評価方法の概略を示す。

(1) 燃料棒熱・機械設計評価

燃料棒熱・機械設計評価では、被覆管の円周方向塑性歪、燃料中心温度、被覆管温度、内圧等の燃料棒特性を評価する。

本評価では、炉心内の全ての燃料棒が経験する出力履歴を包絡でき、かつこれに余裕を見た出力履歴が設計用出力履歴として仮定した上で、燃料棒仕様、炉心条件等の統計的分布や設計コードの予測の不確かさが考慮された統計的評価方法（感度解析法及び誤差伝播理論に基づく）を用いる。以下に燃料棒特性の評価方法を示す。

まず、以下に示す燃料棒熱・機械設計コード「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」の入力変数（X1，X2，・・・，，Xi，・・・，Xn）の全ての値を公称値$\dot{X}i$とすることにより、燃料棒特性の公称値$\dot{Y}$を得る。なお、入力変数の統計的分布は製造実績、実機運転実績データ等に基づいて定めた値を用いる。

- コードの予測の不確かさ
- 冷却材圧力
- ペレット－被覆管ギャップ
- 被覆管肉厚
- 燃料有効長
- プレナム体積
- ペレット密度
- ペレット焼きしまり
- 初期封入圧
- クラッド付着速度
- 酸化膜生成速度
- プルトニウム濃度
- ガドリニア濃度

燃料棒特性の標準偏差σyは、個々の入力変数が単独に公称値$\dot{X}i$から$\Delta Xi$だけ変化したときの燃料棒特性の公称値$\dot{Y}$からの変化$\Delta Y$より誤差伝播理論に基づき下式で計算する。

$$\sigma y^2 = \sum_{i=1}^{n} (\Delta Y / \Delta Xi)^2 \cdot \sigma xi^2$$

ここで、$\Delta Y / \Delta Xi$ ：燃料棒特性Yの入力変数Xiに対する感度

$\sigma xi$ ：入力変数Xiの標準偏差

この方法により、１％塑性歪相当出力の95％確率下限値を評価し、その出力が運転時の異常な過渡変化時の最大過出力以上であることを確認する。また、被覆管応力評価時の入力条件となる被覆管温度、燃料棒内圧の統計的分布を評価する。

(2) 被覆管応力評価

燃料棒被覆管の応力評価は、プラント側条件、使用材料の性質等を考慮して、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時においても燃料棒が機械設計基準を満たすことを確認する。評価は、スペーサ間、スペーサ部及び端栓連結部について行う。

本評価では、モンテカルロ法により応力設計比の統計的分布を評価する。種々の原因によって被覆管に発生する応力計算では、弾性解析により三軸方向（軸方向、円周方向、径方向）の応力を算出し、それらよりせん断歪エネルギー説に基づき相当応力を評価する。

また、応力計算に用いる統計的入力変数は、以下のとおりである。これらの統計的入力変数は燃料棒特性評価結果，製造実績，実機運転実績データ等に基づいて定めた値を用いる。

- 被覆管外面温度
- 被覆管内面温度
- 燃料棒内圧
- 冷却材圧力
- 被覆管内径
- 被覆管肉厚
- 被覆管楕円度
- 酸化による被覆管減肉
- スペーサ保持力
- 降伏応力（Sy）
- 引張強さ（Su）

ここで、モンテカルロ法では、各入力変数の統計分布に従う乱数からサンプリングを行い、この値を用いて相当応力及び許容応力を算出し、１つの応力設計比を求

める。これを繰り返すことにより応力設計比の統計的分布を求め、応力設計比の95％確率上限値が１以下であることを確認する。

また、端栓連結部については、形状が複雑なことから有限要素法（FEM）による応力評価を行い、計算された相当応力が許容応力以下であることを決定論的に確認する。

(3) 被覆管疲労評価

燃料棒被覆管の疲労評価は，燃料集合体が原子炉に装荷されてから取出されるまでの間の出力変動及び圧力変動によって被覆管に加わる繰返し応力を求め，予想サイクル数と許容サイクル数の比の累積として表わされる累積損傷率を計算し，これが，１未満であることを確認する。

燃料棒のスペーサ間及びスペーサ部の疲労評価に際しては，応力評価と同様にモンテカルロ法による統計的な評価を行う。疲労評価では応力として，下記の項目を考慮している。端栓連結部については，形状が複雑なことからＦＥＭによる評価を行う。

－ 内外圧差による応力
－ 被覆管楕円度による応力
－ 被覆管径方向温度勾配による応力
－ 被覆管周方向温度差による応力
－ 端栓部圧力不連続による応力
－ 端栓部温度不連続による応力
－ ＰＣＭＩによる応力

燃料棒のスペーサ間及びスペーサ部の疲労計算では，それぞれの運転モードについて，モンテカルロ法による評価から得られた交番応力の統計的分布から95％確率上限値を，また，端栓連結部の疲労計算では，ＦＥＭから得られた応力から交番応力を計算する。応力評価と同様に，交番応力はせん断歪エネルギー説に基づいて算出される。ここで得られた交番応力から，それに対応する許容サイクル数Ｎ１，Ｎ２・・・を設計疲労曲線から求め，これらの値に対する各運転モードごとの予測サイクル数ｎ1，ｎ2・・・との比の値の積算から累積損傷率Σni／Niを求める。

設計疲労曲線には，照射したジルカロイ－２材に関するO'Donnell及びLangerによって与えられた設計疲労曲線を使用している。

この設計疲労曲線は，実測データに対して試料寸法，表面状況，環境等の影響及びデータのばらつきを十分補償できるように，交番応力については実測値の１／２，サイクル数については実測値の1/20とし，両方を満足するように作成されている。

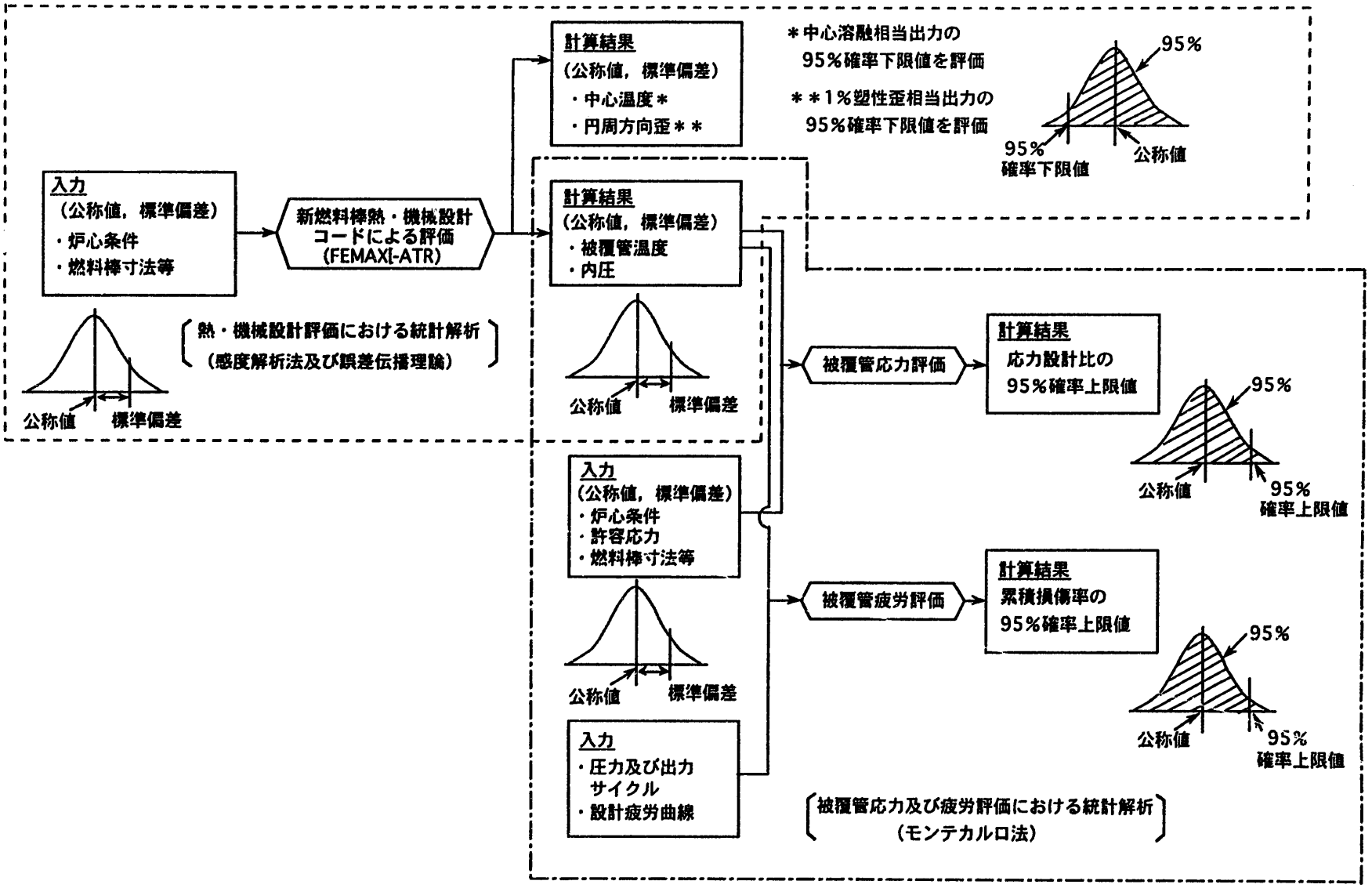

入力
（公称値，標準偏差）
・炉心条件
・燃料棒寸法等
新燃料棒熱・機械設計コードによる評価（FEMAXI-ATR）
計算結果
（公称値，標準偏差）
・中心温度＊
・円周方向歪＊＊
＊中心溶融相当出力の95%確率下限値を評価
＊＊1%塑性歪相当出力の95%確率下限値を評価
95%
95%確率下限値
公称値
熱・機械設計評価における統計解析
（感度解析法及び誤差伝播理論）
公称値
標準偏差
計算結果
（公称値，標準偏差）
・被覆管温度
・内圧
公称値
標準偏差
被覆管応力評価
計算結果
応力設計比の95%確率上限値
95%
公称値
95%確率上限値
入力
（公称値，標準偏差）
・炉心条件
・許容応力
・燃料棒寸法等
公称値
標準偏差
被覆管疲労評価
計算結果
累積損傷率の95%確率上限値
95%
公称値
95%確率上限値
入力
・圧力及び出力サイクル
・設計疲労曲線
被覆管応力及び疲労評価における統計解析
（モンテカルロ法）

図1－1　統計的評価方法

## 1.4 被覆管許容応力基準

現在までの燃料被覆管の許容応力基準は、原子炉圧力容器の許容応力基準であるASMESec.Ⅲに準拠した基準が適用されてきたが、新手法においては、せん断歪エネルギー説に基づき求められた相当応力について一次応力に対して降伏応力、一次応力＋二次応力に対して引張強さを許容応力とする。下表に従来許容応力基準と新許容応力基準を示す。

従 来 許 容 応 力 基 準

| 応力の種類 | 許容応力<br>(通常時及び過渡時) |
|---|---|
| 一次膜応力 (Pm) | 2/3Sy , 1/2Su の小さい方 |
| 一次膜応力 (Pm＋Pl) | Sy , 3/4Su の小さい方 |
| 一次膜応力＋一次曲げ応力 (Pm＋Pl＋Pb) | Sy , 3/4Su の小さい方 |
| 一次応力＋二次応力 (Pm＋Pl＋Pb＋Q) | 2Sy , 3/2Su の小さい方 |

Pm：一般一次膜応力、Pl：局部一次膜応力、Pb：一次曲げ応力、Q：二次応力

Sy：降伏応力、Su：引張強さ

(応力評価は最大せん断応力説に基づき行われる)

新 許 容 応 力 基 準

| 応力の分類 | 許容応力<br>(通常時及び過渡時) |
|---|---|
| 一次応力 | Sy |
| 一次応力＋二次応力 | Su |

Sy：降伏応力、Su：引張強さ

(応力評価はせん断歪エネルギー説に基づき行われる)

新設計手法において用いる相当応力による評価は、せん断歪エネルギー説に基づく評価が一般的に実現象に良く合致することに基づいている。

また、許容応力については、燃料棒の設計方針に対応して、

① 燃料棒が過度の寸法変化を引き起こすことを防止する観点から、一次応力に対して降伏しないこと。

② 破損防止の観点から、一次応力＋二次応力に対して引張強さを超えないこと。

を限界とする。

この考え方は、従来の燃料棒設計評価方法が、応力分類に対応した安全係数をとることによって設計上の裕度を見込んでいたが、新燃料棒設計評価方法においては、燃料棒の予測精度の定量的評価が可能になったことから統計的評価によって裕度が評価できることに基づいている。

# 2. 設計コードについて

## 2.1 ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲコード（燃料棒熱・機械挙動評価）

### (1) コードの概要

ＡＴＲ燃料の燃料設計においては、ＭＯＸ燃料棒の熱的・機械的挙動を精度良く予測する必要がある。「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードは、日本原子力研究所が開発した「ＦＥＭＡＸＩ－Ⅲ」コード[3]（ウラン燃料棒照射挙動解析コード）を母体とし、ＭＯＸ燃料棒の照射挙動を解析できるように理論的データ及び「ふげん」等の照射試験データを基にＭＯＸ燃料特有の燃料物性モデル及び燃料照射挙動モデルを組み込んでいる。ここで、ＭＯＸ燃料とウラン燃料の差異は、$UO_2$中に少量の$PuO_2$が添加されていることであるが、$PuO_2$の結晶構造は$UO_2$と同じ蛍石型の面心立方格子でありＰｕ原子がＵ原子に置き変わる形で固溶するため、Ｐｕの含有に伴いＭＯＸペレットの物性は連続的に変化するモデルとした。

なお、「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードの計算幾何学的体系及び計算フローを図2.1-1及び図2.1-2に示す。「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードは、軸方向に分割した各ノードについて、燃焼履歴に沿って各計算時点毎に熱・機械計算を行っている。また、ペレットはリング状に10ノードに分割し、種々の物性値は各リング毎に求められた平均温度に応じた値を用いる。

### (2) 物性モデル及び照射挙動モデル

Ｐｕを含有するペレットの主要な物性はこれまでの研究等により把握されており、また、ＭＯＸペレットの照射挙動についても種々の照射後試験により、確認されている。本コードに組み込んだ物性値及び照射挙動モデルのうち、$UO_2$をベースとしＰｕ濃度依存性を考慮したものは、ペレットに係わるモデルとしては、融点、熱伝導度、熱膨張係数、ヤング率、ポアソン比、クリープ速度、また、照射挙動に係わるモデルとしては、ペレット内径方向出力分布、He放出率、Xe／Kr比である。なお、ＦＰガス放出率モデルについては、$UO_2$燃料とＭＯＸ燃料で有為な差が見られないことから同一モデルとした。表2.1-1にＰｕ含有による影響の計算コードでの取り扱いをまとめて示す。表には参考として、プルサーマル燃料設計コードに取り入れている項目[4),5)]についても併せて示す。

以下に、各モデルについて示す。

#### ① 融　点

図2.1-3に格子定数の測定結果[6)]を示すが、格子定数はVegardの法則に従い、

組成に対して直線的に変化し、このことからも$UO_2$と$PuO_2$が完全固溶することが分かる。

$PuO_2$の融点は$UO_2$より低く、$UO_2$と$PuO_2$が完全固溶することからMOX燃料の融点は$PuO_2$の増加に伴い連続的に低下する。図2.1-4にW.L.Lyon等[7]の測定値と設計線を併せて示す。設計線は、固相線よりも保守側の値とした。また、照射による融点の低下については、照射による影響はほとんどない[8]との報告もあるが、設計ではChristenen等のデータ[9]を用い$UO_2$燃料と同じ低下割合（-32℃／10GWd/t）を採用した。

② 熱伝導度

ペレットの熱伝導は、主に低温側では格子振動、高温側では輻射及び電子に起因しており、$UO_2$に$PuO_2$が添加された場合、Puが不純物として格子振動に影響を与える。$PuO_2$の熱伝導度は、$UO_2$の熱伝導度を示すLyonsの式をベースにGibbyの測定データ（図2.1-5）[10]を基に$PuO_2$添加による低下を考慮している。図2.1-6に各$PuO_2$濃度に対応した熱伝導度の温度依存性を示す。また、照射に伴いペレット内部にポロシティ、又はクラックが多数発生し熱伝導度は低下することから、本設計では照射による熱伝導度の低下を下式のように考慮している。図2.1-7に熱伝導度の燃焼度依存性を示す。

$$k = k_0 / (1 + f \cdot Bu)$$

ここで、$k_0$ は$UO_2$、$UO_2$-$Gd_2O_3$、$PuO_2$燃料それぞれの熱伝導度、fは定数、Buは燃焼度、である。

③ FPガス放出率

図2.1-8に本コードに組み込んだFPガス放出率の燃焼度依存性及び温度依存性を示す。FPガス放出率は、Vitanzaモデル[11]に燃焼度に依存する加速項を加えたモデルとした。加速項の追加については、図2.1-9に示す照射試験データ[12]からも妥当であることが分かる。本コードのモデル及び照射試験データともに、燃焼度約20GWd/tからFPガス放出率の加速が始まる傾向にある。なお、FPガス放出率モデルについては、従来の$UO_2$燃料のデータベースに加え多くのMOX燃料の照射後試験データを基に設定しており、その妥当性は後述の検証結果で確認した。

④ He放出率

MOX燃料の照射中におけるHe放出量は、He放出量＝He生成量×He放出率、により求める。ここで、MOX燃料のHe生成量は、$UO_2$燃料と比べ、Pu濃度に依存する超ウラン元素のα崩壊に起因する生成量の増加を考慮する必要があり、

核種生成・消滅計算コードにより計算した値を用いる。図2.1-10に本コードに組み込んだ燃焼に伴うHe生成量の変化を初期Pu濃度をパラメータとして示す。燃焼度が大きくなるに従い、また、初期Pu濃度が大きくなるに従いHe生成量は大きくなるモデルとしている。

図2.1-11はHe放出率とＦＰガス放出率の関係[13] を示したものである。Heの放出率には大きなばらつきがあるものの、He放出率とＦＰガス放出率は相関が見られる。これは、Heの放出機構はＦＰガスと同様に主に拡散によるものであり、He放出率がＦＰガス放出率の放出率よりも大きい主な原因は、Heの拡散速度がＦＰガス（Xe、Kr）よりも大きいためと考えられる。本コードでは、He放出率はＦＰガス放出率の関数としている。

なお、Heガス放出率モデルについては、従来の$UO_2$燃料のデータベースに加え多くのＭＯＸ燃料の照射後試験データを基に設定しており、その妥当性は後述の検証結果で確認している。

⑤ ペレット内径方向出力分布

ペレット内径方向出力分布は、ペレットを円筒メッシュに分割し、初期の$PuO_2$濃度をベースとし、燃焼度解析により求めた出力分布を燃焼度の関数として求める。図2.1-12にペレット内径方向出力分布を示す。寿命初期において、出力分布は、ペレット表面部で大きく、中心部で小さくなっている。燃焼が進むにつれ、燃料物質（$^{239}Pu$）が減少するが、その割合は出力の低い中心部で小さいため中心部の出力が相対的に増加する。なお、表面部に関しては、図2.1-13に示した燃料棒のペレット内$^{238}U$の捕獲反応分布評価例に示すように、$^{238}U$の捕獲反応による$^{239}Pu$の生成が顕著であり相対的に出力は高くなる。

また、図2.1-14に出力分布のＰｕ富化度依存性を示す。燃料であるPuの富化度が大きくなるに従いペレット中心と表面の出力分布の差は大きくなることがわかる。

⑥ Xe／Kr比

Xe及びKrは、燃料の核分裂により生成され、燃料棒自由空間に放出される。放出されたXe及びKrの熱伝導度は初期封入ガスであるHeより熱伝導度が小さいためペレット－被覆管ギャップの熱伝導度を小さくする。ここで、XeとKrの熱伝導度は異なるためXeとKrの生成比を評価する必要があり、設計では、種々の照射後試験結果等を基にXe／Kr比を設定しており、Pu濃度の増加に伴い増加するモデルとした。図2.1-15にXe／Kr比の$PuO_2$濃度依存性を示す。図には照射試験データも併せて示してある。

⑦ ヤング率（MATPRO-version 11ベース[14]）

図2.1-16に各$PuO_2$濃度に対するヤング率の温度依存性を示す。ヤング率は、$PuO_2$の増加によりわずかに増加する。$PuO_2$濃度20wt%において3wt%増加するとのデータから、設計では$PuO_2$濃度1wt%当たり0.15%増加するモデルとした。

⑧ ポアソン比（MATPRO-version 11ベース[14]）

図2.1-17にポアソン比の$PuO_2$濃度依存性を示す。$PuO_2$濃度20wt%において0.04低下するとのデータから、設計では$PuO_2$濃度1wt%当たり0.002低下するモデルとした。

⑨ 熱膨張係数（MATPRO-version 11ベース[14]）

図2.1-18に各$PuO_2$濃度に対する熱膨張係数の温度依存性を示す。熱膨張係数は、$PuO_2$の増加によりわずかに減少する。$UO_2$と100％$PuO_2$の式から各$PuO_2$に対応した熱膨張係数を重量補間により求めるモデルとした。

⑩ クリープ速度（MATPRO-version 11ベース[14]）

図2.1-19に各$PuO_2$濃度に対するクリープ速度の温度依存性を示す。クリープ速度は$UO_2$と$PuO_2$の式が示されており、本コードでは$PuO_2$式における$PuO_2$濃度の差によるクリープ速度の差を$UO_2$のクリープ速度に加算するモデルとした。

⑪ 焼きしまり、スエリング

図2.1-20にペレットの密度変化の燃焼度依存性を示す。図には設計線(0.25(ΔV／V％ / $10^{20}$fiss./㎤）も併せて示してある。図に示す通りＭＯＸペレットの密度変化は$UO_2$と同等であるため、焼きしまり、スエリング共、「ＦＥＭＡＸＩ－Ⅲ」コードのモデルをそのまま使用している。なお、図2.1-21は高燃焼度時における最近の照射試験データの密度変化の燃焼度依存性を示したものであり[15]、スエリング率は、約0.2（ΔV／V％ / $10^{20}$fiss./㎤）であり、本コードの設定値とほぼ同等である。

以上に示したように、ＭＯＸ燃料に関する種々の知見を取り入れた「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードにより、ＭＯＸ燃料の特徴を詳細に評価できるようになった。

表2.1－1　Pu含有による影響の計算コードでの取り込みの比較

| | FEMAXI-ATR (ATR) | PRIME＊ (BWR) | FPAC＊ (PWR) |
|---|---|---|---|
| (物性関係) | | | |
| 融点 | ○ | ○ | ○ |
| 熱伝導度 | ○ | ○ | ○ |
| 熱膨張係数 | ○ | ○ | ○ |
| ヤング率 | ○ | ○ | ○ |
| ポアソン比 | ○ | － | ○ |
| クリープ速度 | ○ | ○ | － |
| (照射挙動関係) | | | |
| ペレット内出力分布 | ○ | ○ | ○ |
| 焼きしまり | － | － | － |
| スエリング | － | － | － |
| FPガス放出率 | △ | ○ | ○ |
| Heガス放出率 | ○ | ○ | ○ |
| Ｘｅ／Ｋｒ比 | ○ | ○ | ○ |

○：Pu濃度依存モデル有
－：Pu濃度依存モデル無
△：MOX及びUO2燃料をベースにモデル化
＊：公開文献調査より

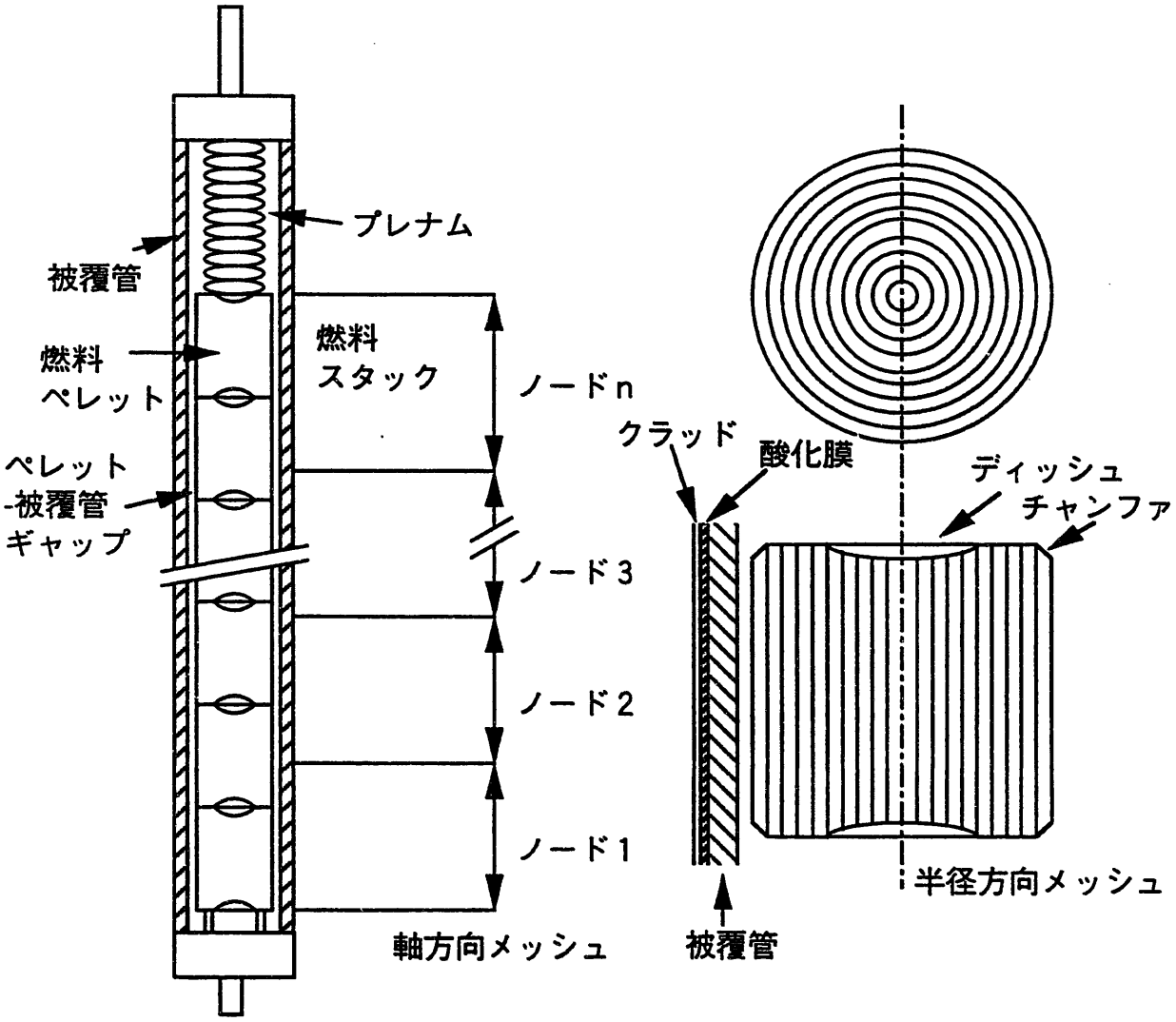



図2.1－1 「FEMAXI-ATR」コードに使用する燃料棒の幾何学的体系

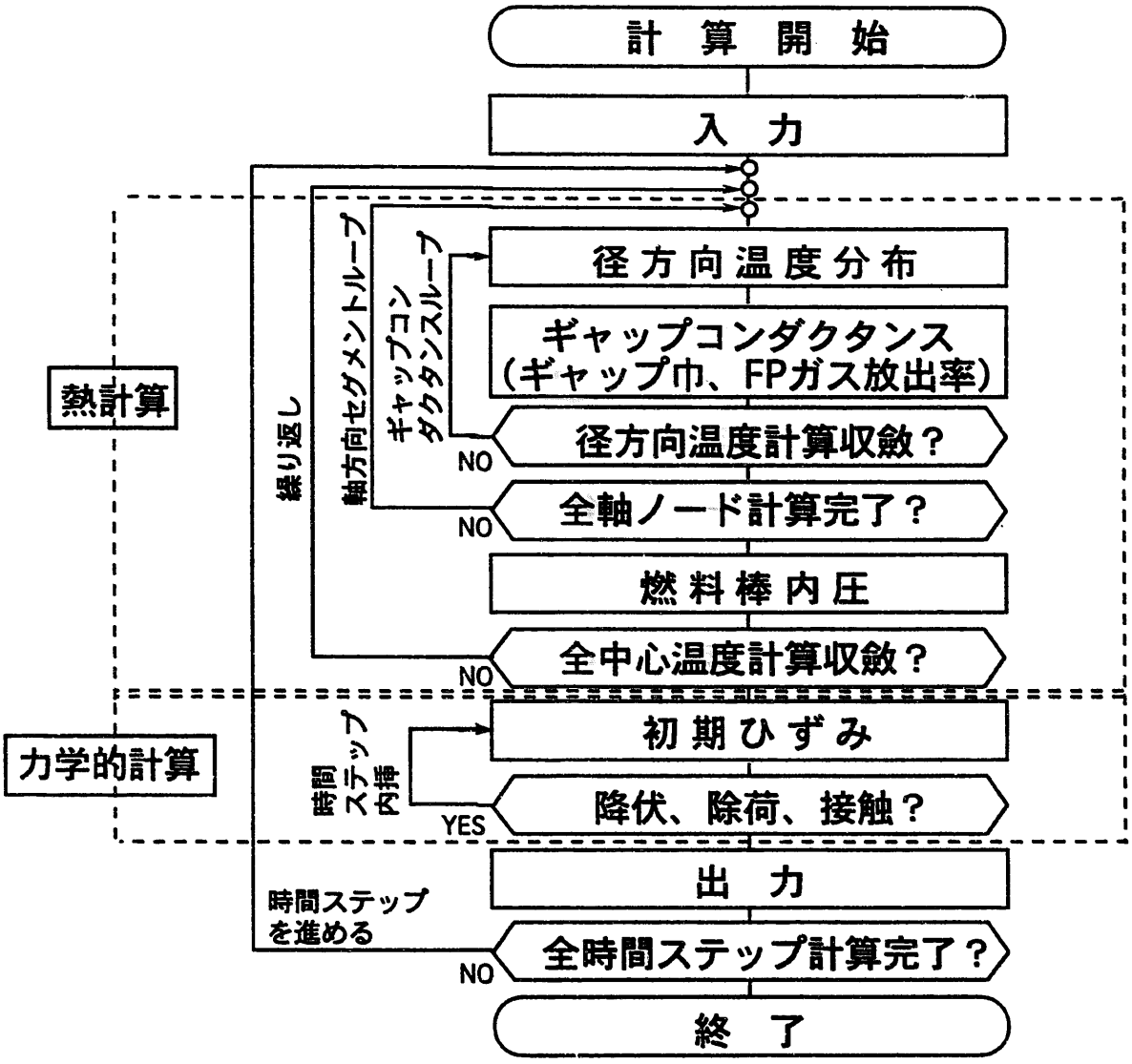



図2.1－2 「FEMAXI-ATR」コードの計算フローチャート

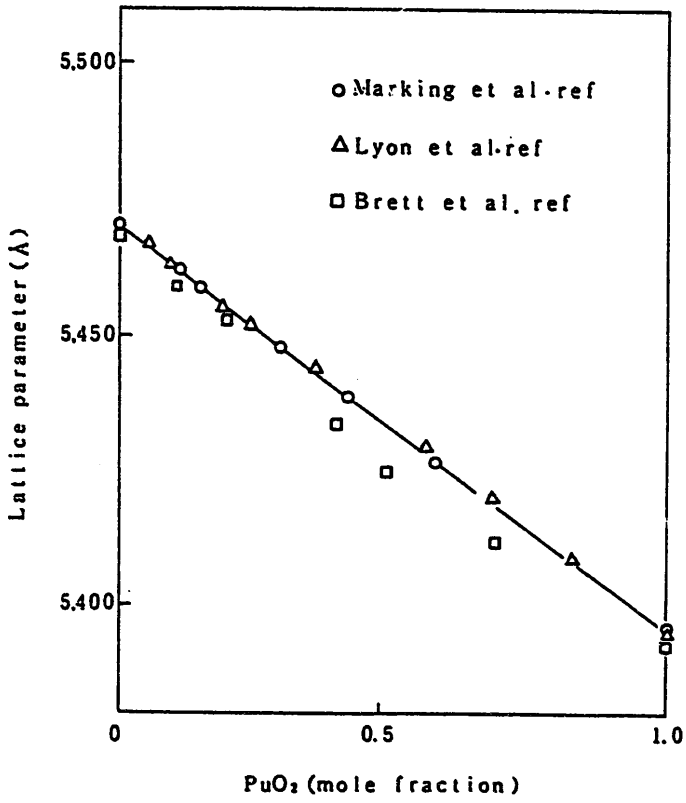



図2.1－3　格子定数のUO₂-PuO₂組成比依存性

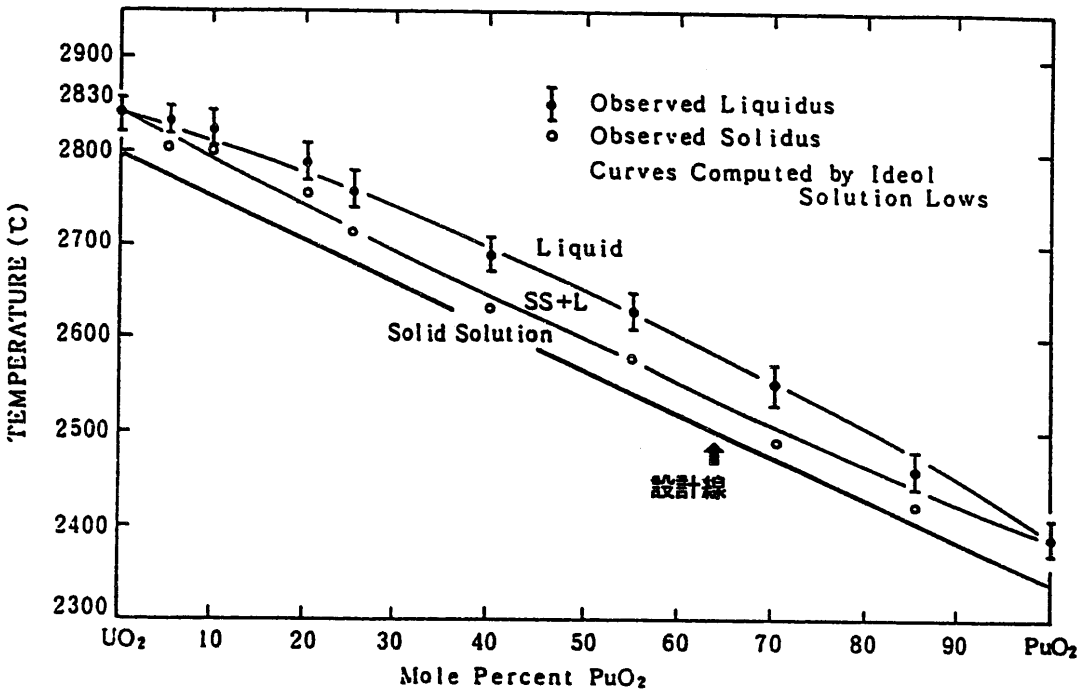



図2.1－4　MOX燃料の融点

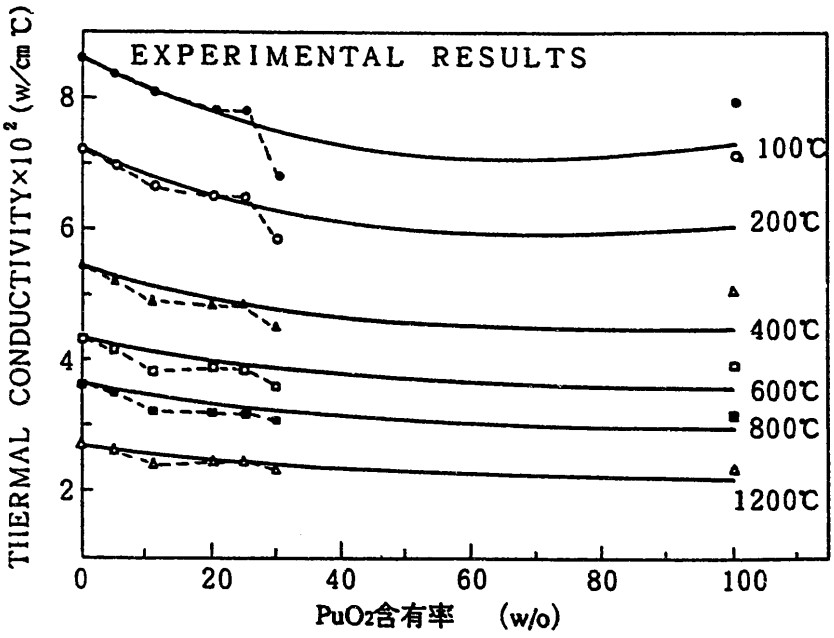



図2.1－5　熱伝導度の$PuO_2$含有率依存性

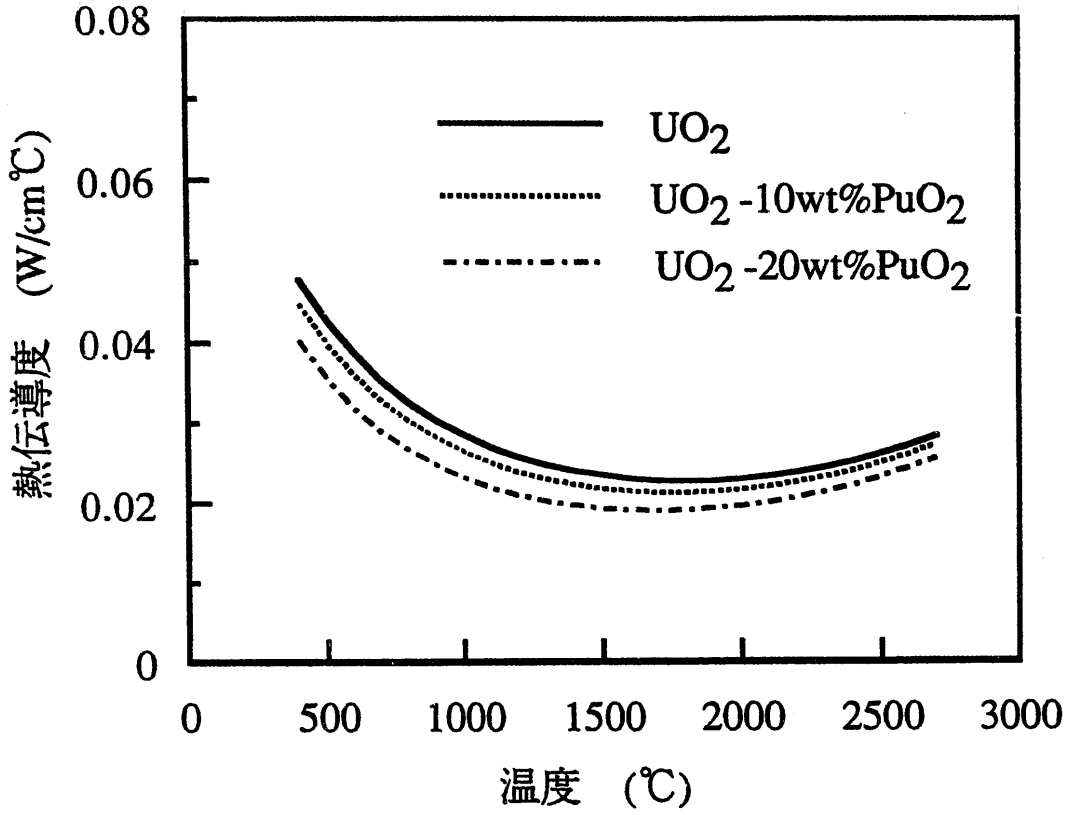



図2.1－6　ペレットの熱伝導度

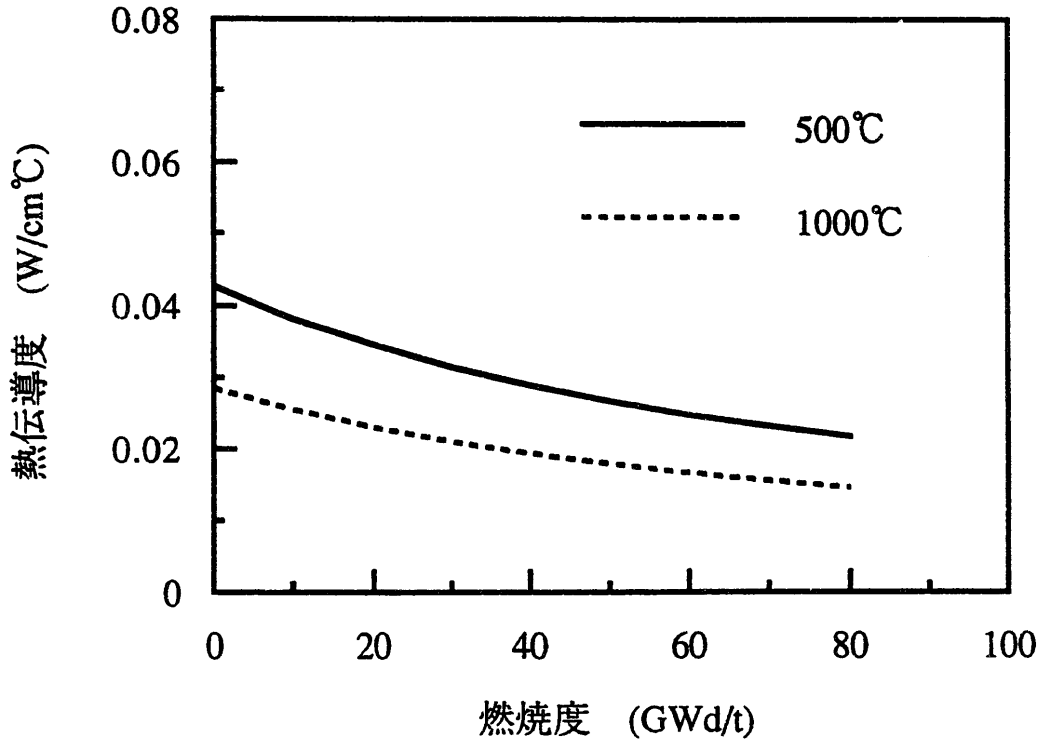



図2.1－7　熱伝導度の燃焼度依存性

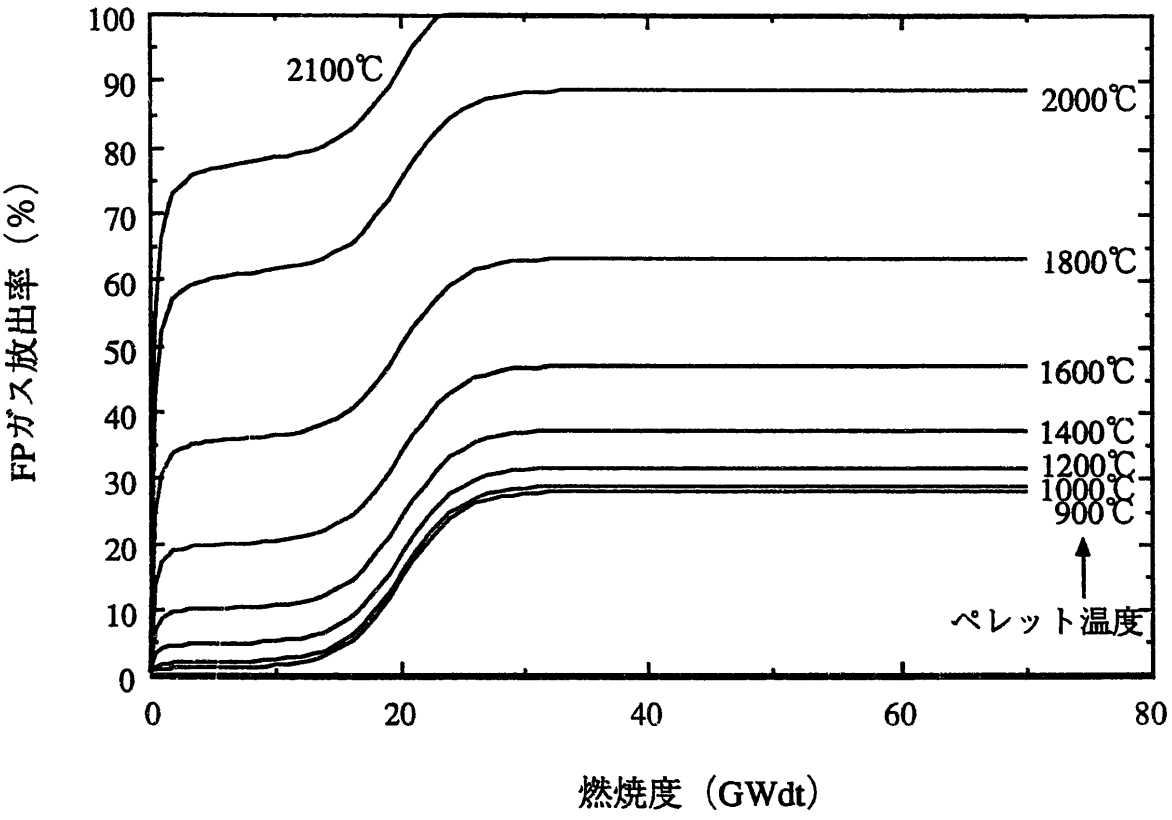



図2.1－8　FPガス放出率の燃焼度依存性

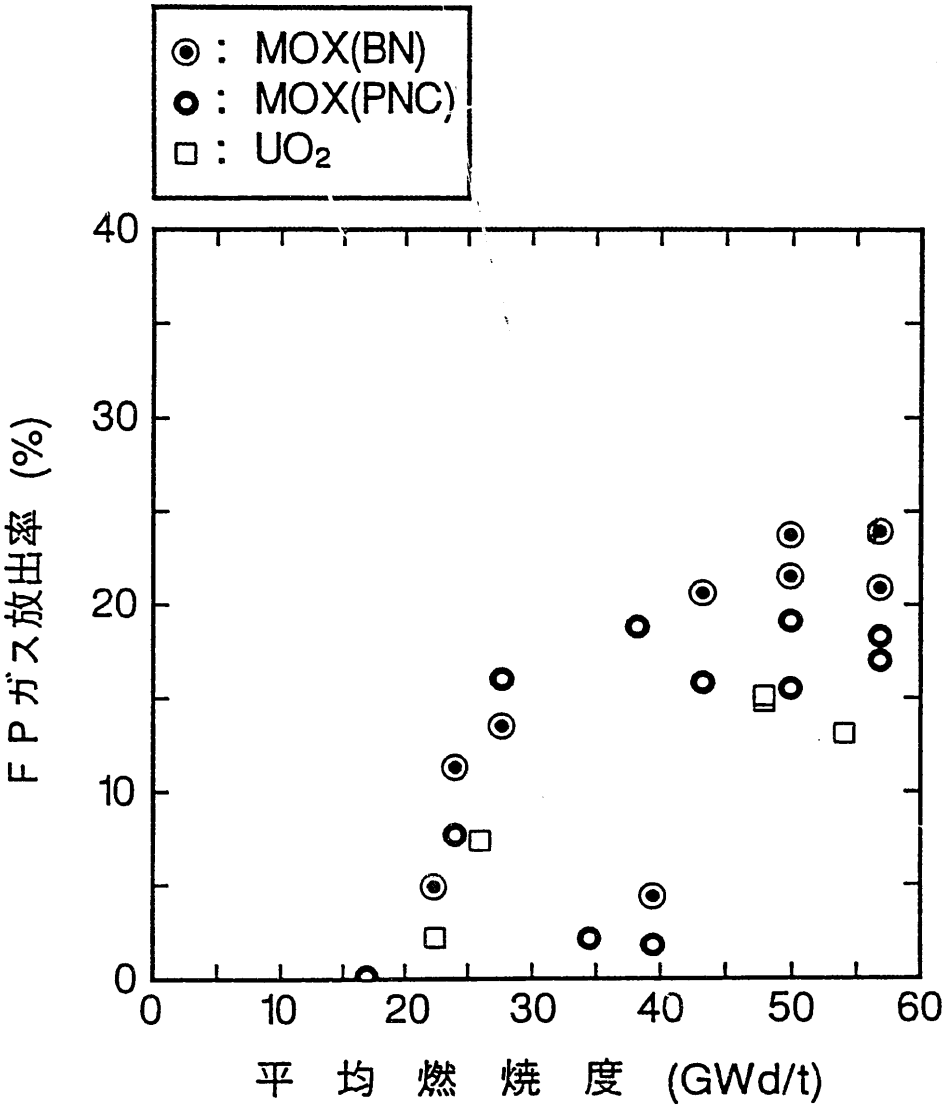



図2.1－9　FPガス放出率と燃焼度の関係

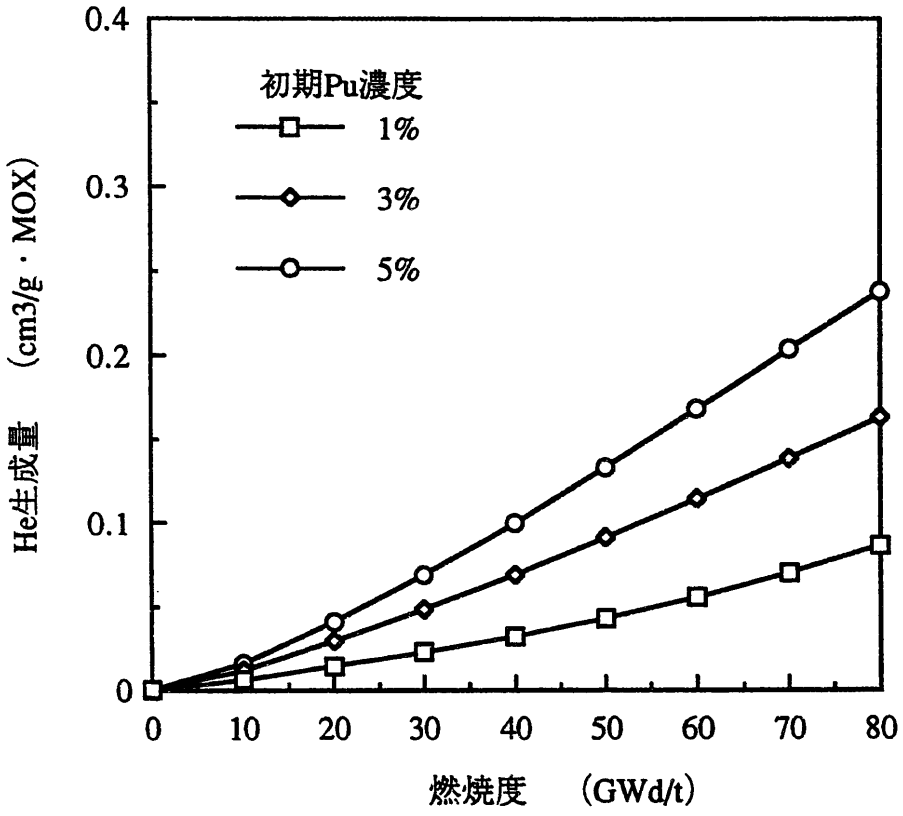



図2.1－10　燃焼に伴うHe生成量の変化

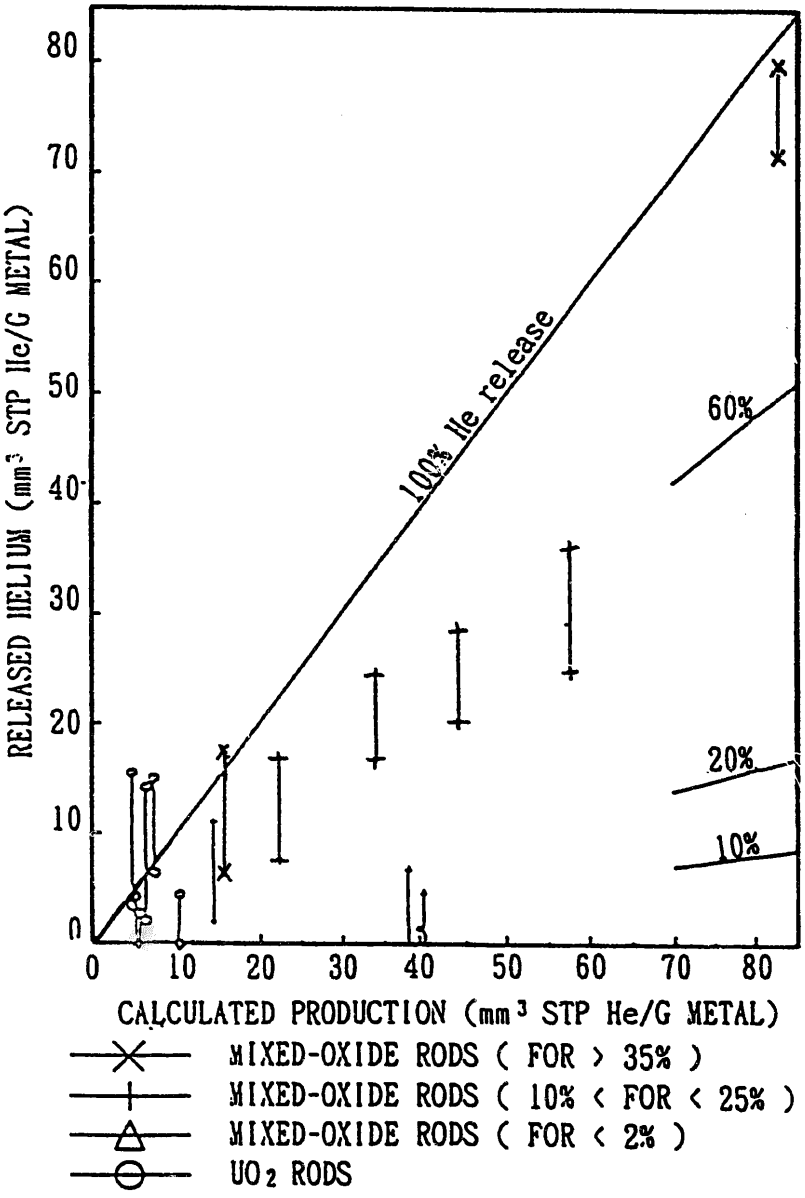



図2.1－11　He放出率とFPガス放出率の関係

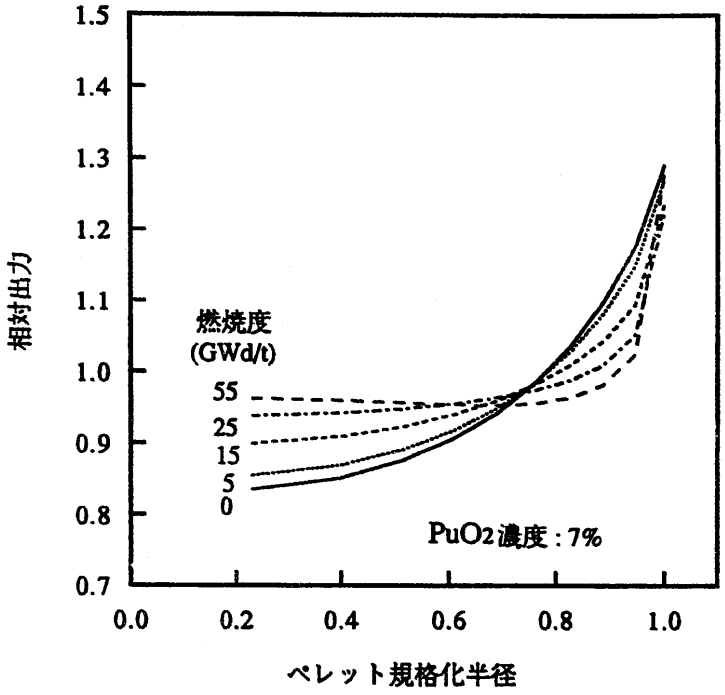



図2.1－12　ペレット内径方向出力分布

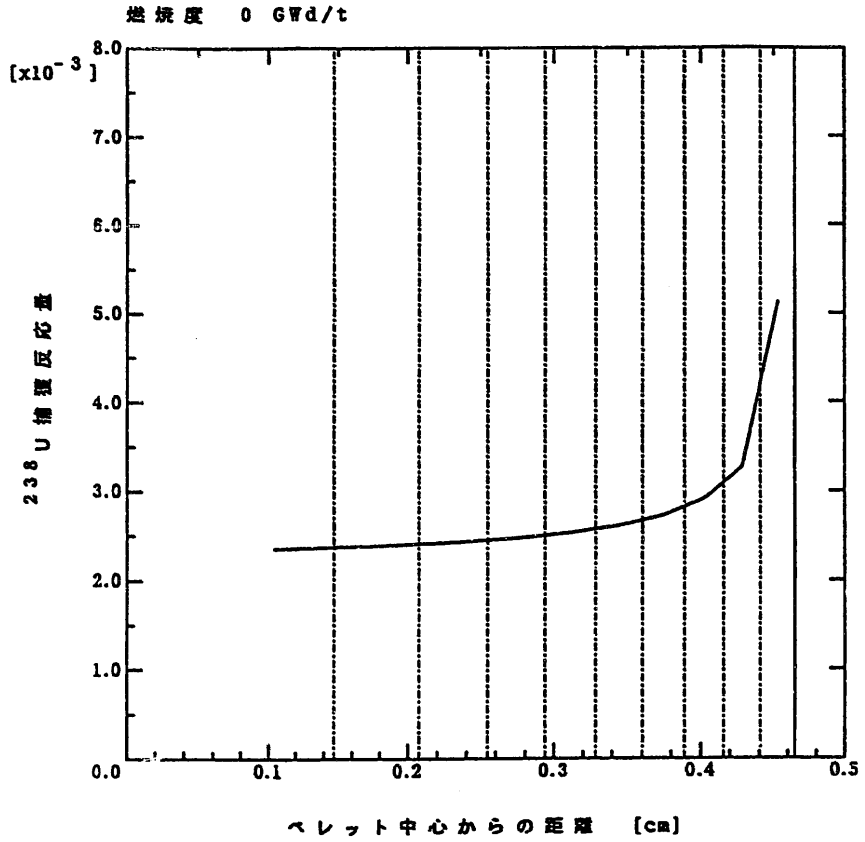



図2.1－13　ペレット内$^{238}$U捕獲反応量分布

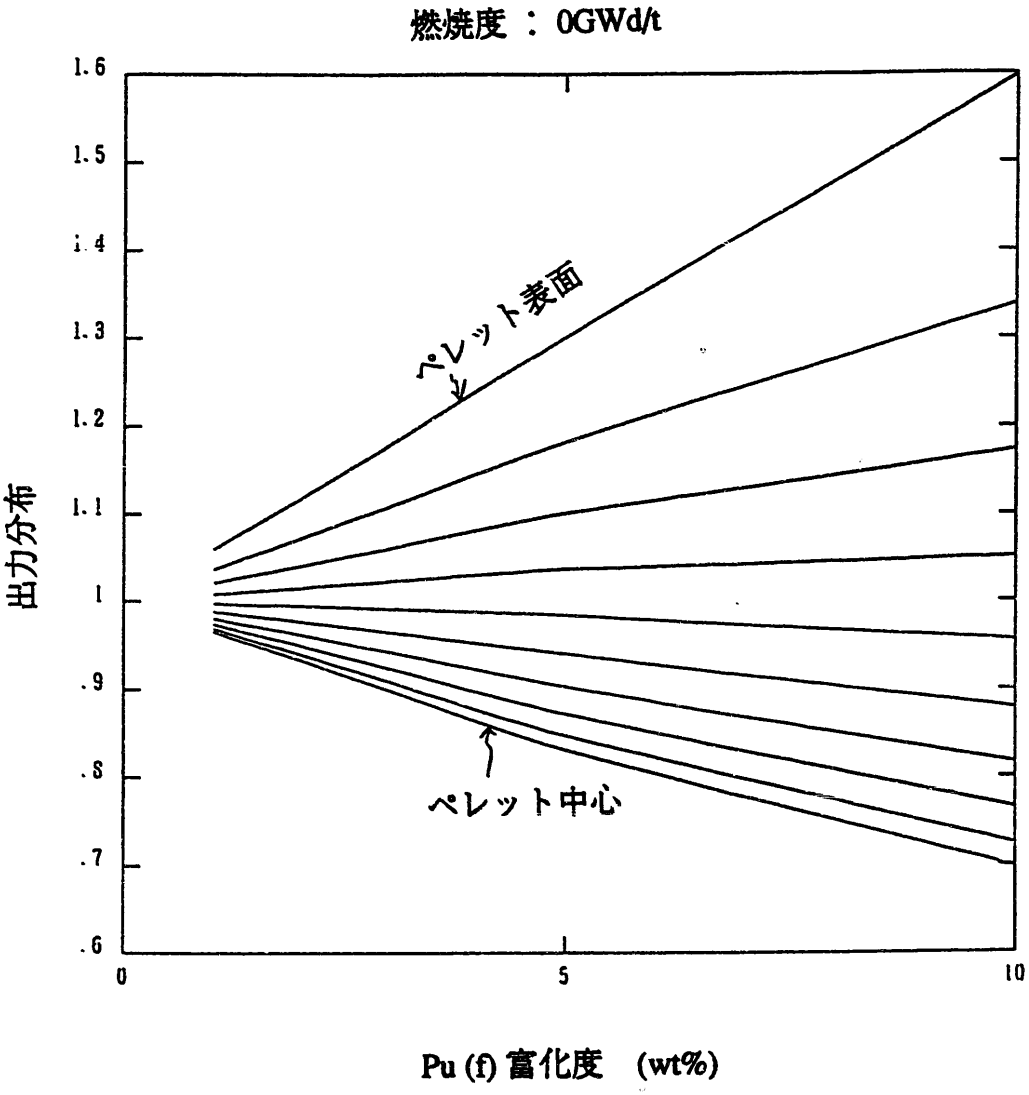



図2.1－14 ペレット内出力分布のPu（f）依存性

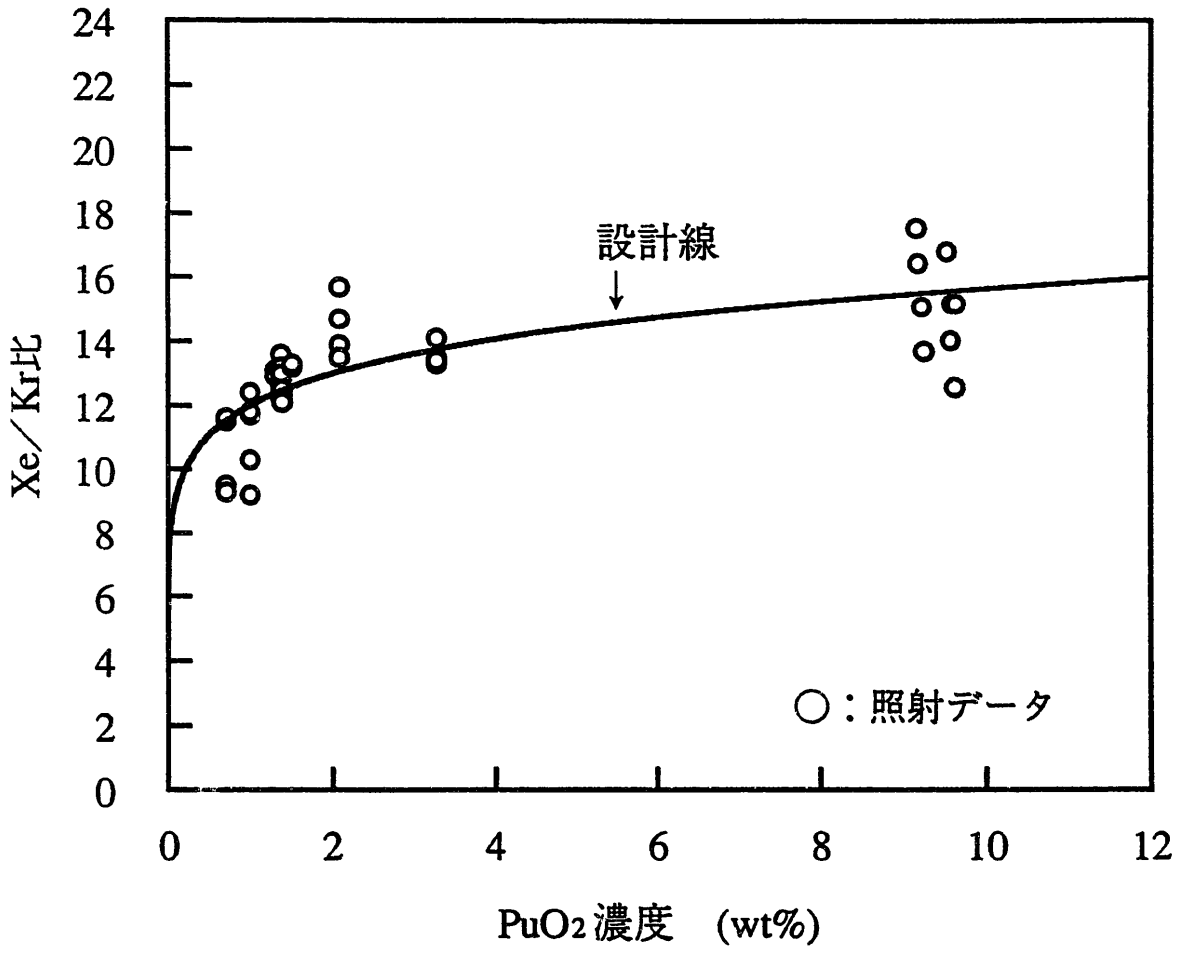



図2.1－15 Xe/Kr比のPuO2濃度依存性

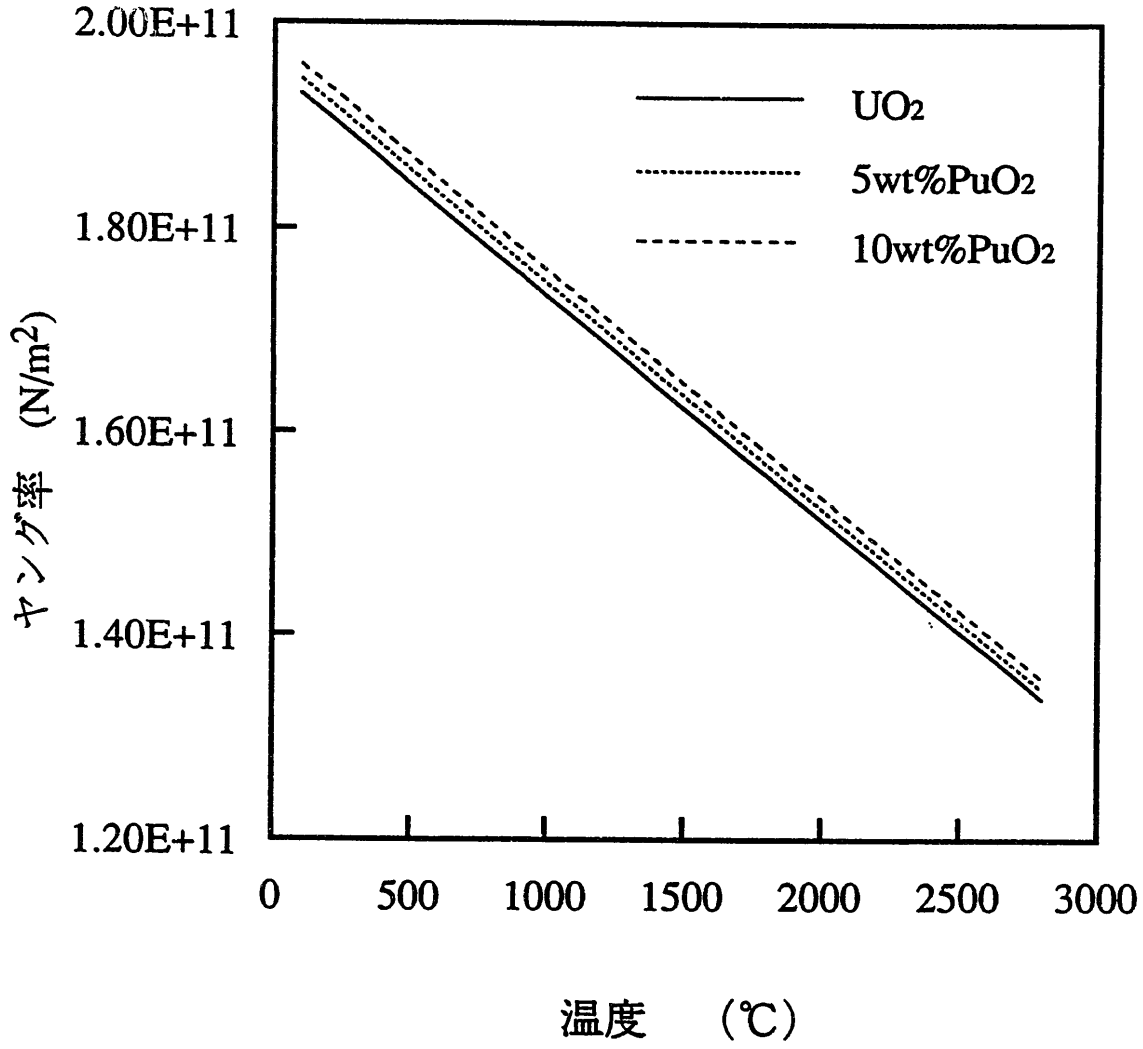



図2.1－16 ペレットヤング率

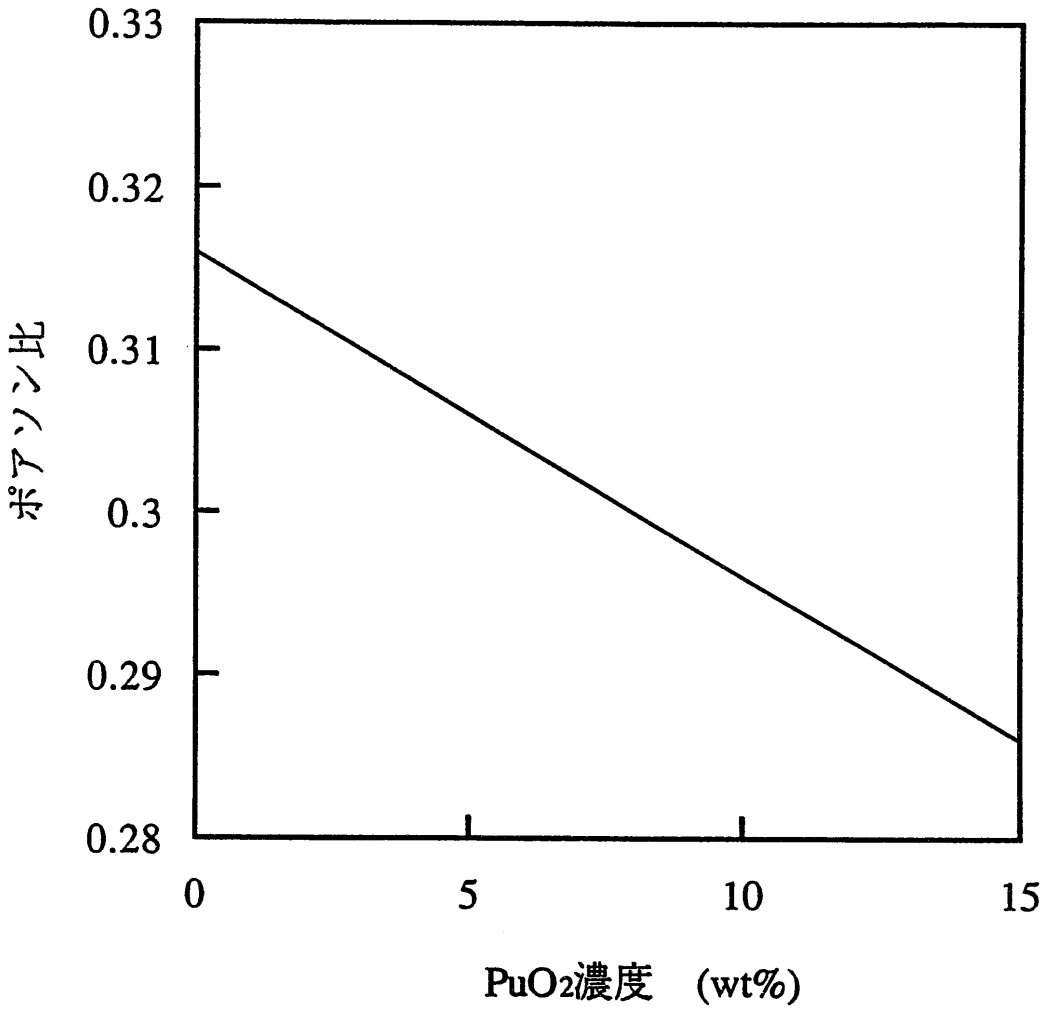



図2.1－17　ペレットポアソン比

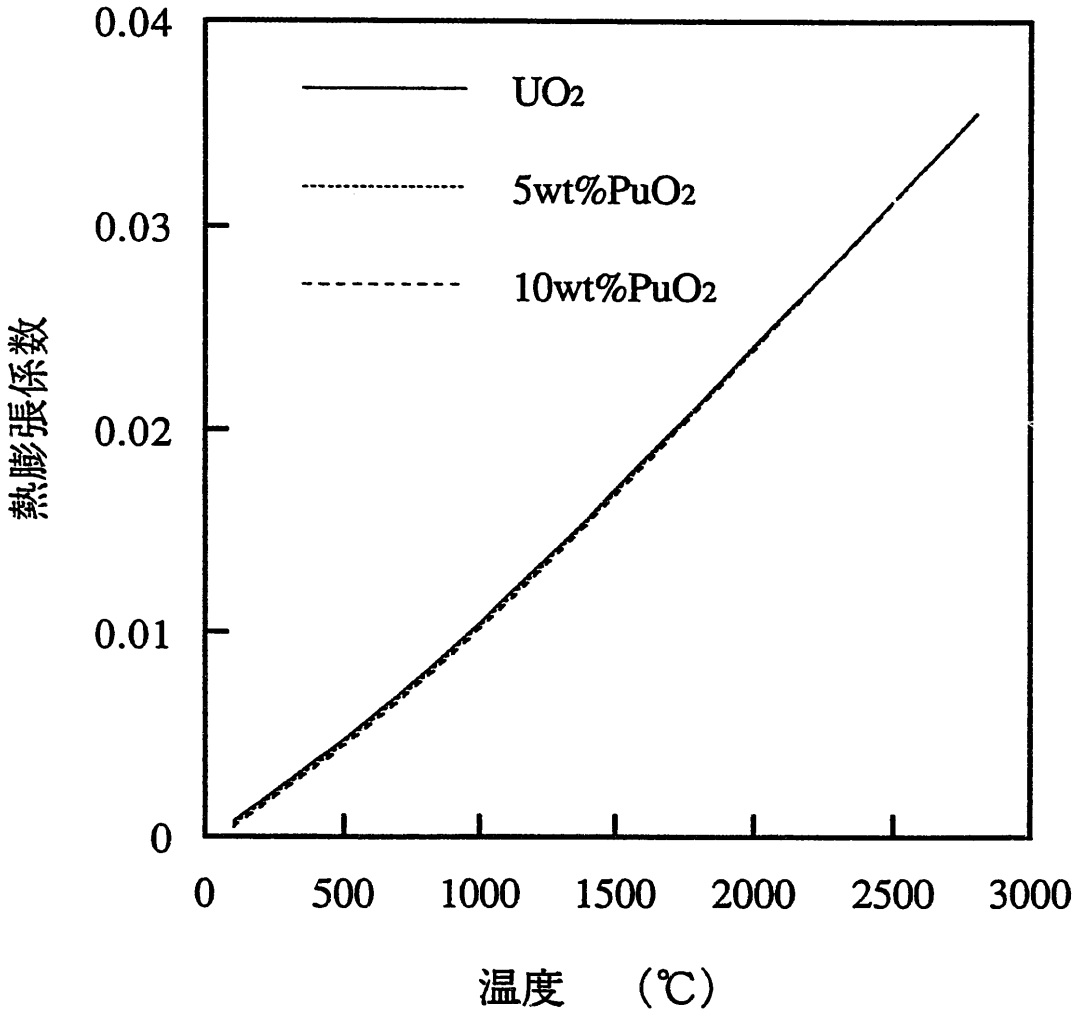



図2.1－18　ペレット熱膨張係数

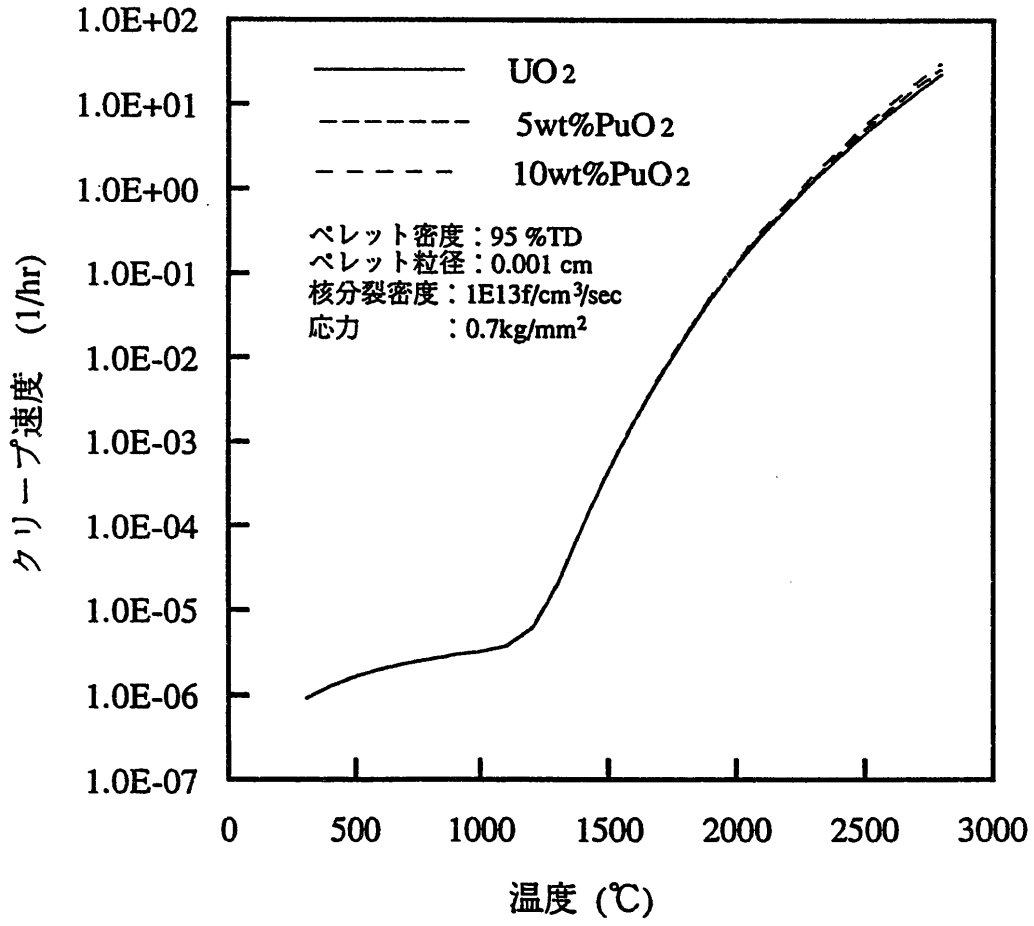



図2.1－19 ペレットクリープ速度

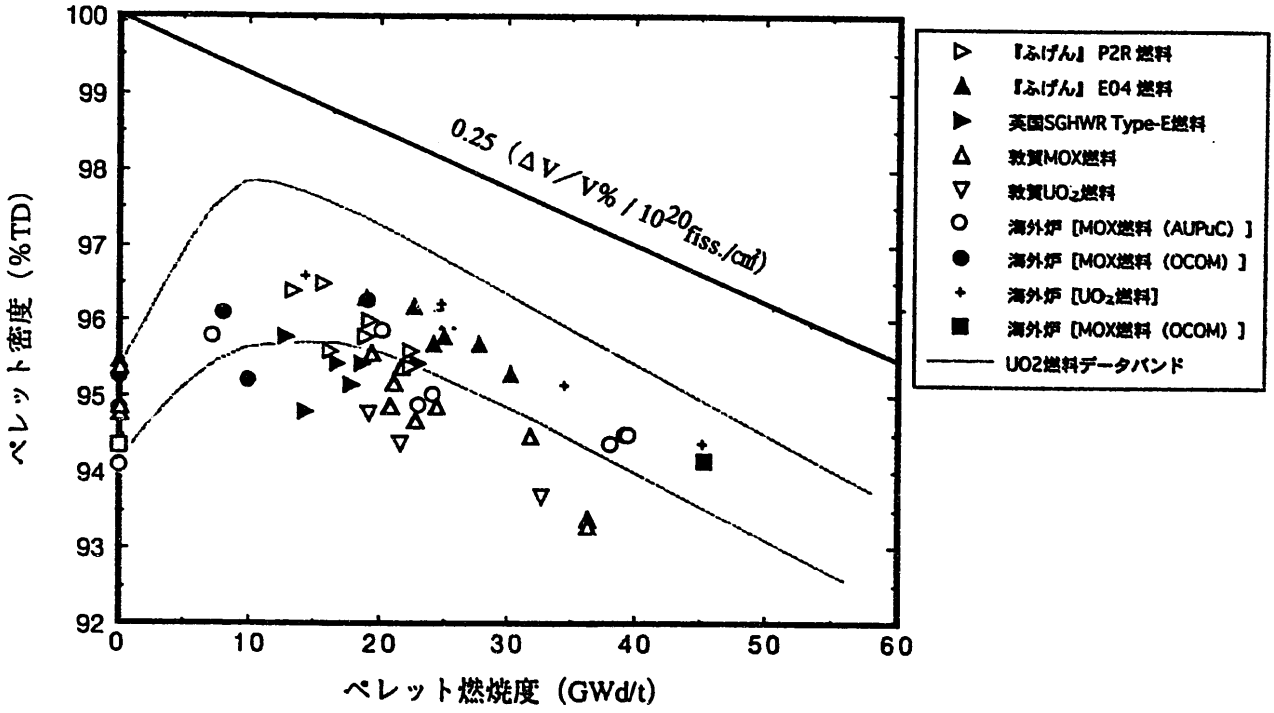



図2.1－20　ペレット密度変化の燃焼度依存性

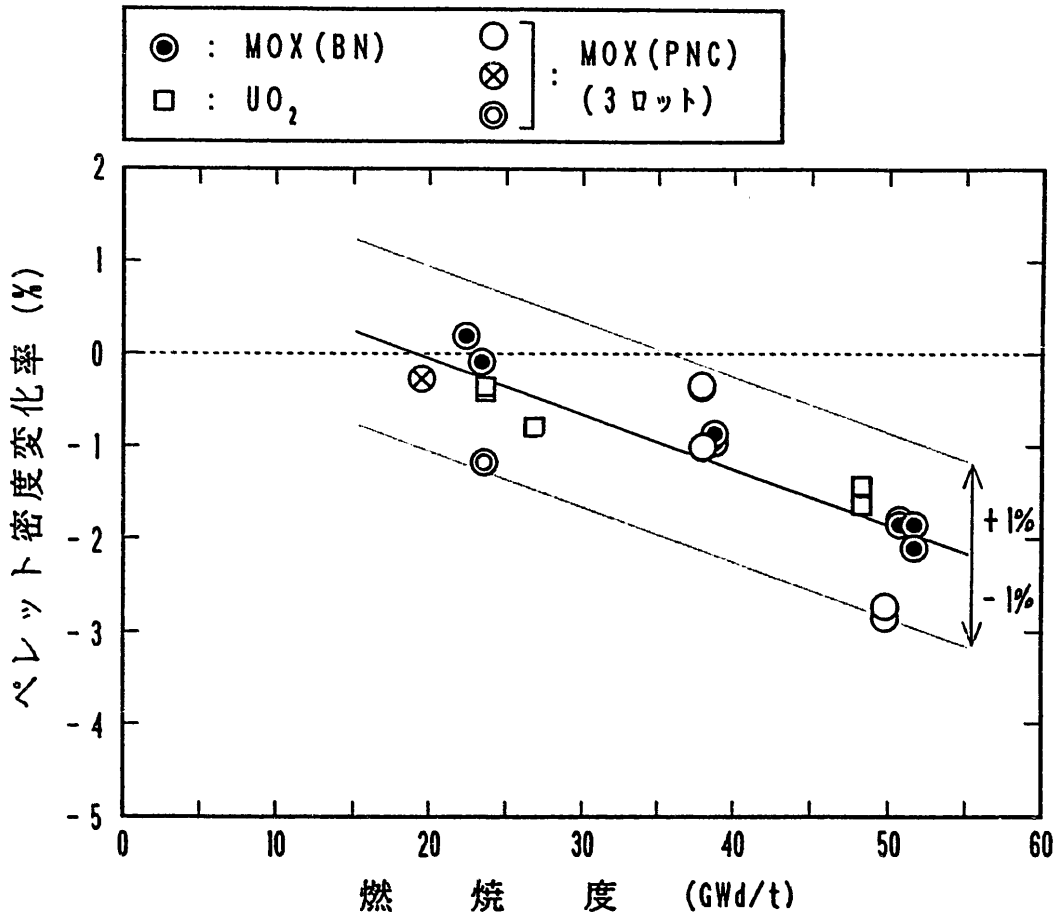



図2.1－21　ペレット密度変化の燃焼度依存性
(スエリング率)

(3) コードの検証

「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードによる燃料中心温度、ＦＰガス放出率、燃料棒内圧、燃料棒内Heガス量、被覆管外径変化の実測値と計算値の比較を図2.1-22から図2.1-26に示す。ここで、検証データは、表2.1-2に示すように、種々の熱中性子炉用ＭＯＸ燃料及び軽水炉$UO_2$燃料のものを含んでいる。

① 燃料中心温度は、図2.1-22に示すように高温領域で多少ばらつきが大きくなるものの実測値と計算値は良い一致を示している。予測精度の燃焼度依存性については、燃焼度約40GWd/tまでのデータではあるが、全燃焼度範囲で同程度の予測精度を確保している。

② 燃料棒内圧評価は、燃料棒機械的健全性に直接かかわる評価として重要である。図2.1-23に示すように実測値と計算値は良い一致を示しており、ＭＯＸ燃料の実測値と計算値の差はウラン燃料と同程度となっている。予測精度の燃焼度依存性については、燃焼度約60GWd/tまで良い予測精度を確保しており、高燃焼度時においても予測精度の低下は見られない。

③ ＦＰガス放出率については、図2.1-24に示すように低放出率領域から高放出率領域まで実測値と計算値は良い一致を示している。また、ＭＯＸ燃料の実測値と計算値の差はウラン燃料と同程度となっている。予測精度の燃焼度依存性については、燃料棒内圧と同様に燃焼度約60GWd/tまで良い予測精度を確保している。

④ 燃料棒内Heガス量の実測値と計算値の比較を図2.1-25に示す。Heガス自体は熱伝導度が良く燃料挙動に特に悪影響を及ぼすものではないが、過度の放出は燃料棒内圧の上昇をもたらす。実測値と計算値を比較すると、計算値は多少小さめの傾向にあるが、比較的良い一致を示していることより、本コードに組み込んだモデル（Heガス放出量＝Heガス生成量×Heガス放出率）は、妥当であることを確認した。また、ＭＯＸ燃料の実測値と計算値の差はウラン燃料と同程度となっている。また、予測精度の燃焼度依存性については、ＦＰガス放出率と同様に高燃焼度時においても予測精度の低下は見られない。

⑤ 被覆管外径は、燃焼とともに、外圧による被覆管のクリープダウンにより初期外径より小さくなり、その後、被覆管がペレットと接触し、燃料ペレットのスエリング等により、被覆管外径が大きくなっていく。被覆管外径変化の実測値と計算値の比較を図2.1-26に示す。被覆管外径変化はコードの機械計算部により計算しており、計算値は実測値に対し多少大きい傾向にある。このことは、実際の設計計算において、過渡時の被覆管の塑性歪を保守側に評価することになる。

ここで、参考として、プルサーマル燃料設計コードの予測精度の例として「ＰＲＩＭＥ」コード（BWR-MOX燃料設計コード）の検証結果例[4]（ＦＰガス放出率）を図2.1-27に示す。「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードの予測精度（図2.1-24）は設計コードとして実績のある「ＰＲＩＭＥ」コードと同程度の予測精度があると考えられる。

以上に示したように、「ＦＥＭＡＸＩ－ＡＴＲ」コードは、燃料棒平均燃焼度で約60GWd/tまでの検証データにより、ＭＯＸ燃料の燃料特性に関する照射挙動を予測することができることを確認できた。また、本コードによる計算値と実測値のばらつきについては、燃料棒熱・機械設計評価において、コードの予測の不確かさとして考慮している。

表2.1－2　FEMAXI-ATRコードの検証データの内訳

| 検証項目 | 燃料棒本数 | データ範囲 | | | | | データベース |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | ギャップ (mm) | ペレット密度およびPu富化度 | He封入圧 (kg/cm² a) | 要素平均燃焼度 (GWd/t) | 局所線出力密度 (kW/m) | |
| 燃料中心温度 | 5 | 0.18～0.31 | 93～95 (%T.D.) 4.5～7.6 (wt%) | 1.0～2.96 | ≦45 | ≦41 (熱電対位置) | ・ハルデン炉試験 (MOX燃料) |
| FPガス放出率 | 77 | 0.09～0.33 | 92～96 (%T.D.) 0.7～9.6 (wt%) | 1.0～21.0 | ≦62 | ≦55 | ・ハルデン炉試験（MOX燃料）<br>・SGHWR炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・「ふげん」炉試験 (MOX燃料)<br>・BWR信頼性実証試験[16] ＊ ($UO_2$燃料)<br>・NFIR試験（$UO_2$燃料）<br>・BR-3試験（$UO_2$燃料）[17]<br>・ドットワード炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・インターランプ試験[18] ($UO_2$燃料) |
| 燃料棒内圧 | 69 | 0.09～0.33 | 92～96 (%T.D.) 0.7～9.6 (wt%) | 1.0～21.0 | ≦62 | ≦55 | ・ハルデン炉試験（MOX燃料）<br>・SGHWR炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・「ふげん」炉試験 (MOX燃料)<br>・BWR信頼性実証試験[16] ＊ ($UO_2$燃料)<br>・NFIR試験（$UO_2$燃料）<br>・BR-3試験（$UO_2$燃料）[17]<br>・ドットワード炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・インターランプ試験[18] ($UO_2$燃料) |
| Heガス量 | 53 | 0.12～0.33 | 92～96 (%T.D.) 0.7～9.6 (wt%) | 1.0～21.0 | ≦62 | ≦55 | ・ハルデン炉試験（MOX燃料）<br>・SGHWR炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・「ふげん」炉試験 (MOX燃料)<br>・ドットワード炉試験 ($UO_2$,MOX燃料) |
| 被覆管外径変化 | 42 | 0.09～0.30 | 92～96 (%T.D.) 0.7～3.3 (wt%) | 1.0～21.0 | ≦60 | ≦55 | ・SGHWR炉試験 ($UO_2$,MOX燃料)<br>・「ふげん」炉試験 (MOX燃料)<br>・NFIR試験（$UO_2$燃料）<br>・BR-3試験（$UO_2$燃料）[17]<br>・インターランプ試験[18] ($UO_2$燃料) |

＊　検証時の解析用入力データは推定値

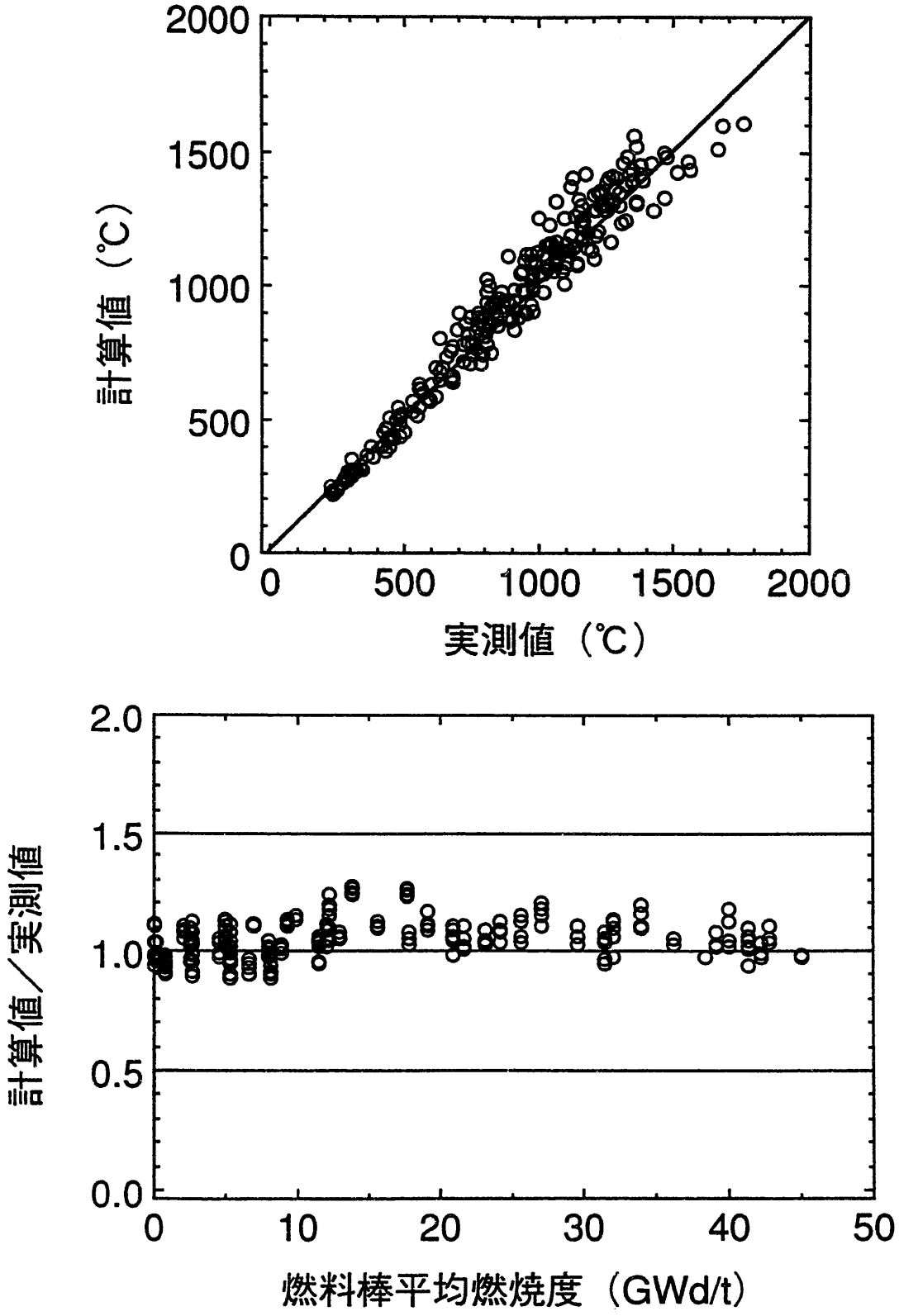



図2.1－22　FEMAXI-ATRコードの検証結果
（燃料中心温度）

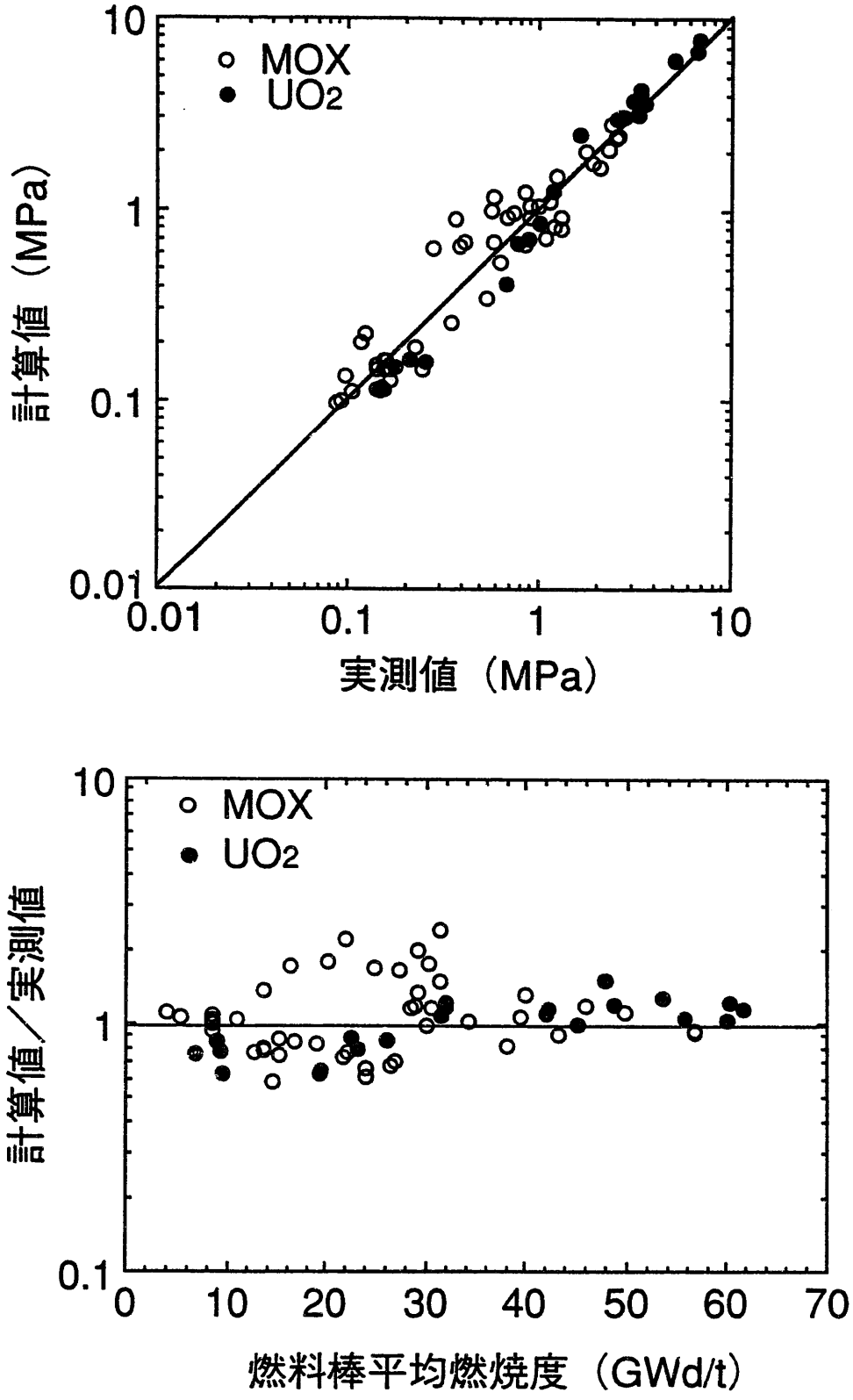



図2.1－23　FEMAXI-ATRコードの検証結果
（燃料棒内圧）

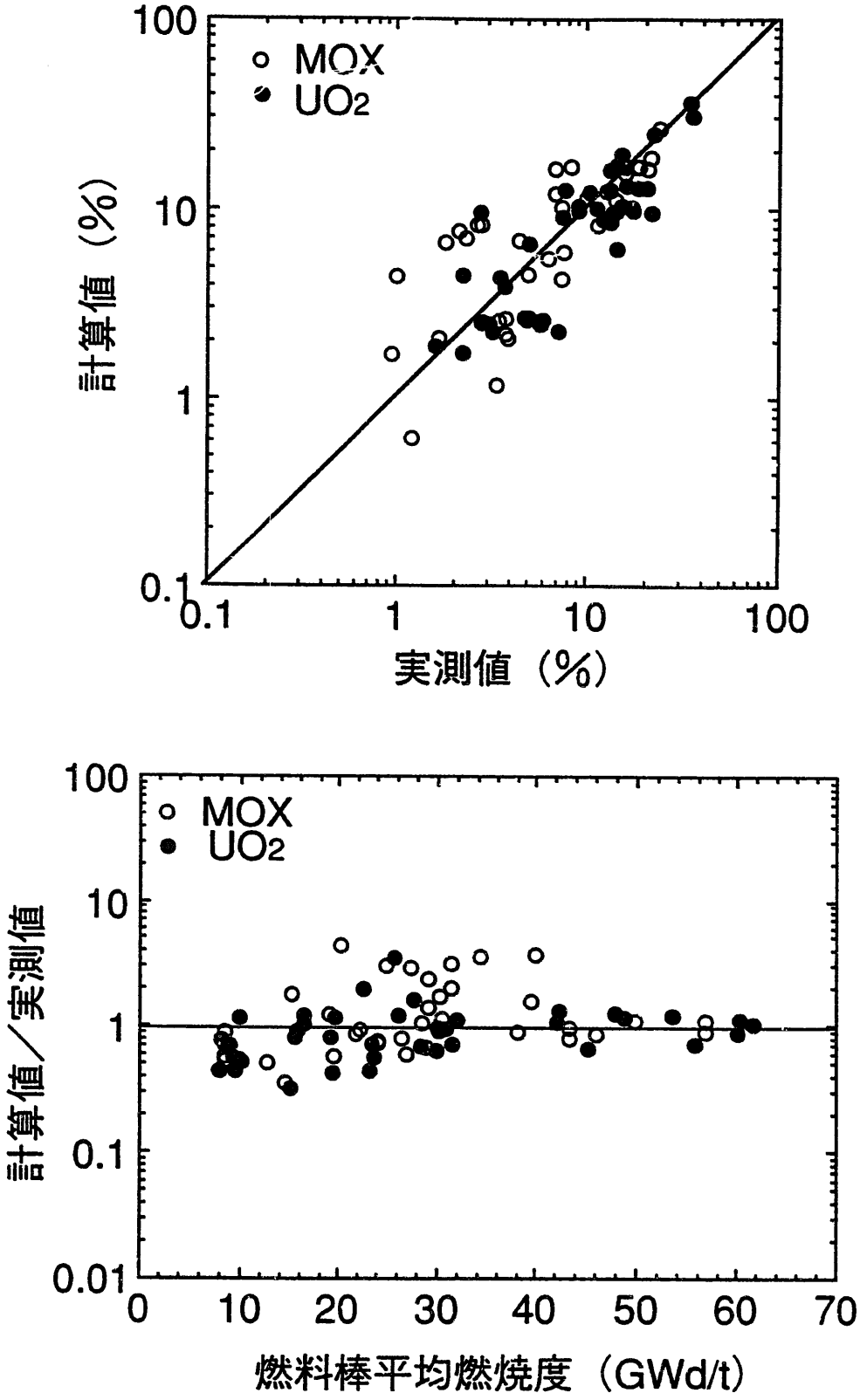



図2.1－24　FEMAXI-ATRコードの検証結果

(FPガス放出率)

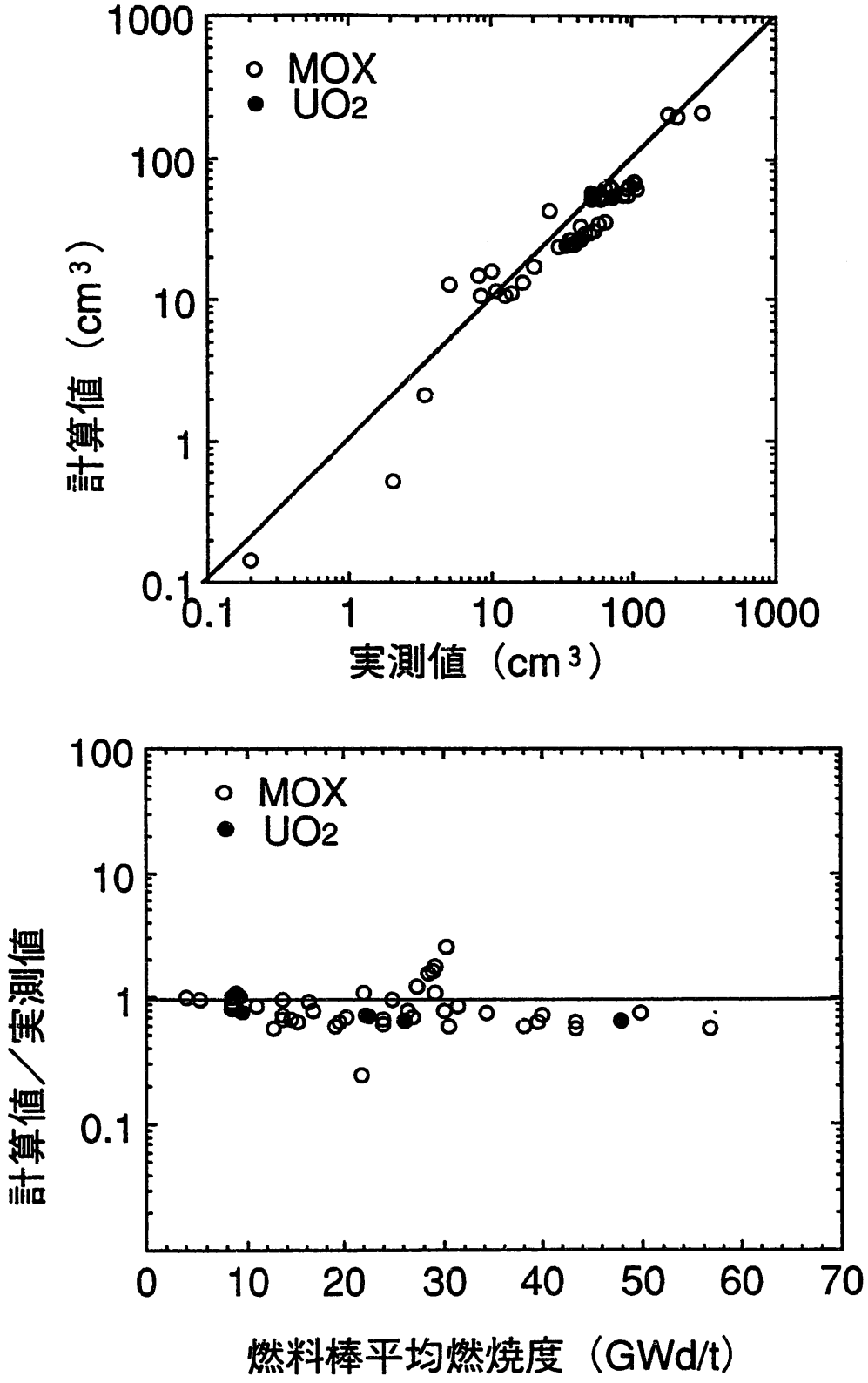



図2.1－25　FEMAXI-ATRコードの検証結果
（燃料棒内Heガス量）

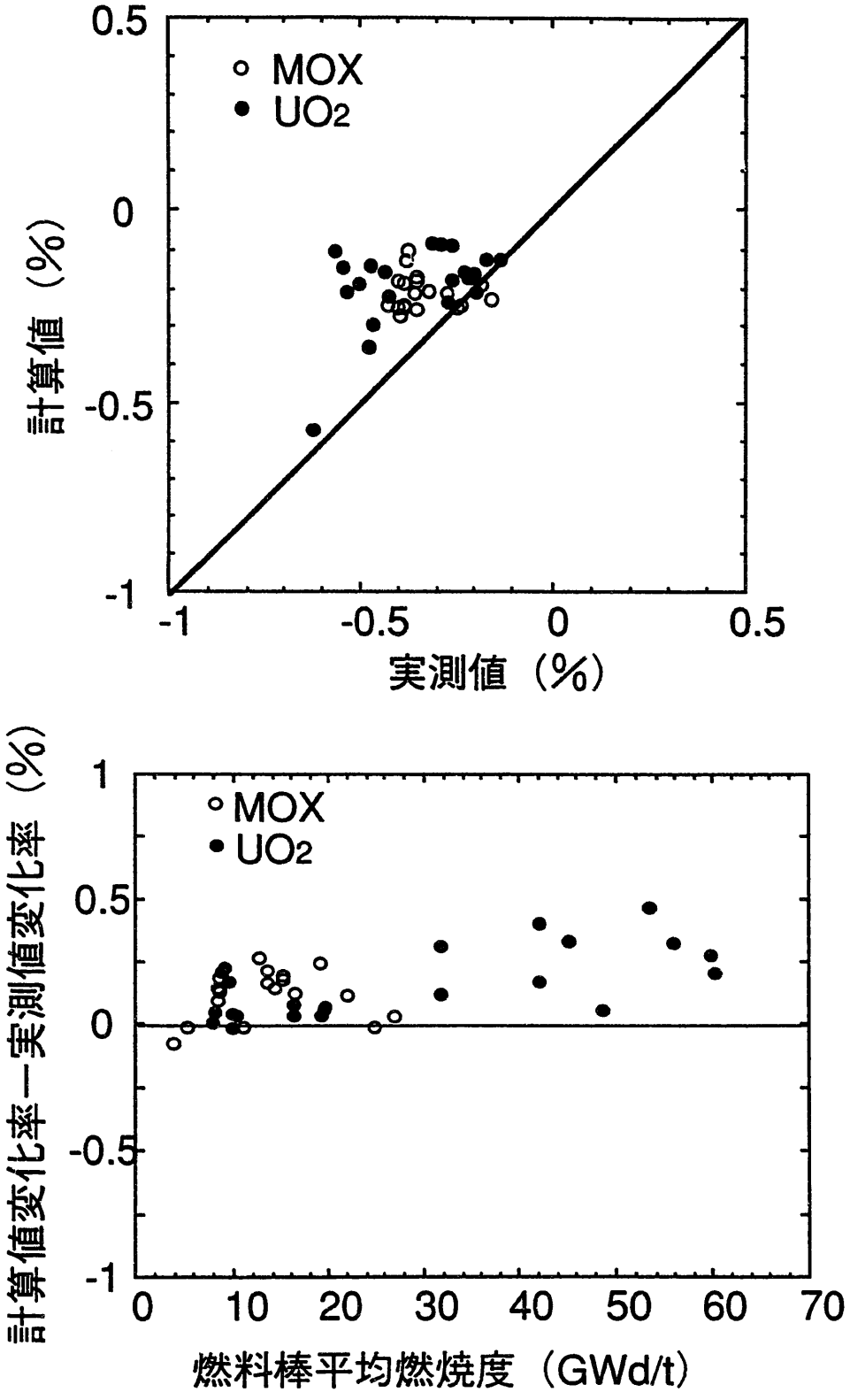



図2.1－26　FEMAXI-ATRコードの検証結果
（被覆管外径変化）

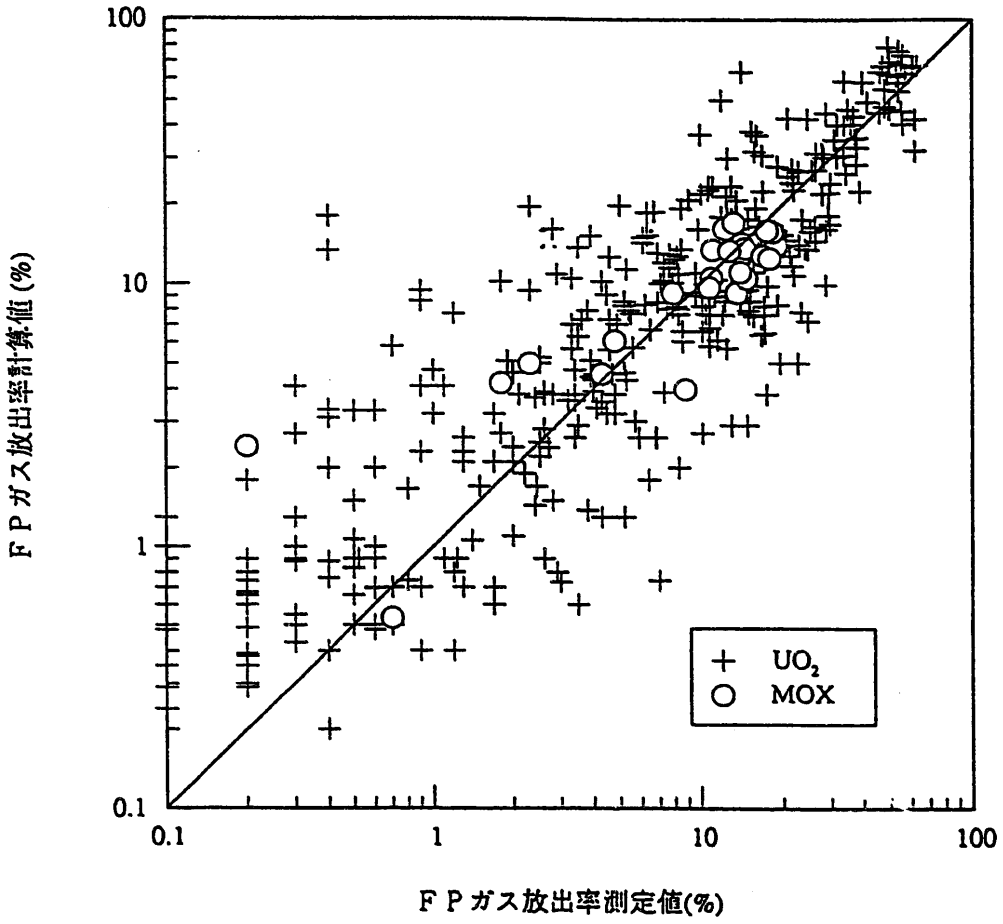



図2.1－27　軽水炉燃料設計コード（PRIME）の検証結果例
（FPガス放出率：BWR-MOX燃料）

## 2.2 ＳＴＲＥＳＳ－Ⅱコード（被覆管応力評価）

「ＳＴＲＥＳＳ－Ⅱ」コードは、スペーサ間及びスペーサ部について、モンテカルロ法により応力設計比の統計的分布を計算する。種々の原因によって被覆管に発生する応力計算では、弾性解析により三軸方向（軸方向、円周方向、径方向）の応力を算出し、それらよりせん断歪エネルギー説に基づき相当応力を評価する。図2.2-1に計算のフローチャートを示す。

ここで、スペーサ間、スペーサ部で考慮する応力は下表に示すとおりである。

| 応　力　原　因 | (応力分類) | スペーサ間 | スペーサ部 |
|---|---|---|---|
| (1) 内外圧差による応力 | (一次) | ○ | ○ |
| (2) 被覆管楕円度による応力 | (一次) | ○ | ○ |
| (3) 流力振動による応力 | (一次) | ○ | - |
| (4) スペーサ保持力による応力 | (二次) | - | ○ |
| (5) 被覆管径方向温度勾配による応力 | (二次) | ○ | ○ |
| (6) 被覆管周方向温度差による応力 | (二次) | ○ | ○ |

(注) ○印：考慮

また、応力計算に用いる統計的入力変数は、以下のとおりである。これらの統計的入力変数は燃料棒特性評価結果、製造実績、実機運転実績データ等に基づいて定めた値を用いる。

- 被覆管外面温度
- 被覆管内面温度
- 燃料棒内圧
- 冷却材圧力
- 被覆管内径
- 被覆管肉厚
- 被覆管楕円度
- 酸化による被覆管減肉
- スペーサ保持力
- 降伏応力（Sy）
- 引張強さ（Su）

ここで、モンテカルロ法では、各入力変数の統計分布に従う乱数からサンプリングを行い、この値を用いて相当応力及び許容応力を算出し、１つの応力設計比を求める。

これを繰り返すことにより応力設計比の統計的分布を求め、応力設計比の95%確率上限値が1以下であることを確認する。

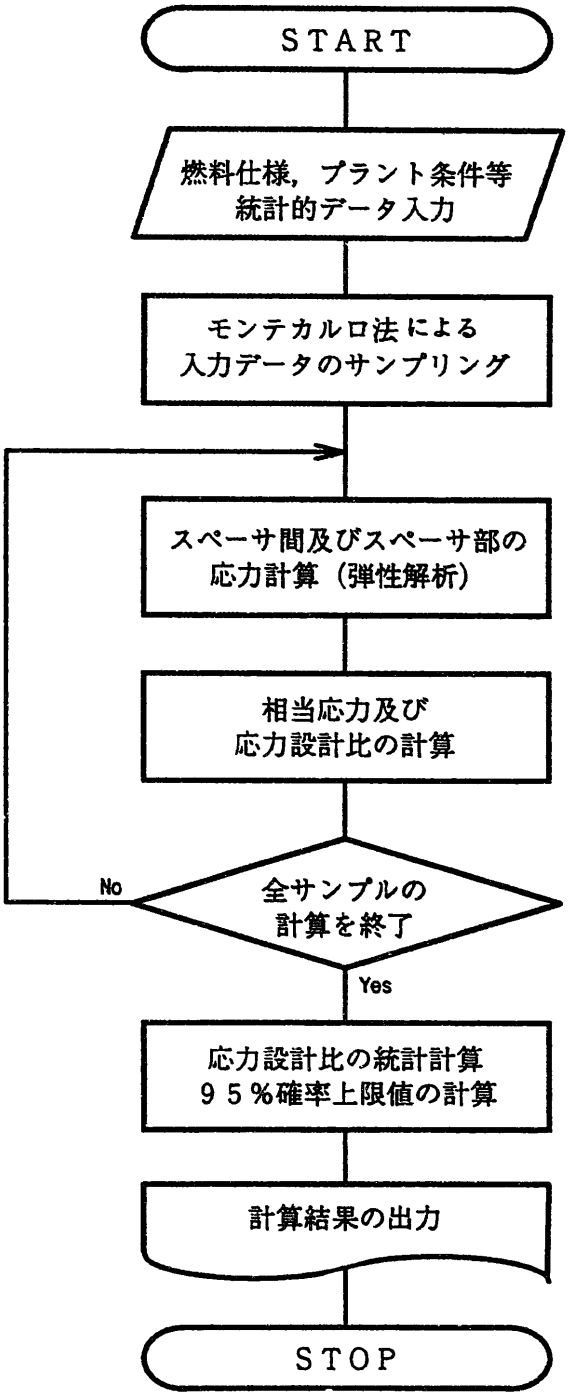



図2.2－1　「STRESS-II」コードの計算フローチャート

# 3. 参考文献


(1) 「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」、原子力安全委員会了承、昭和.63年5月

(2) 小貫ら、日本原子力学会 １９９５年秋の大会、Ｈ３８（１９９５）

(3) 中島ら、「FEMAXI-Ⅲ一軸対称有限要素法による燃料ふるまいコード」、JAERI-M9251,1981.1

(4) 「燃料の設計手法について」（MOX燃料への適用）、（株）日立製作所、HLR-053、平成7年1月

(5) 「MOX燃料の機械設計」、原子燃料工業（株）、NFK-8100、平成7年1月

(6) 「軽水炉燃料のふるまい」、（財）原子力安全研究協会、平成2年7月

(7) W.L.Lyon et.al., The solid-liquid phase diagram for the $UO_2$-$PuO_2$ system, J.Nucl.Mater. 22,P.332(1967)

(8) 大森ら，軽水炉照射ウラン燃料の融点測定、日本原子力学会 昭61分科会、K42

(9) J.A. Christensen et.al., Melting Point of Irradiatfd Uranium Dioxide, WCAP-6065(1965)

(10) R.L.Gibby, The effect of Plutonium content on the thermal conductivity of (U, Pu)2 solid solution, J. Nucl, 38, 163 (1971)

(11) C.Vitanza et al., ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance , Portland (1979)

(12) 「BWR-MOX燃料照射挙動特性評価研究」、共同研究報告書、平成6年下半期

(13) M.Billaux et al., Production of Helium in $UO_2$-$PuO_2$ Mixed Oxide Fuel, IAEA-TC-659/3.6 (1989)

(14) Donald L.Hagrman et al., MATPRO-VERSION.11(REVISION 2) A Handbook of Materials for Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.2, Aug.1981

(15) 「軽水炉燃料開発の新しい展開」、日本原子力学会誌、次世代燃料研究専門委員会、1995、Vol.37、No.10

(16) 三島ら，日本原子力学会誌 Vol.29,No.2, P.90 (1987)

(17) M.C.Balfour et al., BR-3 High Burnup Fuel Rod Hot Cell Program , Vol.2 Data Summary WCAP-10238, DOE/ET 34073-1(1982)

(18) Final Report of the Inter-Ramp Project STIR-53 (1979)