

# 高速増殖実証炉 第2巻

プラント系統別の検討  
第1分冊 炉心の検討

1984年9月

動力炉・核燃料開発事業団

実証炉設計技術検討 Working Group

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ください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

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

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

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

## 高速増殖実証炉 第2巻

(プラント系統別の検討)

第1分冊 炉心の検討

実証炉設計技術検討 Working Group

### 要 旨

実証炉設計技術検討ワーキンググループにおいて、世界各国の大型高速増殖炉について第1巻に引続き、プラント系統別に調査検討した。

第2巻は

- 第1章(第1分冊) 炉心の検討
- 第2章(第2分冊) 原子炉構造の検討
- 第3章(第3分冊) 冷却系設備の検討
- 第4章(第4分冊) 補助設備の検討
- 第5章(第5分冊) 燃料取扱設備の検討
- 第6章(第6分冊) 計測制御設備の検討
- 第7章(第7分冊) 安全設備の検討

に分類して検討を行なった。

本報告は、第1章(第1分冊) 炉心の検討についてまとめたものである。

## 目 次

まえがき .....	1
1.1 燃料要素 (鹿島 栄, 野村 茂雄) .....	5
1.1.1 はじめに .....	5
1.1.2 炉心燃料要素 .....	5
1.1.3 ブランケット燃料要素 .....	54
1.2 燃料集合体 (鹿島 栄, 布留川 修) .....	61
1.2.1 はじめに .....	61
1.2.2 日本における開発 .....	61
1.2.3 諸外国における燃料集合体の比較 .....	89
1.2.4 今後の開発方針 .....	94
1.3 炉心型式 (大谷 暢夫, 池上 哲雄) .....	99
1.3.1 はじめに .....	99
1.3.2 国内の開発研究 .....	106
1.3.3 国外の開発状況 .....	113
1.4 高速炉用制御棒 (小山 真弘) .....	131
1.4.1 はじめに .....	131
1.4.2 日本の高速炉用制御棒 .....	131
1.4.3 諸外国の高速炉用制御棒 .....	151
1.4.4 今後の開発方針 .....	177
1.4.5 今後の課題 .....	183
あとがき .....	188

## ま え が き

世界の高速増殖炉の開発は、実験炉、原型炉の研究開発が進み、実証炉の研究開発の段階に進みつつある。

動燃においても、数年前から実証炉の設計研究が進められており、昨年（昭和57年）9月から、“実証炉設計技術検討ワーキンググループ”が発足し、高速増殖炉開発本部並びに大洗工学センターの関連部（高速炉機器開発部、高速実験炉部、燃料材料試験部、高速炉安全工学部）から、各々の立場の専門家による実証炉開発のための検討が、進められることになった。

実証炉設計技術ワーキンググループ内で第1巻として世界各国の高速増殖炉の技術調査を進めることになり、以下のような項目を調査した。

第1章 ループ型炉の開発状況

第2章 タンク型炉の開発状況

第3章 我国の開発状況

第4章 炉型式の比較

第5章 今後の研究開発項目

第1巻に引き続き、第2巻として、プラント系統別の調査検討を以下のような項目で実施した。

第1章 炉心検討

第2章 原子炉構造の検討

第3章 冷却系設備の検討

第4章 補助設備の検討

第5章 燃料取扱設備の検討

第6章 計測制御設備の検討

第7章 安全設備の検討

本報告書は、第1章炉心の検討についてまとめたものであるが、第2章以降も順次報告される予定である。

報告書のまとめ方は、担当（目次の氏名）を決め、担当者が調査し、調査内容を当ワーキンググループの検討会で発表し、各分野の専門家と討論し充足してまとめられた。調査内容は、できるだけ最新の情報を入手するよう努力した。

しかし常に、新しい情報が入っているので、さらに追加すべきことも多いと思われるが、一応の成果と考え、報告することにした。

高速増殖炉の開発は、国際協力を必要とする時代であり、我国も各国から色々な形で呼びかけられつつある。また、実証炉の設計研究も経済性や安全性の観点から、タンク型炉とループ型の比較すべき時代に、本報告書が少しでも役立てば幸いである。

PNC TN941 84-101(1)

本報告書のコメントや訂正等，各方面から頂けることを期待している。

実証炉設計技術検討ワーキンググループ 事務局

## 1.1. 燃 料 要 素

1.1 燃料要素 .....	5
1.1.1 はじめに .....	5
1.1.2 炉心燃料要素 .....	5
(1) 開発の現状 .....	5
① 燃 料 .....	5
② 炉心材料 .....	6
③ 燃料ピン .....	6
④ 照射試験 .....	7
⑤ 燃料要素挙動解析コード .....	9
(2) 諸外国の燃料要素の比較 .....	29
① 炉心及び燃料ピン寸法 .....	29
② 燃料ペレット .....	29
③ 被覆管 .....	30
④ 燃料ピン .....	32
(3) 実証炉燃料要素の開発課題 .....	53
1.1.3 ブランケット燃料要素 .....	54

## 1.1 燃料要素

### 1.1.1 はじめに

わが国のFBR燃料要素の開発は「常陽」、「もんじゅ」の試作を重ねながら、炉外及び照射試験を実施して進められてきた。その結果、「常陽」MK-Iにおいて燃料ピン破損がなく、MK-IIにおいても順調に使用されているという、極めて優秀な実績を挙げている。

動燃および世界の燃料照射の実績から、実証炉の目標燃焼度の達成は十分可能であると考えられるが、今後は経済性を中心とした研究開発が必要である。

実証炉へ向けての燃料要素開発の主要な課題は以下のとおりである。

#### (1) 燃料サイクルコストの低減

- 高燃焼度燃料の開発
- 増倍時間の短縮

#### (2) 製造コスト低減

- 製造仕様の合理化
- 検査の合理化
- 製造技術の開発

#### (3) 運転コスト低減

- 負荷追従運転時の信頼性
- 破損燃料の継続運転

#### (4) プラント建設費低減

- 燃料要素長短縮
- 高出力密度燃料の開発

### 1.1.2 炉心燃料要素

#### (1) 開発の現状

##### ① 燃料

わが国のFBR燃料は、世界の主流と同じく混合酸化物ペレットを採用している。燃料ペレットの製造技術はプルトニウム燃料部で開発された。「常陽」は93.5%TDの高密度ペレット、「もんじゅ」は燃料スエリングを抑えるため85%TDの低密度ペレットであるが、いずれもその製造技術は確立された。また、混合転換により作られた粉末を原料とするペレット製造技術を開発し、「常陽」MK-IIドライバー燃料を製造した。「常陽」、「もんじゅ」用試作燃料は、照射試験等に提供され、必要なデータ取得に利用された。

混合酸化物燃料の物性値の評価は基礎技術として不可欠である。炉外実験はプルトニウム燃料部で行われ、熱伝導度、ボイド移動速度等のデータを得た。照射後試料についてはAGSで融点等の測定が行われる。又、海外の報告データについてもプルトニウム燃料部も



データ評価分科会で収集評価し、物性データ集が編集されている。

酸化物燃料は比較的安定であり、経験も豊富でFBR燃料として最も有力であるが、熱伝導度が良くないという欠点がある。そのため温度勾配が急であり、中心温度が高くなり燃料溶融のおそれが高くなる。そのため、代替燃料として、金属、炭化物、窒化物燃料が研究されているが、総合的に酸化物燃料を凌ぐには至っていない。

## ② 炉心材料

FBRの燃料被覆管は高温、高速中性子照射下で、FPガス内圧に耐え、ピン内の核燃料およびFPを保護する役目をもっている。そのため、優れた耐スエリング性とクリープ強度が主に要求され、そのような材料を開発することが、燃料要素開発の重要課題である。高燃焼度燃料開発の鍵を握っているものの一つは炉心材料開発である。

動燃では「常陽」および「もんじゅ」用に316ステンレス鋼を選定した。これは照射による材質劣化と、ナトリウム中の化学的安定性を考慮したものである。「常陽」さらに「もんじゅ」用試作を、各種試験の結果を反映させつつ繰返した。評価試験の主なものは、炉外高温クリープ試験、イオン、電子線照射試験、海外高速炉照射試験等である。その結果JISの規格に更にその他の成分の規定も加えた「もんじゅ」用316相当ステンレス鋼を開発した。(図-1.1.1, 1.1.2)

また、被覆管の検査技術の開発を行い、超音波探傷、渦電流探傷、超音波寸法測定等の技術により測定精度の向上処理能力の向上を図った。

実証炉以降の炉心材料として、316相当ステンレス鋼よりも優れた材料の開発が着手されている。一つはステンレス鋼の改良であり、Ti添加、高Ni化等のオーステナイト鋼の種々の候補材についてその特性を比較検討し、有望材の開発を進めている。更にオーステナイト鋼の範囲を越えた高Ni合金、フェライト鋼等の新合金の開発も進めている。(図-1.1.3)

## ③ 燃料ピン

FBR燃料ピンは、LWR用に比べ次のような構造上の特色を持つ。高出力密度のため直径が細く、多量のFPガスがペレットより放出されるため大きなプレナム(ガス溜め)がある。

燃料ピンはプルトニウム燃料部で試作され、「常陽」MK-Iで破損ゼロという優れた実績を挙げた。現在「もんじゅ」用燃料製造施設が建設されており、工程の自動化、遠隔化を取入れ、大巾な製造工程の効率化を実現するものである。

「常陽」MK-I、「もんじゅ」の燃料ピン直径は6.3mmから6.5mmとわずかに太くなっているが実証炉では更に燃料ピン加工費を下げる等の観点から、燃料ピンの太径化(7.4mm)が検討されている。

プレナム容積を減少させるためベント型燃料ピンおよび下部プレナムピンの検討がなさ

れている。ベント型燃料ピンは、FP ガスにより冷却材やカバーガス系の放射能濃度が高くなってしまいますので、その対策が必要である。下部ベントはヨーロッパで採用されており、実証炉でも採用が検討されている。

燃料と被覆管の相互作用は、化学的相互作用（FCCI）と機械的相互作用（FCMI）がある。FCCI は炉外の腐食試験と熱力学的解析及び照射データによる挙動解析を行った。FCCI は長寿命燃料ピン成立の重要な要因の一つであり更に検討を進める必要がある。FCMI は燃料のクリープが期待できない低温部や過渡時において重要な因子となる。FCCI 低減のため低 O/M 燃料酸素ゲッターの採用等を検討している。

もんじゅおよび FFTF の燃料ピンを図 1.1.4, 1.1.5 に示す。

#### ④ 照射試験

燃料ピンの性能を確認するためには照射試験が最も信頼できる。「常陽」運転までは海外の高速炉に照射を頼らざるを得ず、英国 DFR, 仏国 Rapsodie, Phenix を用いて実施した。また、JMTR, GETR 等の熱中性子炉も適宜利用した。「常陽」が運転を開始した後は「常陽」による照射試験が主体となって種々の照射試験が実施されている。更に米国 EBR-II, FFTF 等の照射炉もその特性を活かした照射試験に利用している。(図-1.1.6) 海外炉等を利用した照射試験は以下のようなものがある。

##### (i) 短時間照射試験

新燃料の照射初期挙動（熱的挙動、燃料組織変化等）を解明するための試験。

##### (ii) 基礎照射試験

燃料挙動の中で重要な挙動（FCCI, 焼しまり, FP 挙動等）に着目した試験。

##### (iii) 定常確性照射試験（図 1.1.7, 1.1.8）

最も力を注いで実施した試験であり、「常陽」および「もんじゅ」タイプ燃料ピンが目標燃焼度まで設計性能を十分満足することを高速炉を用いて確証する試験。

##### (iv) 運転信頼性照射試験（図 1.1.9, 1.1.10）

より高性能の燃料を開発するため、運転時に起りえるような非定常運転（過出力、負荷追従）や破損後継続運転時における燃料挙動を解明する試験。

##### (v) 安全性照射試験

「もんじゅ」燃料の過渡時（冷却材喪失等）における挙動を解明する試験。

##### (vi) 炉心材料照射試験

照射による炉心材料の強度、スエリング、組織変化等の挙動を解明する材料試験片の試験。

これらの照射試料は、照射炉サイトにおいて照射後試験を実施するとともに、大洗工学センター燃料材料試験部においても詳細な照射後試験を実施した。

「常陽」の運転開始により、試料の設計から照射後試験まで一貫して国内で実施できる

体制が整い、照射試験データは質・量ともに飛躍的に向上した。

「常陽」MK-I 炉心燃料の照射後試験は20体燃料ピン約2,000本について実施し、破損もなく十分健全であることを確認した。<sup>3), 4)</sup>

「常陽」MK-II 炉心により照射試験が開始された。図1.1.11に照射試験スケジュールを示す。「常陽」では次のような照射リグが用意されている。

- A型特殊燃料集合体；高出力試験
- B型 “ ” ；パラメトリックサーベイ試験  
中間検査可能
- C型 “ ” ；バンドル試験
- 計測線付集合体；オンライン計測可能  
(温度, 流量, ピン内圧等)
- 炉心材料照射用リグ；炉心材料試験

一連の照射試験によりFBR燃料の照射挙動が解明されるとともに、「常陽」タイプは55,000 MWD/MTM, 「もんじゅ」タイプは135,000 MWD/MTMの燃焼度を達成し、それぞれの燃料設計の妥当性が確認された。<sup>2)</sup>

以下に主要な燃料の照射挙動を示す。

#### (i) 燃料ピン外径変化

燃料ピンの外径変化の主要因は被覆管のスエリングと照射クリープである。変形のピークは炉心中心よりやや高温側にある。スエリングは一定の潜伏期間が存在する。スエリングは材料に大きく依存する。燃料ピンの外径変化は冷却材流路面積の減少をもたらすし、また燃料破損を防ぐ意味からも重要であり、スエリングの小さい、クリープ強度をもった材料の開発が必要である。図1.1.12に外径変化の例を示す。

#### (ii) 燃料組織変化

燃料の組織変化は温度の影響を受け、「もんじゅ」条件では照射初期に急速に進行する。図1.1.13に燃焼度による変化を示す。

#### (iii) ペレット - 被覆管ギャップ

ペレットと被覆管のギャップは燃料温度分布に重大な影響を及ぼす。初期には燃料のスエリング等によりギャップは除々に閉じていき30,000~60,000 MWD/MTMで最小となる。その後被覆管の外径増加に従いギャップが再び開くようになるが、その様相は被覆管材料の特性に依存する。図1.1.14, 12ギャップ変化を示す。

#### (iv) FP ガス放出

FP ガスはピン内圧を増大させ被覆管のクリープ変形を引起し、ギャップコンダクタンスを劣化させる。FP ガスの放出率は燃焼依存性が高い。60,000 MWD/MTMで100%放出に近づく。図1.1.15にFP ガス放出率と燃焼度の関係を示す。

(v) FCCI

FCCIは燃料/FP/被覆管の化学反応であり、被覆管内面の腐食による有効肉厚の減少をもたらす、被覆管の強度が減少する。FCCIは、被覆管内面温度 500℃、燃焼度 30,000 MWD/MTM 以上で発生する。また、燃焼度で飽和する傾向が見られる。図 1.1.16 に FCCI と燃焼度の関係を示す。

⑤ 燃料要素挙動解析コード

燃料要素の複雑な照射挙動の解析および燃料設計に用いるため解析コードを開発した。主要コードを以下に述べる。

(i) CEDAR<sup>5), 6), 7)</sup> ; 照射履歴に沿って、詳細に挙動モデルを組み込んだコードである。

本コードは、PIPER, ACTIVE, MIPEC といった動燃コードを集大成し、かつ日米協力により米国 LIFE コードの長所も吸収したコードである。定常状態における燃料ピンの温度、応力、歪、燃料と被覆管のスエリング及びクリープ、FP ガス、燃料被覆管寿命等を取扱うことができる。

現在非定常時の照射挙動も解析できるよう、日米協力で開発中である。

(ii) SIMPLE<sup>8)</sup> ; 実験式をベースに簡便にかつ短い計算時間で燃料挙動を計算できるコードである。

(iii) SPILE ; 燃料ピンの被覆管とワイヤの相互作用を解析するコードである。

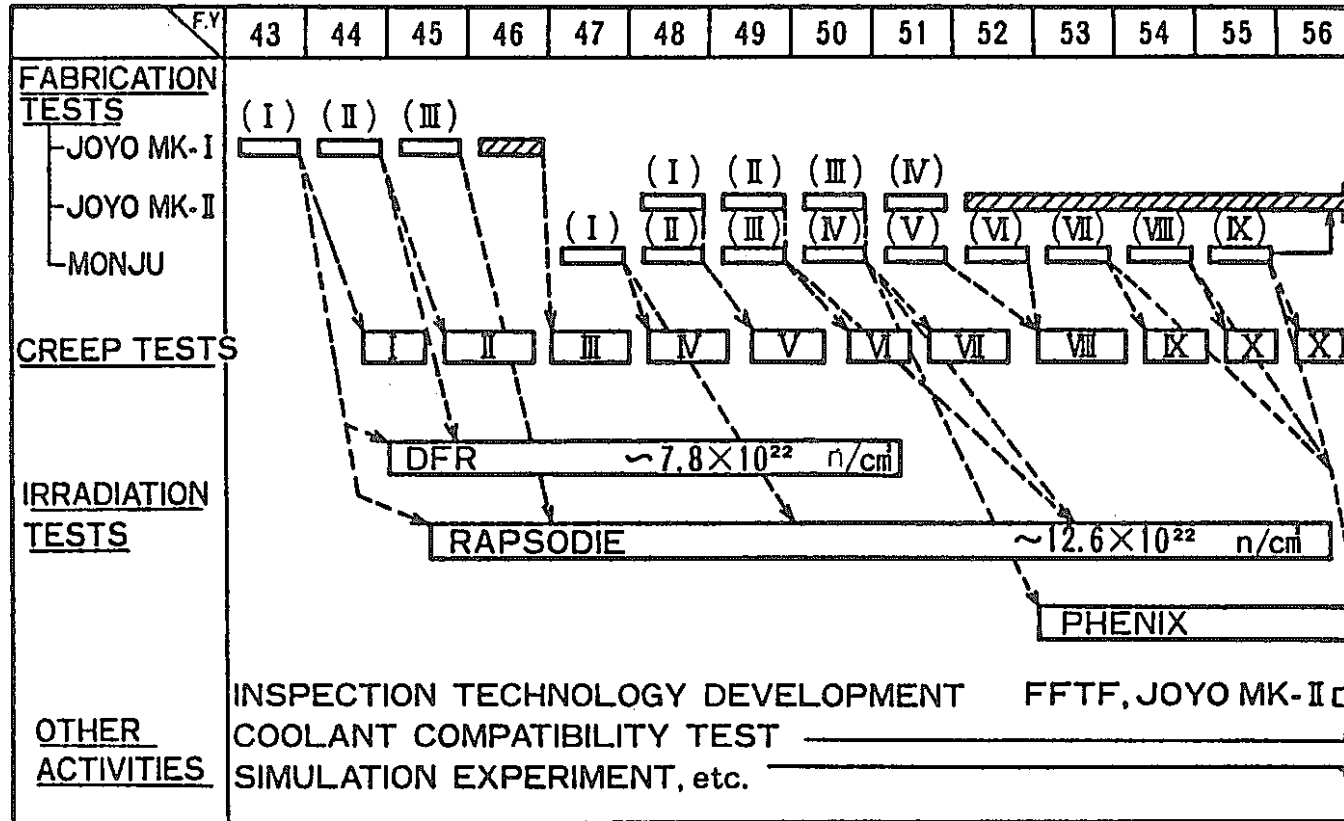


図 1.1.1 316 ステンレス鋼燃料被覆管の開発経過

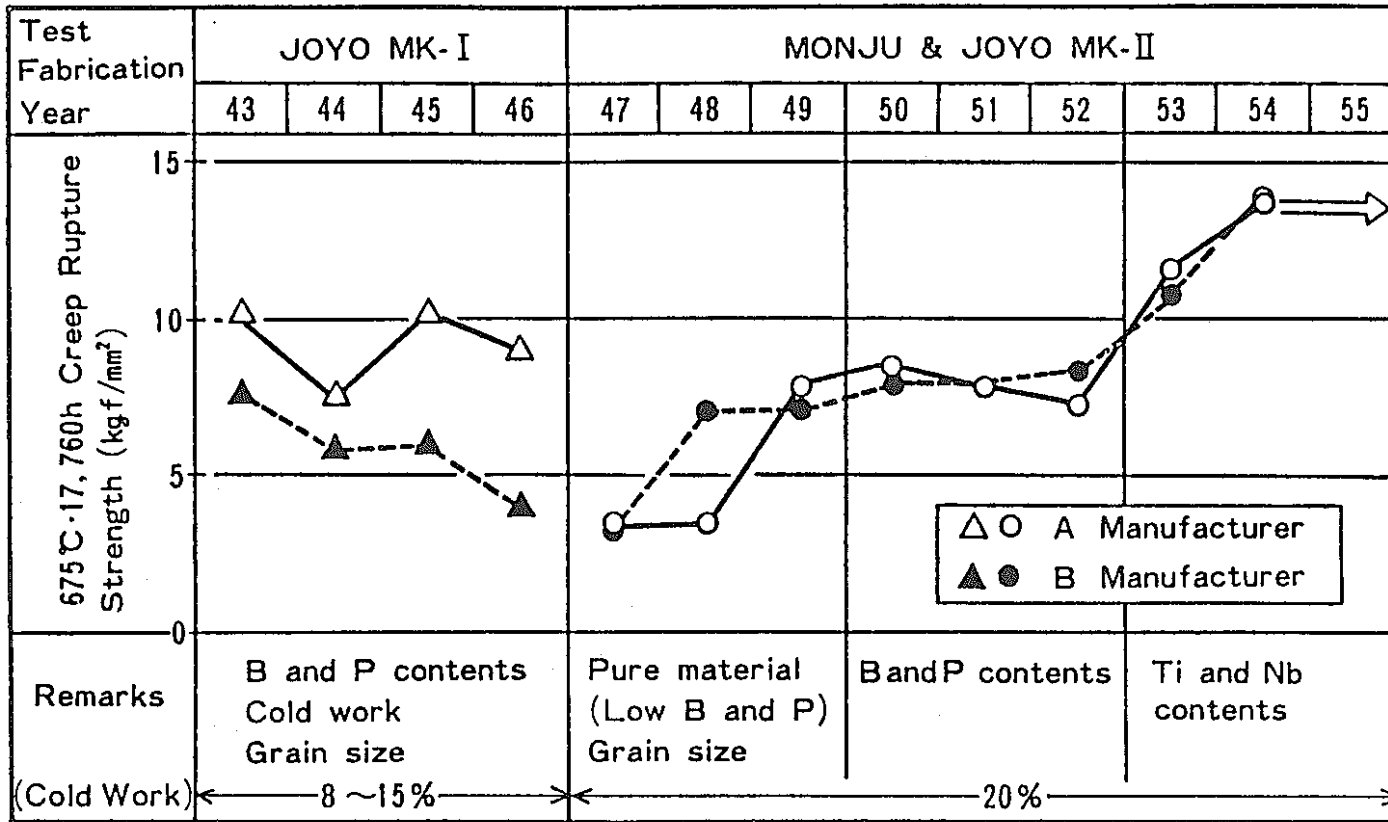
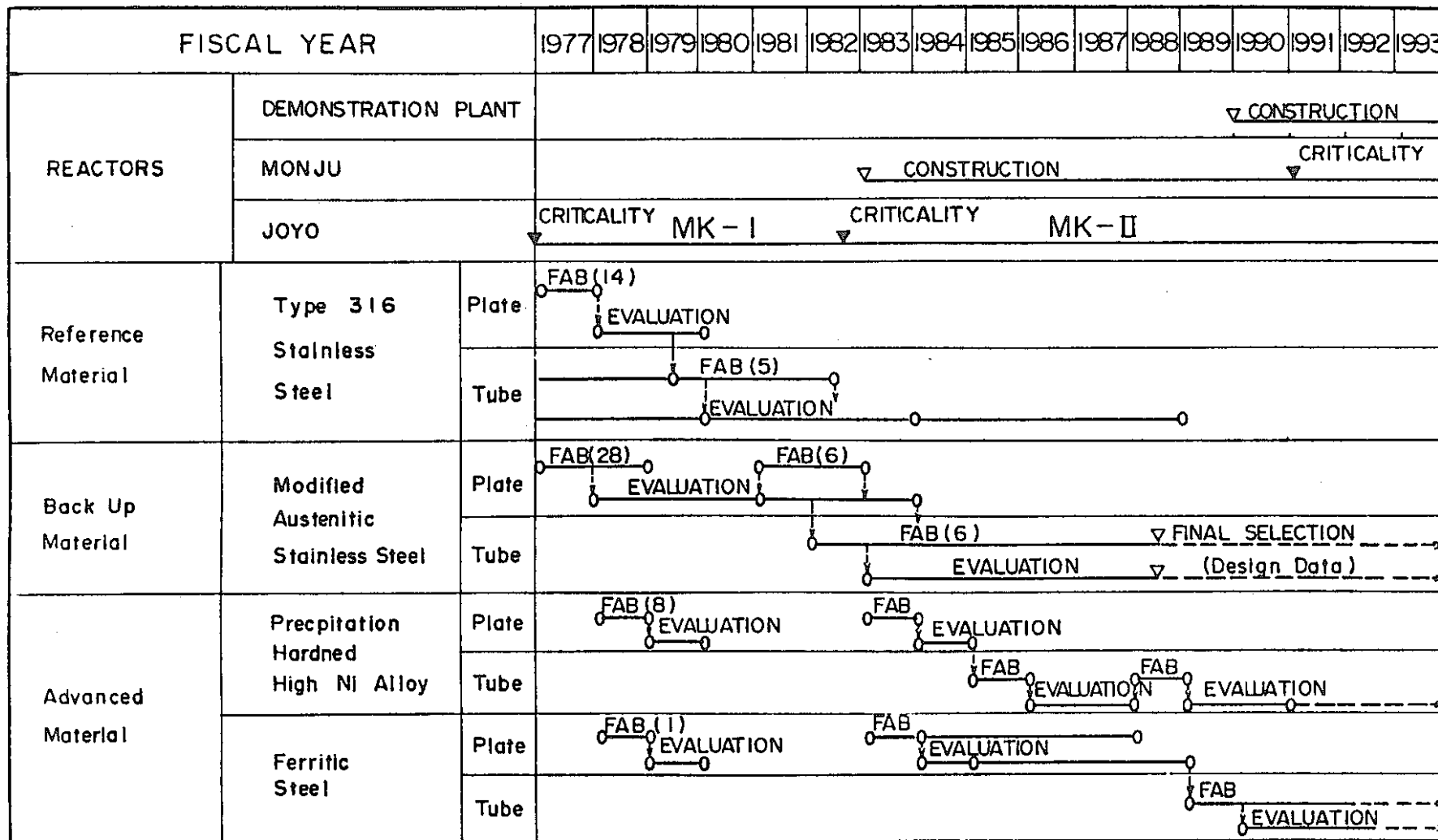


図 1. 1. 2 316 ステンレス鋼燃料被覆管のクリープ破断強度の変遷



( ) NUMBER OF SPECIS

☒ 1.1.3 Schedule of Cladding Materials Development





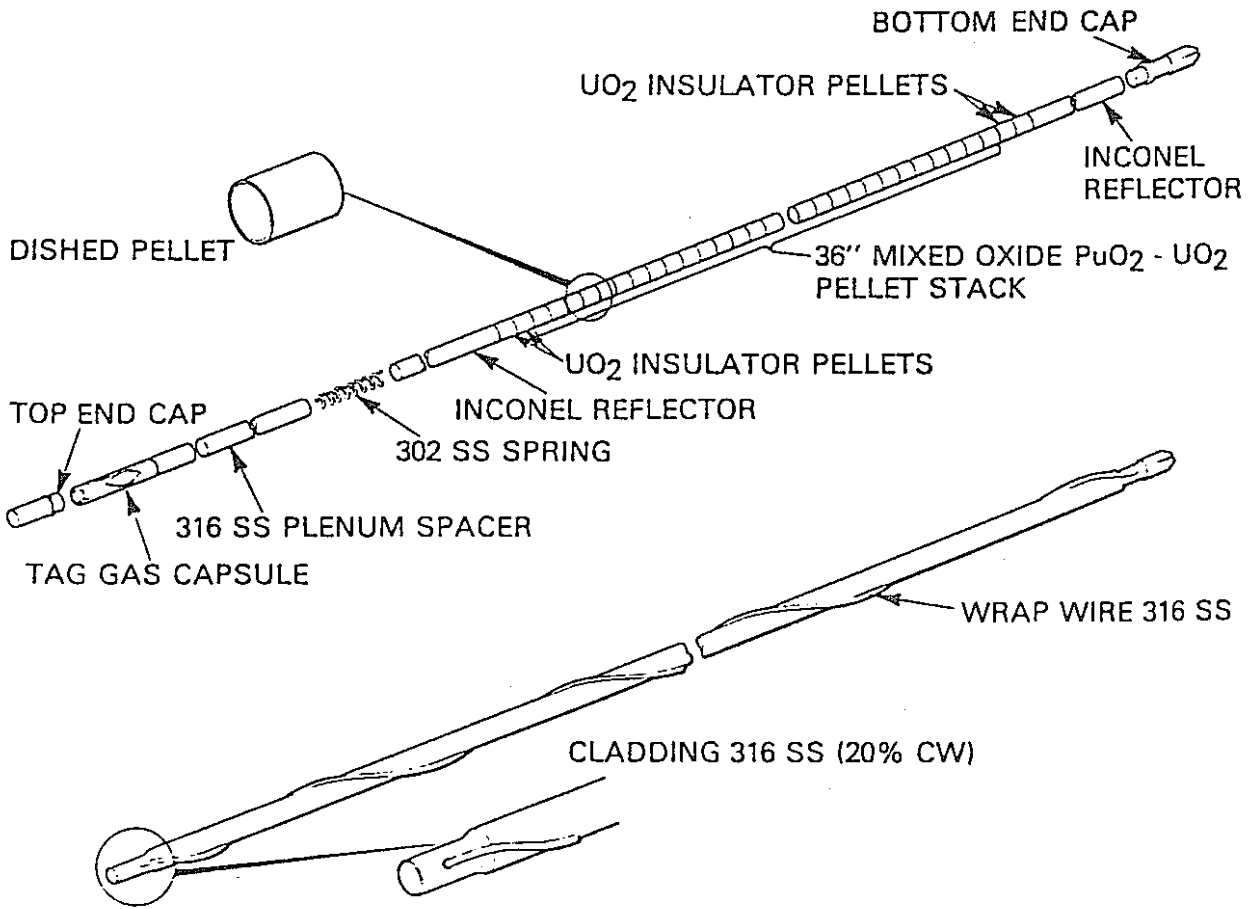
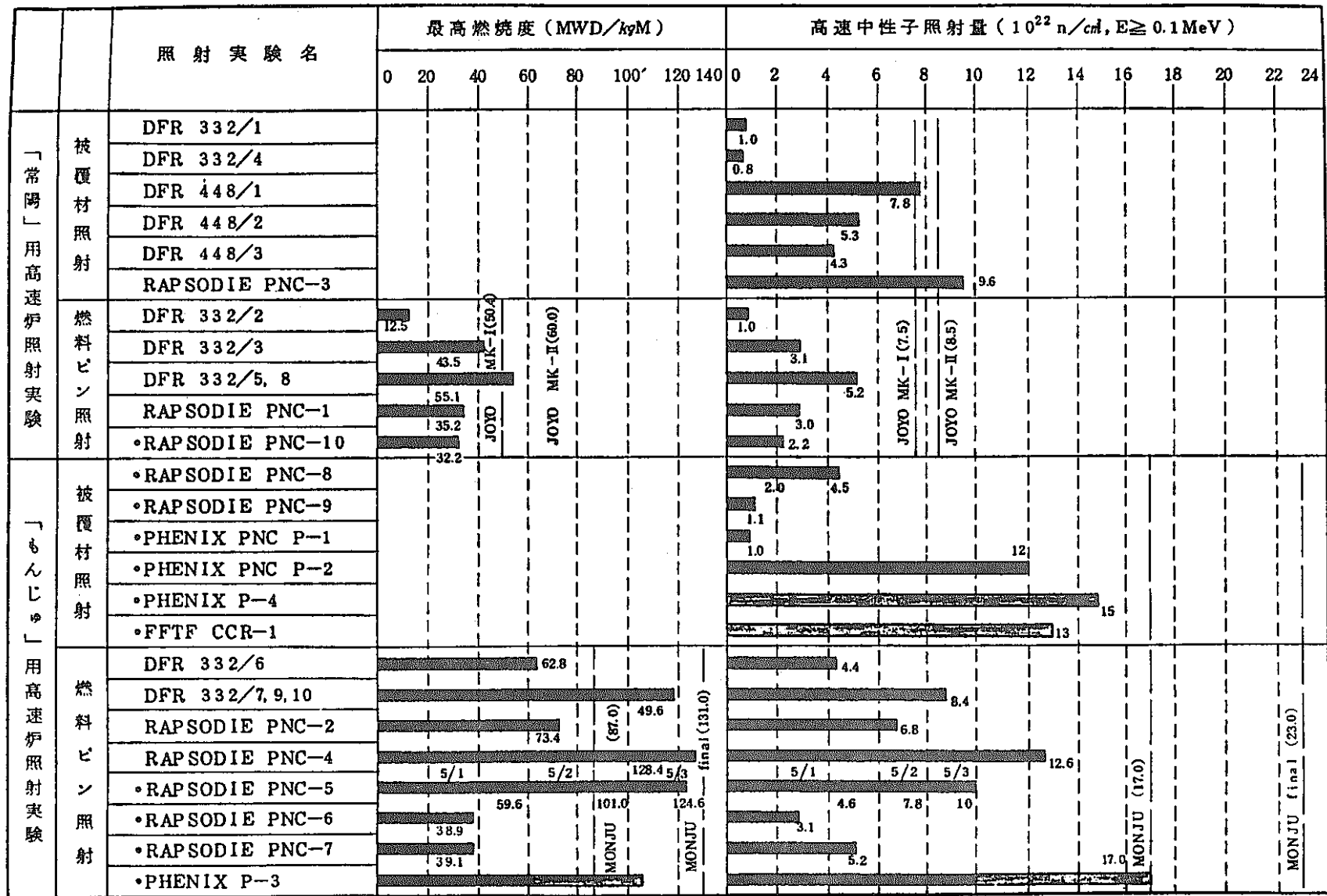


图 1.1.5 FFTF Driver Fuel Pin



(•20%CW SUS316材)

61.3

10

図 1.1.6 高速増殖炉開発のための海外の高速炉を使用して燃料材料照射計画

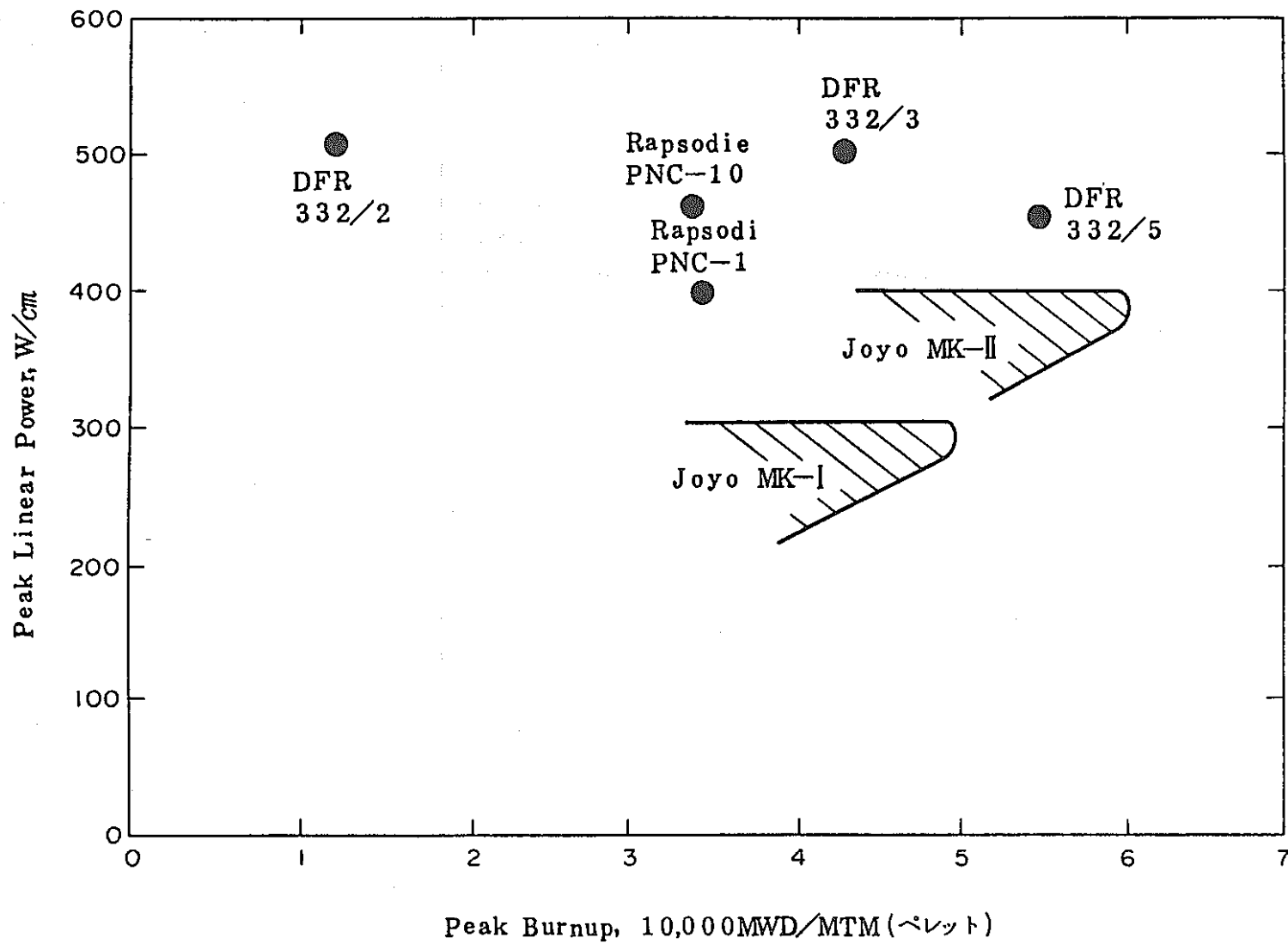


図1.1.7 「常陽」用燃料高速炉照射実績

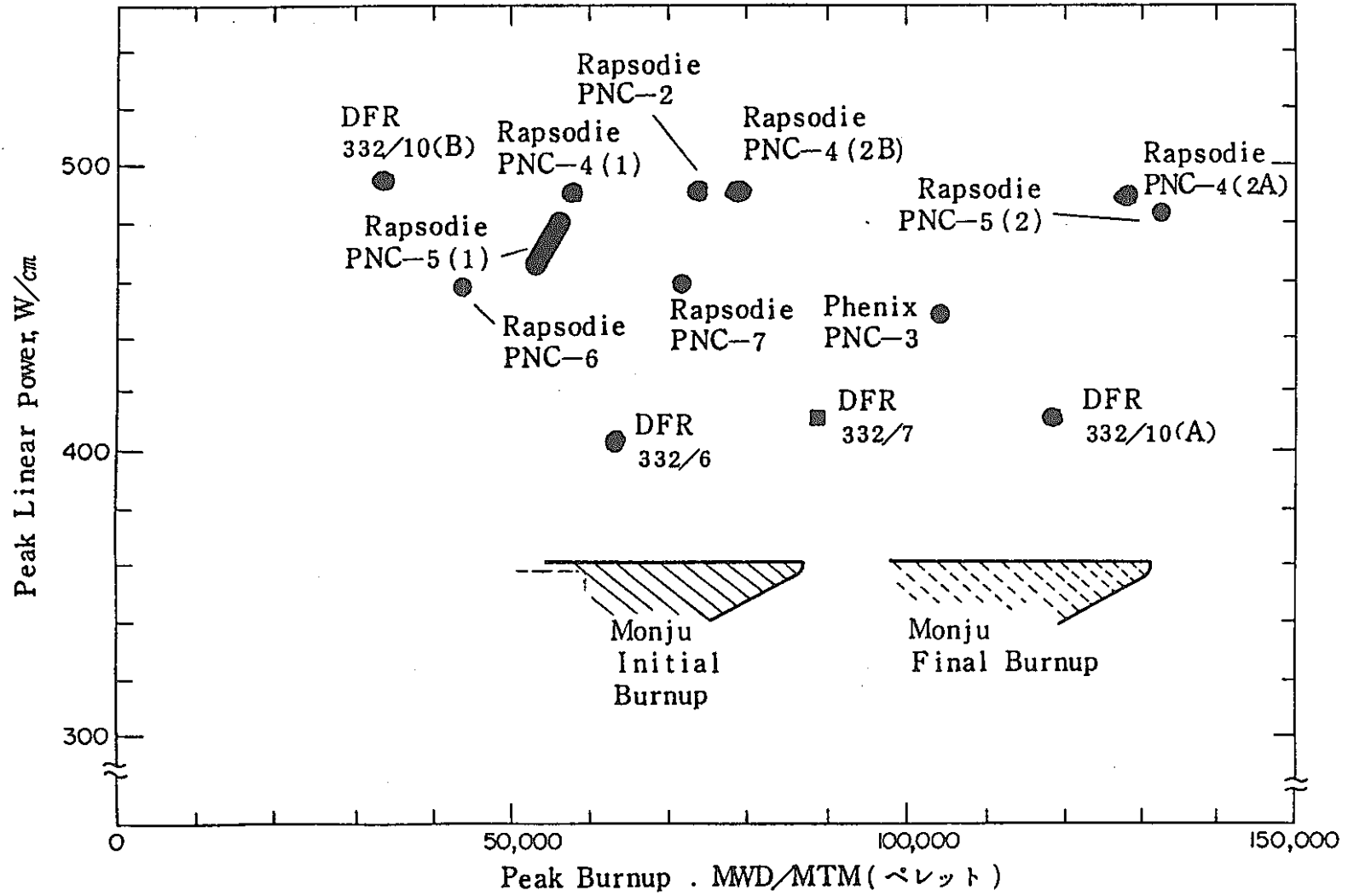


図1.1.8 「もんじゅ」用燃料高速照射実験

試験名	目的	試験内容	試験スケジュール
TOP1-1A -1B -1C -1D	<ul style="list-style-type: none"> <li>単一過渡過出力試験</li> <li>遅い過出力速度でのピン破損限界、破損への余裕を見極める。</li> <li>ピン試験（定常前照射ピン使用）</li> </ul>	<p>160~170%max 過出力速度</p> <p>-1A: 0.1%/sec -1B: 1.0%/sec -1C: 0.1%/sec -1D: 0.1%/sec</p>	<p>1983 1984 1985 1986 1987</p> <p>123 128 133 138 143 EBR-II Run</p>
TOPB1-1	<ul style="list-style-type: none"> <li>ブランケットピンについてTOP1-1と同様の試験</li> </ul>	<p>160%max 過出力速度</p> <p>0.1%/sec</p>	
TOP-4A -4AA	<ul style="list-style-type: none"> <li>TOP-4B (BB), TOP-7, TOB-10 の Duty Cycle 試験の Reference となる定常ピン試験</li> </ul>	<p>100% 10000hr</p> <p>・ピン破損時取り出し再組立 ・もんじゅピン3本を含む。</p>	
TOP-4B -4BB	<ul style="list-style-type: none"> <li>PPSトリップ事象を想定し15%過出力を周期的に加える。</li> <li>ピン試験</li> </ul>	<p>115% 100% 10000hr</p> <p>10回 5min 0.5%/s</p> <p>・過出力は炉内装荷位置間のS/A移動 ・もんじゅピン3本を含む。</p>	
TOP-7	<ul style="list-style-type: none"> <li>冷却材ループが一部故障した場合の部分運転を想定し、100% ↔ 70% 過出力変動を周期的に与える。</li> <li>被覆管温度一定</li> <li>ピン試験</li> </ul>	<p>100% 70% 11000hr</p> <p>・出力変化速度は通常運転時以下 ・出力変動は炉内装荷位置間のS/A移動 ・もんじゅピン3本を含む。</p>	
TOB-10	<ul style="list-style-type: none"> <li>TOP-4B (BB) と同じ照射条件でのバンドル試験</li> </ul>	<p>・ピン出力履歴、過出力パターンはTOP-4B (BB) と同じ</p>	
TOBB-2A	<ul style="list-style-type: none"> <li>TOBB-2B, TOBB-4 の Duty Cycle 試験の Reference となる定常バンドル試験</li> </ul>	<p>100% 10000hr</p>	
TOBB-2B	<ul style="list-style-type: none"> <li>PPSトリップ事象を想定し、15%過出力を周期的に加える。</li> <li>バンドル試験</li> </ul>	<p>115% 100% 10000hr</p> <p>10回</p> <p>・TOP-4B (BB) と同じパターン ・途中で破損した場合再組立、照射継続はおこなわれない。</p>	
TOBB-4	<ul style="list-style-type: none"> <li>冷却材ループが一部故障した場合の部分運転を想定し、100% ↔ 70% 過出力変動を周期的に与える。</li> </ul>	<p>100% 70% 11000hr</p> <p>・TOP-7 と同じパターン ・途中で破損した場合、再組立、照射継続はおこなわれない。</p>	
TOP1-2	<ul style="list-style-type: none"> <li>定常照射によって生じた破損ピンの過出力時の挙動 (DN信号挙動を含む) を調べる。</li> </ul>	<p>100% 115% 5min</p> <p>・過出力は Skewed Core による。 ・RBCB-K2Aにて定常予備照射後、TOP1-2 S/Aに組みかえる。TOP1-2で定常破損を得た後、15%過出力を5分間与える。その後100%出力にもどす。</p>	<p>Steady Transient</p> <p>再組立</p>

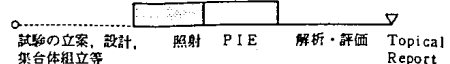


図1.1.9 EBR-II 燃料運転信頼性試験進捗状況(1) Operational Transient (TOP) Program (過渡過出力条件における燃料ピン破損限界の見極め試験)

試 験 名		目 的 ・ 内 容	試 験 ス ケ ジ ュ ー ル																				
Phase I	RBCB-1 RBCB-2 RBCB-3 XY-2 (自然破損)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ RBCB 挙動概要の把握</li> <li>・ 破損ピン悪化がないことを確認</li> <li>・ 燃料 F P の放出が僅かであることを確認</li> <li>・ DN 信号の増大がゆるやかであることを確認</li> <li>・ BFTF の性能評価</li> </ul>	EBR-II Run C. Y. <table border="1"> <tr> <td>93</td><td>98</td><td>104</td><td>111</td><td>117</td><td>123</td><td>128</td><td>135</td><td>141</td><td>147</td> </tr> <tr> <td>1978</td><td>1979</td><td>1980</td><td>1981</td><td>1982</td><td>1983</td><td>1984</td><td>1985</td><td>1986</td><td>1987</td> </tr> </table>	93	98	104	111	117	123	128	135	141	147	1978	1979	1980	1981	1982	1983	1984	1985	1986	1987
	93	98	104	111	117	123	128	135	141	147													
1978	1979	1980	1981	1982	1983	1984	1985	1986	1987														
Phase II	RBCB-K1 (自然破損)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 高燃焼度ピンの Na-燃料反応の把握</li> <li>・ BFTF により汚染状況の把握</li> </ul>	RBCB-K1																				
	RBCB-K2A (被覆管薄肉化)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 中燃焼度ピンの Na-燃料反応の把握</li> <li>・ BFTF により汚染状況の把握</li> <li>・ 「もんじゅ」仕様ペレットの Na-燃料反応の把握</li> </ul>	RBCB-K2A -K2B -K2C																				
Phase III	RBCB-D1 -D2 (被覆管薄肉化)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 高線出力ビン (燃料中心溶融の存在下) における DN 信号挙動を調べる。</li> <li>・ 冷却材流量と DN 信号の関係を調べる。</li> </ul>	RBCB-D1 RBCB-D2																				
Phase IV	RBCB-V2 (プレナムにドリル穴)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 溶接欠陥の模擬試験</li> <li>・ Na-燃料反応スエリング量の評価</li> </ul>	RBCB-V2																				
	RBCB-V4 (被覆管薄肉化)	・ 太径ピンの Na-燃料反応を調べる。	RBCB-V4																				
	RBCB-V5 (燃料カラムにドリル穴とスリット)	・ ブランケット燃料の Na-燃料反応および DN 信号挙動を調べる。	RBCB-V5																				
	RBCB-V6 (被覆管薄肉化)	・ 37 ピンバンドルのピン間破損伝播を調べる。	RBCB-V6																				
	RBCB-V7A -V7B -V7C (燃料カラムにドリル穴とスリット)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 破損ピンの炉内バスケット貯蔵の影響を調べる。</li> <li>・ 人工欠陥の安定性を調べる。</li> </ul>	RBCB-V7A -V7B -V7C																				

BFTF : Breached Fuel Testing Facility  
 FPTF : Fuel Performance Testing Facility  
 RTCB : Run to Cladding Breach

○ 試験の立案、設計  
 集合体組立等

▨ RTCB照射

▩ RBCB照射

□ PIE

▽ 解析・評価

Topical Report

図 1.1.10 EBR-II 燃料運転信頼性試験進捗状況(2) Run Beyond Cladding Breach (RBCB) Program (破損ピンの継続照射試験)

NO.	項 目	57年度		58		59		60		61							
		10	4	10	4	10	4	10	4	10							
	照射サイクル		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	B0J	J	■														
2	B1J	J	■	■													
3	B2M	M				■	■	■	■	■							
4	B3M	M													■	■	■
5	CIJ	J		■	■	■											
6	C2M	M				■	■	■	■	■	■						
7	C3M	M													■	■	■
8	AIM	M					■	■	■								
9	INTA-1	-								■	■						
10	AMIR-1	M				■	■	■	■	■	■						
11	AMIR-2	M				■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
12	CMIR-0	M	■														
13	CMIR-1	M														■	■
14	SMIR-1, -5			■						■							
15	SMIR-2, -6				■						■						
16	SMIR-3, -7			■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
17	SMIR-4, -8			■						■							
18	炉上部照射プラグリグ(UPR)									■	■	■	■	■	■	■	■

J : Joyo MK-II  
 M : Monju  
 INTA : Instrumented Test Assembly  
 AMIR : Absorber Materials Irradiation Rig  
 CMIR : Core Materials Irradiation Rig  
 SMIR : Structure Materials Irradiation Rig  
 UPR : Upper Core Structure Irradiation Plug Rig

図 1.1.11 「常陽」MK-II 利用燃料材料照射スケジュール

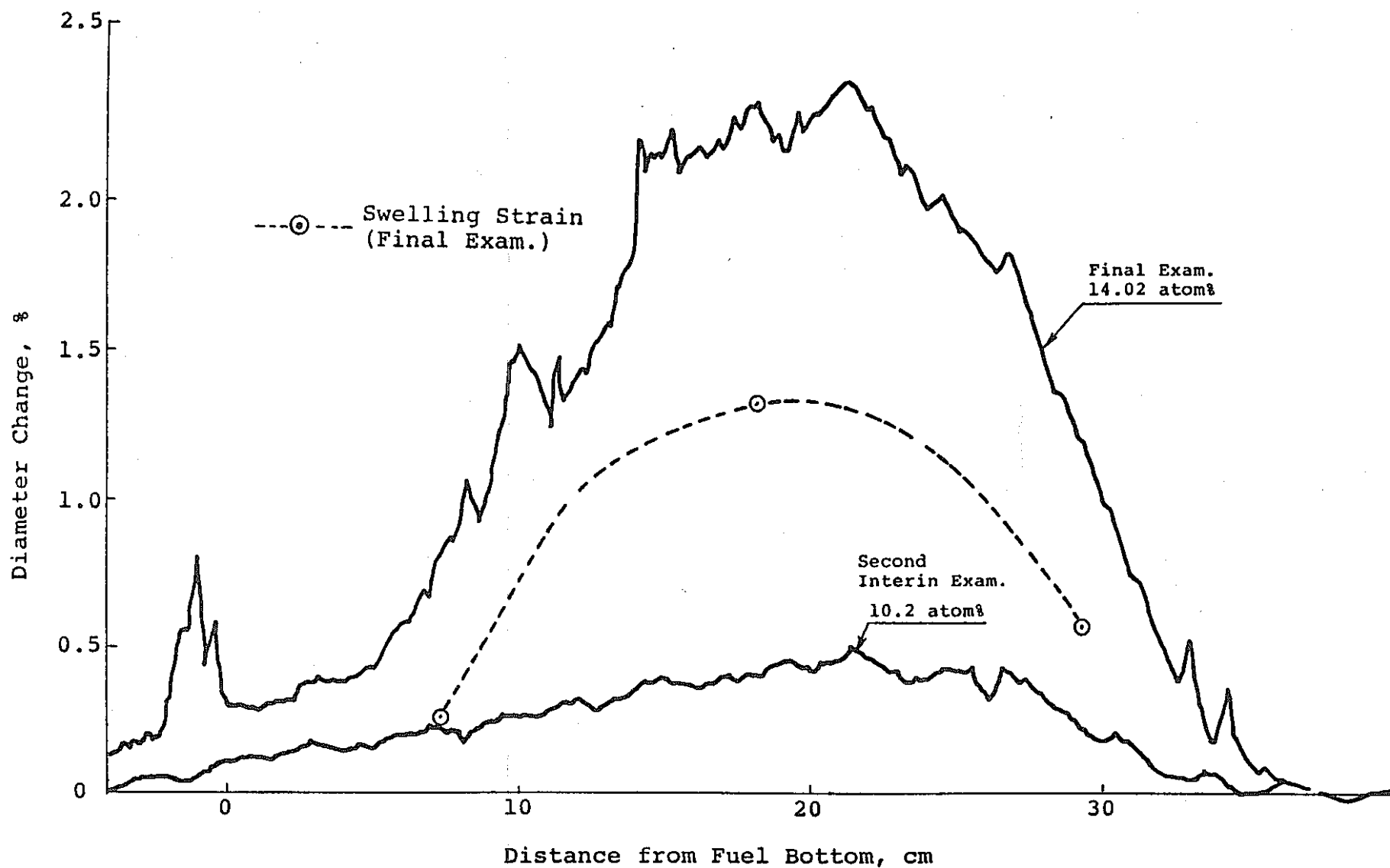
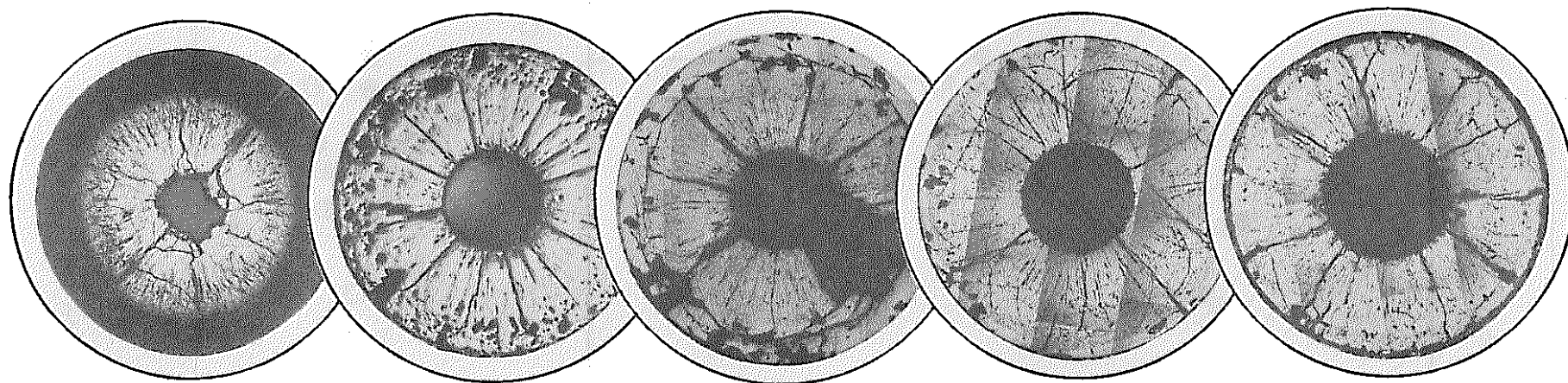


図1.1.12 Axial Profile of Pin Diameter Increase and Swelling Component  
被覆管の外径変化及びスエリングの軸方向分布



LINEAR POWER = 450 ~ 500 w/cm



B.U. = ~ 100 MWD/MTM

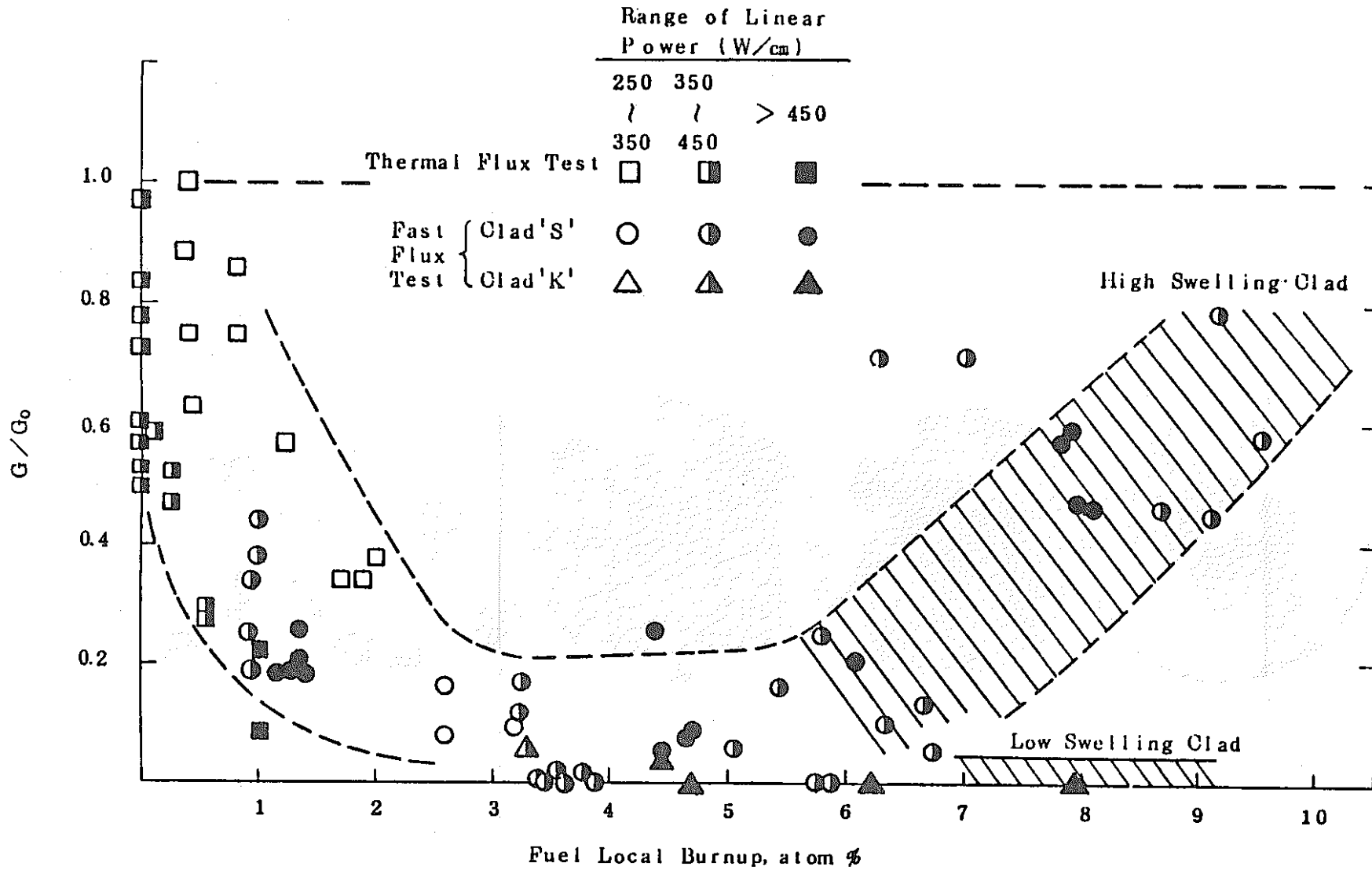
B.U. = 34,000 MWD/MTM

B.U. = 58,000 MWD/MTM

B.U. = 79,000 MWD/MTM

B.U. = 135,000 MWD/MTM

☒ 1. 1. 13 Low Density Fuel Restructuring



⊠ 1.1.14 Residual Gap Width Changes with Burnup

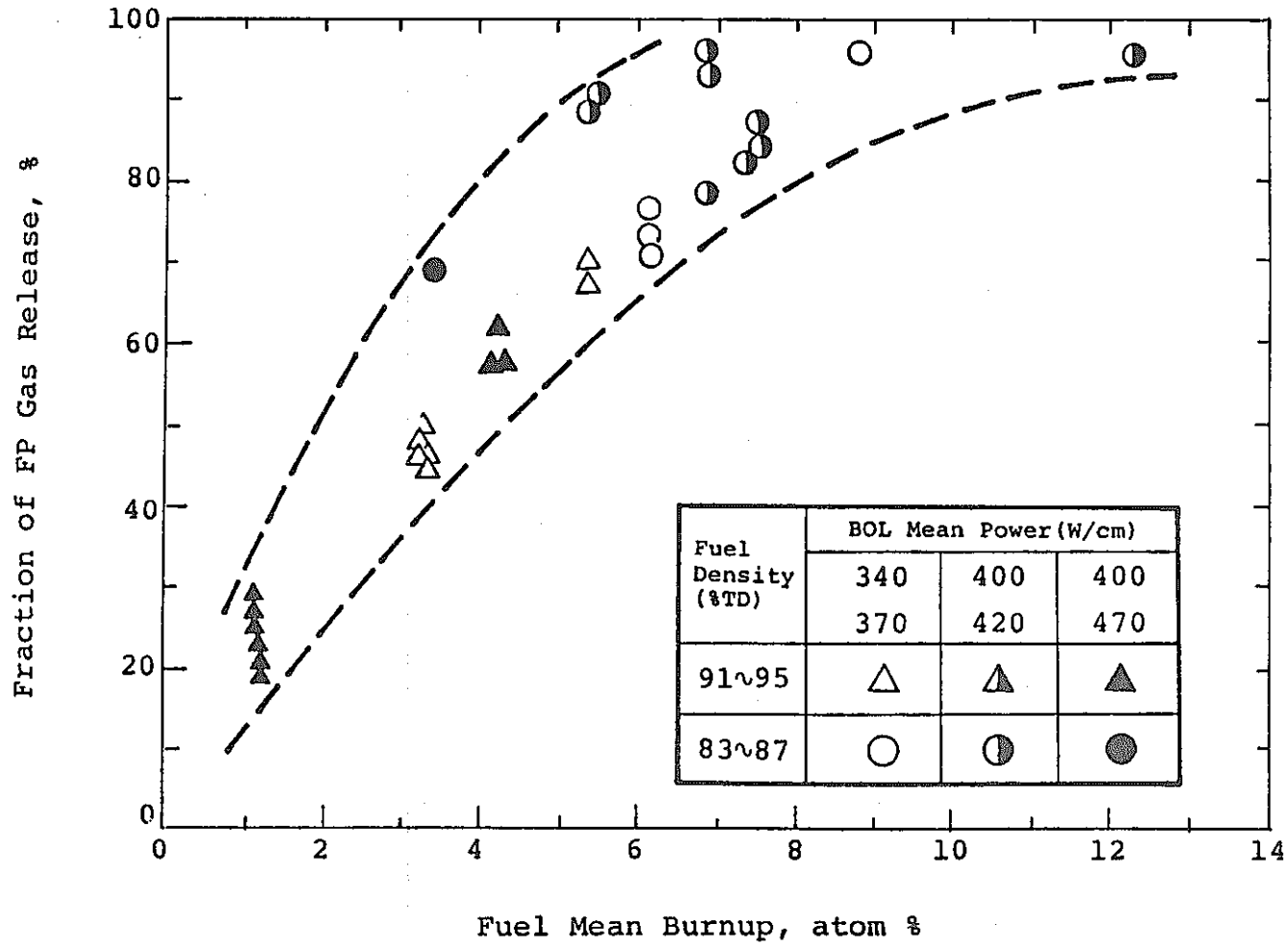
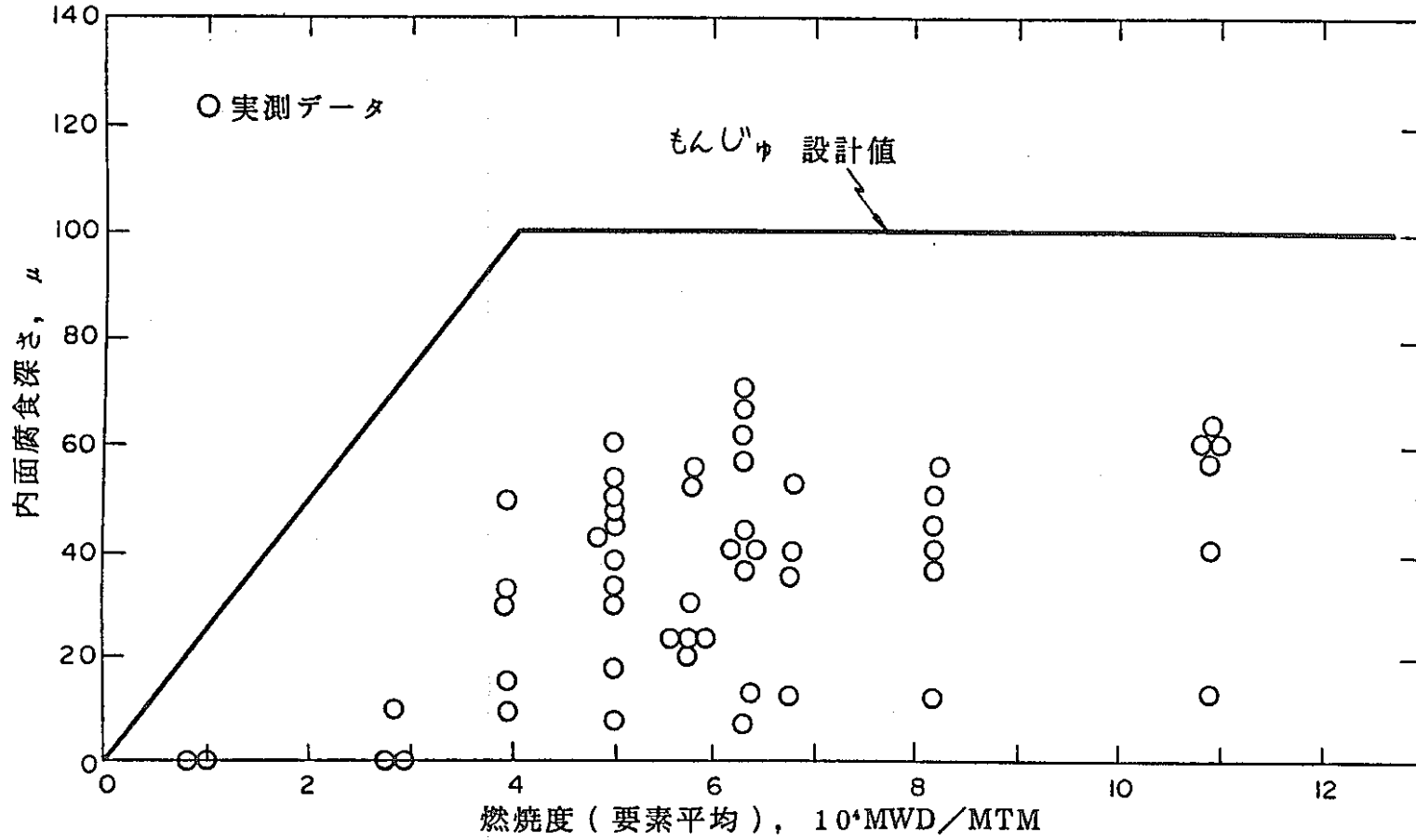


図 1.1.15 Fraction of F.P. Gas Release V.S. Fuel Burnup  
F.P. ガス放出率の燃焼度依存性



被覆管内面腐食データと設計値

図 1.1.16 Comparison of FCCI data with Design Value (Monju)

## (2) 諸外国の燃料要素の比較

世界各国における高速炉開発状況を表 1.1.1 に示す。ここでは枠で囲んだ 6 ケ国の実験炉、原型炉、実証炉計 16 タイプを選定し、それぞれ炉心燃料主要目を拾い上げ、表 1.1.2 にまとめた。現在、概念設計段階にある CDS (米)、CDFR (英)、SNR 2 (西独) や、情報の入手が極めて困難な BN 600 (ソ)、BN 1600 (ソ) 等の炉においては、不明な項目が多く、今後の追加検討が必要である。

## ① 炉心及び燃料ピン寸法

各国の炉心 ( $\text{PuO}_2$ ,  $\text{UO}_2$  領域) 寸法を比較したのが図 1.1.17 である。

炉心高さは主としてナトリウム温度係数及びボイド係数を考慮した安全性の要求並びに線出力、被覆管ホットスポット温度炉心部圧損等の制限から、実験炉、原型炉、実証炉へとスケールアップしても、各国ほぼ共通の 1 m 程度におさまっている。しかし、逆に炉心高さを低く制限した分だけ炉心直径は大きくなっており、たとえば Super-Phenix (仏) では 5.4 m にもなる。なおソ連の炉心直径は、熱出力 600 及び 1600 MW の BN 600, BN 1600 でそれぞれ 2.06 m, 3.35 m と小さく、高線出力 530 W/cm をねらった高性能炉心をめざしている点特徴的である。これはソ連の高速炉開発の基本戦略が他国と異なっており、まず U 燃料で高速炉系の設計・運転性能の実証を行い、その後徐々に U を Pu に置換えて行って、最終的に  $\text{PuO}_2$ - $\text{UO}_2$  燃料による高速炉を実現しようとしているためであろう。<sup>28)</sup>

次に、各国燃料要素及び集合体全長の寸法を図 1.1.18 に比較して示す。

スケールアップに伴い、燃料要素及び集合体寸法は増大する傾向にあり、原型炉、実証炉クラスの燃料要素は、1.8 m (Phenix) ~ 3 m (PNC 実証炉)、集合体は 3.7 m (SNR 300) ~ 5.4 m (Super Phenix) の範囲の長さになる。図 1.1.19 は、代表的高速度についてガスプレナム位置、軸方向ブランケット位置、ピン径の観点からまとめたものである。下部プレナムピンを採用することにより、燃料要素全長及び集合体全長を短縮することができると同時に、炉心支持抜等に対する中性子照射効果を軽減できるメリットがある。

## ② 燃料ペレット

現在実証炉クラスの高速炉には混合酸化物燃料の採用が予定されている。

ソ連の高速炉 (BOR 60, BN 350, BN 600) は、初期の BR-5 燃料以外は、すべて濃縮 U の  $\text{UO}_2$  燃料であり、 $\text{PuO}_2$ - $\text{UO}_2$  燃料は使用していない。これは Pu 燃料が Na ボイド効果の心配があることと、U 燃料は製作が容易であり、また臨界実験、核計算等の経験が豊富であることに基づいている。<sup>28)</sup>

燃料密度は、図 1.1.20 に示すように、85% TD (Monju, Phenix) ~ 95.8% TD (BN 350) にある。ソ連の  $\text{UO}_2$  燃料ペレットは、いずれも約 95% と高い密度である。PNC 実証炉の  $\text{PuO}_2$ - $\text{UO}_2$  ペレット密度は、照射に基づくスエリングよりも増殖比を高くとること

を重視しており、BN 350 (ソ)に次ぐ高い値 94.5%を採用している。

一方、燃料ペレット径でみると、PNC 実証炉は Super - Phenix (仏)<sup>35)</sup>に次ぐ太径であり、経済的な燃料費、加工費と高い増殖比をねらった設計になっている。

燃料要素の設計では、燃料の熱的特性に対する配慮として各国とも、使用期間中の通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料最高温度は酸化物燃料ペレットの溶融点に達しないことを条件にしている。図 1.1.21 は製造時の被覆管・ペレット間のギャップ寸法(直径)をパラメータとして、燃料溶融開始線出力密度( $Q_m$ )を求めた実験データ<sup>29)</sup>に、各国の設計値をプロットしたものであり、上述の条件が満足されていることがわかる。混合酸化物燃料に関するこれまでの製造、使用経験と今後の開発、実証試験等により、実証炉クラスの信頼性、経済性のある燃料を作り出すことは可能と考えられる。

燃料については、この他混合炭化物、窒化物、メタル燃料等が考えられ、とくに炭化物燃料については、米国、英国、西独等で若干の開発が行われてきている。炭化物燃料は、約 35%まで fissile 密度を増加させることができ、それだけ増殖比が高められる。また、熱伝導率が高いため、ペレット径を増大させ、高出力ピンをつくることのできる(酸化物燃料 500 W/cm, 炭化物燃料 2000 W/cm)<sup>34)</sup>等の利点があり、ガスボンド又はナトリウムボンド型が試験されている。一方スエリング速度が大きく、PCMI 効果が大きくなる欠点がある。DPR (英)では燃焼度 7.0%が達成された。<sup>23)</sup>炭化物燃料を実用化するためには、今後かなりの特性試験と製造、再処理ラインの見直しと開発が必要となる。酸化物燃料に代わる代替燃料は開発努力に見合うよほどのメリットがない限り、実用化は難しいと考えられる。

### ③ 被覆管

各国の被覆管平均直径と肉厚を図 1.1.22 に示す。高速炉では出力密度を高くとるため、肉厚方向温度差に起因する 2 次応力を制限する必要が生じ、燃料要素は薄肉管となり、各国とも 0.35~0.5 mm の肉厚となっている。なお、Super - Phenix (仏)の被覆管肉厚については 0.4 mm, 0.7 mm とする文献があったが、ここでは FCMI 会議に関連して仏側より提出された値、被覆管外径/内径、8.5/7.37 mm, 肉厚 0.565 mm を採用した。

一方、外径はスケールアップに伴うペレット径増大に従い、太径になる傾向にある。

被覆管材料については、各国とも実験炉、原型炉クラスでは現在 316 ステンレス鋼又はそれに近いステンレス鋼が主流である。しかし、スエリング及びクリープ特性にすぐれた被覆管材料の実現は、高速炉における燃料コスト改善上の重要な鍵となる。このため各国とも材料の改良、開発を精力的に進めており、たとえば米国では、1974年に 35種の候補材新合金を取り上げ、次の 6つの観点から候補材を絞り、1978年に 6種を選定している。<sup>29)</sup>

- 1) スエリング及びクリープ特性
- 2) 金属学的特性

- 3) 機械的特性
- 4) 製造技術
- 5) 燃料及びナトリウム効果
- 6) メーカーの開発と生産性

表 1.1.3 に各国の主要な開発材料をまとめて示す。大別すると、

- 1) Ti 添加の改良 316 ステンレス鋼又は 15 Cr- 15 Ni の改良ステンレス鋼
- 2) 析出強化型高 Ni 合金
- 3) 8 Cr ~ 12 Cr 系フェライト鋼

に分類できる。。このうち 3) はラップ管への使用をねらったものである。1) については、各国とも最適組成が一致する方向にあり、実用化のめどはついている。しかし、2)、3) については改良、開発の余地が残されている。今後の問題点を述べてみると次の通りになる。

〔析出強化型高 Ni 合金〕

耐スエリング、耐クリープ強度特性にすぐれ、破壊靱性に対しても十分であると考えられるが、照射により延性が低くなる問題点がある。また製造性は 316 ステンレス鋼よりも悪い。

〔フェライト鋼〕

耐スエリング、耐クリープ強度特性にすぐれ、また照射による延性の低下もさほどないが、破壊靱性（延性・脆性遷移）が問題になろう。被覆管に採用するためには、少なくとも 700℃ 程度まで十分な高温強化が要求され、オーステナイトステンレス鋼、Ni 合金とは比較にならず、無理であろう。

新合金に関する R&D は、各国とも多額の予算を計上して多量のデータを取得しているが、高速炉開発の重要なターゲットとなっているため、公開情報は断片的なものが多い。

英国の例では DFR において、現在 PFR で使用されている M 316 のほかに FV 548 及び PE 16 をそれぞれ被ふく管として使用した燃料要素を高燃焼度まで照射して外径増加を比較した。その結果を図 1.1.23 に示すが、FV 548 及び PE 16 を使用した燃料要素の外径増加は M 316 を使用したものに比べはるかに小さくなっている。

一方米国では炉内照射をはじめとする各種評価試験により D 9 合金が従来の 316 に代わる炉心材料として既に選定された模様である。D 9 に関する照射データはあまり公表されていないが、最近公表された D 9 のスエリング挙動は図 1.1.24 に示すように、著しい改良効果が認められている。また、またフェライト鋼 HT- 9、D 21、D 68 はさらにすぐれたスエリング抵抗性を示すことがわかる。

また、フランスでは Ti 添加の改良 316 材開発に力を注いでおり、図 1.1.25 に示すような従来の 316 材とのスエリングの比較図が発表されている。この図がどの照射量まで実際

の照射データにもとづくものであるかは不明であるが、図に示されている Ti 添加 316 材のスエリング傾向は「もんじゅ」で使用している設計評価式よりも小さい。

なお動燃事業団においても、既に述べたように 316 相当材の開発と並行して更に耐スエリング性の優れた材料を実用化すべく、改良ステンレス鋼、高ニッケル合金、フェライト鋼等の開発研究を鋭意進めている。<sup>29)</sup>

#### ④ 燃料ピン

各国における燃料ピンの主要目を比較した。図 1.1.26 には、原子炉出口温度と被覆管ホットスポット温度の関係を示す。原型炉から実証炉へのスケールアップの過程で、仏、アメリカ、西独では出口温度を低下させている。PNC 実証炉は「もんじゅ」並みを維持している。炉出口温度の低下にあわせホットスポット温度も低目になる。温度に関しては一般的にシステムに対する保守的思想が幅をきかせてくる。

一方、燃料ピンの最大線出力でみると、図 1.1.27 に示すように、原型炉から実証炉への過程でいずれの炉も例外なく線出力を上昇させており、燃焼ピンを消耗品として極限まで性能を発揮させる高性能炉心をめざしている。ピン外径の増加は、ペレット径の増加傾向に依存している。

図 1.1.28 にはガスプレナム対炉心燃料長さ比を線出力と関係させプロットした。下部プレナムピンを採用することにより、BN 600 (ソ) を除きプレナム長さを燃料長さよりも短くすることができ、CDFR (英) では長さ比で最小の 0.37 となっている。また、この図で特徴的なことは、高線出力側の炉心がいずれも下部プレナムを採用していることであり、コンパクト化と高性能化が同時に達成できている。下部プレナムピンの場合には、燃料カラムのサポート方式が問題になるが、英国、フランスでは図 1.1.29 に示す。“かしめ”方式を採用している。

大型高速炉の主目標の 1 つに、高燃焼度の達成が挙げられる。図 1.1.30 には、各国燃料ピンの照射日数を比較した。このうち、PNC 実証炉及び「もんじゅ」燃料が 876 日、740 日と最も長期の照射で、ペレット最大ピーク燃焼度 130,000 MWD/T を目標としている。一方、図 1.1.31 には燃焼度とピークフルエンスの関係を示す。ピークフルエンスでみると PNC 実証炉は、「もんじゅ」、SNR 300 (西独)\* とほぼ同一レベルの最高値をねらっている。Dupouy<sup>32), 33)</sup> によると Super Phenix では 2 次以降の炉心で 120 dpaF ( $2.04 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ,  $E > 0.1 \text{ MeV}$ ) を目標にしているが、現状ではこれを容易に達成できる材料は現存せず、新合金の開発実証試験が必要になること、また FBR の経済性からは 160 dpaF ( $2.7 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ,  $E 70.1 \text{ MeV}$ ) を目標にしなければならないとしてい

\* ) 文献<sup>24)</sup> の会議において、B. Steinmetz は、SNR 300 の設計条件に対する PNC 側質問に対し、" SNR 300 MKIA 後の炉心は、450 W/cm, 85000 MWD/T,  $2.3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 0.1 \text{ MeV}$ ) Swelling < 5%, グリッド型" を目標にしていると回答している。



る。

図 1.1.32 は各国の燃料要素照射実績<sup>31)</sup>を到達燃焼度(ペレット最高)に着目して比較したものである。これまでに約 3000 本以上の燃料要素が 100,000 MWD/T を超える高燃焼度に到達しており、原型炉、実証炉クラスの目標燃焼度の達成は現実のものになりつつある。

表 1.1.1 世界の高速炉一覧表<sup>9)</sup>

種別 国	実 験 炉	原 型 炉	実 証 炉	
日	常 陽 75 MWt - 100 MWt - L 1970 - 1977 - 1983	もんじゅ 300 MWe - L 1892 p - 1990	PNC実証炉 1000 MWe 1990 p -	
米	EBR-II FTFF 20 MWt - T 400 MWt - L 1958 - 1963 1970 - 1980	CRBR 350 MWe - L 1982 p - 1988 p	CDS 1000 MWe - L	
英	DFR 15 MWe - L 1955 - 1959	PFR 250 MWe - T 1967 - 1973	CDFR 1320 MWe - T 1985 p - 1992 p	
仏	Rapsodie 20 MWt - 40 MWt - L 1962 - 1967 -	Phenix 250 MWe - T 1968 - 1973	Super - Phenix 1200 MWe - T 1977 <sup>2)</sup> - 1983 p	SP - 2 1500 MWe - T 1985 p - 1992 p
独	KNK - II 21 MWe - L - 1973 - 1978	SNR - 300 312 MWe - L 1973 - 1985 p <sup>3)</sup>	SNR - 2 1300 MWe - L 1985 p - 1992 p	
ソ	BR - 10 BOR - 60 10 MWt - L 12 MWt - L - 1958 1965 - 1969	BN - 350 150 MWt - L 1964 - 1972	BN - 600 600 MWe - T 1969 - 1979 p	BN - 1600 1600 MWe - T 1985 p - 1992 p
伊	PEC 118 MWt - L 1972 - 1982 p			
印	FETR 15 MWt - L 1973 - 1982 p			

表 1.1.2 各国の高速炉用炉心燃料の主要目の比較

	JAPAN				France 13)~16)			USA 17)~21)			UK 22), 23)		F. R. G 24)		USSR 25)~27)		
	JOYO MK-I	JOYO MK-II Driver	MONJU	実証炉(PNC)	Rapsodie Fortissimo	Phenix	Super-Phenix	FFTF	CRBRP	CDS	PFR	CDFR	SNR 300	SNR-2	BN 350	BN 600	BN 1600
被覆管径 (mm)	6.3	5.5	6.5	7.4	5.1	6.55	8.5	5.84	5.84	6.985	5.84	5.84	6.0	7.6	6.1	6.0	?
肉厚 (mm)	0.35	0.35	0.47	0.4	9.37	0.45	0.565	0.38	0.38	0.37	0.38	0.38	0.38	0.35	0.40	?	
被覆管材質	10% 316 SS (S 46)	20% 316 SS (S 52)	20% 316相当材 (S 56~)	20% 316相当材	316 SA	316 ST 20% 316 T	20% 316 T 15-15 T	20% 316 SS	20% 316 SS	0.9 合金 (HT 9)	20% M 316	316 SS	14970	14970	16Cr-15Ni-3Mo-Nb.	16Cr-15Ni-3Mo-Nb.	?
被覆管ホットスポット温度 (ノミナル温度 (°C))	640 (Max 630*)	650	675 (625)	675	645	690 (640)	700 (620)	750 (610)	718 (657)	677	700	670	685 (620)	650	680 (500)	690	?
定格時最大線出力密度 (l) 過出力時 w/cm	Max 280	400	360	430	430	430	450	417	454 (15% Over Power) 522	459	420	440	360 (MKIA) 450	415	440	530	?
燃料要素全長 (mm)	1,910	1,533	2,740	3,000	530	1,793	2,700	2,380	2,740	?	2,260	?	2,465	?	1,140	2,445	?
炉心燃料長さ (炉心高さ) (mm)	600	550	930	1,000	322	850	1,000	914	914	1,016	915	1,000	950	950	1,060	750	1,000
軸方向ブランケット長さ (mm)	400/400	—	300/350	350/350	—	**/350	300/300	—	355/355	?	**/455	400/400	400/400	?	600/600	400/400	?
プレナム対炉心燃料長さ	0.68 (上)	~1.0 (上)	1.25 (上)	0.97 (下)	~0.5 (下)	0.52 (下)	1.012 (下)	1.17 (上)	1.33 (上)	?	0.766 (下)	10.37 (下)	0.69 (下)	?	?	1.09 (下)	?
最大フルエンス又はフラックス (n/cm <sup>2</sup> . 又は n/cm <sup>2</sup> s) E > 0.1 MeV	6.4 × 10 <sup>22</sup>	7.0 × 10 <sup>22</sup>	2.3 × 10 <sup>23</sup>	2.4 × 10 <sup>23</sup>	(2 × 10 <sup>15</sup> nv)	(7.2 × 10 <sup>15</sup> nv)	(6.1 × 10 <sup>15</sup> nv) 120 dpaF	(4.5 × 10 <sup>15</sup> nv)	(3.4 × 10 <sup>15</sup> nv)	1.4 × 10 <sup>23</sup>			2.3 × 10 <sup>23</sup>	?	(8 × 10 <sup>15</sup> nv)	(10 × 10 <sup>15</sup> nv)	(10 × 10 <sup>15</sup> nv)
炉内燃焼期間 (日)	(315)		(740)	(876)		(336)	(2.04 × 10 <sup>23</sup> not)	(306)	(411)	Cool (730)	(360)	(730) at 10% B.U	(441)				
炉心直径 (mm)	~800	730	1,788	3,250	?	1,390	5,400	1,200	1,982	5,110	1,470	4,300	1,780	?	1,580	2,060	3,350
燃料ペレット径 (mm)	5.4 × 10 <sup>1</sup>	4.63 × 9 <sup>1</sup>	5.4 × 8 <sup>1</sup>	6.4	4.2	5.5	7.14	4.94	4.9	?	5.03	5.1	5.09	?	4.82	5.9	?
燃料密度 (%TD) (l) スミア密度	93.5 (87)	93 (86.5)	85 (80)	94.5	92	85 (80)	95.5	90.4 (85.5)	91.3 (85.5)	?	86.5 (80)	86.5 (80)	86.5 (80)	?	95.8 (83)	95.2 (80)	?
ペレット被覆管ギャップ (μm) (直径)	200	170	160	160	130	150	230	140	180	?	50	?	150	?	580	200	?
炉心燃料富化度 (% in/out)	PuO <sub>2</sub> : 17.7 U <sup>235</sup> : 23	PuO <sub>2</sub> : 22.3/28.8 U <sup>235</sup> : 12	IniTiel 15/20 16/21	?	U <sup>235</sup> : 85	14.1/15.8	15.0/18.9	22.4	17.7/25.6 32.8	PuO <sub>2</sub> : 18.6	24/30 (19/25?)	?	23.7/33.3	17/23.5	UO <sub>2</sub> 燃料 23/19	UO <sub>2</sub> 燃料 ?	UO <sub>2</sub> - PuO <sub>2</sub>
燃料中心最高温度 (°C) B. a. L.	1,600*	2,550	~2,350 (定格) Max ~2,600 (過出力)	2,340	2,280	2,300	?	2,677 (80,000 MWD/T)	2,350	?	1,500	?	2,100	~2,500	1,840	?	?
(最大燃焼度 %HA)							9				10 (~7.5)	(10)			(許容 5.5)	(10)	(10)
燃焼度 MWD/T Max s/A	40,000*	50,000	98,000 (Ave 80,000)	(Ave 74,000)	180,000 (Ave 65,000)	50,000 (設計) (Ave 44,000)	70,000(*) 100,000	(Ave 45,000) 80,000	ワイヤグリッド 50,000 (150,000) 30,000 (110,000) 80,000	60,000~90,000	61,000 75,000	100,000 70,000	85,000 56,000 90,000	80,000 50,~65,000	50,000 38,000 (50,000)	100,000 (100,000)	70,000~100,000 50,000~70,000
Max Pelet	48,300*		~130,000			60,000	100,000										
集合体全長 (mm)	2,970 (60kg)	2,970 (57kg)	4,200	4,800	1,700 (16kg)	4,300 (200 kg)	5,400 (590 kg)	3,658	4,572	5,105	3,810	4,300	3,700	?	3,500	?	?
ラップ管外対面寸法 (mm)	78.5	78.5	110.6	140.1	49.8	123.7	173	116.2	116.2	130.6 (rilch: 5.93 in)	142	142	110.2	?	96	96	?
燃料要素本数	91	127	169	217	61	217	271	217	217	271	325	325	166	279	169	127	?
スベ-サ型式	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ(グリッド)	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	グリッド	グリッド	グリッド	?	ワイヤ	ワイヤ	?
炉構造	ル-ブ	ル-ブ	ル-ブ	ル-ブ	ル-ブ	タンク	タンク	ル-ブ	ル-ブ	ル-ブ	タンク	タンク	ル-ブ	ル-ブ	ル-ブ	タンク	タンク
熱出力 (MW)	75	100	714	2,480	40	563	2,990	400	975	2,550	600	3,300	762	3,420	1,000	1,470	4,200
電気出力 (MW)	0	0	~280	1,000	0	250	1,200	0	380	1,000	350	1,320	312	1,300	150 (電気) 200 (脱塩)	600	1,600
増殖比	1.19	—	1.20 (Initial) 1.21	1.24	—	?	1.19	—	1.24 (low Pu <sup>140</sup> ) 1.29 (LWR Recycle) Heterogeneous Core	1.3	1.0	1.25	?	1.2~1.35	1.40 UO <sub>2</sub> 燃料	1.30 UO <sub>2</sub> 燃料	1.35~1.4

\* 実積 \*\* 上部ブランケット分離型

表 1.1.3 各国における開発炉心材料

			Reference	Alternative (second)	Advanced (third)
米 国	オーステナイト	固溶強化	316. CW	D 9 (14.5Cr- 14.5Ni- Mo-Ti)	
		析出強化			D21(8Cr-25Ni-Ti-Al) D66(10Cr-40Ni-Ti-Nb-Al) D68(12Cr-35Ni-Ti-Nb-Al)
	High Ni				
	フェライト		HT 9 ㊟ (12Cr- 1 Mo)	D57 (10Cr- 6 Mo)	
DeBeNe	オーステナイト	固溶強化	1.4970 (15Cr- 15Ni- Mo- Ti)	12× RN 72 (20Cr- 25Ni- Mo- Ti)	
		析出強化		1.4980 (15Cr- 25Ni- Mo- Ti- Al) 1.4976 (20Cr- 32Ni- Ti- Al)	
	High Ni				
	フェライト		1.4914 (12Cr- 1 Mo- Nb- V)	DT 02 分散強化 DY 005 13 Cr 鋼	
英 国	オーステナイト	固溶強化	M 316. CW ㉞	FV 548. CW (17Cr-12Ni-Mo-Nb) 316 (+ Si, Ti)	12 R 72HV. CW (15Cr-15Ni- Mo- Ti) En 55B(18Cr- 8Ni- Ti)
		析出強化			
	High Ni	Nimonic PE 16 ㊟ (16Cr- 43Ni- Mo- Ti- Al)		Ni 基合金	
	フェライト		FV 448 (S) ㊟ (フェライト/マルテン)	フェライト - マルテンサイト鋼	
フランス	オーステナイト	固溶強化	Ti stabilized 316	不 明	

㉞ 被覆管      ㊟ ラPPER管

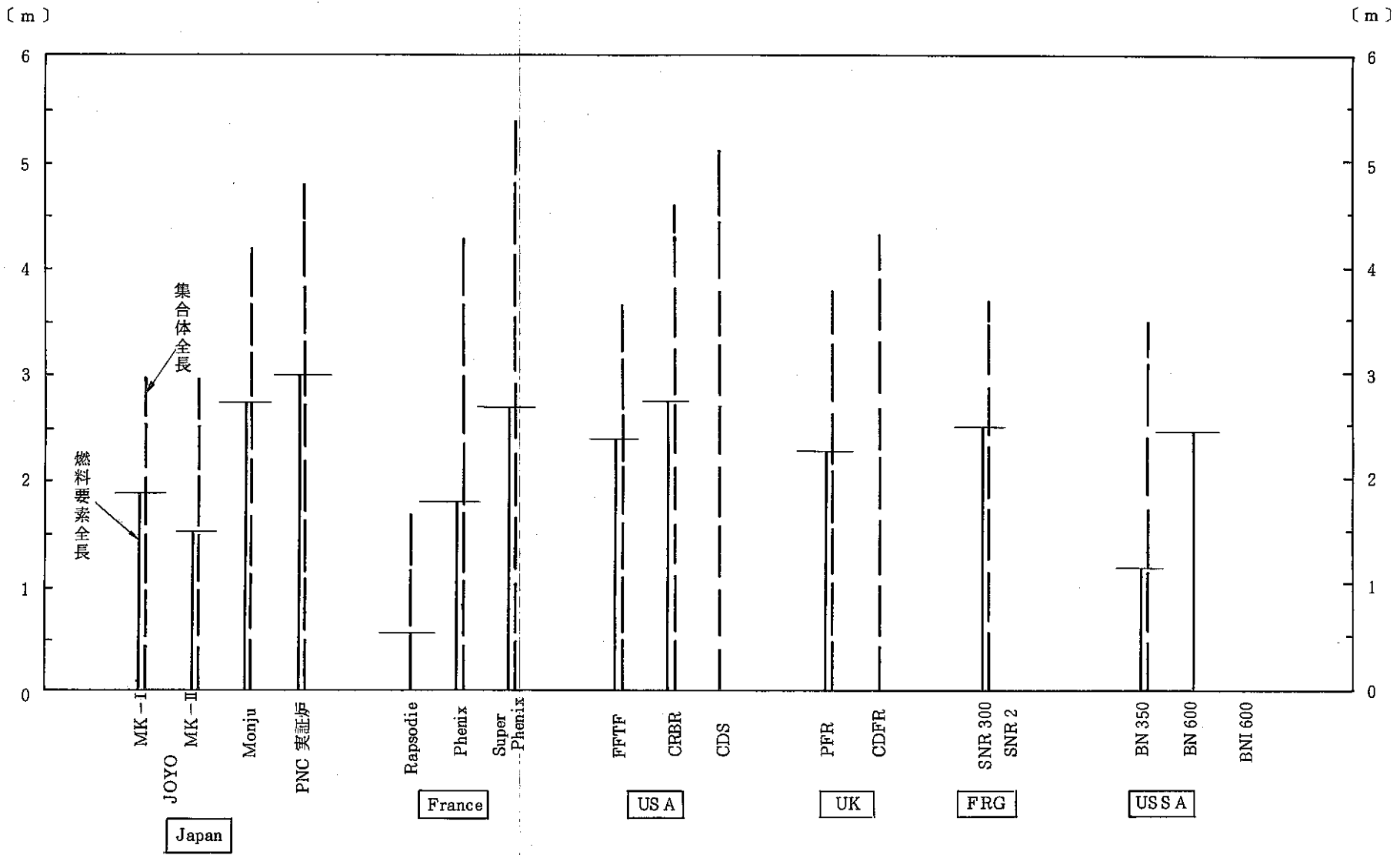


図 1.1.18 各国炉心要素及び集合体全長の寸法比較

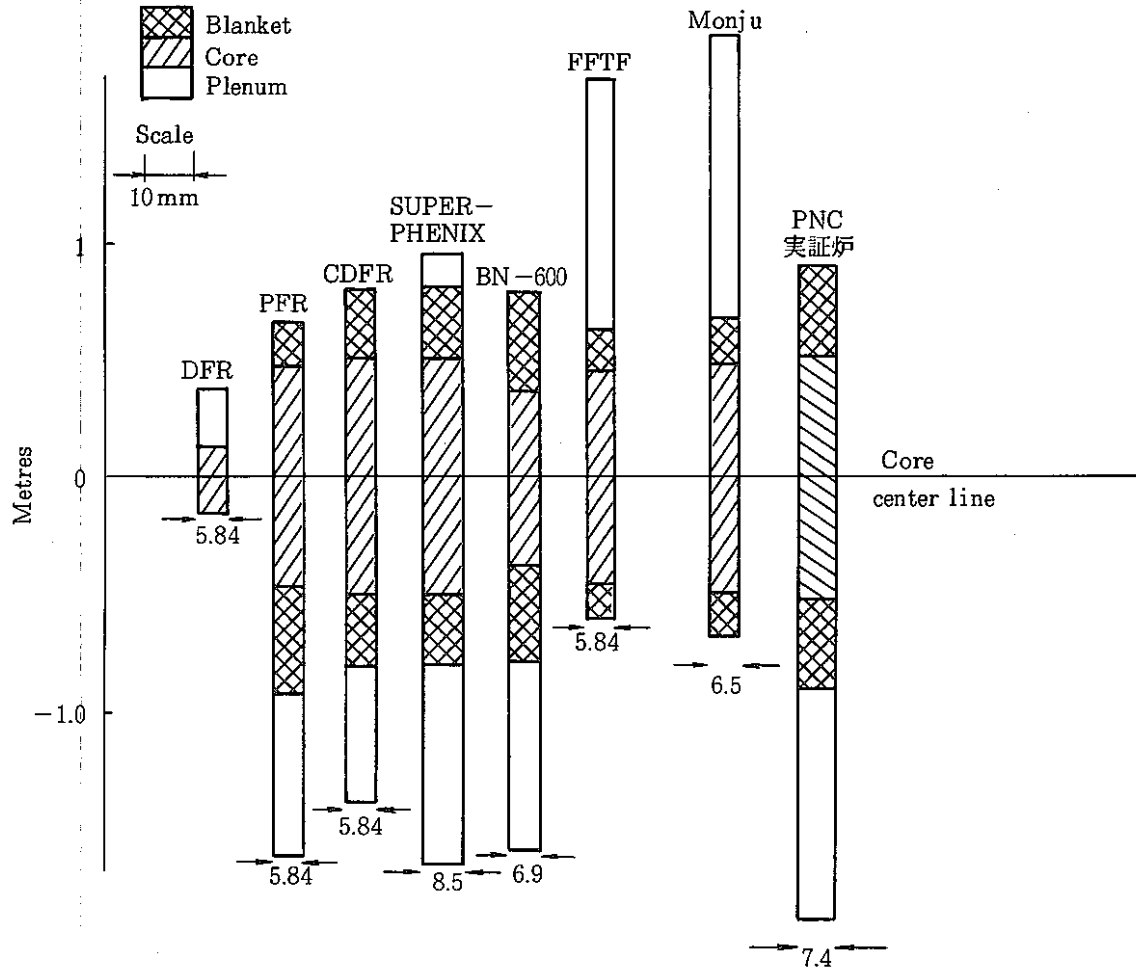


図 1.1.19 各国燃料ピンの寸法比較

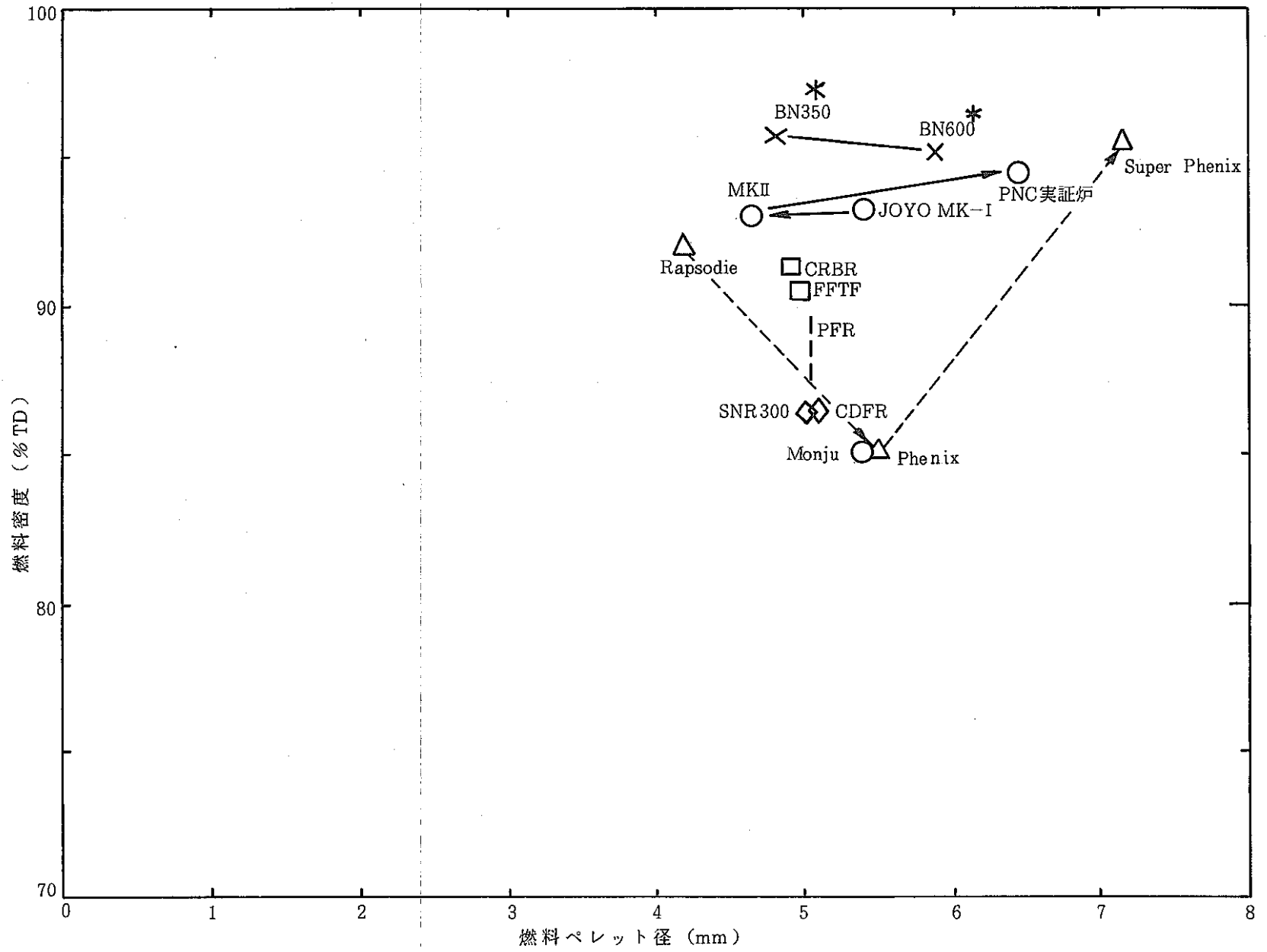


図 1.1.20 燃料ペレットの仕様比較 (\*: UO<sub>2</sub> ペレット, 他は PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> ペレット)

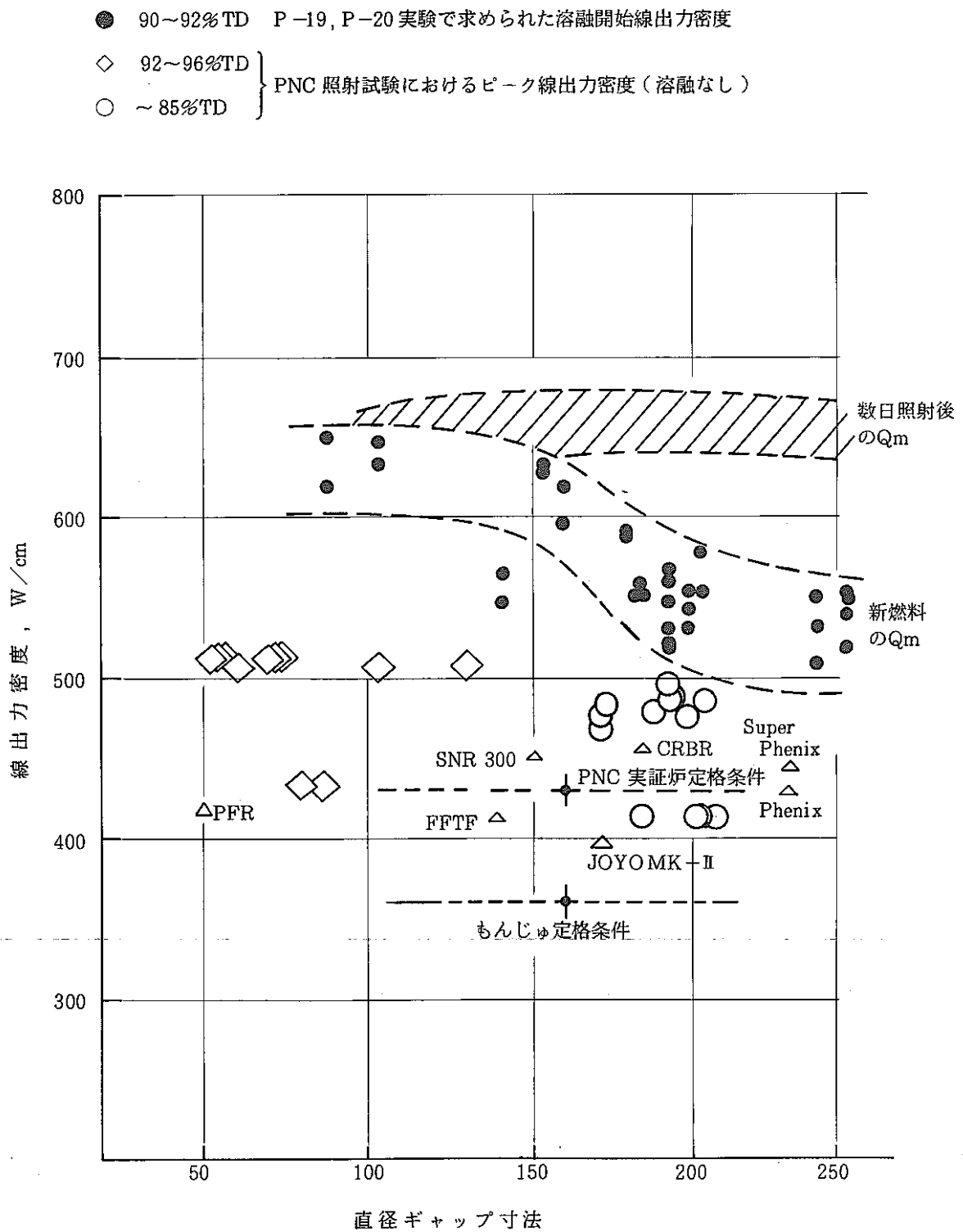


図 1.1.21 PNC 照射試験におけるピーク線出力密度と米国P-19, P-20 実験から求められた燃料溶融開始線出力密度との比較に各国  $PuO_2-UO_2$  ペレットの設計値をプロット



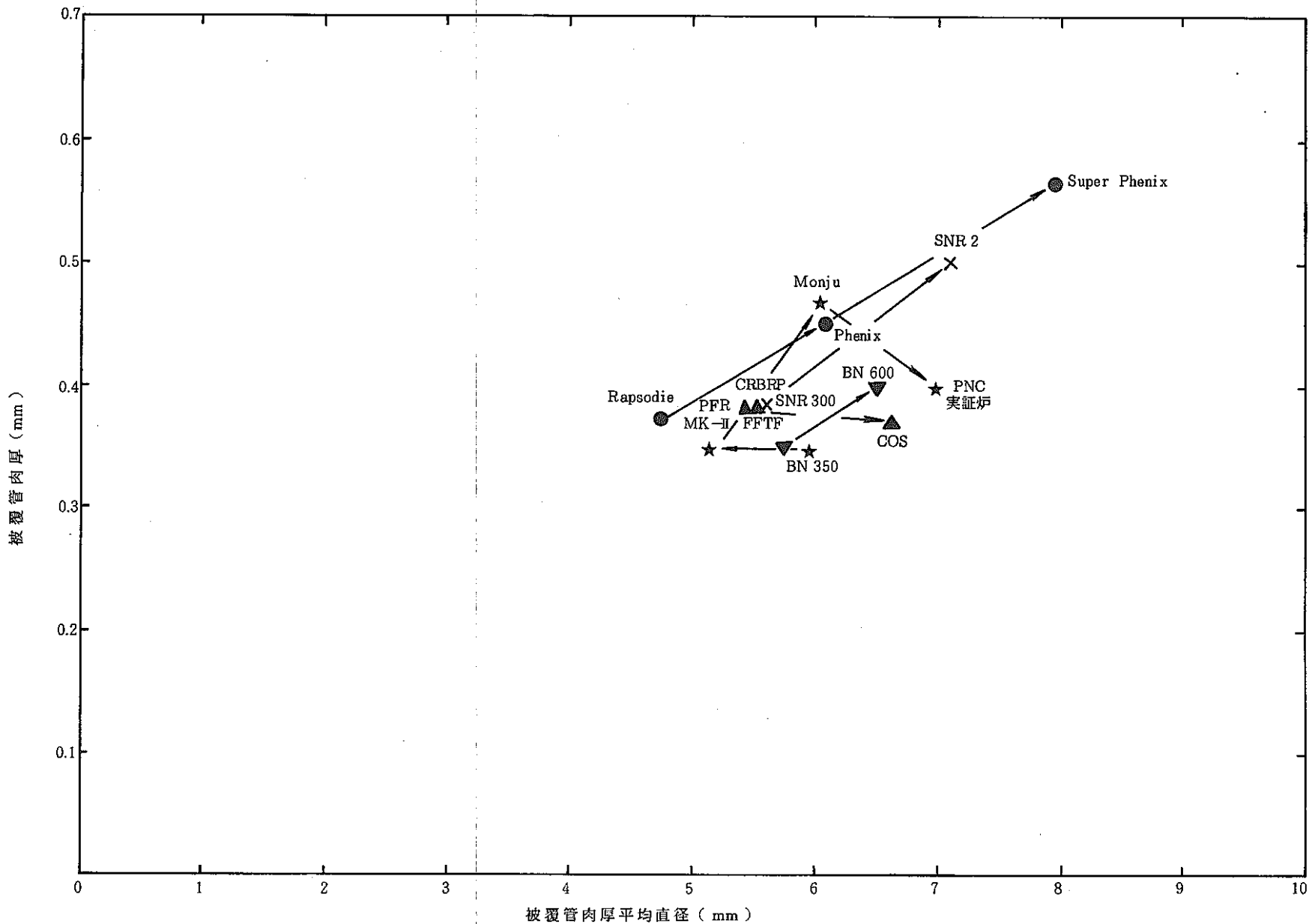


図 1.1.22 各国被覆管寸法の比較

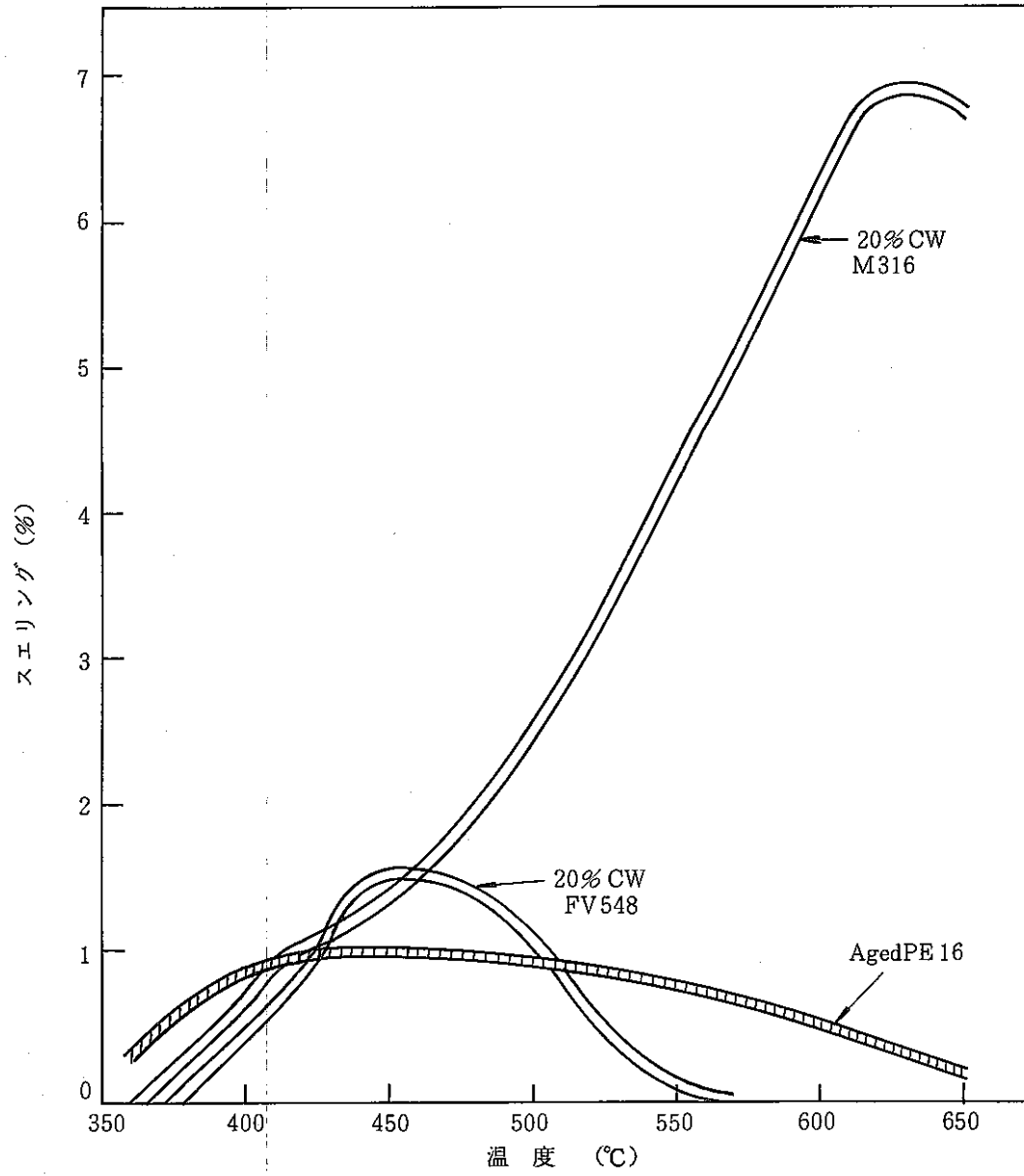


図 1.1.23 炉心材料のスエリングと温度の関係 50 dpa (N/2) (英国)

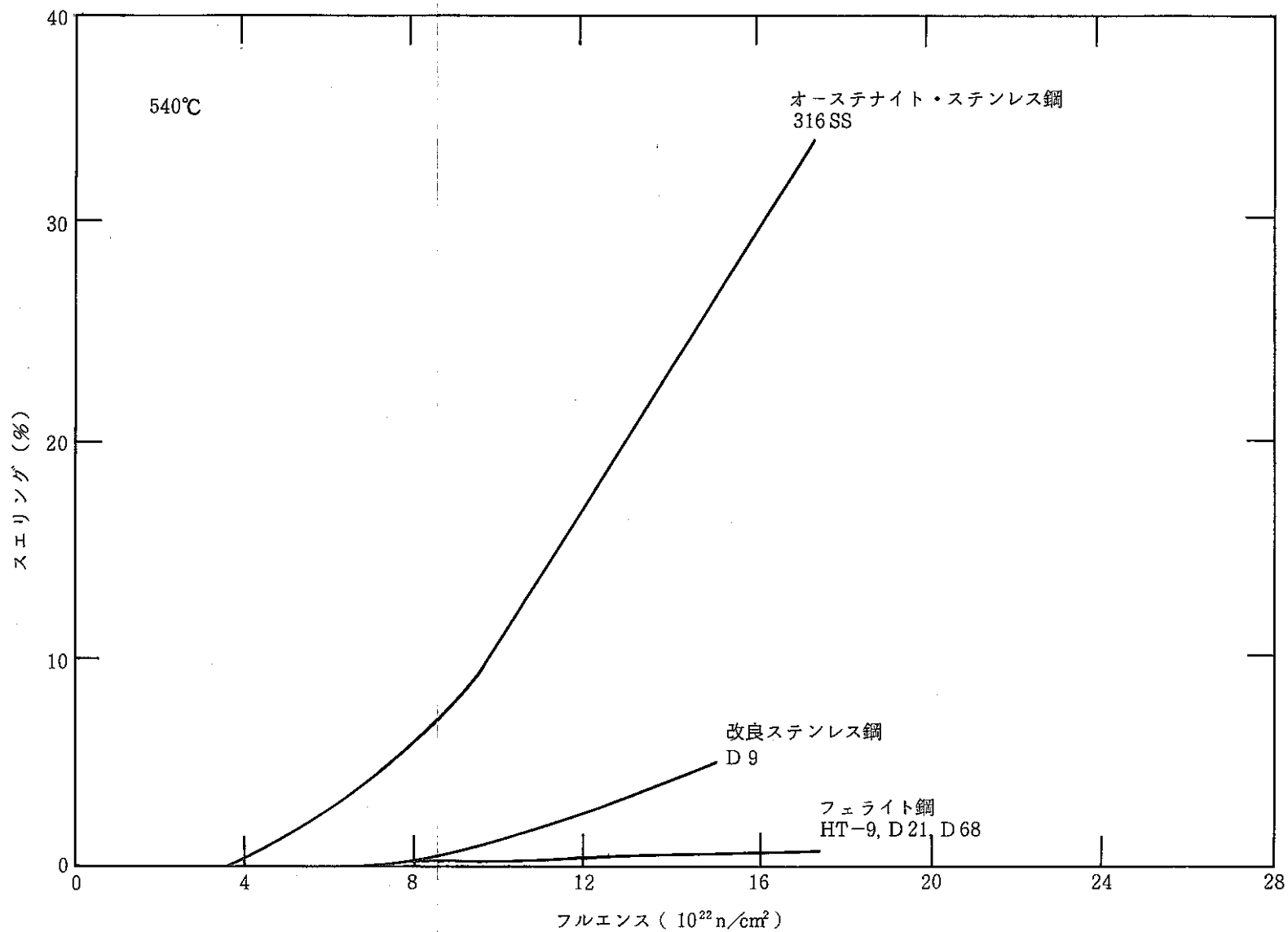
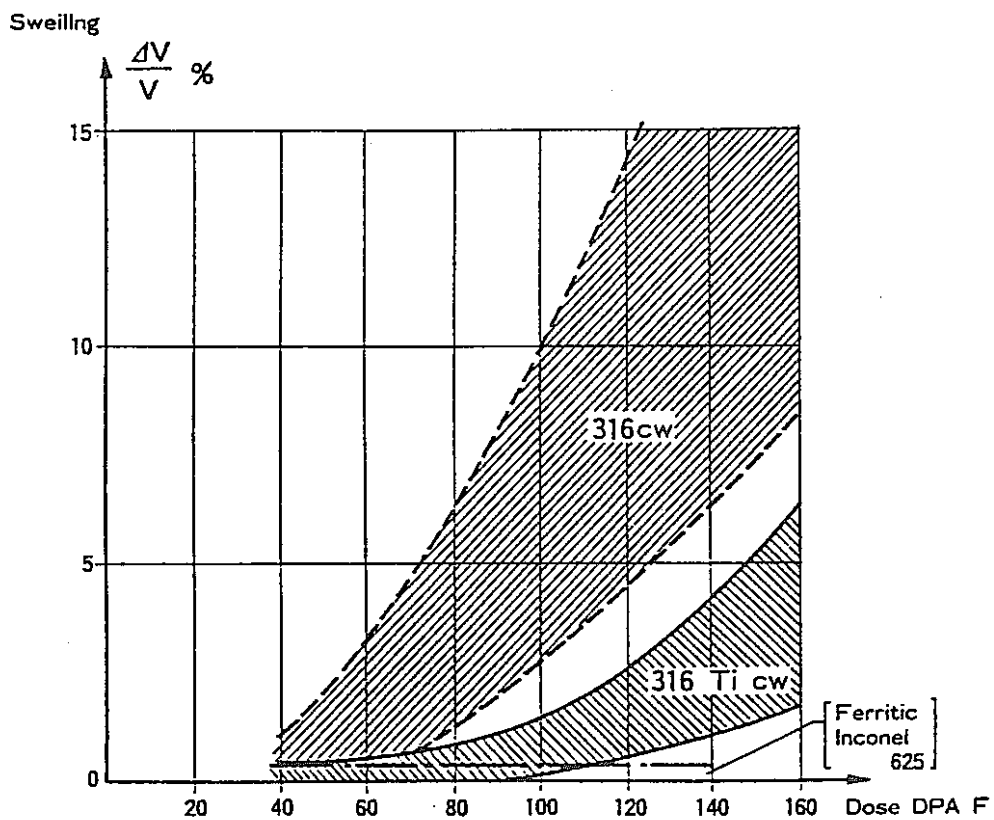


図 1.1.24 Advanced alloy のスエリング比較 (米国)



SWELLING OF SOME STRUCTURAL MATERIALS

図 1.1.25 Ti添加 316材における耐スエリング性改善 (フランス)

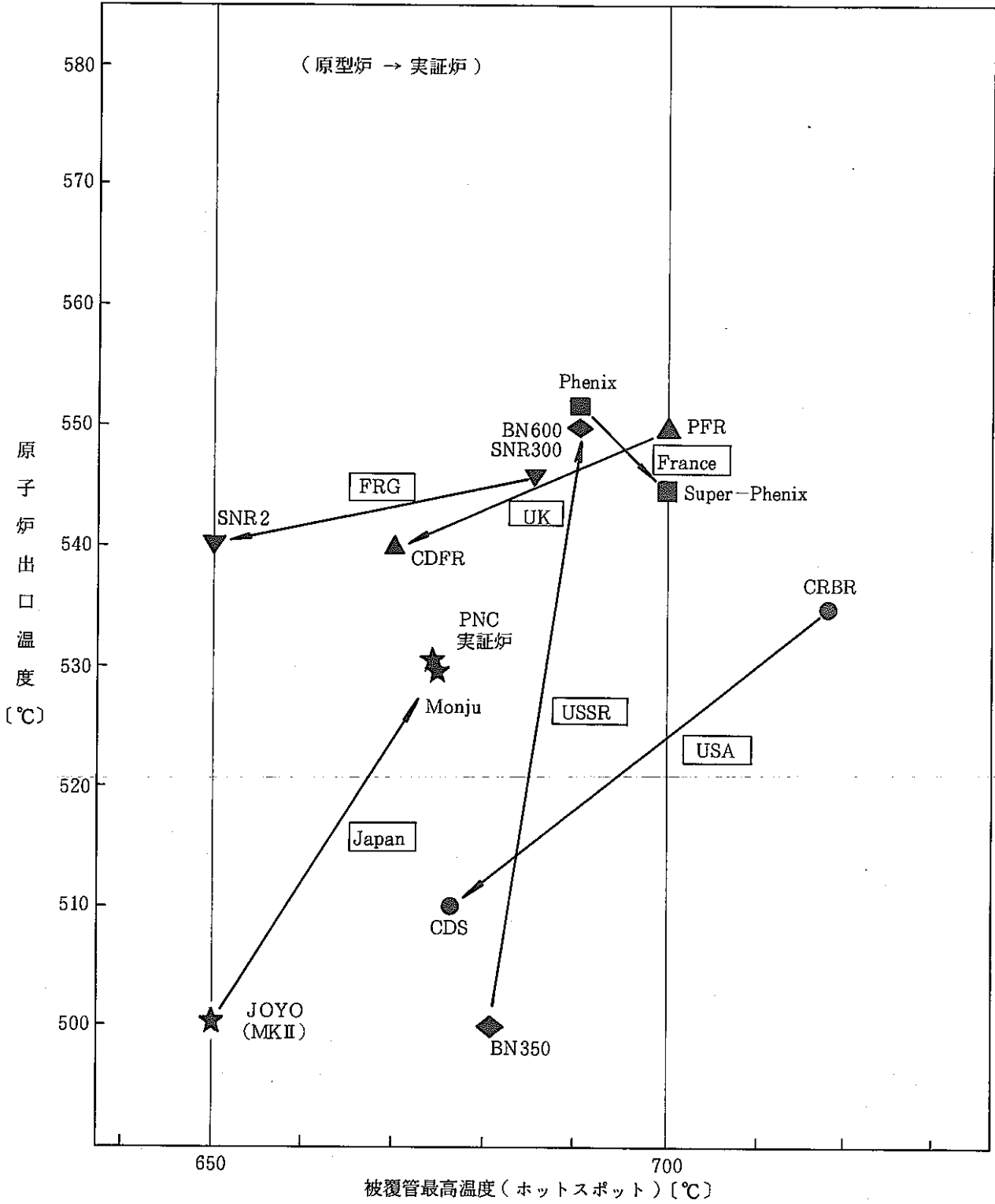


図 1.1.26 原子炉温度の趨勢

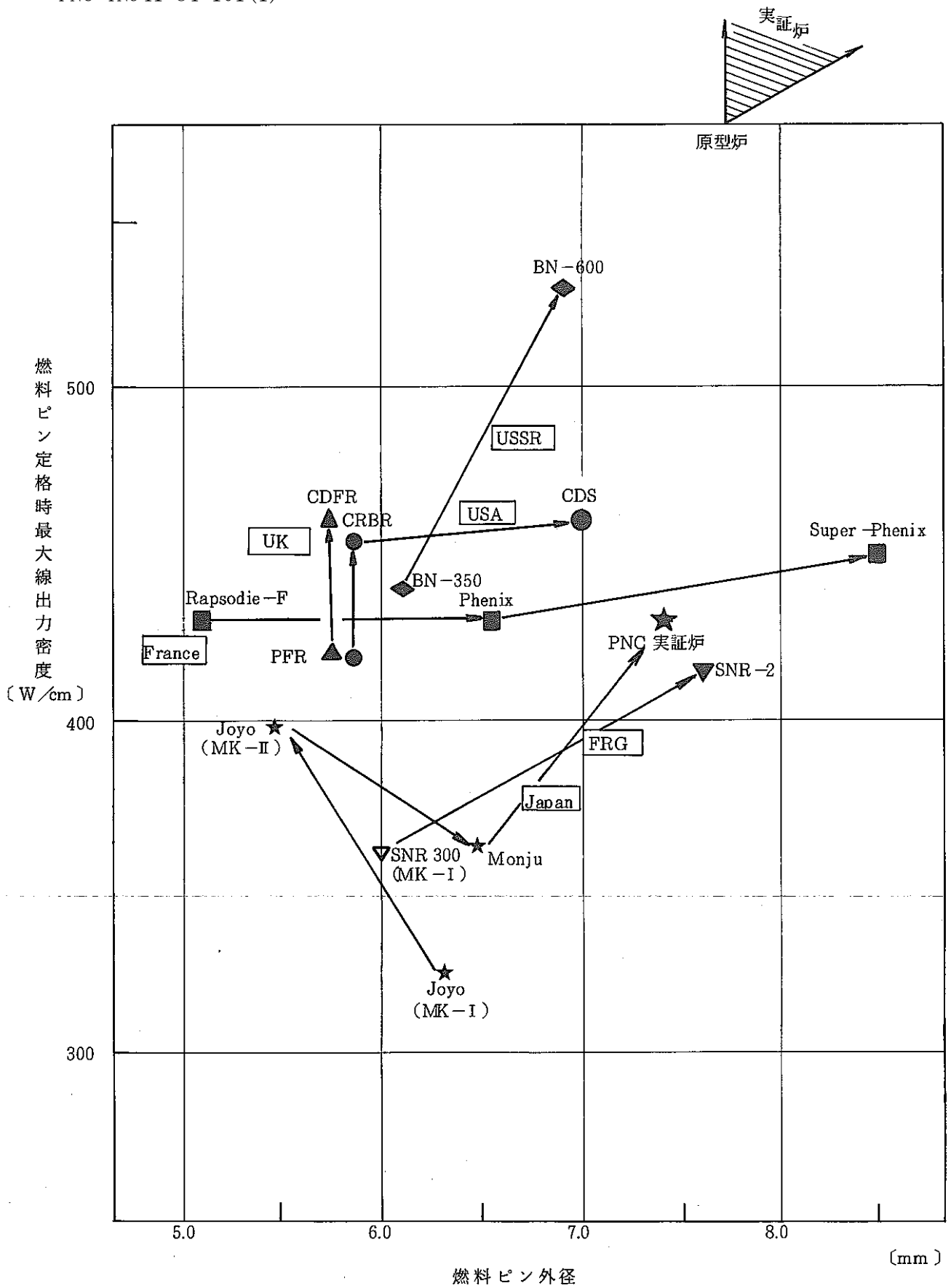


図 1.1.27 燃料ピンの趨勢 (外径と最大線出力の関係)

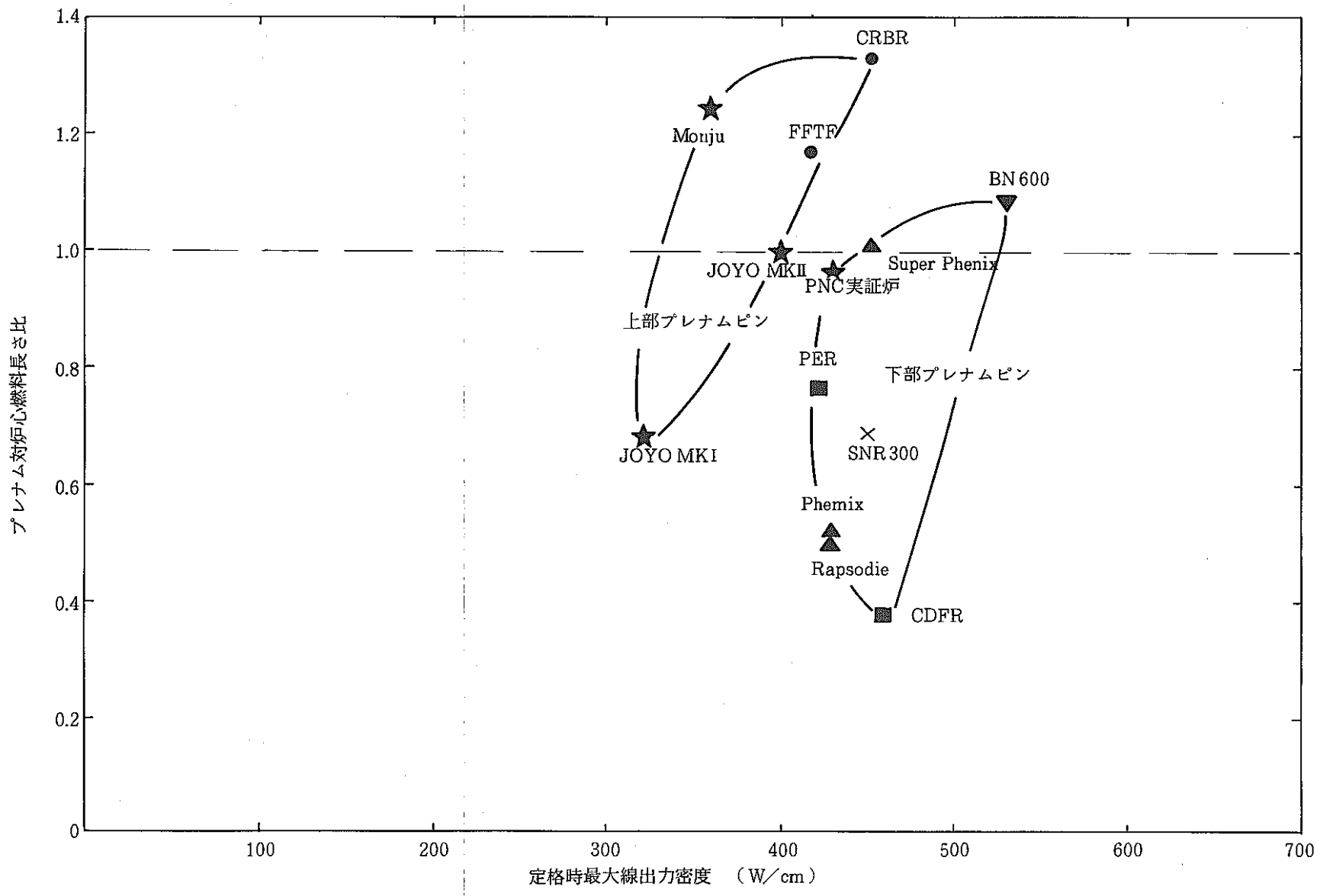


図 1.1.28 燃料ピンの最大線出力とガスプレナムの関係

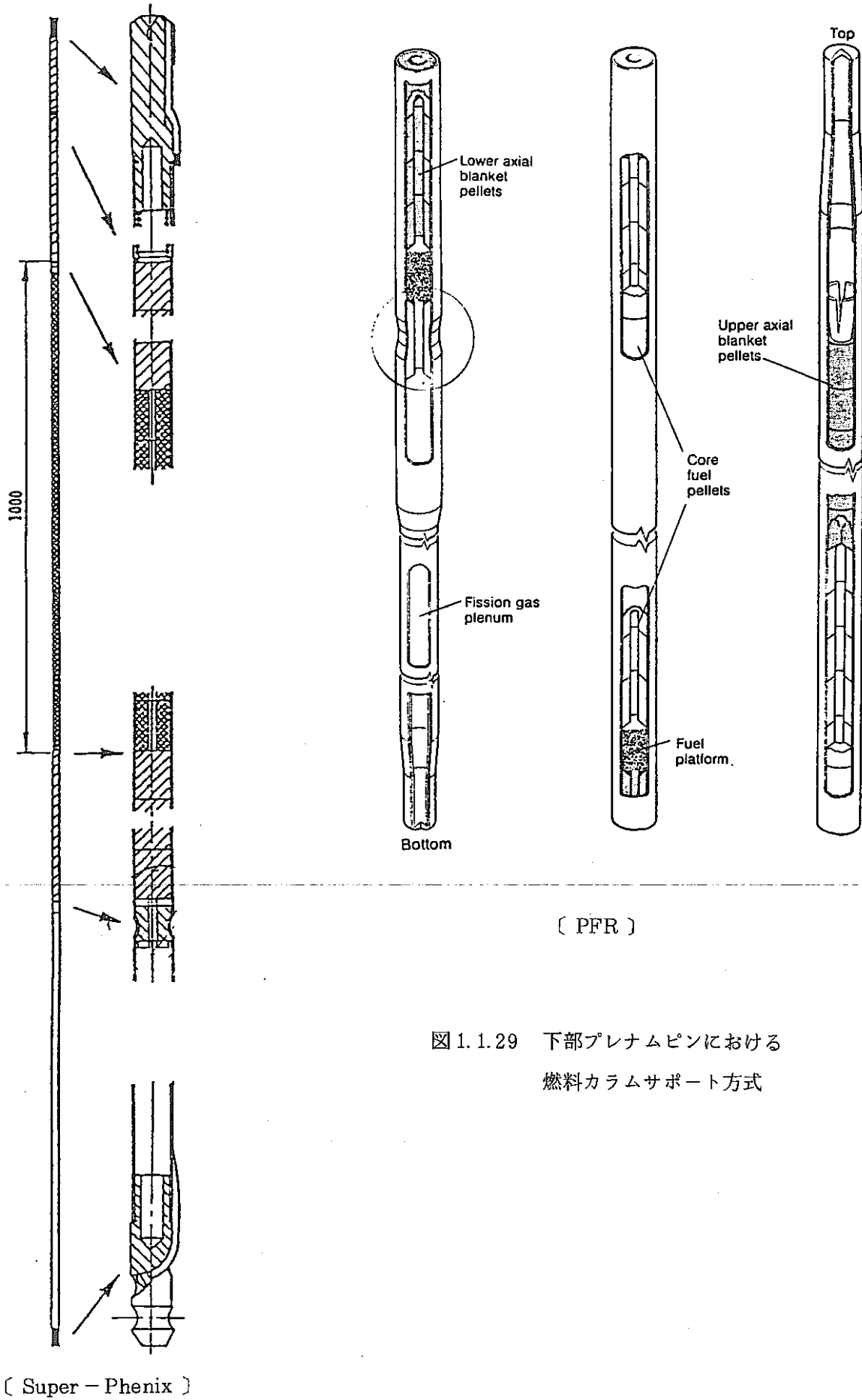


図 1.1.29 下部プレナムピンにおける  
燃料カラムサポート方式



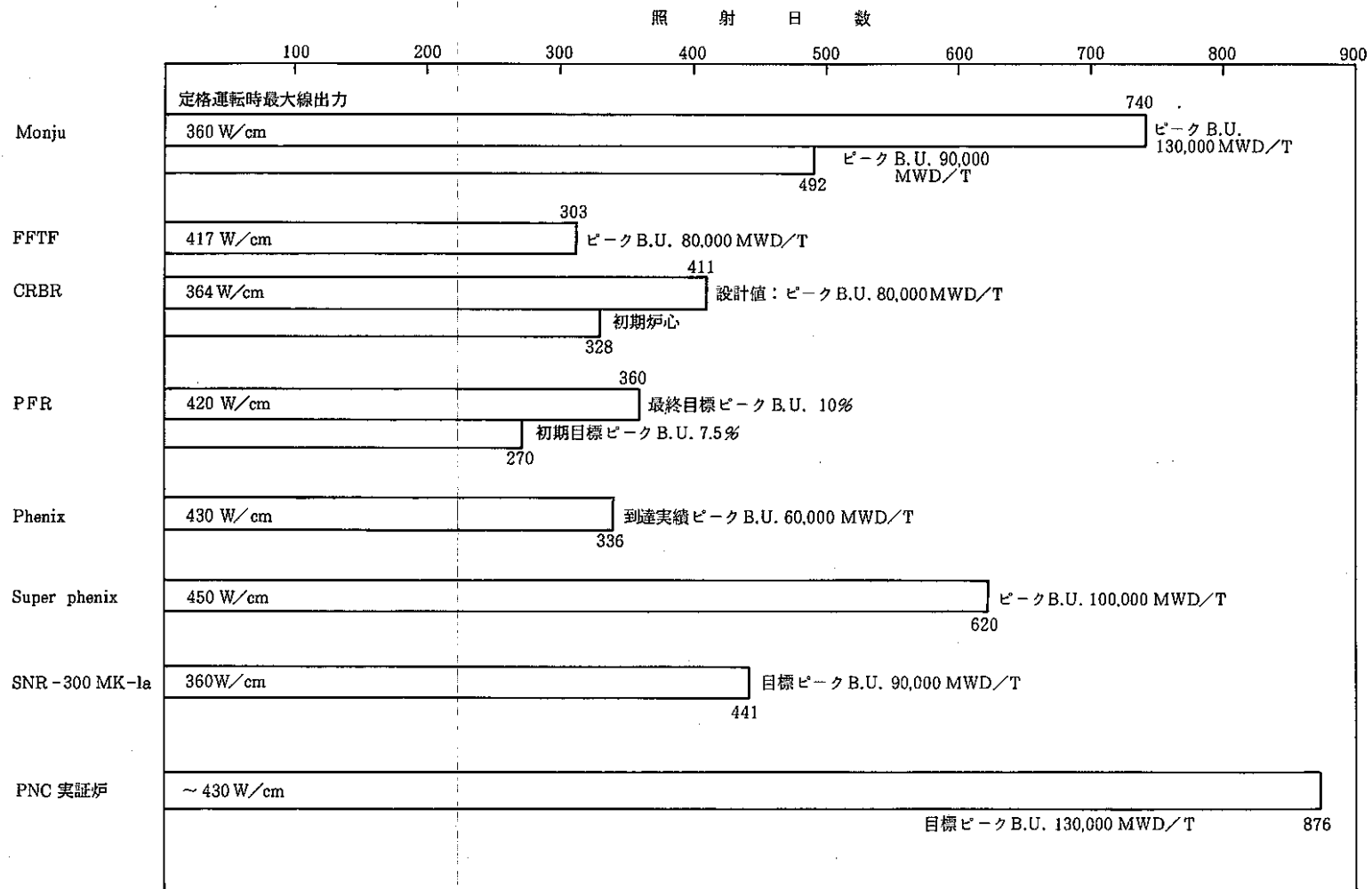


図 1.1.30 各高速炉燃料の照射日数比較

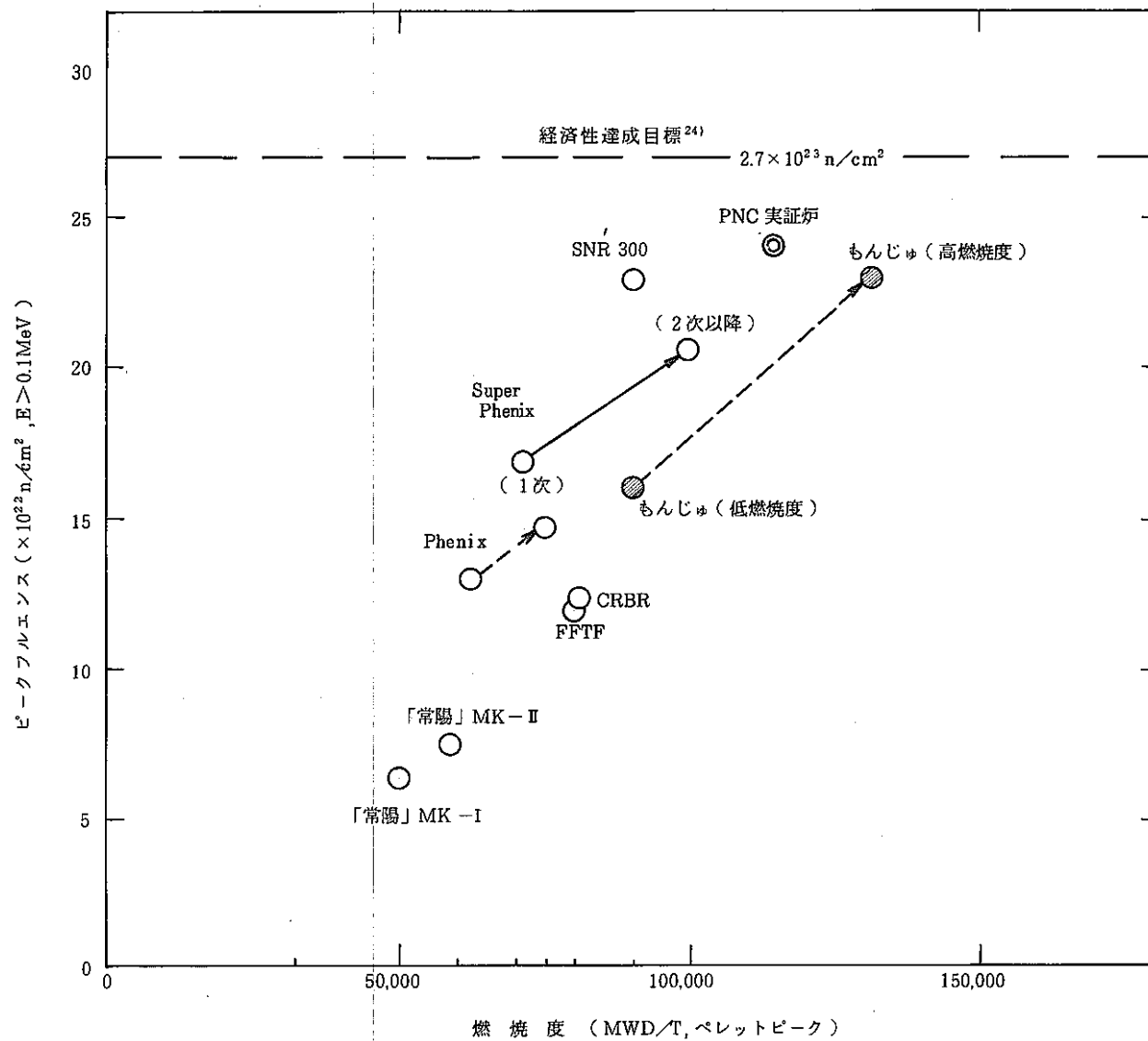


図 1.1.31 照射量と燃焼度の関係

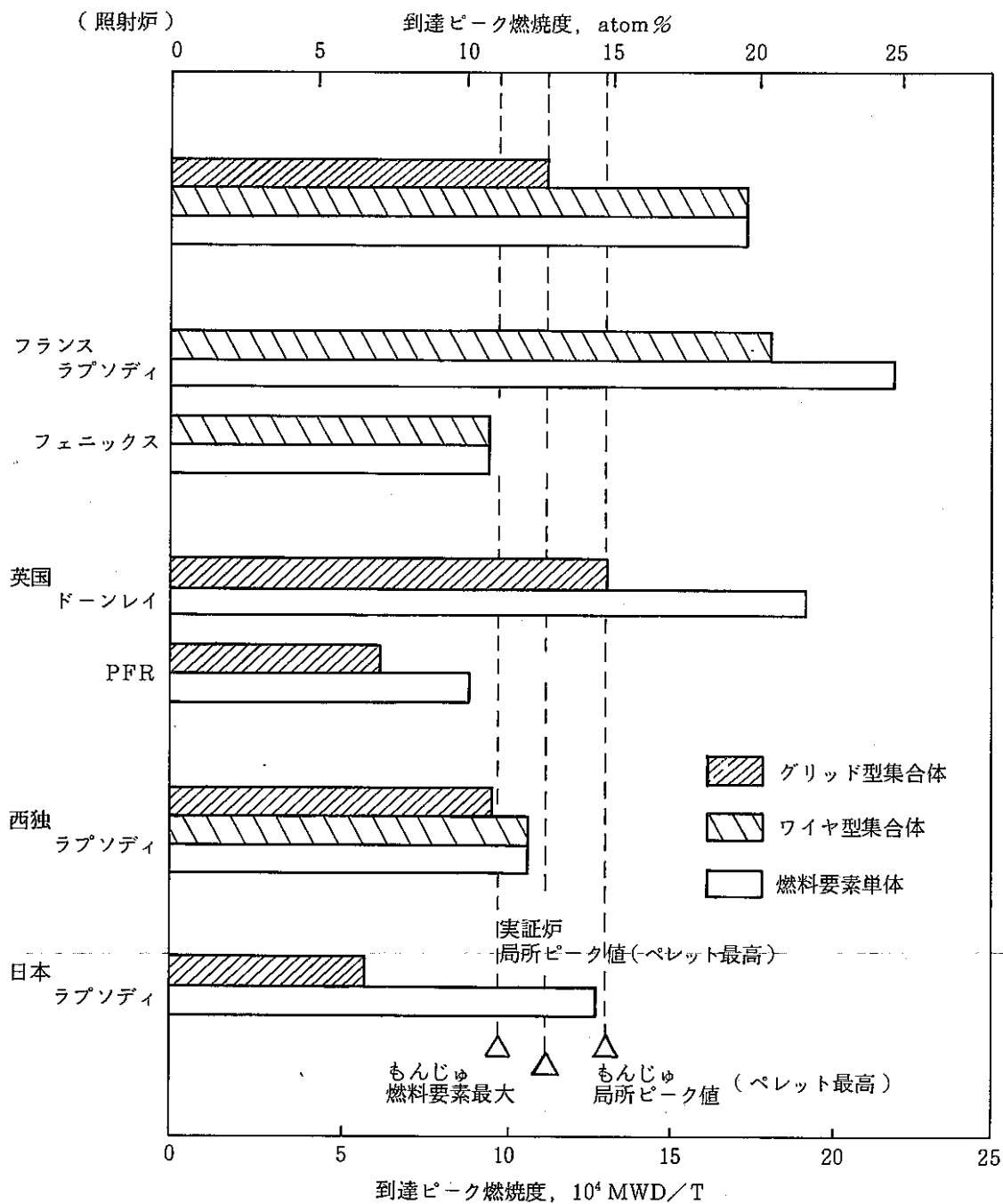


図 1.1.32 各国の高速炉用燃料照射実験における到達燃焼度  
(1980年現在)

(3) 実証炉燃料要素の開発課題

実証炉段階では経済性の追求が研究開発の主題である。燃料要素に関わるコスト低減の分家として

- ・燃料サイクルコスト
- ・製造コスト
- ・運転コスト
- ・プラント建設コスト

が考えられる。これらのコスト低減を実現するための開発課題を挙げる。

(i) 高燃焼度燃料の開発

高燃焼度 ( $> 100,000 \text{ MWD/MTM}$ ) を達成することにより、単位発電量当りの所要燃料が小さくなり燃料サイクルコストが低減できる。また、一回の燃料交換も少くなり、運転稼働率が向上する。高燃焼度達成に必要な主要 R & D 項目は、

- 高性能炉心材料の開発  
高照射量における低スエリング、クリープ強度特性
- FCCI 低減
- FAE の解明と対策
- ピン内圧緩和  
下部プレナム、ベント型ピン
- 高燃焼度物質値の把握
- ピン寿命評価手法の確立

(ii) 増倍時間の短縮

増殖比を高くし、新燃料を多く生産することができれば燃料費が低減される。そのためには、中性子の効率的利用、fertile material の適切な配置等の検討が必要である。

- 最適設計手法の開発
- 非均質炉心の検討
- 炉心材料の削減（被覆管薄肉化）

(iii) 製造仕様

燃料の製造工程で大きなウェイトを占めているのは検査工程である。過度に厳しい製造仕様、過剰な検査を合理化し、製造コストの低減を図る必要がある。

- 製造し易い仕様
- 全数検査の抜取検査化

(iv) 製造技術の開発

大量生産を低コストで実現するため、製造工程の自動化、高速化、工程の簡略化、ロボットの採用等、実用 MOX 製造工場に適した技術を開発する。また、太径燃料ピンにより

製造コストが引下げられる。

(V) 負荷追従運転の実現

実用FBRにおいては、単にベースロードを担うだけでなく、負荷に追従できるflexibleな運転が要求される。その実現のためには、運転条件の変動に耐える高信頼性の燃料を開発する必要がある。

- ピン寿命評価手法の確立
- 非定常時燃料ピン挙動の解明
- 高性能炉心材料の開発

(VI) 破損燃料の継続運転の実現

実用プラントでは、ある確率で燃料ピンの破損が起ることを想定しなければならない。その度にプラントを止めることはプラントの安定運転を実現するためには好ましくない。継続運転を可能とすることが必要である。

- 破損の発生、拡大、伝播機構の解明
- 破損診断技術の開発
- (◦プラントクリーニングシステムの開発)

(VII) 燃料要素長短縮

燃料要素長を短縮化することにより、炉心構造をコンパクト化し、プラント建設費の低減を図る必要がある。

- 下部プレナムピンの開発
- ベント型ピンの開発
- 高性能炉心材料開発
- 燃料ピン寿命評価手法の確立

(VIII) 高出力密度燃料の開発

出力密度を高めることにより、炉心の大きさを小さくすることができ、プラントのコンパクト化となり建設費を低減できる。また、増倍時間の短縮にも効果がある。

- 燃料温度評価手法の確立
- 炉心材料開発(高温強度)
- 中空ペレット

これらの課題の間には相反する能力を要求している面があるので、全体の整合性をとった燃料設計を行うよう留意しなければならない。

1.1.3 ブランケット燃料要素

ブランケット燃料には、 $^{238}\text{U}$ の富化率の高い劣化ウランが主に使われている。各国とも燃料組成は $\text{UO}_2$ で、ペレットとされ、炉心燃料より太径の被覆管に納められている。

ブランケット燃料は軽水炉の経験が蓄積されていることから研究開発対象として重視されていない。製造もメーカーがあたってきた。

しかし、ブランケットはPu生産を担い、増倍時間短縮に影響すること。非均質炉心では高中性子束の照射を受け、相当の出力を生じること。等からブランケット燃料要素の研究開発が今後必要になってくると考えられる。特にブランケット燃料は使用初期と末期で核分裂分質の生産・蓄積による出力変化が著しいので、その挙動、寿命等が問題になるであろう。

表 1.1.4 にブランケット燃料の比較を示す。

表- 1.1.4 ブランケット燃料集合体主要目の比較

項 目	常陽MK-I (日)	もんじゅ (日)	CRBRP (米)	Phenix	Super- Phenix	実証炉
燃料要素全長(mm)	1915	2805	2959	1824	1944	3000
被ふく管外径(mm)	15	11.6	12.85	13.4	15.8	12.2
肉 厚(mm)	0.6	0.5	0.38	0.45		0.4
燃料長さ(mm)	1400	1580	1626	1668	1600	1700
燃料ペレット径(mm)	13.6	10.4	11.94		14.5	11.18
燃料密度(%TD)	94	93	95.6			94.5
燃料被ふく管ギャップ(μ)	200	200	152			220
集合体全長(mm)	2970	4200	457.2	4300	5400	4800
ラップ管外対面間寸法(mm)	78.5	110.6	116.2	123.7	173	140.1
燃料要素本数	19	61	61	61	91	91
ス ペ ー サ 型 式	ワイヤー	ワイヤー	ワイヤー	ワイヤー	ワイヤー	ワイヤー

- 1) 小林純治他, 高速増殖炉研究開発成果の概況〔8〕, SN 241 82-16
- 2) 小林善光他, 国産高速炉燃料ピンの照射挙動評価, SN 941 82-119
- 3) 水野明保他, 高速実験炉「常陽」MK-I 炉心燃料集合体の照射挙動, ZN 941 83-105
- 4) 井滝俊幸他, 高速実験炉「常陽」炉心燃料集合体の照射後試験結果概要(第3報) SN 941 85-05
- 5) 金子洋光他, 燃料挙動解析コード CEDAR-II マニュアル, SN 841 82-49
- 6) 永井 寛他, 高速炉燃料ピン挙動解析コード CEDAR-II の検証, ZN 941 82-243
- 7) 永井 寛他, CEDAR Transient Version の開発 - 中間報告(その2) - ZN 941 84-14
- 8) 湯本鎌三他, 高速炉燃料棒性能解析コード SIMPLE マニュアル, SN 841 81-02

参 考 文 献

- 9) PNC N142 81-02 "高速増殖炉実証炉に関する海外の動向" 昭56, 7月
- 10) "Super Phenix" No.6 Novatom, (1981) 1.
- 11) PNC N134 81-8 "海外 ATR-FBR 開発状況概要" No.154 昭56,
- 12) E. R. Appleby: "Compilation of data and descriptions for United states and foreign liquid metal fast breeder reactors" HEDL-TME 75-12 UC-796 (1975)
- 13) J. M. Chaumont, F. Grignon & P. Wallet: "Les études et la fabrication du combustible de super-Phenix" Commissariat à l'Energie Atomique, No.227 (1978) P. 63
- 14) J. Ravier, B. Sicard & M. Estavoyer: "Les actions de recherche et développement concernant le coeur de Super-Phenix" ibid 5) No.227 (1978) P. 111
- 15) "The Creys-Malville fast breeder power station" CEA80-04
- 16) "Suporphénix en quelques chiffres", Bull Tech Bur Veritas (1981) P. 566
- 17) "Summary description of the fast flux test facility" HEDL 400 (1980)
- 18) 湯本, 金田, 干崎, 中村, 宮崎: "FFTFにおける高速炉燃料の照射試験(I) —— 照射条件及び燃料設計手法の調査 ——" PNC SN 841 81-21 (1981) 3月
- 19) "Clinch River Breeder Reactor Plant, Technical Review" (1980) Spring CRBRP-PMC 80-02
- 20) "LMFBR Conceptual Design Study, Final report" Design safety review report, CDS-400-7
- 21) "LMFBR Conceptual Design Study, Final report" Executive Summary, CDS 400-2
- 22) J. A. G. Holmes: "Developments in UK commercial fast reactor design" Nucl, Energy, 20 (1981) No.1. P. 23
- 23) J. F. W. Bishop: "Power from plutonium: fast reactor fuel" Nucl, Energy 20 (1981), P. 31
- 24) B. Steinmetz: "PNC/DeBeNe/CEA Specialist Meeting on ECM I and Modeling for LMFBR Fuel Pin" (1982) December, Oarai PNC
- 25) A. M. スミルノフ, M. F. トロヤノフ: "ソ連における高速炉研究の現状" PNC SG 032 82-01
- 26) O. D. Kazachkovski et al: "The USSR fast breeder reactor development program and its current state" IAEA-CN-36/356

- 27) L. A. Kochetkov, V. B. Lytkin and M. F. Troyanov : " Development of fast breeder reactors in the USSR " Int, Conf on Breeder Reactor and Europe (1979) Oct, Switzerland.
- 28) 松野義明, 白方敬章 : " 日ソ炉物理セミナー " 動力炉技報 No.44 (1982) 12 P.49
- 29) 栗原正, 河田東海夫 : " 高速増殖炉もんじゅ発電所, 燃料設計検討資料 —— 燃料照射データ, SUS 316 相当材, 挙動解析コード —— " PNC ZN243 81-04 (1/3) (1981) 12月
- 30) J. L. Straalsund & G. D. Johnson : " Alloy development for cladding and duct applications " HEDL SA-2344 (1981) Feb.
- 31) 石田, 渡辺, 小松, 河田 : " 高速炉用燃料要素の照射実績 " PNC N243 81-03
- 32) J. M. Dupouy : " French program on LMFBR cladding materials development " Inter. Conf. on Radiation Effects in Breeder Reactor Structural Materials " Scottsdale (1977)
- 33) J. M. Dupouy : " Rapsodie and Phenix — The Materials Story ", Effects of radiation on materials, 11th Conf ASTM STP 782, Arizong (1982)
- 34) T. Preusser : " Modeling of carbide fuel rods " Nucl Tech, 57 (1982) June, P. 343
- 35) " Super Phenix - II 設計の現状 " EdFとの打合せ (1983) Feb, 2 PNC



## 1.2. 燃料集合体

1.2.1	はじめに .....	61
1.2.2	燃料集合体開発の現状 .....	61
(1)	燃料集合体の試作 .....	62
(2)	流動試験 .....	65
(3)	照射試験 .....	76
1.2.3	各国の燃料集合体の比較 .....	89
1.2.4	今後の開発方針 .....	94

## 1.2 燃料集合体

### 1.2.1 はじめに

わが国の燃料集合体の開発は「常陽」、「もんじゅ」と試作、流動試験、照射試験等を重ねつつ行われ、「常陽」MK-I、MK-IIの実機燃料集合体はほぼ同様の構造となっているが、実用炉に近づくに従い、燃料ピンバンドルは大型化の傾向にある。その主要因は製造・運転費の削減にある。わが国の「実証炉」用燃料集合体も「もんじゅ」用より大型化を図っている。

今後の開発の主要な課題は以下の通りである。

- ① 製造コスト削減
  - 大型集合体
  - グリッド集合体
  - モジュラー型流量調節機構
- ② 運転費削減
  - 長寿命集合体…………… ラップ管材
  - BOI 挙動の解明
- ③ 建設費削減
  - コンパクト（全長短縮）集合体
- ④ 安全性向上
  - CPトラップ付集合体
- ⑤ 流動特性向上
  - グリッド型集合体
  - 自然循環、混合対流時の冷却
- ⑥ 燃料サイクル費削減
  - ブランケット集合体
  - ラップ管無集合体

### 1.2.2 燃料集合体開発の現状

燃料集合体は原子炉における燃料取扱いの最小単位であり、燃料要素束、燃料要素束支持部、エントラスノズル、ハンドリングヘッド、ラップ管等から構成されている。燃料集合体の有すべき機能は

- (i) 炉心への装荷及び脱荷
- (ii) 燃料の所定位置への保持
- (iii) 除熱のための冷却材流路の確保

である。

燃料ピン束は、燃料を稠密にするために三角格子状に配列されている。ラップ管は六角管状

で燃料ピン束を収納し、炉心内の集合体配列が円に近くなるようになっている。

燃料集合体は、使用期間を通してその健全性を保持しなければならず、「常陽」及び「もんじゅ」用燃料集合体の試作、炉外試験、照射試験を重ねながら開発を行ってきた。<sup>1)</sup>

図 1.2.1 に「常陽」及び「もんじゅ」の燃料集合体を示す。

(1) 燃料集合体の試作

燃料集合体の試作は、設計の実証、製造上の問題点の摘出、種々の試験用試料の提供等を目的として実施される。試作はメーカーおよびプルトニウム燃料部にて行われた。

これまで「常陽」MK-I、MK-II 燃料集合体の設計を確立し、「もんじゅ」燃料集合体の開発を進めている。

① 形状・寸法

「常陽」から「もんじゅ」へ燃料集合体の寸法は大きくなってきており、「もんじゅ」燃料集合体の全長は 4.2 m、ラップ管の外対面間寸法は 110.6 mm、燃料ピン本数は 169 本である。世界の実証炉クラスの燃料集合体は更に大型化の傾向にあり、燃料ピン本数 217 本または 271 本となっているものが多い。

燃料集合体の大型化によるメリット・デメリットを表 1.2.1 に対照して示す。

表 1.2.1 集合体大型化の影響

大型化のメリット	大型化のデメリット
<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ 炉心装荷本数が少くなるため、燃料交換に要する時間が短縮され、運転費が軽減される。</li> <li>◦ 取扱集合体数が少くなるため、輸送、保管等の作業量が軽減される。</li> <li>◦ 製造集合体数が少くなるため、製造費が少くなる。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ 一体当りの重量が大きくなるため、燃料取扱機器が大型になり、建設費が増加する。</li> <li>◦ 一体当りの核物質質量が大きくなるため、臨界上の制限が厳しくなる。</li> <li>◦ 一体当りの崩壊熱が大きく、照射後取扱施設の除熱設備が大きくなり、設備運転費が増加する。</li> <li>◦ 曲り等の寸法変化絶対量が大きくなる。</li> </ul>

② スペーサ

「常陽」、「もんじゅ」とも燃料ピンスペーサ方式としてラッピングワイヤを採用している。スペーサは燃料ピン間隔を保持して冷却材の流れを確保するものであり、除熱とともに燃料ピン破損を防ぐ重要な役目がある。スペーサ方式としては、ラッピングワイヤ型（日、米、仏、ソ）とグリッド型（英、独）が世界的に採用されている。

わが国でワイヤ型が採用されたのは主に冷却材の圧損が小さくポンプが小型化できるという利点による。しかし、グリッド型にも鋼材量が少い等の利点があり、グリッド型の検討も必要である。ワイヤ型とグリッド型の特徴を表 1.2.2 に示す。

表 1.2.2 スペーサ方式の比較

ラッピングワイヤ	グリッド
<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ 圧損が小さい</li> <li>◦ ミキシング効果大</li> <li>◦ スペーサを置くスペース小</li> <li>◦ スペーサの製作が簡単</li> <li>◦ ピン束を組む時被覆管に傷をつけない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ 圧損低減に工夫が必要</li> <li>◦ スペーサ鋼材量小</li> <li>◦ 増殖比大</li> <li>◦ スペーサ位置安定</li> <li>◦ 組立工程の自動化容易</li> </ul>

## ③ ラッパ管

ラッパ管は三角格子の燃料ピン束を納める六角管であり、燃料集合体の構造健全性上重要な部材である。

ラッパ管は薄肉で十分な強度を有し、照射による変形を抑える低スエリング、耐クリー性の材料が要求される。これらの要求は燃料ピン被覆管に対するものと同様であるため、ラッパ管にも同じ炉心材料（20%冷間加工 SUS 316 相当材）が採用されている。

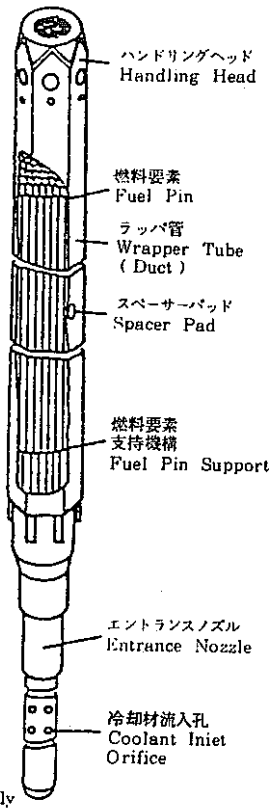
ラッパ管には中間部に集合体間隔を保持するためのパッドが設けられている。パッド部の製作は打ち出し「常陽」、溶接、一体型等の方法がある。「もんじゅ」では強度上有利であるパッド付一体型ラッパ管の開発を進め、代案として溶接型を検討している。パッド部は照射中のクリープ変形が小さく、地震時の衝撃に耐えられることが要求される。

パッド部の表面には硬質材料の表面処理を施し、使用中の自己融着を防止している。「常陽」ではクロームメッキが施されている。「もんじゅ」では表面処理材としては、ステライト、コルモノイ、クロムカーバイト、インコネル718等が検討され、耐自己融着、耐摩擦、耐摩耗、加工性等からクロムカーバイトが有望とされている。

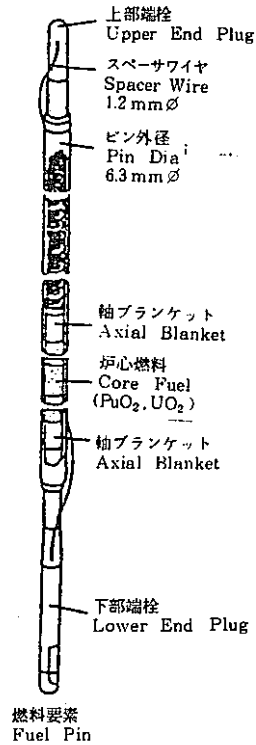
## ④ セルフオリエンテーション

燃料集合体を正しい位置にかつ円滑に装荷するため、ハンドリングヘッドおよびエントランスノズル部にセルフオリエンテーション機構が設けられる。「常陽」では仏型が採用されたが、「もんじゅ」ではわが国で開発したものをを用いる。

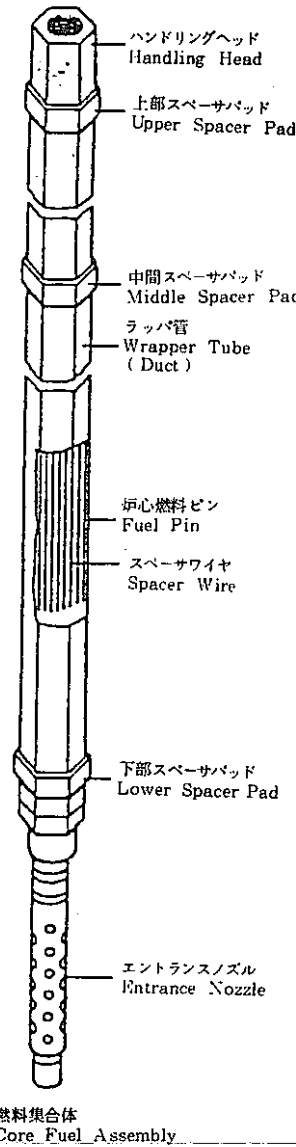
「常陽」MK-I  
"JOYO"MK-I



炉心燃料集合体  
Core Fuel Assembly

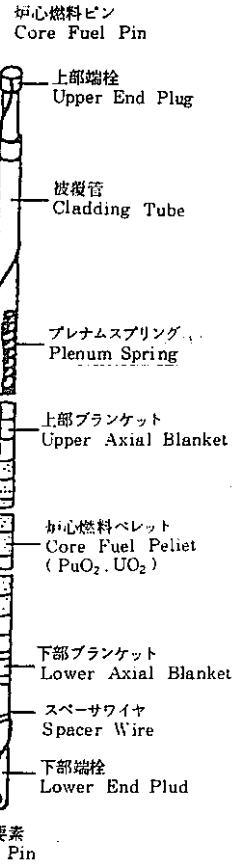


燃料要素  
Fuel Pin



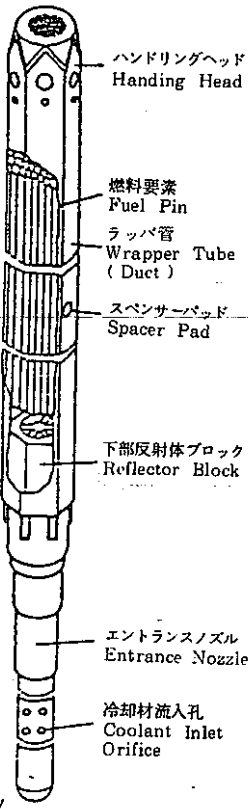
燃料集合体  
Core Fuel Assembly

「もんじゅ」  
"Monju"

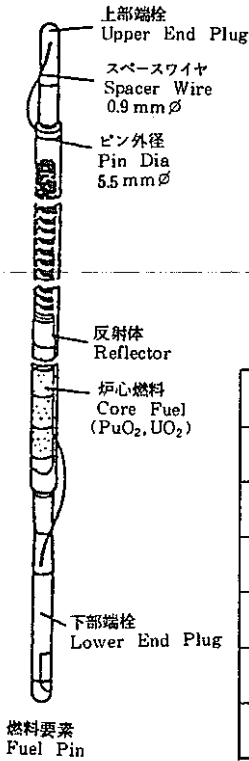


燃料要素  
Fuel Pin

「常陽」MK-II  
"JOYO"MK-II



炉心燃料集合体  
Core Fuel Assembly



燃料要素  
Fuel Pin

	常陽MK-I JOYO MK-I	常陽MK-II JOYO MK-II	もんじゅ Monju
型式 Type	インテグラル、ラッピングワイヤ方式 Integral Wrapping Wire Type		
全長 Assembly Length	2970 mm	2970 mm	4200 mm
燃料要素全長 Fuel Pin Length	1910 mm	1533 mm	2520 mm
燃料要素外径 Fuel Pin Dia	6.3 mm $\phi$ (5.4 mm $\phi$ )	5.5 mm $\phi$ (4.6 mm $\phi$ )	6.5 mm $\phi$ (5.4 mm $\phi$ )
燃料長さ Fuel Pin Length	600 mm	550 mm	930 mm
燃料要素本数/集合体 Fuel Pin Nos/Assembly	91	127	169

図 1.2.1. 炉心燃料

Core Fuel Assembly and Fuel Pin

## (2) 流動試験

「常陽」および「もんじゅ」試作燃料集合体について、多数回にわたり、ナトリウムおよび水流動試験が実施された。試験対象とされた集合体は、「常陽」MK-I 炉心およびブランケット燃料集合体、MK-II 炉心および特殊燃料集合体、「もんじゅ」炉心およびブランケット燃料集合体、さらにグリッドスペーサ型燃料集合体等と多岐にわたる。

試験項目は

- ① 水流動試験による圧力損失特性評価
- ② ナトリウム中流動耐久試験
- ③ ナトリウム中の圧力損失経路変化の原因
- ④ 冷却材のミクシング効果
- ⑤ 燃料ピン表面の擦り痕に関する炉外試験

等である。

以下に各試験結果について記す。

## ① 水流動試験による圧力損失特性評価

液体金属ナトリウムと水の性質は熱力学的には大きく異なるが、流動挙動については比重や動粘性係数が似通っているため、レイノルズ数等の相似条件を考慮することで水により把握できる。このことから、比較的測定が容易で、高精度の実験データが得られる水を作動流体とした集合体の圧力損失特性に関する試験が行われた。

水流動試験では、主として試作集合体を用いて、炉内流量配分を評価するために不可欠な集合体の全長にわたる圧力損失特性を得た。また、集合体と力損失の6割～8割を占め、評価上重要である燃料束特性については、ラップ管の適当な位置に圧力タップを設けてその特性が調べられた。燃料束の特性は、燃料ピン本数、配列ピッチ、スペーサ・ワイヤ巻きピッチ等の形状因子に依存し、Sangster, Rchme, Novendsternらによって、それらの効果を表わす半経験式がいくつか提案されている。得られた各種集合体の実験結果と上記3者の半経験式の計算結果とを比較したところ、形状因子についてはNovendsternの式が比較的良く特性を表わしていることが示された。そこで、Novendsternの式をベースに、サブチャンネル間の流れ分布係数および修正摩擦損失係数に変更を加え、半経験式の改善を図った。その結果を図1.2.4に示す。図に示した評価式の計算仮定は、次のとおりである。

(i) 最外周燃料ピンのワイヤはラップ管に接する。(ii) 燃料ピン間隔は燃料束内で平均的に分布する。(iii) ワイヤ巻きピッチが内側と最外周とで異なる場合は、内側の値を代表値とする。本評価式は最外周燃料ピンのワイヤ径が、内側の燃料ピンと異なる「もんじゅ」用ブランケット燃料束にも適用できる。計算の精度は高レイノルズ数域で $\pm 1.9\%$ 、低レイノルズ数域で $\pm 2.5\%$ である。図1.2.5には「もんじゅ」および「常陽MK-II」用試作炉

心燃料集合体、「常陽」C型特殊燃料集合体（「常陽MK-II」および「もんじゅ」用2体）の燃料束部の準層流から乱流へ至る広いレイノルズ数範囲にわたる、等温流条件下における圧力損失特性を示した。これによって、自然循環を含む熱流解析および設計に対して有用な基礎データが得られた。図中の実験式は、わずかな相違はあるが、4体の試験体の特性は似通っていると判断されることから、1つに実験式にまとめて示したものである。なお、図1.2.4に示した評価式による計算結果は、上記の実験データと非常に良く一致するものであった。

燃料集合体に関する試験は、試作体に対するもの以外に、37本燃料束の5倍拡大モデルを用いた各種グリッド・スペーサに関する基礎実験が行われている。ここでは、各スペーサの圧力損失特性（図1.2.6）およびスペーサ後流の各サブチャンネルに関する流量再配分（図1.2.7）等の測定を行い、ワイヤ型燃料束相当の圧力損失で、かつ、サブチャンネル間流量配分が比較的均一となるグリッド・スペーサの形状が検討され、図1.2.6の右図に示すようなホールディング・リング型を推奨している。また、拡大モデルの利点を生かし、スペーサ内の圧力損失特性に関する詳細な測定も行われ、スペーサの形状にも依存するが、スペーサ内の摩擦損失係数はスペーサの無い燃料束部と比較して、約10%～30%大きいことが明らかにされた。

その他、「常陽」A型およびB型の特殊燃料集合体では、試料部の温度評価に重要である試料部への流量配分の測定も行なわれた。

Geometrical Parameters of Rod Bundle

Parameters	
Number of Fuel Rods	$61 \leq N \leq 169$
Pitch to Rod Dia. Ratio	$1.13 < P/d < 1.23$
Wire Pitch to Rod Dia. Ratio	$26 < W/d < 61$
Reynolds Number	$1.3 \times 10^4 < Re < 7 \times 10^4$

Semi-Empirical Formula of Rod Bundle Pressure Loss ( $\Delta P$ )

$$\Delta P = f \cdot \frac{\rho V^2}{2} \cdot \frac{L}{D_e}$$

$$f = f_N \cdot M \cdot X_N \cdot \left(\frac{D_e}{D_e'}\right)^{1.2}$$

for  $1.3 \times 10^4 < Re < 2 \times 10^4$   $f_N = \frac{47.4}{Re_N} + \frac{0.074}{Re_N^{0.118}}$

for  $1 \times 10^4 < Re < 7 \times 10^4$   $f_N = 0.237 \cdot Re_N^{-0.228}$

$$Re_N = Re \cdot X_N \cdot \left(\frac{D_e'}{D_e}\right)$$

$$M = \left\{ \frac{1.034}{(P/d)^{1.111}} + \frac{297 \cdot (P/d)^{1.224} \cdot Re_N^{0.011}}{(W/d)^{1.111}} \right\}^{0.111}$$

$$X_N = \frac{\sum_{i=1}^j (n_i A_i)}{\sum_{i=1}^j \left[ n_i A_i \cdot \left(\frac{D_e'}{D_e}\right)^{0.111} \right]}$$

$V$  --- Average Flow Velocity  
 $\rho$  --- Fluid Density  
 $L$  --- Bundle Length  
 $D_e$  --- Average Hydraulic Diameter  
 $f_N$  --- Modified Friction Factor  
 $Re_N$  --- Modified Reynolds Number  
 $M$  --- Friction Factor Multiplier  
 $X_N$  --- Flow Distribution Factor  
 $n_i$  --- Number of Subchannels  
 $A_i$  --- Subchannel Flow Area  
 Subscript  
 $i$  --- Subchannel Type  
 $j$  --- Number of Subchannel Type

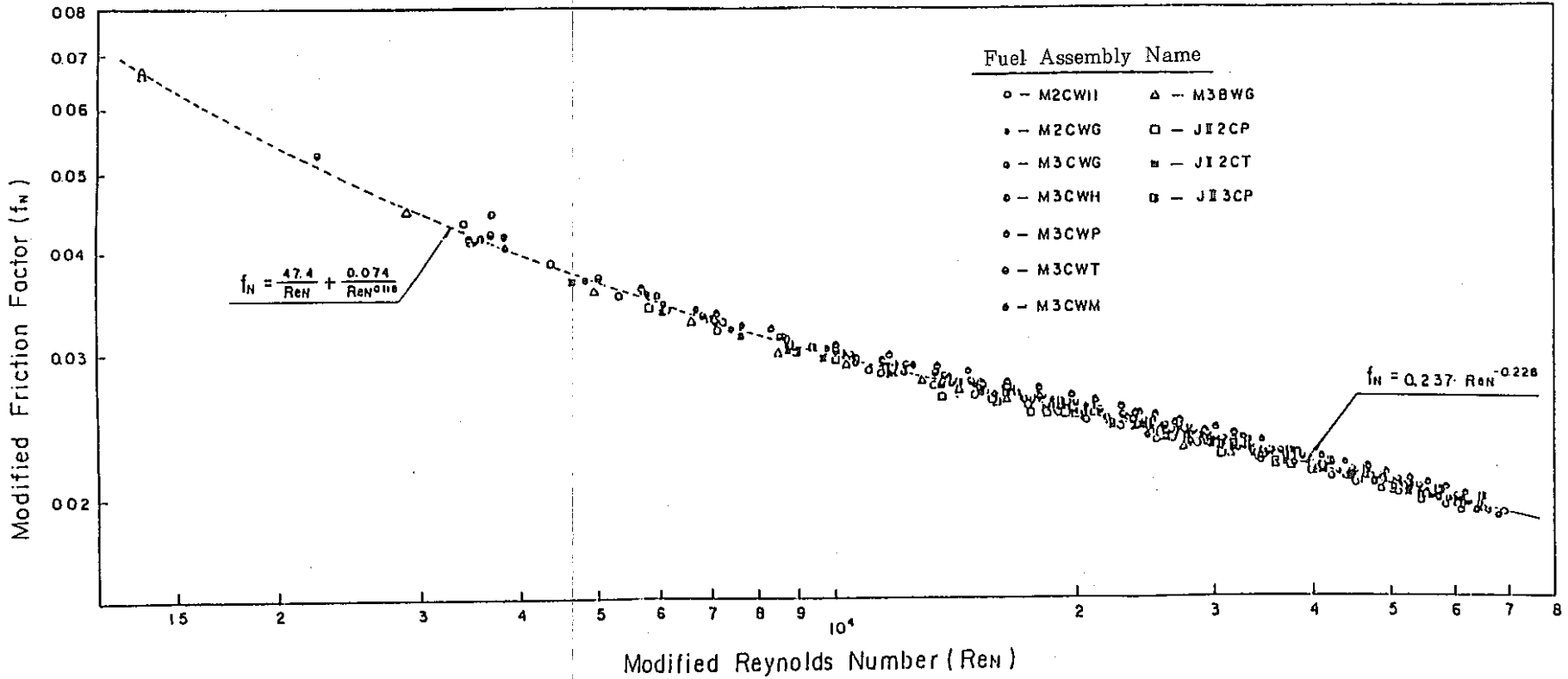


Fig 1.2.4 Comparison of Experimental Data with Modified Friction Factor Correlations



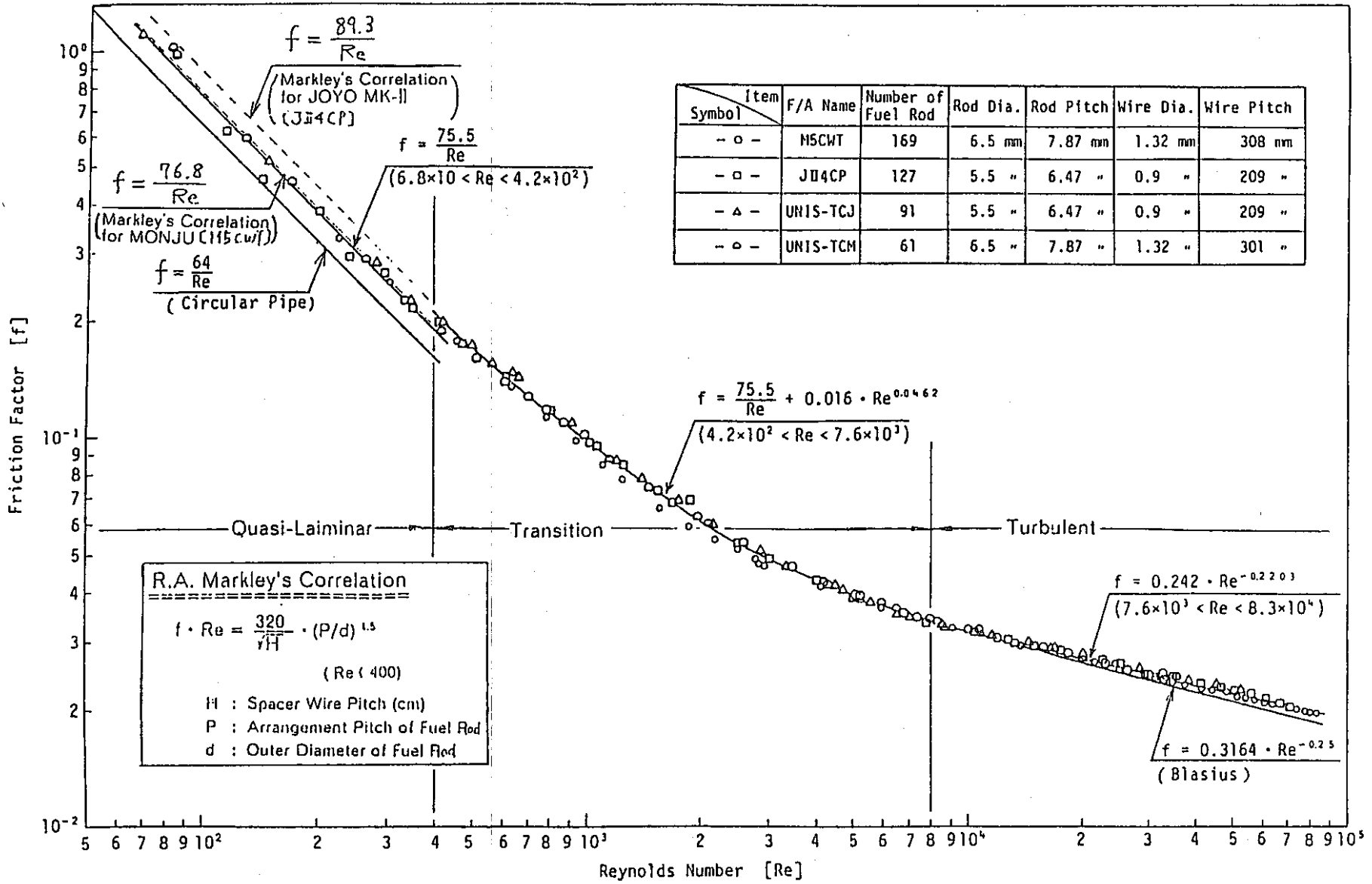


Fig. 1.2.5 Hydraulic Characteristics of the Fuel Rod Bundles for "JOYO MK-II" and "MONJU".

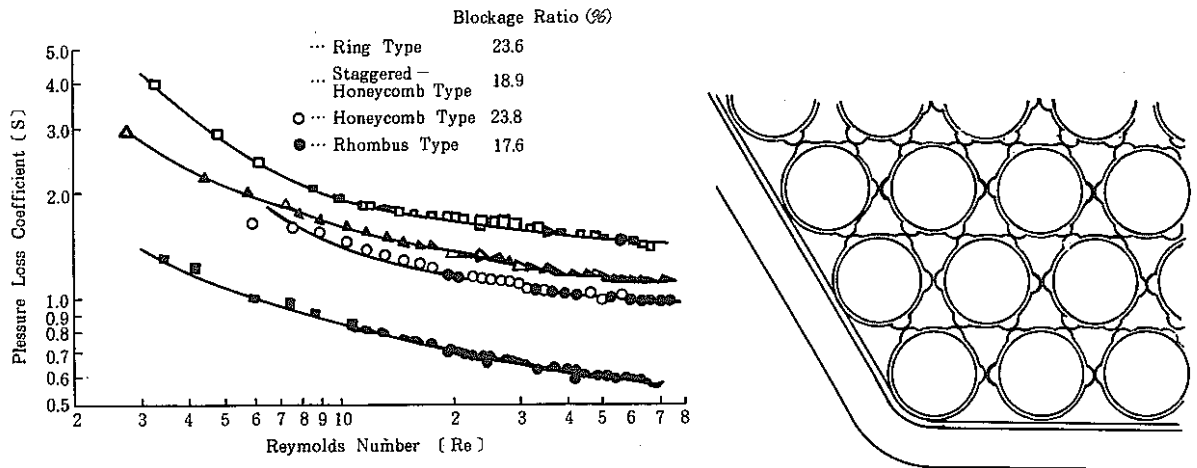


図 1.2.6 MK-I 改造型集合体と MK-I 標準集合体のウエアマーク最大幅

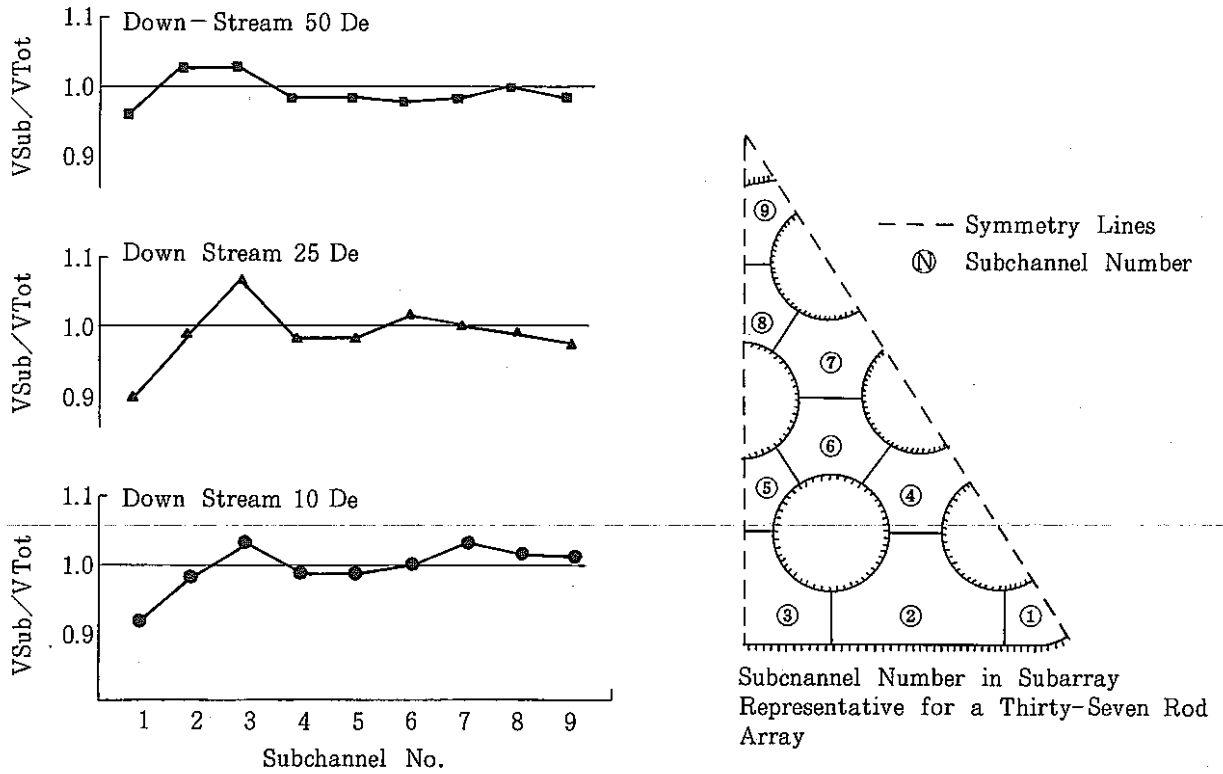


図 1.2.7 Subchannel velocity Distributions behind a Honeycomb Type Grid Spacer.  
( Re = 35000, De : Hydraulic Dia )

## ② 燃料集合体ナトリウム流動耐久試験

### i) 常陽燃料集合体

メーカー各社による試作が昭和44年から開始されるとともに、委託研究により水流動試験、ナトリウム流動試験、ナトリウム流動試験が実施されるようになった。

Na流動伝熱試験装置では、昭和46年にMK-I炉心燃料集合体、昭和56年にMK-II炉心燃料集合体のナトリウム流動耐久試験を始め、現在まで炉心、ブランケット、特殊燃料集合体等あわせて13体の試験を実施し、燃料集合体の高温ナトリウム中における耐久・健全性が確認された。その他に得られた成果の主なものは次の通りである。

- 1) 長期間に亘り高温、高流束のナトリウム流動耐久試験を継続して行なうと、圧力損失は経時的に増加することが確認された。
- 2) 被覆管表面粗度は全般的に増大する傾向がある。
- 3) 一部の試験に於いて、被覆管外表面より10～20 $\mu$ 深さ程度までNi-Cr等の濃度低下が見られた。また浸炭現象も6 $\mu$ 深さ程度まで認められた。
- 4) 圧力損失の経時増加現象に関し、ほぼ同一の集合体を用いて行なった結果、同様に増加現象があり、再現性があることが確認された。

また特殊燃料集合体に関しても、流動特性、耐久性および洗浄性に問題のないことが確認されている。

### ii) もんじゅ燃料集合体

もんじゅ燃料集合体に関しても、昭和46年からメーカー各自案による試作・委託研究による水流動試験が開始された。

Na流動伝熱試験装置では昭和48年に第1次試作炉心燃料集合体のナトリウム流動試験を皮切りに、第6次試作炉心燃料集合体まで計19体の流動耐久試験を行なって来た。これらの試験において、明らかにされた問題は次の通りである。

- 1) 3次試作(M3 CWM)に於いて、周辺ピン(42本)が一様にラップ管に沿ってねじれ、塑性変形を生じた。
- 2) 3次試作(M3 CWM)では上部支持枠が変形を生じ、強度設計上問題があった。
- 3) 5次試作ではラップ管パッド部でコーティング材であるクロムカーバイトの剥離が生じた。

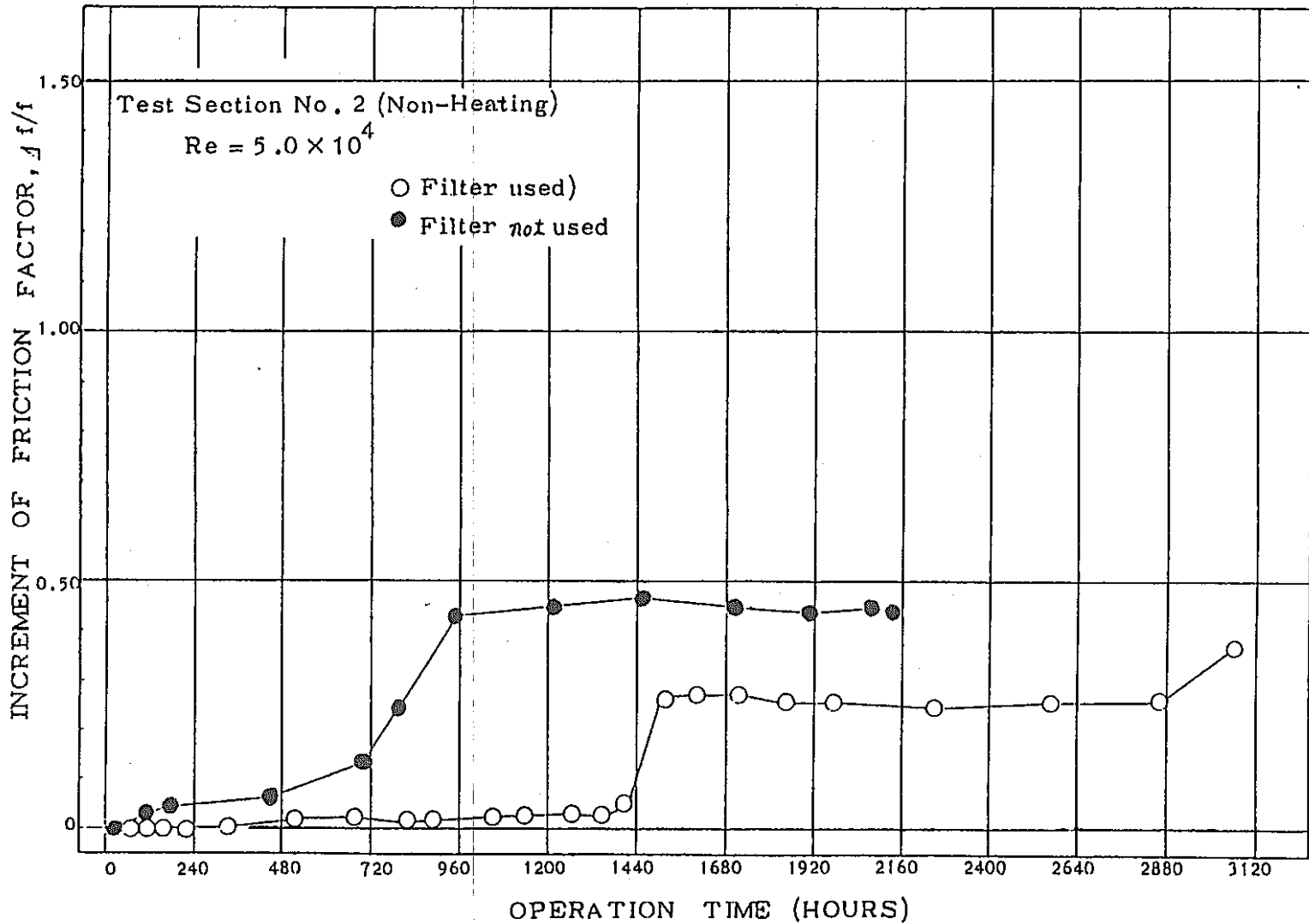
上記問題点はそれぞれ対策を講じ、設計、製造に反映され改善され、最終的に耐久健全性を有する集合体が開発された。また、圧力損失の経時変化は、ナトリウム純度によって影響され、ピン表面に腐食生成物が付着し影響をもたらせているのではないかと考えられた。さらには磁気フィルタ、網目フィルタを用いてナトリウム中の粒状不純物の補集を行なって圧力損失の変化との関連を調べたが、その効果は明確ではなかった。

これらの試作燃料集合体ナトリウム流動耐久試験結果は製造仕様、製造工程、設計お

よび製造の妥当性等を確立するとともに実機設計に反映された。

③ ナトリウム中における圧力損失経時変化の解明

燃料集合体の圧力損失経時変化の原因を解明するため、単純形状（円管、二重円管）での試験が行なわれた。その結果、圧力損失の経時変化は、壁面に付着する粒状不純物に起因することが明らかにされた。圧力損失（管摩擦）の経時変化の1例を図1.2.2に示す。



⊠ 1.2.2 Friction characteristics for operation time

## ④ 冷却材のミクシング効果

広範なナトリウム試験および解析コード開発が行なわれた。

## i) ナトリウム試験

「常陽」MK-I 燃料集合体および、「もんじゅ」燃料集合体の冷却材ナトリウムの熱的混合物効果試験を実寸大のヒータピン付模擬燃料集合体により実施した。試験で得られた、軸方向および径方向のサブチャンネル Na 冷却材温度について、ワイヤラップスペーサによる強制対流を考慮して開発された計算コード SWIRL による解析が行われ、その結果は、「常陽」および「もんじゅ」に反映された。以上の内容をまとめると下表のようになる。

表 1.2.3 ナトリウム熱的混合効果試験

試験体	試験期間	試験条件	試験結果
「常陽」MK-I 炉心模擬燃料集合体 (91本バンドル, ヒータピン7本)	昭和47年11月1日 ) 昭和50年7月31日	入口 Na 温度(258 ~ 380℃)ヒータピン線出力(27~420w/cm), Re 数( $1.3 \times 10^3$ ~ $6.6 \times 10^4$ )	1. SWIRL コードとの適合性が確認できた 2. SWIRL コードの混合パラメータを決定した。
「常陽」MK-I ブランケット模擬燃料集合体 (19本バンドル, ヒータピン6本)	昭和47年9月1日 ) 昭和47年10月30日	入口 Na 温度(不明)ヒータピン線出力(40~400w/cm), Re 数( $3 \times 10^3$ ~ $2 \times 10^4$ )	1. SWIRL コードとの適合性が確認できた 2. SWIRL コードのパラメータを決定した。 3. ワイヤスペーサにそった強性混合流及び周辺ラップ管壁にそった旋廻流の存在が確認された。
「もんじゅ」炉心模擬燃料集合体(169本ピンバンドル, ヒータピン12本)	昭和50年8月 ) 昭和51年10月	入口 Na 温度(200 ~ 500℃), 入口流量(50 ~ 1200 ℓ/min), ヒータピン線出力(7 ~ 270 w/cm)	1. SWIRL コードとの適合性が確認できた。 2. SWIRL コードの混合パラメータを決定した。
「もんじゅ」ブランケット模擬燃料集合体(37本ピンバンドル, ヒータピン6本)	昭和54年4月 ) 昭和55年5月	入口 Na 温度(388 ~ 402℃), 線出力(9 ~ 312 w/cm), Re 数(460 ~ 34400)	1. 内部サブチャンネルの混合係数は、わずかに Re 数の影響があるが周辺サブチャンネルに関しては、その影響はない。 2. ラッピングワイヤに沿う旋回流が、内部および外部サブチャンネルに存在する。 3. Re 数 2300 以下で自然対流の影響あり。

ii) 解析コードの開発

昭和47年より、「常陽」の炉心およびブランケット燃料集合体の安全設計に役立てるため、ナトリウム冷却材混合効果の解析コード SWIRL が開発された。本コードは、前述のナトリウム冷却材混合効果試験データを用いて、検証された。検証結果の一例を、図1.2.3に示す。

SWIRLコードの一部はその後、「もんじゅ」燃料設計コード MIX-MK II コードおよび解析モデルをさらに合理化した FLOWER コードの検証に役立てられた。

現在は、SWIRL、FLOWER 等と異なり、運動方程式を比較的厳密な形で取り入れている COBRA IV コードを導入しており、今後は解析モデルの厳密性を考え、COBRA IV を基準コードに選定し、ミクシング試験の解析および実機設計コードとして用いる予定である。

EXP NO. = ABH3 - 123 - 103D  
 FLOW RATE = 15.4 T/HR  
 RE = 33992.5  
 KG = 1.30  
 CS = 0.85, 2.20, 0.43, 0.85

INLET TEMP. = 397.9 C  
 LINEAR HEAT RATE = 301.0 W/CM  
 PSAI = 0.44

□ ----- Z = 128.00 CM Cross Section G  
 ○ ----- Z = 174.99 CM Cross Section C  
 △ ----- Z = 224.99 CM Cross Section A

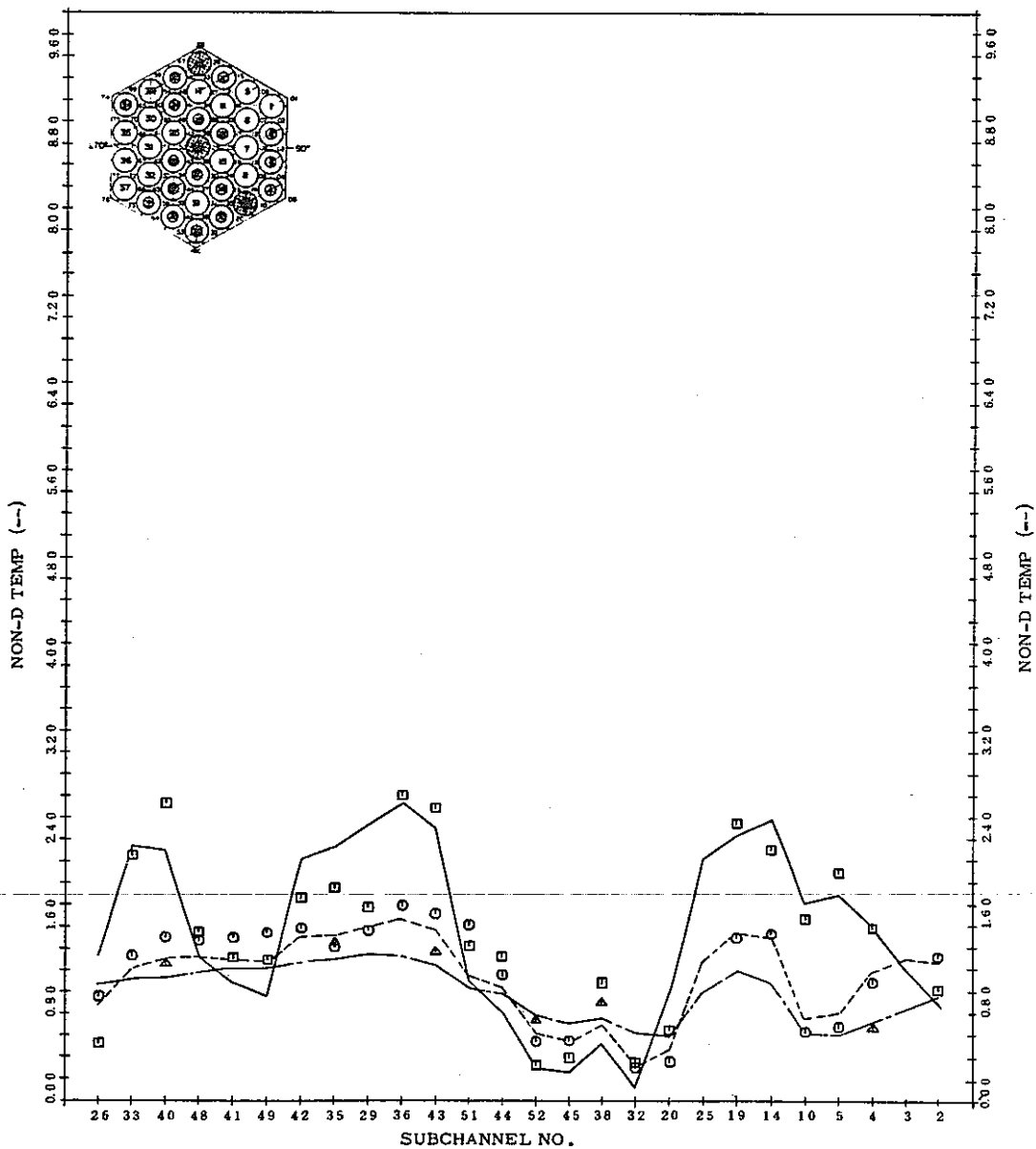


図 1.2.3 Comparison of Experiment with SWIRL Analysis

ii Radial Direction. ( Re = 34000 )

「もんじゅ」ブランケット燃料集合体  
 ( 37 本ピンハンドル 3 本ピン発熱 )



## ⑤ 燃料ピン表面の擦り痕に関する炉外試験

「常陽」MK-I 燃料ピンに発生した擦り痕の発生原因を、燃料ピンの冷却材流動による流力振動の観点から検討するために、変形燃料束流力振動試験、変形ピン等温 Na 流動試験、ヒータピン非等温 Na 流動試験を行っている。現在迄に得られている結果は次の通りである。

変形燃料束流力振動試験 …………… 91 本ピン試験部の水流動試験

「常陽」MK-I の定格流束 (4.7 m/sec) 以下では、燃料ピンに顕著な流力振動現象は発生しない。周辺燃料ピンの変形 (炉内での周辺ピンの熱湾曲を模擬) は、変形による拘束作用で、燃料ピン相互の接触荷重を増大し、振動レベルを低下するのみである。

変形ピン等温 Na 流動試験 …………… 19 及び 91 本ピン試験部

試験後の燃料ピンの外観検査では、91 本ピン集合体中に、5~6ヶ所に深さ 10 μ 程度以下の接触跡 (軽微な擦り痕) が見つかったのみである。(「常陽」MK-I での擦り痕深さは最大 58 μ である。)

ヒータピン非等温 Na 流動試験 …………… 19 本ピン試験部

接触跡は発生しているが、擦り痕は発生していない。接触跡の数は、「常陽」MK-I 燃料ピンの擦り痕の数に比較するとずっと少い。また、燃料ピン軸方向の発生分布はほぼ一様である。「常陽」MK-I の場合のように、燃料部上半部に集中しているという事はない。

以上のような現在迄の炉外試験結果より、流力振動が、擦り痕発生の主原因とは考えにくい。

以上の流動試験の他に、炉外で類似ウェアマークを生成する「常陽」MK-I 用燃料被覆管とワイヤの炉外ナトリウム中摩耗試験を行っている。本試験により次の事が明らかとなった。

摩耗深さは荷重依存性を示し、高荷重程大きくなる。また摩耗深さは摺動サイクルの対数に依存する。摩耗の進行性 (摩耗速度) は、摺動サイクルの増加とともに小さくなり、初期摩耗から定常摩耗に変遷する。定常摩耗における摩耗の進行は著しく小さい。

## (3) 照射試験

燃料集合体の照射試験<sup>2)</sup>は、燃料ピン照射試験に比べ試料の製造及び照射に多額の費用が必要のため、海外炉を利用した照射試験はそれほど多くない。「常陽」が照射炉として期待される理由の一つである。海外炉における燃料集合体照射試験は仏の Rapsodie で実施された。試験の概要を表 1.2.4 に示す。Rapsodie の条件により、ピン束支持方式はグリッド型で実施せざるを得なかったが、「常陽」MK-II 用試験 (PNC-10) で初めてワイヤ型での照射を実施できた。照射費の問題から、燃料集合体の最高燃焼度は約 50,000 MWD/T (RNC-5) である。

海外照射試験の結果、「常陽」「もんじゅ」型燃料集合体の健全性が、実機運転開始前に確認された。

「常陽」稼動後は「常陽」炉心燃料集合体の照射後試験を精力的に実施した。<sup>3), 4)</sup> 海外照射に比べデータの質、量共に飛躍的に増大した。照射後試験に供したMK-I燃料20体の照射条件を図1.2.8に示す。

「常陽」MK-IIで計画されている燃料集合体試験(C型特燃)の概要を表1.2.5に示す。

主として「常陽」MK-I燃料の照射後試験結果を示して、燃料集合体の照射挙動の概要を述べる。

#### (1) ラップ管対面間距離の増加

ラップ管の変形は、六角管の膨れとして現われ、これが進むと集合体の取出ができなくなるおそれがある。生成原因としては、冷却材内圧による照射クリープ変形とラップ管材のスエリングがある。「常陽」MK-Iでは $1.5 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 0.1 \text{ MeV}$ )以上の照射量でラップ管対面間距離の増加が始った。図1.2.9に測定結果を示す。

#### (2) 燃料ピン束の変形

照射中に燃料ピンは被覆管の膨れの他に熱応力や隣接ピン、ラップ管との接触により曲り、ねじれ等の変形が生じる。集合体内の冷却チャンネルの違いによる温度差が原因とみられる燃料ピンの曲りの集合体内分布を図1.2.10, 11, 12に示す。常陽ではラップ管と接する外周ピンで曲りが大きく、Rapsodie ではラップ管またはタイロッドと接するピンで曲りが大きい。

又、ワイヤ型集合体では、ワイヤと被覆管の相互作用による燃料ピン束の乱れが生じる。「常陽」MK-Iではワイヤのスエリングが被覆管より大きく、ワイヤのゆるみ、巻ピッチの乱れが生じた(図1.2.13)。反対に仏のRapsodie照射では被覆管のスエリングが大きくワイヤによって紋られたようにピンが変形した例もある。図1.2.14

このような燃料ピン束の変形は、燃料集合体のラップ管引抜力の増加としても観察され、「常陽」MK-Iでは $4 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 0.1 \text{ MeV}$ )以上の照射量から顕著な引抜力の増加がみられ、燃料ピンの曲り量と良い相関関係を示す。(図1.2.15, 16)

照射とともに曲り量が増大する様子を図1.2.11に示す。50 MW出力時より75 MW出力時の方が増加率が大きい。

#### (3) 燃料ピン表面の擦り痕

燃料ピン被覆管とスペーサワイヤが照射中に接触し、擦れることにより、擦り痕(ウェアマーク)が発生する。<sup>5)</sup> 「常陽」MK-Iでは75 MW出力時より多く観察されるようになったが、その発生性状には次のような傾向がある。(図1.2.17)

- 擦り痕巾は最大巾1.2 mmであり、照射日数に対して飽和している。
- 擦り痕の深さは、一定の関係式で巾から導かれる値を越えることはない。

- 集合体内燃料ピンの位置が内側ほど擦り痕が大きく、外周ピンは小さい。
- 炉心内装荷位置の依存性はない。

擦り痕の発生原因は流力振動等が考えられており、今後の解明が必要である。

擦り痕の防止には

- ① ピン束をタイトにする（Porosity/Ringを小さくする）
- ② ライヤ巻ピッチを小さくする

ことが効果があることがわかっており、「常陽」MK-Iでも上記対策を施した燃料集合体の照射により確認された。（図 1.2.18，表 1.2.6）

燃料集合体の照射挙動を解析するため、計算コードが開発された。

MULTIBOW コードは熱流力コード COBRA-III C を内蔵し、スエリング、照射クリープを考慮して照射履歴を追った解析が可能である。燃料要素の変位は、ラップ管の変位量を境界条件として求め、燃料要素間の相互作用、燃料要素－ラップ管の相互作用（BDI）の評価が行える。このコードは大型コードであり、計算時間のかかるのが難点である。

PYTHON-SHADOW では計算時間の短縮化を図り、フルバンドルの計算が比較的容易に行える。

燃料集合体挙動解析コードは、長寿命燃料開発の課題の1つである BDI 挙動を解明するために重要であり、「常陽」のデータ等を用いてコードの改良を図る必要がある。

表 1.2.4 燃料集合体照射試験

照射計画名	目的	概要	試料							照射条件					
			ピン数	ピン長 (mm)	燃料				被覆管	使用炉	被覆管 温度 (°C)	最高出力 (Watt s/cm)	最高燃焼度 (MWD/MTM)	中性子束 (n/cm <sup>2</sup> ·sec)	高速中性子 照射量 (E > 0.1 MeV) (n/cm <sup>2</sup> )
					直径 (mm)	長さ (mm)	密度 (% T. D.)	組成							
Rapsodie PNC - 1	「常陽」用燃料ピン、燃料集合体の定常運転時での健全性、安定性証明。	燃料集合体(グリッド型)を高速中性子束下で照射。冷却材は Na 上向流。	34	1,000	5.5	320	92~96.5	18w/o PuO <sub>2</sub> 82w/o UO <sub>2</sub> (60% EU)	同上	Rapsodie (04-03)	420 ~600	400~426	35,130	Total 1.7 × 10 <sup>15</sup>	3.00 × 10 <sup>22</sup>
Rapsodie PNC - 10	「常陽」MK-II用燃料集合体の定常運転時の健全性確認。	中尺燃料ピン(ワイヤ型)集合体を高速中性子束下で照射。冷却材は Na 上向流。	37	710	4.6	320	93	30w/o PuO <sub>2</sub> UO <sub>2</sub> (87.26% EU)	20% CW 316 OD: 5.5 ID: 4.8	Rapsodie (03-01)	650	260	30,000	Total 2.7 × 10 <sup>15</sup>	2.2 × 10 <sup>22</sup>
Rapsodie PNC - 5 (1)	「もんじゅ」燃料ピン、燃料集合体の定常照射下での健全性、安定性の証明。	燃料集合体(グリッド型)を高速中性子束下で照射。冷却材は Na 上向流。	34	985	5.4	320	85	20w/o PuO <sub>2</sub> 80w/o UO <sub>2</sub> (70% EU)	20% CW 316 OD: 6.5 ID: 5.6	Rapsodie Rum 41 (04-15) Rum 43~ (03-01)	420 ~650	510	59,000	Total 2.7 × 10 <sup>15</sup>	4.6 × 10 <sup>22</sup>

表 1.2.5 「常陽」MK-II 燃料ピン束照射試験

試験名	目的	試料								照射条件						
		ピン数	ピン長 (mm)	試料					被覆管	照射位置	照射 サイクル (サイクル数)	被覆管 最高温度 (°C)	最高 線出力 (W/cm)	最高 燃焼度 (MWD/ TM)	最高 中性子束 (n/cm <sup>2</sup> ・S)	最高 フルエンス (n/cm <sup>2</sup> )
				直径 (mm)	長さ (mm)	密度 (%TD)	濃縮度 (%)	富化度 (W/O)								
C1J	Mk-II型燃料照射挙動試験 (1) Wear Mark Test (2) Fuel-Clad Diametral Gap パラメータ試験 (3) C型照射リグ確性	91	1533	4.63	550	93	(12)	(28.5)	20%CW SUS316	2列	1~4 (4)	650	353	34,000 (42,000)		5×10 <sup>22</sup>
C2M	「もんじゅ」標準型炉心燃料確性試験 (低燃焼度) (1) バンドル挙動確性 (2) 被覆管材料確性 (3) Wear Mark テスト	61	1867	5.4	550	85	(10)	(30)	20%CW SUS316	3列	3~11 (9)	675	385	67,000 (82,000)		11×10 <sup>22</sup>
C3M	「もんじゅ」標準型炉心燃料確性試験 (高燃焼度) (1) バンドル挙動確性 (2) 被覆管材料確性 (3) Wear Mark テスト	61	1867	5.4	550	85	(10)	(30)	20%CW SUS316	3列	3~16 (14)	675	385	105,000 (127,000)		17×10 <sup>22</sup>

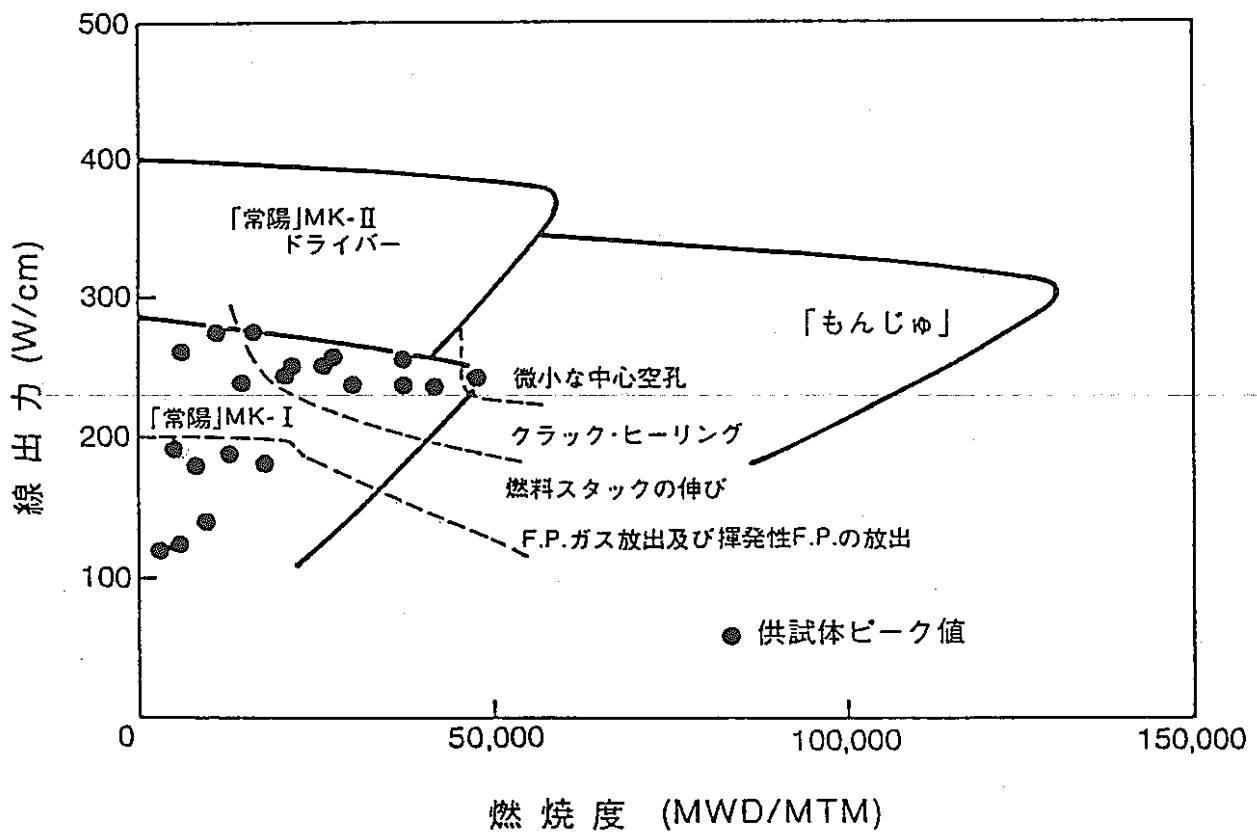
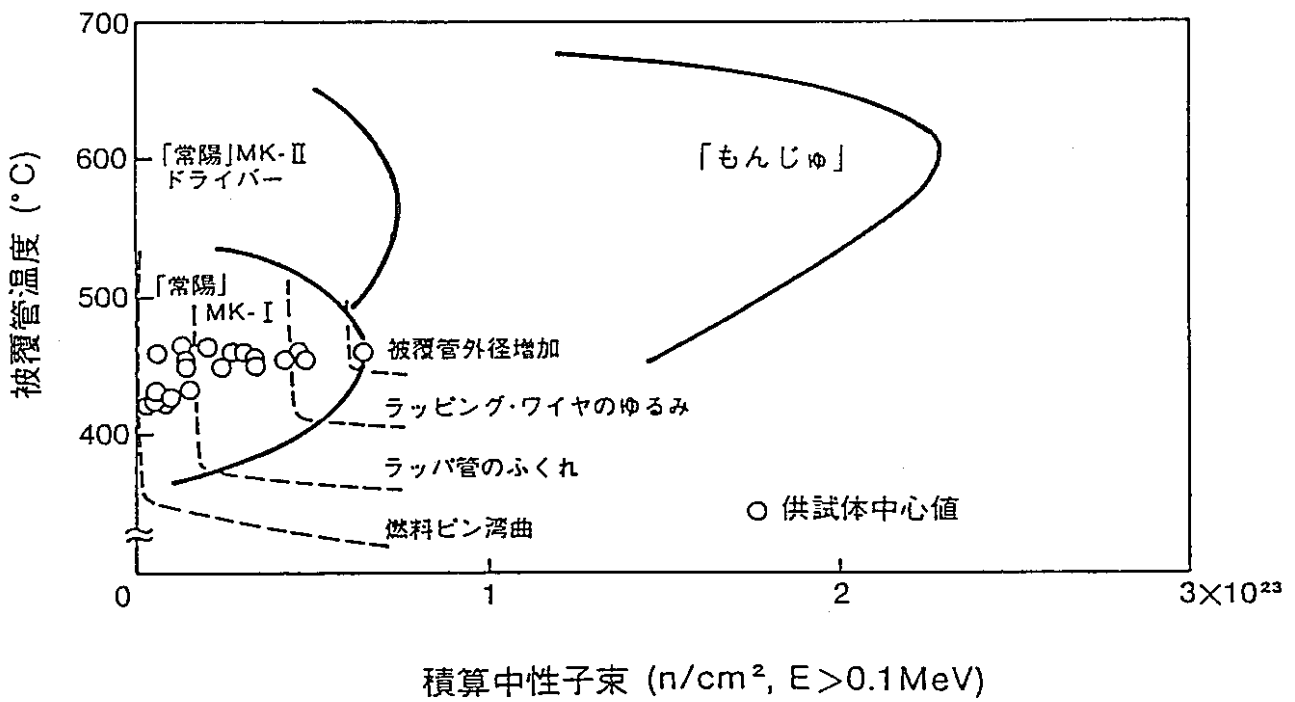


図 1. 2. 8 「常陽」MK-I, MK-II及び「もんじゅ」の照射条件とMK-I燃料の照射挙動

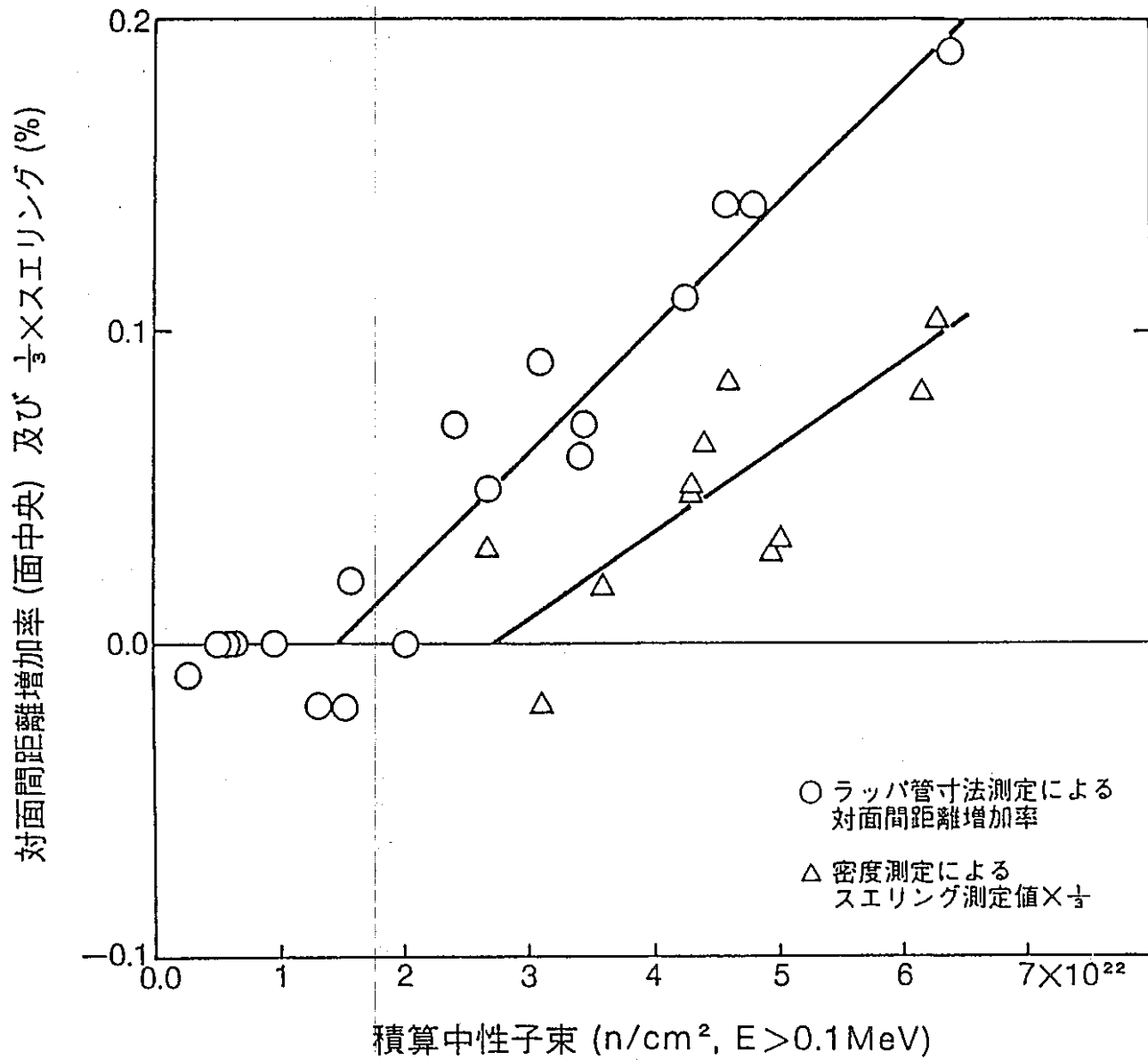


図1.2.9 ラubber管の対面間距離増加率 (軸方向中心)

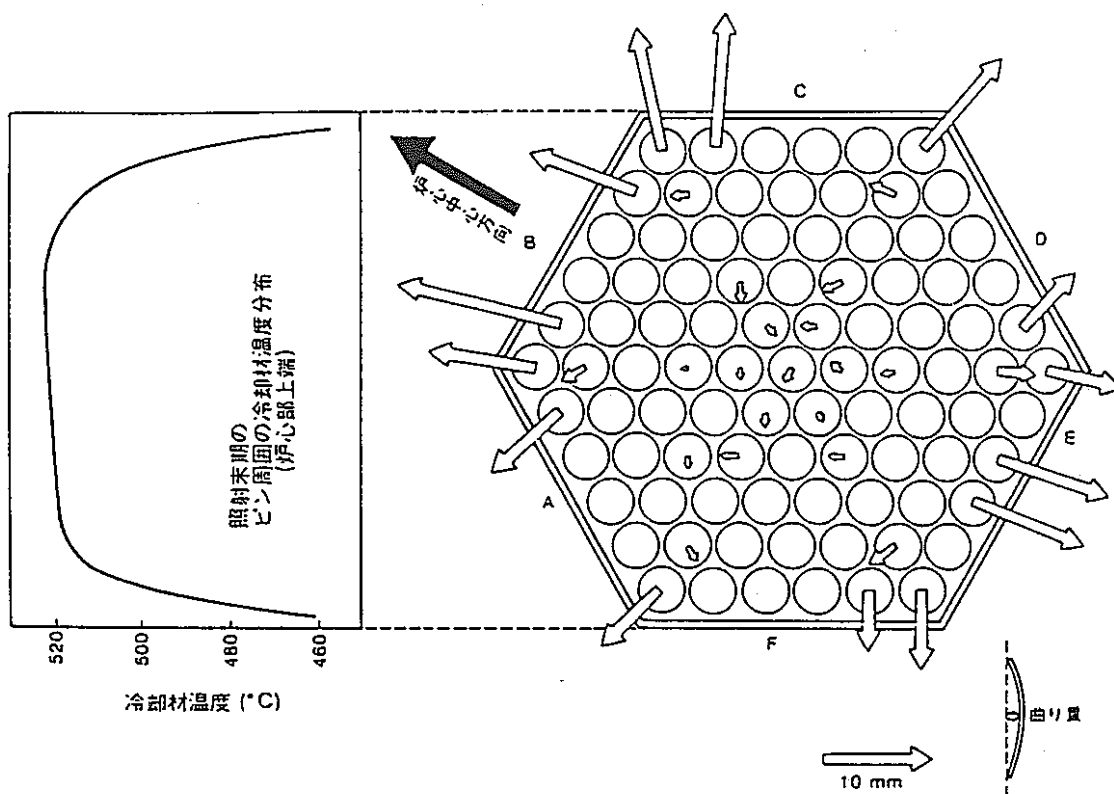


図 1. 2. 10 燃料ピン曲がり量の集合体内分布及び曲がりの方向  
 ( 75 MW, 第 0 サイクル終了後, 第 1 列集合体, 照射量ピーク値  
 :  $2.0 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2, E > 0.1 \text{ MeV}$  )

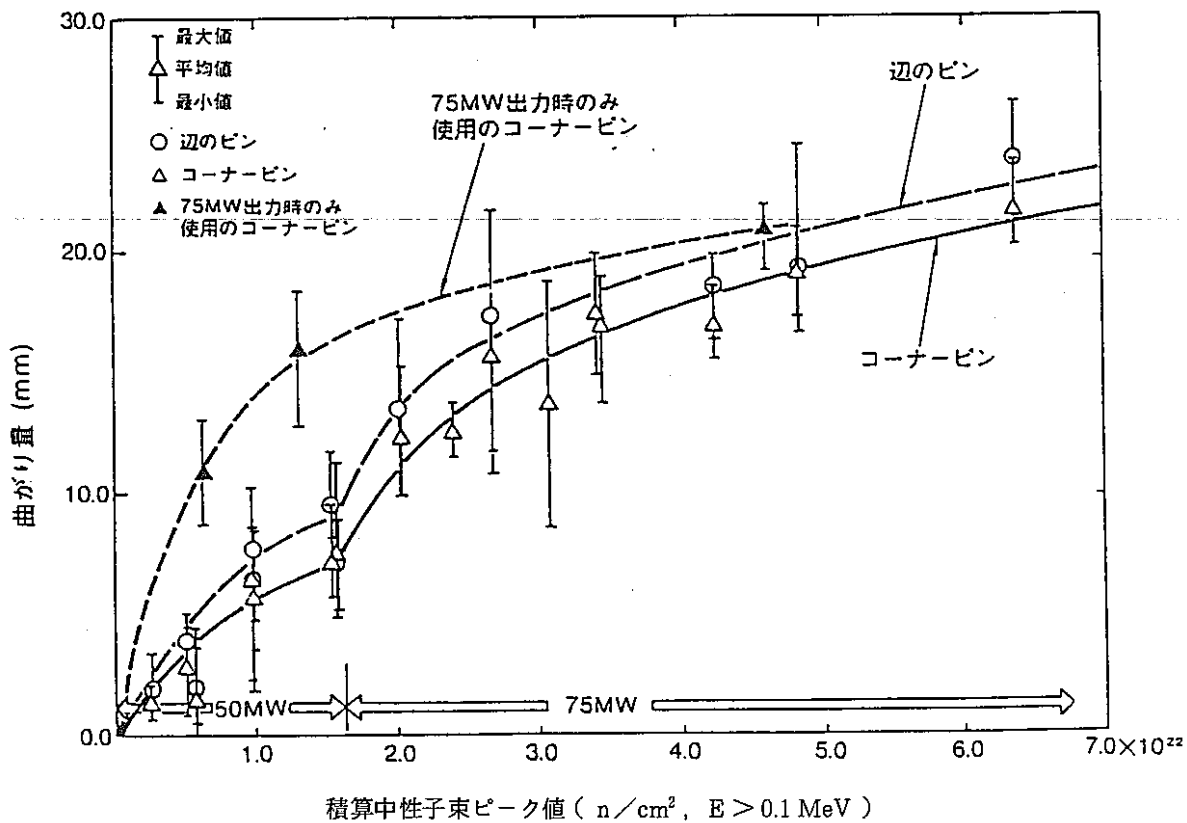
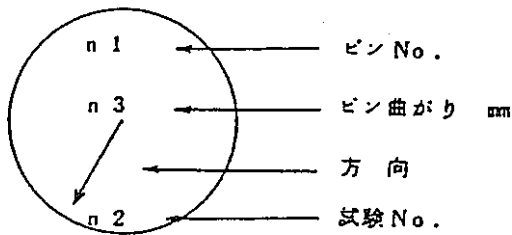
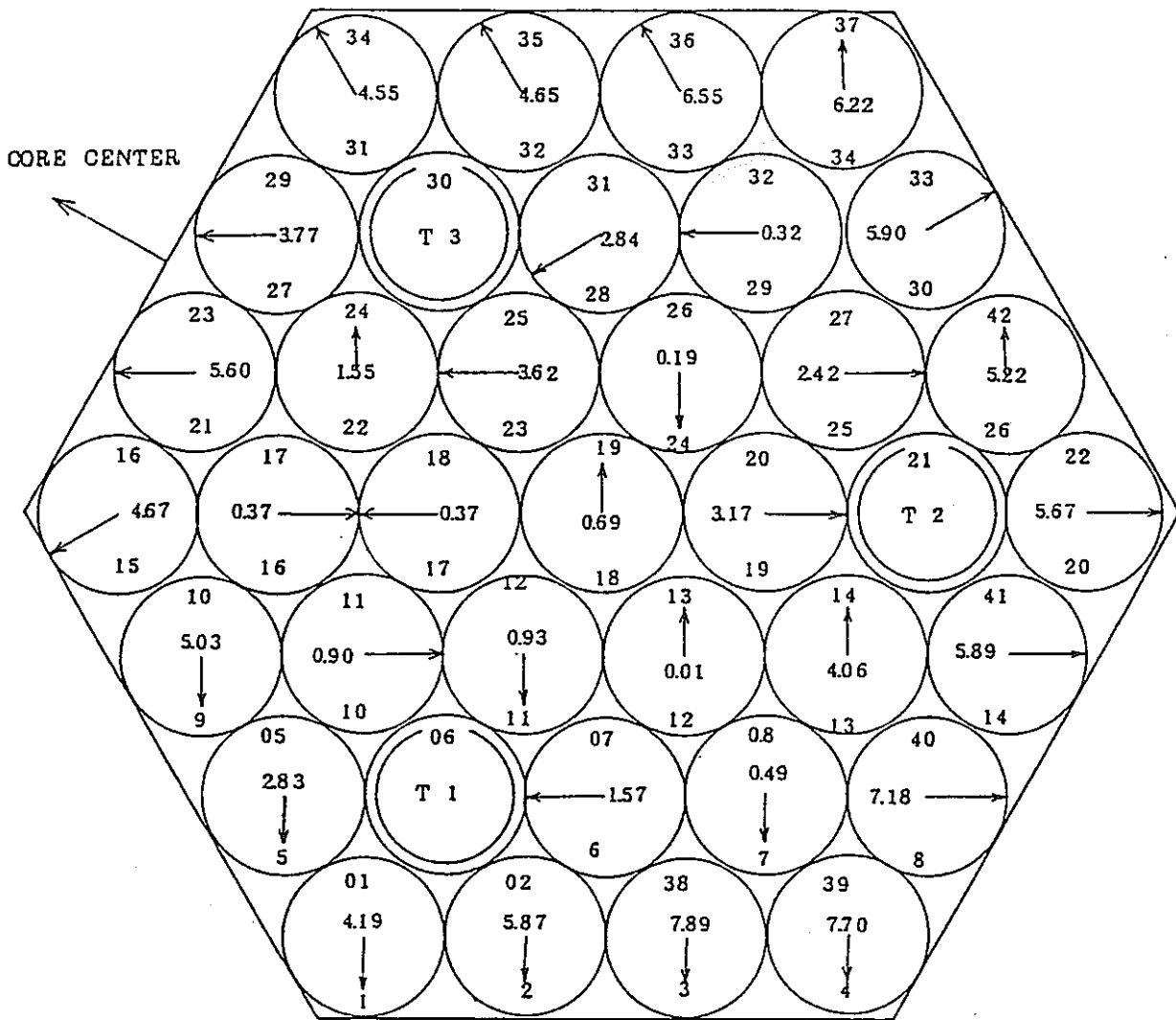


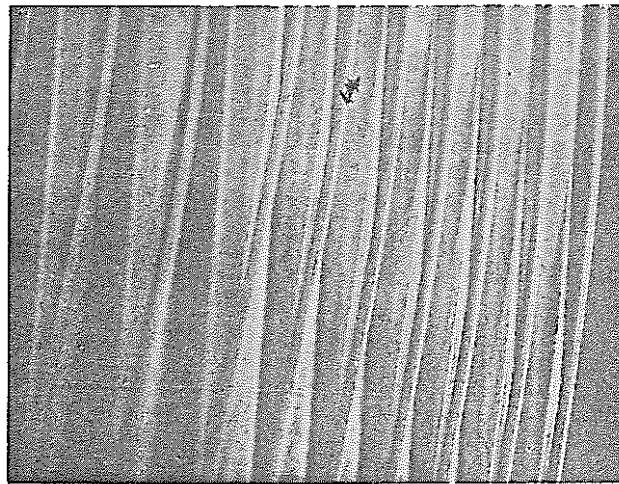
図 1. 2. 11 集合体外周ピン照射による残留湾曲





平均 = 3.60 mm

図 1.2.12 燃料ピン曲り分布 (Rapsodie PNC-1)



(Pin location No.)    ↑    ↑    ↑    ↑    ↑    ↑    ↑  
                          13   12   11   10   9   8   7

図 1.2.13    Gap between Claddings and Wires of Pins  
                  ( PPJX 09 ; Row No.2 )

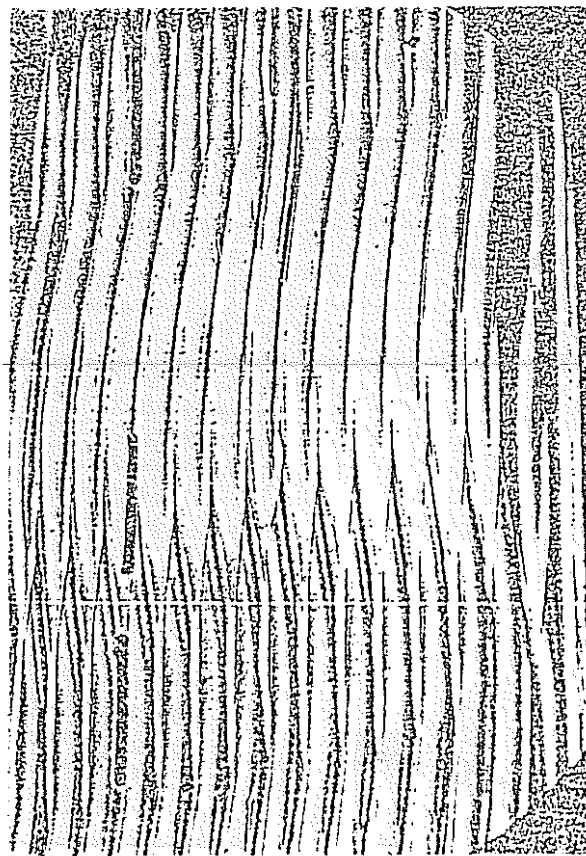


図 1.2.14    燃料ピンとワイヤの相互作用

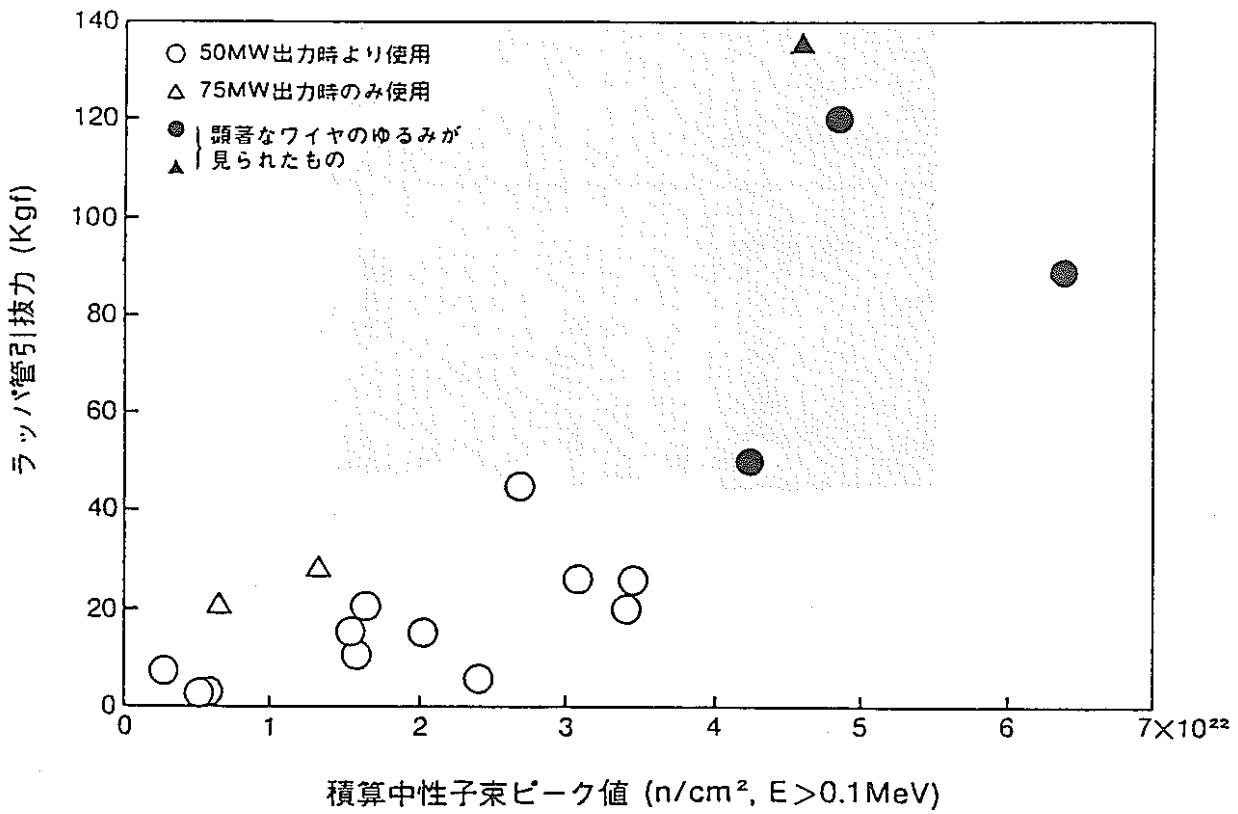


図1.2.15 照射に伴うラッパ管引抜き力の増加

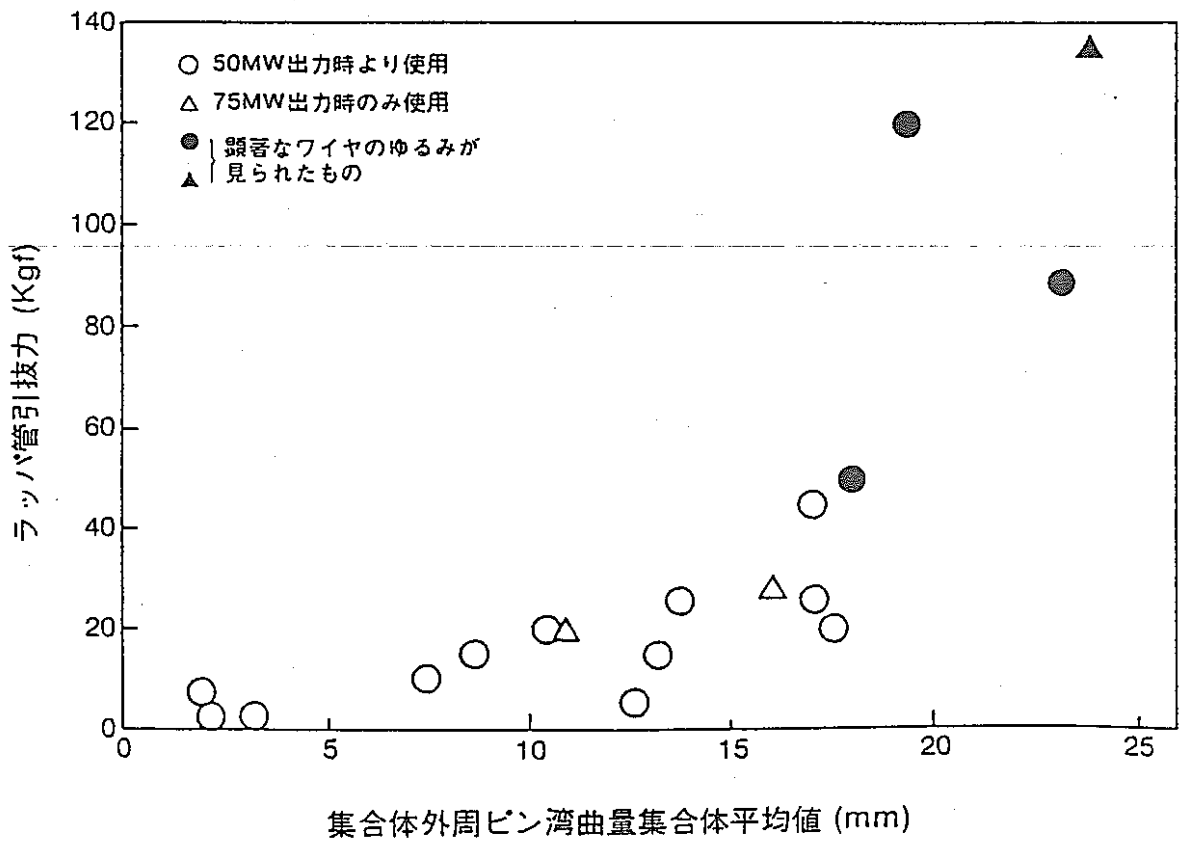


図1.2.16 ラッパ管引抜き力の集合体外周ピン湾曲量依存性

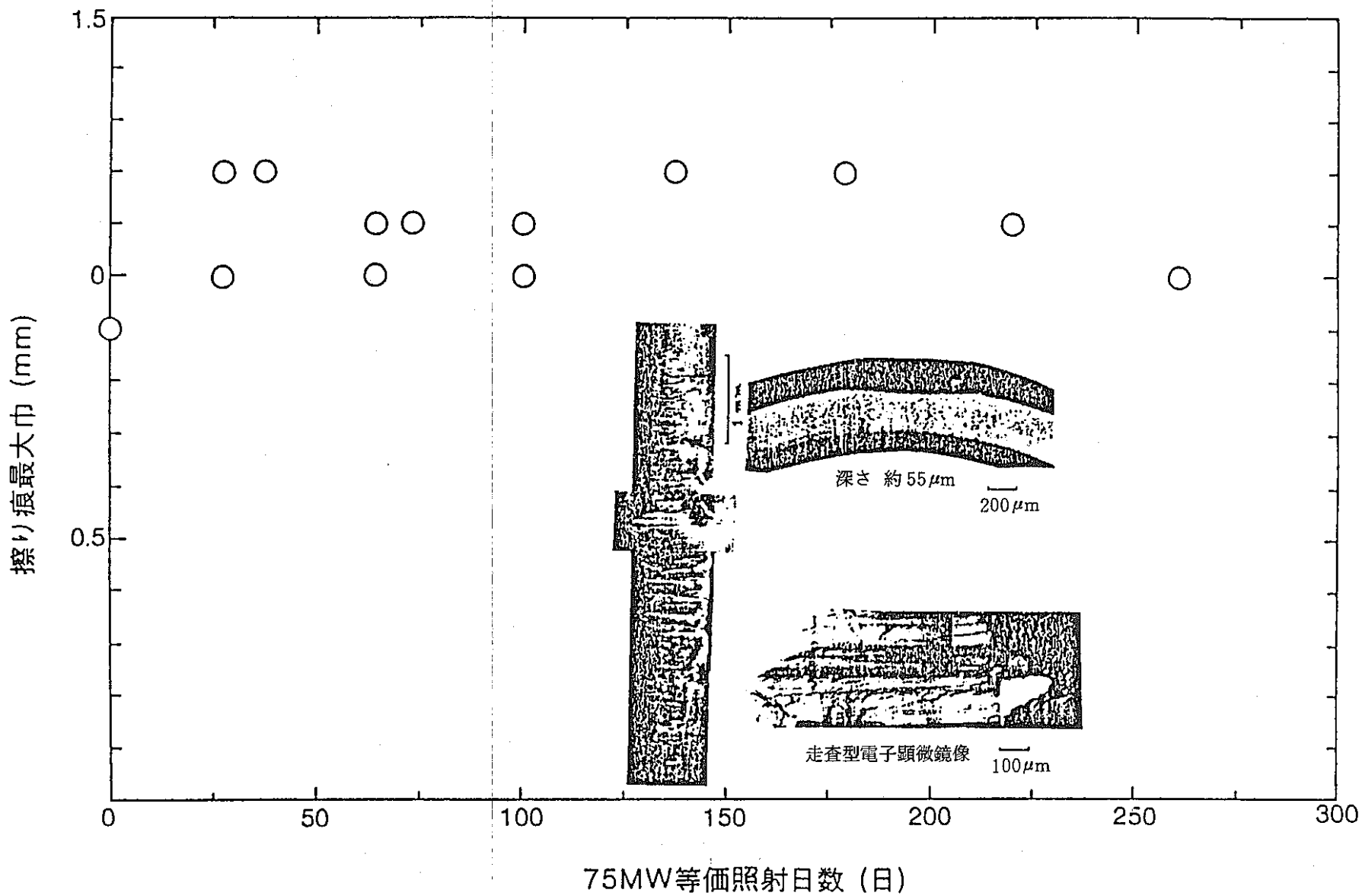


図1.2.17 燃料ピン表面擦り痕最大巾の変化

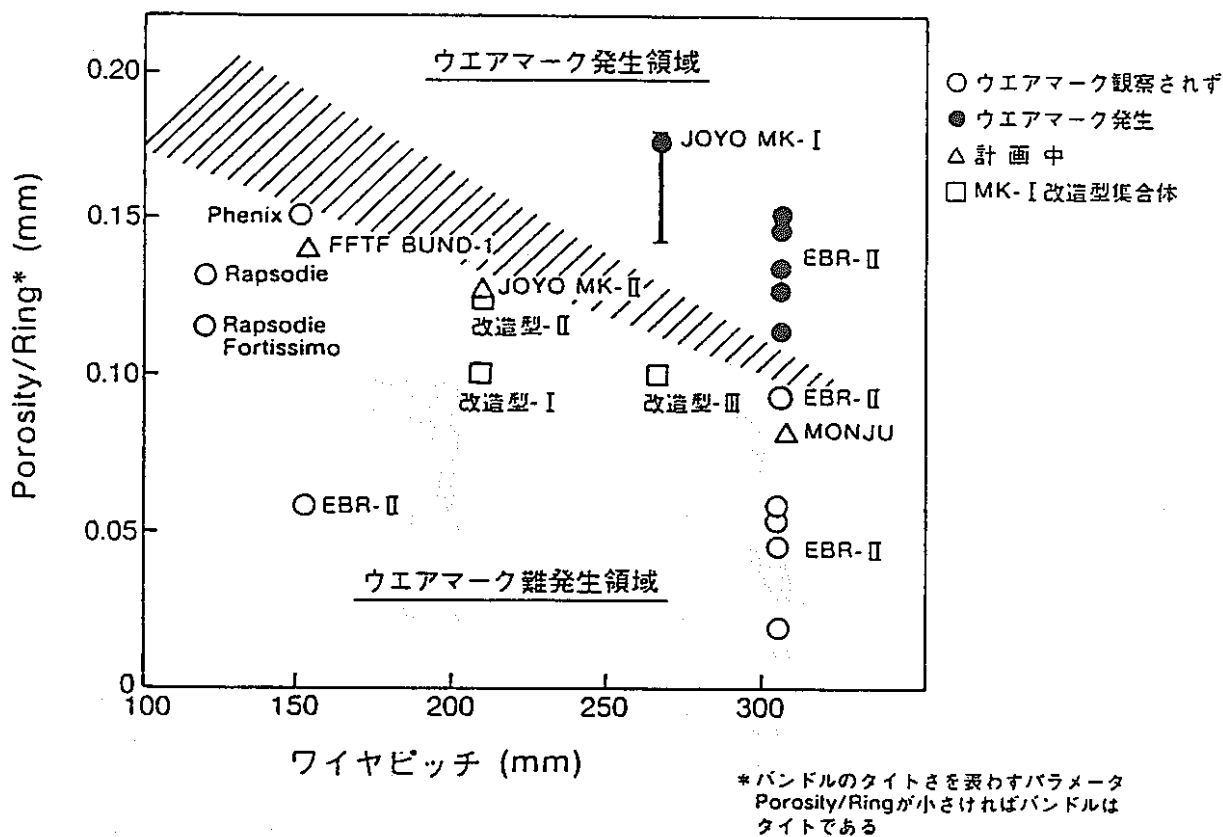


図 1.2.18 ウエアマークの発生条件

表 1.2.6 MK-I 改造型集合体とMK-I 標準集合体のウエアマーク最大幅

集 合 体	MK-I 標準	改造型-I	改造型-II	改造型-III
Porosity/Ring (mm)	0.175	0.101	0.122	0.105
ワイヤピッチ (mm)	266	207	207	266
ウエアマーク最大幅 (mm)	1.2	0.3	0.6	0.5
ウエアマーク最大深さ* ( $\mu\text{m}$ )	58	4	13	10

\*最大幅測定値から予測される可能な深さの上限値

### 1.2.3 各国の燃料集合体の比較

表 1.2.7 に各国の燃料集合体の仕様を比較して示す。

燃料集合体全長はほぼ 4～5 m の範囲にある。最長は Super Phenix の 5.4 m である。炉心の燃料カラム長がどの炉でもほぼ 1 m であるので、集合体の長さも似た様な値になっているであろう。

重量は仕様として規定されることがないので公表の数字はないが、実証炉から類推すると、300～400 kg 程度にあると思われる。

燃料集合体あたりのピン数は 217 又は 271 本が多い。例外は英国で 325 本バンドルとなっている。ピンピッチ／直径比はいずれも約 1.2 である。

ピンスペーサ方式は、米・仏・日・ソはワイヤであり、英・独はグリッド型を採用している。

ラッパ管対面間距離は、ピン束の大型化を反映して大きくなっており、Super Phenix の 173 mm が最大である。

ラッパ管材料は、316 ステンレス鋼を改良したものが主流である。改良としては微量元素の調整による耐スエリング性の向上、Ti, Nb の添加による Stabilige 化である。英国は PE 16 (高Ni系合金)を採用している。ラッパ管の肉厚は 3～4 mm 程度である。

図 1.2.19～図 1.2.22 に燃料集合体の例を示す。

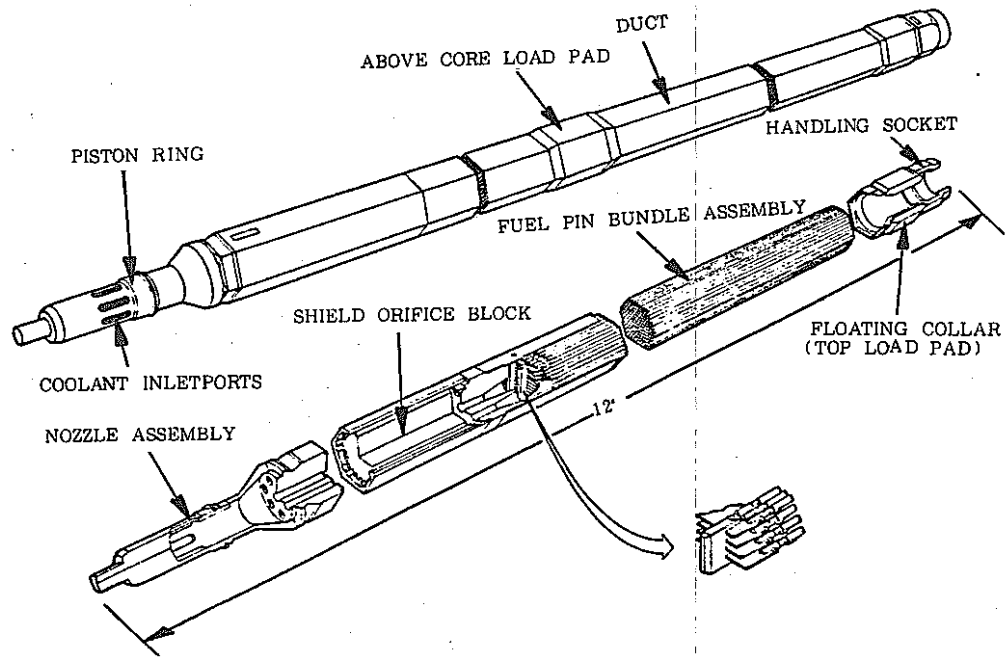
表 1.2.7 (1) 燃料集合体仕様比較表 (炉心燃料)

	日 本				France			U S A			U K		F R G		U S S R			
	JOYO MK-I	JOYO MK-II	MONJU	実証炉	Rapsodie fortissimo	Phenix	S-phx	FFTF	CRBR	CDS	PFR	CDFR	SNR300	SNR-2	BN350	BN600	BN1600	
全 長 (m)	2.970	2.970	4.2	4.8	1.66	4.3	5.4	3.658	4.572	5.1	3.81	4.28	3.7	4.0	3.5	3.5		
重 量 (kg)	~60	~	~200															
ピ ン 本 数	91	127	169	217	61	217	271	217	217	271	325	325	166	271	169	127		
ピンピッチ (mm)	7.6	6.47	7.9	8.8	5.9	7.7	9.8	7.3	7.3	8.26	7.4	9.1	7.9	9.1	7.0	8.0		
P/D (ピッチ/直径比)	1.2	1.18	1.22	1.19	1.16	1.18	1.15	1.24	1.27	1.18	1.26	1.20	1.32	1.2	1.15	1.17		
ピンスペーサ方式	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	ワイヤ	グリッド	グリッド	グリッド	グリッド	ワイヤ	ワイヤ
ラッパ管外対面間寸法 (mm)	78.5	78.5	110.6	140.1	49.8	124	173	116.2	114.3	145	142	135.4	110	153	96	96		
ラッパ管肉厚 (mm)	1.9	1.9	3	40	1.0			3.0	3.0	3.6	2.9	2.6	2.6	4.5	2.0	2.0		
ラッパ管材質	SUS316	SUS316	SUS316	SUS316	SS	316SS	316SS	SUS316	SUS316	D9	SS	PE16	SS	SS	SS	SS		
I/R (mm)	0.15	0.13	0.08		0.12	0.15		0.06										
炉 心 装 荷 数	79	67	198	420	54	103	364	74	198	300	78	349	205	492	226	371		
集合体ピッチ (mm)			116	145.5		127	179	120	121	150	145	147	115	170	98	98		
燃料ピン直径 (mm)	6.3	5.5	6.5	7.4	5.1	6.55	8.5	5.84	5.84	7.0	5.84	5.84	6.0	7.6	6.1	6.9		

表 1.2.7 (2) 燃料集合体仕様比較表 (ブランケット燃料)

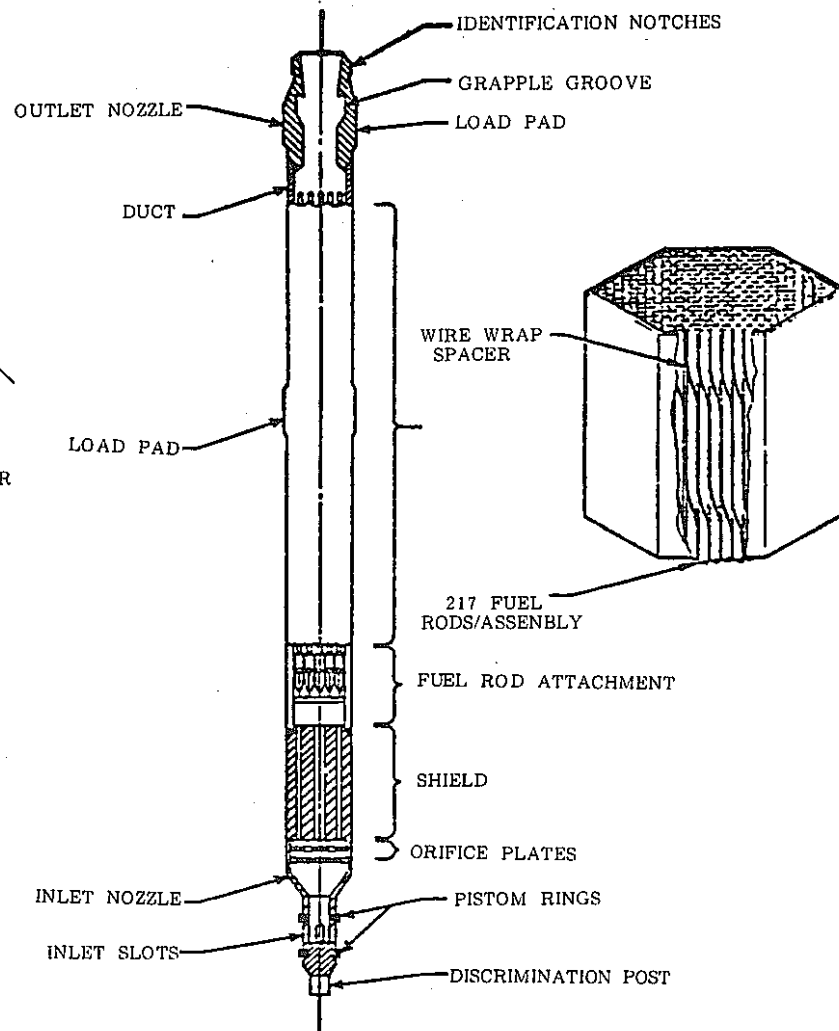
	日 本				France			U S A			U K		F R G		U S S R		
	JOYO MK-I	JOYO MK-II	MONJU	実証炉	Rapsodie fortissimo	Phenix	S-phx	FFTF	CRBR	CDS	PFR	CDFR	SNR300	SNR-2	BN 350	BN 600	BN 1600
全 長 (m)	2.97	なし	4.2	4.8	なし	4.3	5.4	なし	4.57	5.1	3.81		3.7	4.95	3.5	3.5	
重 量 (kg)			2 ~200														
ピ ン 本 数	19		61	91		61	91		61		85	91	61	127	37	37	
ピンピッチ (mm)	16.42		13	13.5													
P/D(ピッチ/直径比)	1.1		1.1	1.10													
ピンスペーサ方式																	
ラッパ管外対面間寸法 (mm)	78.5		110.6	190.1													
ラッパ管肉厚 (mm)	1.9		3														
ラ ッ パ 管 材 質	SUS316		SUS316														
I/R (mm)																	
炉 心 装 荷 数	179		172	250		90	233		214	115 +204	51	234	96	270	412	380	





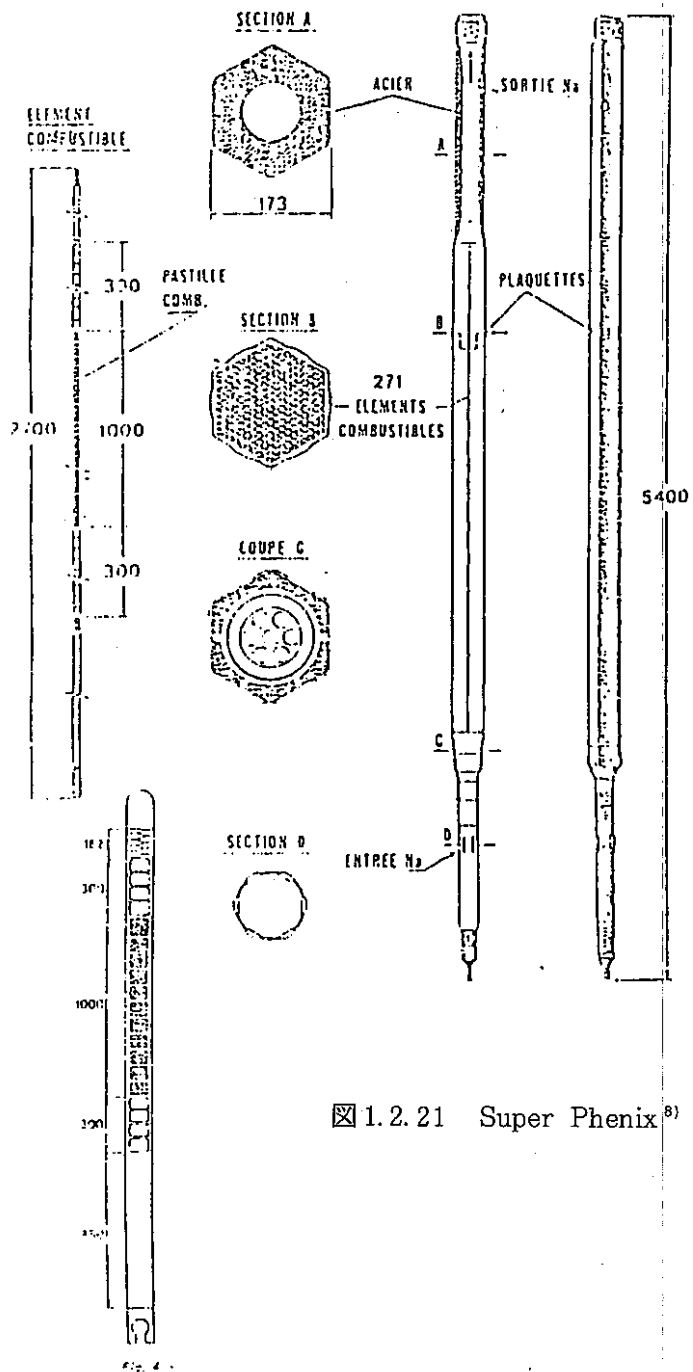
☒ 1.2.19 FFTF<sup>6)</sup>

Driver Fuel Assembly

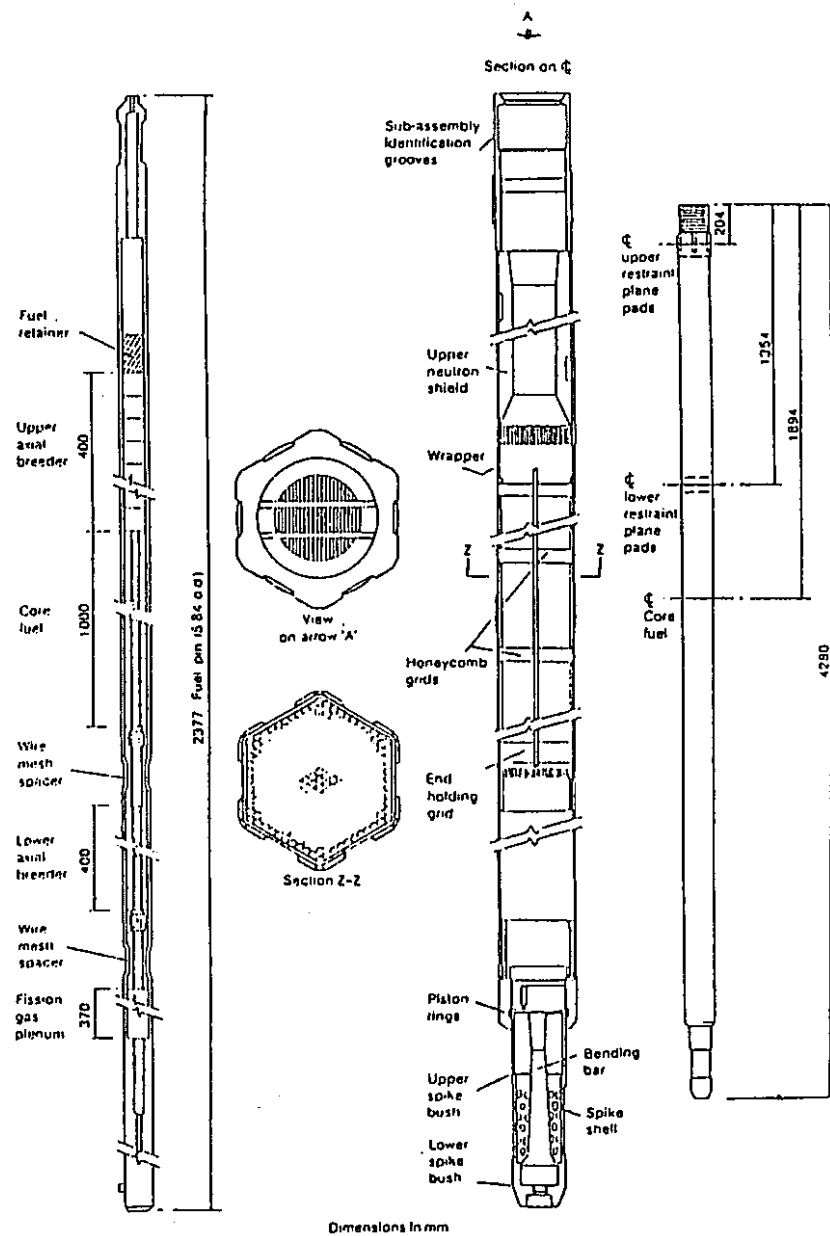


☒ 1.2.20 CRBR<sup>7)</sup>

Fuel Assembly Schematic



1.2.21 Super Phenix<sup>8)</sup>



1.2.22 CDFR<sup>9)</sup>

#### 1.2.4 今後の開発の方向

##### (1) ラップ管材の開発

燃料を高燃焼度まで使おうという要求に応えるためには、燃料ピン束との相互作用に耐え、ラップ自体の変形の小さい、低スエリング、耐クリープ、機械的強度を有するラップ管材の開発が必要である。ラップ管材として燃料ピン被覆材と同じ材料が主に使われているが、温度条件が燃料ピンほど厳しくないことを考慮した材料の選択も検討されるべきである。

##### (2) 大型集合体の開発

217本または271本という大型ピン束、更に燃料ピン直径も太くなる方向が検討されており、このような大型集合体を実現させるための研究開発が必要である。

- 大型ラップ管の試作
- 大型集合体の試作
- 製造、工程の自動化
- 大型集合体流動試験
- 大型集合体照射試験

一応大型化を図りながらも炉心をコンパクト化するため、ノズル部、ヘッド部等全長短縮化の検討も進め、いたずらに燃料集合体が大きくなるようにする必要はある。

##### (3) グリッド型集合体

燃料ピンスペーサについてはワイヤの実績を積んできており、ワイヤを主体に開発を進めるべきであるが、グリッドにも捨て難い長所があり、「もんじゅ」でグリッド型集合体のライセンスを得ていることを利用し、試作、流動試験および照射を行うことを検討する。

##### (4) CPトラップ付集合体

運転中発生するCPによって冷却系の放射能強度が上昇し、保守作業等に困難をもたらすことが指摘されている。又、CPは燃料集合体の圧損増加の経時変化の原因と考えられている。CP問題解決のため、CPトラップに集合体を装荷することにより冷却材中のCPを除去する方法を検討する。

##### (5) 燃料ピン束挙動解析コード

EDIによって、集合体がどのような力を受け、どのような変形を生じるかを評価することは集合体の設計、寿命評価をするうえで重要であり、より信頼しうるコードを開発する必要がある。

##### (6) ブランケット燃料集合体

ブランケット燃料集合体の研究開発は、炉心燃料より使用条件が穏やかであるため、従来あまり力を注いでいなかった。しかし非均質炉心等で厳しい使用条件を課することになれば照射試験等で検討が必要となる。

(7) モジュラー型流量調節機構

集合体入口ノズル部を規格化し、集合体製作コスト低減をはかるため、モジュラー型流調機構を開発する。

(8) ピン表面の擦り痕対策

実証炉に近い炉心体系で擦り痕発生機構を解明するため、「もんじゅ」においてワイヤ径を変え、どの程度のPorosity/Ringで擦り痕が発生するか試験する。さらに、周辺ピンの熱湾曲がおよぼす効果を調べるため、周辺ピンに細径ワイヤを巻いた集合体について発生状況を調べる。

(9) 自然循環・混合対流時の冷却性能向上

自然循環または混合対流時にも燃料集合体からの除熱が完全に行なえるよう、解析コードの開発および熱伝達試験を行ない、燃料設計に反映させる。

(10) ラップ管無集合体

FBR再処理工程において、大きな工数を要するものの一つに解体・ラップ管取出し工程がある。また、廃棄物の量もラップ管が大きなウエイトを占める。軽水炉燃料のようにラップ管無集合体が可能となれば、再処理費が削減される。

(参考文献)

- 1) 小松純治, 檜原英千世; SN 241 82-16 「高速増殖炉研究開発成果の概況〔8〕
- 2) 小林義光, 檜原英千世; SN 941 82-119 「国産高速炉燃料ピンの照射挙動評価」
- 3) 井滝俊幸他; SN 941 84-05 「高速実験炉「常陽」炉心燃料集合体の照射後試験結果概要(第3報)」
- 4) 水野朋保他; ZN 941 83-105 「高速実験炉「常陽」MK-I炉心燃料集合体の照射挙動」
- 5) 井滝俊幸他; SN 941 82-271 「高速実験炉「常陽」炉心燃料ピンの“擦り痕”照射後試験(第2報)」
- 6) C. P. Cabell; A summary description of the Fast Flux Test Facility; HEDL-400
- 7) Clinch River Breeder Reactor Project Preliminary Safety Analysis Report, Chapter 4
- 8) J. M. Chaumont, et.al; Les etudes et la fabrication du combustible de super-Phénix
- 9) A. R. W. Lunt; Core design for the UK commercial demonstration fast reactors; Nuclear Energy vol. 21 10.5 335-343

### 1.3. 炉 心 型 式

1.3.1	はじめに .....	99
1.3.2	国内の開発研究 .....	106
(1)	大型炉炉物理研究 .....	106
(2)	模擬臨界実験 .....	107
(3)	安全性 .....	111
1.3.3	国外の開発状況 .....	113
(1)	米 国 .....	113
(2)	英 国 .....	115

Appendix ナトリウムボイド係数

### 1.3 炉心型式

#### 1.3.1 はじめに

ナトリウム冷却高速炉プラントの大型化を実現しようとする、炉心設計においても個有の問題が発生してくる。大型高速炉の設計が始められた1960年代後半以来、安全性、信頼性、経済性に対する種々の要求を満足する炉心設計のアイデアが数多く出されているが、1975年パリで開催された「ヨーロッパ原子力会議」でフランスが大きく取り上げた非均質炉心が、基本的な(均質型の)炉心設計とともに、現在各国の大型高速炉の設計で検討されている。

高速炉の炉心設計で均質炉心<sup>(\*)</sup>脚注 というのは、「常陽」や「もんじゅ」の様に炉心燃料領域の外側にブランケットを巻いた炉心であり、非均質炉心とは、炉心燃料領域の中にブランケット(径方向非均質炉心ではブランケット集合体)を混入配置したものである。

図1.3.1～1.3.3に「もんじゅ」、動燃実証炉、CRBR(Chinch River Reactor, 米)の炉心構成を示す。実証炉の代替炉心、CRBRの炉心が非均質構成である。図1.3.4に燃料集合体の比較、図1.3.5に実証炉と「もんじゅ」の炉心形状と大きさの比較を示す。

我国では、非均質炉心は炉物理研究及び動燃実証炉の設計として若干の経験はあるが、利害得失を含めた種々の問題点に関する開発研究はほとんど行なわれていない。しかも、炉物理研究で問題とされているのは核特性のみであり、実証炉の炉心設計でも(少なくとも現状では)非均質炉心は均質炉心の代替となっている為、均質炉心と同じ大きさで設計する等の制限があり、非均質炉心として最良の設計となっている訳では無い。今後の研究開発を必要とする。

フランスが最近是非均質炉心にあまり情熱を示していないので、タンク型炉に対する非均質炉心の設計の側はあまり見かけないが、核特性だけについて言えば、タンク型/ループ型の選択の問題と、均質炉心/非均質炉心の選択の問題とは互いにほとんど無関係である。(炉心内の冷却材の流動に関連した部分に若干相関があるかもしれない)

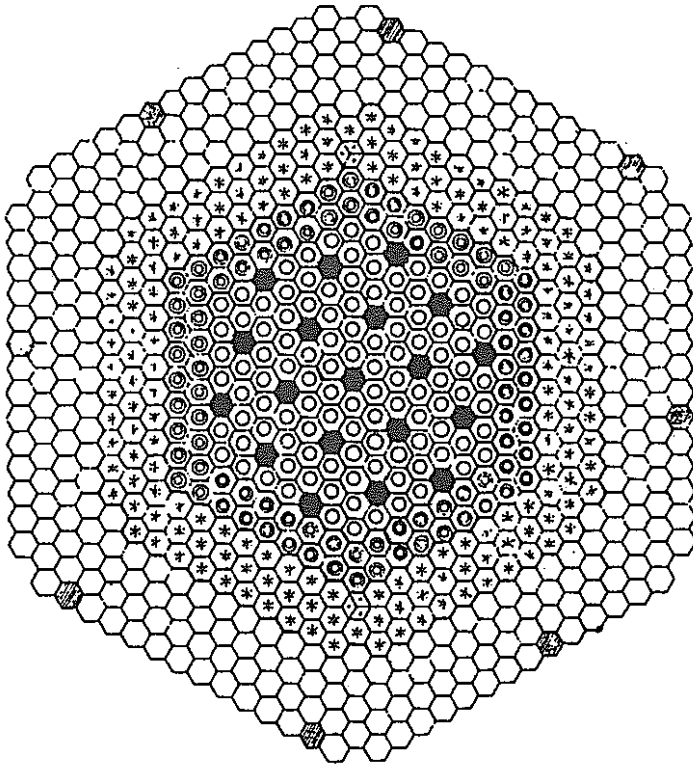
均質炉心のみを考えた場合でも、タンク型/ループ型の選択はあまり大きな問題とはならない。遮蔽上の問題がタンク型とループ型とで全く異なるので、径ブランケット外側及び上下の中性子遮蔽を含めた炉心部の構造は全く異なるが、核的特性にはほとんど差が無い。即ち、我国でこれからループ型をやめてタンク型の実証炉を設計するとしても、核データを含めたソフトウェアはほとんど共通であり、炉心の模擬臨界実験についてもタンク型とループ型で実験規模や実験項目が特に異なるという事はない。2つの型式の炉心を並行して設計するとすれば、共通の実験装置とソフトウェアを使って2種類の実験とその解析を行なう事になる。

実証炉に関する炉物理的問題については、大型化に伴う諸問題が今後の開発研究の主要なテーマである。

---

(\*) 均質炉心(homogeneous core)、非均質炉心(heterogeneous core)という単語はナトリウム冷却高速炉の炉心設計者又は炉心解析研究者以外にとっては非常に紛らわしい言葉である。高速炉の炉心解析に

おいても混乱を招く類似の単語として非均質効果 (heterogeneity effect) というのがあるが、これは炉心内のピン構造やラッパー管構造が炉心核特性に与える効果の事であり、非均質炉心とは無関係である。「もんじゅ」の炉心は均質炉心であるが、非均質効果は問題となる。その他に高速炉では無いが、特殊な炉心設計の1つとして均質炉というのがある。例えば以前日本原子力研究所に水均質炉というのがあったが、これは核燃料の粉末を混ぜて燃料とし、タンクに入れて原子炉にしたものである。この場合の“均質”は文字通りの均質であり、高速炉でいう均質炉心とは全く異なる。



core elements		marks	quantities
core fuel - S/A	zone 1	⊙	108
	zone 2	⊗	90
radial blanket fuel S/A		*	172
control rod		●	19
neutron source		⊕	2
neutron shielding		○	316
surveillance S/A		⊗	8

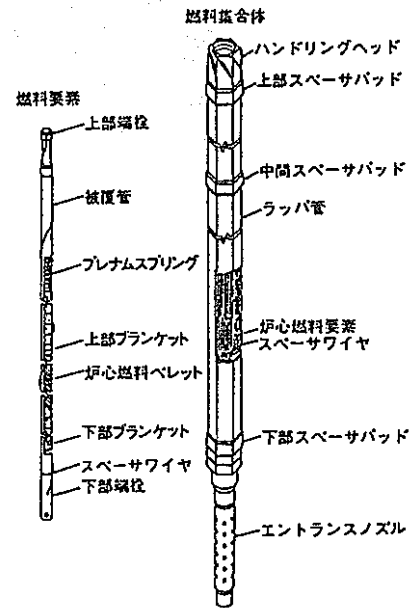
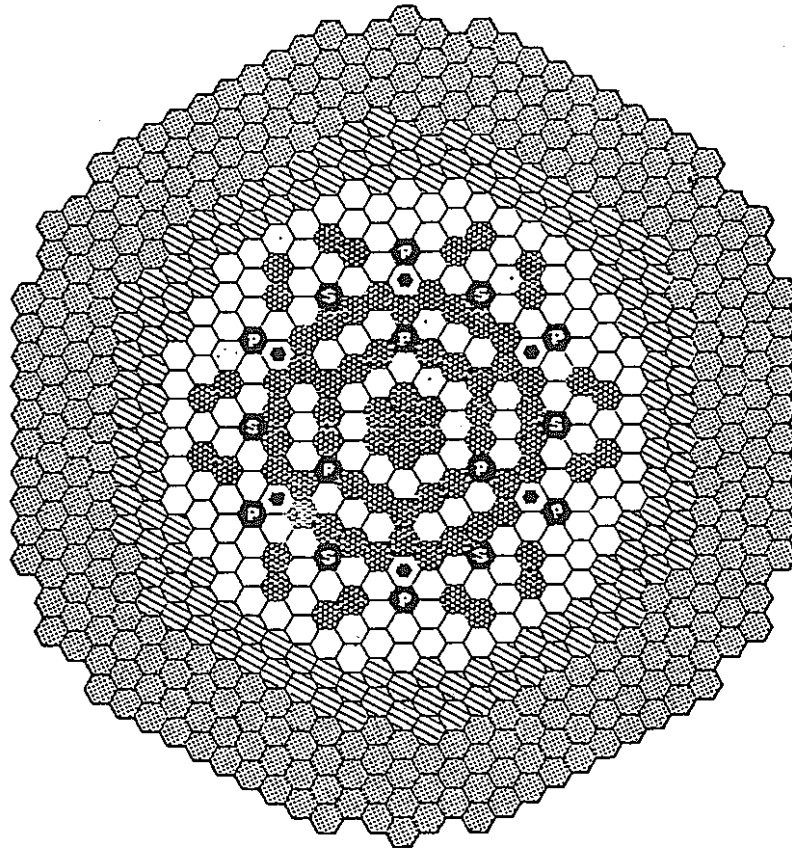


図 1.3.1 「もんじゅ」の炉心構成と炉心燃料集合体














Symbol	Component Name	Number
	Fuel Assembly	156
	Inner Blanket Assembly	78
	Radial Blanket Assembly	132
	Alternate Fuel/Blanket Assembly	6
	Primary Control Assembly	9
	Secondary Control Assembly	6
	Removable Radial Shield Assemblies	306

図 1.3.3 Clinch River Breeder Reactor (CRBR) 炉心構成

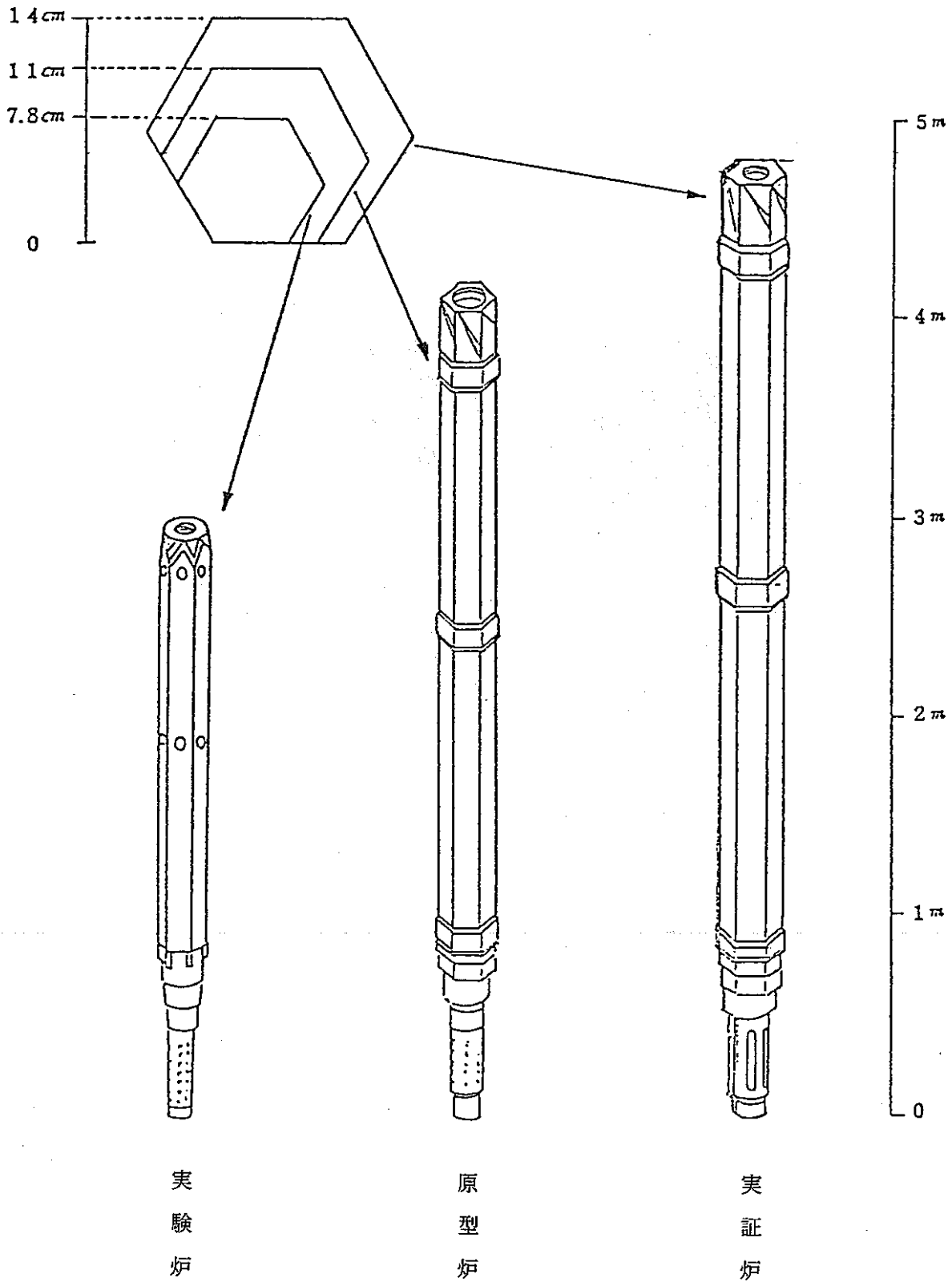


図1.3.4 燃料集合体のスケールアップ対比図

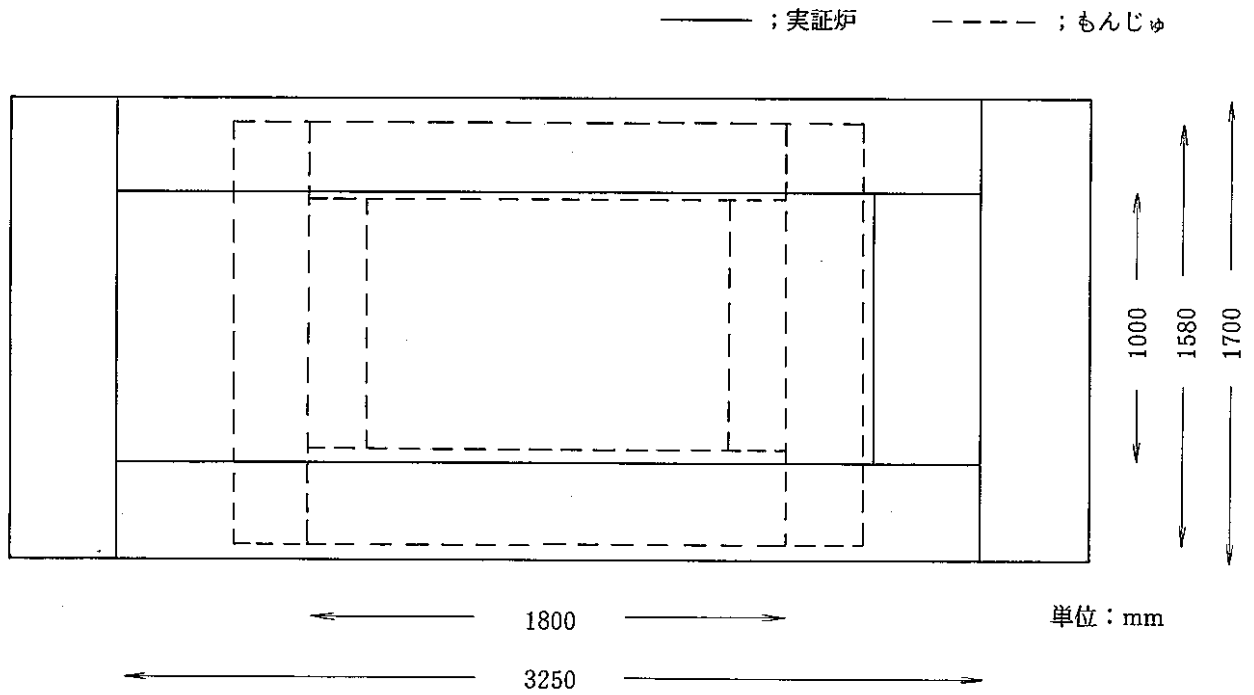


図 1.3.5 実証炉と「もんじゅ」の炉心形状の比較

### 1.3.2 国内の開発研究

原子炉プラントの設計において、炉心設計及び炉心設計に係る研究はその最も初期に始められる。特に炉物理・核設計は核物理的な定数（反応断面積）と汎用性の高い種々の計算コードを用いて行なう為、プラントによらない研究の積み重ねが重要な部分を占めており、逆に言えば炉心設計に関連した研究は早期にとりかかる事が可能である。動燃における研究開発においても、炉物理研究費の中に昭和52年度から「大型炉炉物理研究」が認可されている。他の項目についても炉物理研究はかなり早い時期から大型炉に焦点を合わせた研究を行なっており、特に臨界集合体を用いた模擬臨界実験については、JUPITER 実験（Japanese - United States Program of Integral Tests and Experimental Researches）と称する大型炉の為の日米共同模擬臨界実験が行なわれている。

炉心選定を含む炉心設計の為には、炉物理・核設計研究以外にも、熱設計、構造設計、安全性に関する研究が必要となる。大型炉の炉心安全性については「大型炉炉物理研究」の中で一部評価されているが、熱及び構造についての研究は実証炉の設計研究を除いてほとんど行なわれていない。今後、大型炉の炉心設計を完成させる為には、設計研究以外の基礎的な研究が必要である。

以下に「大型炉炉物理研究」と大型炉の為の模擬臨界実験について概説する。

#### (1) 大型炉炉物理研究

昭和52年度より認可されている（節）「大型炉炉物理研究」では次の3項目（小節）について研究が実施されている。

- 大型炉特性解析
- 炉心安全解析
- 大型炉実験計画

大型炉特性解析では、「常陽」「もんじゅ」の核設計で使用された核データや手法をそのまま用いて大型炉の核設計を行なった場合の問題点の整理、又、大型炉の核設計を行なう際、特に大きな誤差の原因となる計算上の問題点の研究が行なわれている。更に、大型炉に対する均質炉心と非均質炉心を設定し、増殖特性の評価、炉心崩壊事故の評価が行なわれた。参考の為に大型炉炉物理研究で設定された均質炉心と非均質炉心について、炉心構成図を1.3.6に、増殖特性の比較を表1.3.1に示す。非均質炉心の増殖特性が優れている事がわかる。本研究で設定されている炉心は1000 MWe出力の非均質炉心を、倍増時間について最適化したものであり、ボイド係数についても充分低い事が確認されている。均質炉心と同一の集合体を用いて組み立てられており、炉心の大きさ、即ち集合体の本数は両者で異なっている。（実証炉の炉心設計でとられている代替炉心にはなっていない。）非均質炉心では内部ブランケットの出力分担率が高い為、（平衡初期で約10%、末期で約20%）、炉心燃料集合体数は均質炉心より少なくなっているが、内部ブランケットの1集合体当りの出力が炉心燃料集合体

よりも小さい為、全体の集合体本数は非均質炉心の方が多くなっている。2つの炉心に対して炉心崩壊事故が解析され比較された。内容は安全性として7)に概説する。

炉心設計に用いられるデータ及び手法を評価する為に、臨界集合体を用いた模擬臨界実験が行なわれる。「常陽」の為の臨界実験は日本原子力研究所の「FCA」(Fast Critical Assembly)で行なわれ、「もんじゅ」の為の臨界実験は英国の臨界集合体「ZEBRA」(Zero Energy Breeder Reactor Assembly)を用いて行なわれた。(Mozart実験: MONJU ZEBRA Assembly Reactor Test) 大型炉については米国の臨界集合体 ZPPR (Zero Power Plutonium Reactor) を用いて実験を行なっているが、実験に先立って実験計画、実験項目が検討された。(大型炉実験計画) 臨界実験については次節に概説する。

## (2) 模擬臨界実験

原子炉炉心の核特性を実験的に評価するために、炉心の核設計と並行して臨界実験装置による模擬臨界実験が行なわれる。炉心核設計に使用される核データや計算手法、計算コードを用いて臨界実験を解析評価し、その結果を反映して設計が進められる。

臨界実験装置は出力を出さない原子炉であり、実験装置として炉心の構成を簡単に変更できる構造になっている。臨界実験は、炉心の核特性(臨界量、出力分布、制御棒位置等)が基本的には出力に依らない。即ち1Wで運転しても、1000MWで運転しても原子炉の核的なふるまいが同じである(当然若干の温度依存は有るが)という理論的根拠に基づいて行なわれるのであり、高速炉だけではなく、軽水炉、ATR等でも行なわれている。我国にもFBRの為のFCA(Fast Critical Assembly)の他に、軽水炉の為のTCA(Tank-type Critical Assembly, 原研東海)、ATR(重水炉)の為のDCA(Deuterium Critical Assembly, 動燃大洗)等がある。

FCAは「常陽」の建設に先立って原研で建造され、(初臨界1967年4月29日)、「常陽」の為の模擬臨界実験の後、現在も種々の基礎的な実験が行なわれているが、FCAには燃料物質が少なく(核分裂性プルトニウム約300kg、ウラン235、約550kg)、「もんじゅ」以後の主な模擬臨界実験は外国の装置に依存して行なわれている。

「もんじゅ」の為の臨界実験はMOZART実験と呼ばれ、1971年から1972年まで英国のZEBRA集合体を用いて行なわれた。又、大型炉の為の臨界実験は、米国の臨界集合体、ZPPR(米国ANL-Idaho)を用いて、日米共同実験の形で行なわれている。(JUPITER実験) ZPPRは現在世界最大のFBRの為の臨界実験装置であり、核分裂性プルトニウム約3トンを有し、プルトニウムだけで(ウラン235を用いないで)約1100MWe程度の炉心の模擬が可能である。

JUPITER実験は1978年から1979年までPhase I実験が行なわれ、1982年から1983年までの予定で現在Phase II実験が行なわれている。Phase Iでは均質炉心に対する実験、Phase IIでは径方向非均質炉心に対する実験が行なわれている。

JUPITER 実験については当面、下記の資料を参照されたい。

1) JUPITER 計画の概要

—— 日米共同大型高速炉物理実験 ——

白方敬章, 池上哲雄

動力炉技報 No. 37 (1981. 3)

2) 第 2 回日米 JUPITER 解析会議

白方敬章

動力炉技報 No. 41 (1982. 3)

3) JUPITER 計画の現況

井上晃次, 白方敬章, 金城勝哉, 池上哲雄, 山本正昭

日本原子力学会誌 Vol 23, No. 5 P. 310 ~ 317 (1981)

4) 第 2 回日本 JUPITER 解析会議

白方敬章

日本原子力学会誌 (談話室) Vol 24 No. 3 P 49 (1982)

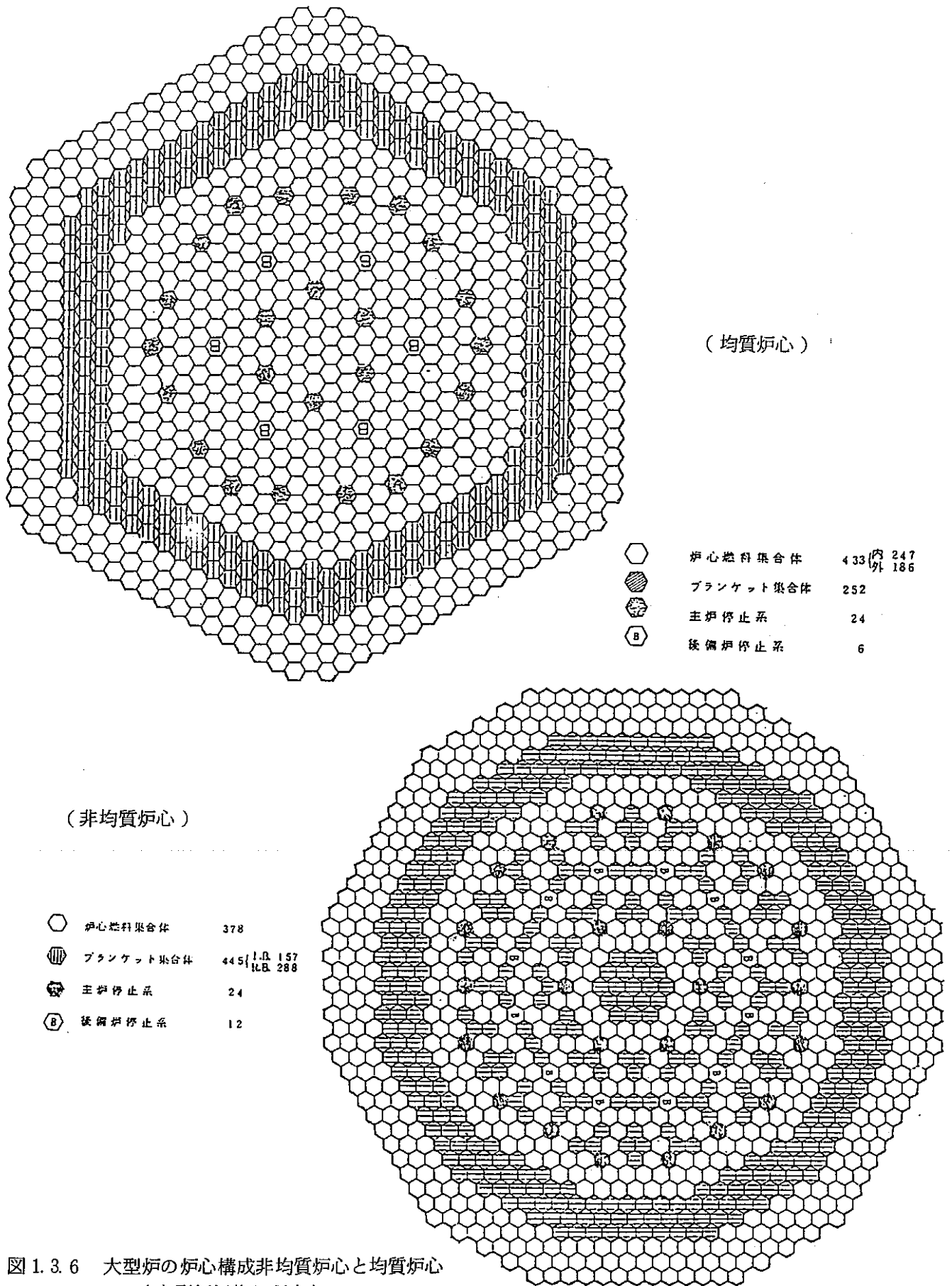


図 1.3.6 大型炉の炉心構成非均質炉心と均質炉心  
(大型炉炉物理研究)



表 1.3.1 増殖特性の比較 — 均質炉心と非均質炉心 — (大型炉炉物理研究)

項 目	単 位	非均質炉心	均 質 炉 心
〔1〕 増 殖 特 性 *1			
増 殖 比 (平 衡 中 期)			
全 炉 心		1.32	1.23
炉 心		0.48	0.75
軸 ブランケット (炉心の上下)		0.19	0.30
径 ブランケット (含内部ブランケット)		0.65	0.18
平 衡 初 期 の 核 分 裂 性 物 質 重 量			
全 炉 心	kg	4302.5	3511.1
炉 心	kg	3794.6	3208.4
軸 ブランケット (炉心の上下)	kg	120.0	188.3
径 ブランケット (含内部ブランケット)	kg	387.9	114.4
平 衡 末 期 の 核 分 裂 性 物 質 重 量			
全 炉 心	kg	4507.3	3660.5
炉 心	kg	3530.0	3073.4
軸 ブランケット (炉心の上下)	kg	232.9	361.7
径 ブランケット (含内部ブランケット)	kg	744.4	225.4
サイクル毎に装荷する核分裂性物質重量	kg	1362	1118
サイクル毎に取出される核分裂性物質重量	kg	1556	1257
原子炉倍増時間 *2 (平均負荷率80%/70%)	年	18.4 / 21.0	20.6 / 23.5
複合システム倍増時間 *2 (平均負荷率80%/70%)	年	25.1 / 27.4	28.9 / 31.5

(\*) SJ 201 82-09

## (3) 安全性

実証炉クラスの大型炉の炉心に関する安全性の問題を概説する。ここでは、炉心の各種パラメーターのうち炉心の安全性に大きく関係するナトリウムボイド係数と、大型炉の仮想事故解析の現状と結果について述べる。

## (i) ナトリウムボイド係数

高速炉プラントの出力が大きくなり、炉心体積が大きくなってくると、炉心内のナトリウムがボイドになった場合の反応度係数、即ちナトリウムボイド係数が正の側に大きくなる。(Appendix) ナトリウムボイド係数が正であると、何らかの原因で炉心が高温になりナトリウムの沸騰等が起った場合、更に原子炉出力が増大する事になり、原子炉の核的な自己制御性の点で不利になる。ナトリウムボイド係数が大きくなる事は、ナトリウム冷却高速炉の大型化に伴う炉心核特性上の大きな問題の1つである。ちなみに軽水炉では基本的なボイド係数(この場合は水の沸騰)は負であり、炉心部の冷却水が消散しても核的にはそのまま原子炉が暴走する事はない。(炉心の溶融は崩壊熱による。)

ナトリウムボイド係数は炉心の炉物理パラメーターの1つであり、炉心部におけるナトリウムの沸騰等によるボイドの発生に対する安全性の程度を示している。炉心崩壊事故の様な極端な事象に対しては、その初期的な条件となるだけであるが、ボイド係数は理論的数値的にも明確な値であり、その評価は重要である。

非均質炉心では、炉心内の中性子バランスにおいて内部ブランケットへの漏洩の寄与が大きく、ナトリウムボイド係数が小さい。その結果、炉心崩壊事故の解析結果を含めて安全性が高く、非均質炉心の大きな長所となっている。炉心崩壊事故の評価をどの程度炉心型式の選定や炉心設計に考慮するかは、主として各国の方針に依るが、米国では非均質炉心を炉に崩壊事故時の安全性が高い。即ち放出エネルギーが低いという点で高く評価しており、CRBR に非均質炉心を採用する模様である。

高速炉のナトリウムボイド係数を表 1.3.2 に示す。計算条件等が統一されていない為、厳密な比較は無意味であるが、炉心が大きくなるにつれてナトリウムボイド係数が正の側に大きくなる事、非均質炉心で正のナトリウムボイド係数を小さく出来る事が明らかである。

## (ii) 安全解析

大型炉の炉心に対する評価においては、高速炉の本来の目的である増殖性と同時に、安全に関する特性の評価が重要である。特に最近では、仮想事故の解析評価を無視しては、炉心の選定に関する議論は出来ない状況である。

大型炉の炉心に関する研究の1項目として、(目)炉物理研究、(節)大型炉炉物理研究において、昭和53年度から57年度まで「非均質炉心の安全性研究」(I)～(V)が実施された。この研究では、最初「もんじゅ」の燃料ピンを用いて1000MWe級の炉心設計を行

ない、非均質炉心の採用によって増殖特性が大幅に改善される事が確認された。その後、燃料設計も含めた核・熱流力特性解析を実施し、最適な非均質炉心を設定した。その結果、燃料ペレット径 6 mm, ピン径 6.96 mm, 炉心高さ 80 cm でボイド係数の優れた炉心が選定された。同時に、選定された炉心と同一の燃料集合体を用いた均質炉心も設定し、2種類の炉心に対して安全解析を行なった。炉心崩壊事故を問題とする安全解析は、モデルのとり方、近似の方法等によって結果が大きく変化する。一連の大型炉の安全研究においても、古典的な解析法ではパラメーター等の選択による結果のバラツキが大きく、均質炉心と非均質炉心の安全解析上の差は明らかにならなかった。本研究では昭和 56 年度から、現在最も広く使用され「もんじゅ」の評価にも使用されている FBR 炉心安全解析コード SAS 3 D と VENUS を用いた解析を行ない、その結果、均質炉心と非均質炉心の差がある程度明確になった。

解析では設定された非均質炉心と均質炉心を対象として、ナトリウムボイド係数の効果が最も顕著に現われる仮想的炉心崩壊事故が評価された。事故条件として一次主冷却系流量低下を起因とする LOF (Loss-of-Flow) 事故および反応度挿入を起因とする TOP (Transient-over-Power) 事故を設定し解析した結果、以下の事項が明らかになった。

- ① LOF 事故において、熔融燃料のチャンネル内での分散を考慮した場合、均質炉心では即発臨界には到らない。
- ② LOF 事故において、熔融燃料のチャンネル内での分散を考慮しない場合は、両炉心とも即発臨界に到るが、非均質炉心における炉心膨脹過程での有効仕事量は均質炉心の約半分である。
- ③ TOP 事故 (反応度挿入率 10¢/sec.) においては、両炉心とも、燃料—冷却材相互作用による燃料のチャンネル外への流出により、事故は早期に終了する。両炉心の間に顕著な差はみられない。

今回の解析で設定された非均質炉心は、ボイド係数が充分小さく、即発臨界に到る可能性が小さい。また即発臨界に到った場合でも有効仕事量が小さい。即ち、均質炉心と比較して充分固有の安全性を有した炉心であると言える。図 1.3.7.1 と図 1.3.7.2 に最大反応度と有効仕事量を示す。横軸は、Realistic Case, Base Case, Slumping Case の順に危険側の仮定をとっている事を表わすが、軸の目盛は無意味である。

本研究においては、いくつかのケースについて SAS 3 D コードによる解析を行なったが、各炉心の事故におけるふるまいや有効仕事量は計算モデルやパラメーターに大きく依存し、細かい数値の絶対的評価はあまり意味が無いと思われる。(SJ 201 82-09)

動燃実証炉の設計研究においても、SAS 3 D による仮想事故解析が実施されている。有効仕事量の結果のみをまとめて示す。ここでも非均質炉心が均質炉心と比較して優れた特性を持っている事がわかる。

以上述べた計算は大型炉心に対して SAS 3 D 等の安全解析コードをほとんどそのまま使用して得られた結果であり、コードが採用しているモデルそのものの検討や計算パラメータの選択についての検討は行なわれていない。特に軸方向非均質炉心に対しては、SAS 3 D の計算モデルが妥当であるか否か疑問がある。いずれにしても仮想事故解析は、炉心のナトリウムボイド係数等の計算と異なり多くの仮定と近似を採用して行なわれており、炉心選定の基準としてどの程度の価値を置く事が妥当であるかは別途技術的に検討する必要がある。

なお、米国では炉心崩壊事故解析の結果が重要視されており、主として安全性の見地から、CRBR、CDS等において径方向非均質炉心が採用されている。又、軸方向非均質炉心は、内部ブランケットが溶融してその上下にある燃料物質がそこへ流入した場合、非常に大きな反応度が入る為、米国ではあまり検討されていない。但し、動燃実証炉の炉心設計担当社（日立）の意見では、内部ブランケットは温度が低いため溶融する事が無く、燃料物質の軸ブランケット部への流入による反応度は問題にならないという事である。

一般に欧州の各国では非均質炉心に対する関心が薄く、炉物理的な基礎研究を除けば、非均質炉心の安全性について大がかりな研究が行なわれているとは思われない。

炉心崩壊を含む安全解析は未だ不明確な点が多く、現状では炉心選定の根拠とするだけの十分な情報を与えているとは考えられない。今後の研究を必要とする。

### 1.3.3 国外の開発状況

#### (1) 米 国

これまでに Clementine (25 KWe), EBR - I (1.2 MWt), EBR - II (20 MWe) E. FERMI (66 MWe), SEFOR (20 MWt), FFTF (400 MWt) が建設された。これは、炉心形式としては通常の均質型であるが、いずれも実験炉であり、中には特別の目的を持って建設されたもの（ドップラー反応度実験、照射用等）もあり、これらの炉心形式をそのまま大型炉の炉心型式にあてはめることはできない。

#### (i) CRBR

CRBR は紆余曲折を経て結局は建設が見送られることになったが、炉心型式についても、設計段階で大きくゆれ動いた。そして最終的に非均質炉心（図 1.3.7 参照）ということに決定した。

CRBR は完成すれば世界で最初の非均質炉となったのだが、この非均質炉を実現させるために、米国では臨界実験装置（ZPPR）を用いて、非均質炉心の炉心特性（主として核特性）を 1976 年以来研究してきている。

表 1.3.2 に CRBR の設計段階における、均質炉心と非均質炉心の主要核特性の違いを示す。

CRBR関係者は非均質炉心の利点として、

- (イ) 高増殖性
- (ロ) 低フルーエンス
- (ハ) 燃焼期間を通じての出力分布平坦化
- (ニ) 安全特性(主として低Naボイド反応度)
- (ホ) 制御棒本数の低減

をあげている。

(ii) CDS

Carter政権時代、CRBRの建設を凍結する見返りとして、大型炉の概念設計(Conceptual Design Study, CDS)を行なうことになった。

CDSの作業は1978年10月に開始され、1981年3月最終報告書が提出された。

CDSの目的は次の3つである。

- ① FFTFやCRBRといった、米国の過去の経験を生かしたLMFBRの設計を進展させる。
- ② CDSのもとで開発されたプラントデザインパラメーターをLMFBRの基本計画に効率的に集約させる。
- ③ LMFBRが将来も充分生き残り得ることを確認する。

炉心設計としての設計基準は、

- ① 高信頼性
- ② 短期間(5年以内)に開発できること。
- ③ 炉心溶融事故を引き起さない程度にNaボイド反応度が小さいこと。
- ④ ダブリングタイムを20年以下にする。
- ⑤ 将来のadvanced fuel(カーバイド燃料等)が使える可能性をもたせること。

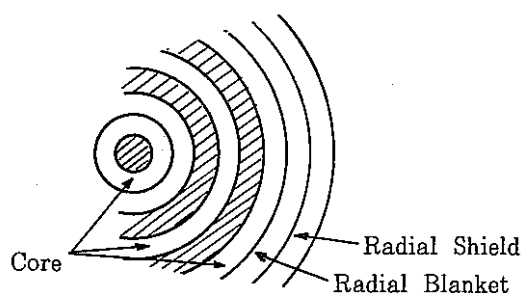
であった。

その結果、選ばれた主なデザインパラメーターは、

- (イ) 非均質炉心
- (ロ) U-Pu混合酸化物燃料(カーバイドの可能性も残す)
- (ハ) 炉容器出口温度950°F, 入口温度670°F
- (ニ) 炉心高さ40 in.
- (ホ) 燃料ピン外径0.275 in.

である。(詳細は表1.3.3参照)

尚、炉心構成は右図のように、炉中心も含めて3つの内部ブランケットを持つ。



(iii) LDP

CDSの後を受けてLDP (Large Development Plant) がスタートすることになるが、これは管理形態、資金調達といった体制固めの段階で、設計そのものはこれからである。

(2) 英 国

これまでにDFR (15 MWe, 実験炉) とPFR (250 MWe, 原型炉) が建設された。これらの炉心型式は通常の均質炉心である。

PERに続く大型炉としてはCDFR (Commercial Demonstration Fast Reactor) が計画されており、1985年(もしくはそれ以降)着工の予定である。

CDFRの炉心設計としては、以下の点に主眼が置かれている。

- ① 経済性の点から重元素のバーンアップを10%から15%に増加させる。こうすることにより発電単位を約5%減少させられる。
- ② 増殖利得は0.24~0.28とし、ダブリングタイムを25年程度をめざす。

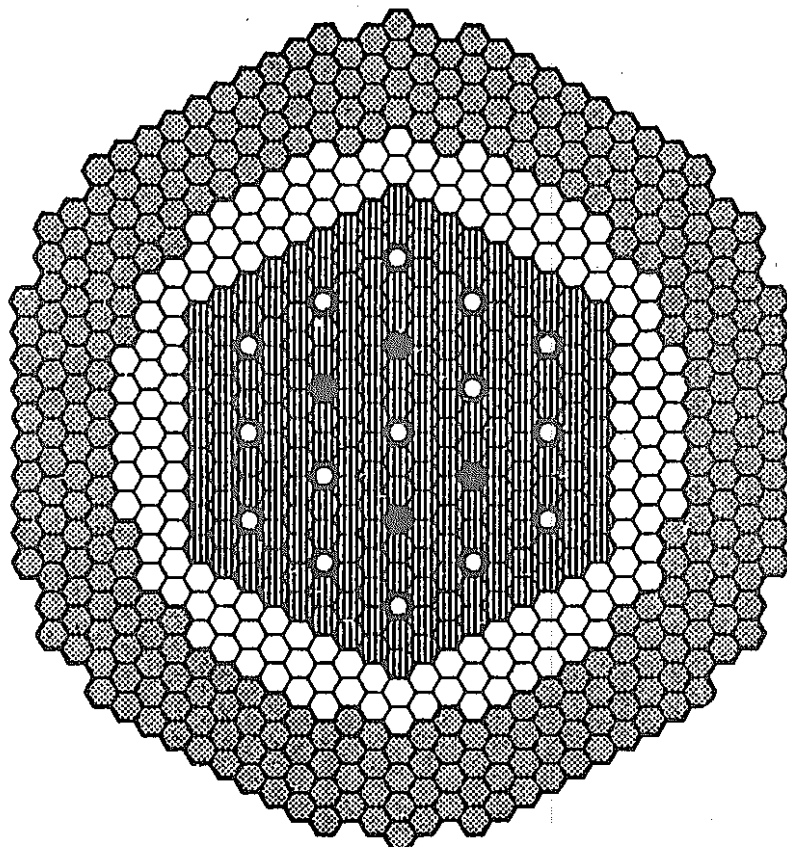
炉心構成図を図1.3.8に、また、炉心の主要パラメーターを表1.3.4に示す。炉心は193体の内側炉心燃料集合体から成る均質炉心である。






しかし、図1.3.9の炉心構成は非均質炉心に変更することも可能で、その場合炉心支持棒や制御棒位置は変更せず、このままで可能なように設計されている。

現状で均質炉心を選んでいる主な理由は、以下の3点である。

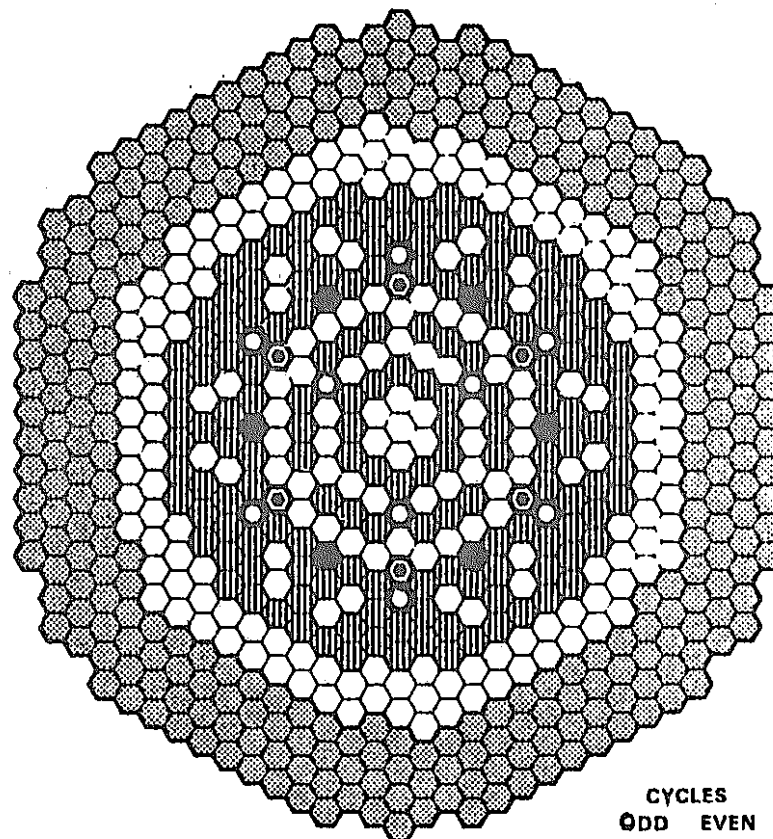
- ① 均質炉心の方が炉心を小さくできる —— 集合体列で約1列分小さくできる。
- ② 均質炉心における経方向ブランケットよりも高い発熱条件となる内部ブランケット集合体を新たに開発しなくてよい。
- ③ 非均質炉心では、いわゆるサーマルストライピングの問題が生じ(燃焼初期における内部ブランケットと隣接炉心燃料集合体の出口温度には100°Cを超える温度差が生じる)炉上部機構の設計条件を満たすためには、内部ブランケットに可変流量調節機構が必要となる。

### CRBRP HOMOGENEOUS CORE DESIGN



	FUEL ASSEMBLIES	108 INNER CORE 90 OUTER CORE
	BLANKET ASSEMBLIES	150
	RADIAL SHIELD ASSEMBLIES	324
	PRIMARY CONTROL ASSEMBLIES	15
	SECONDARY CONTROL ASSEMBLIES	4

### CRBRP HETEROGENEOUS CORE DESIGN









		CYCLES	
		ODD	EVEN
	FUEL ASSEMBLIES	158	162
	BLANKET ASSEMBLY	214	208
	RADIAL SHIELD ASSEMBLIES	306	
	PRIMARY CONTROL ASSEMBLIES	9	
	SECONDARY CONTROL ASSEMBLIES	6	
	ALTERNATE FUEL/BLANKET	6	

FIG. 1.3.7 COMPARISON OF THE FORMER HOMOGENEOUS CORE DESIGN WITH THE PRESENT HETEROGENEOUS CORE DESIGN FOR THE CRBRP

表 1.3.2 CHARACTERISTICS OF THE FORMER HOMOGENEOUS CORE DESIGN AND THE PRESENT HETEROGENEOUS CORE DESIGN FOR THE CRBRP

	Homogeneous	Heterogeneous
Equilibrium Breeding Ratio (Low Pu-240 fuel)	1.08	1.24
(LWR Recycle fuel)	1.14	1.29
Initial Breeding Ratio (Low Pu-240 fuel)	1.15	1.29
(LWR Recycle fuel)	1.21	1.34
Peak Flux (n/cm <sup>2</sup> -sec.) Total	$7.4 \times 10^{15}$	$5.5 \times 10^{15}$
Fast	$4.2 \times 10^{15}$	$3.4 \times 10^{15}$
Sodium Void (Maximum Positive, BOC * Fuel, \$)	3.90	1.51
(Maximum Positive, EOC Fuel, \$)	4.00	2.31
Doppler Coefficient (Start of Life, $-T \frac{dk}{dt} \cdot 10^4$ )		
Fuel	55.9	25.8
Internal Blankets		44.0
Radial Blankets	7.0	11.8
Axial Blankets	4.4	2.6
*BOC = Beginning of cycle; EOC = End of cycle		



表 1.3.3 CDS Core Design Parameters and  
Performance Estimates"

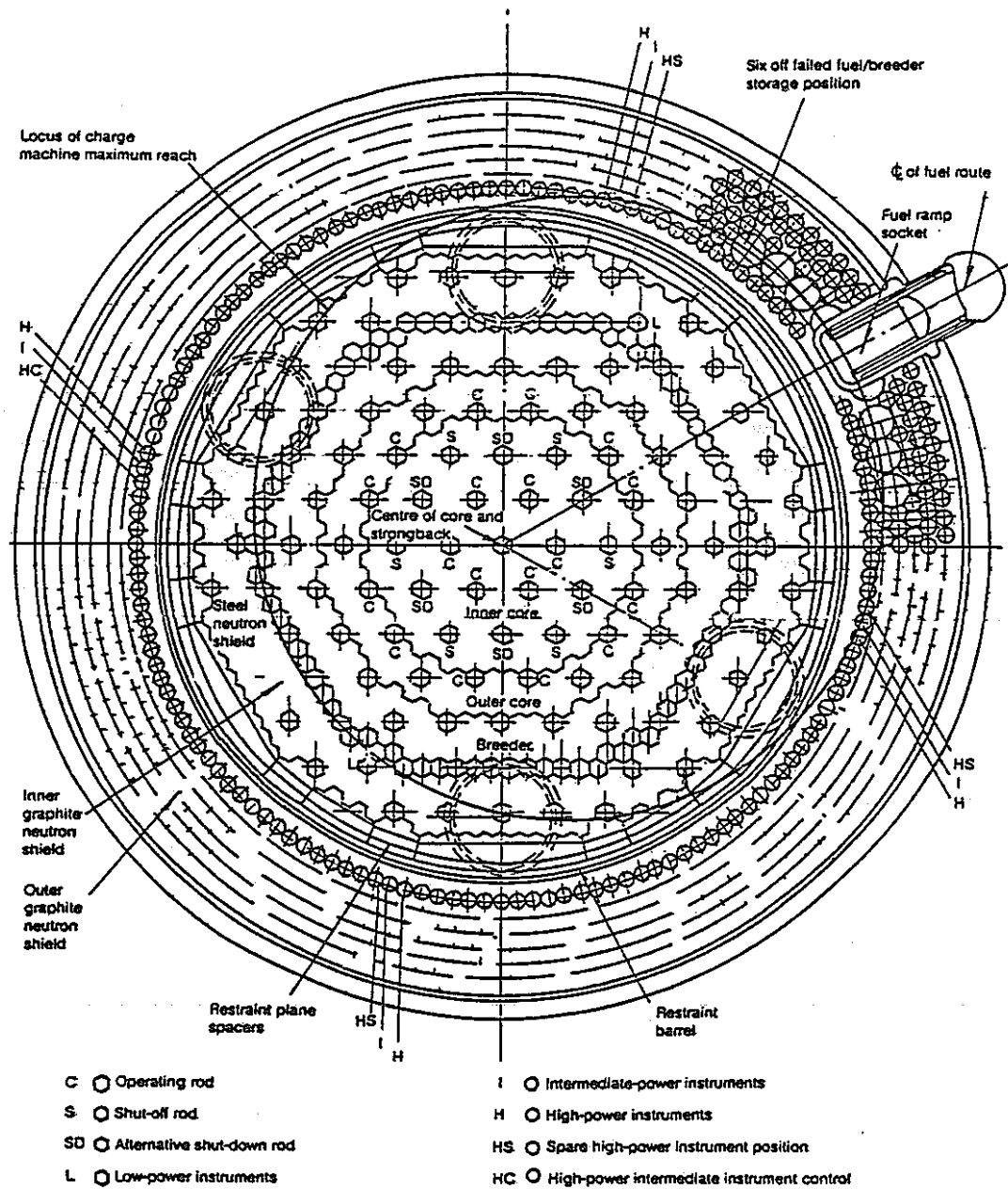
<u>General</u>	
Gross electric power, MW(e)	1000
Total thermal power, MW(th)	2550
Sodium inlet temperature, °F	670
Sodium outlet temperature, °F	950
Core configuration	Heterogeneous
Refueling interval, days	365
Fuel and internal blanket residence time, days	730
Capacity factor, %	68
Fuel material	(U-Pu) <sub>0.96</sub>
Blanket material	UO <sub>2</sub>
Structural material	D-9
Number of assemblies:	
fuel	300
internal blanket	115
radial blanket	204
control	30
Core height, in.	40
Axial blanket thickness, in.	14
<u>Fuel Pin Design</u>	
Outer diameter, in.	0.275
Cladding thickness, in.	0.0145
Smear fuel density, %TD	86.5
<u>Fuel Assembly Design</u>	
Assembly pitch, in.	5.93
Duct wall thickness, in.	0.14
Duct gap, in.	0.22
Spacer type	Straight-start wire wrap
Number of pins/assembly	271
Pin spacing, pitch/diameter ratio	1.18
<u>Performance Estimates</u>	
Breeding ratio	1.3
Compound system doubling time, years	20
Peak nominal linear power, kW/ft	14
Net fissile gain, kg/yr	220
BOEC fissile mass, kg	4200
EOEC fissile mass, kg	4420
Sodium void worth \$	2.7
Peak fast fluence, n/cm <sup>2</sup>	1.4 x 10 <sup>23</sup>
Maximum 2σ cladding midwall temperature, °F	1200
Maximum coolant velocity, ft/s	28
Maximum bundle pressure drop, psi	80

\*Preliminary.

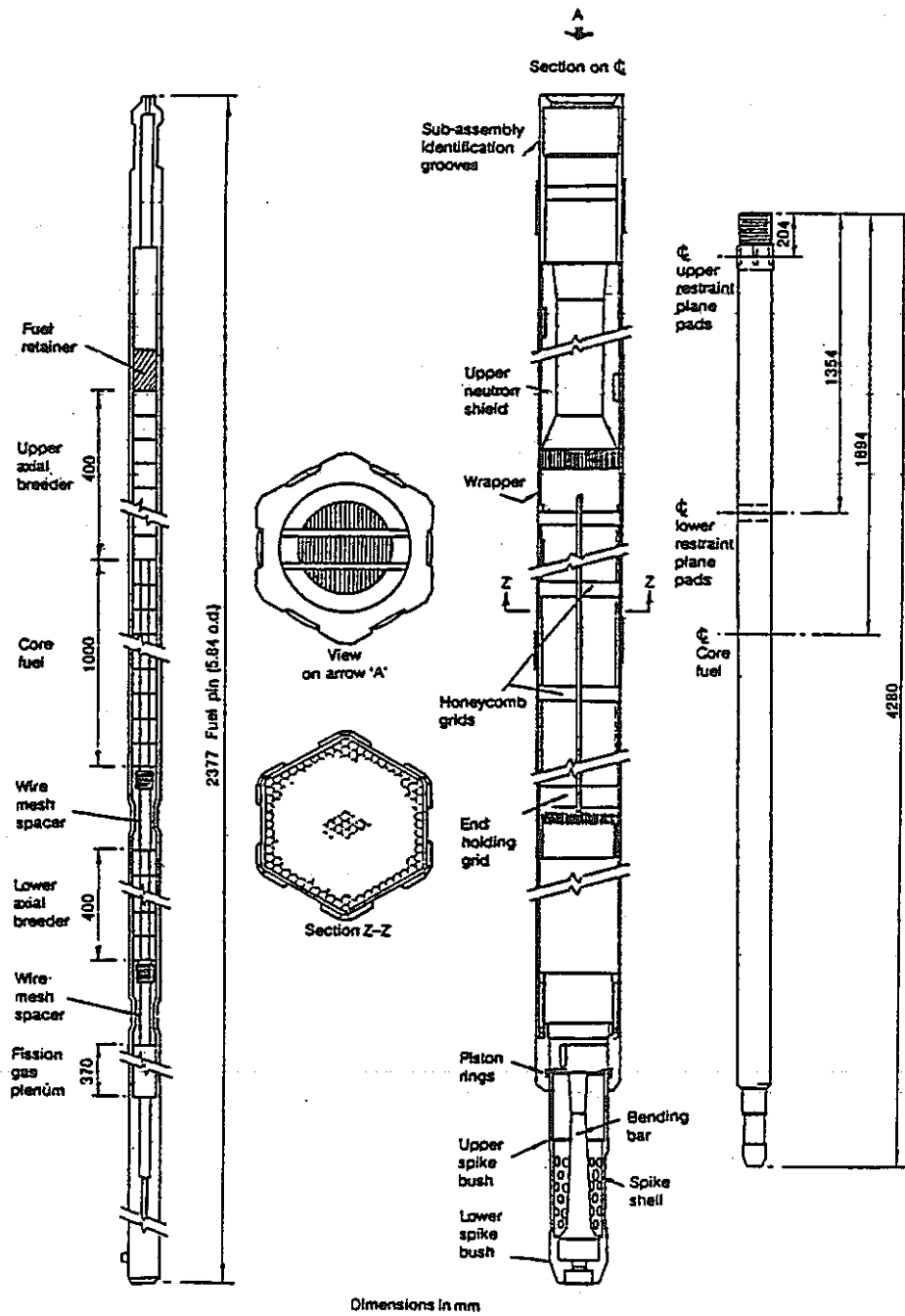
表 1.3.4 Core parameters

Heat output from core + breeder + shields	3300 MW
Core sodium inlet temperature	370°C
Core mixed outlet temperature	540°C
Peak sub-assembly outlet temperature	600°C
Number of fuel assemblies	
inner core	193
outer core	156
Number of radial breeder sub-assemblies	234
Number of reflector and shield assemblies inside	
core restraint barrel	452
Absorber complement	
operating rods	18
primary shut-down rods	6
alternative shut-down rods	6
Sub-assembly wrapper	
material	PE16
inside across-flats dimension	135.4 mm
thickness	2.6 mm
Sub-assembly overall length	4280 mm
Sub-assembly hexagonal pitch	147 mm
Peak fuel burn-up	10% heavy atoms
Clad hot-spot temperature	670°C
Fuel pin peak linear rating	42 W/mm
Peak fuel fast neutron damage at 10% burn-up	104 displacements/atom

LUNT



☒ 1.3.8 CDFR core and shield plan



1.3.9 CDFR restrained core fuel subassembly

#### Appendix ナトリウムボイド係数

高速炉の炉心内のナトリウムが喪失し、ボイドになった場合の反応度の変化率をナトリウムボイド係数という。

原子炉の熱出力は炉心内に存在する中性子が引き起こす核分裂によって発生し、原子炉の出力は核的には炉心内の中性子の量によって決定される。定常状態の原子炉では中性子の発生と消失とが下記のようにバランスしている。

〔核分裂による発生〕

=〔燃料領域内での吸収〕

+〔燃料領域外への漏洩〕

炉心部のナトリウムがボイドになると、上式の各々の量は次の様に変化する。

- 核分裂による発生：ナトリウムの喪失によって中性子の散乱が減少し、その結果、中性子の平均エネルギーが高くなり、中性子発生数が増大する。(反応度+)
- 燃料領域内での吸収：ナトリウムに吸収される中性子が減少する。(反応度+)
- 燃料領域外への漏洩：ナトリウムが喪失すると、炉心内で発生した中性子が炉心外へ漏洩しやすくなり、(障害物が無くなる。), 漏洩量は増大する。(反応度-)

一般に炉心が大きくなると、炉心内の平均中性子エネルギーが低くなり、その結果、核分裂による中性子の発生に対するナトリウムボイドの影響が大きくなる。又、一般に炉心が大きくなると、中性子のバランスにおける炉心外への漏洩の寄与が小さくなり、(体積が増大すると、表面積/体積の値が小さくなる事を想起されたい。) ナトリウムボイドの影響が小さくなる。ナトリウムは中性子の吸収に対する寄与が小さい為、前記2項でバランスが決まり、大型炉心ではナトリウムボイド係数が正の側に大きくなる。

表 1.3.5 (1/3)

ナトリウムボイド係数

「常陽」MK-I 炉心, 初期

1 集合体のナトリウムがボイドになった場合  
( $\times 10^{-4} \Delta k/k$ )

領 域	集合体位置	測定値	計算値
炉 心	中 心	-2.9	-4.6
	1 F 1	-3.5	-4.8
	2 F 1	-4.0	-5.0
	3 F 1	-4.1	-4.3
	4 F 1	-3.1	-4.3
	中心+1F1	-9.0	-
ブランケット	5 F 1	0.93	-2.1
	6 F 1	0.10	-0.9

(\*) 動力炉技報 No.26 P.54

「常陽」MK-II 炉心

炉心からすべてのナトリウムが喪失した場合  
( $\times 10^{-2} \Delta k/k$ )

初期炉心	-1.6
平衡炉心	-1.6
	-1.0 ~ -2.2
ナトリウムボイド係数は炉内のすべての場所 で負	

(\*) 原子炉設置変更許可申請書  
(高速実験炉設置変更)  
昭和44年6月30日  
添付書類 8-114, 8-117

表 1.3.5 (cont. 2/3)

もんじゅ

1 炉心燃料集合体最大ボイド反応度

$$+ (1.1 \sim 1.5) \times 10^{-4} \Delta k/k$$

(\*) 高速増殖炉もんじゅ発電所  
 原子炉設置許可申請書  
 昭和55年12月(昭和56年12月一部補正)  
 添付書類8-3-50

領域ボイド反応度

平衡炉心初期, 制御棒チャンネルのナトリウムはボイドにならないとする。

( $\times 10^{-2} \Delta k/k$ )

領 域	
内 側 炉 心	1.04
外 側 炉 心	- 0.27
径方向ブランケット	- 0.27
軸方向ブランケット	- 0.17
最大ボイド反応度 (正の部分の横分)	1.14

(\*) 「もんじゅ」製作準備設計(Ⅲ)  
 ZJ 278-79-06-(9)  
 A 1140 炉心設計追加データ  
 MAPI

表 1.3.5 (3/3)

動燃・実証炉

炉心部で制御棒チャンネル以外のすべてのナトリウムがボイドになった場合（径方向ブランケットは含まない、燃料領域の軸方向ブランケットは含む。）

均質基準炉心 (燃料ピン径 7.4 mm)	$4.8 \$ = 1.776 \times 10^{-2} \Delta k/k$ ( $\beta = 0.37 \times 10^{-2}$ )
径方向非均質炉心 (燃料ピン径 6.5 mm)	$2.9 \$ = 1.073 \times 10^{-2} \Delta k/k$

(\*) ZJ 278 82-13 (1)  
高速増殖実証炉  
概念設計(Ⅲ)  
設計書(1/5)  
表Ⅲ-1.1-5  
PageⅢ-1.1-11  
表Ⅲ-1.2-8

(注) ピン径を大きくするとナトリウムの体積比が減少し、ナトリウムボイド係数は小さくなる。(6.5mmを7.4mmにして、0.1\$程度か？ 但し未確認)

非均質炉心では内部ブランケットのナトリウムはボイドにならないとしている。(安全解の結果による。) 内部ブランケットのナトリウムボイドになるとすると、均質炉心のボイド係数と同程度になる。  
(日立)

非均質炉心の安全性に関する研究

1000 MWe の大型炉心, ピン径 6.96 mm,  $\beta = 0.4272 \times 10^{-2}$   
領域全ボイド反応度

領 域	均 質	非 均 質
炉 心	$3.51 \$ + 0.46 \$ = 3.97 \$$ (内側)(外側)	1.94 \$
内部ブランケット	—	1.29 \$
外部ブランケット	- 0.27 \$	- 0.21 \$
軸 ブ ラ ン ケ ッ ト	- 0.30 \$	- 0.26 \$
全 体	3.40 \$	0.76 \$
炉 心 部 + 上方向軸ブランケット	3.82 \$ $= 1.634 \times 10^{-2} \Delta k/k$	1.81 \$ $= 0.773 \times 10^{-2} \Delta k/k$

(\*) SJ 201 82-09  
非均質炉心の安全性  
に関する研究(Ⅳ)  
P. 70, P35  
Table 2.4-1 (NAIG)



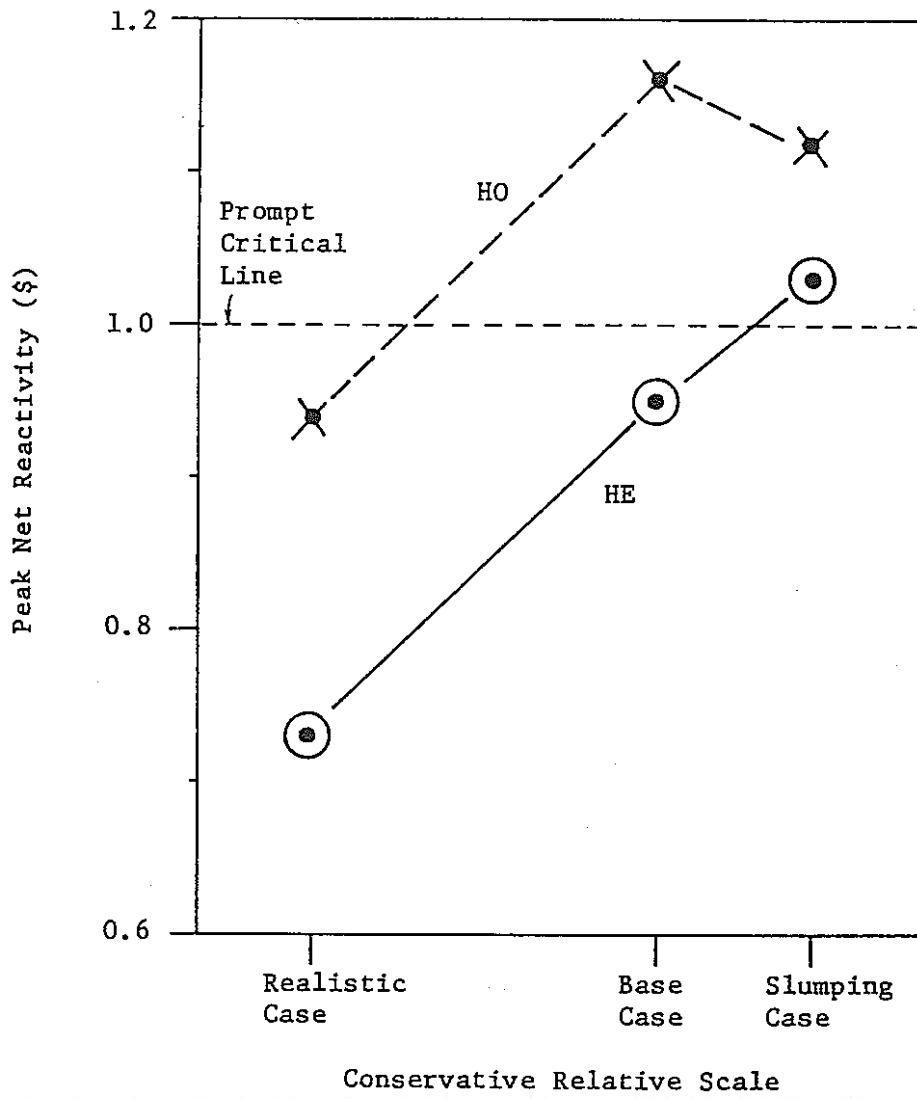


図1.3.10 LOF事故における最大反応度  
—非均質炉心(HE)と均質炉心(HO)の比較—

表 1.3.6

有効破壊エネルギー (mega-Joule)  
(動燃・実証炉)

	基準炉心均質 7.4 mm $\phi$ (ピン系)	径方向非均質 6.5 mm $\phi$	軸方向非均質 7.4 mm $\phi$
SAS 3 D 原型炉モデル	1050	770	280
SAS 3 D 擬似改良モデル	840	330	0

(\*) ZJ 278 82-13(1)

高速増殖実証炉

概念設計(Ⅲ)

設計書(1/5)

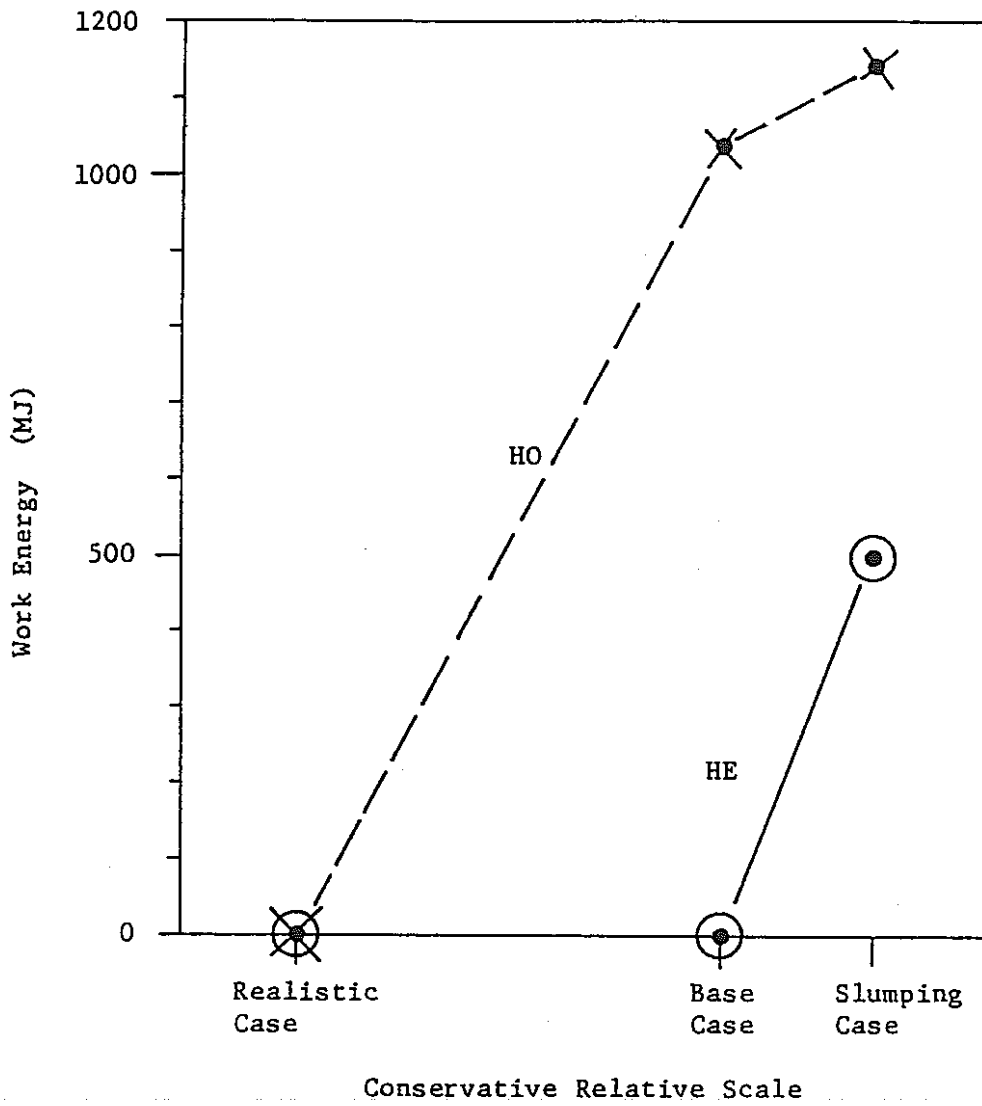


図 1.3.11 LOF 事故における有効仕事量  
- 非均質炉心 (HE) と均質炉心 (HO) の比較

## 1.4. 高速炉用制御棒

1.4.1	はじめに .....	131
1.4.2	日本の高速炉用制御棒 .....	131
(1)	「常陽」 .....	131
(2)	「もんじゅ」 .....	141
(3)	実証炉 .....	149
1.4.3	諸外国の高速炉用制御棒 .....	151
(1)	フランス .....	151
(2)	西ドイツ .....	152
(3)	イギリス .....	154
(4)	アメリカ .....	154
(5)	ソ連 .....	155
1.4.4	今後の開発方針 .....	177
1.4.5	今後の課題 .....	183

## 1.4 高速炉用制御棒の開発

### 1.4.1 はじめに

軽水炉は、さまざまな制御技法の組合せにより定常運転時は制御棒に負担をかけることが少ないが、高速炉では、出力制御、燃焼度補償、緊急停止等数多くの制御機能をすべて制御棒が分担遂行しなければならない。しかも、高速炉の制御棒は、軽水炉に比べ高温、高密度中性子束下の苛酷な条件下で使用されるため、その寿命はきわめて短い。したがって制御棒の信頼性の追求、長寿命化による経済性の追求等制御棒に関する研究開発はきわめて重要なものである。

本節では、高速実験炉「常陽」増殖炉心（MK-I）、照射炉心（MK-II）及び「もんじゅ」制御棒及びその研究開発の概要、さらに概念設計段階である実証炉の制御棒について記述するとともに、海外の高速炉制御棒の概要及び今後の開発方針について言及する。

### 1.4.2 日本の高速炉用制御棒

#### (1) 「常陽」

##### ① 概要

「常陽」には制御棒6本が配置されており、これらの制御棒によって通常時及び緊急時共に原子炉の反応度が制御される。

各制御棒は炉心上部機構上に取付けた電動機駆動により駆動された円筒形のチャンネル内を移動する。

「常陽」の制御棒及びその駆動機構の設計方針は次のとおりである。

- 1) 最も反応度効果の大きい制御棒1本が完全に引抜かれた状態でも十分な余裕をもって原子炉を臨界未満にし停止できる制御能力を有すること。
- 2) スクラム時挿入時間は、制御棒保持電磁石励磁断から制御棒反応度値90%挿入までを0.8秒以下とする。
- 3) 制御棒は設計地震波に基づく最大想定変位時においても十分な余裕をもって挿入できるようにする。
- 4) 個々の制御棒はすべて別々に取付け、取りはずしが可能なようにする。

##### (a) 増殖炉心

増殖炉心における制御棒は安全棒4本、調整棒2本より構成される（図1.4.1）が制御棒要素及びそのクラスター構造は全く同一であり、中性子吸収材をステンレス鋼管に詰めた制御棒要素、駆動機構に接続するためのラッチ機構がかみ合うハンドリングヘッド、スクラム動作の終りに緩衝作用を行わせるダッシュラムなどからなる。

通常の運転操作には調整棒が必要な速度で炉心挿入・引抜の動作が行われ、緊急時には安全棒が自重及びスプリング力によりスクラム動作が行われると共に、調整棒も

通常速度で挿入される。

制御棒要素はボロン-10を濃縮した炭化硼素のペレットをステンレス鋼管で被覆したもので中性子吸収により生じたヘリウムガスは要素内に密封される。

制御棒の概略構造を、図1.4.2に示す。

(b) 照射炉心 (MK-II)

照射用炉心における制御棒6本はすべて同一の構造と機能を有しており(図1.4.1)通常の運転操作に必要な速度で炉心挿入・引抜の動作が行われると共に緊急時には急速に炉心内へ挿入されるよう自重及びスプリング内によりスクラム動作が行われる。

制御棒の構造は中性子吸収体をステンレス鋼管に詰めた制御棒要素、駆動機構に接続するためのラッチ機構がかみあうハンドリングヘッド、スクラム動作の終りに緩衝作用を行わせるダッシュラムなどからなる。

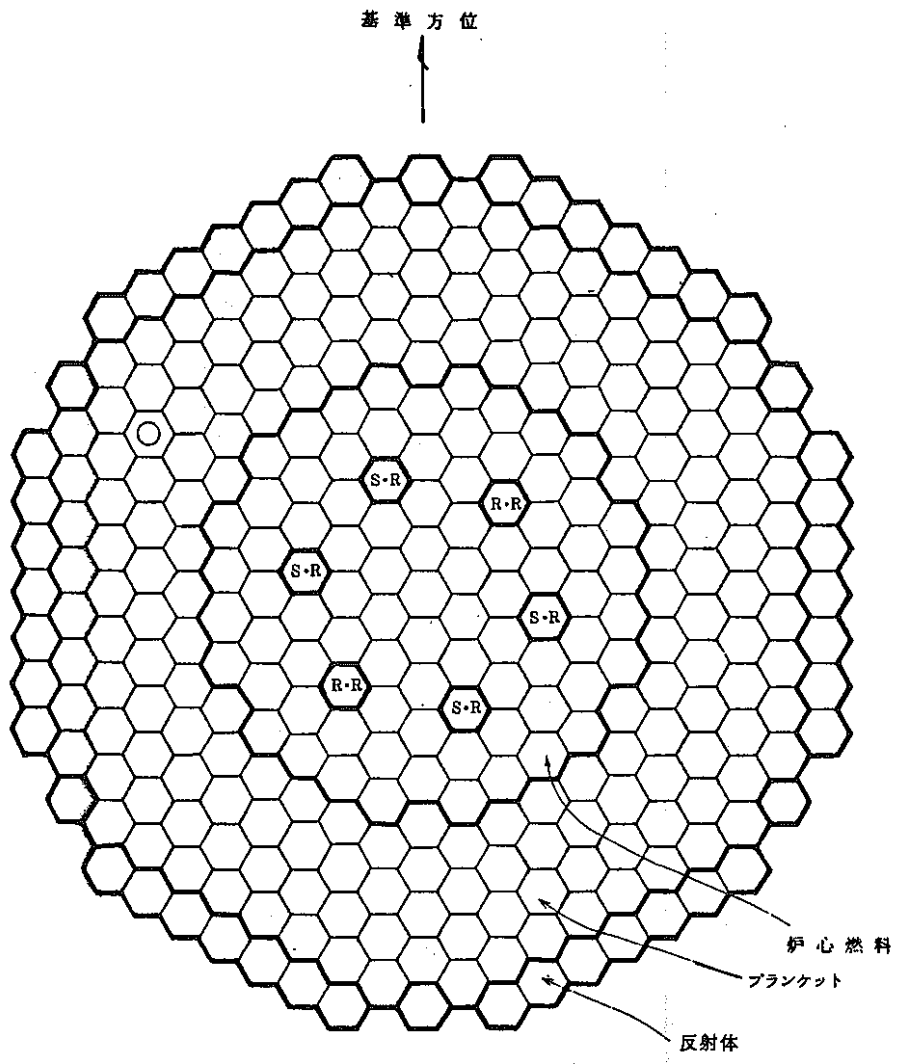
制御棒要素はボロン-10を濃縮した炭化硼素のペレットをステンレス鋼管で被覆し、上部には発生したヘリウムガスを要素外に排除し、かつ冷却材ナトリウムが要素内に侵入しないようなダイビング・ベル型のベント機構を有している。このベント機構は中性子吸収材である炭化硼素が炉内で $B^{10}(n, \alpha) Li^7$ 反応などにより生成するヘリウムガスなどを被覆管外に放出し、内圧の上昇を防ぐことを目的としており、これによって制御棒の使用期間を長くすることができる。放出されたヘリウムガスは制御棒要素上部から炉容器上部のナトリウム中を経てカバーガス空間へ抜ける。

制御棒は上記制御棒要素を上下グリッド板にて支持し、7本ロッドクラスターとして保護管に収納している。冷却材は炉心支持板低圧プレナムを経て保護管脚部の流量調節機構から流入する。

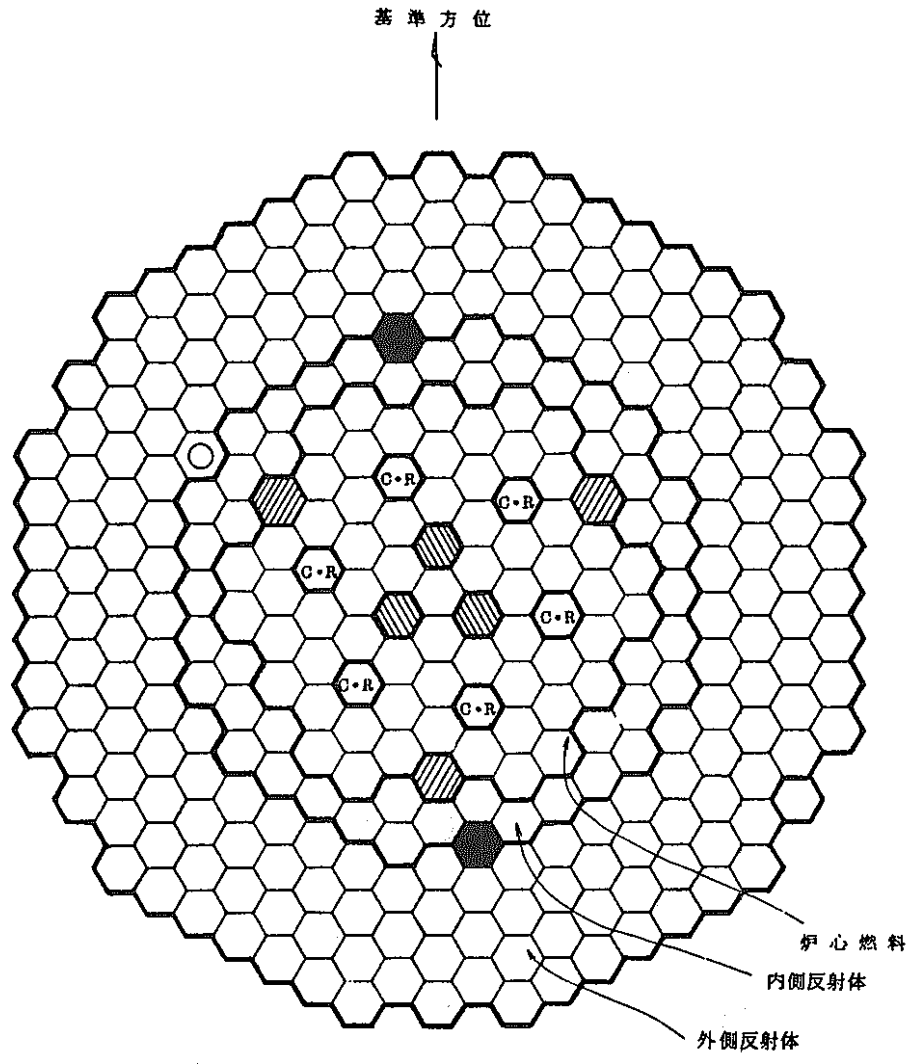
制御棒の概略構造を図1.4.2に示す。

次にMK-I及びMK-IIの制御棒の仕様の比較を示す。

	MK-I (増殖炉心)	MK-II (照射用炉心)
本数	6	6
被覆材料	SUS316相当 ステンレス鋼管	SUS316相当 ステンレス鋼管
吸収材	炭化硼素	炭化硼素
制御棒要素数	7/制御棒	7/制御棒
制御棒寸法		
吸収材有効長さ	70 cm	65 cm
吸収材ペレット外径	15 cm	
被覆厚さ	1.2 mm	0.8 mm
ベント型/密封型	密封型	ベント型(ダイビングベル型)
使用寿命	安全棒 5 a/o	10 a/o
(B <sup>10</sup> 燃焼度, 軸方向平均)	調整棒 3 a/o	



- R・R 調整棒
- S・R 安全棒
- 中性子源



- C・R 制御棒
- 中性子源
- 特殊燃料
- AMIR
- 材料照射用反射体

図1.4.1 「常陽」の制御棒配置

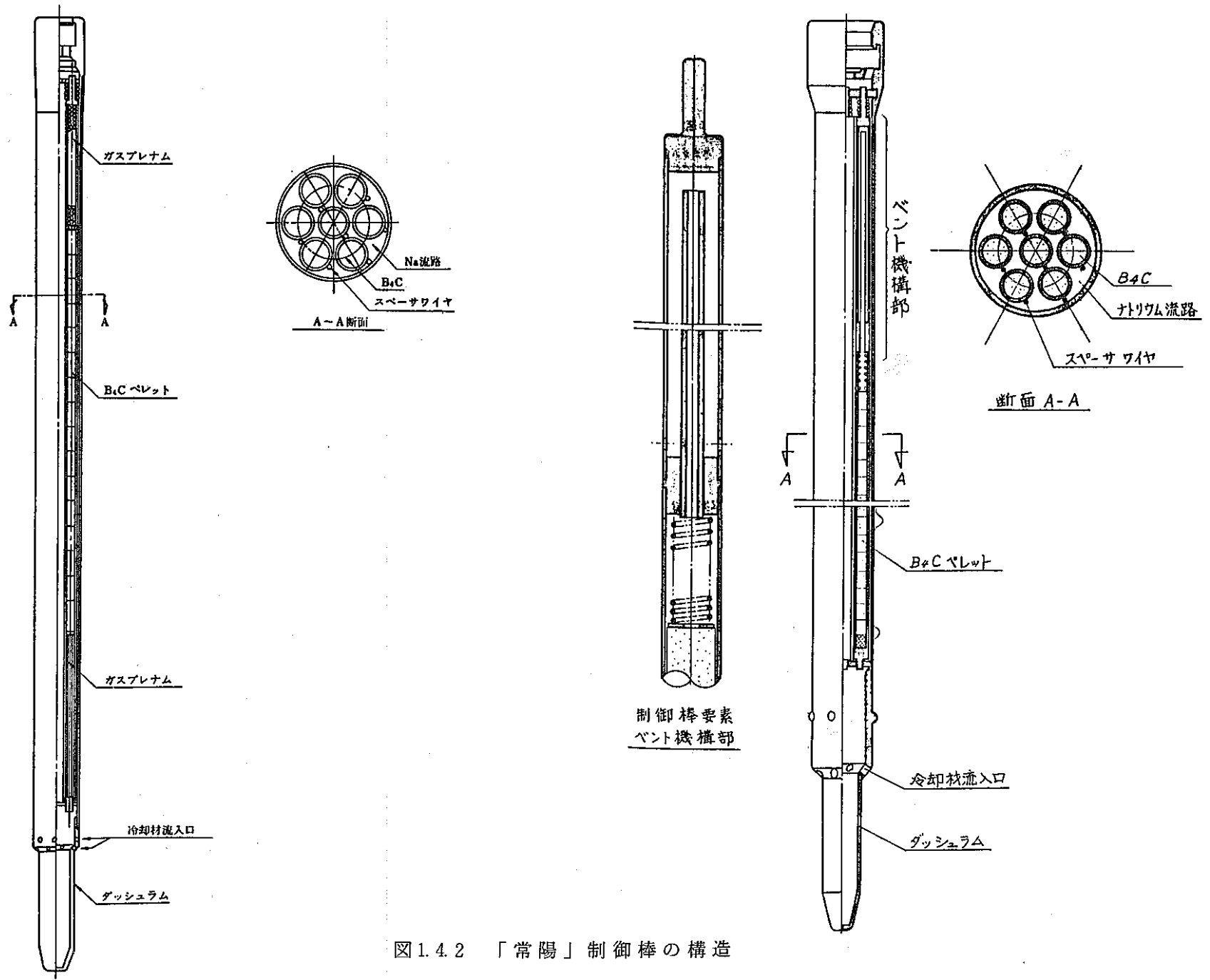


図1.4.2 「常陽」制御棒の構造



## ② 製造技術の確立と炉外試験

図1.4.3に我が国の高速炉用吸収材料開発のための炉外評価試験スケジュールを示す。<sup>2)~15)</sup>

「常陽」MK-Iの $B_4C$ 製造技術の開発は1969年(昭和44年)から始まった。その主たる目的は、粉末 $B_4C$ ホットプレス成形、化学量論組成、ペレット密度及び結晶粒度の調整等 $B_4C$ ペレットの製造及び分析法の確立をはかることである。また、製造された $B_4C$ ペレットは炉外評価試験に供せられた。「常陽」MK-Iの制御棒の $B_4C$ は1972～1978に製造された。

1974年に「常陽」MK-II炉心用 $B_4C$ ペレットの試作を行い、MK-II仕様の製造技術を確立した。実機(MK-II初装荷分)の $B_4C$ ペレットの製作は1978～1980年である。

現在90%濃縮 $B_4C$ の粉末は海外より輸入しているが、高濃縮 $B_4C$ は原子炉等輸出規制物質に指定されており、その供給が政治的要因に左右される可能性が強い。さらに高速炉が世界的に実用化の時期に入ると、濃縮 $^{10}B$ の需要が増大することにより、現在の供給体制では不安が生じることから、濃縮技術の開発試験も実施してきた。<sup>15)</sup>

これらのデータに基づき実規模大での濃縮プラントの装置設計およびその経済性の評価をおこなった。<sup>15)</sup>

高速実験炉照射用炉心では、その使用寿命(核的寿命)を延ばすという目標のもとに、制御棒構造を増殖炉心用制御棒の密封型よりベント型へ変更している。即ち、制御棒材である炭化ホウ素( $B_4C$ )は、 $B^{10}(n, \alpha) Li^7$ 反応によってヘリウムガスを生成するが、このガスによる内圧を緩和するために吸収ピン上部もしくは下部にガスプレナムを設けて使用するのが密封型である。これに対し、制御棒吸収ピン構造を工夫することによって生成ガスを冷却材中に放出させ内圧上昇を防ぐ方式がベント型である。

照射用炉心に使用するベント型制御棒は、各種ベント機構のうち、その原理が最も簡単で且つ炉心での反応生成ガスの放出機能の確実性が最も高いダイビング・ベル型を採用することにした。そして、ダイビング・ベル方式に関する基礎試験、試作・性能試験、耐久試験等の各種研究開発(図1.4.4)を通じて、機能、安全性等に関する設計条件を十分に満足することを確認した。

ベント型制御棒を照射用炉心に採用することによって、その使用寿命を密封型にした場合より延ばすことが可能になった。

テーマ	年度	1969	1970	1971	1972	1973	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981	実施場所	目的, 結果	文献
実験炉用 B <sub>4</sub> Cペレットの試作及び製造	試作														電気化学	B <sub>4</sub> Cペレット製造, 分析法の確立を計るとともに, GETR 照射資料の製作を行う。	2
B <sub>4</sub> Cペレットの加熱安定性試験		—													電気化学	加熱による B <sub>4</sub> Cの安定性を調査, 加熱による B <sub>4</sub> Cの変形は認められず GETR 照射のバックアップ	3
B <sub>4</sub> C/SUS 両立性試験(I)			—												三菱金属	被覆材と B <sub>4</sub> Cは 500°Cまでは良好, B <sub>4</sub> Cに Li 添加により両立性は低下する。	4
B <sub>4</sub> Cの熱的特性の測定					—										三菱金属	B <sub>4</sub> Cの熱特性(熱膨脹係数, 熱伝導率)の測定を行い B <sub>4</sub> Cの組成, 温度の影響を調べた。	5
B <sub>4</sub> C/Na 両立性試験						—									三菱金属	500°Cで 3,000時間, 700°Cで 3,000時間までは両立性は良好であった。	6
「実験照射炉心用」 B <sub>4</sub> Cペレットの試作							—								電気化学・ 三菱金属	* MK-II 用 B <sub>4</sub> Cペレットの試作を行い, 実機 B <sub>4</sub> Cの製造技術を確立した。	7
「原型炉用」 B <sub>4</sub> Cペレットの試作											—	—			電気化学	もんじゅ用 B <sub>4</sub> Cペレットの製造技術の確立をはかるとともに, その炉外での特性評価を行った。(結晶粒が大きいほど耐熱衝撃性良好)	8
AMIR-1, 2用 B <sub>4</sub> Cペレットの製造													—	—	電気化学	MK-II 照射用ペレットの製作とそく炉外での特性評価(密度, 気孔率, 熱伝導率配)	9
使用済 B <sub>4</sub> Cからの <sup>10</sup> B回収試験								(I)	(II)	(III)	(IV)	(V)			三菱金属	<sup>10</sup> Bの濃縮には BF <sub>3</sub> ・アニソール被合体を用いた化学交換法が適用できることがわかり, 実機にフェルミ炉で使用された B <sub>4</sub> Cの回収を行い, 回収技術の確立をはかることができた。	10
B <sub>4</sub> C/SUS 両立性試験(II)								—	—						PNC 東海事業所	650°C以下ではステンレス鋼と B <sub>4</sub> Cの間での反応は生じない。 反応量は B <sub>4</sub> Cが 4.0のときが最も小さい。	11
遊離の分析炭素及び硼素													—	—	三菱金属	非結合ホウ素非結合変素の分析方法の確立を行った。	12
Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 及び EuN の炉外試験								—	—	—	—	—	—	—	東京工業大学	酸化コーロピウムペレットの製造法の確立及びステンレス鋼との両立性, 熱的特性の評価を行うとともに EuNの製造法の確立をはかった。	13
Taの炉外試験			—	—											神戸製鋼	制御材としての Taの可能性の調査を行うとともに Na中試験後の Taについて腐食状態を調べた。Naとの両立性は良好であった。	14
ベント型制御棒の開発															東芝・ 三菱原子力	制御棒ベント機構の調査, 製作, 水中, Na中試験を実施し, MK-II 制御棒ベント機構の仕様を決定した。	15

図 1.4.3 吸収材料の炉外試験スケジュール

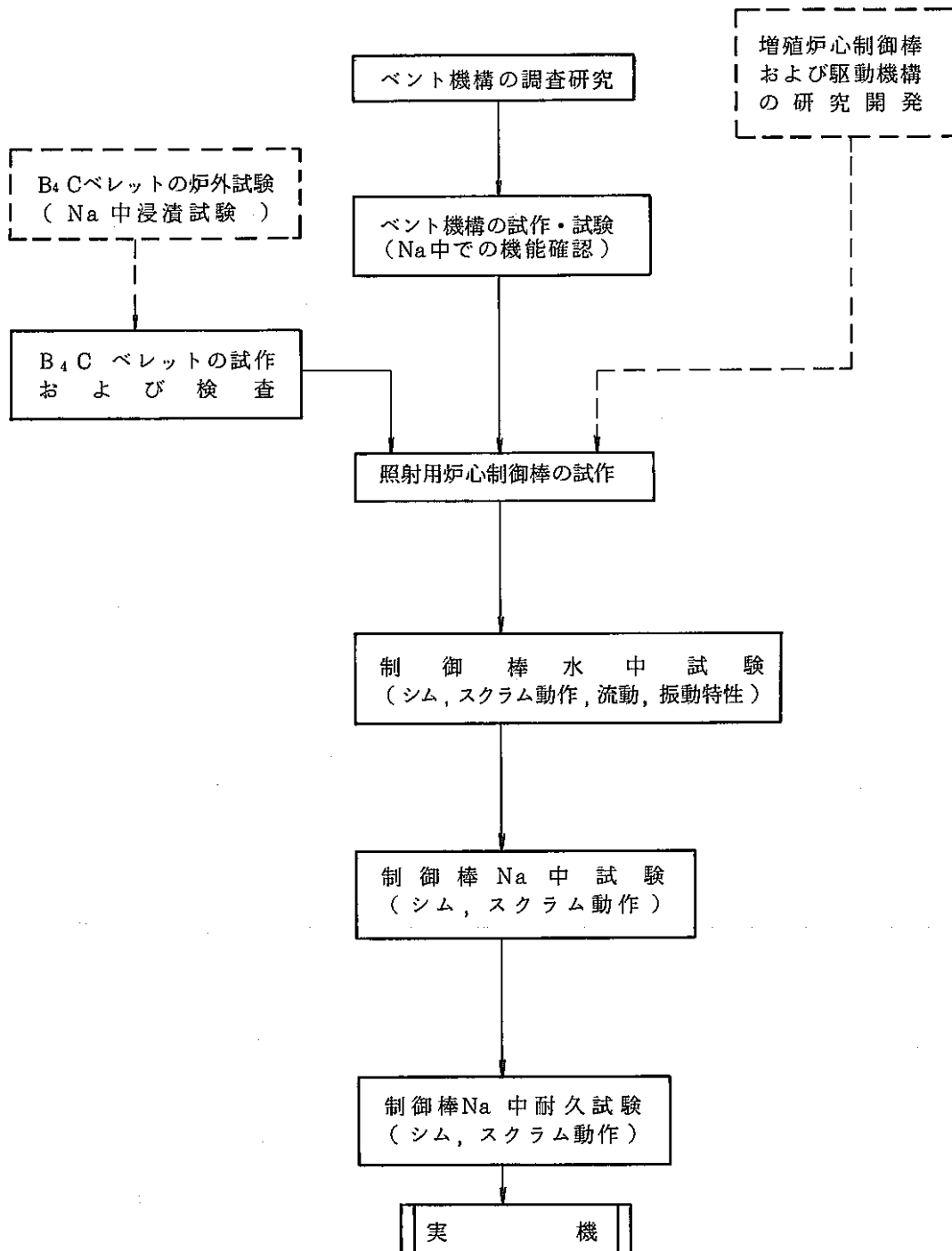


図 1.4.4. 照射用炉心制御棒の研究開発

## ③ 熱中性子炉及び海外高速炉を使用しての照射試験

B<sub>4</sub>Cは長年熱中性子炉の吸収材料として使用されてきたが、日本では高速炉内での試験は限定されたものであった。

表 1.4.1 に示すように、高速炉用吸収材料の照射試験は1970年(昭和45年)より始まった。吸収材料の基礎的な照射試験は熱中性子炉JMTR及びGETRを用いて行われ、「常陽」の確性試験はイギリスの高速実験炉DFRにおいて行われた。高密度、高濃縮B<sub>4</sub>Cペレットの照射試験(DFR 464/1)は、約670°C、最大燃焼度 $22 \times 10^{20} \text{cap/cm}^2$ まで照射され、BとCの比が4.0のペレットが最も割れが少なく、He放出率も小さいことがわかった。

表 1.4.1 吸収材料の照射計画

テ ー マ	試 料	照 射 条 件		照射後試験	結 果	文 献
		温度 (°C)	燃 焼 度 $\times 10^{20} \text{cap/cm}^2$			
GETR B <sub>4</sub> C	濃縮 B <sub>4</sub> C(ウェハー) 密度; 99.2 ~ 99.6 % T.D. <sup>10</sup> B 濃縮度 90.3 %	-500	10-22	金 相 燃焼度	照射により B <sub>4</sub> C 試料に粉 化がみられた。	16
DFR 464/1	高密度 B <sub>4</sub> C ペレット 密度; 97~99% T.D. <sup>10</sup> B 濃縮度 90.3 %	-670	22	He ガス放出 率 密 度 金 相 燃焼度	B/C が 4.0 のものが最も 割れにくい、また He 放 出率も小さい。 GETR-B <sub>4</sub> C のように粉 化することはなかった。	17
DFR 464/2	低密度 B <sub>4</sub> C ペレット 密度; 75 % T.D. <sup>10</sup> B 濃縮度 85 % 23 % 19 %	-700	7-26	同 上	85 % 濃縮 B <sub>4</sub> C ペレットの 割れがもっともはげしい。 また、He 放出率も高く、 ~60 % に達していた。	18
JMTR-CR(I)	天然 B <sub>4</sub> C ペレット 密度; 85 % T.D. 97 % T.D.	700 ∫ 1000	6-8	密 度 相 金 燃焼度	設計温度以上に被覆管温 度が上昇したためピンの 一部が破損した。被覆管 と B <sub>4</sub> C の反応深さは炉外 試験の結果とはほぼ一致し た。	19
JMTR-CR(II)	天然 B <sub>4</sub> C ペレット 密度; 75 % T.D. 97 % T.D.	550 ∫ 850	5-8			
JMTR-CR(III)	天然 B <sub>4</sub> C ペレット Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ペレット	550 ∫ 650	6-8	密 度 相 金 燃焼度	600°C 照射の被覆管に最 大 50 μm の反応層がみら れた。550°C 以下では反 応層はみられず。	20

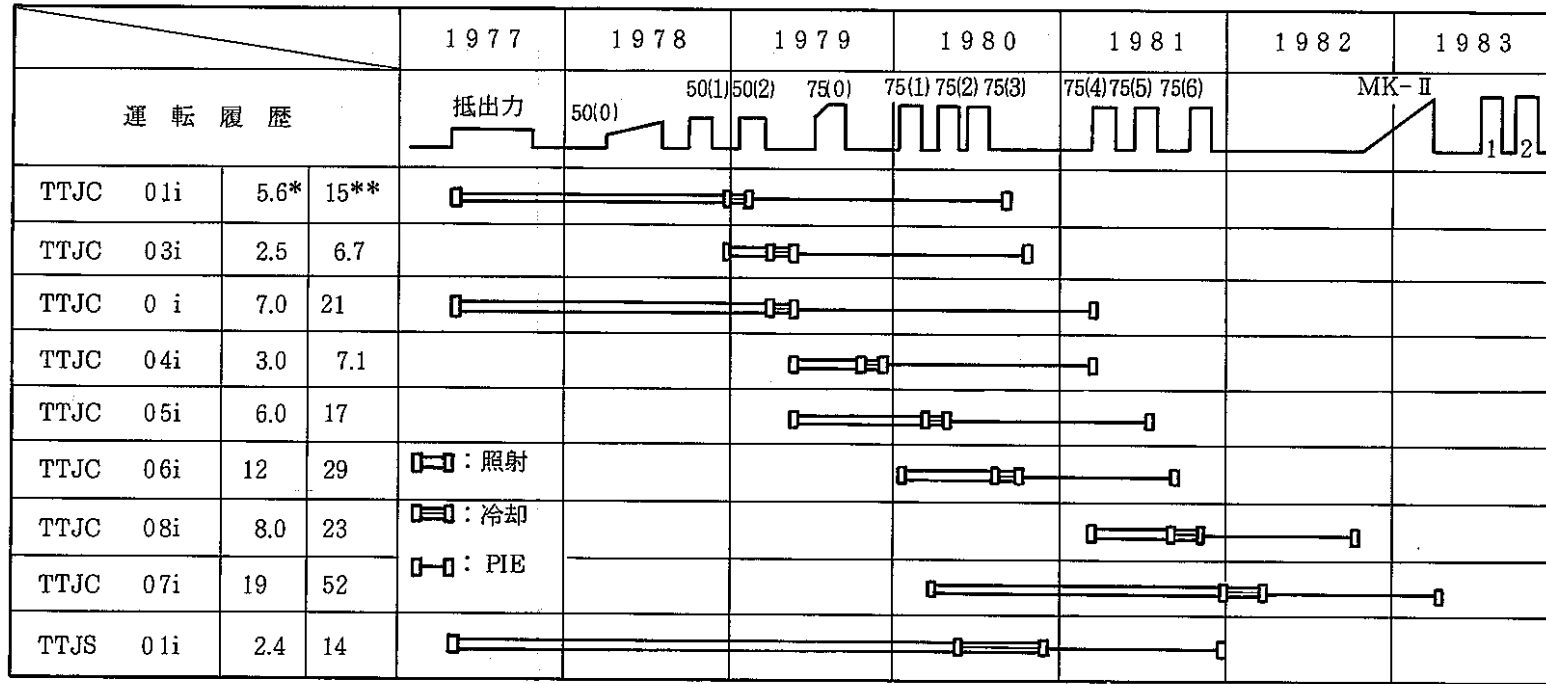
④ 「常陽」MK-I 制御棒の照射後試験<sup>21)</sup>

「常陽」MK-I 炉心は計画された運転を無事終了し、「常陽」は既に MK-II 炉心に移行、運転を開始した。「常陽」MK-I の制御棒は、わが国初の高速炉用制御棒として期待された性能を発揮し、「常陽」の順調な運転に貢献した。

「常陽」MK-I の制御棒の照射後試験は調整棒 8 体、安全棒 1 体の計 9 体(図 1.4.5

行われた。「常陽」MK-I 制御棒の最高燃焼度は  $50 \times 20^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$ , 最高温度  $610^\circ\text{C}$  であった。これらの試験結果をまとめを下記に示す。

- 1) 集合体の保護管表面に制御棒下部案内管との接触痕が認められたが、軽微なものであった。
- 2) 製造時のペレットと被覆管の間のギャップが小さなピン（公差最小値：ギャップ直径  $100 \mu\text{m}$ ）では、以下のような現象が認められた。
  - (a) 吸収ピンの直径が増加し、最大  $1.1\%$ （局所燃焼度  $50 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$ ）に達した。
  - (b) 吸収ピンの曲りが生じた。
  - (c) 吸収ピン内圧が小さく、上下のプレナム間に  $\text{B}_4\text{C}$  スタックの閉塞部が生じた。
  - (d)  $\text{B}_4\text{C}$  スタック下部のペレットを被覆管から押し出すことができなかった。
- 3) 上記の原因は  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットのスエリングによりペレットと被覆管が接触し、吸収材-被覆管機械的相互作用（ACMI）を起したためと考えられる。
- 4) ACM の発生していないピンでは、有意な寸法変化は認められなかった。
- 5) (2), (3) 項以外のピンでは、He ガスの放出が  $75 \text{ MW}$  炉出力で生じており、最大放出率は  $8\%$ （平均燃焼度  $12 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$ ）に達した。その時のピン内圧は室温で  $3.8$  気圧であった。
- 6)  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットには熱衝撃等によるクラックが発生した。
- 7)  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットのスエリングは  $8 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$  項から増加し始め、直径変化にして最大  $1.5\%$ （燃焼度  $50 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$ ）に達した。
- 8)  $\text{B}_4\text{C}$  の格子体積は  $500^\circ\text{C}$  以下で膨脹し、 $500^\circ\text{C}$  以上で収縮した。格子定数は焼鈍により回復した。
- 9)  $\text{B}_4\text{C}$  の熱伝導率は照射初期に急速に低下し、その後徐々に低下して未照射の  $1/2 \sim 1/3$  の値となる。照射量の高いものは熱伝導率の温度依存性は小さくなった。
- 10)  $\text{B}_4\text{C}$  及び被覆管の顕著な組織変化は見られなかった。
- 11)  $\text{B}_4\text{C}$  中の生成トリチウムほぼ  $100\%$  ペレット内に保持されており、照射量とともに保持量は増加した。
- 12) ACMI の発生した位置の被覆管内側にボロンの侵入が認められた。



\* 平均燃焼度 ( $\times 10^{20}$  cap/cm<sup>2</sup>)

\*\* 最大燃焼度 ( $\times 10^{20}$  cap/cm<sup>2</sup>)

図 1.4.5 「常陽」MK - I 制御棒の照射後試験計画

(2) もんじゅ<sup>22)</sup>

もんじゅの炉心には198体の燃料集合体がある。これらはプルトニウム濃縮度の違いにより2領域に分けられている。19本の制御棒は富化度の低い内側炉心領域にある。炉心の形状及び制御棒の配置を図1.4.6に示す。制御棒は調整棒と後備炉停止棒に分けられ、調整棒はさらに微調整棒と粗調整棒とに分けられる。

粗調整棒は主として燃焼による反応度の補償と0から約40%出力までの原子炉出力を制御する。微調整棒は、約40%以上の原子炉出力に自動制御する。

以上の機能に加えて、原子炉緊急停止時に微調整棒及び粗調整棒は主炉停止系としての役割を果たす。後備炉停止系としての後備炉停止棒は通常運転中は全て炉心の上部に引き抜かれており炉の急速停止の時に挿入される。固定吸収体は粗調整棒ワースの設計余裕に比べ、初装荷炉心の余剰反応度が予想外に大きかった場合に、最内層ブランケット領域に装荷する。

## ① 制御棒の設計

3種の制御棒の外観は類似しているが詳細には相互に設計は異っている。調整棒は、炉心燃料集合体間に、ほぼ一様に分布配置され、中性子吸収材（炭化硼素）は、ステンレス鋼製被ふく管に充填され、19本をクラスタとしてステンレス鋼製の保護管で包まれている。後備炉停止棒は連結軸と吸収体部の間にユニバーサルジョイントがあるのが特色であり、他の制御棒にはこれはない。後備炉停止棒のユニバーサルジョイント構造は炉心変位があっても挿入性が損なわれないよう工夫したものである。

固定吸収体の外形形状は燃料集合体とほぼ同一であり、7本のピンから成り六角形のラッパ管に収納される。

表1.4.3、表1.4.3は、もんじゅ制御棒の設計仕様を示す。

図1.4.7は、それぞれの制御棒の形状を示す。

制御棒の構造設計は以下の荷重状態を考慮する。

- 1) 自重
- 2) 熱荷重
- 3) 地震荷重
- 4) 流力振動
- 5) Heガス圧力
- 6) PCCI
- 7) PCMI

## もんじゅ制御棒の研究開発

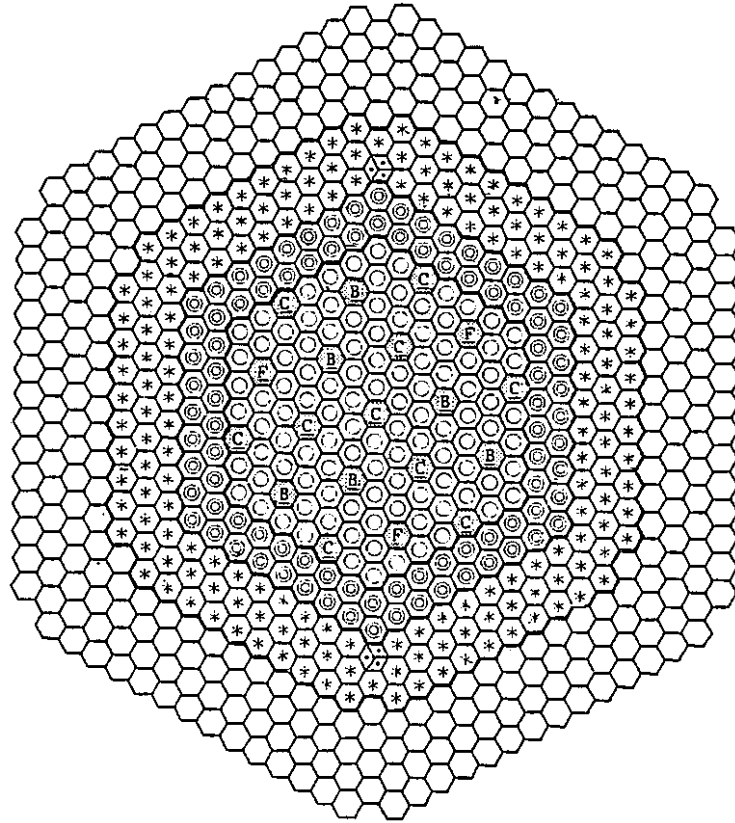
1972年以来調整棒（微及び粗）5体、後備炉停止棒3体を試作した。これらの模擬制御棒はCRDMと共に水中、ナトリウム中で、流動特性、駆動性能、スクラム挙動耐震性能等の試験は供された。特に、加振試験には力をそそいだ。

現在の制御棒設計はこれらのモックアップ試験の結果を反映して改良されている。  
研究開発計画を図 1.4.8 に示す。

「もんじゅ」用  $B_4C$  ペレットの試作は 1978 年、1979 年に行い、その製作された  $B_4C$  ペレットを用いて物理的、化学的及び機械的試験が行われた。

低密度  $B_4C$  ペレットの照射試験 (DFR 464 / 2) では最も濃縮度の高いペレット (85 % 濃縮) の割れが最も激しく、且つ He 放出率も高かった。





炉心構成要素		記号	数量
炉心燃料集合体	内側炉心		108
	外側炉心		90
ブランケット燃料集合体			172
制御棒集合体	微調整棒		3
	粗調整棒		10
	後備炉停止棒		6
中性子源集合体			2
中性子しゃへい体			316
サーベイランス集合体			8

図 1.4.6 「もんじゅ」炉心断面図

図1.4.2 「もんじゅ」制御棒

	調整棒	後備炉停止棒	固定吸収体
1本当たりの制御棒要素数	19	19	7
被ふく管材料	SUS316相当ステンレス鋼	SUS316相当ステンレス鋼	SUS316相当ステンレス鋼
吸収材材料	炭化硼素	炭化硼素	炭化硼素
硼素-10装荷量	約 1.2 kg	約 4.4 kg	
本数	3 (微調整棒) 10 (粗調整棒)	6	最大 6
吸収材有効高さ	約 0.80 m	約 0.93 m	
吸収材ペレット直径	約 13 mm	約 15 mm	
被ふく管外径	約 17 mm	約 17 mm	
被ふく管肉厚	約 2 mm	約 1 mm	

表1.4.3 Design Specification of MONJU Control Rod

Item	Unit	Regulating Rod	Backup Rod	Fixed Absorber Rod
Guide Tube				
Shape		Cylindrical	Cylindrical	Hexagonal
Outer Diameter	mm	110.6	110.6	110.6
Thickness	mm	3.0	3.0	3.0
Length (with E/N)	mm	4,200	4,200	4,200
Protection Tube				
Outer Diameter	mm	94	94	—
Thickness	mm	2.0	2.0	—
Length (with connecting Rod and Dash ram)	mm	3,110	3,120	—
Absorber Pin				
Outer Diameter	mm	17	17	36
Thickness	mm	2.0	1.0	2.0
Length (Without End Cap)	mm	1,690	1,590	2,460
Number		19	19	7
B <sub>4</sub> C Pellet				
B <sub>4</sub> C Inventory	kg	4.5	6.7	12.6
B-10 Enrichment	w/o	34	85	Natural
Density	%TD	95	95	95
Diameter	mm	12.6	14.6	32.1
Total Height	mm	800	930	930

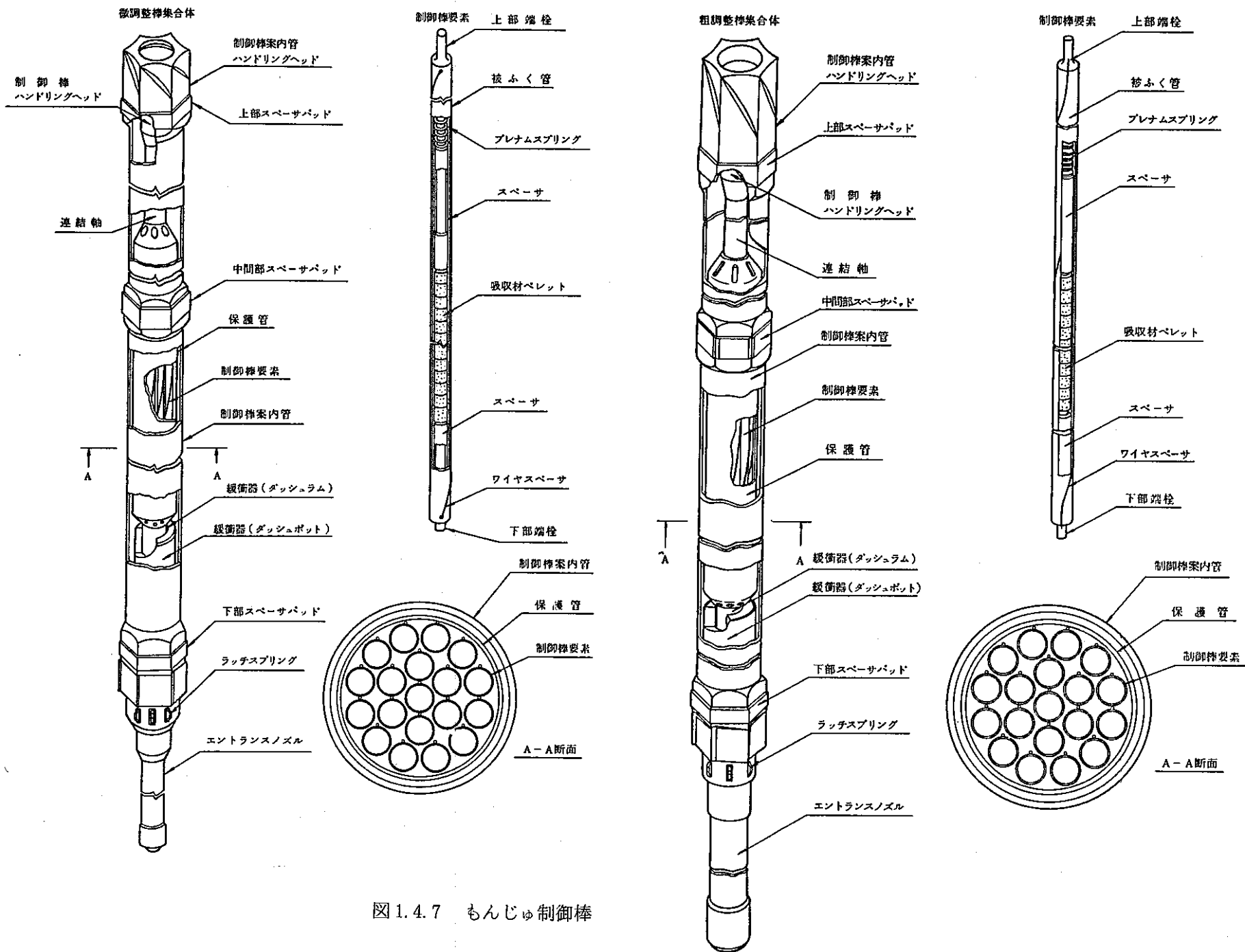
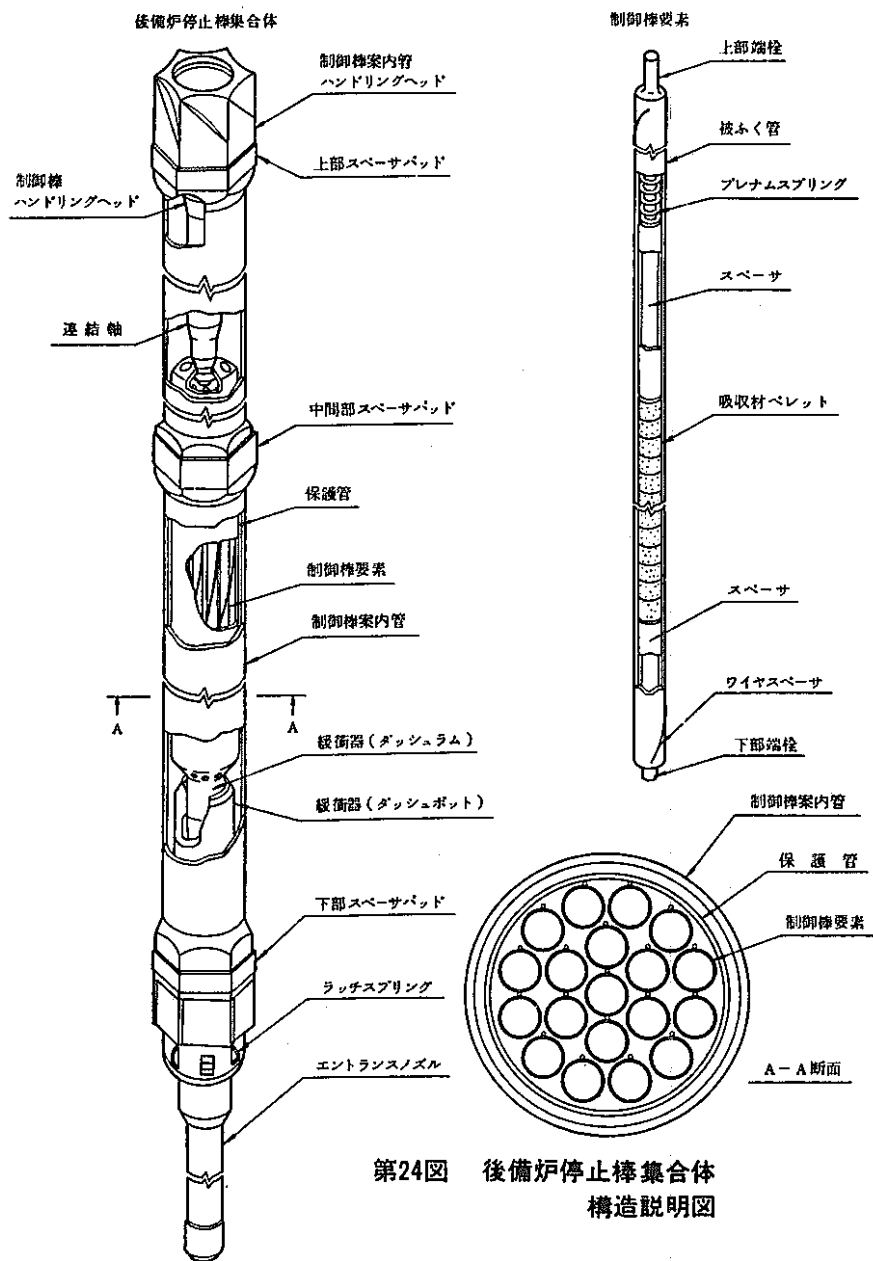
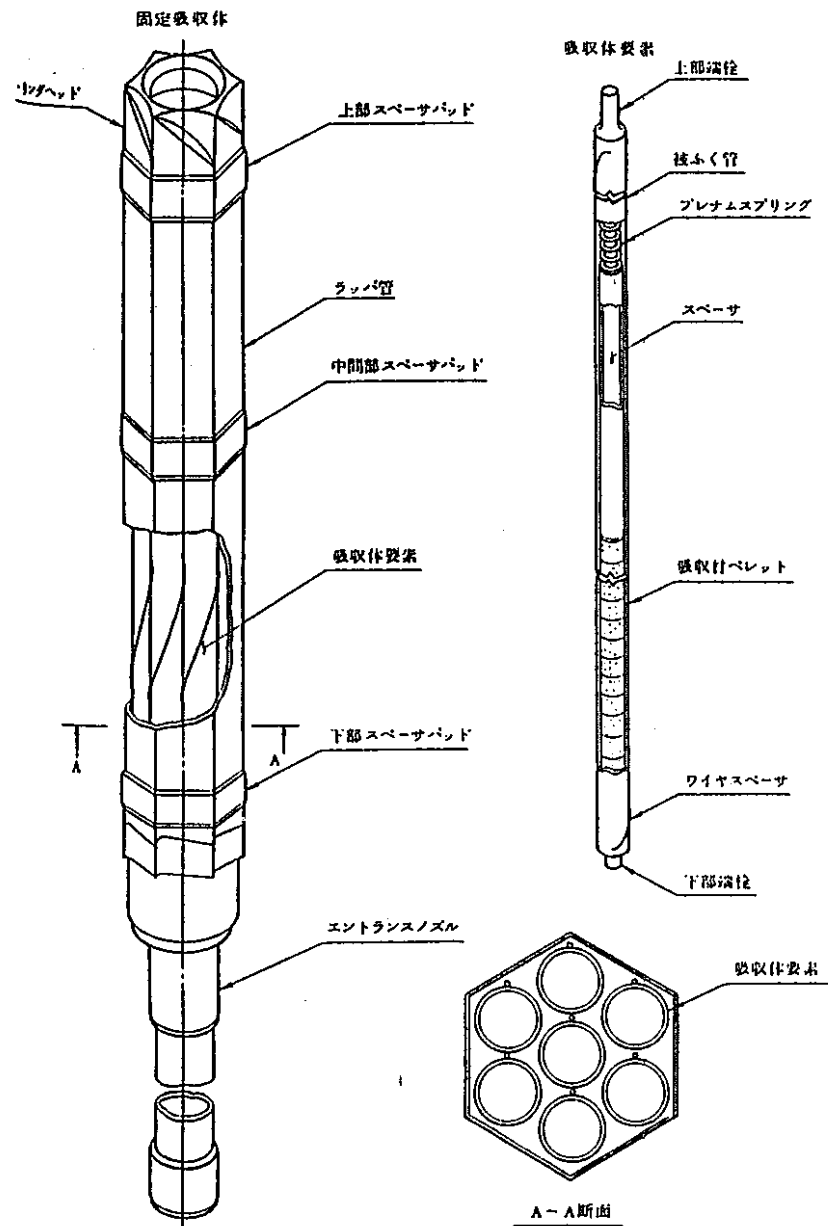


図 1.4.7 もんじゅ制御棒



第24図 後備炉停止棒集合体  
構造説明図

図 1.4.7 (続き)



固定吸収体

Fiscal Year Mockup Rods	1972	'73	'74	'75	'76	'77	'78	'79	'80	'81	'82	'83
#1 Regulating Rod												
#2 Regulating Rod												
#1 Backup Rod												
#2 Backup Rod												
#1 Coarse Rod												
#1 Fine Rod												
#2 Coarse Rod												
#3 Backup Rod												

Manufacturing, 
 In-Water Test, 
 In-Sodium Test, 
 Forced Vibration Test, 
 Examinations

⊠ 1.4.8 Research and Development Schedule

(3) 実証炉<sup>24), 25)</sup>

制御棒は、主炉停止系（primary）の微調整棒、粗調整棒および後備炉停止系（secondary）の後備炉停止棒からなり、炉心核熱設計、安全性および制御性から要求される反応度を有している。

燃料交換間隔が1年であることを前提として<sup>10</sup>Bの（n, α）反応で生成するHeガスによる内圧上昇に基づく機械的寿命を延ばすためHeガスをベントさせる構造（プラグベル型ベント機構）として設計している。

制御棒は、中性子吸収材としてB<sub>4</sub>Cペレットを内蔵するベント型被覆管とこれらを支持、保護管、保護管とハンドリングヘッド連結用CR延長軸、駆動機構との結合を行うためのハンドリングヘッド、およびスクラム時の制御棒落下を緩衝するためダッシュポットに嵌合するダッシュラム等より成る。制御棒駆動は、主炉停止棒駆動機構（微調整と粗調整用）および後備炉停止棒駆動機構によって行う。

制御棒集合体の本数および機能分担は下記のとおり。

i) 主炉停止棒 25本

- 温度および出力補償
- 燃焼補償
- 反応度・推定誤差吸収
- 運転余裕
- 炉停止余裕

ii) 後備炉停止棒 6本

- 温度および出力補償
- 主炉停止系統制御棒については、1ロードスタック条件での炉停止能力を有すること。

なお、制御棒集合体の主要目を表1.4.4（1/2）（2/2）に示す。

なお、57年度の第2次概念設計(I)では、合理化の一環として、制御棒6体削減（31→25体）及び内側配置化をはかり、外接円径を約230mm縮小（2,770→2,540mm）を行った。

表1.4.4 実証炉標準炉心

制御棒集合体主要目 (1/2)

項 目	単 位	主炉停止棒	後備炉停止棒	備 考
<sup>10</sup> B 濃 縮 度	W/o	50	90	
B <sub>4</sub> C 対理論密度比	%T. D.	95	95	
B <sub>4</sub> C 装 荷 量	g	7,300	12,200	
B <sub>4</sub> C 有効スタック長	mm	1,000	1,000	
制御棒ストローク	mm	1,000	1,000	
制御要素ピン本数	本	37	37	
面積比 吸収材*	%	18	30	
冷却材	%	46	46	
構造材	%	36	24	
スペーサ形式	—	ワイヤ方式	ワイヤ方式	
CR 本 数	本	25	6	

\*ペレット, 被覆管ギャップを含む。



## 1.4.3 諸外国の高速炉用制御棒

(1) フランス<sup>26)</sup>

## ① Rapsodie

Rapsodie 炉心は調整棒、安全棒及び補償棒の3つの機能を同一制御棒6体で果している。制御棒1体は1本の太径ピン(45.1 mm)より成っている(表1.4.5及び図1.4.8～図1.4.17)。

初期のころはシールドピンであったが、長寿命化をはかるため、ナトリウムボンドのベント型ピンが採用された。

Rapsodie - Fortissimo 制御棒において問題となった主なるものは、

- 1)  $B_4C$ ペレットのスエリングにより、制御棒の直径が増加して、案内管と接触し、制御棒の引抜きに大きな荷重を必要とした。
- 2) 制御棒下端部(炉中心に近い)のステンレス鋼が中性子による原子のはじき出しによって生じるボイドスエリングによって膨脹したため、制御棒を深く挿入した位置からの引き引きが困難となった。

等であるが、 $B_4C$ ペレットと被覆管のギャップの増大等の設計変更及び材質の改善(316 Ti鋼の採用)等により制御棒の炉内滞在時間は350日に延長された。

## ② Phenix

Phenix 制御棒の設計は Rapsodie 制御棒の設計に基づいているが、その主要な相違点は、制御棒1体につき吸収ピン1本でなく7本であり、 $B_4C$ ペレットの濃縮度は48%である。

また、Rapsodieの経験より Phenix 制御棒には、以下のような改良が加えられた。

- 1) 1次取換より  $B_4C$ ペレットと被覆管のギャップの増加
- 2) 2次取換より下部軸受の設計変更(制御棒下端部の直径の減少)
- 3) 制御棒本体と制御棒下端部の接続部の設計変更
- 4) 第4次取換より Ti添加ステンレス鋼の採用

しかしながらこれらの改良にもかかわらず、制御棒本体と制御棒下端部の接続部のスエリング量が大きくなり、「制御棒+案内管」の一組全体を取り外さなければならなくなった。以上のことは第5次取換までの制御棒についてであり、これらの制御棒の最大炉内滞在時間は350日、 $100 \text{ capt/cm}^2$ 、 $70 \text{ dpaF}$ である。

今後、制御棒本体と制御棒下端部の接続部の改良に伴い、さらに炉内滞在時間は次第に伸びてくるものと思われる。

## ③ Super - Phenix

Super - Phenix は21体の主炉停止棒(出力調整、反応度効果補償及び炉停止機能を有す)(図1.4.10)及び3体の新型炉停止棒(補助停止機能)(図1.4.11)を有する。

主炉停止棒は Phenix 制御棒と比較して以下に示すような改良が行われた。

- 1) 中性子吸収効率を上げるため  $B^{10}$  の濃縮度 90 % とする。
- 2) 案内軸受を制御の上部に配置することにより、案内軸受部ステンレス鋼の中性子照射によるボイドスエリングを除く。
- 3) Rapsodie 及び Phenix と異なり、制御棒と案内管を一体物にしている。

新型炉停止棒は停止システムの信頼性を増すために設計されたものである。原子炉単純化を達成するにはこれらの制御棒が良好に作動し、大きな落下信頼度を示すかどうかにかかっており、この新型炉停止棒は効率を犠牲にして挿入信頼度を得るためギャップを大きく取り、フレキシブルジョイントにより 3 分割になっている (図 1.4.11)。

$B_4C$  ペレットは 90 % の濃縮度を有し、中性子束の低い中段と上段のペレットの直径は大きく、ナトリウムボンドのベント型ピンである。

今後の課題としては、制御棒の炉内滞在時間を燃料系合体の炉内滞在時間に近づけることであり、このためには  $B_4C$  ペレットのスエリング、破壊現象等を把握し、ペレットと被覆管とのギャップを  $B_4C$  のスエリングに適合する様に最適化することであると考

ている。  
(2) 西ドイツ<sup>27)</sup>

① KHK-Ⅱ

KHK-Ⅱは 5 体の調整棒と 3 体の 2 次炉停止棒より構成されている (表 1.4.6 及び図 1.4.12)。調整棒はフィン付きの 55 本の  $B_4C$  吸収ピンからなり、KHK-Ⅱ/1 (第 1 期炉心) では  $B_4C$  の粉末であったが、KHK-Ⅱ/2, 3 は  $B_4C$  ペレットが封入されている。

2 次炉停止棒は、3 個のフレキシブルジョイントにより分割されている。調整棒の燃焼度は  $B_4C$  粉末で  $60 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$  (400 EFPD)、 $B_4C$  ペレットで  $45 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$  (273 EFPD) であった。

現在のところ KHK-Ⅱ制御棒の照射後試験結果より、予想もしないような制御棒の変形等は観察されていない。

なお長寿命化のため、ナトリウムボンドのベント型ピン (19 本) を KHK-Ⅱ/3 にて  $90 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^3$  (720 EFPD) を目標にした試験を行うことになっている。

② SNR-300

SNR-300 は、調整棒 9 本、2 次炉停止棒 3 本、合計 12 本の制御棒により制御される (図 1.4.13)。

調整棒は、炉心頂部側から反応域に挿入されるが、2 次停止棒は、炉心の下側に位置し炉停止時には、上へ引き上げられる (図 1.4.14)。

SNR 300 第 1 期炉心の調整棒形状を図 1.4.15 に示す。下部案内管は六角形状ラップ管で、制御棒保護管は、円筒。その中に 19 本のピンバンドルを収納している。

2次炉停止系は、調整棒と同様円筒形状をしているが、ボーイングに対しより確実さを増すため、 $B_4C$ 域は3部分に分かれ、それぞれがフレキシブルジョイントにより連結されている。

調整棒と2次炉停止棒の吸収ピンはシールタイプで $B_4C$ ペレットを内蔵している。調整棒ピンの形状を図1.4.16に示す。

このシールタイプピンの寿命は、調整棒が1サイクル(150efpd)、2次炉停止棒が3サイクル(441efpd)である。

#### 1) SNR-300, 取替炉心(Reloads) RL

SNR-300 RLは経済的観点で、 $B_4C$ ペレット使用のベント型ピンを正案として採用した。これはピンの両端に鋼のポラスプラグを取付け、HeとNaが透過するようにしたものである。

このNaボンディング層を持つピン概念を“Wet”ピンと呼んでいる。Wetピンの形状を図1.4.7に示す。

ベントピンのため、被覆管肉厚が薄くなっており、従って19ピンアセンブリの $B_4C$ 体積比が大きくとれる。寿命は調整棒で2サイクル、2次炉停止棒で4サイクルである。

### ③ SNR-2

SNR-2の1次・2次炉停止系を含め、炉心構成を図1.4.17に示す。制御棒のハンドル構成は、まだ最終的に設計されていない。

吸収ピン概念としては、 $B_4C$ ペレット使用で被覆管内面にNbコーティング(内面腐食が大きな問題となることがあるならばということ)を施したWetピンを考えている、現在の設計値を表1.4.6に示す。

西ドイツにおけるSNR吸収材の研究開発の目的は、安全性及び経済性の追求のために可能な限り長寿命を得るとともに、機能的と吸収ピンの設計及び製作並びに許認可行為に対する技術的ベースを確固たるものにするためである。

現在、西ドイツで研究開発が行われている改良ピンの概念と、それに対して解決しなければならない問題点を表1.4.7に示す。SNR-300取換炉心及びSNR-2には $B_4C$ ペレット・ナトリウムボンドのベント型ピンが採用されることになっており、その研究開発計画は図1.4.18に示されている。

図1.4.21にはこのピンを約 $200 \times 10^{20} \text{capt}/\text{cm}^2$ まで照射する計画がある。

SNR-2の代替ピンとしては $B_4C$ よりワース及び熱的・物理的性質に優れた $\text{EuB}_6$ ペレットのナトリウムボンドのベント型ピンが考えられており(図1.4.19)、さらに将来用として、中性子の減速材にジルコニウム水素化物を用いた減速吸収材の研究開発も計画されている(図1.4.20)。

(3) イギリス<sup>28)</sup>

① PFR

PFR 炉心の調整棒5体であり、そのレファレンス (MK-I) 設計は1インチ厚さの36枚のタンタル吸収板を収納した321材により構成されていた。MK-IIの調整棒は、天然Bの $B_4C$ ペレット、20%冷間加工316被覆管を使用し、ヘリウムボンドの上部ベント型ピンである(表1.4.8)である。

安全棒(6体)は19本のピンより構成され、吸収材は $B_4C$ ペレットである。M316被覆管の内面はBによるアタックを防止するため、薄い層の銅がコーティングされている。

② CDFR

CDFRの制御棒は18体の調整棒、6体の停止棒、6体のバックアップ停止棒よりなる(表1.4.8及び図1.4.22)。

1) 調整棒

調整棒は天然Bのペレット及びPE16被覆管を用い、下部ベント型の19本ピンより構成されている(図1.4.23)。

$B_4C$ ペレットの最高温度は2,088℃、被覆管最高温度は650℃以下、その寿命は3サイクル(382 EFPD)に設計されている。

2) 停止棒

停止棒は調整棒と同じクライテリアであるが、経済的な面から吸収体の長さを短かくしている。停止棒は通常炉心域外の上部にあるが、その寿命はペレット被覆管の相互作用が起る時点であり、それは640 EFPD(5サイクル)に相当する。

3) バックアップ停止棒

吸収材はワースの要求を満たすため35%濃縮 $B^{10}$ が採用され、このピン設計は停止棒に適用されたのと同じ温度及びスエリングクライテリアで設計されている。

(4) アメリカ<sup>29), 30)</sup>

① FFTF

FFTFの制御棒は調整棒6体、安全棒3体より構成されている。表1.4.9.及び図1.4.24に示すようにFFTFの制御棒は研究開発の進捗状況に応じ3段階(reference, series II及びadvanced)にわけられている。

reference設計はまだ高速炉制御棒の照射実績がほとんど無い1974年1月に完了したものであり、61本の密封ピンを有している。構成材は天然 $B_4C$ ペレット及び20%冷間加工316である。炉内滞在時間は $B_4C$ ペレットのスエリングに左右され、300 EFPD(3サイクル)と予想される。series IIの制御棒の設計は1977年12月に行われたものである。これはreference設計をわずかに変更したにすぎなく、主なる点はペレット-被覆管ギャップを0.36 mmから0.5/mmに変化させている。この集合体の寿命は600 EFPD

が期待されている。FFTF advanced 設計は、経済性追求のため制御棒の寿命を900EFPDとすることを目標としており、集合体は19本のヘリウムボンドのベント型ピンである。構成材はTi添加316鋼を使用し、 $B_4C$ ペレットのスエリング対策として $B_4C$ ペレット-被覆管のギャップ巾を0.8 mmとした。この集合体の試験はFFTF第4サイクルより開始され9サイクル(900日)の照射試験が予定されている。解析によればこの設計はレファレンスのFFTF制御棒に比べ30%~40%速くスクラムする。改良型設計を利用することで大型炉の場合、制御棒交換コストを年間15~20億円、30年間では450~600億円の節約ができる。

## ② CRBR

CRBRの調整棒と安全棒は多様性によって、スクラムの信頼性を増すという目的で、別々の設計になっている。調整棒はFFTF reference設計と同様の密封ピンであるが、太径の採用ピン数が少なくなり50% $B^{10}$ 濃縮の $B_4C$ ペレットを用いることとなっている。この集合体では $(n, \alpha)$ 反応によるヘリウムガス放出によるピン内圧上昇が寿命制限因子であると思われる。

安全棒は31本のピンよりなり、これも密封ピン設計である。これらは運転中常に炉心上部に引抜かれているので、ガス放出に制限されず、炉心に近い下部ペレットのスエリングが問題となるものと思われる。

## (5) ソ <sup>31), 32)</sup>連

BOR-60の制御棒は自動制御棒2体、安全棒3体、燃焼度補償棒1体、反応度温度効果・出力効果補償棒1体の合計7体である(図1.4.10)。BOR-60の制御棒は当初 $B_4C$ の密封型吸収ピンが使用されていたが、ナトリウムボンドのベンド型ピンが用いられるようになった。 $B_4C$ ペレット以外の吸収材として自動制御棒には $Eu_2O_3$ ペレットあるいは減速材として水素化ジルコニウムを利用した $Eu_2O_3$ の照射試験が行われた。自動制御棒の場合、最大の効率を持つのは濃縮 $B_4C$ であり、 $Eu_2O_3$ の効率は $B_4C$ の効率に比較し約47%減少しまた減速材を有する $Eu_2O_3$ の場合は $Eu_2O_3$ のみの制御棒に比べて約3%増加する。 $Eu_2O_3$ は $(n, \gamma)$ 吸収材で、炉内においてガス発生がないこと、照射下のスエリングがわずかであり、又、被覆材との共存性が良好であり、ソ連においては高速炉制御棒材料として $Eu_2O_3$ は有望であると考えている。

## ② BN 350

当初、BN 350の制御棒は密封型、吸収材としては濃縮 $B_4C$ が採用された。制御棒は2体の自動調整棒、3体の安全棒及び7体の出力温度補償及び燃焼度補償棒よりなる。この内安全棒(図1.4.25)について記述すると密封型のピンでは1集合体当たり7本ピンであり $B^{10}$ 60%濃縮度 $B_4C$ を用い、炉内滞在時間は206 EFPDである。

一方、ベント型ピンは $B^{10}$ 80濃縮 $B_4C$ が使用され炉内滞在時間は305 EFPDである。

なお、BN-350の安全棒の寿命は $B_4C$ のスエリングに起因することが確認されている。  
図1.4.26には減速材としてジルコニウム水素化物を入れた $Bu_2O_3$ の温度補償棒を示す。

③ BN 600

BN 600の制御棒は2体の自動調整棒、6体の安全棒、19体の補償棒の計27体である。  
自動調整棒及び補償棒はフレキシブルジョイントにより2分割されており、吸収材として $Eu_2O_3$ を使用している。

安全棒はフレキシブルジョイントで5分割されており、80% $B^{10}$ 濃縮 $B_4C$ ペレットを使用している。構成材料は冷間加工16Cr-15Ni材である。ウラル地方には地震がないため特別な振動防止機構は持っておらず、またサーマルストライピングも考えられていない。

ソ連における高速炉制御棒の開発は、次の3方向に沿って行われている。すなわち、

$B_4C$ から成る吸収ピンを有する分割型制御棒

$Eu_2O_3$ から成る吸収ピンを有する分割型制御棒

減速材入り調整・安全棒

具体的には、制御棒の用途やその動作条件によって定まる。すなわち、自動制御棒および補償棒では、 $Eu_2O_3$ 系の材料が用いられる。

安全棒および安全-温度補償棒では、 $B_4C$ 及び減速材入り制御棒が用いられる。

濃縮炭化ホウ素から成る制御棒では、ナトリウムを充填したベント型吸収要素を用いるのが好ましい。

高速中性子炉の安全棒および安全・温度補償棒には、減速材入り制御棒が最も有望である。

表 1.4.5 フランスの高速炉制御棒設計仕様一覧

	Rapsodie	Phenix	Supper - Phenix	
			主炉停止棒	新型炉停止棒
集 合 体 数	6	6	21	3
ピ ン 数 / 集 合 体	1	7	31	4 and 8
ピ ン 型 式	Na bond vented	Na bond vented	Na bond vented	Na bond vented
中 性 子 吸 収 材	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C
B-10 濃 縮 度 (%)	90	48	90	90
ペレット密度 (%T.D.)				
ペレット直径 (mm)	38			
被覆管外/内直径 (mm)	45.1/	28/	21/	
被覆管肉厚 (mm)				
ギャップ巾 (mm)				
被覆管材質	316Ti	316Ti	316	316
スタック長 (mm)	430	945	1,150	970
燃 焼 度 ( $\times 10^{20}$ cap/cc)	60	100		
寿 命 (EFPD)	350	350		
最大中性子照射量 $\times 10^{22}$ n/cm <sup>2</sup> , E > 0.1 MeV	6	70 dpa		

表 1.4.2 西ドイツの高速炉制御棒設計仕様一覧

	KNK-II		SNR-300 調整棒		SNR-300 2次炉停止棒		SNR-2	
	調整棒	2次炉停止棒	MK-Ia	reloads	MK-Ia	reloads	調整棒	2次炉停止棒
集 合 体 数	5	3	9	9	3	3		
ピ ン 数 / 集 合 体	55(19)		19	19	19(3連結)	19(3連結)		
ピ ン 型 式	sealed (Na vent)		sealed	Na bonding vented	sealed	Na bonding vented	Na bonding vented	Na-bonding vented
中 性 子 吸 収 材	B <sub>4</sub> C		B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C
B-10 濃 縮 度 (%)	93, 98		47	~45	47	~45	~90	~93
ペ レ ッ ト 密 度 (%T.D.)	81.5, 92		90	~90	90	~90	~90	~90
ペ レ ッ ト 密 度 (mm)	8.66, 8.49		12.0	~13.1	11.8	~13	~14	~14
被 覆 管 外 / 内 直 径 (mm)	10.35 /		15.5 /	15.0 /	15.5 /	15.0 /	~17.0 /	~17.0 /
被 覆 管 肉 厚 (mm)	1.67,							
ギ ャ ッ プ 巾 (mm)	0,							
被 覆 管 材 質	1498CW		14970CW	14970CW	14970CW	14970CW	14970CW	14970CW
ス タ ッ ク 長 (mm)	620, 580		850	950	90	~90	~1,000	~100
燃 焼 度 ( $\times 10^{20}$ cap/cc)	60, 45, (90)		52	~120	73	~110	~200	~140
寿 命 (EFPD)	400, 273 (720)		156	~420	441	630 (840)	~730	1,095
最 大 中 性 子 照 射 量	20 dpa(NRT)		18dpa-NRT	~55dpa-NRT	8.3dpa-NRT	~15dpa-NRT	~90dpa-NRT	~40 dpa-NRT



表 1.4.7 SNR 用吸収材の開発

ピン概念	材 料	問 題 点	対 象 炉
(1) シールドピン	$B_4C$ ペレット	He ガス圧 ペレットのスエリング	KHK-II SNR-300
(2) ベント型ピン + Na ボンドピン	$B_4C$ ペレット	ペレットのスエリング ベント型の構造 Na との両立性	SNR-300 取換炉 SNR-2
(3) ベント型ピン + Na ボンドピン	$EuB_6$ ペレット	材料製造 照射挙動 Na との両立性	SNR-2 代替
(4) 減速吸収材	$B_4C$ ペレット + ZrHx $EuB_6$ ペレット + ZrHx	金属水素化物製造 照射挙動	将来用

表 1.4.8 イギリスの高速炉制御棒設計仕様一覧

	D F R			P F R		C D F R		
	調整棒	安全棒	停止棒	調整棒	安全棒	調整棒	停止棒	バックアップ 停止棒
集 合 体 数	6	2	4	5	6	18	6	6
ピ ン 数 / 集 合 体				19	19	19	19	19
ピ ン 型 式				venteb	sealed	venfed		
中 性 子 吸 収 材				(Ta)B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	
B-10 濃 縮 度 (%)				Nat, B	Nat B 40	Nat, B	Nat B	35
ペレット密度 (%T.D.)				2.20gm/cm <sup>3</sup>				
ペレット直径 (mm)				19.0		20	20	17.1
被覆管 外/内 直径 (mm)				21.5/19.5		22.17/20.76	22.17/20.76	19.6/18.0
被 覆 管 肉 厚 (mm)				0.2		1.41	1.41	1.6
ギ ャ ッ プ 巾 (mm)				0.5		0.76	0.76	0.9
被 覆 管 材 質				316cw	M316, PE1-6	PE16	PE16	
ス タ ッ ク 長 (mm)				88		990		850
燃 焼 度 ( $\times 10^{20}$ cap/cc)						(8.8%)		(11.8%)
寿 命 (EFPD)				177		382	640	635

図 1.4.9 日本及びアメリカの高速炉制御棒仕様一覧

	常 陽		もんじゅ			F F T F			CRBR
	MK-I	MK-II	調整棒	後備炉停止	固定吸収体	reference	series II	advanced	-
集 合 体 数	6	6	13	6	6	調整棒 (6本), 安全棒 (3本)			
ピ ン 数 / 集 合 体	7	7	19	19	7	61	61	19	
ピ ン 型 式	sealed	vented	sealed	sealed	sealed	sealed	sealed	vented	sealed
中 性 子 吸 収 材	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C
B-10 濃 縮 度 (%)	≥91	90	34	85	天 然	天 然	天 然	天 然	50
ペレット密度 (%T.D.)	97	90	95	95	95	92	92	92	92
ペレット直径 (mm)	15.0	16.3	12.6	14.6	32.1	9.09	9.19	17.3	
被覆管 外/内 直径 (mm)	17.6/15.2	18.1/16.5	16.9/12.9	16.9/14.9	36.4/32.4	12.04/9.45	12.04/9.70	19.9/18.1	
被 覆 管 肉 厚 (mm)	1.2	0.8	2.0	1.0	2.0	13.0	1.17	0.89	
ギ ャ ッ プ 巾 (mm)	0.2	0.2	0.3	0.3	0.3	0.36	0.51	0.8	
被 覆 管 材 質	SUS316	SUS316	SUS316	SUS316	SUS316	SUS316	SUS316	D 9	
ス タ ッ ク 長 (mm)	700	650	800	930	930	914	914	914	
燃 焼 度 (×10 <sup>20</sup> cap/cc)	調 安 30/50	100	49			45	90	110	
寿 命 (EFPD)	1年/3年	2 年	148 (1サイクル)			300	600	900	

表 1.4.10 ソ連の高速炉制御棒設計仕様一覧

	BOR-60				BN-350			BN-600		
	自動制御棒	安全棒	燃焼度補償棒 (KC-2)	出力効果 補償棒 (KC-1)	調整棒	安全棒	補償棒	自動調整棒	安全棒	補償棒
集 合 体 数	2	3	1	1	2	3	7	2	6	19
ピ ン 数 / 集 合 体	4	7	7	7		7			7	
ピ ン 型 式	Na, sealed vented	Na, sealed vented	Na, vented (sealed)	sealed		sealed, vented				
中 性 子 吸 収 材	B <sub>4</sub> C(Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C	B <sub>4</sub> C		Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	B <sub>4</sub> C	Eu <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
B-10 濃 縮 度 (%)	80	80	80	80		60, 80			80	
ペレット密度 (%T.D.)						2.1g/cm <sup>3</sup>				
ペレット直径 (mm)	10.8	10.8	10.8	10.8		20.4				
被覆管 外/内 直径 (mm)						23/				
被 覆 管 肉 厚 (mm)										
ギ ャ ッ プ 巾 (mm)										
被 覆 管 材 質	X15H16	X15H16	X15H16	X15H16		OX16H15M3B		16Cv-15NiCW	16Cv-15NiCW	16Cv-15NiCW
ス タ ッ ク 長 (mm)						982, 987				
燃 焼 度 (×10 <sup>20</sup> cap/cc)						3.8at% 7.3at%				
寿 命 (EFPD)						206, 305				
中 性 子 照 射 量	8×10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup>		2.2×10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup> (8.7×10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup> )							



SUPER PHENIX 1-SYSTEME DE COMMANDE PRINCIPALE (SCP)

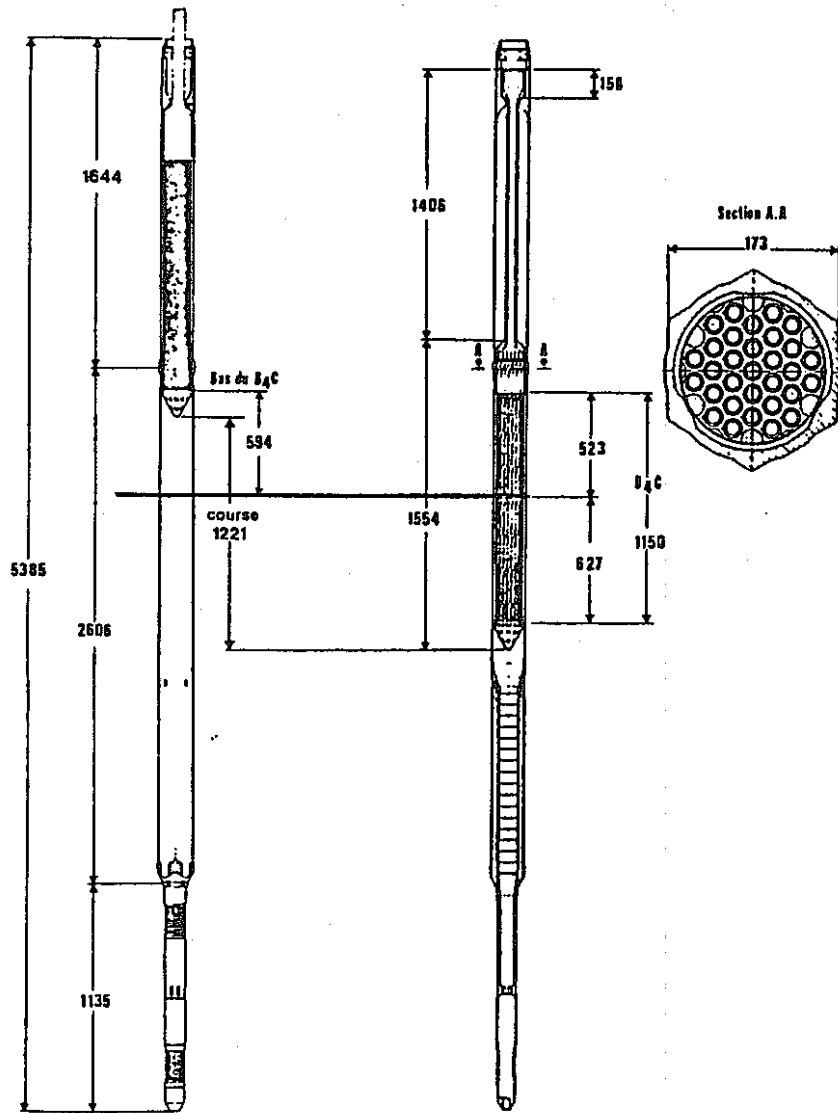


图 1.4.10 Super-Phenix 1 主炉停止装置 (SCP)

SUPER PHENIX 1-SYSTEME D'ARRET COMPLEMENTAIRE (SAC)

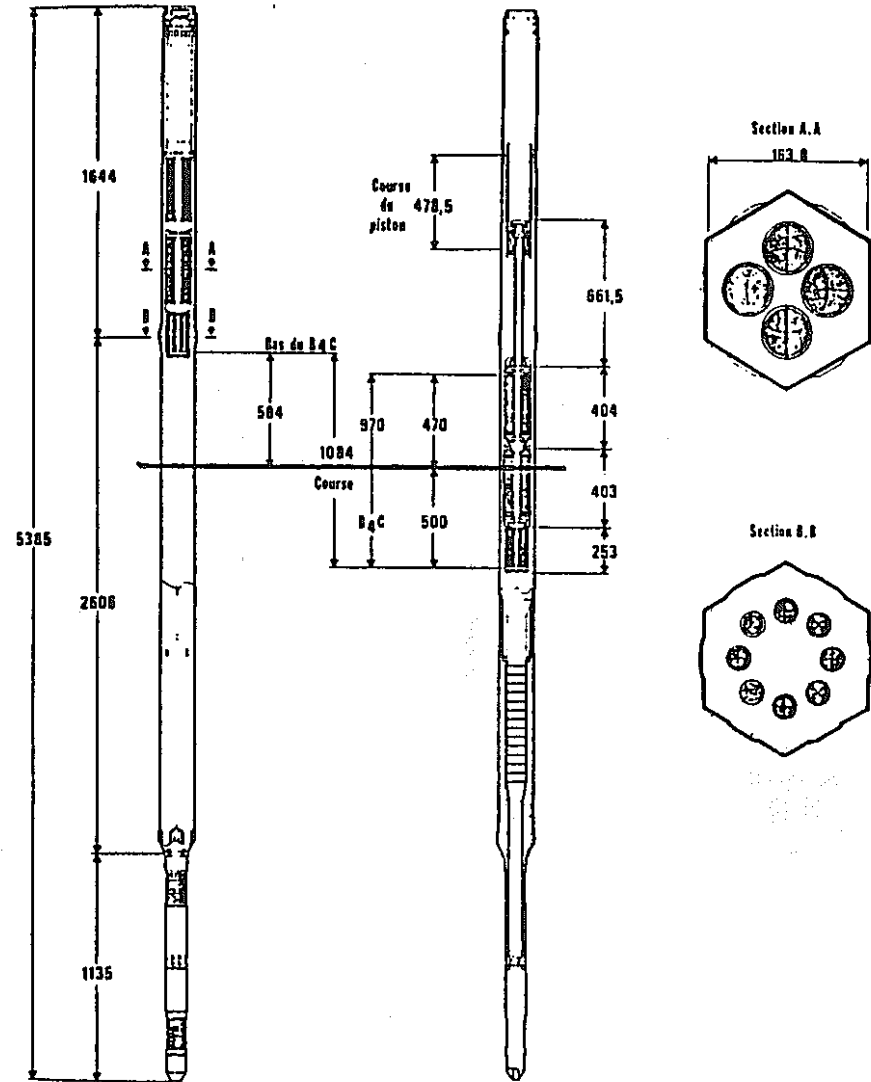


图 1.4.11 Super-Phenix 1 新型炉停止装置 (SAC)

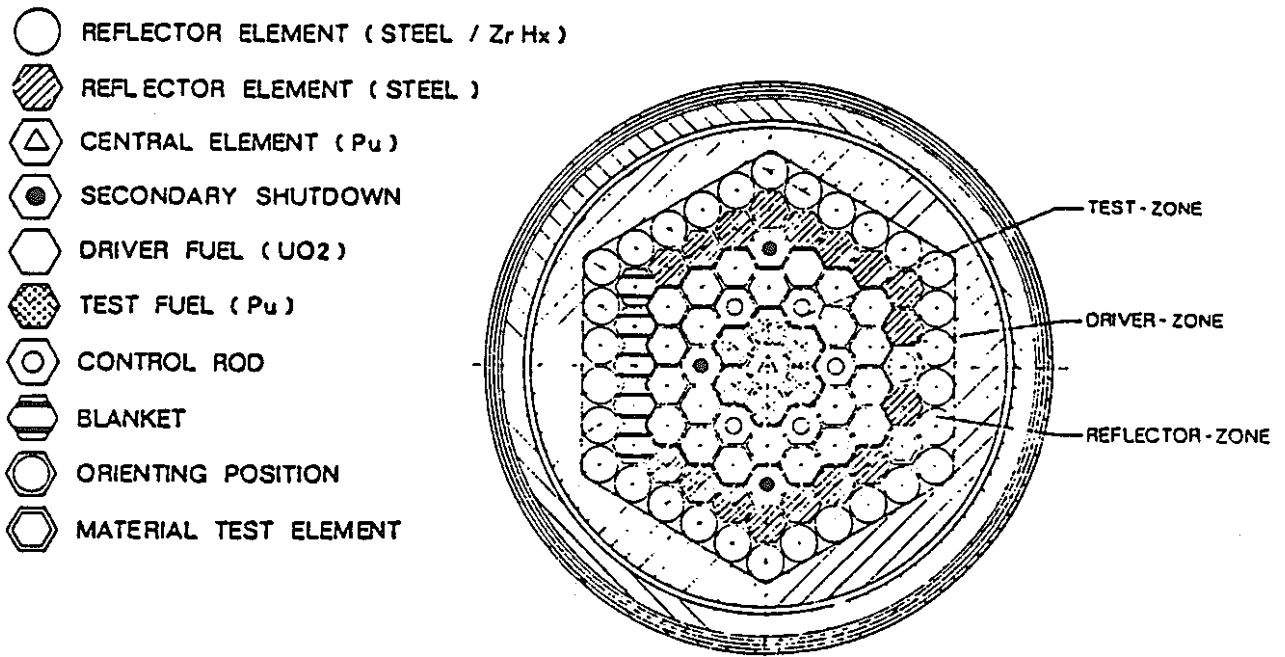
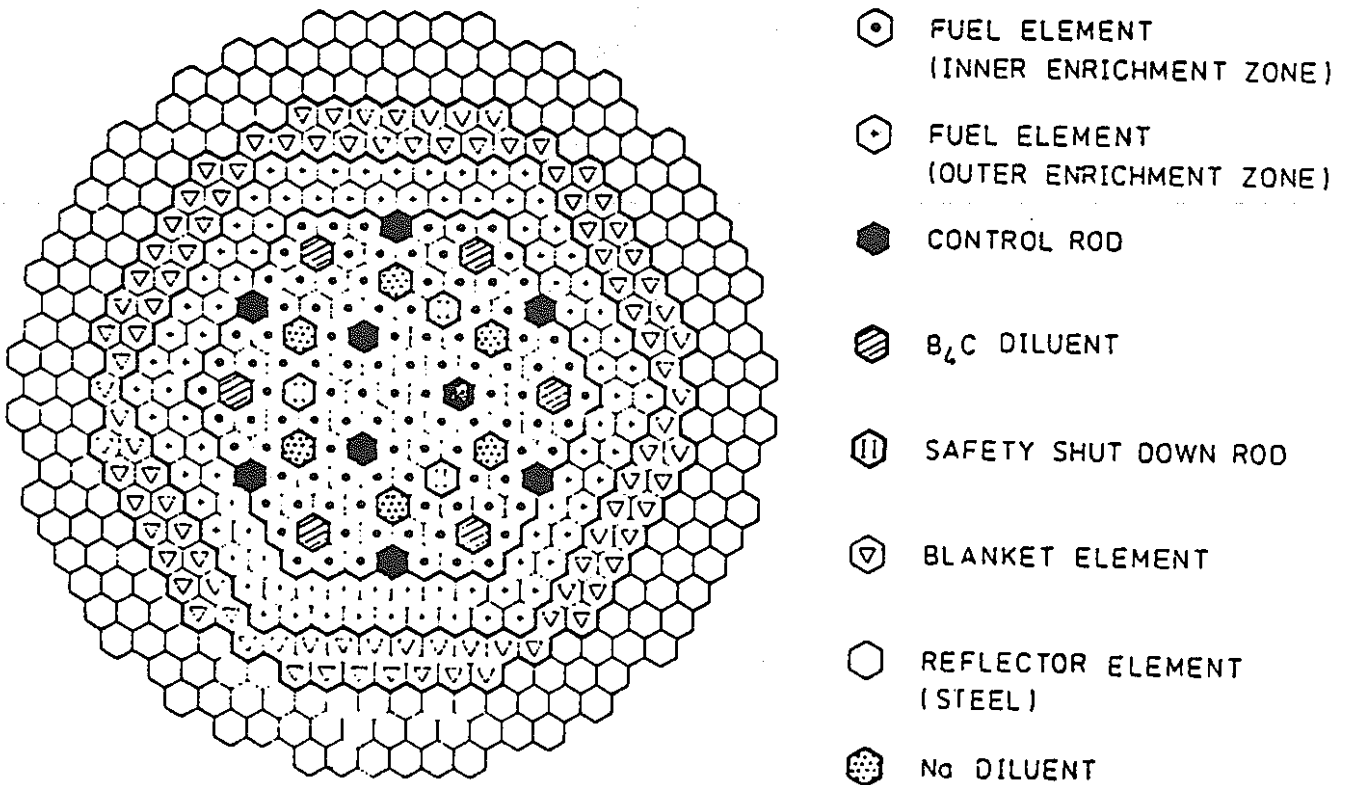
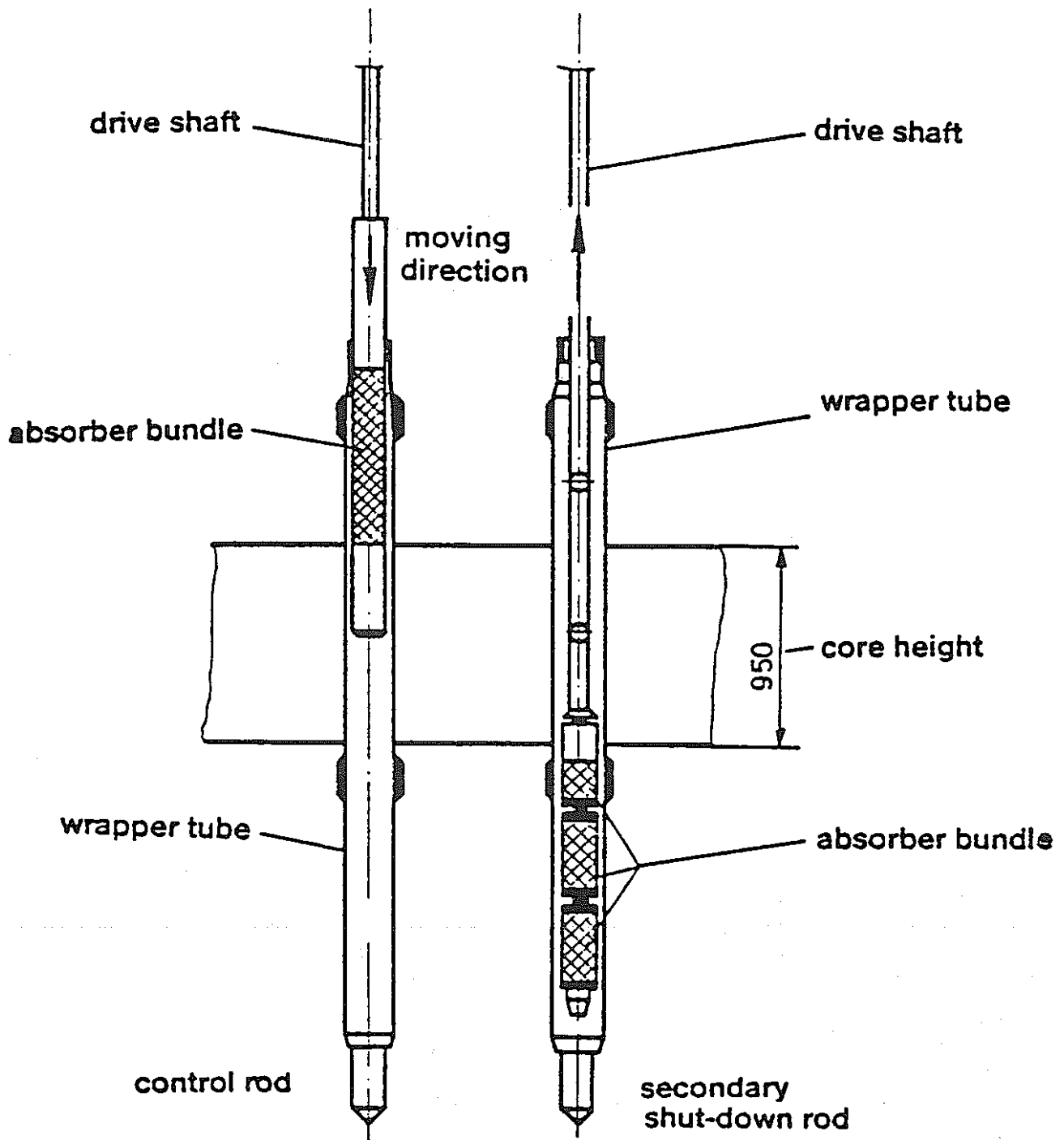


Figure 1 : Core cross section KNK II



1.4.13 Core cross section SNR 300, Mk Ia (1. cycle)



☒ 1.4.14 SNR - 300 shut-down systems



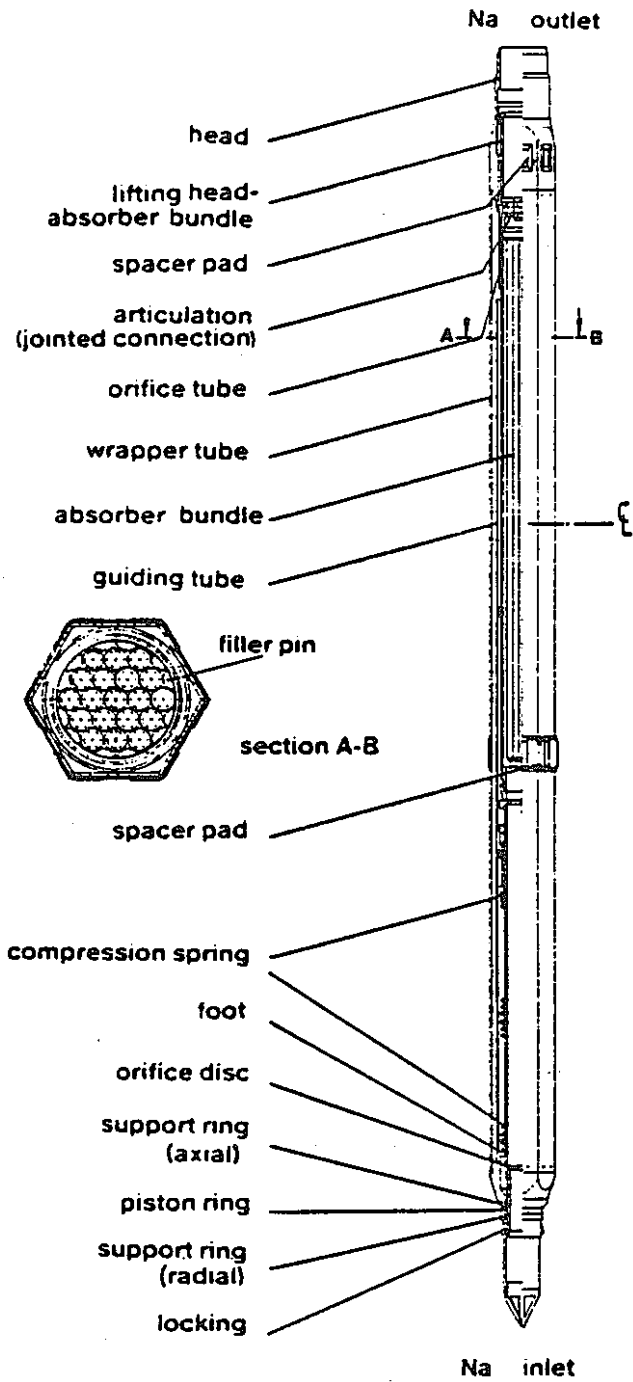


Figure 5 :  
SNR-300 control rod

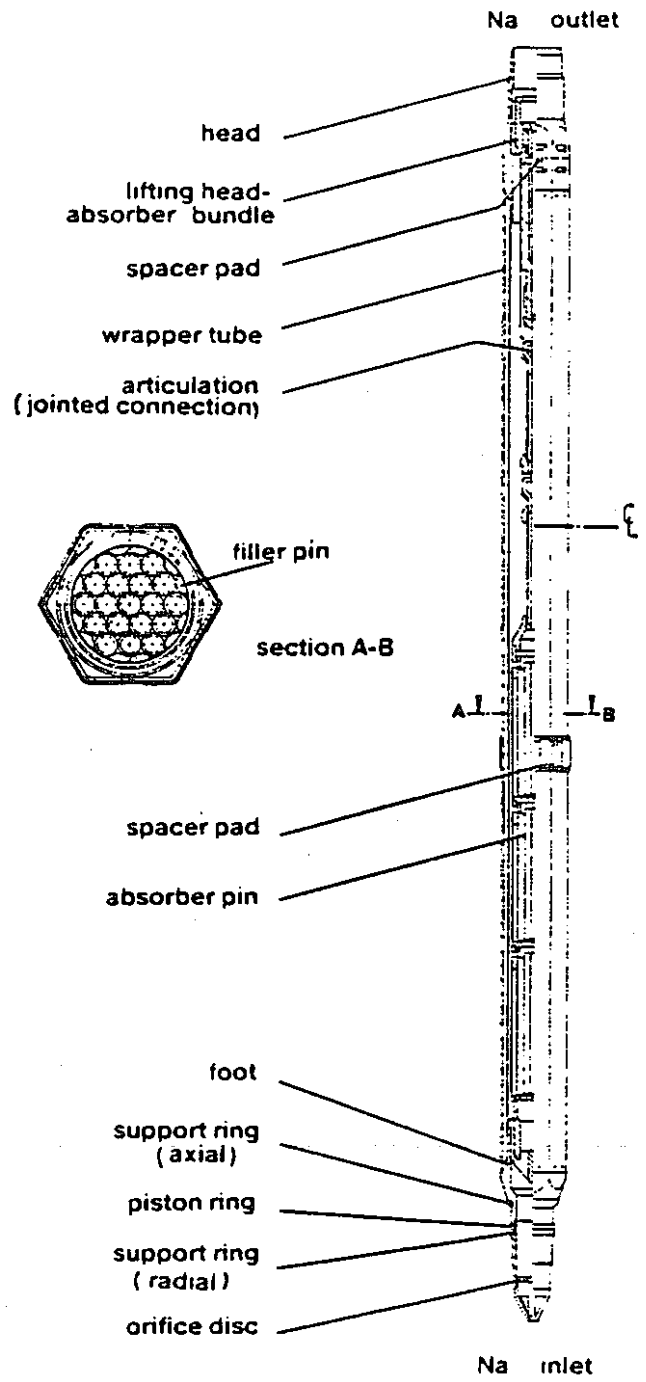
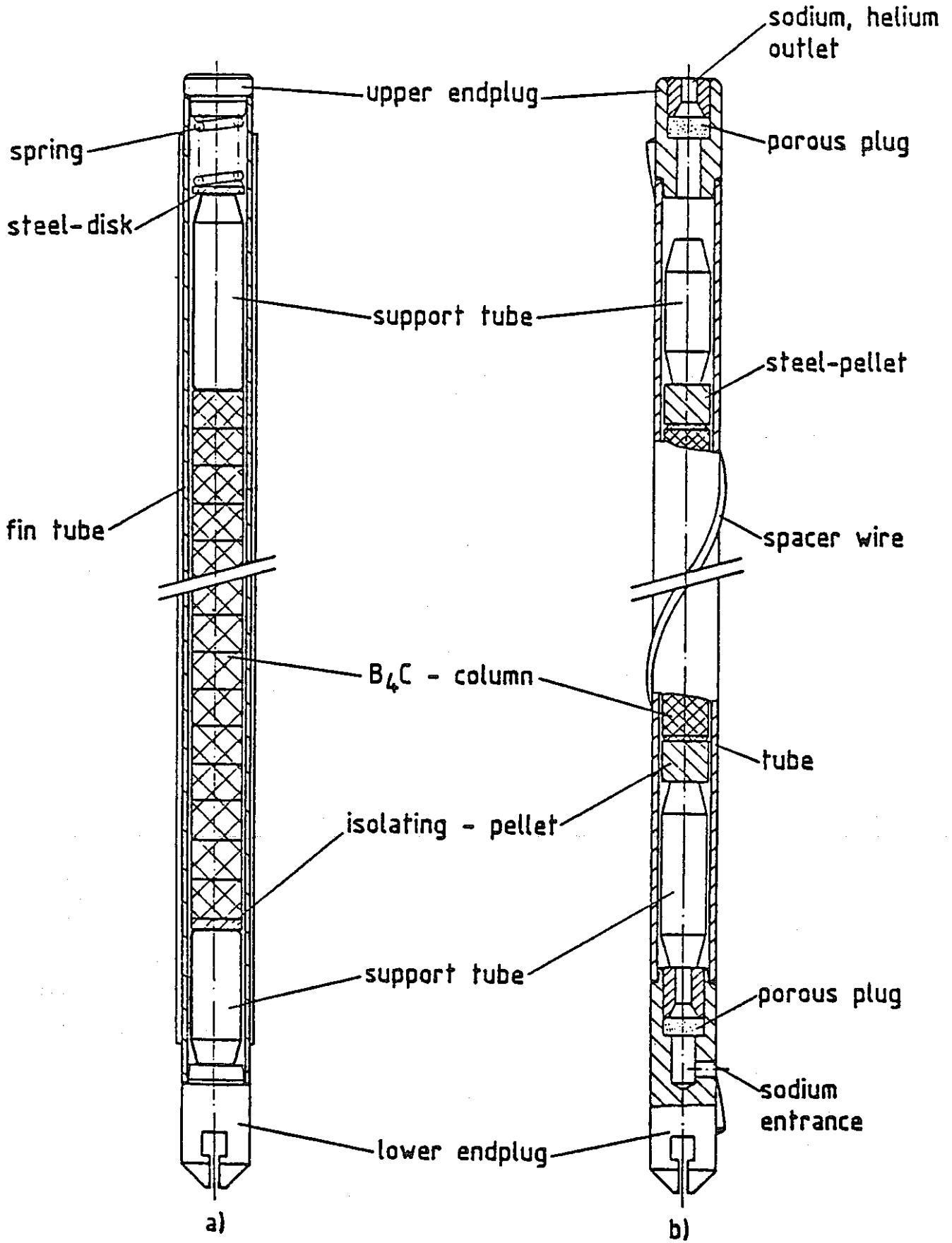


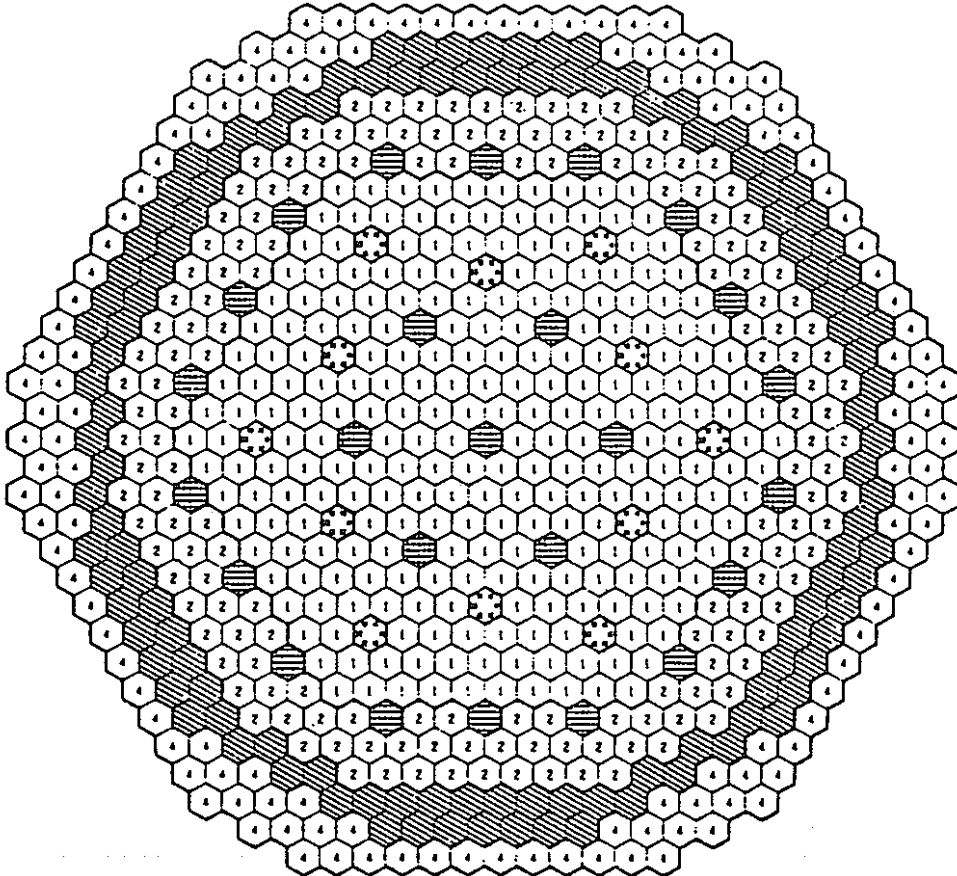
Figure 6 :  
SNR-300 secondary shut-down rod

図 1.4.15 SNR-300 の制御棒



1.4.16 SNR - 300 absorber pins,  
a) Mk Ia core, b) reload

NR.1	C1(fuel)		CS(25)
NR.2	C2(fuel)		SOS(12)
	RAD. BLANKET		
NR.4	RAD. REFLECTOR		



⊠ 1.4.17 Core layout of SNR 2

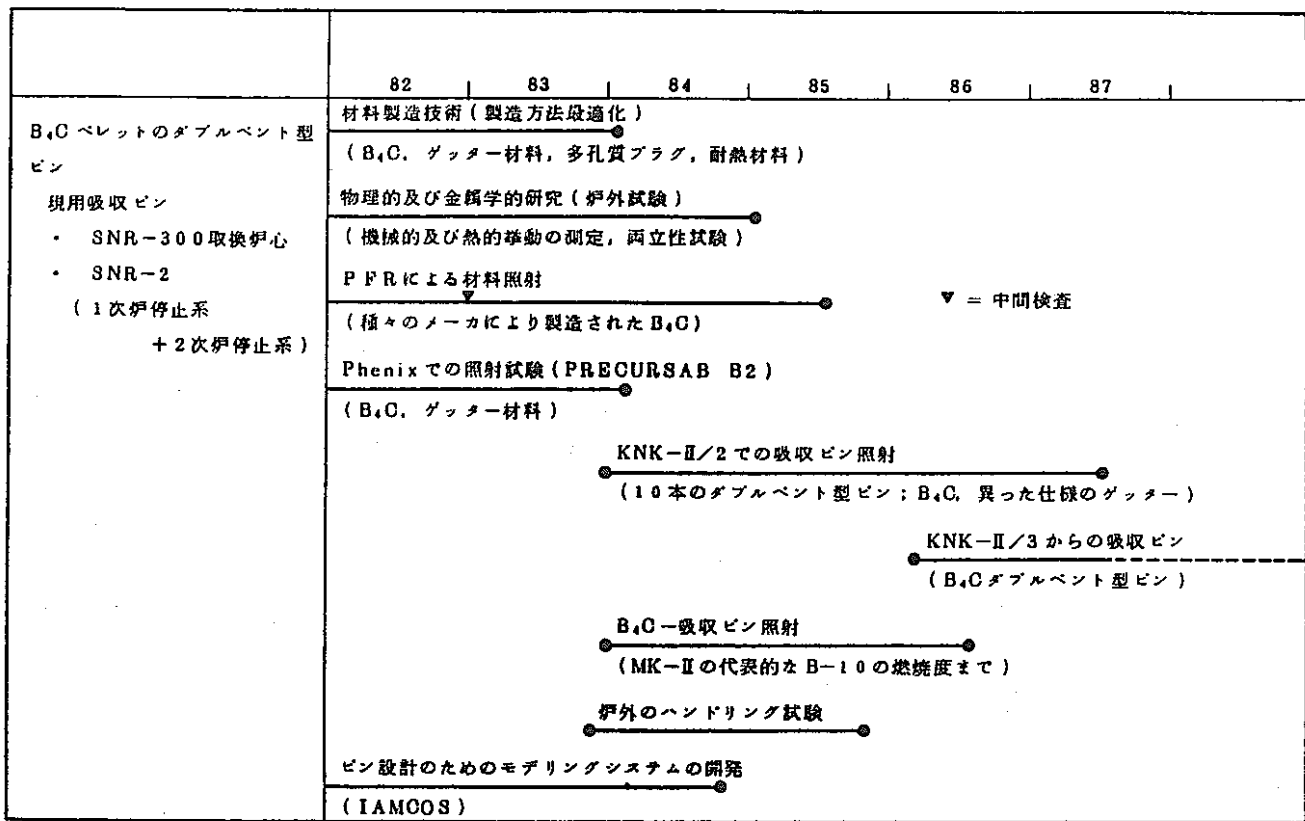


図 1.4.18 SNR の吸収材の R & D 計画

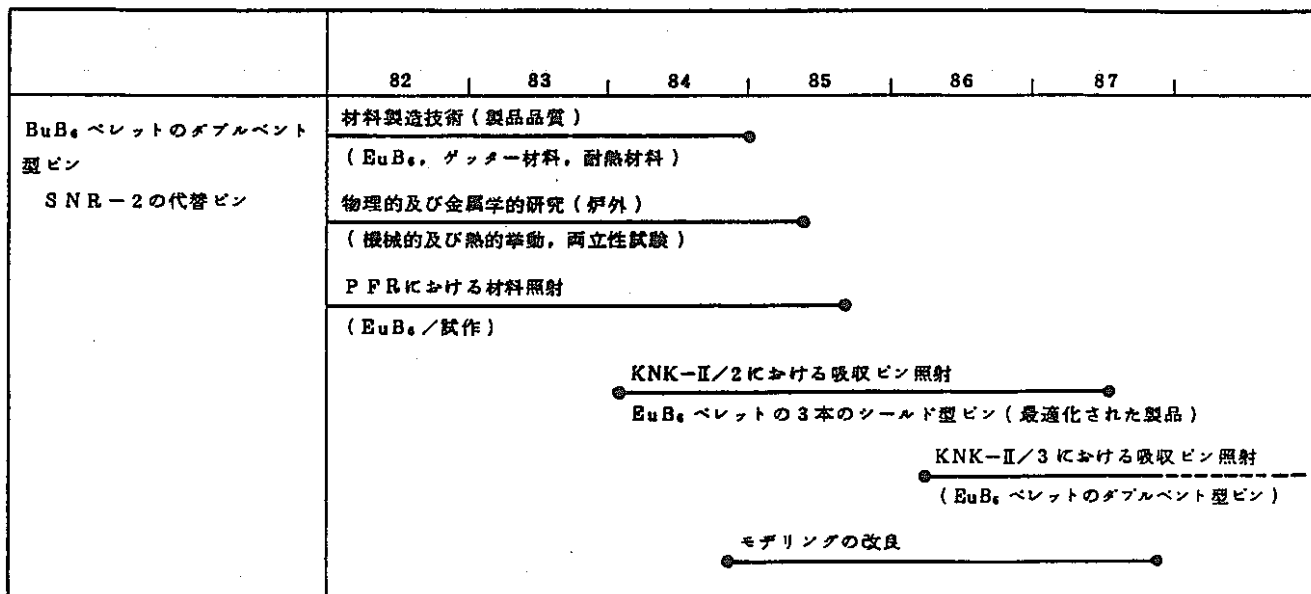


図 1.4.19 SNR の吸収材 R & D 計画

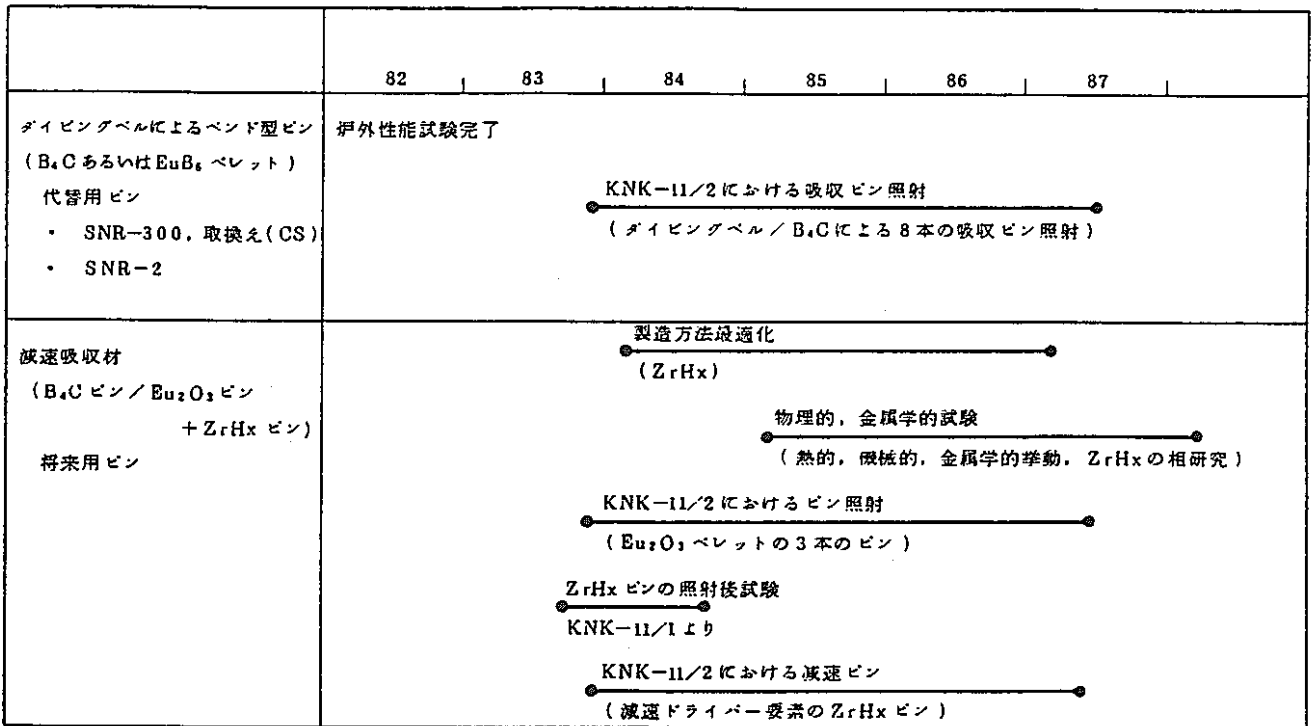


図 1.4.20 SNR の吸収材 R & D 計画

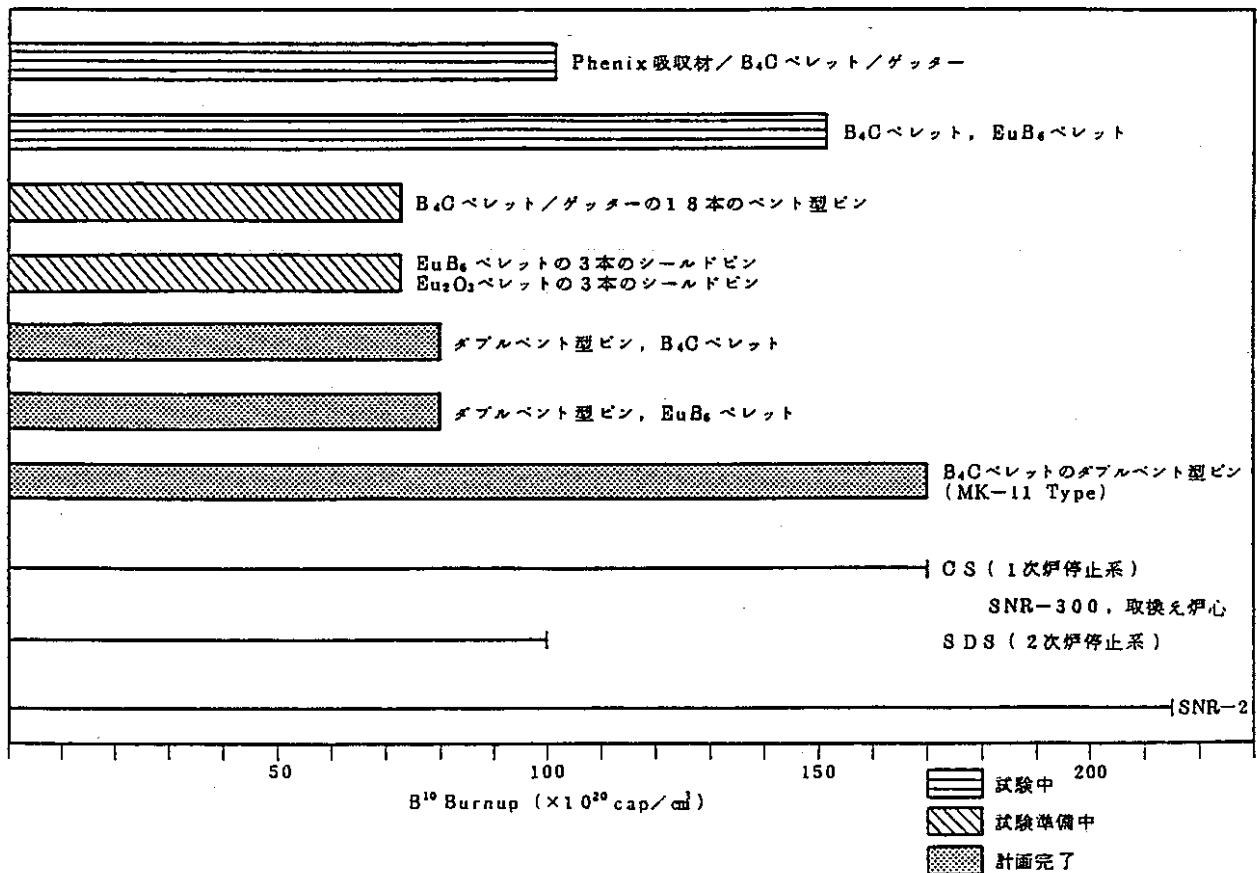
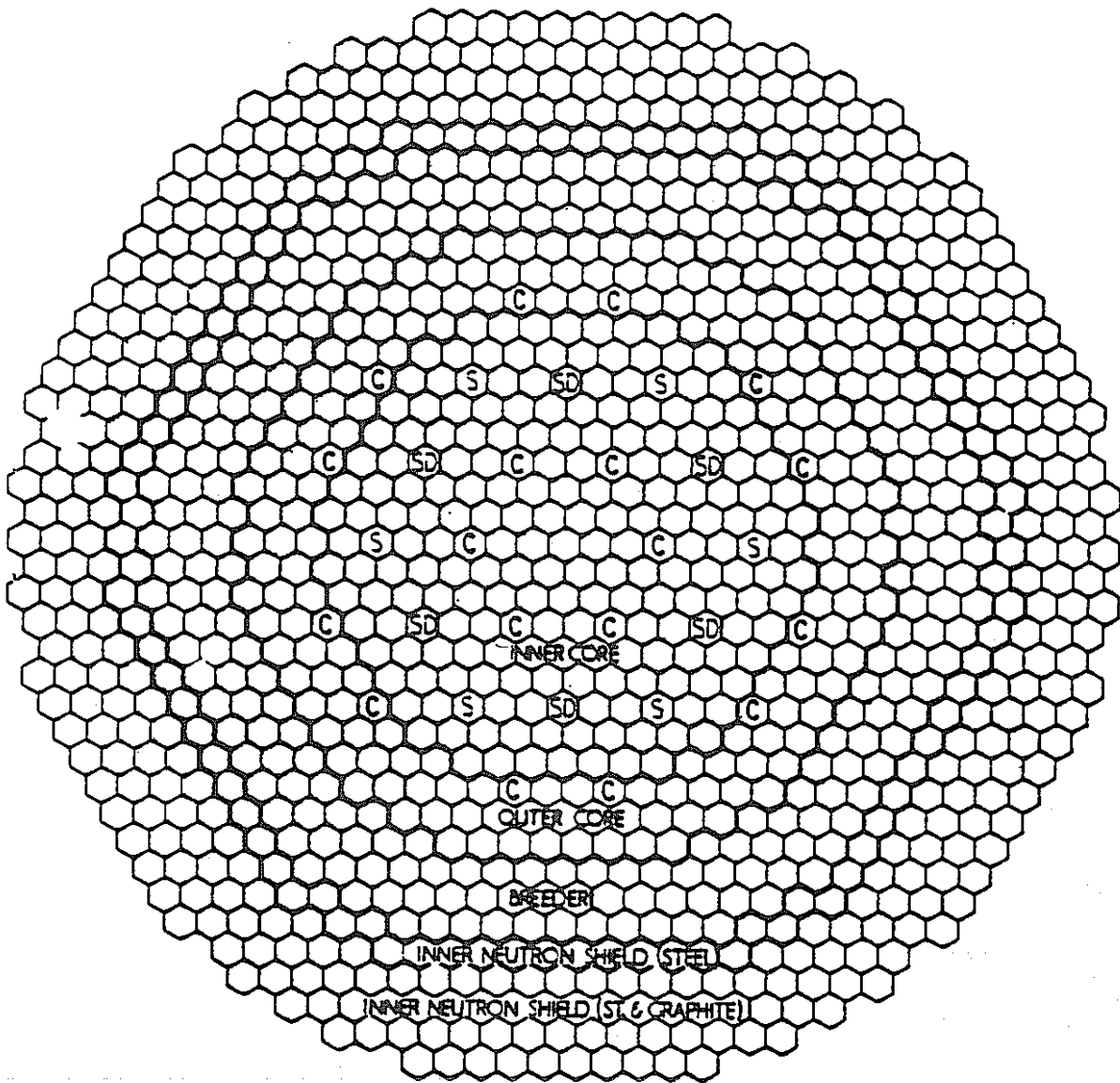


図 1.4.21 SNR-300, SNR-300 取換え炉心及びSNR-2用吸収材の照射






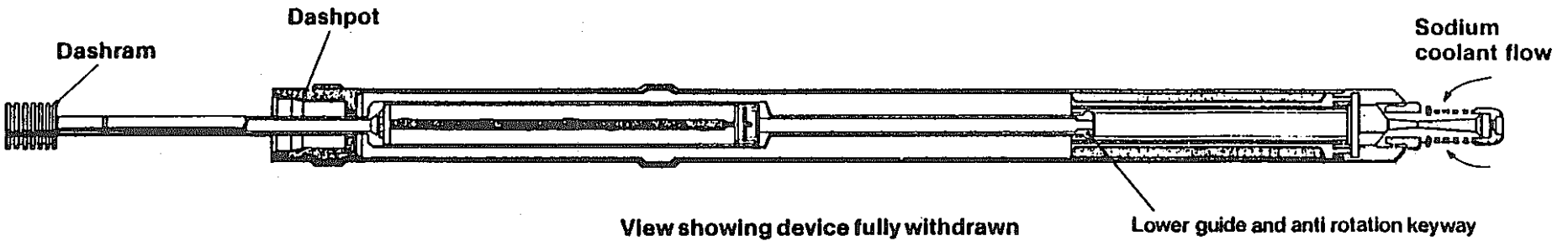
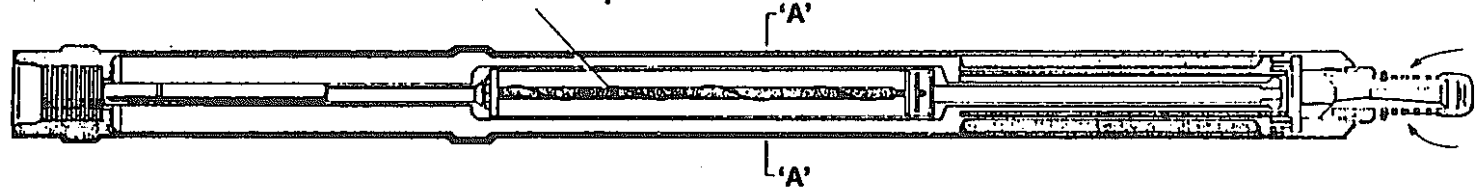
INNER CORE	193 SUB ASSEMBLIES		OPERATING RODS
OUTER CORE	156 SUB ASSEMBLIES		ALTERNATIVE SHUT DOWN DEVICES
BREEDER	234 SUB ASSEMBLIES		SHUT OFF RODS
INNER SHIELDING	90 RODS (STEEL)		
INNER SHIELDING	366 RODS (ST. & GRAPHITE)		

FIG. 1.4.22 PREFERRED HOMOGENEOUS CORE FOR CDFR

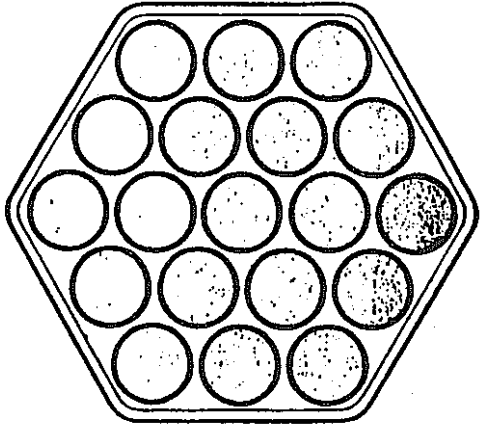


View showing device fully withdrawn

19 off — Absorber pins containing boron carbide pellets



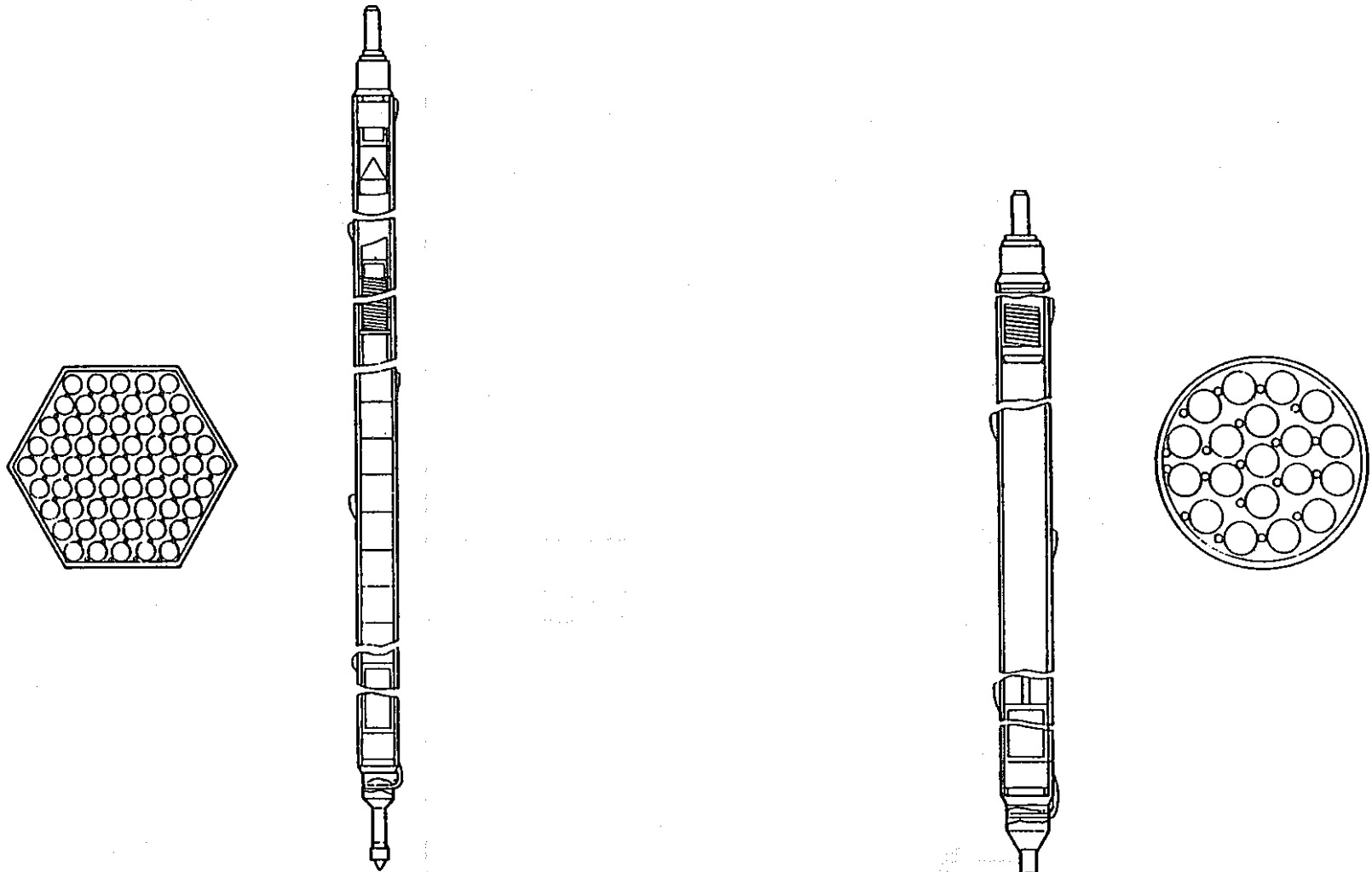
View showing device fully inserted



Section 'A - A'

1.4.23 Absorber rod assembly restrained core reference design control rod

# ABSORBER ASSEMBLY COMPARISON



**REFERENCE DESIGN-SEALED PIN**

**ADVANCED DESIGN-VENTED PIN**

☒ 1.4.24 Comparison of Reference and Advanced Absorber Assembly Designs.



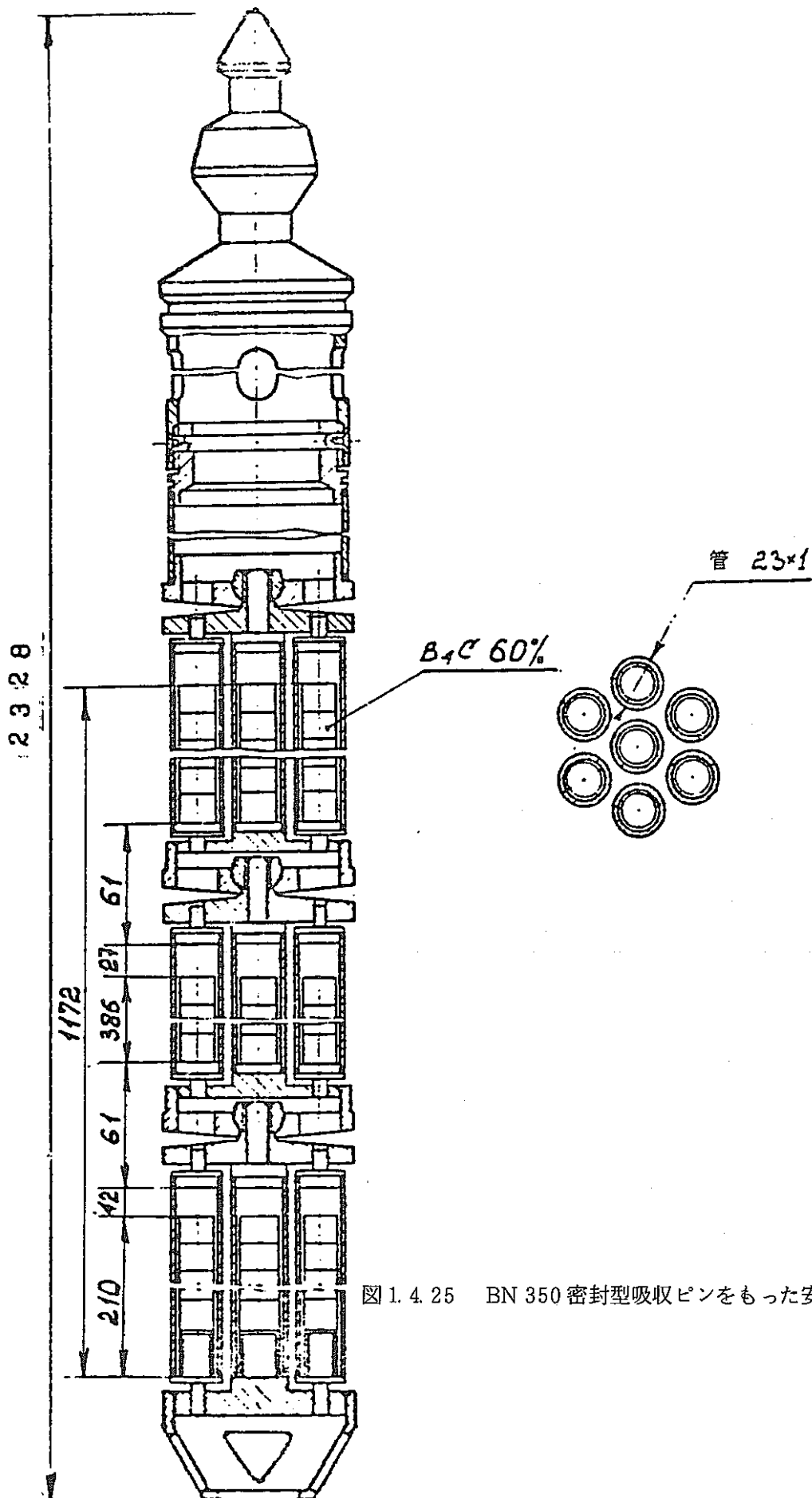


図 1. 4. 25 BN 350 密封型吸収ピンをもった安全棒

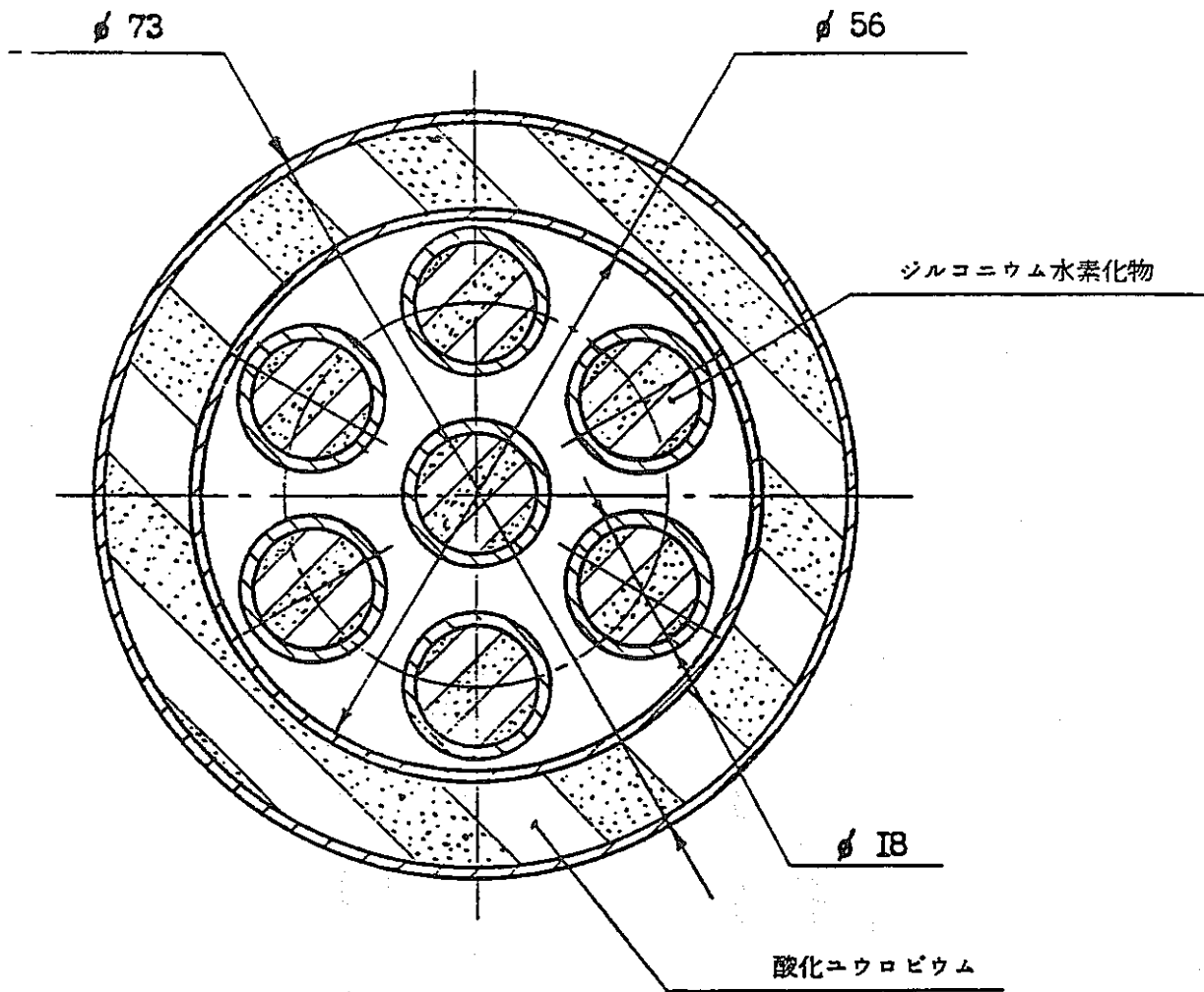


図 1. 4. 26 環状吸収体を有する減速材入り制御棒の断面 (原子炉 BN - 350 の温度補償棒)

- 1 水素化ジルコニウム
- 2 酸化ユウロピウム

## 1.4.4 今後の開発方針

高速炉を安全に運転するため制御棒の信頼性の向上は当然のことであるが、制御棒にとって最も重要なのは長寿命化による経済性の追求である。軽水炉の制御棒の寿命は10～30年間のレンジであるが、「もんじゅ」の制御棒の寿命は1サイクル(148日)であり、サイクルごとに交換することになっている。この寿命の差は中性子束の相違によるものであり、高速炉の制御棒寿命を軽水炉と同等まで延長することは困難であるが、炉心燃料集合体と同程度まで使用することが望まれる。<sup>33)</sup>

制御棒の寿命を決定する因子としては以下のものが考えられている。

- (1)  $B^{10}$  燃焼度によるワースの減少
- (2)  $B^{10}$  ( $n - \alpha$ )  $Li^7$  によって発生するヘリウムガスの蓄積圧力
- (3)  $B_4C$  ペレットのスエリングによる被覆管との機械的相互作用 (ACMI)
- (4)  $B_4C$  と被覆管の化学的相互作用 (ACCI)
- (5) 構成材であるステンレス鋼のボイドスエリングによるチャンネル変形

「常陽」MK-I 及び「もんじゅ」の密封型制御棒の設計では上記の(2)のヘリウムガス圧が寿命決定の支配的因子であり、「常陽」MK-II のベント型制御棒では(1)のワースの減少が寿命を決定すると考えられてきた。ところが「常陽」MK-I 制御棒の照射後試験結果、Rapsodie, Phenix, PFR, EBR-II, BOR-60 の照射実績から(3)の  $B_4C$  ペレットスエリングによる PCMI あるいは(5)のステンレス鋼のボイドスエリングによる変形が制御棒の寿命を決定していることがわかった。

各国とも主に制御棒の照射後試験結果に基づき制御棒の長寿命化を目的とする設計及び R&D の方向はほぼ一致している。

つまり、

(2)のヘリウムガスの蓄積圧力の増加に対してはベント型ピンの採用

(3)の PCMI に対しては  $B_4C$  ペレットのスエリング挙動クラックの発生、伝播等を把握し、適切なギャプをとる。

(5)の構成材のスエリングに対しては耐スエリング性の良好な材料の開発

これを実用化するには材料の開発、製造技術の最適化、材料及びコンポーネントとしての各種との炉外試験及び炉内試験、これらのデータに基づく制御棒設計のためのコードの開発等が必要である。

この中で特に照射データの取得が急務とされており、照射炉心である「常陽」MK-II を利用して

- ① 「常陽」MK-II 制御棒のモニタリング及び高寿命化の照射試験
- ② 「もんじゅ」制御棒の確性試験及び高寿命化のための照射試験
- ③ 実証炉及びそれ以降の実用炉での理想的な制御棒設計のための基礎的な照射データの取得

の目的で

- ① 「常陽」MK-II ドライバー制御棒による照射試験
- ② 制御材料照射用リグ (AMIR: Absorber Materials Irradiation Rig) を使用した照射試験

を行う計画が立案されているので<sup>34, 35, 36)</sup> その概要について述べる。

(1) 「常陽」MK-II ドライバー制御棒の照射試験

1) 目 的

「常陽」MK-II 制御棒のモニタリング及び制御棒の長寿命化を目的として、制御棒の諸特性を把握し、それにもとづく設計対応を実証するために、現在、我が国で唯一の高速炉用制御棒である「常陽」MK-II 制御棒の設計、製作、照射及び照射後試験を行う。

2) 概 要

現状の「常陽」MK-II 制御棒の設計寿命は、核的制限から決められており、2年(730日)を評価されている。また、MK-II での1サイクル(45日)当りの燃焼度はピークで約 $10 \times 10^{20}$  captures/cc と評価されている。

B<sub>4</sub>C 制御棒の寿命の主要な制限条件は、これまでの照射結果より、<sup>10</sup>B (n, α) <sup>7</sup>Li によるHe 発生に起因するピン内圧増加あるいはペレットスエリングである。「常陽」MK-II 制御棒はペント型を採用しているので、ピン内圧増加は考える必要はなく、B<sub>4</sub>C のスエリングによるB<sub>4</sub>Cの被覆管の機械的相互作用 (ACMI: Absorber Cladding Mechanical Interaction) に対する健全性の評価が必要である。しかし、現状ではACMIに対する健全性の評価を行うにはデータ不足のため、ACMIが起きない設計基準となっている。一方、B<sub>4</sub>Cのスエリングについてもデータはあるが、適用範囲にそれぞれ制限があり、安全側に設定すると不合理な設計となる。

このような背景のもとに「常陽」MK-II ドライバ制御棒を使用して以下の試験を行う。

① 第1ステップ (58~60年)

現設計制御棒 (図 1.4.2) を適宜炉内 (図 1.4.1) より取り出し、制御棒のモニタリングを行う。特にB<sub>4</sub>Cのスエリングデータ取得とACMIが起きた以降のピンの挙動を調べる。本キャンペーンでは、PIEの結果をみながら可能なかぎり照射時間を伸ばす。

② 第2ステップ (60~65年)

現在の設置許可範囲内で、「常陽」MK-I 照射後試験データ及び文献データより、ペレットと被覆管のギャップを広げた設計とし、ACMIに対する裕度を取り、制御棒として、高燃焼度までの照射データを得る。

③ 第3ステップ (65年~)

第1及び第2ステップの試験並びにAMIRによる試験結果を踏まえ、最も合理的かつ安全な制御棒を設計、開発し、照射を行う。パラメータとしては、新材料被覆管による太

径、薄肉ピン等である。本設計による「常陽」MK-II 改良制御棒の照射結果は「もんじゅ」の改良制御棒の設計、実証炉及び実用炉制御棒の設計の基礎とする。

(2) 制御材料照射リグ (AMIR) を使用した照射試験

1) 目的

吸収材である  $B_4C$  の He 放出率及びスエリング挙動の評価を行い実験式を得る。さらに熱伝導率及びトリチウム保持率等の基礎データを取得する。

2) AMIR 照射計画

最大燃焼度  $250 \times 10^{20} \text{ cap/cm}^3$  を目途として照射試験を行い、He 放出率・スエリング等の実験式を得る。また、同時に照射挙動に影響を与える材料パラメータの効果を調べ最適吸収材仕様を撰定する。

材料パラメータ\*

- ① 結晶粒度
- ② 密度
- ③  $^{10}B$  濃度
- ④ B/C 比……………  $4.0 \pm 0.1$  で固定

当面は  $B_4C$  吸収材に対する照射試験を行い、収束する時点で代替材料である  $Eu_2O_3$ 、 $EuB_6$  等の照射試験を行う。

「常陽」MK-II 炉心を利用した「もんじゅ」及び実証炉のための吸収材料の照射用リグ (AMIR) を用いて行われる。AMIR の照射位置は反射体域の第 6 例である。

AMIR を使用しての照射計画の概要並びにそのスケジュールを表 1.4.8 及び図 1.4.28 に示す。

AMIR-1 及び AMIR-2 の照射実験は「もんじゅ」制御棒材料 ( $B_4C$  ペレット) の確性試験である。AMIR-1 の最高燃焼度は約  $50 \times 10^{20} \text{ cap/cm}^3$  であり、AMIR-2 の最高燃焼度は約  $100 \times 10^{20} \text{ cap/cm}^3$  である。AMIR 内の  $B_4C$  ペレットの温度はペレット-被覆管ギャップの大きさに依存している (図 1.4.29)

AMIR-3 は制御棒の寿命を伸ばす目的で計画されたものであり、最高燃焼度  $250 \times 10^{20} \text{ cap/cm}^3$  まで照射し、高燃焼度の  $B_4C$  ペレットの挙動を把握する。AMIR-4 及び AMIR-6 は  $^{10}B$  の濃縮度、 $B_4C$  ペレット密度及び結晶粒度等による照射効果への影響を明らかにするために行うものである。

AMIR-5 は最高  $2,000^\circ\text{C}$  の高温照射を行い、 $B_4C$  ペレットのスエリング及び  $B_4C$  ペレットから放出する He 量を調べるために計画されたものである。

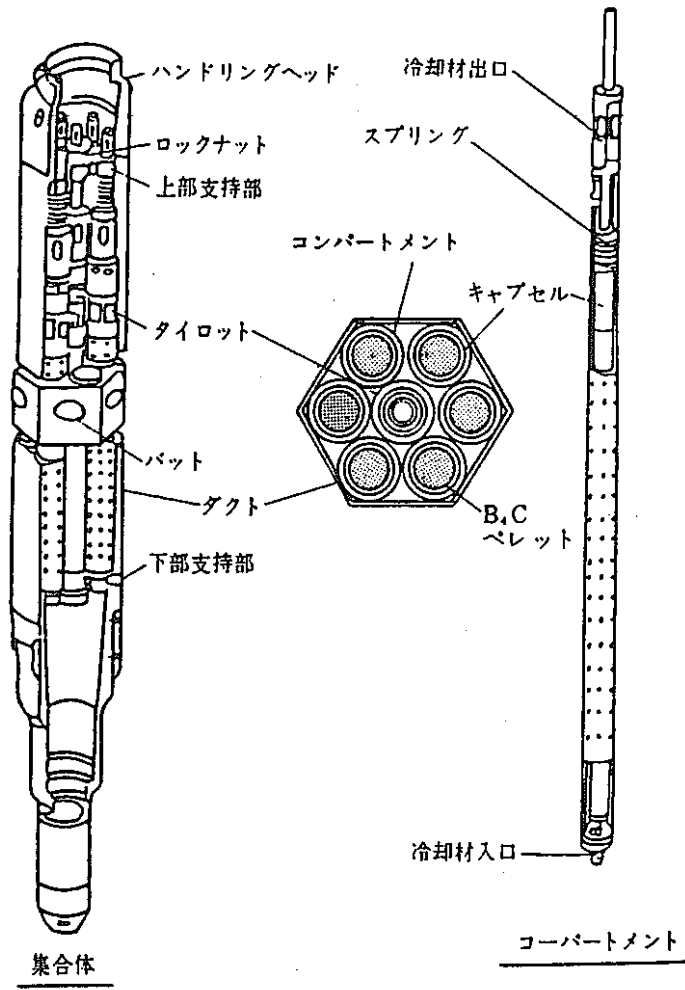


図1.4.27 吸収材照射リグ

表 2 吸収材料照射計画

リグ名	目的 パラメーター	試料	照射条件	
			燃 焼 度	温 度
AMIR-1	燃 焼 度 (スエリング) He放出率	B <sub>4</sub> C 95%(TD)	30-50×10 <sup>20</sup>	600-1200
AMIR-2	燃 焼 度 (スエリング) He放出率	B <sub>4</sub> C 95%(TD)	80-100×10 <sup>20</sup>	600-1200
AMIR-3	高燃焼度 (スエリング) He放出率	B <sub>4</sub> C 95%(TD)	150-250×10 <sup>20</sup>	700-1200
AMIR-4	<sup>10</sup> B濃縮度	B <sub>4</sub> C nat.,50,90w/o <sup>10</sup> B	50-100×10 <sup>20</sup> 10×10 <sup>20</sup>	700-1200
AMIR-5	高温照射	B <sub>4</sub> C 34,50,90w/o <sup>10</sup> B	100-200×10 <sup>20</sup>	1200-2000
AMIR-6	密度及び結晶粒度	B <sub>4</sub> C 85,95,98%(TD) 5,15,40μm(GS)	100-200×10 <sup>20</sup>	700-1200

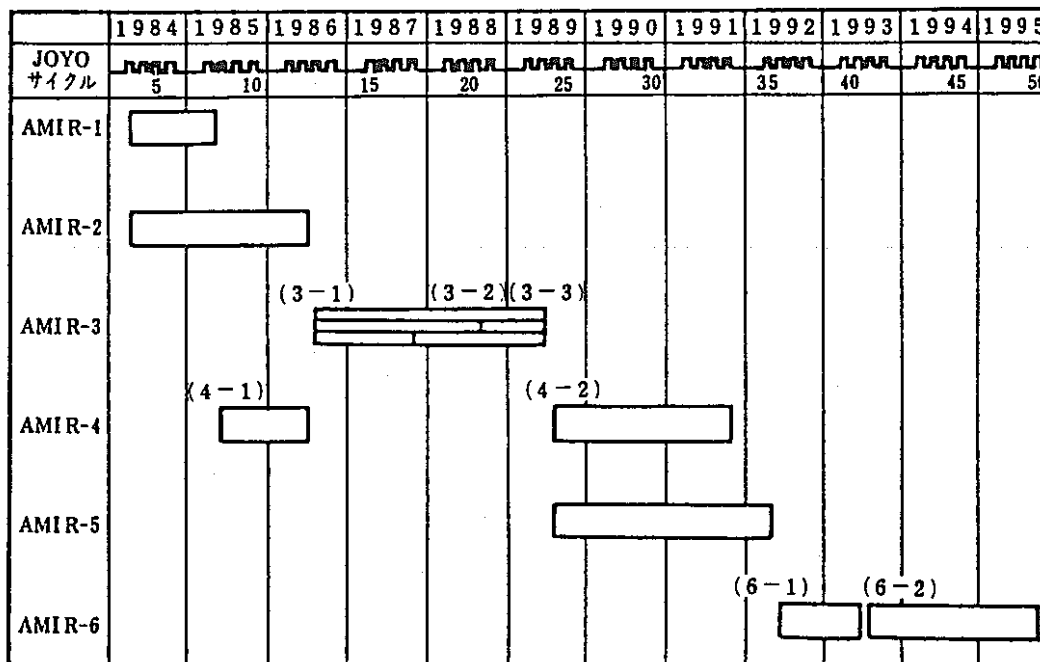


図 1.4.28 「常陽」MK-II 吸収材料の照射計画

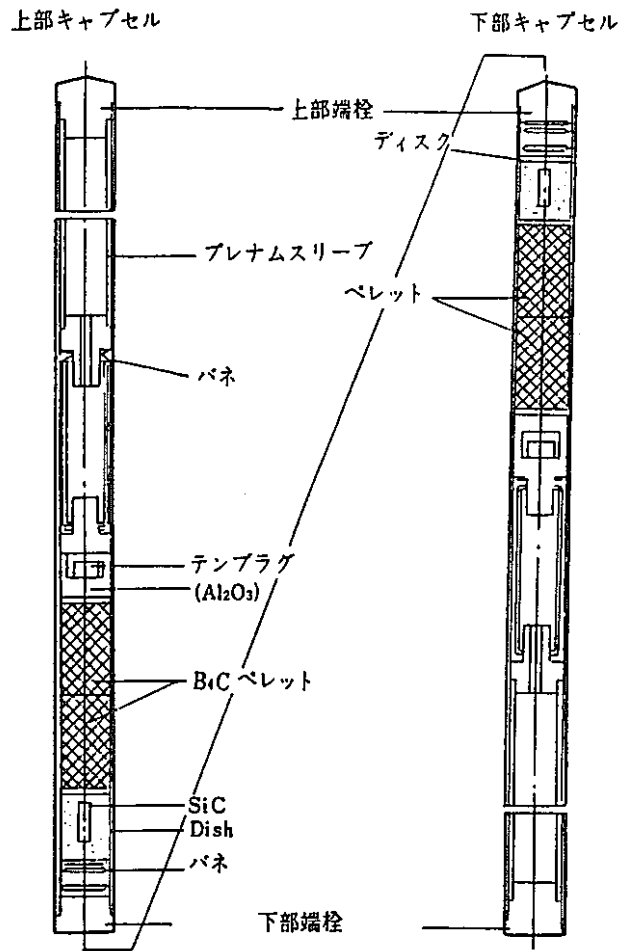


図 1.4.29 吸収材料照射キャプセル



## 1.4.5 今後の課題

前述の①「常陽」MK-II ドライバー制御棒による照射試験, ② AMIRを使用した照射試験により, 制御棒の長寿命化の達成のため, 量, 質ともかなりのデータが得られるものと思われる。しかし, 最も良質なデータを得るためには計測線付集合体 (INTA) を用い, オンラインにより  $B_4C$  ペレットからのヘリウムガスの発生,  $B_4C$  ペレットのスエリング,  $B_4C$ -被覆管のギャップ,  $B_4C$  ペレット及び被覆管温度等の炉内の挙動を刻々測定することが望まれる。(なお, INTA 使用の照射計画も立案されている。) さらにこれらの結果に基づく経済性の高い制御棒の設計のためのコード開発を行なければならない。

以上制御棒及び吸収材の基本的な照射計画は立案されたが, 問題はこれらの計画を毎年見直しながら具体的に実施していかなければならない。「常陽」MK-II 制御棒の第2ステップ試験については, 具体的な計画を立案中である。

また第3ステップ試験(理想の高速炉制御棒開発)については内外の文献を参考にして, 設計を開始しなければならない時期に来ている。

「もんじゅ」の制御棒については現在その寿命を1サイクルから2サイクルに延長することが考えられている。

この効果としては,

- 1) 「常陽」MK-II の制御棒より算定すると「もんじゅ」の調整棒及び後備炉停止棒は1体当たりそれぞれ約3.3千万円, 5.0千万円であり, 2サイクル使用した場合年間約7億円 ( $3.3\text{千万} \times 13 + 5 \times 6 = 73$ ), 30年間で220億円のコストセイビングとなる。
- 2) プラント寿命中に発生する制御棒廃棄物(1,140体)を半分以下に減らすことができる。
- 3) 交換本数が減少し, また起動時の炉物理テストが簡単になるため燃料交換期間が短縮される。

又, 燃料集合体と同じく5サイクル, 740日使用すれば, 30年間の使用により350億円のコストセイビングとなる。したがって「もんじゅ」制御棒においてもできるだけ早期に実証炉の設計で採用されているベント型の制御棒に交換すべきであり, そのためには経済性の高いベント型「もんじゅ」制御棒の設計を開始しなければならない時期に来ているものと思われる。

さらに主に西ドイツ, ソ連において研究開発が行われている  $B_4C$  以外の吸収材 ( $Eu_2O_3$ ,  $EuB_6$ , 減速材入り  $Eu_2O_3$ ) についても, 注意を払っていかねばならないだろう。

参 考 文 献

- 1) 動燃「高速実験炉設置変更許可申請書」  
昭和44年6月30日
- 2) SN 241 70-11 試作ボロンカーバイト ( $B_4C$ ) ペレット重量・寸法・密度検査成績  
(電気化学) 1970・2
- 3) J 227 70-01  $B_4C$ ペレットの加熱安定性試験(電気化学) 1971・5
- 4) J 221 72-01 炭化ホウ素ペレットの炉外評価試験(三菱金属) 1972・2
- 5) SJ 221 73-01 炭化ホウ素ペレットの炉外評価試験Ⅱ(三菱金属) 1973・2
- 6) SJ 221 74-01 炭化ホウ素ペレットの炉外評価試験Ⅲ(三菱金属) 1974・2
- 7) SJ 227 75-01 MK-Ⅱ用  $B_4C$ ペレットの試作評価(電気化学) 1975・2  
SJ 221 75-01 MK-Ⅱ用  $B_4C$ ペレットの試作評価(三菱金属) 1975・2
- 8) SJ 227 79-01 炭化ホウ素ペレットの熱特性及び原型炉固定制御棒用  
炭化ホウ素ペレット試作(電気化学) 1979・2  
SJ 227 80-01 原型炉「もんじゅ」微調整棒用炭化ホウ素ペレットの試作及び物性測定  
(電気化学) 1980・2
- 9) SJ 227 81-01 原型炉「もんじゅ」微調整棒仕様炭化ホウ素ペレットの製作及び物性測定  
(電気化学) 1981・2  
SJ 227 82-01 原型炉「もんじゅ」微調整棒仕様炭化ホウ素ペレットの製作及び物性測定  
(Ⅱ)(電気化学) 1982・2
- 10) ZJ 221 76-01 使用済制御材の回収試験Ⅰ(三菱金属) 1976・2  
SJ 221 77-01 " (Ⅱ) ( " ) 1977・2  
SJ 221 78-01 " (Ⅲ) ( " ) 1978・2  
SJ 221 79-01 " (Ⅳ) ( " ) 1979・2  
SJ 221 80-01 " (Ⅴ) ( " ) 1980・2
- 11) SN 841 78-46 炭化ホウ素ペレットと SUS 316 ステンレス鋼の炉外での両立性 (PNC  
東海) 1978・5
- 12) SJ 221 81-01  $B_4C$ 中の Free C, Free B 分析技術の開発Ⅰ(三菱金属) 1981・2  
SJ 221 81-01 " (Ⅱ) ( " ) 1982・2
- 13) J 261 75-01 制御棒材料としての希土類元素に関する研究Ⅰ(東工大) 1975・3  
J 261 76-01 " (Ⅱ) ( " ) 1976・3  
J 261 77-02 " (Ⅲ) ( " ) 1977・3  
J 261 78-01 " (Ⅳ) ( " ) 1978・3  
J 261 79-02 " (Ⅴ) ( " ) 1979・4  
J 261 80-02 " (Ⅵ) ( " ) 1980・5

- J261 81-03 制御棒材料としての希土類元素に関する研究(Ⅳ) (東工大) 1981・5  
 J261 82-02 " (Ⅳ) ( " ) 1982・5
- 14) J216 71-01 制御棒用タンタル材の調査及び試験研究 (神戸製鋼) 1971・8  
 J216 72-01 ヒーターピン・タンタル被覆材試験 ( " ) 1972・3
- 15) SJ206 73-09 ベント型制御棒の開発I) (三菱原子力) 1973・4  
 SJ206 74-20 " (Ⅱ) ( " ) 1974・6  
 SJ201 74-13 " (Ⅱ) (東 芝) 1974・3  
 SJ201 76-09 高速実験炉「常陽」照射用炉心制御棒水中試験 (東 芝) 1976・5  
 SJ206 77-21 常陽MK-II制御棒の流量配分試験及びNa試験後検査 (三菱原子力)  
 1977・5  
 SJ201 77-39 常陽MK-II制御棒防振機構固定試験 (東 芝) 1977・10  
 SJ201 78-30 常陽MK-II制御棒ナトリウム中耐久試験 (東 芝) 1978・8
- 16) SA002 71 NEDC-12179  
 Post-irradiation examination of PNC-B<sub>4</sub>C Wabers  
 (GE) 1971・3
- 17) SN241 74-01 DFR464/1 B<sub>4</sub>C照射試験中間報告 1974・1  
 N941 78-34 制御材の照射後試験 1978・2
- 18) ZB015-78 The Breakdown and Post-irradiation examination of DFR464  
 /2 PNC Boron Carbide Capsule Experiment (DERE) 1977・11  
 ZB015 ND-M-1611(D) The Destructive Examination of DFR464/2 Boron  
 Carbide Capsule (DERE) 1981・9
- 19) SN941 74-02 高速炉用制御棒材料の照射後試験<第1報> 1975・4  
 SN941 75-27 " <第2報> 1975・4
- 20) N941 81-224 制御棒材料の照射後試験 1981・11
- 21) 井滝俊幸他, 「高速実験炉『常陽』制御棒の照射後試験結果 (第2報)」 SN941 83-  
 111, 1983年7月
- 22) 動燃, 「高速増殖炉もんじゅ発電所・原子炉設置許可申請書」, 昭和58年3月
- 23) T. Suzuki et al., "Design Specification and Development of MONJU Control  
 Rods,"  
 SA013 82-01 PNC/DOE Control Rod Development Seminar," 1982・6  
 P154
- 24) 動燃, 「高速増殖実証炉・概念設計(Ⅲ)」, ZJ278 82-13(2), 昭和57年5月
- 25) 動燃, 「高速増殖実証炉・第2次概念設計(I)」, ZJ278 83-02(2), 昭和58年5月
- 26) G. Arnaud et al., "Les Barres de Commande des R.N.R. Francais Experience

- et Development,"
- IAEA-IWGFR Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10 June, 1983, Obninsk, USSR.
- 27) ◦ Ph. Dunner et al., "Development Program for Advanced LMFBR Absorber Control Rods."
- Ph. Dunner et al., "Review of LMFBR Absorber Development in DeBeNe"
- F. Gestermann et al., "Design Criteria and Operational Limits of LMFBR Absorber Pins."
- G. Bestenreiner et al., "Control Rod Design Solutions for KNK-II, SNR-300 and SNR-2."
- IAEA-IWGER Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10 June, 1983, Obninsk, USSR.
- 28) ◦ B. Lambert, "Principles of Control Rod Design and their Application in the Design of CDFR"
- B. T. Kelly et al., "Status of Fast Reactor Control Rod Development in the UK."
- B. T. Kelly et al., "Post-Irradiation Examination of Boron Carbide Control Rod Pins from the Prototype Fast Reactor (PFR)"
- IAEA-IWGFR Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10 June, 1983, Obninsk, USSR.
- 29) SA 017, FWG, HEDL-7189, "US Papers on Fast Reactor Development for DOE/PNC Control Rod Development Seminar" in Tokyo, Japan, August 23-25, 1982.
- 30) ◦ K. R. Birney et al. "U. S. Experience with LMFBR Control Material Selection"
- J. A. Basmajian et al., "Vented Absorber Pin Development in the United States"
- K. R. Birney et al., "Future Absorber Assembly Development in the United States"
- IAEA-IWGFR Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10 June, 1983, Obninsk, USSR.
- 31) V. I. Matveev et al., 「BN 高速炉の制御の炉物理的概念の発展」
- R. M. Voznesenskii et al., 「高速中性子炉制御棒構造の発展」
- G. I. Gadzhiev et al., 「高速炉の有望な「トラップ」付き制御棒の開発及び実証」

G. I. Gadzhiev et al., 「BOR-60 炉の制御棒の作動試験」

R. M. Voznesenskii et al., 「BN-350 の安全棒 (AZ) の照射後試験」

T. G. Shkolnik et al., 「BN-350 制御棒吸収材の照射挙動」

IAEA-IWGFR Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10  
June, 1983, Obninsk, USSR.

32) 小山, 「ソ連出張報告 (BN-600 見学)」印刷中。

33) 鈴木メモ「制御棒寿命の延長について」昭和58年2月。

34) 小山他, 「常陽」MK-II 利用燃料材料照射試験計画案 (第2次計画検討グループ報告)”  
SN 244 83-02, 昭和58年1月。

35) M. Koyama et al., “Overview of Japanese Control Rods Development Program”  
IAEA-IWGFR Specialist Meeting on Fast Reactor Absorber Materials, 7-10  
June, 1983, Obninsk, USSR.

36) 小山, 伊藤, 池永, “動燃における高速炉用制御棒の開発計画の概要,” 動力炉技報 No.47,  
1983, 9.

## あ と が き

昭和 57 年 8 月に実証炉設計技術検討ワーキンググループが発足し、約 2 ケ年の間に、各メンバーは、日常業務とは別に勤務時間外等により調査したので、内容が、充分でないと思われるが、少しでも早く、多くの人々の検討資料として、役に立てて頂ければと思い、報告することにした。

本報告書をまとめるまでに、高速増殖炉開発本部、開発調整室、奈良実証炉ブロックリーダー（現大洗工学センター高速炉機器開発部）や室員の多くの方々に、御指導頂いた。また、企画部、石上調査役等には、数多くの資料を提出して頂いた。ここに深く感謝する次第である。

本実証炉設計技術検討ワーキンググループの発足や会議の運営にあたり、望月理事、野本副本部長、堀開発調整室長、各ブロックリーダー、大洗工学センター関連部長（厚母、井滝、松野、三本各部長）等、数多くの御協力を得た事を感謝します。

当ワーキンググループの発足以来、約 2 ケ年が経過し、発足当初計画した Phase-1 : 世界各国の技術調査を一応終了し、今後は、Phase-2 に移行すべき段階にきている。

動燃内においては、昭和 59 年 3 月 16 日および 4 月 1 日に大巾な人事異動が行われ、大洗工学センター内に FBR 大型炉グループが発足し、新しい局面を展開しつつある。

そこで、当ワーキンググループもメンバー等の見直しを行うことになり、Phase-2 からは、FBR 大型炉グループの 土屋 毎雄 氏が主査となり、活躍されることになった。今後共、一層の御支援を期待する。

(付) 実証炉設計技術検討ワーキンググループ  
メンバー一覧

(本 社)	佐々木	修 一	(実証炉 Gr)
	大 谷	暢 夫	(炉物理 Gr)
	坂 本	寛 己	(システム設計 Gr)
	服 部	直 三	(高速炉工学 Gr)
(大 洗) 主査	亀 井	満	(機器開発室)
	中 本	香 一 郎	( " )
	林 道	寛	( " )
	片 岡	一	( " )
	軍 司	稔	( " )
	今 井	熙	(システム設計開発室)
	中 西	征 二	(構造物強度試験室)
	平 野	正 敦	(ナトリウム材料開発室)
	高 橋	克 郎	(炉心安全工学室)
	宮 口	公 秀	(プラント安全工学室)
	黒 羽	光 男	( " )
	布留川	修	(高速炉工学室)
	池 上	哲 雄	(原子炉技術課)
	野 村	茂 雄	(照射材料試験室)
	小 山	真 弘	(照 射 課)
	鹿 倉	栄	(技術解析室)
	松 島	英 哉	(照射燃料集合体試験室)
	横 田	淑 生	(現・科学技術庁)
	神 戸	満	(高速炉機器開発部)
(事務局)	山 田	栄 吉	(高速炉機器開発部)