

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構  
大洗研究所（南地区）高速実験炉原子炉施設（「常陽」）

第 43 条（試験用燃料体）に係る説明書

2020 年 10 月 13 日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構  
大洗研究所高速実験炉部

1. 要求事項の整理
2. 要求事項への適合性
  - 2.1 照射燃料集合体の概要
  - 2.2 熱設計
  - 2.3 機械設計
  - 2.4 炉心の概要
  - 2.5 炉心構成
  - 2.6 標準平衡炉心を用いた核熱設計における保守性の確保
  - 2.7 核設計
  - 2.8 要求事項（試験炉設置許可基準規則第 43 条）への適合性説明

(別紙)

- 別紙 1 : 「炉心の変更」に関する基本方針
- 別紙 2 : 照射燃料集合体の安全設計において参考とした指針と設置許可基準規則の比較
- 別紙 3 : 照射燃料集合体の構造概要と燃料要素の種類の変更
- 別紙 4 : 照射燃料集合体における制限の考え方
- 別紙 5 : 照射燃料集合体における熱設計基準値、熱的制限値の設定
- 別紙 6 : 照射燃料集合体の燃料設計方針
- 別紙 7 : 照射燃料集合体の熱設計計算式
- 別紙 8 : 照射燃料集合体の熱設計に用いる物性式
- 別紙 9 : 照射燃料集合体の工学的安全係数
- 別紙 10 : 照射燃料集合体の熱設計結果
- 別紙 11 : クリープ寿命分数和の計算
- 別紙 12 : 燃料集合体の機械設計の制限について

別紙 13：疲労損傷和及び累積損傷和の計算

別紙 14：燃料と被覆管の相互作用による歪

別紙 15：照射燃料集合体の燃料要素の機械設計結果

別紙 16：照射燃料集合体の機械設計

別紙 17：設計及び工事の計画の認可申請における設計の一例

## 1. 要求事項の整理

「常陽」の炉心は、増殖炉心（以下「MK-I炉心」という。）から照射用炉心（以下「MK-II炉心」という。）へ変更された後、更に変更を加え、熱出力を140MWとした照射用炉心（以下「MK-III炉心」という。）に変更された。本申請では、更に変更を加え、熱出力を100MWとした照射用炉心（以下「MK-IV炉心」という。）を対象とする【「炉心の変更」に関する基本方針：別紙1参照】。試験炉設置許可基準規則第43条における要求事項等を第1.1表に示す【照射燃料集合体の安全設計において参考とした指針と設置許可基準規則の比較：別紙2参照】。

第1.1表 試験炉設置許可基準規則第43条における要求事項及び本申請における変更の有無

要求事項	変更の有無
<p>1 試験用燃料体は、次に掲げるものでなければならない。</p> <p>一 試験計画の範囲内において、試験用燃料体の健全性を維持できない場合においても、燃料体の性状又は性能に悪影響を与えないものであること。</p> <p>二 設計基準事故時において、試験用燃料体が破損した場合においても、試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないものであること。</p> <p>三 放射性物質の漏えい量を抑制するための措置を講じたものであること。</p> <p>四 輸送中又は取扱中において、著しい変形が生じないものであること。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>第1号に規定する「試験計画の範囲内において、試験用燃料体の健全性を維持できない場合」とは、試験計画で制限した範囲内で、被覆材の破損あるいは燃料棒にあっては燃料材の一部に溶融が生じる場合等をいう。</li> <li>第1号に規定する「燃料体の性状又は性能に悪影響を与えない」とは、試験計画の範囲内で、燃料体の機能及び健全性を阻害しないことをいう。</li> <li>第2号に規定する「試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがない」とは、燃料の許容設計限界を超えないこと及び試験用燃料体はその許容試験限界を超えないことをいう。なお、試験用燃料体の「許容試験限界」とは、試験用燃料体があらかじめ計画した範囲内で被覆材の破損又は燃料棒にあっては燃料材の一部溶融等の試験を行うことができる限界をいい、運転時の異常な過渡変化時においても、その損傷により燃料体の健全性を損なうことのないことが要求される。</li> <li>第3号に規定する「放射性物質の漏えい量を抑制するための措置」とは、被覆材の破損による一次冷却材中への核分裂生成物等の放射性物質の放出量を、試験用燃料体の破損範囲の限定、破損燃料検出設備による運転監視等により適切に制限できる措置をいう。</li> </ul>	<p>有</p>



## 2. 要求事項への適合性

### 2.1 照射燃料集合体の種類及び構造

照射燃料集合体は、設計基準事故時において、照射燃料集合体が破損した場合においても、原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないように、また、輸送中又は取扱中において、著しい変形が生じないように設計する。

照射燃料集合体は、高速増殖炉用燃料の開発及び高速炉用燃料の設計精度の向上に使用するものであり、構造がそれぞれ異なるA型、B型、C型及びD型照射燃料集合体の4種類から構成する。なお、一部の照射試験にあつては、炉心燃料集合体の設計方針に定める制限を超え、又は、超える可能性のある場合がある。これらの照射試験には、燃料要素の被覆管が開孔する可能性のある条件で照射を行う限界照射試験、照射挙動が不明確な材料を燃料材に用いた燃料要素を照射する先行試験、及び照射挙動が不明確な材料を被覆材に用いた燃料要素を照射する基礎試験がある。主要設備を以下に示す【照射燃料集合体の構造概要と燃料要素の種類の変更：別紙3参照】。

#### (1) 燃料要素

燃料要素の主要仕様を第2.1.1表に示す。燃料要素は、寸法及び組成の異なる、Ⅲ型及びⅣ型特殊燃料要素、Ⅲ型及びⅣ型限界照射試験用要素、先行試験用要素、基礎試験用要素、A型用炉心燃料要素（A型照射燃料集合体に装填するA型用炉心燃料要素（内側）及びA型用炉心燃料要素（外側）の2種類とする。）及び限界照射試験用補助要素の9種類から構成する。

これらの燃料要素は、燃料部を被覆管に挿入し、その上下に熱遮へい部（燃料部が金属燃料の燃料要素を除く。）を、上部の熱遮へい部の上にプレナムスプリング等（燃料部と被覆管との熱伝達を燃料要素内に充填するナトリウムで行うナトリウムボンド型の燃料要素及び燃料部が振動充填燃料の燃料要素を除く。）を入れ、両端に端栓を溶接した密封構造とし、内部に不活性ガスを封入する。

#### (2) 燃料集合体

照射燃料集合体の概略構造を第2.1.1図に、主要仕様を第2.1.2表に示す。照射燃料集合体は、炉心燃料集合体と同様に、燃料要素、ラップ管、ハンドリングヘッド及びエントランスノズル等から構成する。照射燃料集合体の種類は、燃料集合体の中央に試料部を設けたA型照射燃料集合体、燃料集合体内に数本のコンパートメントを納めたB型及びD型照射燃料集合体、炉心燃料集合体と同様な形状のC型照射燃料集合体の4種類とする。

コンパートメントは、照射燃料集合体の内部において独自に冷却材流量を設定できる二重の円筒管（ $\alpha$ 型コンパートメントにおいては、外管に六角管も用いる。）であり、その種類は装填する燃料要素の種類及び本数並びに構造及び主要寸法等の組合せにより $\alpha$ 型、 $\beta$ 型、 $\gamma$ 型及び $\delta$ 型コンパートメントの4種類に分類される。なお、 $\alpha$ 型及び $\gamma$ 型コンパートメントは、燃料要素最大5本をピンタイロッドの周囲に配置し、ワイヤスペーサ等で燃料要素間を保持する構造とする。 $\beta$ 型及び $\delta$ 型コンパートメントは、燃料要素1本をシュラウド管に装填し、ワイヤスペーサ等で燃料要素とシュラウド管との間を保持する構造とする。先行試験用 $\gamma$ 型コンパートメントは、燃料要素1本をシュ

ラウド管に装填し、ワイヤスペーサ等で燃料要素とシュラウド管との間を保持し、これを上部と下部にストレーナを有した管構造である内壁構造容器に装填し、この内壁構造容器を納めた構造とする。基礎試験用 $\gamma$ 型コンパートメントは、燃料要素1本をシュラウド管に装填し、ワイヤスペーサ等で燃料要素とシュラウド管との間を保持し、これを密封型の管構造である密封構造容器に装填し、この密封構造容器を納めた構造とする。照射燃料集合体の構造を以下に示す。

(i) A型照射燃料集合体

A型照射燃料集合体は、試料部の周囲に、スパイラルワイヤを巻いたA型用炉心燃料要素を炉心燃料集合体と同じ燃料要素ピッチで正三角格子状に配置して、全体をラップ管に納め、この下部にエントランスノズルを、上部にハンドリングヘッドを配した構造とする。

試料部は、燃料要素7本のバンドル（正三角格子状に配置した燃料要素の束）を二重のステンレス鋼の試料部六角管に納めたもの、 $\alpha$ 型又は $\beta$ 型コンパートメントをステンレス鋼の試料部六角管に納めた構造とする。

A型照射燃料集合体は、燃料材が占める体積比率が比較的大きいため、高い中性子束による照射試験ができる機能を有する。また、コンパートメントを有するものにあつては、コンパートメントを適宜取り出すことにより照射中の燃料要素の健全性を追跡確認できる機能を有する。

(ii) B型照射燃料集合体

B型照射燃料集合体は、燃料集合体の中央部に設けたステンレス鋼のタイロッドのまわりに、 $\gamma$ 型コンパートメント6本を配し、全体をラップ管に納め、この下部にエントランスノズルを、上部にハンドリングヘッドを配した構造とする。B型照射燃料集合体は、ほぼ同一の照射条件下でパラメトリックなデータを得ることができ、また、コンパートメントを適宜取り出すことにより照射中の燃料要素の健全性を追跡確認できる機能を有する。

先行試験用 $\gamma$ 型コンパートメント内には内壁構造容器1本が納められ、この内壁構造容器内に先行試験用要素を装填することにより、燃料溶融状態の先行試験用要素の被覆管が、万一、破損しても、先行試験用要素以外の燃料要素の健全性に影響を与えない構造とする。

基礎試験用 $\gamma$ 型コンパートメント内には密封構造容器1本が納められ、この密封構造容器内に基礎試験用要素を装填することにより、基礎試験用要素の被覆管が開孔しても、基礎試験用要素以外の燃料要素の健全性に影響を与えない構造とする。

(iii) C型照射燃料集合体

C型照射燃料集合体は、燃料要素最大91本のバンドルをステンレス鋼の試料部六角管に納め、これをラップ管に納め、この下部にエントランスノズルを、上部にハンドリングヘッドを配した構造とする。C型照射燃料集合体は、同時に多数の照射データを得ることができ、燃料要素の健全性を統計的に確認できる機能を有する。

また、照射条件をオンラインで計測するものにあつては、検出器を取り付け、計測線を炉外に引き出す構造とする。計測線付C型照射燃料集合体は、内側延長管、外側

延長管、ハウジング等の上部構造により炉心上部機構に支持する。上部案内管、外側延長管及び内側延長管の間隙には、ステンレス鋼、炭化ほう素等の遮へい体を設ける。計測線付C型照射燃料集合体の試料部は、燃料交換時に回転プラグが回転できるように、下部案内管によりガイドして上部案内管に引き上げる。計測線は、照射試験終了後計測線付C型照射燃料集合体の取り出し時に、内側延長管と外側延長管により切断し、上部構造と切り離す。計測線付C型照射燃料集合体の概略構造を第2.1.2図に示す。

(iv) D型照射燃料集合体

D型照射燃料集合体は、燃料集合体の中央部に設けたステンレス鋼のタイロッドのまわりに、 $\gamma$ 型コンパートメント6本、 $\delta$ 型コンパートメント18本、又は、これら2種類のコンパートメントを混在させて配し、全体をラップ管に納め、この下部にエントランスノズルを、上部にハンドリングヘッドを配した構造とする。D型照射燃料集合体は、ほぼ同一の照射条件下で燃料要素1本ごとに最大18のパラメータを設定して照射データを得ることができ、また、コンパートメントを適宜取り出すことにより照射中の燃料要素の健全性を追跡確認できる機能を有する。

第2.1.1表 燃料要素の主要仕様 (1/5)

		燃料材			
		燃料部			
	種類	プルトニウム含有率*1	核分裂性*2 プルトニウム富化度	プルトニウム 同位体組成比	ウラン濃縮度
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット	32wt%以下	—	原子炉級	26wt%以下
	同上	同上	—	同上	24wt%以下
	同上	同上	—	同上	26wt%以下
	同上	同上	—	同上	24wt%以下
IV型特殊燃料要素 III型限界照射試験用要素 IV型限界照射試験用要素 先行試験用要素	プルトニウムまたは*6*7 ウランの単体または 混合物の酸化物、炭化物、 窒化物または金属	—	—	同上	—
	プルトニウム・ウラン 混合酸化物焼結ペレット、 プルトニウム・ウラン 混合炭化物焼結ペレット、 プルトニウム・ウラン 混合窒化物焼結ペレット またはプルトニウム・ウラン 混合金属スラグ	左欄について、それぞれ 32wt%以下、25wt%以下、 30wt%以下、20wt%以下	—	同上	—
基礎試験用要素	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット	32wt%以下	約16wt%	同上	約18wt%
	同上	同上	約21wt%	同上	約18wt%
A型用炉心燃料要素（内側） A型用炉心燃料要素（外側） 限界照射試験用補助要素	同上	同上	—	同上	26wt%以下
	同上	同上	—	同上	26wt%以下

第2.1.1表 燃料要素の主要仕様 (2/5)

	燃料材					熱遮へい部 種類
	燃料部			燃料ペレット長さ	燃料ペレット(中空) 外径/内径	
	燃料ペレットの初期密度	燃料ペレット(中実)直径	燃料ペレット(中空) 外径/内径			
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素	95%理論密度以下	5.3~7.5mm	5.3~7.5mm/約2mm	15mm以下	ウラン酸化物*3 焼結ペレット	
IV型特殊燃料要素	95%理論密度以下	5.18~6.18mm	5.18~6.18mm/約2mm	同上	同上	
III型限界照射試験用要素	95%理論密度以下	5.3~6.6mm	—	同上	同上	
IV型限界照射試験用要素	95%理論密度以下	5.18~6.18mm	—	同上	同上	
先行試験用要素	95%理論密度以下	4.6~7.5mm	4.6~7.5mm/約2mm	同上	ウランの酸化物、*4*6 炭化物、窒化物または金属	
基礎試験用要素	95%理論密度以下	4.6~7.5mm	4.6~7.5mm/約2mm	同上	ウラン酸化物焼結ペレット*4 ウラン炭化物焼結ペレット、 ウラン窒化物焼結ペレット またはウラン金属スラグ	
A型用炉心燃料要素(内側)	約94%理論密度	約4.6mm	—	約9mm	ウラン酸化物*3 焼結ペレット	
A型用炉心燃料要素(外側)	約94%理論密度	約4.6mm	—	約9mm	同上	
限界照射試験用補助要素	95%理論密度以下	5.3~6.6mm	—	15mm以下	同上	

第2.1.1表 燃料要素の主要仕様 (3/5)

	被覆管			その他の部品の材料	
	材料	外径	肉厚	端栓	スパイラルワイヤ
照射燃料集合体					
III型特殊燃料要素	オーステナイト系 ステンレス鋼	6.4~8.5mm	0.4~0.7mm	オーステナイト系 ステンレス鋼	オーステナイト系 ステンレス鋼
IV型特殊燃料要素	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼	6.5~7.5mm	0.56~0.76mm	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼
III型限界照射試験用要素	オーステナイト系 ステンレス鋼	6.4~7.5mm	0.4~0.6mm	オーステナイト系 ステンレス鋼	オーステナイト系 ステンレス鋼
IV型限界照射試験用要素	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼	6.5~7.5mm	0.56~0.76mm	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼	高速炉用フェライト系 ステンレス鋼
先行試験用要素	オーステナイト系 ステンレス鋼または 高速炉用フェライト系 ステンレス鋼 (酸化物 分散強化型を含む)	5.4~8.5mm	0.3~0.8mm	オーステナイト系 ステンレス鋼または 高速炉用フェライト系 ステンレス鋼 (酸化物 分散強化型を含む)	ステンレス鋼
基礎試験用要素	ステンレス鋼	同上	同上	ステンレス鋼	同上
A型用炉心燃料要素 (内側)	オーステナイト系 ステンレス鋼	約5.5mm	約0.35mm	オーステナイト系 ステンレス鋼	オーステナイト系 ステンレス鋼
A型用炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上	同上
限界照射試験用補助要素	同上	6.4~7.5mm	0.4~0.6mm	同上	同上

第2.1.1表 燃料要素の主要仕様 (4/5)

	その他の部品の材料		
	上部反射体ペレット及び下部反射体ペレット	プレナムスプリング	プレナムスリーブ
照射燃料集合体			
III型特殊燃料要素	オーステナイト系ステンレス鋼	オーステナイト系ステンレス鋼	ステンレス鋼
IV型特殊燃料要素	高速炉用フェライト系ステンレス鋼	同上	同上
III型限界照射試験用要素	オーステナイト系ステンレス鋼	同上	同上
IV型限界照射試験用要素	高速炉用フェライト系ステンレス鋼	同上	同上
先行試験用要素	ステンレス鋼	オーステナイト系ステンレス鋼	同上
基礎試験用要素	同上	同上	同上
A型用炉心燃料要素 (内側)	オーステナイト系ステンレス鋼	SUS304ステンレス鋼	同上
A型用炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上
限界照射試験用補助要素	同上	オーステナイト系ステンレス鋼	同上

第2.1.1表 燃料要素の主要仕様 (5/5)

照射燃料集合体	燃料ペレット 被覆管間隙 (半径)	ガスブレンラム長さ	燃料要素有効長さ (燃料部)	燃料要素全長
III型特殊燃料要素	0.2mm以下	90cm以下	50cm以下 (55cm以下*5)	200cm以下
IV型特殊燃料要素	約0.1mm	同上	同上	同上
III型限界照射試験用要素	0.2mm以下	同上	同上	同上
IV型限界照射試験用要素	約0.1mm	同上	同上	同上
先行試験用要素	0.2mm以下	150cm以下	同上	200cm以下
基礎試験用要素	同上	同上	同上	同上
A型用炉心燃料要素 (内側)	約0.1mm	約58cm	同上	約154cm
A型用炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上
限界照射試験用補助要素	0.2mm以下	90cm以下	同上	200cm以下

- \* 1 : Pu/(Pu+<sup>241</sup>Am+U)。
- \* 2 : (<sup>239</sup>Pu+<sup>241</sup>Pu)/(Pu+<sup>241</sup>Am+U)。
- \* 3 : 劣化ウラン。
- \* 4 : 天然ウランまたは劣化ウラン。
- \* 5 : MK-II炉心から継続して使用する燃料要素の場合。
- \* 6 : 燃料材の他、マイナーアクチノイドや核分裂生成物を混入させる場合がある。  
ただし、マイナーアクチノイド及び核分裂生成物の最大混入割合は50wt%とする。
- \* 7 : ペレットでない酸化物の場合、O/M比を調整するため、ウラン金属を混入させる場合がある。  
ただし、ウラン金属の最大混入割合は10wt%とする。



第2.1.2表 燃料集合体の主要仕様 (1/5)

	照射燃料集合体				
	A型照射燃料集合体		B型照射燃料集合体	C型照射燃料集合体	D型照射燃料集合体
	バンドル型	コンパートメント型			
ラップ管 材料	SUS316相当 ステンレス鋼 約78.5mm	SUS316相当 ステンレス鋼 約78.5mm	SUS316相当 ステンレス鋼 約78.5mm	SUS316相当 ステンレス鋼 約78.5mm <sup>*5</sup>	SUS316相当 ステンレス鋼 約78.5mm
六角外対辺長さ					
ハンドリングヘッド 材料	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
エントランスノズル 材料	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
試料部六角管 材料	ステンレス鋼	ステンレス鋼	—	ステンレス鋼	—
タイロッド 個数	—	—	1本	—	1本
材料	—	—	SUS316相当 ステンレス鋼	—	SUS316相当 ステンレス鋼
コンパートメント 装填個数	—	1本	6本	—	6~18本
α型コンパートメント	—	最大1本	—	—	—
β型コンパートメント	—	最大1本	—	—	—
γ型コンパートメント	—	—	6本 <sup>*1</sup>	—	最大6本 <sup>*1</sup>
δ型コンパートメント	—	—	—	—	最大18本 <sup>*1</sup>

第2.1.2表 燃料集合体の主要仕様 (2/5)

	照射燃料集合体					
	A型照射燃料集合体		B型照射燃料集合体		C型照射燃料集合体*1	
	バンドル型	コンパートメント型				
装填燃料要素個数	最大115本	最大113本	最大30本	最大91本	最大30本	最大30本
III型特殊燃料要素	最大7本	最大5本	最大30本	最大91本	最大30本	最大30本
IV型特殊燃料要素	最大7本	最大5本	最大30本	最大91本	最大30本	最大30本
III型限界照射試験用要素	—	最大1本	最大6本	—	最大6本	最大6本
IV型限界照射試験用要素	—	最大1本	最大6本	—	—	—
先行試験用要素	—	—	最大6本	—	—	—
基礎試験用要素	—	—	最大6本	—	—	—
A型用炉心燃料要素 (内側)	最大108本	最大108本	—	—	—	—
A型用炉心燃料要素 (外側)	最大108本	最大108本	—	—	—	—
限界照射試験用補助要素	—	—	最大18本	—	—	最大18本
燃料要素ピッチ						
III型特殊燃料要素	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm
IV型特殊燃料要素	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm	6~11mm
III型限界照射試験用要素	—	6~11mm	6~11mm	—	6~11mm	6~11mm
IV型限界照射試験用要素	—	6~11mm	6~11mm	—	6~11mm	6~11mm
A型用炉心燃料要素 (内側)	約6.47mm	約6.47mm	—	—	—	—
A型用炉心燃料要素 (外側)	約6.47mm	約6.47mm	—	—	—	—
限界照射試験用補助要素	—	—	6~11mm	—	6~11mm	6~11mm
燃料要素配列	正三角格子配列等	正三角格子配列等*4	—	正三角格子配列等	—	—
燃料要素間隔保持方式	ワイヤスベーパーサ型及びグリッドスベーパーサ型	ワイヤスベーパーサ型、グリッドスベーパーサ型及びシュラウド管型	ワイヤスベーパーサ型、グリッドスベーパーサ型及びシュラウド管型	ワイヤスベーパーサ型及びグリッドスベーパーサ型	ワイヤスベーパーサ型、グリッドスベーパーサ型及びシュラウド管型	ワイヤスベーパーサ型、グリッドスベーパーサ型及びシュラウド管型
燃料集合体全長	約297cm	約297cm	約297cm	約297cm*6	約297cm	約297cm

第2.1.2表 燃料集合体の主要仕様 (3/5)

		照射燃料集合体			
		コンパートメント			
		α型コンパートメント	グリッドスペーサ型	β型コンパートメント	シユラウド管型
外管					
個数	1本	1本	1本	1本	1本
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	SUS316相当 ステンレス鋼	SUS316相当 ステンレス鋼
外径	—	—	—	約23.1mm	約23.1mm
肉厚	—	—	—	約0.55mm	約0.55mm
内管					
個数	1本	1本	1本	1本	1本
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	SUS316相当 ステンレス鋼	SUS316相当 ステンレス鋼
内径	—	—	—	約14~19mm	約14~19mm
肉厚	—	—	—	約0.55mm	約0.55mm
ピンタイロッド					
個数	1本または3本	1本または3本	1本または3本	—	—
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	—	—
シユラウド管					
個数	—	—	—	1本	1本
材料	—	—	—	オーステナイト系 ステンレス鋼	オーステナイト系 ステンレス鋼
装填燃料要素個数	最大5本	最大5本	最大5本	1本	1本
III型特殊燃料要素	最大5本	最大5本	最大5本	—	—
IV型特殊燃料要素	最大5本	最大5本	最大5本	—	—
III型限界照射試験用要素	—	—	—	最大1本	最大1本
IV型限界照射試験用要素	—	—	—	最大1本	最大1本
燃料要素間隔保持方式	ワイヤスペーサ型	グリッドスペーサ型	ワイヤスペーサ型	ワイヤスペーサ型	シユラウド管型

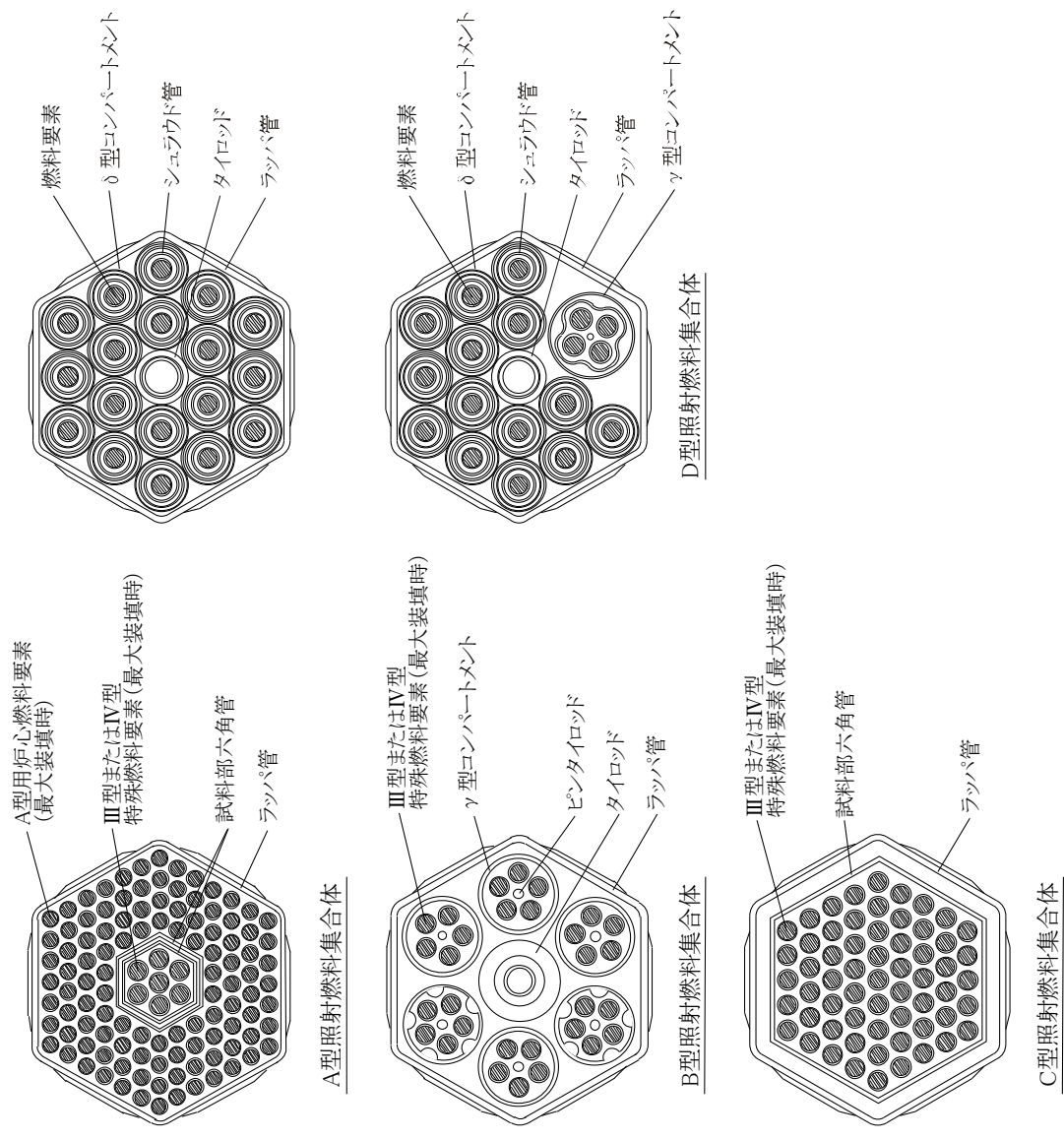
第2.1.2表 燃料集合体の主要仕様 (4/5)

		照射燃料集合体				基礎試験用	
		コンパートメント		γ型コンパートメント			
		先行試験用		シユラウド管型		ワイヤスペーサ型	
		ワイヤスペーサ型		グリッドスペーサ型		ワイヤスペーサ型	
		ワイヤスペーサ型		ワイヤスペーサ型		ワイヤスペーサ型	
外管		1本	1本	1本	1本	1本	1本
個数		SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当
材料		ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼
外径		約26.4mm	約26.4mm	約26.4mm	約26.4mm	約26.4mm	約26.4mm
肉厚		約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm
内管		1本	1本	1本	1本	1本	1本
個数		SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当
材料		ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼
内径		—	約22.4mm	約22.4mm	約22.4mm	約22.4mm	約22.4mm
肉厚		約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm	約0.6mm
ピンタイロッド		1本または3本	1本または3本	1本または3本	1本または3本	1本または3本	1本または3本
個数		SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当
材料		ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼
シユラウド管		—	—	1本	1本	1本	1本
個数		—	—	オーステナイト系	オーステナイト系	オーステナイト系	オーステナイト系
材料		—	—	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼
内壁構造器または密封構造器		—	—	内壁構造器1本*7	内壁構造器1本*7	密封構造器1本*7	密封構造器1本*7
個数		—	—	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当	SUS316相当
材料		—	—	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼	ステンレス鋼
内径		—	—	13mm以下	13mm以下	13mm以下	13mm以下
肉厚		—	—	2.8mm以上	2.8mm以上	2.8mm以上	2.8mm以上
装填燃料要素個数		最大5本*2	最大5本*2	1本*2	1本*2	1本*2	1本*2
III型特殊燃料要素		最大5本	最大5本	—	—	—	—
IV型特殊燃料要素		最大5本	最大5本	—	—	—	—
III型限界照射試験用要素		最大1本*3	最大1本*3	—	—	—	—
IV型限界照射試験用要素		最大1本*3	最大1本*3	—	—	—	—
先行試験用要素		—	—	最大1本	最大1本	—	—
基礎試験用要素		—	—	—	—	—	—
限界照射試験用補助要素		最大3本*3	最大3本*3	—	—	最大1本	最大1本
燃料要素間隔保持方式		ワイヤスペーサ型	グリッドスペーサ型	ワイヤスペーサ型	シユラウド管型	ワイヤスペーサ型	シユラウド管型

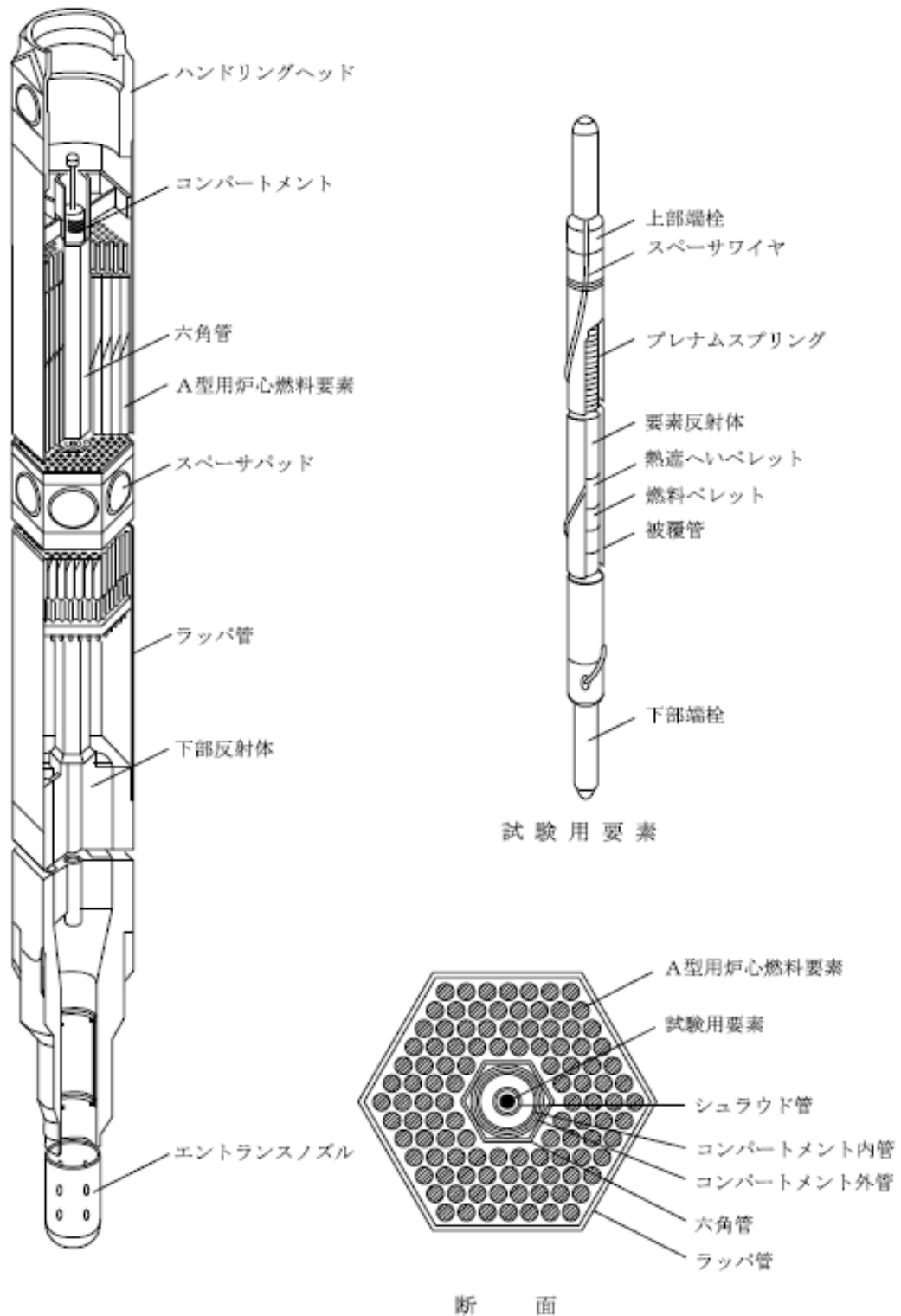
第2.1.2表 燃料集合体の主要仕様 (5/5)

照射燃料集合体	
コンパートメント	
δ型コンパートメント	
ワイヤスパーサ型	シュラウド管型
外管 個数 材料 外径 肉厚 内管 個数 材料 内径 肉厚 シュラウド管 個数 材料 装填燃料要素個数 III型特殊燃料要素 IV型特殊燃料要素 燃料要素間隔保持方式	1本 SUS316相当 ステンレス鋼 約16.4mm 約0.4mm 1本 SUS316相当 ステンレス鋼 約12.8mm 約0.5mm 1本 SUS316相当 ステンレス鋼 約12.8mm 約0.5mm 1本 オーステナイト系 ステンレス鋼 1本*2 最大1本 最大1本 ワイヤスパーサ型 シュラウド管型

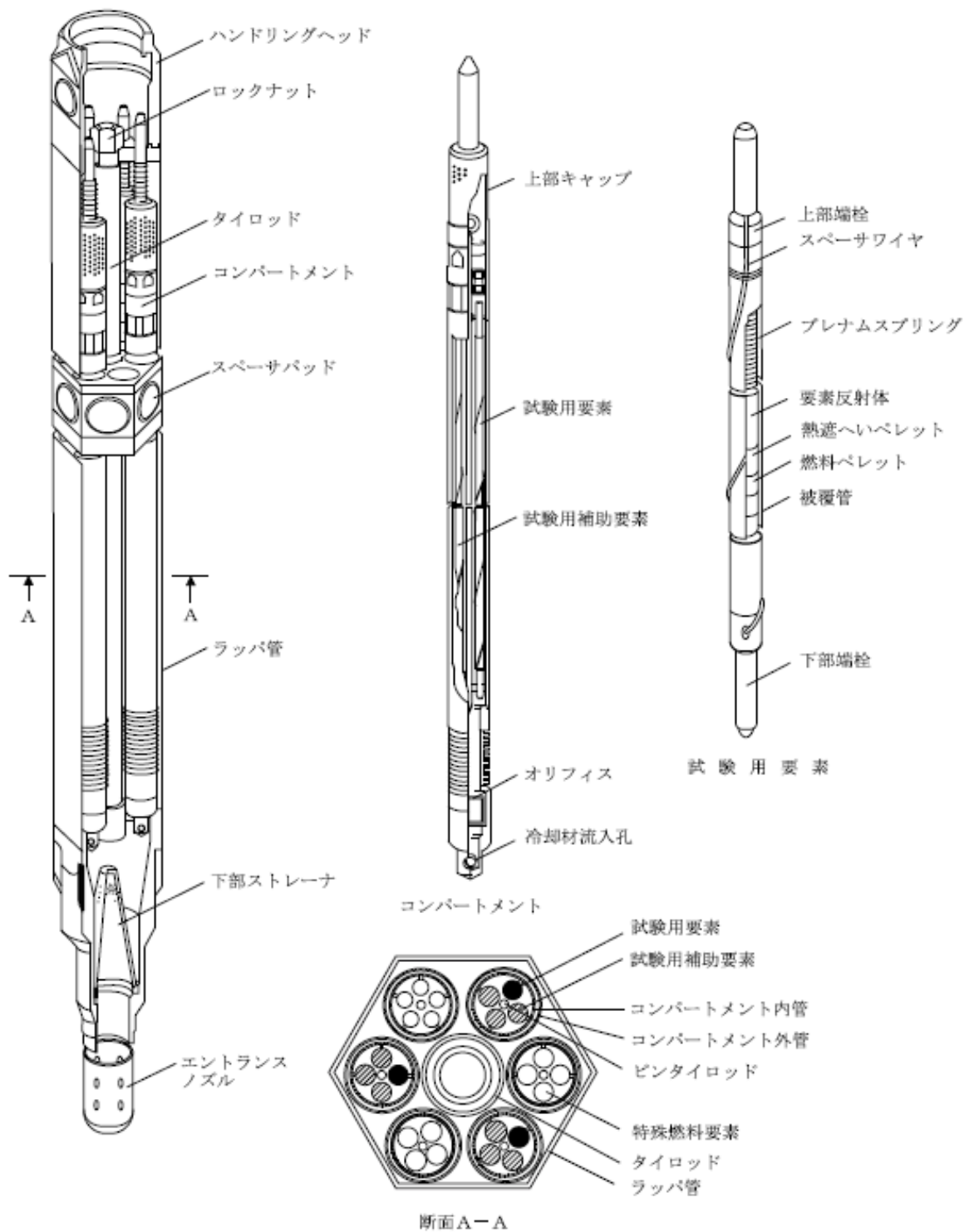
- \* 1 : 照射燃料集合体には、ステンレス鋼のダミー要素のみを装填したコンパートメントを装填する場合がある。  
 全てがダミー要素となる場合は、核燃料物質を含まない試料を装填したダミーコンパートメントとすることができる。
- \* 2 : 燃料要素を装填しないコンパートメントについては、ステンレス鋼のダミー要素、または、核燃料物質を含まない試料を装填する。
- \* 3 : 限界照射試験用要素を装填するコンパートメントについては、限界照射試験用要素1本を限界照射試験用補助要素3本と共に1本のコンパートメントに装填する。
- \* 4 : コンパートメント内を除く。
- \* 5 : 計測線付C型照射燃料集合体の場合は70mm以下。
- \* 6 : 計測線付C型照射燃料集合体の場合は約12m以下。
- \* 7 : 燃料要素またはダミー要素を装填しないダミー容器がある。



第 2.1.1 図 照射燃料集合体 (1/5) (参考用)

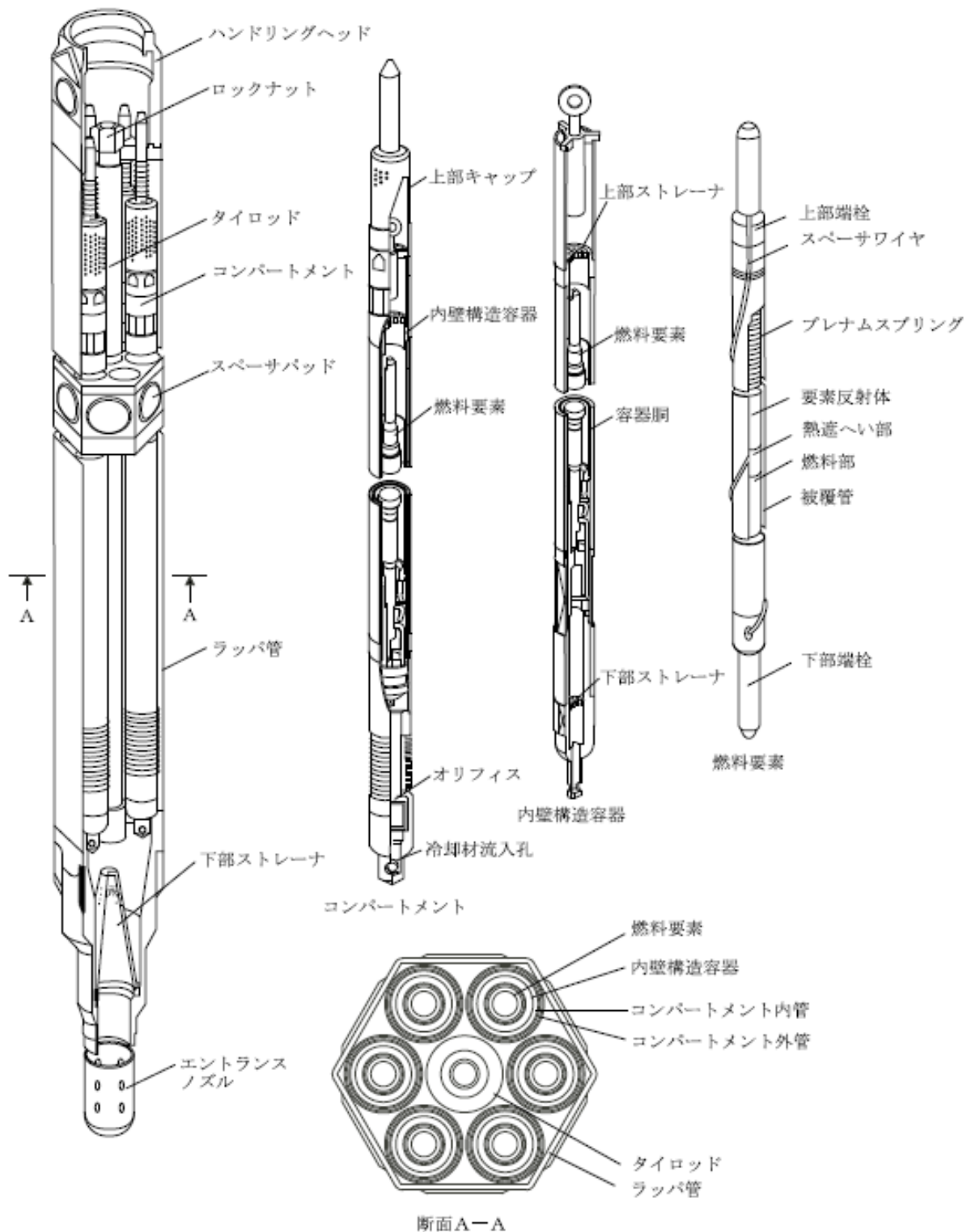


第 2.1.1 図 照射燃料集合体 (2/5) (参考用)  
 [A型照射燃料集合体-限界照射試験用]

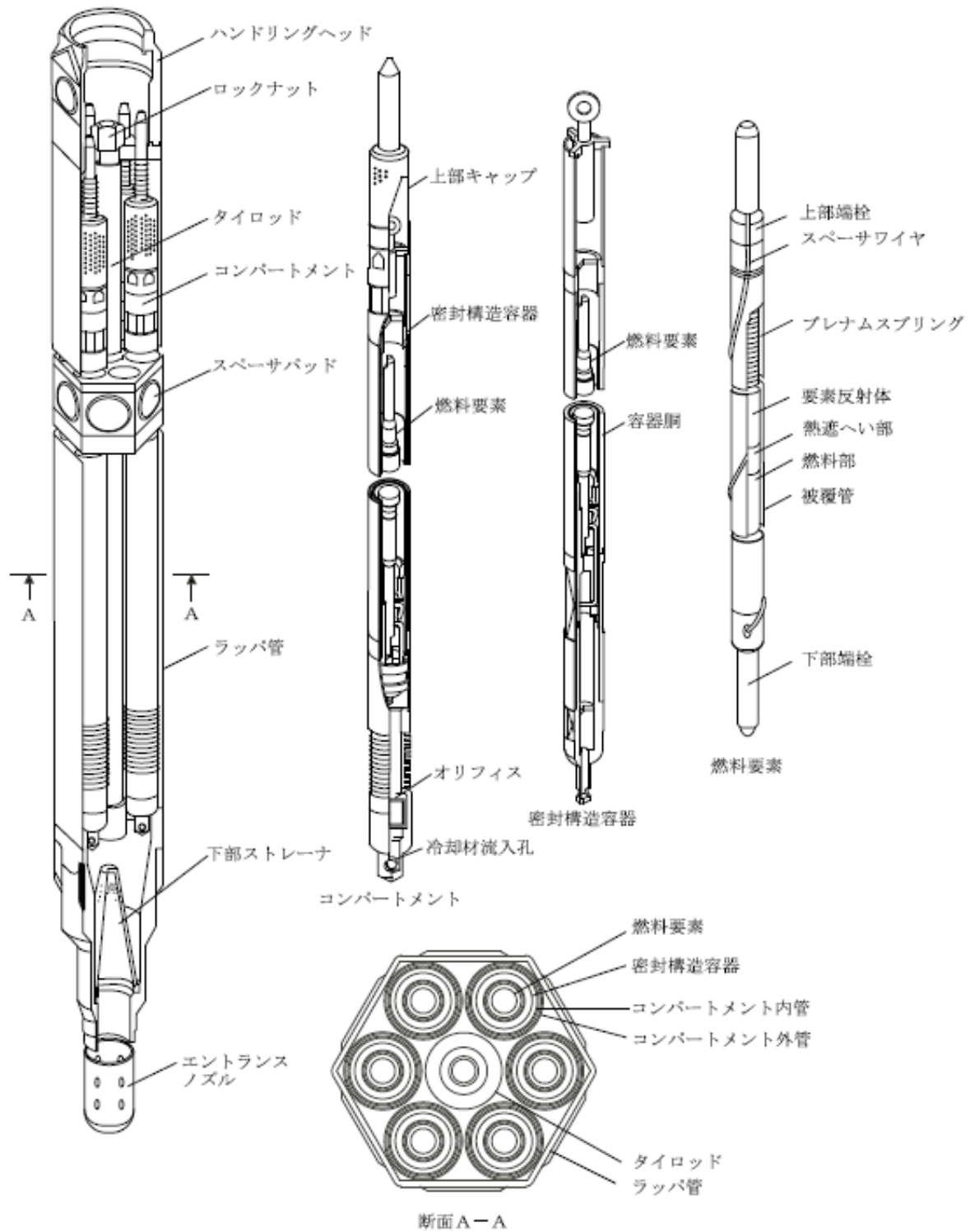


第 2.1.1 図 照射燃料集合体 (3/5) (参考用)  
 [B型照射燃料集合体-限界照射試験用]

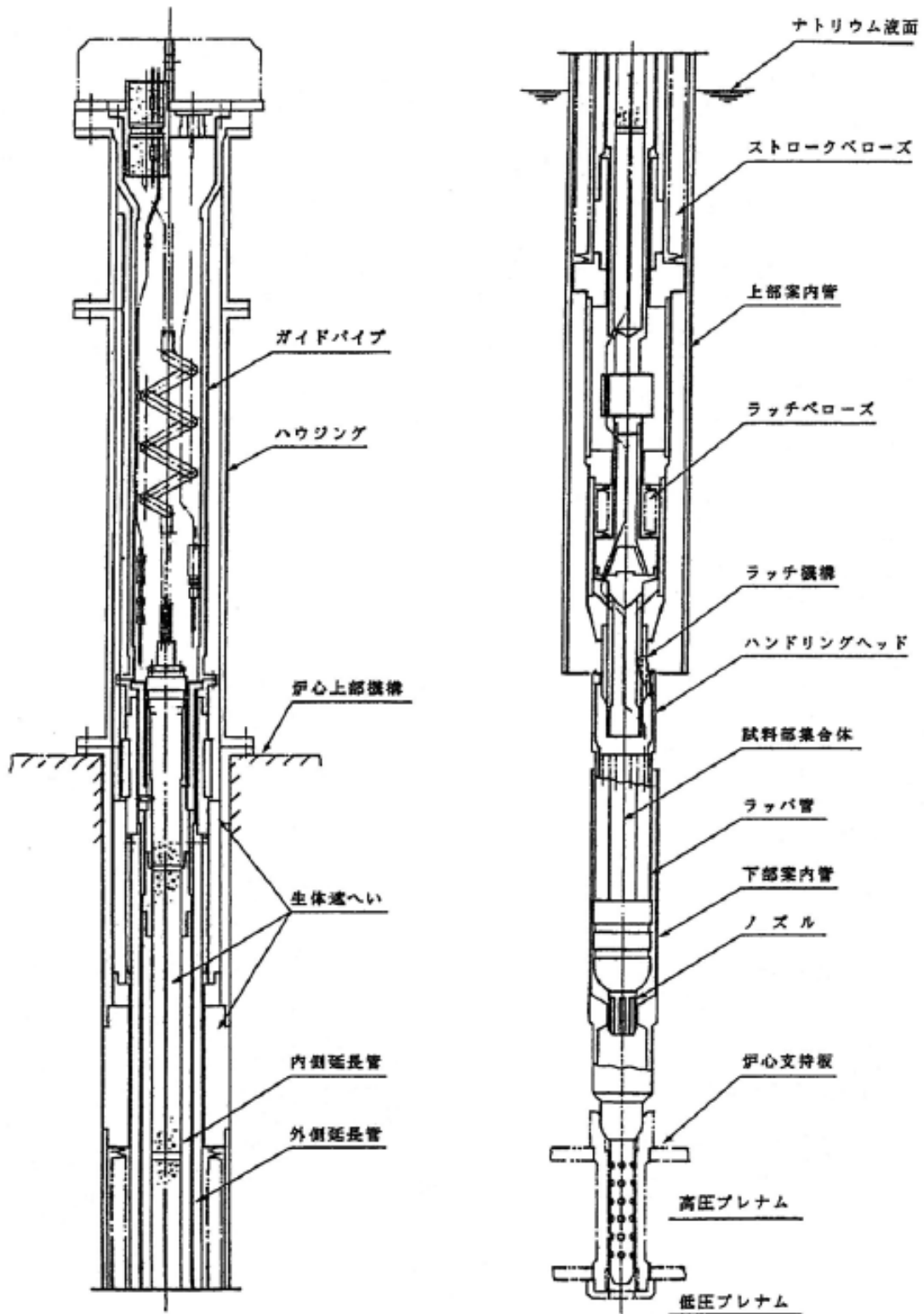




第 2.1.1 図 照射燃料集合体 (4/5) (参考用)  
 [B型照射燃料集合体-先行試験用]



第 2.1.1 図 照射燃料集合体 (5/5) (参考用)  
 [B型照射燃料集合体-基礎試験用]



第 2. 1. 2 図 計測線付 C 型照射燃料集合体

## 2.2 熱設計

### 2.2.1 設計方針

照射燃料集合体の熱設計は、炉心燃料集合体の設計方針に基づいて行う。ただし、試験用要素を装填した照射燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、試験用要素が計画された範囲内でその健全性を喪失しても、他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、それぞれの燃料要素について以下の方針に基づいて熱設計を行う。

#### (i) III型及びIV型特殊燃料要素

III型及びIV型特殊燃料要素の熱設計は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料ペレットが熔融温度に達することなく、被覆管が機械的に破損せず、かつ、冷却材が沸騰しないよう、以下の方針に基づいて行う。

- a. 特殊燃料要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に原子炉の運転に支障が生ずる場合において、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、熱設計基準値を超えないよう、かつ、その被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値である 1.0 を超えないよう、定格出力時における熱的制限値を設定し、これを満たすこと。
- b. 設計計算手法及び物性定数は、各種の試験研究を通じて信頼度を確認したものを使用すること。
- c. 公称値並びに工学的安全係数は、適切な安全余裕を有すること。

#### (ii) III型及びIV型限界照射試験用要素

III型及びIV型限界照射試験用要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管の開孔による炉心への影響を最小限に抑えられるよう、以下の方針に基づいて設計を行う。

- a. 試験用要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に原子炉の運転に支障が生ずる場合において、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、燃料最高温度が熔融温度に達することなく、かつ、被覆管が計画された範囲内でその健全性を喪失しても、試験用要素以外の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、定格出力時における熱的制限値を設定し、これを満たすこと。
- b. 設計計算手法及び物性定数は、各種の試験研究を通じて信頼度を確認したものを使用すること。
- c. 公称値並びに工学的安全係数は、適切な安全余裕を有すること。

#### (iii) 先行試験用要素

先行試験用要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料部の熔融による炉心への影響を最小限に抑えられるよう、以下の方針に基づいて設計を行う。

- a. 試験用要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、酸化燃料の燃料部が熔融しても、試験用要素以外の燃料

要素の健全性に影響を与えないよう、定格出力時における燃料部、被覆管及び内壁構造容器の熱的制限値を設定し、これを満たすこと。

(iv) 基礎試験用要素

基礎試験用要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管の開孔による炉心への影響を最小限に抑えられるよう、以下の方針に基づいて設計を行う。

a. 試験用要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管が開孔しても、試験用要素以外の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、定格出力時における燃料部、被覆管及び密封構造容器の熱的制限値を設定し、これを満たすこと。

(v) A型用炉心燃料要素

A型用炉心燃料要素の熱設計は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料ペレットが熔融温度に達することなく、被覆管が機械的に破損せず、かつ、冷却材が沸騰しないように、以下の方針に基づいて行う。

a. A型用炉心燃料要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に原子炉の運転に支障が生ずる場合において、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、熱設計基準値を超えないよう、かつ、その被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値である1.0を超えないよう、定格出力時における熱的制限値を設定し、これを満たすこと。

b. 設計計算手法及び物性定数は、各種の試験研究を通じて信頼度を確認したものを使用すること。

c. 公称値並びに工学的安全係数は、適切な安全余裕を有すること。

(vi) 限界照射試験用補助要素

限界照射試験用補助要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料ペレットが熔融温度に達することなく、被覆管が機械的に破損せず、かつ、冷却材が沸騰しないよう、以下の方針に基づいて設計を行う。

a. 試験用補助要素が、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に原子炉の運転に支障が生ずる場合において、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、熱設計基準値を超えないよう、かつ、その被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値である1.0を超えないよう、定格出力時における熱的制限値を設定し、これを満たすこと。

b. 設計計算手法及び物性定数は、各種の試験研究を通じて信頼度を確認したものを使用すること。

c. 公称値並びに工学的安全係数は、適切な安全余裕を有すること。

照射燃料集合体では、試験目的に応じて、燃料材や被覆材の種類、寸法や燃料材物性を組み合わせ、所定の照射試験条件を実現する。そのため、設置変更許可申請の段階にあつては、想定される照射試験を踏まえ、燃料要素の仕様を一定の範囲に限定する。

熱設計基準値及び熱的制限値にあつては、当該仕様の組合せを考慮し、燃料最高温度又は燃料最大熔融割合、被覆管最高温度及び冷却材最高温度について、熱設計基準値及び熱的制限値を定める。なお、熱設計基準値及び熱的制限値は、最大値として設定したものであり、「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請の段階にあつては、確定した燃料要素の仕様を用いて、個別に熱設計基準値及び熱的制限値を設定するため、当該値は、設置変更許可申請の段階で定めた熱設計基準値及び熱的制限値を下回る場合がある。

熱設計に使用する設計計算手法及び物性定数についても、設置変更許可申請の段階で、代表的なものを定め、設計及び工事の計画の認可申請の段階において、確定した燃料要素の仕様を用いて個別に定めるものとする。

また、熱設計に使用する工学的安全係数にあつては、燃料の仕様に依存しない原子炉熱出力の測定誤差等による工学的安全係数を、設置変更許可申請の段階で定め、燃料の仕様に依存するものについては、設計及び工事の計画の認可申請の段階において、確定した燃料要素の仕様を用いて個別に定める【照射燃料集合体における制限の考え方：別紙 4 参照】。

## 2.2.2 熱設計基準値及び熱的制限値【照射燃料集合体における熱設計基準値、熱的制限値の設定：別紙 5 参照】

### 2.2.2.1 熱設計基準値

照射燃料集合体に装填する燃料要素は、その仕様範囲も考慮し、最高温度となる熱設計基準値を定める。「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請の段階にあつては、製作する燃料要素の仕様を踏まえ、最新知見も考慮して個別に熱設計基準値を定める。

#### (i) III型及びIV型特殊燃料要素

- a. 燃料最高温度は、2,680℃とする。
- b. III型特殊燃料要素の被覆管最高温度（肉厚中心）は、890℃、IV型特殊燃料要素の被覆管最高温度（肉厚中心）は、810℃とする。
- c. 冷却材最高温度は、910℃とする。

#### (ii) III型及びIV型限界照射試験用要素

- a. 燃料最高温度は、2,680℃とする。
- b. III型限界照射試験用要素の被覆管最高温度（肉厚中心）は、890℃、IV型限界照射試験用要素の被覆管最高温度（肉厚中心）は、810℃とする。
- c. 冷却材最高温度は、910℃とする。

#### (iii) 先行試験用要素

- a. 燃料最高温度は、熔融温度を超えないこととする。ただし、酸化物燃料にあつては、熔融温度を超える設計をする場合があるが、最大熔融割合は、30%とする。
- b. 被覆管最高温度（肉厚中心）は、890℃とする。

- c. 内壁構造容器最高温度（肉厚中心）は、890℃とする。
- d. 内壁構造容器を冷却する冷却材の最高温度は、910℃とする。
- (iv) 基礎試験用要素
  - a. 燃料最高温度は、熔融温度を超えないこととする。
  - b. 被覆管最高温度（肉厚中心）は、890℃とする。
  - c. 密封構造容器最高温度（肉厚中心）は、890℃とする。
  - d. 密封構造容器を冷却する冷却材の最高温度は、910℃とする。
- (v) A型用炉心燃料要素
  - a. 燃料最高温度は、2,650℃とする。
  - b. 被覆管最高温度（肉厚中心）は、840℃とする。
  - c. 冷却材最高温度は、910℃とする。
- (vi) 限界照射試験用補助要素
  - a. 燃料最高温度は、2,680℃とする。
  - b. 被覆管最高温度（肉厚中心）は、890℃とする。
  - c. 冷却材最高温度は、910℃とする。

#### 2.2.2.2 熱的制限値

照射燃料集合体に装填する燃料要素は、その仕様範囲も考慮し、最高温度となる熱的制限値を定める。「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第27条に基づき設計及び工事の計画の認可申請の段階にあっては、製作する燃料要素の仕様を踏まえ、最新知見も考慮して個別に熱的制限値を定める。

##### (i) III型及びIV型特殊燃料要素

燃料最高温度 2,540℃

被覆管最高温度（肉厚中心）

III型特殊燃料要素 700℃

IV型特殊燃料要素 610℃

##### (ii) III型及びIV型限界照射試験用要素

燃料最高温度 2,540℃

ただし、被覆管の開孔時にあっては、2,680℃

被覆管最高温度（肉厚中心）

A型照射燃料集合体装填時

III型限界照射試験用要素 750℃

ただし、被覆管の開孔時にあっては、890℃

IV型限界照射試験用要素 660℃

ただし、被覆管の開孔時にあっては、810℃

B型照射燃料集合体装填時

III型限界照射試験用要素 700℃

ただし、被覆管の開孔時にあっては、890℃

IV型限界照射試験用要素 610℃

- ただし、被覆管の開孔時にあつては、810°C
- D型照射燃料集合体装填時
- Ⅲ型限界照射試験用要素 700°C
- ただし、被覆管の開孔時にあつては、890°C
- Ⅳ型限界照射試験用要素 610°C
- ただし、被覆管の開孔時にあつては、810°C
- (iii) 先行試験用要素
- 燃料最高温度 熔融温度以下
- ただし、酸化物燃料にあつては、最大熔融割合 20%
- 被覆管最高温度 (肉厚中心) 750°C
- 内壁構造容器最高温度 (肉厚中心) 675°C
- (iv) 基礎試験用要素
- 燃料最高温度 熔融温度以下
- 被覆管最高温度 (肉厚中心) 750°C
- 密封構造容器最高温度 (肉厚中心) 675°C
- (v) A型用炉心燃料要素
- 燃料最高温度 2,350°C
- 被覆管最高温度 (肉厚中心) 620°C
- (vi) 限界照射試験用補助要素
- 燃料最高温度 2,540°C
- ただし、試験用要素の被覆管の開孔時にあつては、2,680°C
- 被覆管最高温度 (肉厚中心) 700°C
- ただし、試験用要素の被覆管の開孔時にあつては、890°C



## 2.2.3 計算方法

### (1) 設計計算手法

照射燃料集合体の熱設計計算では、以下の (i) ~ (vii) に示す式を用いる【照射燃料集合体の熱設計計算式：別紙 7 参照】。なお、内壁構造容器の温度については、以下の被覆管と同様に行う。また、先行試験用要素の被覆管温度については、内壁構造容器の温度から内壁構造容器内の冷却材温度を以下の冷却材温度と同様に計算し、これを冷却材温度として計算する。密封構造容器の温度については、以下の被覆管と同様に行う。また、基礎試験用要素の被覆管温度については、密封構造容器の温度から密封構造容器内の冷却材温度を以下の冷却材温度と同様に計算し、これを冷却材温度として計算する。照射用実験装置の熱設計は、照射燃料集合体と同様に行うこととし、外側容器の温度については、以下の被覆管と同様に行う。

#### (i) 冷却材温度

冷却材温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Na} = T_{IN} + \frac{1}{W \cdot C_p} \int_0^x ql(x) dx$$

ここで  $T_{Na}$  : 冷却材温度 (°C)

$ql(x)$  : 線出力密度 (W/cm)

$W$  : 冷却材流量 (g/s)

$C_p$  : 冷却材比熱 (W・s/g/°C)

$T_{IN}$  : 冷却材入口温度 (°C)

$x$  : 炉心下端からの距離 (軸方向距離) (cm)

#### (ii) 被覆管表面温度

被覆管表面温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Co} = T_{Na} + \frac{D_e}{K_{Na}} \cdot \frac{1}{Nu} \cdot \frac{ql}{\pi d_{Co}}$$

ここで  $T_{Co}$  : 被覆管表面温度 (°C)

$D_e$  : 水力等価直径 (cm)

$d_{Co}$  : 被覆管外径 (cm)

$K_{Na}$  : 冷却材熱伝導度 (W/cm/°C)

$Nu$  : ヌセルト数

#### (iii) 被覆管内面温度

被覆管内面温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Ci} = T_{Co} + \frac{\ln(d_{Co}/d_{Ci})}{2\pi K_C} \cdot ql$$

ここで  $T_{Ci}$  : 被覆管内面温度 (°C)

$K_C$  : 被覆管熱伝導度 (W/cm/°C)

$d_{Ci}$  : 被覆管内径 (cm)

#### (iv) 燃料表面温度

燃料表面温度は以下の式により計算する。

$$T_s = T_{Ci} + \frac{ql}{h_g \cdot \pi(d_p + d_{Ci})/2}$$

ここで  $T_s$  : 燃料表面温度 (°C)

$h_g$  : ギャップ熱伝達率 (W/cm<sup>2</sup>/°C)

$d_p$  : ペレット直径 (cm)

(v) 燃料最高温度

溶融温度に達しない範囲の燃料最高温度は以下の式により計算する。なお、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料では、燃料ペレットの相変化及び密度変化を考慮する。

$$\int_{T_s}^{T_p} k dT = \frac{ql}{4\pi}$$

ここで  $T_p$  : 燃料最高温度 (°C)

$k$  : 燃料熱伝導度 (W/cm/°C)

(vi) 燃料溶融半径

先行試験用要素（溶融あり）の燃料溶融半径は、以下の式により計算する。

$$\int_{T_s}^{T_m} k dT = \frac{ql}{4\pi} \left( 1 - \frac{r_m^2}{r_o^2} \right)$$

ここで  $r_m$  : 燃料溶融半径 (cm)

$T_m$  : 燃料の溶融温度 (°C)

$r_o$  : 燃料半径 (cm)

(vii) 燃料溶融割合

先行試験用要素（溶融あり）の燃料溶融割合は、以下の式により計算する。

$$V_m = \frac{r_m^2}{r_o^2}$$

ここで  $V_m$  : 燃料溶融割合

(2) 物性定数【照射燃料集合体の熱設計に用いる物性式：別紙8参照】

熱設計計算における物性定数は、第2.2.1表に示す値を使用する。また、先行試験用要素及び基礎試験用要素の被覆管については、オーステナイト系ステンレス鋼の場合はオーステナイト系ステンレス鋼の、フェライト系ステンレス鋼（マルテンサイト系ステンレス鋼及びフェライト-マルテンサイト系ステンレス鋼を含む。）の場合は高速炉用フェライト系ステンレス鋼の物性定数を使用する。

2.2.4 出力分布

熱設計計算では、第2.2.2表に示す出力ピーキング係数を使用する。なお、照射燃料集合体の出力ピーキング係数は、炉心燃料集合体のそれを上回ることはない。

### 2.2.5 冷却材流量配分

照射燃料集合体の冷却材流量配分については、炉心燃料集合体のそれと同様に行うが、必要に応じて照射燃料集合体等の内部に設ける流量調節機構により行う。

### 2.2.6 工学的安全係数

熱設計計算における工学的安全係数は、燃料ペレット、被覆管、冷却材等の温度上昇の最大値を求めるための係数であり、照射燃料集合体にあつては、燃料仕様によらず共通する原子炉熱出力の測定誤差等を含む。なお、照射燃料集合体にあつては、「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請の段階において、製作する燃料要素の仕様を踏まえ、燃料仕様に依存する項目について個別に工学的安全係数を定める。熱設計計算に用いる照射燃料集合体の工学的安全係数を以下に示す【照射燃料集合体の工学的安全係数：別紙 9 参照】。

工学的安全係数

照射燃料集合体 1.05

### 2.2.7 過出力因子

過出力因子は、運転時の異常な過渡変化時において、燃料ペレットが達し得る最高温度及びペレット最大溶融割合を求めるための因子である。熱設計計算に用いる過出力因子を以下に示す。

過出力因子

照射燃料集合体 1.08

ただし、A型用炉心燃料要素については 1.07

### 2.2.8 熱特性主要目

熱設計計算に用いる熱特性の主要目を第 2.2.3 表に示す。

### 2.2.9 評価

照射燃料集合体の定格出力時における燃料最高温度、被覆管最高温度及び冷却材最高温度並びに過出力時における燃料最高温度の評価結果を第 2.2.4 表に示す【照射燃料集合体の熱設計結果：別紙 10 参照】。

第 2.2.1 表 熱設計計算に使用する物性定数 (1/3)

項目	物性定数	出典
燃料ペレット熱伝導度	<p>プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料</p> $\lambda = \frac{1-p}{1+0.5p} \cdot \lambda_0$ $\lambda_0 = \frac{1}{0.01595 + 2.713x + 0.35834m + 0.06317Np + (2.493 - 2.625x) \times 10^{-4}T} + \frac{1.541 \times 10^{11}}{T^{2.5}} \cdot \exp\left(-\frac{15220}{T}\right)$ <p> <math>\lambda</math> : 気孔率 p における燃料ペレット熱伝導度 (W/m/K)  <math>\lambda_0</math> : 100%TD における熱伝導度 (W/m/K)  p : 気孔率 (=1-<math>\rho</math>)  <math>\left[ \begin{array}{l} \rho = 0.99 \text{ (柱状晶領域)} \\ \rho = 0.97 \text{ (等軸晶領域)} \end{array} \right. \left. \begin{array}{l} 1,900^\circ\text{C} \leq T_p \\ 1,400^\circ\text{C} \leq T_p &lt; 1,900^\circ\text{C} \\ T_p &lt; 1,400^\circ\text{C} \end{array} \right]</math>  <math>\rho</math> = 燃料ペレット初期密度 (不変化領域)  T : 燃料ペレット温度 (K)  X : 2.00- 0/M      0/M : 化学量論比  Am : Am 含有率      Np : Np 含有率 </p>	<p>加藤らの式  【照射燃料集合体の熱設計に用いる物性式：別紙 8 参照】</p>

第 2.2.1 表 熱設計計算に使用する物性定数 (2/3)

項目	物性定数	出典
ギヤップ熱伝達率	炉心燃料集合体の場合 $hg=0.70$ 照射燃料集合体の場合 $hg = \frac{C1 + C2Q}{G_0 - C3D_{pin}Q + C4}$ $hg$ : ギヤップ熱伝達率 ( $W/cm^2/^\circ C$ ) $G_0$ : 製造時直径ギヤップ幅 (cm) $D_{pin}$ : 製造時被覆管内径 (cm) $Q$ : 線出力 ( $W/cm$ ) $C1 \sim C4$ は照射試験及び物性値から評価し設定される係数で、以下の通り。 $C1$ : ギヤップ部のガス熱伝導度による係数 ( $W/cm/^\circ C$ ) $C2$ : 燃料ペレットの熱膨張係数による係数 ( $1/^\circ C$ ) $C3$ : 燃料ペレットの熱膨張係数による係数 ( $cm/W$ ) $C4$ : 温度ジャンプ距離による係数 (cm)	【照射燃料集合体の熱設計に用いる物性式:別紙 8 参照】
被覆管熱伝導度	オーステナイト系ステンレス鋼 $K_c = 0.132 + 1.3 \times 10^{-4} T_c$ $K_c$ : 被覆管熱伝導度 ( $W/cm/^\circ C$ ) $T_c$ : 被覆管温度 ( $^\circ C$ ) 高速炉用フェライト系ステンレス鋼 $K_c = (25.475 - 2.038 \times 10^{-2} T_c + 1.665 \times 10^{-4} T_c^2 - 3.040 \times 10^{-7} T_c^3 + 1.727 \times 10^{-10} T_c^4) \times 10^{-2}$ $K_c$ : 被覆管熱伝導度 ( $W/cm/^\circ C$ ) $T_c$ : 被覆管温度 ( $^\circ C$ )	International Nickel Company  PNC-TN9430 90-003

第 2.2.1 表 熱設計計算に使用する物性定数 (3/3)

項目	物性定数	出典
被覆管表面熱伝達率	$h_{fi,lm} = \left[ \frac{K_N}{D} \right] Nu$ <p> <math>h_{fi,lm}</math> : 被覆管表面熱伝達率 (cal/cm<sup>2</sup>/s/°C)  <math>D</math> : 水力等価直径 (cm)  <math>K_N</math> : 冷却材熱伝導度 (cal/cm/s/°C)  <math>Nu</math> : ヌセルト数 <math>Nu = 7.0 + 0.025Pe^{0.8}</math>  <math>Pe</math> : ペクレ数                 </p>	<p>Dwyer の式</p> <p>Lyon の式</p>
冷却材比熱	$C_p = 0.3433 - 1.387 \times 10^{-4} T_N + 1.106 \times 10^{-7} T_N^2$ $C_p$ : 冷却材比熱 (cal/g/°C) $T_N$ : 冷却材温度 (°C)	ANL - 7323
冷却材密度	$\gamma = 0.9500 - 2.298 \times 10^{-4} T_N - 1.461 \times 10^{-8} T_N^2 + 5.638 \times 10^{-12} T_N^3$ $\gamma$ : 冷却材密度 (g/cm <sup>3</sup> ) $T_N$ : 冷却材温度 (°C) (100°C ~ 1,400°C)	ANL - 7323
冷却材粘性係数	$\log \mu = -1.4892 + 220.65 / T_N - 0.49251 \log T_N$ $\mu$ : 冷却材粘性係数 (g/cm/s) $T_N$ : 冷却材温度 (K)	ANL - 7323
冷却材熱伝導度	$K_N = 0.93978 - 3.2505 \times 10^{-4} T_N + 3.6192 \times 10^{-8} T_N^2$ $K_N$ : 冷却材熱伝導度 (W/cm/°C) $T_N$ : 冷却材温度 (°F)	ANL - 7323
冷却材エンタルピー	$H = 1.628393 T_N - 4.16517 \times 10^{-4} T_N^2 + 1.534903 \times 10^{-7} T_N^3 - 554.5873$ $H$ : 冷却材エンタルピー (W・s/g) $T_N$ : 冷却材温度 (K)	ANL - 7323

第 2.2.2 表 出力分布及び炉内最大中性子束

		標準平衡炉心
出力分布	出力分担 (MW)	
	炉心燃料集合体	95.7
	照射燃料集合体	1.1
	その他 (反射体、制御棒等)	3.2
	出力ピーキング係数	1.63
	径方向	1.33
	軸方向	1.17
	局所	1.04
炉内最大中性子束 (n/cm <sup>2</sup> /s)		
0.1MeV 以上		2.9×10 <sup>15</sup>
全中性子束		4.2×10 <sup>15</sup>

第 2.2.3 表 熱特性主要目

原子炉熱出力	100MW	
1次冷却材全流量	約 2,700t/h	
原子炉入口冷却材温度	約 350℃	
原子炉出口冷却材温度	約 456℃	
原子炉プレナム最高圧力	約 4kg/cm <sup>2</sup> [gage] (約 0.39MPa[gage]) *1	
燃料要素最大線出力密度	定格出力時	過出力時
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素	約 480W/cm	約 520W/cm
IV型特殊燃料要素	約 500W/cm	約 540W/cm
III型限界照射試験用要素	約 480W/cm	約 520W/cm
IV型限界照射試験用要素	約 500W/cm	約 540W/cm
先行試験用要素	約 1,000W/cm	約 1,080W/cm
基礎試験用要素	約 600W/cm	約 650W/cm
A型用炉心燃料要素	約 330W/cm	約 360W/cm
限界照射試験用補助要素	約 480W/cm	約 520W/cm

\*1：水頭圧を除く。

第2.6.4表 熱特性解析結果 (1/2)

	燃料最高温度		燃料最大溶解割合
	定格出力時	過出力時	
照射燃料集合体			
III型特殊燃料要素	約2,480℃	約2,590℃	—
IV型特殊燃料要素	約2,520℃	約2,630℃	—
III型限界照射試験用要素	約2,480℃	約2,590℃	約2,510℃
IV型限界照射試験用要素	約2,520℃	約2,630℃	約2,540℃
先行試験用要素	溶解温度以下*1	溶解温度以下*1	—
基礎試験用要素	溶解温度以下	溶解温度以下	約20%*2
A型用炉心燃料要素	約2,300℃	約2,410℃	—
限界照射試験用補助要素	約2,480℃	約2,590℃	—
	被覆管最高温度 (肉厚中心) *3		
	定格出力時		
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時
照射燃料集合体			
III型特殊燃料要素	約700℃	約700℃	約700℃
IV型特殊燃料要素	約610℃	約610℃	約610℃
III型限界照射試験用要素	約750℃	約700℃	約700℃
IV型限界照射試験用要素	約660℃	約610℃	約610℃
先行試験用要素	—	約750℃	—
基礎試験用要素	—	約750℃	—
A型用炉心燃料要素	620℃以下	—	—
限界照射試験用補助要素	—	約700℃	約700℃
内壁構造容器	—	約675℃	—
密封構造容器	—	約675℃	—
照射用実験装置	—	—	—
照射試験キャプセル	—	—	約750℃
外側容器	—	—	約675℃



第2.6.4表 熱特性解析結果 (2/2)

	被覆管最高温度 (肉厚中心)			
	限界照射試験用要素の被覆管の開孔時			
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時	
照射燃料集合体 III型限界照射試験用要素 IV型限界照射試験用要素 限界照射試験用補助要素	約820℃ 約700℃ —	約760℃ 約650℃ 約810℃	約760℃ 約650℃ 約810℃	— — —
	冷却材最高温度			
	定格出力時			
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	C型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素 IV型特殊燃料要素 III型限界照射試験用要素 IV型限界照射試験用要素 先行試験用要素 基礎試験用要素 A型用炉心燃料要素 限界照射試験用補助要素	約690℃ 約600℃ 約740℃ 約650℃ — — 約600℃ —	約690℃ 約600℃ 約690℃ 約600℃ 約670℃*4 約670℃*5 — 約690℃	約690℃ 約600℃ — — — — — —	約690℃ 約600℃ 約690℃ 約600℃ — — — 約690℃
				照射用実験装置 装填時

- \* 1 : 酸化物燃料を除く。
- \* 2 : 酸化物燃料の場合。
- \* 3 : 内壁構造容器及び密封構造容器にあつては、内壁構造容器または密封構造容器の最高温度。
- \* 4 : 内壁構造容器を冷却する冷却材の値。
- \* 5 : 密封構造容器を冷却する冷却材の値。

## 2.3 機械設計

### 2.3.1 設計方針【照射燃料集合体の燃料設計の流れ：別紙6参照】

#### (1) 燃料要素

燃料要素は、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪等を制限することにより、その健全性を確保する。このため、原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、以下の方針を満足するように燃料要素の設計を行う。ただし、試験用要素にあつては、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、計画された範囲でその健全性を喪失しても、他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、使用する試験用要素に応じて以下の方針を満足するよう設計する。

#### (i) III型及びIV型特殊燃料要素

- a. 燃料最高温度は、2,680°C以下となるように設計する【照射燃料集合体の熱設計計算式：別紙7参照】。
- b. 被覆管歪は、十分小さくなるように設計する。
- c. 被覆管内圧は、被覆管にかかる引張応力を抑え、円周方向へのクリーブ破断を生じないように十分低く設計する【クリーブ寿命分数和の計算：別紙11参照】。
- d. 被覆管の各部にかかる荷重に対する応力計算値は、ASME Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙12参照】。
- e. 累積疲労サイクルは、クリーブによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下となるように設計する【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙13参照】。

#### (ii) III型及びIV型限界照射試験用要素

- a. 燃料最高温度は、熔融温度を超えないように設計する。
- b. 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管が著しく損傷しないよう、定格出力時の被覆管温度を制限する。
- c. 設計計算手法及び物性定数は、各種の試験研究を通じて信頼度を確認したものを使用する。
- d. 公称値及び工学的安全係数は、適切な安全余裕を有すること。

#### (iii) 先行試験用要素

- a. 燃料最高温度が熔融温度を超えないように設計する。ただし、酸化物燃料については、燃料熔融割合が30%を超えないように設計する。
- b. 燃料部と被覆管との相互作用による被覆管の円周方向引張全歪は、第2.3.3図に示すSUS316の破断時の円周方向引張塑性歪の実験データに十分な設計余裕を考慮した3%以内とする【燃料と被覆管の相互作用による歪：別紙14参照】。
- c. 被覆管内圧は、被覆管にかかる引張応力を抑え、円周方向へのクリーブ破断を生じないように十分低く設計する。
- d. 被覆管の各部にかかる荷重に対する応力計算値は、ASME Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する。
- e. 累積疲労サイクルは、クリーブによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下

となるように設計する。

(iv) 基礎試験用要素

- a. 燃料最高温度が熔融温度を超えないように設計する。
- b. 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管が著しく損傷しないよう、定格出力時の被覆管温度を制限する。
- c. 被覆管の各部にかかる荷重に対する応力計算値は、A S M E Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する。

(v) A型用炉心燃料要素

- a. 炉心燃料集合体の燃料要素の設計方針を満足するよう設計する。

(vi) 限界照射試験用補助要素

- a. 燃料最高温度は、2,680°C以下となるように設計する。
- b. 被覆管歪は、十分小さくなるように設計する。
- c. 被覆管内圧は、被覆管にかかる引張応力を抑え、円周方向へのクリーブ破断を生じないように十分低く設計する。
- d. 被覆管の各部にかかる荷重に対する応力計算値は、A S M E Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する。
- e. 累積疲労サイクルは、クリーブによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下となるように設計する。

照射燃料集合体の燃料設計では、熱設計と同様に、設置変更許可申請の段階で、想定される照射試験を踏まえ、燃料要素の仕様を一定の範囲に限定し、設計及び工事の計画の認可申請の段階で、確定した燃料要素の仕様を用いて、制限を設定し、照射燃料集合体の健全性を確保する。

燃料最高温度にあつては、燃料材が確定している燃料要素について、設置変更許可申請の段階で制限を定めるが、先行試験用要素及び基礎試験用要素においては、複数の燃料材を使用するため、設置変更許可申請の段階では、先行試験用要素の酸化物燃料を除き、「燃料材の一部熔融」を許容しないことを示すため、熔融温度を制限とし、設計及び工事の計画の認可申請の段階において、確定した燃料要素の材料の種類に応じて個別に設定する。機械設計に使用する S m 値や設計疲労曲線についても、同様に、設計及び工事の計画の認可申請の段階において、確定した燃料要素の仕様を用いて個別に定める。

(2) 燃料集合体

炉心燃料集合体の設計方針

- (i) 燃料集合体の輸送中又は取扱中に受ける通常の荷重に対して、十分な強度を有するように設計する。
- (ii) 原子炉内における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、燃料集合体の構成部品にかかる荷重に対する応力計算値は、A S M E Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する【燃料集合体の機

械設計の制限について：別紙 12 参照】。

に準ずる。

ただし、限界照射試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、コンパートメントの冷却材出口部は多数の小口径の孔とし、万一、限界照射試験用要素の開孔部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。また、先行試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、燃料熔融状態の先行試験用要素の被覆管の破損が生じた場合でも、内壁構造容器の健全性が確保される構造とするとともに、内壁構造容器の冷却材出口部を多数の小口径の孔とし、万一、先行試験用要素の被覆管の破損部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。基礎試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、基礎試験用要素の被覆管が開孔した場合でも、密封構造容器の健全性が確保される構造とする。

### 2.3.2 使用条件

照射燃料集合体の使用条件を第 2.3.1 表に示す。なお、限界照射試験、先行試験及び基礎試験においては、燃料要素を除き、照射燃料集合体を構成する部材等を適当な照射期間ごとに交換できるものとする。また、燃料破損検出系により、燃料要素の被覆管の開孔又は破損が検知された場合には、原子炉を停止し、当該照射燃料集合体を炉心から取り出すとともに、放射性廃ガス中の放射性物質の濃度が所定の値を超える場合には、当該廃ガスを貯留タンクに圧入貯蔵するものとする。

### 2.3.3 解析手法

#### (1) 燃料要素

燃料要素の解析は、「2.2.3 計算方法 (1)設計計算手法」及び追補 1「3. 原子炉及び炉心」の追補の「VI. 照射燃料集合体に装填する燃料要素の設計」に基づいて行う。ただし、Ⅲ型及びⅣ型限界照射試験用要素並びに限界照射試験用補助要素の解析における、限界照射試験用要素の被覆管に開孔が生じその開孔部から核分裂生成ガスが放出された場合の影響は、被覆管表面温度を算出する式において考慮する。

#### (2) 燃料集合体

炉心燃料集合体の解析に準じて行う。ただし、試験用要素を装填した集合体にあつては、集合体に加わる種々の荷重に対して集合体の各構成要素が十分な強度を有し、その機能が保持されることについて、有限要素法構造解析コード等を用いて解析を行う。また、先行試験用要素又は基礎試験用要素を装填した集合体にあつては、試験用要素を装填する内壁構造容器又は密封構造容器に加わる種々の荷重に対して、内壁構造容器又は密封構造容器の機能が保持されることについても解析を行う。

### 2.3.4 評価

## (1) 構成材料

燃料材であるプルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット、プルトニウム・ウラン混合炭化物焼結ペレット及びプルトニウム・ウラン混合窒化物焼結ペレット並びに熱遮へいペレットの材料であるウラン酸化物焼結ペレット、ウラン炭化物焼結ペレット及びウラン窒化物焼結ペレットは、炉心の運転温度及び圧力において、被覆管（Ⅲ型特殊燃料要素にあつてはオーステナイト系ステンレス鋼、Ⅳ型特殊燃料要素にあつては高速炉用フェライト系ステンレス鋼、Ⅲ型限界照射試験用要素にあつてはオーステナイト系ステンレス鋼、Ⅳ型限界照射試験用要素にあつては高速炉用フェライト系ステンレス鋼、A型用炉心燃料要素にあつてはオーステナイト系ステンレス鋼、限界照射試験用補助要素にあつてはオーステナイト系ステンレス鋼）及び充填ガス（ヘリウム）に対して化学的に不活性であり、核分裂生成物を保持する能力がある。なお、プルトニウム・ウラン混合窒化物焼結ペレットは、照射中にごくわずかがプルトニウムと窒素に分離するが、その影響は無視できる程度である。また、先行試験用要素及び基礎試験用要素に装填する燃料材の種類のうち、金属燃料は、照射中にごくわずかが被覆管（ステンレス鋼）と反応する可能性があるが、その影響は無視できる程度である<sup>(3)~(12)</sup>。

被覆管等に用いているステンレス鋼は、吸収断面積が小さく中性子経済に優れ、燃料ペレットと被覆管の相互作用及び被覆管の内外圧差による変形に十分耐える強度を有し、ナトリウム、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料、プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料、プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料及び核分裂生成物等に対して高い耐食性を有し、かつ、高い信頼性を有する材料である。ただし、Ⅲ型及びⅣ型限界照射試験用要素及び基礎試験用要素にあつては、被覆管の強度限界を超えると考えられる厳しい条件下（高燃焼度、高被覆管温度等）で照射を行うため、被覆管が開孔する可能性がある。

## (2) 燃料要素【燃料要素の機械結果：別紙 15 参照】

原子炉内における使用期間中、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料要素の健全性は以下のように保たれる。

### (i) Ⅲ型及びⅣ型特殊燃料要素

#### a. 燃料最高温度

Ⅲ型及びⅣ型特殊燃料要素の燃料最高温度は、定格出力時の最大線出力密度（それぞれ 480W/cm 及び 500W/cm）においてそれぞれ約 2,480℃及び約 2,520℃であり、また、過出力時の最大線出力密度（それぞれ 520W/cm 及び 540W/cm）においてそれぞれ約 2,590℃及び約 2,630℃であり、設計方針を満足する。

#### b. 被覆管の内圧、応力等

Ⅲ型及びⅣ型特殊燃料要素の被覆管内圧は、製造時に封入する不活性ガス、燃料ペレットから放出される核分裂生成ガス等によって生じ、燃焼とともに徐々に上昇するが、ガスペナムの体積を十分大きくとっているため、最高燃焼度の被覆管の内圧によるクリープ寿命分数和は、被覆管肉厚が最も薄い場合においても 1.0 未満である。

Ⅲ型及びⅣ型特殊燃料要素の被覆管応力は、燃焼初期においては、被覆管の内圧

と外圧である 1 次冷却材の運転圧力約  $3\text{kg}/\text{cm}^2[\text{gage}]$  (約  $0.29\text{MPa}[\text{gage}]$ ) とがほぼ等しいので小さい。また、燃焼に伴って核分裂生成ガスの蓄積により内圧が徐々に上昇するが、通常運転時における一次膜応力の最大値は被覆管の材料の  $S_m$  値より十分小さい。

さらに、照射クリープ、スエリング等による III 型及び IV 型特殊燃料要素の被覆管の歪は十分小さく、各種の応力サイクルによる累積疲労サイクルは設計疲労寿命に比べて十分小さい。

(ii) III 型及び IV 型限界照射試験用要素

a. 燃料最高温度

III 型及び IV 型限界照射試験用要素の燃料最高温度は、定格出力時の最大線出力密度 (それぞれ  $480\text{W}/\text{cm}$  及び  $500\text{W}/\text{cm}$ ) においてそれぞれ約  $2,480^\circ\text{C}$  及び約  $2,520^\circ\text{C}$  であり、また、過出力時の最大線出力密度 (それぞれ  $520\text{W}/\text{cm}$  及び  $540\text{W}/\text{cm}$ ) においてそれぞれ約  $2,590^\circ\text{C}$  及び約  $2,630^\circ\text{C}$  であり、設計方針を満足する。一方、被覆管開孔時における燃料最高温度は、 $2,680^\circ\text{C}$  を超えない。

b. 被覆管の内圧、応力等

III 型及び IV 型限界照射試験用要素は、最高燃焼度に至るまでにクリープ寿命分数和が 1.0 を超えるよう設計されるため、被覆管が開孔に至る可能性がある。

(iii) 先行試験用要素

燃料部を溶融させない先行試験用要素について、設計仕様及び設計条件を第 2.3.2 表に、設計結果を第 2.3.3 表に示す。また、燃料部を溶融させる先行試験用要素について、設計仕様及び設計条件を第 2.3.4 表に、設計結果を第 2.3.5 表に示す。

a. 燃料最高温度

先行試験用要素の燃料材は、照射挙動が不明確な材料を用いる場合があるが、融点及び熱伝導度等を安全側に考慮して設計するため、過出力時にあっても、燃料最高温度が溶融温度を超えない結果となる。また、一部の酸化物燃料にあつては、定格出力時に、燃料最高温度が溶融温度を超えるよう設計する場合があるが、同様に、融点及び熱伝導度等を安全側に考慮して設計するため、過出力時にあっても、燃料溶融割合が 30% を超えない結果となる。

b. 被覆管の内圧、応力等

先行試験用要素の被覆管内圧は、燃料部から放出される核分裂生成ガス等によって生じ、燃焼とともに徐々に上昇するが、ガスプレナムの体積を十分大きくとることにより、被覆管の内圧によるクリープ寿命分数和は、1.0 未満である。

先行試験用要素の被覆管応力は、燃焼初期においては小さい。また、燃焼に伴って内圧が徐々に上昇するが、通常運転時における一次膜応力は被覆管の材料の  $S_m$  値より小さい。

さらに、各種の応力による累積疲労サイクルは設計疲労寿命に比べて小さい。

c. 被覆管の歪 (燃料溶融に伴う燃料と被覆管の相互作用による歪)

酸化物燃料の燃料溶融時に生じる被覆管の歪は、燃料溶融割合が 30% であっても、3% を超えることはない。

(iv) 基礎試験用要素

基礎試験用要素について、設計仕様及び設計条件を第 2.3.6 表に、設計結果を第 2.3.7 表に示す。

a. 燃料最高温度

基礎試験用要素の燃料最高温度は、定格出力時の最大線出力密度を制限することにより、過出力時にあっても熔融温度を超えることはない。

b. 被覆管の内圧、応力等

基礎試験用要素の被覆管内圧は、燃料部から放出される核分裂生成ガス等によって生じ、燃焼とともに徐々に上昇するが、通常運転時における一次膜応力は被覆管の材料の  $S_m$  値より小さい。クリープ寿命分数和は、最高燃焼度に至るまでに 1.0 を超えるよう設計することがあるため、この場合は、被覆管が開孔に至る可能性がある。

(v) A型用炉心燃料要素

炉心燃料集合体の燃料要素の評価結果と同様である。

(vi) 限界照射試験用補助要素

a. 燃料最高温度

限界照射試験用補助要素の燃料最高温度は、定格出力時の最大線出力密度 480 W/cm において約 2,480°C であり、また、過出力時の最大線出力密度 520 W/cm において約 2,590°C であり、設計方針を満足する。一方、被覆管開孔時における燃料最高温度は、2,680°C を超えない。

b. 被覆管の内圧、応力等

限界照射試験用補助要素の被覆管内圧は、製造時に封入する不活性ガス、燃料ペレットから放出される核分裂生成ガス等によって生じ、燃焼とともに徐々に上昇するが、ガस्पレンラムの体積を十分大きくとっているため、最高燃焼度の被覆管の内圧によるクリープ寿命分数和は、隣接する限界照射試験用要素の被覆管開孔時のクリープ損傷を考慮し、被覆管肉厚が最も薄い場合においても 1.0 未満である。

限界照射試験用補助要素の被覆管応力は、燃焼初期においては、被覆管の内圧と外圧である 1 次冷却材の運転圧力約 3kg/cm<sup>2</sup>[gage] (約 0.29MPa[gage]) とがほぼ等しいので小さい。また、燃焼に伴って核分裂生成ガスの蓄積により内圧が徐々に上昇するが、通常運転時における一次膜応力の最大値は被覆管の材料の  $S_m$  値より十分小さい。

さらに、照射クリープ、スエリング等による限界照射試験用補助要素の被覆管の歪は十分小さく、各種の応力サイクルによる累積疲労サイクルは設計疲労寿命に比べて十分小さい。

(3) 燃料集合体

燃料集合体は、輸送中又は取扱中並びに通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に種々の荷重が加わるが、これらの荷重に対して十分な強度を有している。

先行試験用要素を装填した B 型照射燃料集合体にあつては、燃料熔融状態にある先行試験用要素の被覆管が破損した際に発生する内壁構造容器内の圧力に対し、内壁構

造容器の健全性が確保されることを確認した。

この発生する圧力の評価には、高速炉安全解析コードであり、実験の解析により妥当性が確認されているSAS3Dを改良したSAS4Aを使用した。

内壁構造容器及び先行試験用要素を円筒形モデルにて、内壁構造容器の内径 13mm、先行試験用要素の被覆管の外径 8.5mm、燃料ペレットの直径 7.5mm、スミア密度 85%TDの仕様で、燃料溶融割合を安全側に 40%として発生する圧力を評価した結果、最大 13.2MPa である。

この圧力は、SUS316相当ステンレス鋼の 675°Cで 15,000 時間使用した時の許容応力から求められる内壁構造容器の耐圧 30.6MPa を下回るため、内壁構造容器の健全性は確保される。

基礎試験用要素を装填したB型照射燃料集合体にあつては、基礎試験用要素の被覆管の開孔時及び開孔後の継続使用時においても、基礎試験用要素から放出される核分裂生成ガスの圧力が、最大 9.82MPa であり、SUS316相当ステンレス鋼の 675°Cで 15,000 時間使用した時の許容応力から求められる密封構造容器の耐圧 30.6MPa を下回るため、密封構造容器の健全性は確保される。

なお、事故と相まって基礎試験用要素の被覆管が開孔しても、事故時の密封構造容器の到達温度 800°Cは、密封構造容器が破損に至る温度 906°Cを下回るため、事故時であっても密封構造容器の健全性は確保される【集合体の機械設計結果：別紙 16 参照】。



第2.3.1表 燃料集合体の使用条件 (1/3)

	燃料最高温度			燃料最大溶解割合	
	定格出力時	過出力時	限界照射試験用要素の被覆管開孔時	定格出力時	過出力時
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素 IV型特殊燃料要素 III型限界照射試験用要素 IV型限界照射試験用要素 先行試験用要素 基礎試験用要素 A型用炉心燃料要素 限界照射試験用補助要素	2,540℃ 2,540℃ 2,540℃ 2,540℃ 溶解温度以下*1 溶解温度以下 2,350℃ 2,540℃	2,680℃ 2,680℃ 2,680℃ 2,680℃ 溶解温度以下*1 溶解温度以下 2,650℃ 2,680℃	— — 2,680℃ 2,680℃ — — — 2,680℃	— — — — 20%*2 — — —	— — — — 30%*2 — — —
	被覆管最高温度 (肉厚中心) *3				
	定格出力時				
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	C型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時	
照射燃料集合体 III型特殊燃料要素 IV型特殊燃料要素 III型限界照射試験用要素 IV型限界照射試験用要素 先行試験用要素 基礎試験用要素 A型用炉心燃料要素 限界照射試験用補助要素 内壁構造容器 密封構造容器	700℃ 610℃ 750℃ 660℃ — — 620℃ — — —	700℃ 610℃ 700℃ 610℃ 750℃ 750℃ — 700℃ 675℃ 675℃	700℃ 610℃ — — — — — — — —	700℃ 610℃ 700℃ 610℃ — — — 700℃ — —	— — — — — — — — — —

第2.3.1表 燃料集合体の使用条件 (2/3)

	被覆管最高温度 (肉厚中心)				被覆管円周方向 最大引張塑性歪
	限界照射燃料集合体		D型照射燃料集合体		
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	C型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時	
照射燃料集合体	890℃	890℃	890℃	—	—
III型限界照射試験用要素	810℃	810℃	810℃	890℃	—
IV型限界照射試験用要素	—	—	—	—	3%
先行試験用要素	—	—	—	—	—
限界照射試験用補助要素	—	890℃	890℃	890℃	—
最高燃焼度					
	A型照射燃料集合体 装填時	B型照射燃料集合体 装填時	C型照射燃料集合体 装填時	D型照射燃料集合体 装填時	
照射燃料集合体	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t
III型特殊燃料要素	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t	130,000MWd/t
IV型特殊燃料要素	150,000MWd/t	200,000MWd/t	—	—	200,000MWd/t
III型限界照射試験用要素	150,000MWd/t	200,000MWd/t	—	—	200,000MWd/t
IV型限界照射試験用要素	—	200,000MWd/t	—	—	—
先行試験用要素	—	200,000MWd/t	—	—	—
基礎試験用要素	—	200,000MWd/t	—	—	—
A型用炉心燃料要素	90,000MWd/t	—	—	—	—
限界照射試験用補助要素	—	130,000MWd/t	—	—	130,000MWd/t

第2.3.3.1表 燃料集合体の使用条件 (3/3)

照射燃料集合体 A型照射燃料集合体 B型照射燃料集合体 C型照射燃料集合体 D型照射燃料集合体	燃料集合体の挿入量 第2.3.2表のとおり	炉心挿入位置	
		炉心燃料領域* <sup>4</sup> (外側燃料領域* <sup>5</sup> ) 炉心燃料領域* <sup>4</sup> 炉心燃料領域* <sup>4</sup> 炉心燃料領域* <sup>4</sup>	
年間照射試験回数			
限界照射試験用要素 装填時		先行試験用要素 装填時	
照射燃料集合体 A型照射燃料集合体 B型照射燃料集合体 C型照射燃料集合体 D型照射燃料集合体	最大4回 最大1回* <sup>6</sup> — 最大1回* <sup>6</sup>	— 最大14回 — —	— 最大14回 — —

- \* 1 : 酸化物燃料を除く。
- \* 2 : 酸化物燃料の場合。
- \* 3 : 内壁構造容器及び密封構造容器または密封構造容器の最高温度。
- \* 4 : 制御棒及び後備炉停止制御棒の隣接位置に装荷しないものとする。
- \* 5 : A型炉心燃料要素(外側)装填時。
- \* 6 : B型照射燃料集合体とD型照射燃料集合体の合計。

第2.3.3表 先行試験用要素（燃料溶融なし、使用末期）の設計仕様及び設計条件

項目	設計仕様及び設計条件
設計仕様	
燃料部	
種類	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット
プルトニウム含有率	30wt%以下
燃料ペレット外径	7.32mm
燃料ペレット内径	1.8mm
燃料ペレットの初期密度	95%理論密度
被覆管	
種類	高Niオーステナイト系ステンレス鋼（A）
外径	8.5mm
肉厚	0.5mm
燃料要素有効長さ（燃料部）	500mm
ガスペナム長さ	980mm
設計条件（通常運転時）	
燃料要素最高燃焼度	200,000MW d / t
最大線出力密度	450W / cm
燃焼時間	2,280日
被覆管最高温度（肉厚中心）	700°C

第2.3.4表 先行試験用要素（溶融なし、使用末期）の設計結果

項目	設計結果	制限値または許容値
燃料最高温度（過出力時）	約2,510°C	2,680°C
被覆管内圧	約9.02MPa	—
クリープ寿命分数和	約0.2	1
被覆管一次膜応力		
通常運転時	約137.8N / mm <sup>2</sup>	158.6N / mm <sup>2</sup>
過出力時	約143.3N / mm <sup>2</sup>	153.5N / mm <sup>2</sup>
累積疲労サイクル	約0.7	1

第2.3.5表 先行試験用要素（燃料溶融あり、使用初期）の設計仕様及び設計条件

項目	設計仕様及び設計条件
設計仕様	
燃料部	
種類	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット
プルトニウム含有率	30wt%以下
燃料ペレット直径	6.44mm
燃料ペレットの初期密度	95%理論密度
被覆管	
種類	高Niオーステナイト系ステンレス鋼（A）
外径	7.5mm
肉厚	0.45mm
燃料要素有効長さ（燃料部）	500mm
ガスプレナム長さ	865mm
設計条件（通常運転時）	
最大線出力密度	640W/cm
被覆管最高温度（肉厚中心）	650°C

第2.3.6表 先行試験用要素（溶融あり、使用初期）の設計結果

項目	設計結果	制限値または許容値
燃料溶融割合（過出力時）	約30%	30%
被覆管一次膜応力		
通常運転時	約6.5N/mm <sup>2</sup>	240.2N/mm <sup>2</sup>
過出力時	約6.8N/mm <sup>2</sup>	228.4N/mm <sup>2</sup>
被覆管の歪（燃料と被覆管の相互作用）	約1%	3%

第2.3.7表 基礎試験用要素（使用末期）の設計仕様及び設計条件

項目	設計仕様及び設計条件
設計仕様	
燃料部	
種類	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット
プルトニウム含有率	30wt%以下
燃料ペレット外径	7.32mm
燃料ペレット内径	1.8mm
燃料ペレットの初期密度	95%理論密度
被覆管	
種類	SUS316相当ステンレス鋼
外径	8.5mm
肉厚	0.5mm
燃料要素有効長さ（燃料部）	500mm
ガスプレナム長さ	680mm
設計条件（通常運転時）	
燃料要素最高燃焼度	100,000MW d / t
最大線出力密度	450W / cm
燃焼時間	1,140日
被覆管最高温度（肉厚中心）	700°C

第2.3.8表 基礎試験用要素（使用末期）の設計結果

項目	設計結果	制限値または許容値
燃料最高温度（過出力時）	約2,510°C	2,680°C
被覆管内圧	約7.09MPa	—
クリープ寿命分数和	約2.0	—
被覆管一次膜応力		
通常運転時	約108.2N / mm <sup>2</sup>	135.1N / mm <sup>2</sup>
過出力時	約113.0N / mm <sup>2</sup>	118.3N / mm <sup>2</sup>

## 2.4 炉心の概要

### 2.4.1 構造

炉心は、MK-I 炉心からMK-II 炉心へ変更された後、更に変更を加え、熱出力を 140MW としたMK-III 炉心に変更された。本申請では、更に変更を加え、熱出力を 100MW としたMK-IV 炉心を対象とする。MK-IV 炉心の構造等を以下に示す。

#### (1) 構造

炉心は、六角形の燃料集合体及び反射体等を、第 2.4.1 図に示すように、蜂の巣状に配列した構造で、内側燃料領域、外側燃料領域、軸方向反射体領域、半径方向反射体領域、半径方向遮へい集合体領域及び熱遮へいペレット領域から構成し、全体をほぼ円柱形状とする。

炉心燃料集合体は、内側燃料集合体及び外側燃料集合体から構成する。内側燃料領域は、炉心第 0 列から炉心第 2 列に装荷される内側燃料集合体から構成する。外側燃料領域は、炉心第 3 列から炉心第 5 列に装荷される外側燃料集合体から構成する。炉心燃料集合体の装荷個数は、照射燃料集合体及び照射用実験装置の核分裂性物質質量の変化、装荷位置及び個数の変化等に対して、必要な反応度を維持するように調整される。また、炉心第 3 列には、制御棒 4 本が、炉心第 5 列には後備炉停止制御棒 2 本が配置される。制御棒及び後備炉停止制御棒の位置を第 2.4.1 図に示す。なお、制御棒は、通常運転時において、ほぼ等しい引き抜き位置にあるように、後備炉停止制御棒は、全引き抜き位置にあるように操作される。

半径方向反射体領域及び半径方向遮へい集合体領域は、燃料集合体装荷位置の外周 3 層及び最外周 2 層に配置される反射体及び遮へい集合体から構成する。反射体は、炉心燃料集合体の周囲に配置され、半径方向反射体領域を構成し、炉心から漏えいする中性子を散乱反射し、炉心内の中性子束分布を平坦化するとともに、透過中性子量を低減する遮蔽体としての役割を有する。反射体は、炉心第 5 列から炉心第 6 列に装荷される内側反射体、炉心第 6 列から炉心第 8 列に装荷される外側反射体 (A)、及び原子力材料の照射を目的として装荷される材料照射用反射体から構成する。遮へい集合体は、反射体の外側に配置され、炉心から漏えいする中性子を吸収し、透過中性子量を低減する遮蔽体としての役割を有する。遮へい集合体は、炉心第 9 列から炉心第 10 列に装荷される。また、炉心第 7 列には、中性子源 1 体が配置され、原子炉の起動時に、炉心に中性子を供給する役割を有する。

また、照射燃料集合体、材料照射用反射体及び照射用実験装置は、それらの装荷により炉心の核熱特性に過大な影響を与えないように、装荷位置及び装荷個数を決定する。なお、照射燃料集合体は燃料集合体装荷位置に、材料照射用反射体及び照射用実験装置は、試験の目的に応じて、燃料集合体装荷位置及び反射体装荷位置に配置される。

炉心は、予想される全ての運転範囲において、原子炉出力の過渡的变化に対し、燃料集合体の損傷を防止又は緩和するため、燃料温度係数、冷却材温度係数及びナトリウムボイド反応度等を総合した反応度フィードバックが急速な固有の出力抑制効果を有するとともに、出力振動が発生した場合であっても、燃料の許容設計限界を超える状態に至らないように十分な減衰特性を持ち、又は出力振動を制御し得るように設計する。また、燃料集合体、反射体及び遮へい集合体並びに炉心構造物等は、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時において、原子炉を安全に停止し、かつ、停止後に炉心の冷却機能を維持できるように設計する。炉心の主要寸法を以下に示す。

炉心燃料領域高さ	約 50cm
炉心燃料領域等価直径（最大）	約 78cm
軸方向反射体領域等価厚さ 上部	約 30cm
下部	約 38cm
半径方向反射体領域等価厚さ（最小）	約 24cm
半径方向遮へい集合体領域等価厚さ	約 13cm
炉心構成要素ピッチ	約 81.5mm

## (2) 炉心構成要素の最大挿入量及び装荷位置

燃料集合体の最大個数、炉心燃料領域核分裂性物質質量（最大）及び熱遮へいペレット領域核分裂性物質質量（最大）を以下に示す。なお、照射燃料集合体は、炉心燃料領域に装荷するものとする。燃料集合体の種類毎の最大個数を第 2.4.1 表に示す。

燃料集合体の最大個数 79 体

炉心燃料集合体の最大個数 79 体

照射燃料集合体の最大個数 4 体

炉心燃料領域核分裂性物質質量（最大）

$^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$  約 150kg

$^{235}\text{U}$  約 100kg

熱遮へいペレット領域核分裂性物質質量（最大）

天然ウラン 約 1kg

劣化ウラン 約 50kg

照射燃料集合体の 1 体当たりの核分裂性物質質量は、炉心燃料集合体のそれを超えないものとする。また、B型、C型及びD型照射燃料集合体のそれぞれの 1 体当たりの核分裂性物質質量は、A型照射燃料集合体のその最大を超えないものとする。なお、照射用実験装置を半径方向反射体領域に装荷した場合にあっては、炉心燃料領域及び熱遮へいペレット領域の核分裂性物質質量に、半径方向反射体領域の核分裂性物質質量を加えても、核分裂性物質の全挿入量を超えないものとする。

また、材料照射用反射体は、炉心燃料領域又は反射体領域に装荷され、原子力材料（ステンレス鋼又は制御棒用材料等）の照射試験に用いられる。炉心燃料領域に装荷する材料照射用反射体は最大 1 体とする。ラッパ管内には、原子力材料の照射用試験片が収納される。

なお、炉心燃料領域に計測線付実験装置を装荷する場合は、材料照射用反射体との合計を最大 1 体とする。制御棒用材料を照射する材料照射用反射体の装荷は反射体領域に限る。反射体領域に装荷する材料照射用反射体及び照射用実験装置（本体設備）は、炉心の 6 方向の各領域で最大 1 体までとする。また、反射体領域に装荷する照射用実験装置（本体設備）の周囲に設置する照射用実験装置（スペクトル調整設備）は最大 6 体とする。

なお、照射燃料集合体、材料照射用反射体及び照射用実験装置は、制御棒及び後備炉停止制御棒の隣接位置に装荷しないものとする。

照射燃料集合体及び炉心燃料領域に装荷する材料照射用反射体の装荷範囲を第 2.4.2 図に



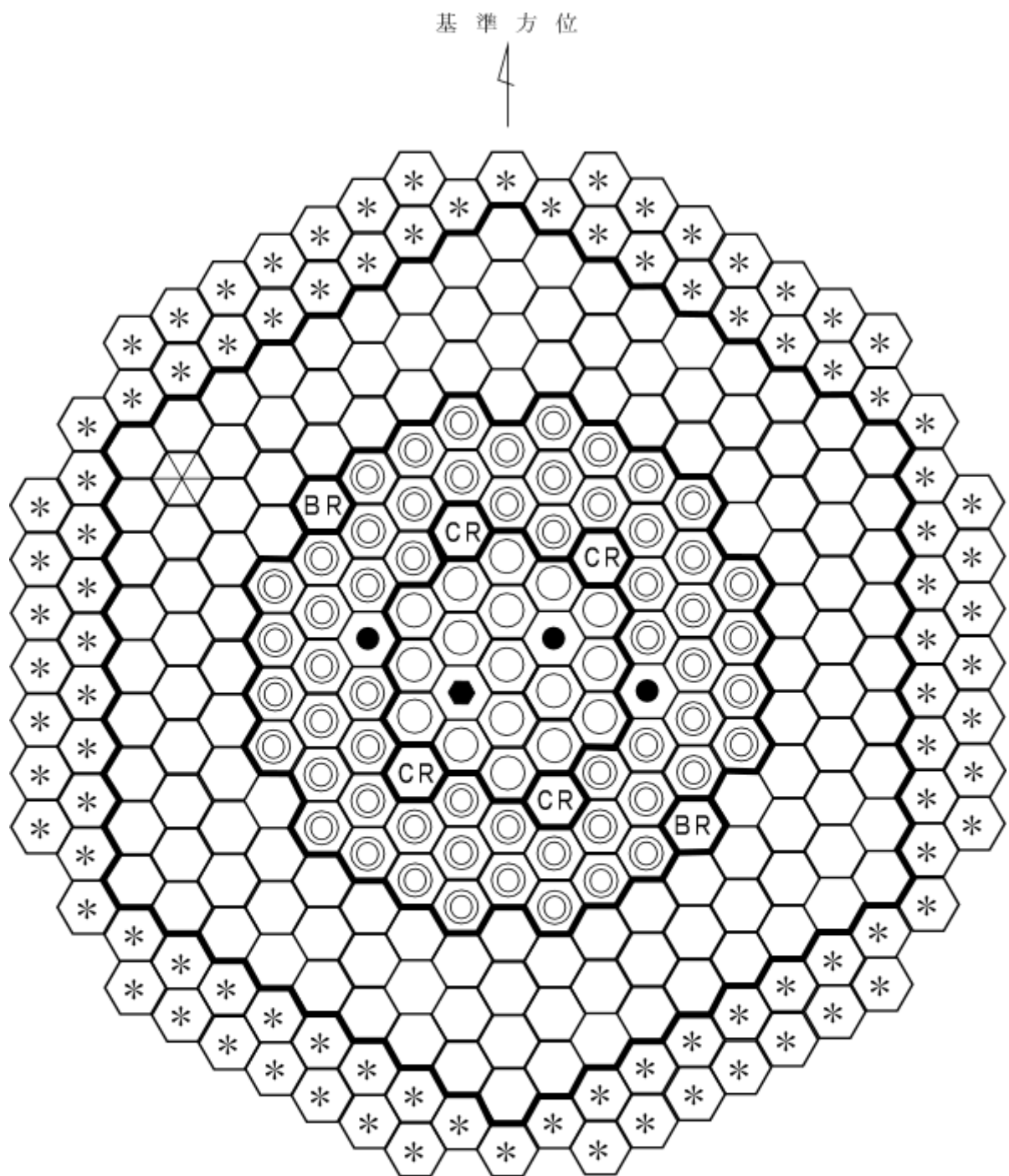
示す。

反射体領域に装荷する材料照射用反射体及び照射用実験装置の装荷範囲を第 2.4.3 図に示す。

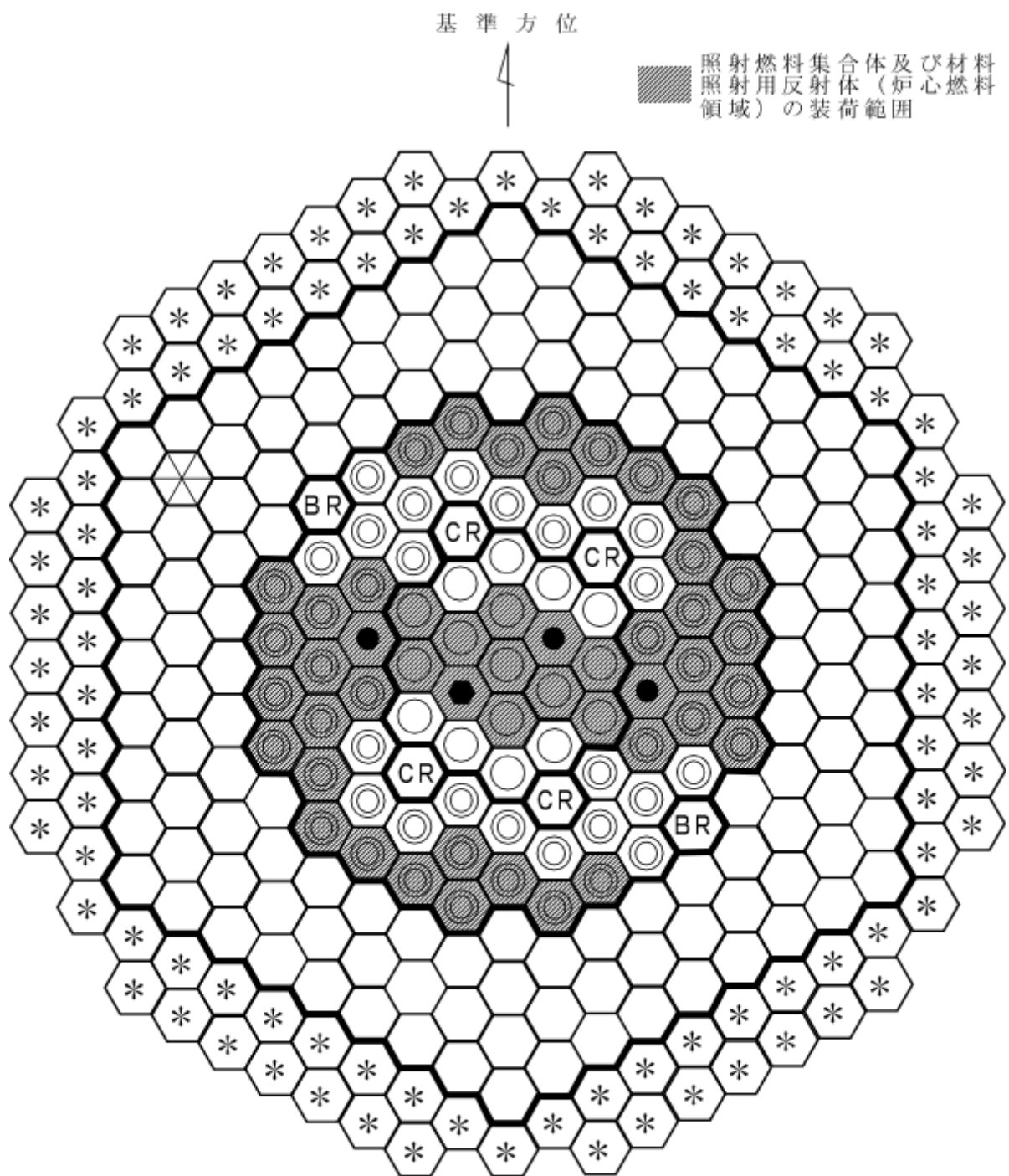
第2.4.1表 燃料集合体の種類毎の最大個数

燃料集合体	最大個数	備考
炉心燃料集合体	79体	
内側燃料集合体	19体	
外側燃料集合体	60体	
照射燃料集合体	4体	照射用実験装置を炉心燃料領域に装着する場合には、照射用実験装置との合計
A型照射燃料集合体 試験用要素装填時	4体	
B型照射燃料集合体 先行試験用要素または基礎試験用要素装填時を除く 試験用要素装填時	2体	
B型照射燃料集合体 先行試験用要素または基礎試験用要素装填時を除く 試験用要素装填時	4体	
C型照射燃料集合体	1体	D型照射燃料集合体の試験用要素装填時との合計
C型照射燃料集合体	4体	
D型照射燃料集合体 試験用要素装填時	4体	
D型照射燃料集合体 試験用要素装填時	1体	B型照射燃料集合体の先行試験用要素または基礎試験用要素装填時を除く場合との合計

※ 試験用要素は、照射燃料集合体の燃料要素のうち、III型特殊燃料要素、IV型特殊燃料要素、A型炉心燃料要素及び限界照射試験用補助要素を除く燃料要素である。









第 2.4.1 図 標準平衡炉心構成図

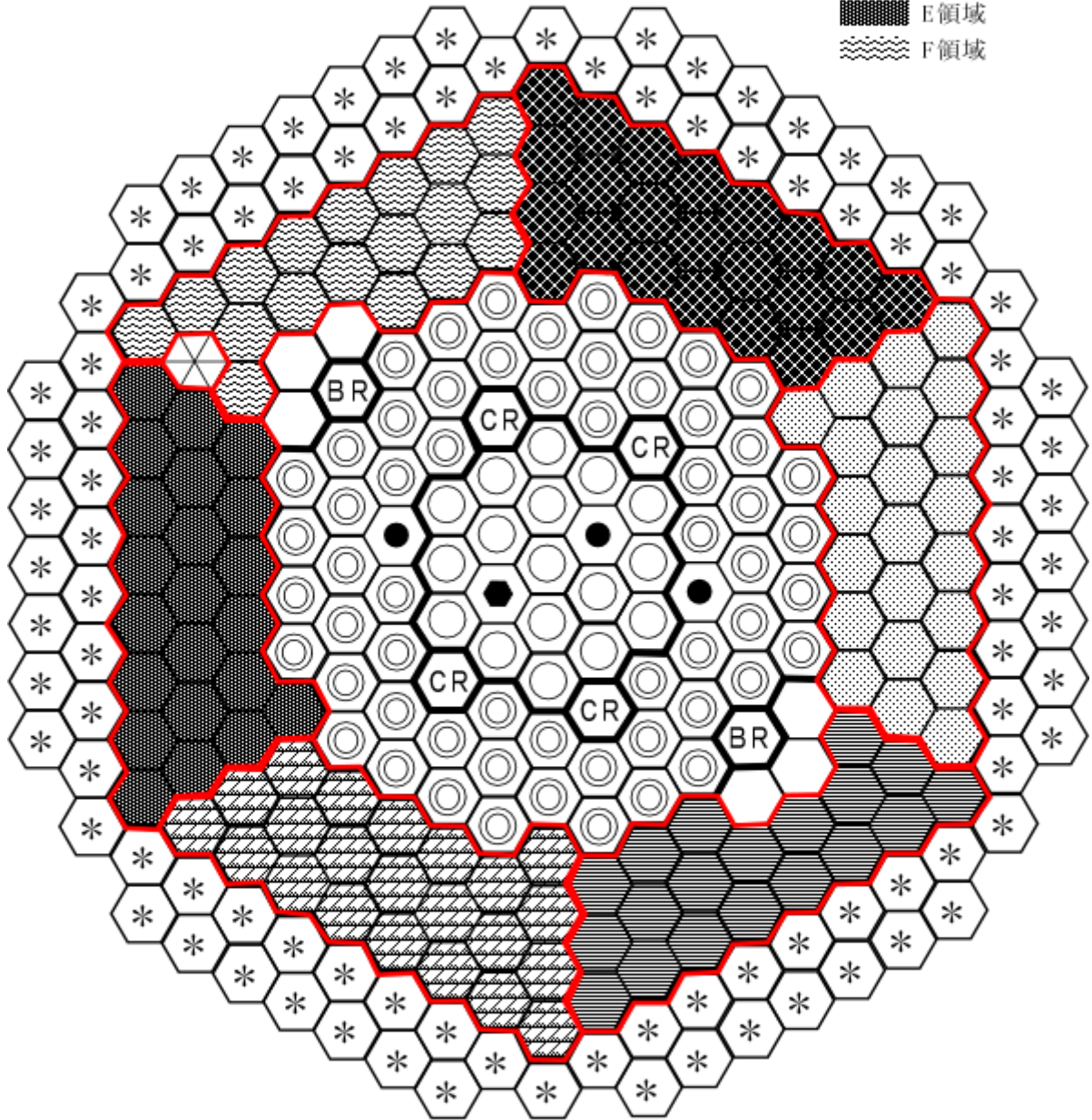


第 2.4.2 図 照射燃料集合体及び材料照射用反射体（炉心燃料領域）の装荷範囲

反射体領域の材料照射用反射体及び照射用実験装置の装荷範囲及び領域区分

基準方位

-  A領域
-  B領域
-  C領域
-  D領域
-  E領域
-  F領域



- |   |   |  |
|---|---|--|
|  内側燃料集合体 |  BR 後備炉停止制御棒 |  * 遮へい集合体  |
|  外側燃料集合体 |  中性子源        |  ● 照射燃料集合体 |
|  CR 制御棒  |  反射体         |  材料照射用反射体  |

第 2.4.3 図 反射体領域の材料照射用反射体及び照射用実験装置の装荷範囲



## 2.5 炉心構成

「常陽」は、高速炉開発に係る燃料や材料の照射試験を運転目的の一つとしており、炉心は、炉心燃料集合体だけでなく、照射試料を有する照射燃料集合体等を含む。また、照射燃料集合体等は、試験目的に応じて装荷位置を変更する。

炉心構成は、運転サイクルにより変動する。一方、設置変更許可段階の炉心設計に当たっては、運転上の制限又は条件の範囲を定めるため、設計用の代表的な炉心構成の設定を必要とする。設置変更許可段階における炉心の設計にあたっては、燃料交換による反応度変化及び取り出した炉心燃料集合体の平均燃焼度がほぼ平衡に達した炉心（以下「標準平衡炉心」という。）を設定する【炉心構成：第2.4.1図参照】。

標準平衡炉心は、運転上の制限又は条件の範囲を定めるため、照射燃料集合体、材料照射用反射体及び照射用実験装置の装荷パターンが、装荷パターンが異なる他の炉心の核熱特性を代表するものとして選定したものであり、C型照射燃料集合体1体を炉心第3列に、B型照射燃料集合体2体をそれぞれ1体ずつ炉心第1列と炉心第3列に、材料照射用反射体1体を炉心第1列に装荷したものである。標準平衡炉心の構成要素の内訳を第2.5.1表に示す。炉心燃料集合体の交換計画は、炉心燃料集合体について、一様かつ高い燃焼度が得られるように、また、出力分布の変動が小さくなるように策定する。原子炉の運転サイクルは、約60日間の定格出力運転期間及び約19日間の休止期間（出力上昇及び出力降下期間を含む。）を合計した約2.5ヶ月／サイクルを標準とし、出力分布に応じて5～9バッチの分散方式で、炉心燃料集合体を交換する。1サイクルあたりに取り出す炉心燃料集合体の個数は、平均約10体となる。また、取り出した炉心燃料集合体の燃焼度は、燃料集合体最高燃焼度を80,000MWd/t、燃料要素最高燃焼度を90,000MWd/tとし、平均で約60,000MWd/tとなる。なお、標準平衡炉心は、設置変更許可段階の設計用炉心構成であり、全て新燃料の状態を仮想し、平衡に至るまで炉心燃料集合体を交換したものである。実炉心におけるMK-IV炉心への移行は、燃料仕様がMK-III炉心と同じであり、継続使用することを踏まえ、一部内側燃料集合体の脱荷、一部外側燃料集合体の内側反射体への交換等により達成する。すでに燃焼が進んでいることから、MK-IV炉心は、平衡炉心組成に近い状態から開始することとなる。

第2.5.1表 標準平衡炉心の構成要素の内訳

炉心構成要素	装荷数（体）
炉心燃料集合体	内側 17 外側 58
照射燃料集合体	3
制御棒	4
後備炉停止制御棒	2
反射体	131
材料照射用反射体	1
遮へい集合体	96
中性子源	1

## 2.6 標準平衡炉心を用いた核熱設計における保守性の確保

設置変更許可段階の炉心設計にあつては、標準平衡炉心を用いて、以下の運転上の制限又は条件の範囲を定める。

- ・ 過剰反応度
- ・ 反応度制御能力（主炉停止系）／反応度停止余裕（主炉停止系）
- ・ 最大反応度添加率（主炉停止系）
- ・ 反応度制御能力（後備炉停止系）／反応度停止余裕（後備炉停止系）
- ・ 反応度係数（ドップラ係数、燃料温度係数、構造材温度係数、冷却材温度係数、炉心支持板温度係数、ナトリウムボイド係数）

これらの運転上の制限又は条件は、不確かさ・余裕を考慮して評価した核特性範囲の上限値又は下限値等を使用するものとし、設置変更許可段階では、当該上下限値を保守的に組み合わせた条件で安全評価を実施し、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故時においても、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、燃料の許容設計限界（熱設計基準値）を超えないことを確認することで、炉心構成が運転サイクルで変動する場合にあつても、以下に示す後段規制において、運転上の制限又は条件の範囲内にあることを確認することで、炉心の安全性を担保することができるものとしている。

- ・ 「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請の段階にあつては、照射燃料集合体、材料照射用反射体及び照射用実験装置について、照射試験の目的に応じた装荷位置を決定し、その装荷パターンに応じた原子炉施設の炉心構成における燃料集合体の装荷個数、過剰反応度、反応度制御能力、反応度添加率及び反応度停止余裕を運転上の制限又は条件の範囲内になるように設計する。当該照射燃料集合体等の装荷による核熱特性への影響は、設置変更許可段階での評価結果に包絡されるため、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故時においても、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、燃料の許容設計限界（熱設計基準値）を超えない。
- ・ さらに、炉心構成の運用の手続きについては、「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 37 条に基づく原子炉施設保安規定に定める。運転段階においても、原子炉施設保安規定に基づき、サイクル運転に先立ち、炉心構成の制限事項（個数、熱的制限値、核的制限値）の遵守や核特性への影響が所定の範囲内であることを評価・確認するため、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故時においても、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより、燃料の許容設計限界（熱設計基準値）を超えない。

## 2.7 核設計

### 2.7.1 設計方針（核設計基準）

核設計基準を以下に示す。炉心は、核設計基準を満足するように設計する。なお、核設計計算手法及び炉定数は、核的モックアップ実験及びMK-Ⅱ炉心やMK-Ⅲ炉心の性能試験の解析により、それらの精度を確認し、公称値及び不確かさ幅の信頼度を高めるものとし、また、核設計にあたっては、炉心が、照射用炉心として十分な機能を発揮できることに留意する。

- (1) 制御棒は、反応度価値の最も大きな制御棒1本が全引き抜き位置のまま挿入できない場合（以下「ワンロッドスタック時」という。）にあっても、原子炉を未臨界に移行することができ、100℃の体系において、未臨界を維持できること。
- (2) 後備炉停止制御棒は、原子炉を未臨界に移行することができ、350℃の体系において、未臨界を維持できること。
- (3) 炉心は、予想される全ての運転範囲において、燃料温度係数、冷却材温度係数及びナトリウムボイド反応度等を総合した反応度フィードバックが負であること。

### 2.7.2 計算方法

核設計計算には、多群中性子拡散理論及び多群中性子輸送理論を用いるものとし、3次元モデルを使用する。なお、モデルに使用する炉心寸法及び組成は定格出力時のものを基準とする。3次元モデルは、Tri-Zモデル及びXYZモデルの2種類とし、主要な核設計計算に使用する。XYZモデルは、制御棒及び後備炉停止制御棒の反応度価値計算に使用する。モデルの一例として、標準平衡炉心の軸方向計算体系を第2.7.1図に示す。なお、炉心最外周には遮へい集合体を設置しており、炉内燃料貯蔵ラックに装荷した燃料集合体の影響は排除可能である。

核設計計算で使用する主な計算コードを第2.7.1表に示す。また、炉定数は、JFS-3-J3.2Rセットを使用する。エネルギー群数は70群を基本とするが、制御棒及び後備炉停止制御棒の反応度価値計算では、7群縮約定数を使用する。

なお、当該解析手法は、公開コードを用いて、原子力機構が高速炉の標準的な解析手法として確立したものである。核設計で用いる計算方法及び炉定数については、MK-Ⅱ炉心やMK-Ⅲ炉心の性能試験等で得られた実験値と計算値を比較することで、その信頼性を確認する。検証結果を以下に示す。

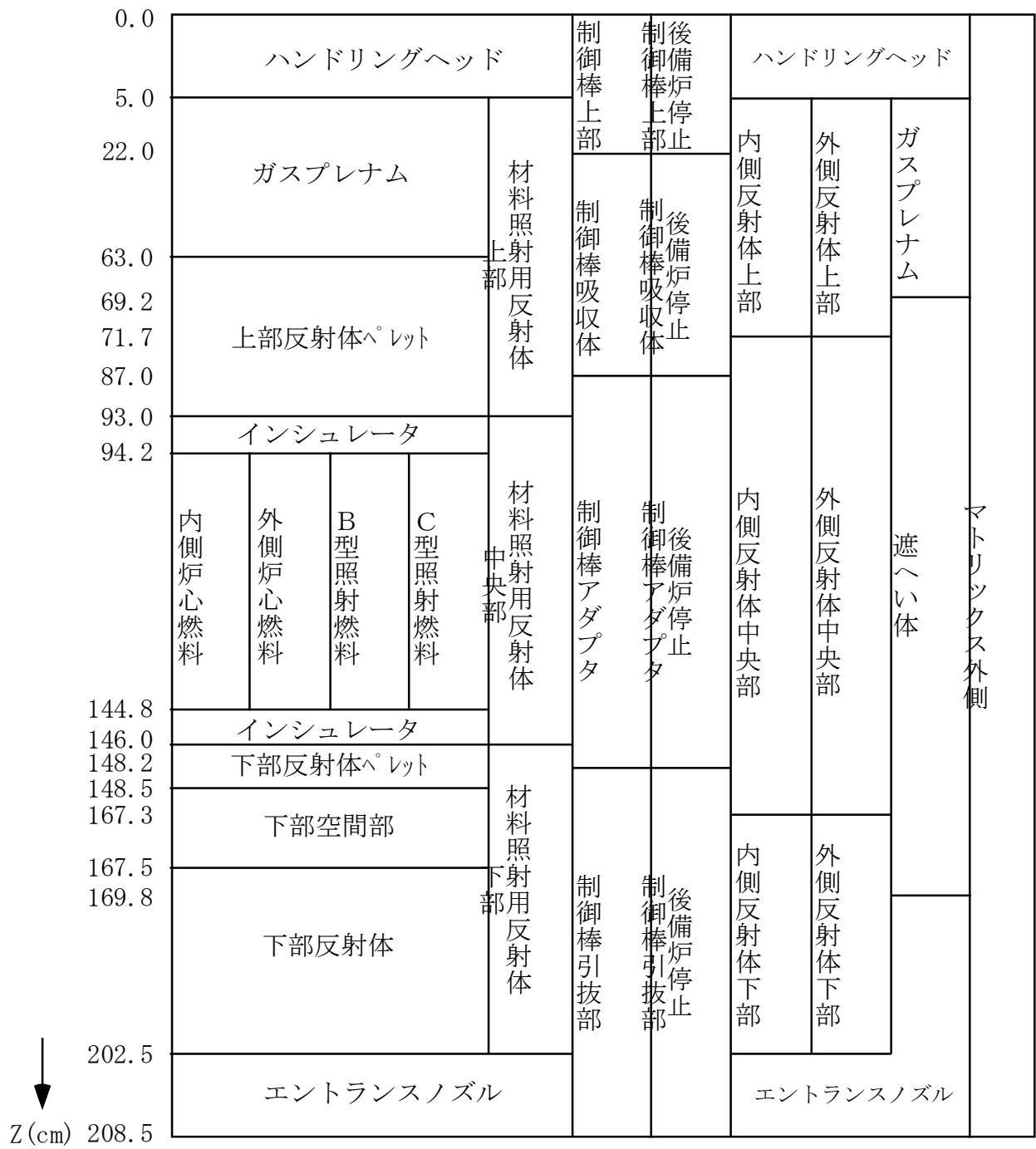
- ・ 実効増倍率については、MK-Ⅲ炉心の性能試験における実験値が1.0308、計算値が1.0276となった。過剰反応度の評価において、標準平衡炉心（平衡組成）作成時の過剰反応度の計算値を、MK-Ⅲ性能試験に対する計算値と実験値の差を用いて補正（標準平衡炉心の臨界性の判断に使用）している。
- ・ 制御棒反応度価値については、MK-Ⅲ炉心の性能試験における実験値の計算値に対する比は1.04となった。制御棒反応度価値の補正係数の一つとして、MK-Ⅲ性能試験に対する計算値と実験値の比を使用している。
- ・ 等温温度係数（ドップラ反応度及び熱膨張反応度）については、MK-Ⅲ炉心の性能試験における実験値の計算値に対する比は1.04となった。反応度係数の不確かさの設定において、MK-Ⅲ性能試験に対する計算値と実験値の比を使用している。



- ・ 出力分布については、MK-II炉心の性能試験における核種毎の核分裂率分布解析を行った結果、計算値は実験誤差内で一致した。

第 2.7.1 表 核設計用主要計算コード

計算コード	内容	用途
CASUP	1次元格子計算	実効断面積作成
SLAROM	均質格子計算	実効断面積作成
JOINT	インターフェース	断面積縮約
CITATION	拡散及び燃焼計算	一般核特性
PERKY	拡散摂動計算	反応度係数
TRITAC	輸送計算	輸送補正



第 2.7.1 図 標準平衡炉心軸方向計算体系

### 2.7.3 運転上の制限又は条件の範囲

各種の核的特性値については、実験値と計算値の比、及び実験値の実験誤差、外挿誤差、制御棒及び後備炉停止制御棒の配置の非対称性に係る計算誤差等の不確かさを考慮して、最大値及び最小値を設定し、安全側の評価となる値を用いる。

#### (1) 最大過剰反応度

最大過剰反応度は、サイクル運転(60日)末期に過剰反応度が零となることを想定し、燃焼補償用反応度、温度補償用及び出力補償用反応度並びに運転余裕用を積み上げて設定する。定格出力時における最大過剰反応度は $0.020 \Delta k/k$ となる。当該反応度は、燃焼による反応度低下を補償し、これに運転余裕を見込んだものである。また、 $100^\circ\text{C}$ の体系から定格出力時の体系における温度及び出力による反応度低下を補償するために必要な過剰反応度は、計算上の余裕を含めて最大 $0.015 \Delta k/k$ となる。上記より、 $100^\circ\text{C}$ の体系における最大過剰反応度は、 $0.035 \Delta k/k$ 以下となる。標準平衡炉心の過剰反応度の内訳を第2.7.2表に示す。

第2.7.2表 標準平衡炉心の過剰反応度の内訳

(単位： $\Delta k/k$ )

反応度バランス		主炉停止系	後備炉停止系
定格出力時の最大の過剰反応度		0.020	-
内訳	燃焼補償用	0.014	-
	運転余裕用	0.006	-
温度補償用及び出力補償用		0.0149	0.0053
内訳	$100^\circ\text{C} \sim 250^\circ\text{C}$	0.0057	-
	$250^\circ\text{C} \sim 350^\circ\text{C}$	0.0039	-
	$350^\circ\text{C} \sim$ 定格	0.0053	0.0053
所要反応度の合計		0.035 (0.0349)	0.006 (0.0053)
反応度制御能力		0.050	0.014
反応度停止余裕		0.015	0.008

#### (2) 反応度停止余裕

制御棒は、ワンロードスタック時であっても、原子炉を未臨界に移行することができ、 $100^\circ\text{C}$ の体系において、未臨界を維持できるものとする。後備炉停止制御棒は、原子炉を未臨界に移行することができ、 $350^\circ\text{C}$ の体系において、未臨界を維持できるものとする。なお、反応度停止余裕の評価に当たっては、保守的な制御棒及び後備炉停止制御棒の挿入パターンで評価するとともに、反応度値に補正係数を乗じることで、制御棒及び後備炉停止制御棒の反応度値の計算の不確かさ、制御棒及び後備炉停止制御棒の中性子吸収材の燃焼、炉心構成の変動等を考慮するものとする。上述の評価により、制御棒4

本挿入時の反応度値は  $0.070 \Delta k/k$  以上となる。また、反応度停止余裕は  $0.015 \Delta k/k$  以上（ワンロードスタック時）となる。また、後備炉停止制御棒 2 本挿入時の反応度値は  $0.014 \Delta k/k$  以上となり、 $350^\circ\text{C}$  の体系における反応度停止余裕は  $0.008 \Delta k/k$  以上となる。

### (3) 制御棒ストローク曲線

制御棒ストローク曲線を第 2.7.2 図に示す。制御棒ストローク曲線に対する炉心構成の変動及び炉心の燃焼等の影響は小さく、制御棒による最大反応度添加率は約  $0.00016 \Delta k/k/s$  である。なお、最大反応度添加率の評価に当たっては、保守的な制御棒及び後備炉停止制御棒の挿入パターンで評価するとともに、反応度値に補正係数を乗じることによって、制御棒の反応度値の計算の不確かさ、制御棒の中性子吸収材の燃焼、炉心構成の変動等を考慮する。

なお、燃焼に伴い制御棒の反応度値の絶対値及び最大変化率は減少し、最大反応度添加率は、未燃焼時に最大となる。

### (4) 反応度係数

反応度係数は、標準平衡炉心における計算値に対して、炉心構成や燃料初期組成、燃焼の影響や実測値に基づく不確かさ等を考慮し、炉心支持板温度係数については  $\pm 20\%$ 、それ以外については  $\pm 30\%$  の範囲を制限値として設定する。計算結果を以下に示す。

#### (i) ドップラ係数

通常運転時及び 1 次冷却材全喪失時における標準平衡炉心のドップラ係数を第 2.7.3 表に示す。第 2.7.3 表に示すように、ドップラ係数は負となる。

第 2.7.3 表 標準平衡炉心のドップラ係数

(単位： $\text{Tdk/dT}$ )

	ドップラ係数	運転上の制限又は条件の範囲
通常運転時	$-2.4 \times 10^{-3}$	$-(1.3 \sim 3.3) \times 10^{-3}$
1 次冷却材全喪失時	$-2.0 \times 10^{-3}$	

#### (ii) 温度係数（ドップラ効果を除く。）

温度係数は、燃料温度係数、構造材温度係数、冷却材温度係数及び炉心支持板温度係数から構成する。標準平衡炉心の温度係数を第 2.7.4 表に示す。これらの温度係数は、燃料ペレット、構造材（被覆管を含む。）、冷却材及び炉心支持板の膨張に起因するものであり、全て負となる。

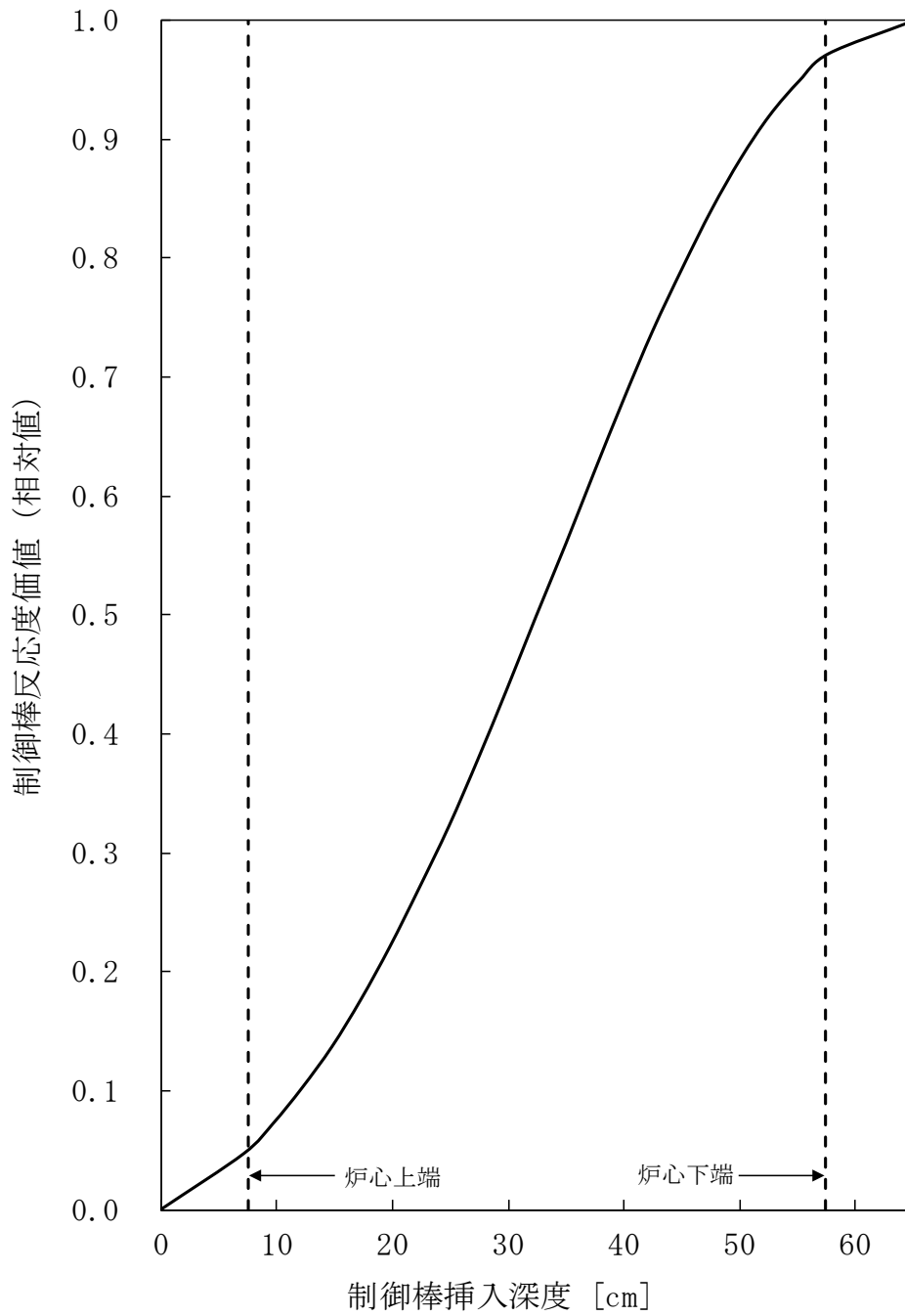
第 2.7.4 表 標準平衡炉心の温度係数

(単位： $\Delta k/k/^\circ C$ )

	温度係数	運転上の制限又は条件の範囲
燃料温度係数	$-3.2 \times 10^{-6}$	$-(2.2 \sim 4.2) \times 10^{-6}$
構造材温度係数	$-1.3 \times 10^{-6}$	$-(0.8 \sim 1.7) \times 10^{-6}$
冷却材温度係数	$-9.6 \times 10^{-6}$	$-(6.6 \sim 12.5) \times 10^{-6}$
炉心支持板温度係数	$-14.2 \times 10^{-6}$	$-(1.1 \sim 1.7) \times 10^{-5}$

(iii) ナトリウムボイド反応度

ナトリウムボイド反応度は、原子炉容器内の全ての場所において負である。標準平衡炉心の 1 次冷却材全喪失時の反応度の変化（ナトリウムボイド反応度）は $-0.019 \Delta k/k$ となる。運転上の制限又は条件の範囲は、 $-(1.3 \sim 2.5) \times 10^{-2} \Delta k/k$ とする。



第 2.7.2 図 制御棒ストローク曲線

#### 2.7.4 出力分布及び最大中性子束

標準平衡炉心の出力分布及び炉内最大中性子束を第 2.7.5 表に示す。出力分布には、制御棒の挿入により歪みが生じるため、その評価に当たっては、制御棒の挿入量を考慮する必要がある。通常運転時における制御棒の挿入量は、そのストロークの 5/13 以下であるため、出力ピーキング係数は、制御棒の挿入量を、そのストロークの 5/13 として評価したものである。出力ピーキング係数は、径方向出力ピーキング係数、軸方向出力ピーキング係数及び局所出力ピーキング係数に分類し、径方向出力ピーキング係数を燃料集合体当たりの最大出力と平均出力との比、軸方向出力ピーキング係数を燃料要素の軸方向最大出力密度と平均出力密度との比、局所出力ピーキング係数を燃料要素当たりの最大出力と平均出力との比と定義する。

第 2.7.5 表 出力分布及び炉内最大中性子束

		標準平衡炉心
出力分布	出力分担 (MW)	
	炉心燃料集合体	95.7
	照射燃料集合体	1.1
	その他	3.2
	(反射体、制御棒等)	
	出力ピーキング係数	1.63
	径方向	1.33
	軸方向	1.17
	局所	1.04
炉内最大中性子束 (n/cm <sup>2</sup> /s)		
0.1MeV 以上		2.9×10 <sup>15</sup>
全中性子束		4.2×10 <sup>15</sup>



## 2.8 要求事項（試験炉設置許可基準規則第 43 条）への適合性説明

（試験用燃料体）

第四十三条 試験用燃料体は、次に掲げるものでなければならない。

- 一 試験計画の範囲内において、試験用燃料体の健全性を維持できない場合においても、燃料体の性状又は性能に悪影響を与えないものであること。
- 二 設計基準事故時において、試験用燃料体が破損した場合においても、試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないものであること。
- 三 放射性物質の漏えい量を抑制するための措置を講じたものであること。
- 四 輸送中又は取扱中において、著しい変形が生じないものであること。

### 適合のための設計方針

- 一 照射燃料集合体の熱設計は、炉心燃料集合体の設計方針に基づいて行う。燃料要素は、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪等を制限することにより、その健全性を確保する。ただし、試験用要素を装填した照射燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、試験用要素が計画された範囲内でその健全性を喪失しても、他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、それぞれの燃料要素について、設計方針を定め、その方針を満足するよう設計する。燃料集合体は、炉心燃料集合体の設計方針に準ずる。ただし、限界照射試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、コンパートメントの冷却材出口部は多数の小口径の孔とし、万一、限界照射試験用要素の開孔部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。
- 二 照射燃料集合体は、設計基準事故時において、照射燃料集合体が破損した場合においても、原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないように設計する。燃料要素は、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪等を制限することにより、その健全性を確保する。ただし、試験用要素にあつては、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、計画された範囲でその健全性を喪失しても、他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、使用する試験用要素に応じて設計方針を定め、その方針を満足するよう設計する。燃料集合体は、炉心燃料集合体の設計方針に準ずる。ただし、限界照射試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、コンパートメントの冷却材出口部は多数の小口径の孔とし、万一、限界照射試験用要素の開孔部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。先行試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、燃料熔融状態の先行試験用要素の被覆管の破損が生じた場合でも、内壁構造容器の健全性が確保される構造とするとともに、内壁構造容器の冷却材出口部を多数の小口径の孔とし、万一、先行試験用要素の被覆管の破損部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。基礎試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、基礎試験

用要素の被覆管が開孔した場合でも、密封構造容器の健全性が確保される構造とする。

三 燃料要素は、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪等を制限することにより、その健全性を確保する。また、照射燃料集合体の1体当たりの核分裂性物質量は、炉心燃料集合体のそれを超えないものとする。B型、C型及びD型照射燃料集合体のそれぞれの1体当たりの核分裂性物質量は、A型照射燃料集合体のその最大を超えないものとする。ただし、試験用要素にあつては、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、計画された範囲でその健全性を喪失するものがある。限界照射試験用要素、先行試験用要素及び基礎試験用要素の装填時にあつては、年間照射試験回数を制限するとともに、燃料破損検出系により、燃料要素の被覆管の開孔又は破損が検知された場合には、原子炉を停止し、当該照射燃料集合体を炉心から取り出すとともに、放射性廃ガス中の放射性物質の濃度が所定の値を超える場合には、当該廃ガスを貯留タンクに圧入貯蔵するものとする。

四 照射燃料集合体は、輸送中又は取扱中において、著しい変形が生じないように、輸送中又は取扱中に加わる荷重として、設計上の加速度条件として6Gを設定し、この加速度に基づく荷重により、燃料要素支持部等に発生する応力を評価し、これが許容応力以下であることを確認することで過度の変形を防止し、その機能が阻害されないように設計する。

## 「炉心の変更」に関する基本方針

## 1. 概要

「常陽」の炉心は、増殖炉心（以下「MK-I炉心」という。）から照射用炉心（以下「MK-II炉心」という。）へ変更された後、更に変更を加え、熱出力を140MWとした照射用炉心（以下「MK-III炉心」という。）に変更された。本申請では、更に変更を加え、熱出力を100MWとした照射用炉心（以下「MK-IV炉心」という。）を対象とする。「炉心の変更」に関する基本方針を以下に示す。

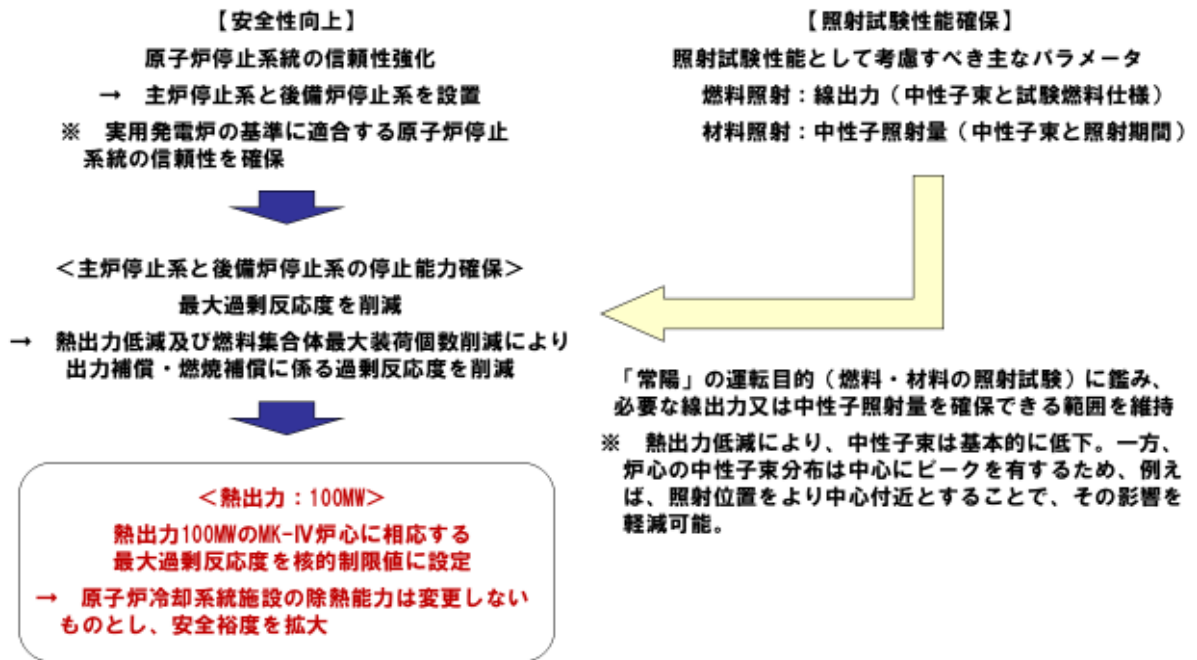
## 2. 「炉心の変更」に関する基本方針

「炉心の変更」は、改正された核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律の施行に伴い、「常陽」を「試験研究の用に供する原子炉等の位置、構造及び設備の基準に関する規則」等に適合させるための変更を行うにあたり、原子炉停止システムの信頼性を強化し、安全性を向上させること、一方で、高速炉燃料材料の開発等のための照射試験に必要な性能を維持することを目的とする（別図1.1参照）。

原子炉停止システムは、独立した主炉停止系と後備炉停止系を設けることで信頼性を向上する。それぞれの原子炉停止システムに要求される停止能力の確保には、最大過剰反応度の削減が必要であり、ここでは、熱出力の低減及び燃料集合体最大装荷個数の削減により、出力補償や燃焼補償に係る過剰反応度を削減して対応することとした。一方で、照射試験性能として考慮すべき主なパラメータである線出力と中性子照射量は、熱出力低減により基本的に低下する。必要な線出力又は中性子照射量を確保できる範囲に維持することも「常陽」の運転目的として肝要である。

熱出力を100MWとしたMK-IV炉心は、これらの要件を満足するものであり、当該炉心に相応する最大過剰反応度を核的制限値とする。なお、原子炉冷却システム施設の除熱能力は変更しないものとし、安全裕度を拡大することとしている。

「炉心の変更」に伴って生じる主な変更点等を別図1.2に示す。本申請にあつては、MK-IV炉心（熱出力100MW）での核設計や熱設計を実施するとともに、当該設計結果を炉心燃料集合体の機械設計や被ばく評価、安全評価等に反映する。



別図 1.1 「炉心の変更」に関する基本方針

**MK-IV炉心（熱出力100MW）条件として、以下の変更・評価等を実施（最新知見の反映を含む）**

**【核設計における主な変更点】**

- ・ 炉心構成（燃料集合体最大装荷個数削減に対応）
- ・ 核的制限値（最大過剰反応度削減に対応）
- ・ 反応度係数（炉心構成の変更に対応）
- ・ 動特性パラメータ（炉心構成の変更に対応）



**【核熱設計結果の反映】**

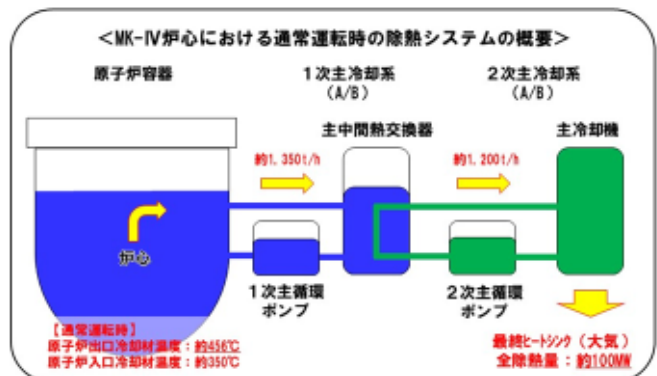
- ・ 炉心燃料集合体の機械設計（使用期間長期化対応を含む）
- ・ 動特性
- ・ 被ばく評価
- ・ 運転時の異常な過渡変化の評価
- ・ 設計基準事故の評価
- ・ 多量の放射性物質等を放出する事故の対策検討・評価

**【熱設計における主な変更点】**

- ・ 熱的制限値（熱出力低下に伴う使用期間長期化に対応）
- ・ 線出力密度や集合体冷却材流量（炉心構成の変更に対応）

**熱的制限値：** 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、原子炉停止系統及び安全保護系等の機能とあわせて**熱設計基準値（燃料の許容設計限界）**を超えないよう、かつ、その被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値である1.0を超えないよう、定格出力時における制限値として設定

	MK-III炉心（140MW）		MK-IV炉心（100MW）	
	熱的制限値	熱設計基準値	熱的制限値	熱設計基準値
燃料最高温度	2,530℃	2,650℃	2,350℃	2,650℃
被覆管最高温度（肉厚中心）	675℃	830℃	620℃	840℃
冷却材最高温度		910℃		910℃



別図 1.2 「炉心の変更」に伴って生じる主な変更点等

照射燃料集合体の安全設計において参考とした指針  
と設置許可基準規則の比較

照射用燃料集合体に装荷される燃料要素では、「水冷却型試験研究用原子炉施設に関する安全設計審査指針」（以下、「試験炉安全設計審査指針」という。）の指針 13 を参考としてきた。ただし、一部の燃料要素は、指針 13 に定義される試験用燃料要素に該当しないため、指針 12 を参考とし、燃料要素の健全性喪失（被覆材の破損あるいは被覆内燃料の一部の熔融等）を許容しない設計としている。

試験炉設置許可基準規則の第 43 条と試験炉安全設計審査指針の指針 12 及び指針 13 の比較を第 1 表に示す。試験炉設置許可基準規則の第 43 条の要求事項は、試験炉安全設計審査指針の指針 12 及び指針 13 に包含されており、本申請において、照射燃料集合体の設計方針に変更はない。

第 1 表 試験炉設置許可基準規則の第 43 条と試験炉安全設計審査指針の指針 12 及び指針 13 の比較 (1/2)

試験炉設置許可基準規則 第 43 条	試験炉安全設計審査指針 (指針 12, 13)	適合のための申請書記載概要
<p>一 試験計画の範囲内において、試験用燃料体の健全性を維持できない場合においても、燃料体の性状又は性能に悪影響を与えないものであること。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>第 1 号に規定する「試験計画の範囲内において、試験用燃料体の健全性を維持できない場合」とは、試験計画で制限した範囲内で、被覆材の破損あるいは燃料棒にあっては燃料棒の一部に溶融が生じる場合等をいう。</li> <li>第 1 号に規定する「燃料体の性状又は性能に悪影響を与えない」とは、試験計画の範囲内で、燃料体の機能及び健全性を阻害しないことをいう。</li> </ul>	<p>【指針 13】 1. 炉心への試験用燃料要素の装荷は、その数量を限定する設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>「試験用燃料要素」とは、燃料の研究・開発のため、試験用燃料棒又は試験用燃料棒とその他の構成要素を燃料要素と同様に組み上げ、炉心で試験を行うもので、被覆材の破損あるいは被覆内燃料の一部の溶融を伴い、1 次冷却材中に核分裂生成物等の放射性物質を放出するおそれがあるか、又は、放出するものをいう。</p> <p>第 1 項は、炉心に装荷される試験用燃料要素が限定された数量のものであって、臨界性等の炉心特性に大きな影響を与えないことを規定したものである。</p> <p>【指針 12】 1. 燃料要素は、原子炉内における使用期間中に生じ得る種々の変化を考慮しても、その健全性を失うことのない設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>「燃料要素」とは、燃料棒又は燃料棒等とその他の構成要素を一体に組上げたものをいう。</p> <p>「生じ得る種々の変化」とは、燃料のステリング、被覆材の中性子照射効果、腐食等がある。</p> <p>【指針 13】 2. 試験用燃料要素は、計画された範囲内でその健全性を喪失しても、燃料要素の健全性に影響を与えない設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>第 2 項の「計画された範囲内でその健全性を喪失し」とは、試験計画で制限した範囲内で、被覆材の破損あるいは棒状燃料にあっては燃料ペレットの一部に溶融が生じることなどをいう。「燃料要素の健全性に影響を与えない」とは、燃料要素の機能及び健全性を阻害しないことをいう。</p> <p>【指針 13】 3. 試験用燃料要素は、原子炉施設的设计とあいまって、運転時の異常な過渡変化時において、原子炉の健全性を損なわない設計であり、</p>	<p>適合のための申請書記載概要</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>照射燃料集合体の装荷個数を制限</li> <li>照射燃料集合体に装填する燃料要素個数を制限</li> <li>照射燃料集合体の 1 体当たりの核分裂性物質質量を炉心燃料集合体のそれを超えないように制限 (照射燃料集合体は炉心燃料集合体と置き換えて装荷するため、炉心燃料集合体の反応度範囲以下になるように設定)</li> </ul>
<p>二 設計基準事故時において、試験用燃料体が破損した場合においても、試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないものであること。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>第 2 号に規定する「試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがない」とは、燃料の許容設計限界を超えないこと及び試験用燃料体がその許容試験限界を超えないこと。なお、試験用燃料体の「許容試験限界」とは、試験用燃料体があらかじめ計画した範囲内で被覆材の破損又は燃料棒にあっては燃料棒の一部溶融等の試験を行うことができる限界をいい、運転時の異常な過渡変化時においても、その損傷により燃料体の健全性を損なうことのないことと要求される。</li> </ul>	<p>また、事故時においても試験用燃料要素の破損等により、原子炉の安全な停止及び炉心の冷却に支障を与えない設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>第 3 項の「原子炉の健全性を損なわない」とは、燃料要素及び試験用燃料要素がそれぞれの許容設計限界及び許容試験限界を超えないことをいう。ここで、試験用燃料要素の許容試験限界とは、試験用燃料要素があらかじめ計画した範囲内で被覆材の破損あるいは棒状燃料にあっては燃料ペレットの一部溶融等の試験を行える限界をいい、運転時の異常な過渡変化時においても、その損傷により燃料要素の健全性を損なうことのないことと要求される。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>照射燃料集合体の熱設計は、炉心燃料集合体の設計方針に基づいて実施することが基本</li> <li>燃料要素は、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪等を制限することにより、その健全性を確保</li> <li>試験用要素<sup>3)</sup>を装填した照射燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、試験用要素が計画された範囲内でその健全性を喪失しても、その健全性の喪失により他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、それぞれの燃料要素について、設計方針を定め、その方針を満足するよう設計</li> </ul>
<p>二 設計基準事故時において、試験用燃料体が破損した場合においても、試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないものであること。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>第 2 号に規定する「試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがない」とは、燃料の許容設計限界を超えないこと及び試験用燃料体がその許容試験限界を超えないこと。なお、試験用燃料体の「許容試験限界」とは、試験用燃料体があらかじめ計画した範囲内で被覆材の破損又は燃料棒にあっては燃料棒の一部溶融等の試験を行うことができる限界をいい、運転時の異常な過渡変化時においても、その損傷により燃料体の健全性を損なうことのないことと要求される。</li> </ul>	<p>また、事故時においても試験用燃料要素の破損等により、原子炉の安全な停止及び炉心の冷却に支障を与えない設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>第 3 項の「原子炉の健全性を損なわない」とは、燃料要素及び試験用燃料要素がそれぞれの許容設計限界及び許容試験限界を超えないことをいう。ここで、試験用燃料要素の許容試験限界とは、試験用燃料要素があらかじめ計画した範囲内で被覆材の破損あるいは棒状燃料にあっては燃料ペレットの一部溶融等の試験を行える限界をいい、運転時の異常な過渡変化時においても、その損傷により燃料要素の健全性を損なうことのないことと要求される。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>試験用要素を装填した照射燃料集合体は、設計基準事故時においてもその健全性の喪失により他の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、それぞれの燃料要素を装填した照射燃料集合体について、設計方針を定め、その方針を満足するよう設計</li> </ul>



第1表 試験炉設置許可基準規則の第43条と試験炉安全設計指針の指針12及び指針13の比較 (2/2)

試験炉設置許可基準規則 第43条	試験炉安全設計審査指針 (指針12, 13)	規則等に相応する申請書記載概要
<p>三 放射性物質の漏えい量を抑制するための措置を講じたものであること。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>第3号に規定する「放射性物質の漏えい量を抑制するための措置」とは、被覆材の破損による一次冷却材中への核分裂生成物等の放射性物質の放出量を、試験用燃料体の破損範囲の限定、破損燃料検出設備による運転監視等により適切に制限できる措置をいう。</li> </ul>	<p>【指針13】 4. 試験用燃料要素は、原子炉施設的设计とあいまって、1次冷却材中への放射性物質の放出量を制限できる設計であること。</p> <p>【解説】</p> <p>第4項の「放射性物質の放出量を制限できる」とは、被覆材の破損による1次冷却材中への核分裂生成物等の放射性物質の放出量を、試験用燃料板又は試験用燃料棒の破損範囲の限定、破損燃料検出設備による運転監視等により適切に制限できることをいう。</p> <p>【指針13】 5. 原子炉施設は、試験用燃料要素から放出される放射性物質を加えても、環境への放射性物質の放出量を合理的に達成できる限り低く抑える設計であること。</p> <p>【指針12】 2. 燃料要素は、輸送及び取扱い中に過度の変形を生じない設計であること。</p> <p>【指針13】 6. 試験用燃料要素は、輸送及び取扱い中に過度の変形を生じない設計であること。</p>	<p>燃料破損検出系により、燃料要素の破覆管の開孔又は破損が検知された場合には、原子炉を停止し、当該照射燃料集合体を炉心から取り出すとともに、放射性廃ガス中の放射性物質の濃度が所定の値を超える場合には、当該廃ガスを貯留タンクに圧入貯蔵</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>照射燃料集合体の1体当たりの核分裂性物質量は、炉心燃料集合体を超えないものに制限</li> <li>通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、計画された範囲でその健全性を喪失する限界照射試験用要素、先行試験用要素及び基礎試験用要素の装填時において、年間照射試験回数を制限</li> </ul> <p>照射燃料集合体の機械設計は、炉心燃料集合体の設計方針に基づき実施することが基本</p>
<p>四 輸送中又は取扱中において、著しい変形が生じないものであること。</p>		

\*1 照射燃料集合体に装填する燃料要素のうち、III型限界照射試験用要素、IV型限界照射試験用要素、先行試験用要素及び基礎試験用要素を「試験用要素」と呼ぶ。

## 照射燃料集合体の構造概要と燃料要素の種類の変更

第1表 照射燃料集合体

A型	B型	C型	D型
<ul style="list-style-type: none"> <li>試料部の周囲に、スパイラルワイヤを巻いたA型用炉心燃料要素を炉心燃料集合体と同じ燃料要素ピッチで正三角格子状に配置した構造。(第1図、第2図参照)</li> <li>試料部は、燃料要素7本のバンドルとし二重のステンレス鋼の試料部六角管に納めた「バンドル型」、<math>\alpha</math>型コンパートメント1本又は<math>\beta</math>型コンパートメント1本をステンレス鋼の試料部六角管に納めた「コンパートメント型」を使用。(第1図、第2図参照)</li> <li>コンパートメント型は、コンパートメントを適宜取り出すことにより、照射中の燃料要素の健全性を確認可能。</li> <li>燃料材が占める体積比率が比較的大きいため、高い中性子束による照射試験が可能。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>試料部を装填した<math>\gamma</math>型コンパートメント6本を、燃料集合体の中央部に設けたステンレス鋼のタイロッドのまわりに配置した構造。(第1図、第3図、第4図参照)</li> <li>ほぼ同一の照射条件下でパラメトリックなデータの取得が可能。また、コンパートメントを適宜取り出すことにより照射中の燃料要素の健全性を確認可能。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料要素最大91本のバンドルをステンレス鋼の試料部六角管に納めた構造。(第1図、第3図参照)</li> <li>同時に多数の照射データを取得可能。燃料要素の健全性を統計的に確認可能。</li> <li>照射条件をオンライン計測するものにあつては、検出器を取り付け、計測線を炉外に引き出す構造。(第5図参照)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料集合体の中央部に設けたステンレス鋼のタイロッドのまわりに、<math>\gamma</math>型コンパートメント6本、<math>\delta</math>型コンパートメント18本、又は、混在させて配置した構造。(第1図、第3図参照)</li> <li>ほぼ同一の照射条件下で燃料要素1本ごとに最大18のパラメータを設定して照射データを取得可能。また、コンパートメントを適宜取り出すことにより照射中の燃料要素の健全性を確認可能。</li> </ul>

※ コンパートメント：照射燃料集合体の内部において独自に冷却材流量を設定できる二重の円筒管（ $\alpha$ 型コンパートメントにおいては、外管に六角管も使用）。装填する燃料要素の種類及び本数並びに構造及び主要寸法等の組合せにより $\alpha$ 型、 $\beta$ 型、 $\gamma$ 型及び $\delta$ 型コンパートメントの4種類に分類。

$\alpha$ 型	ワイヤスペーサ型/グリッドスペーサ型
$\beta$ 型	ワイヤスペーサ型/シュラウド管型
$\gamma$ 型	ワイヤスペーサ型/グリッドスペーサ型
	先行試験用(ワイヤスペーサ型/シュラウド管型) 基礎試験用(ワイヤスペーサ型/シュラウド管型)
$\delta$ 型	ワイヤスペーサ型/シュラウド管型

第2表 コンパートメント

コンパートメントの種類		装填可能な燃料要素 (燃料要素の本数)	収納可能な照射燃料集合体 (コンパートメントの本数)	
α型コンパートメント ※ 燃料要素最大5本をピンタイロッドの周囲に配置 (第1図参照)	ワイヤスペーサ型	Ⅲ型特殊燃料要素 (最大5本) Ⅳ型特殊燃料要素 (最大5本)	A (最大1本)	
	グリッドスペーサ型	Ⅲ型特殊燃料要素 (最大5本) Ⅳ型特殊燃料要素 (最大5本)		
β型コンパートメント ※ 燃料要素1本をシュラウド管に装填 (第1図参照)	ワイヤスペーサ型	Ⅲ型限界照射試験用要素 (最大1本) *1 Ⅳ型限界照射試験用要素 (最大1本) *1	A (最大1本)	
	シュラウド管型	Ⅲ型限界照射試験用要素 (最大1本) *1 Ⅳ型限界照射試験用要素 (最大1本) *1		
γ型コンパートメント	ワイヤスペーサ型 ※ 燃料要素最大5本をピンタイロッドの周囲に配置 (第1図参照)		B (6本) D (最大6本)	
	グリッドスペーサ型 ※ 燃料要素最大5本をピンタイロッドの周囲に配置 (第1図参照)			
	先行試験用 ※ 内壁構造容器に燃料要素1本を装填。内壁構造容器1本を収納。 (第1図、第4図参照)	ワイヤスペーサ型	先行試験用要素 (1本) *2	B (6本)
		シュラウド管型	先行試験用要素 (1本) *2	
	基礎試験用 ※ 密封構造容器に燃料要素1本を装填。密封構造容器1本を収納。 (第1図参照)	ワイヤスペーサ型	基礎試験用要素 (1本) *3	
		シュラウド管型	基礎試験用要素 (1本) *3	
δ型コンパートメント ※ 燃料要素1本をシュラウド管に装填	ワイヤスペーサ型 (第1図参照)	Ⅲ型特殊燃料要素 (最大1本) Ⅳ型特殊燃料要素 (最大1本)	D (最大18本)	
	シュラウド管型 (第1図参照)	Ⅲ型特殊燃料要素 (最大1本) Ⅳ型特殊燃料要素 (最大1本)		

\*1: コンパートメントの冷却材出口部は多数の小口径の孔とし、万一、限界照射試験用要素の開孔部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。

\*2: 燃料熔融状態の先行試験用要素の被覆管の破損が生じた場合でも、内壁構造容器の健全性が確保される構造とするとともに、内壁構造容器の冷却材出口部を多数の小口径の孔とし、万一、先行試験用要素の被覆管の破損部から燃料が放出された場合でも、炉心燃料集合体の冷却を阻害するおそれのある粒径の燃料粒子が照射燃料集合体の外側へ漏れ出ない構造とする。

\*3: 基礎試験用要素の被覆管が開孔した場合でも、密封構造容器の健全性が確保される構造とする。

第3表 燃料要素

種類*1	装填可能な照射燃料集合体	燃料要素の主要仕様
I型特殊燃料要素		(削除)
II型特殊燃料要素		(削除)
III型特殊燃料要素	A、B、C、D	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率：32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：26wt%以下 燃料ペレット外径：5.3～7.5mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼 被覆管外径：6.4～8.5mm、被覆管肉厚：0.4～0.7mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：130,000MWd/t
IV型特殊燃料要素	A、B、C、D	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：24wt%以下 燃料ペレット外径：5.18～6.18mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：高速炉用フェライト系ステンレス鋼 被覆管外径：6.5～7.5mm、被覆管肉厚：0.56～0.76mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：130,000MWd/t
I型限界照射試験用要素		(削除)
II型限界照射試験用要素		(削除)
III型限界照射試験用要素	A*2、B、D	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率：32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：26wt%以下 燃料ペレット外径：5.3～7.5mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼 被覆管外径：6.4～7.5mm、被覆管肉厚：0.4～0.6mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：150,000MWd/t（A型）、200,000MWd/t（B型、D型）
IV型限界照射試験用要素	A*2、B、D	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：24wt%以下 燃料ペレット外径：5.18～6.18mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：高速炉用フェライト系ステンレス鋼 被覆管外径：6.5～7.5mm、被覆管肉厚：0.56～0.76mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：150,000MWd/t（A型）、200,000MWd/t（B型、D型）
炭化物試験用要素		(削除)
窒化物試験用要素		(削除)
高線出力試験用要素		(削除)
FFDL試験用要素（スリット付）		(削除)
FFDL試験用要素（スリットなし）		(削除)
先行試験用要素	B	燃料材：プルトニウム又はウランの単体、又は混合物の酸化物、炭化物、窒化物又は金属*4 Pu同位体組成比：原子炉級 燃料材外径：4.6～7.5mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼または高速炉用フェライト系ステンレス鋼（酸化物分散強化型を含む） 被覆管外径：5.4～8.5mm、被覆管肉厚：0.3～0.8mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：200,000MWd/t
基礎試験用要素	B	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット、プルトニウム・ウラン混合炭化物焼結ペレット、プルトニウム・ウラン混合窒化物焼結ペレット、プルトニウム・ウラン混合金属スラグ Pu含有率：それぞれ32wt%以下、25wt%以下、30wt%以下、20wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級 燃料ペレット外径：4.6～7.5mm/燃料ペレット内径（中空）：約2mm 被覆材：ステンレス鋼 被覆管外径：5.4～8.5mm、被覆管肉厚：0.3～0.8mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：200,000MWd/t
A型用炉心燃料要素（内側）	A	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：約18wt% 燃料ペレット外径：約4.6mm 被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼 被覆管外径：約5.5mm、被覆管肉厚：約0.7mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：90,000MWd/t
A型用炉心燃料要素（外側）		
限界照射試験用補助要素	B、D	燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット Pu含有率：32wt%以下、Pu同位体組成比：原子炉級、U濃縮度：26wt%以下 燃料ペレット外径：5.3～6.6mm 被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼 被覆管外径：6.4～7.5mm、被覆管肉厚：0.4～0.6mm 燃料要素有効長さ：50cm以下*3 最高燃焼度：130,000MWd/t

\*1：今後の照射試験計画等を踏まえ、I型特殊燃料要素、II型特殊燃料要素、I型限界照射試験用要素、II型限界照射試験用要素、高線出力試験用要素、炭化物試験用要素、窒化物試験用要素、FFDL試験用要素を削除。

\*2：コンバートメント型を使用。

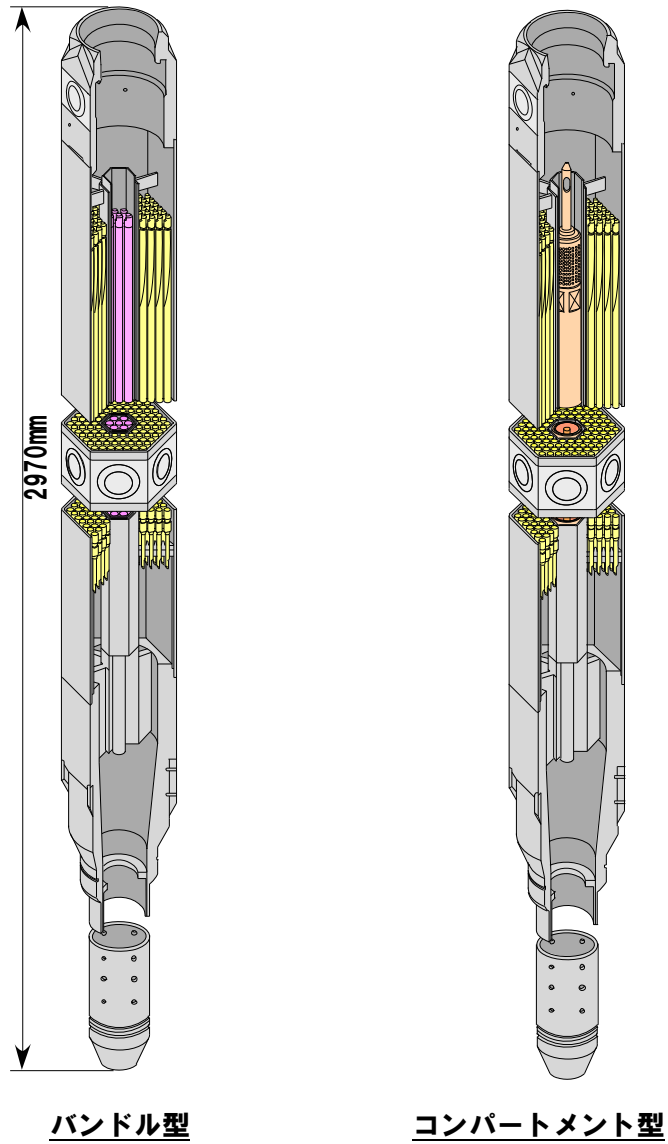
\*3：MK-II炉心から継続して使用する燃料要素の場合は55cm以下。

\*4：試験目的に応じて、マイナーアクチニドや核分裂生成物を混入（≦50wt%）。また、ペレットでない酸化物において、ウラン金属を混入し、O/M比を調整可能（≦10wt%）。

\*5：下線部は、炉心燃料要素（燃料材：プルトニウム・ウラン混合酸化物、被覆材：オーステナイト系ステンレス鋼）と異なる種類の燃料材、被覆材を用いるもの。

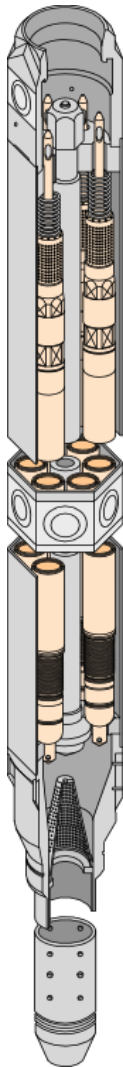


### A型照射燃料集合体

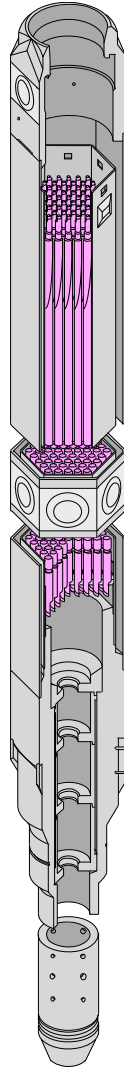


第2図 A型照射燃料集合体鳥瞰図

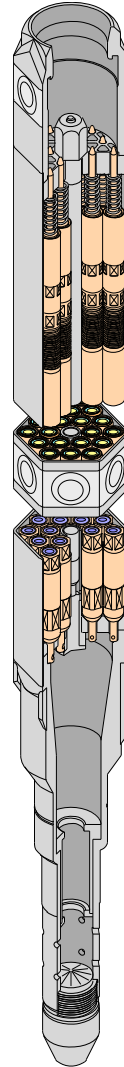
**B型照射燃料集合体**



**C型照射燃料集合体**



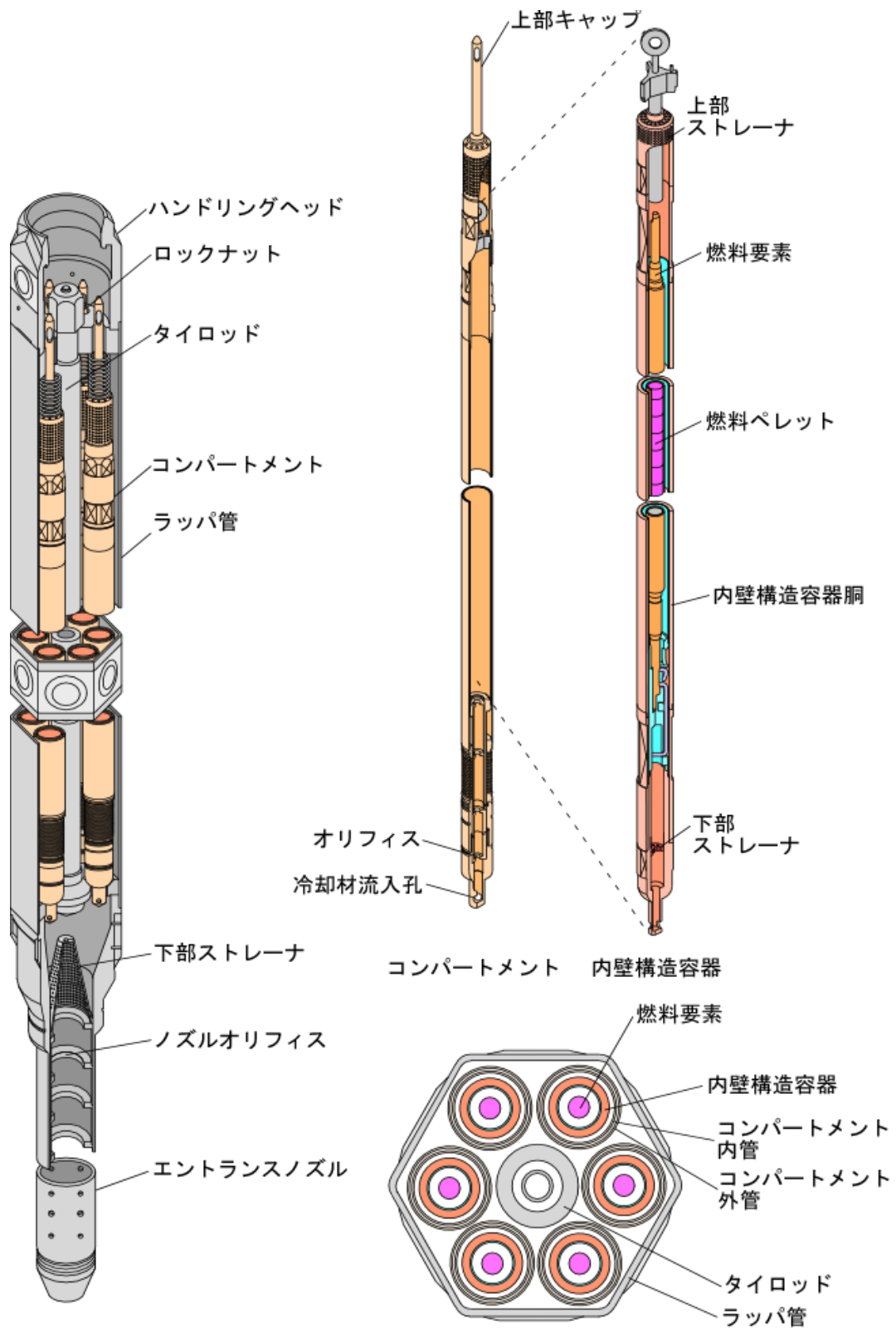
**D型照射燃料集合体**



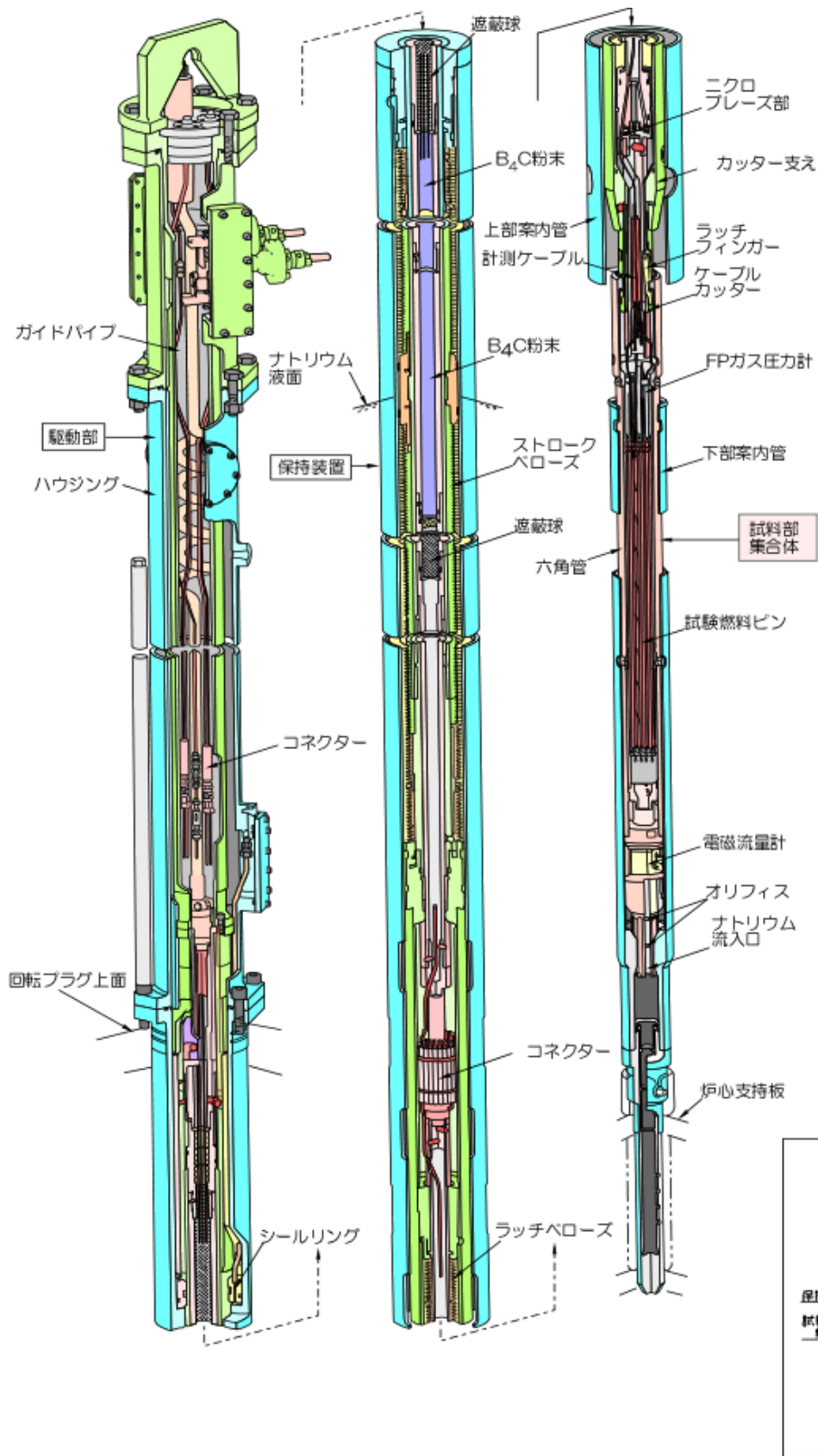
**【6型18本装填時】**

第3図 B型、C型、D型照射燃料集合体鳥瞰図





第4図 B型照射燃料集合体（先行試験用）鳥瞰図



第5図 計測線付C型照射燃料集合体の構造

照射燃料集合体の燃料要素で用いる燃料材、被覆材
-------------------------

照射燃料集合体では、高速増殖炉用燃料の開発のため、新たな燃料材・被覆材の照射挙動の把握を目的とした試験を実施する。そのため、炉心燃料要素で用いられているプルトニウム・ウラン混合炭化物燃料以外の燃料材や、オーステナイト系ステンレス鋼以外の被覆材を用いることがある。

ここでは、

燃料材で

- ・プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料
- ・プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料
- ・ウラン・プルトニウム・ジルコニウム合金（金属燃料）

被覆材で

- ・高速炉用フェライト系ステンレス鋼

について、それぞれの概要と設計上の考慮を添付 1～3 に示す。

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料について

## 1. 炭化物燃料の概要

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料に比べて、核分裂性物質密度が約 30%大きく、かつ 3～5 倍高い熱伝導度を有しており、高速炉燃料として優れた特性を有している。

ここではプルトニウム・ウラン混合炭化物燃料の主な物性と設計上の考慮について記す。

## 2. 主な物性

### 2.1 理論密度

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、重元素密度がプルトニウム・ウラン混合酸化物燃料より高いため、理論密度も高い値を示す<sup>[1]</sup>。

UC : 13.63 g/cm<sup>3</sup>

PuC : 13.6 g/cm<sup>3</sup>

U<sub>2</sub>C<sub>3</sub> : 12.88 g/cm<sup>3</sup>

Pu<sub>2</sub>C<sub>3</sub> : 12.7 g/cm<sup>3</sup>

### 2.2 融点

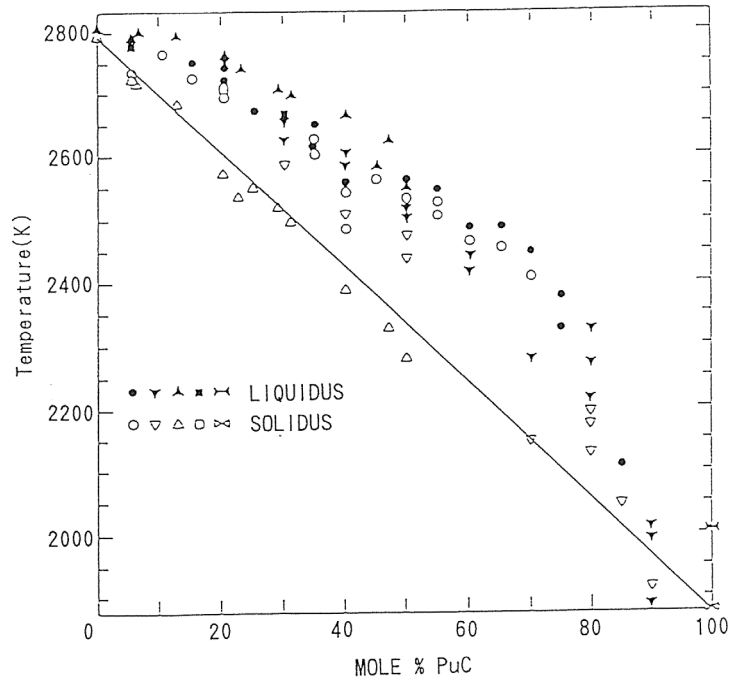
第 2.2.1 図に UC-PuC 系の液相線及び固相線を示す<sup>[2]</sup>。燃料の溶融は固相線温度で始まるので、固相線から融点を求める。第 2.2.1 図より固相線温度は UC の値から PuC の値へ直線的に減少しているため、(Pu, U)C の固相線温度は UC の固相線温度と PuC の固相線温度を直線で結んだ以下の式(第 2.2.1 図中の直線の式) から求めることができる。

$$T = 2517 - 915(y/100)$$

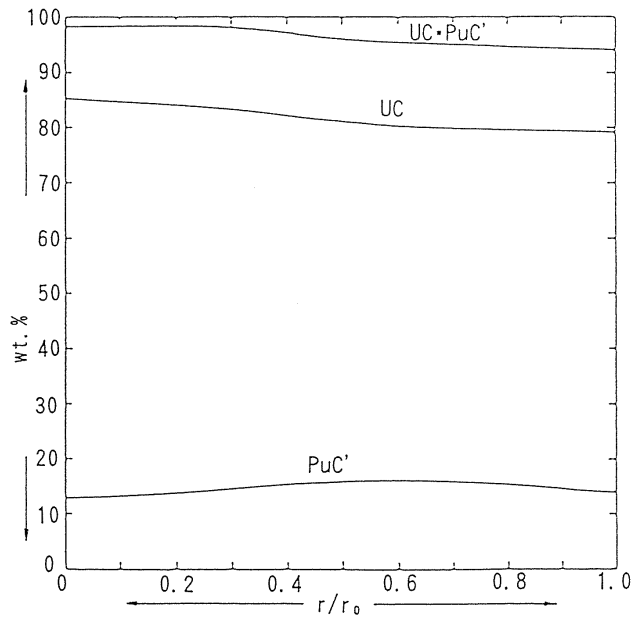
T : UC-PuC 系の固相線温度(°C)

y : Pu 比(%)

プルトニウム含有率約 25%に対して、プルトニウムの再分布について第 2.2.2 図<sup>[3]</sup>により 10%増加を考慮し、上式に使用するプルトニウム含有率 (y) を 35%とすると、固相線温度は 2190°Cとなる。これに実験の不確かさを 50°C考慮して融点を 2140°Cとする。



第 2.2.1 図 UC-PuC 系の融点



第 2.2.2 図 Pu 再分布

## 2.3 熱伝導度

### (1) 熱伝導度式

Schmidtによって整理された実験結果から得られた温度依存の熱伝導度幅<sup>[4]</sup>及びSteinerの式<sup>[5]</sup>から算出された熱伝導度値を第2.3.1図に示す。第2.3.1図から実験の傾向をよく表しているSteinerの式をもとに、実験結果の下限値に対し10%程度の裕度をもつよう、また、Stormsによるプルトニウム混合比40wt%のデータ<sup>[6]</sup>をも包含するよう、補正係数として0.8を乗じて設定した。

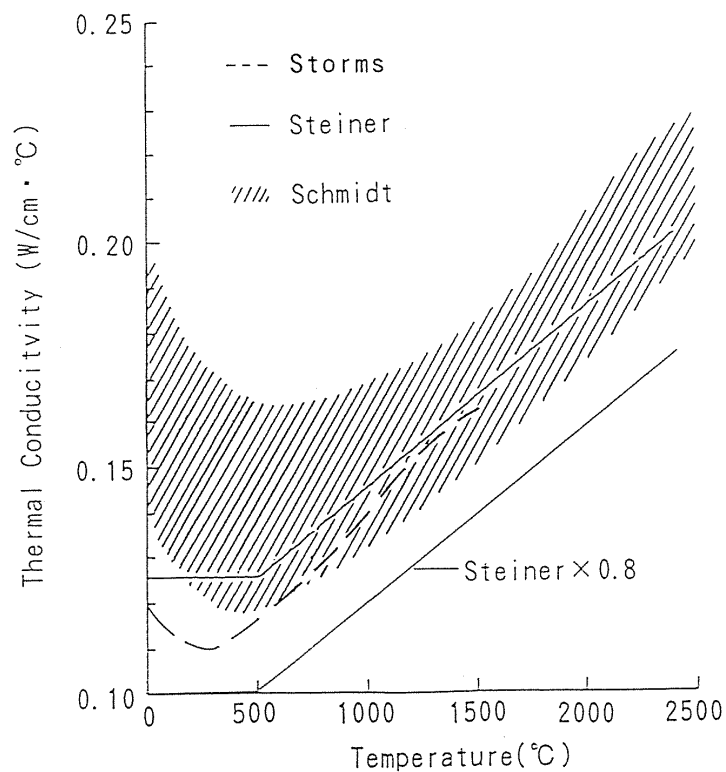
<UC, (Pu, U)C>

$$K = \left( \left( (12.6 + 4.1 \times 10^{-3}(T - 500)) \times 0.8 \right) / 100 \right) \times \left( (1 - (1 - D)) / (1 + (1 - D)) \right)$$

K : 熱伝導度 (W/cm・°C)

D : 燃料理論密度比

T : 燃料温度 (°C)



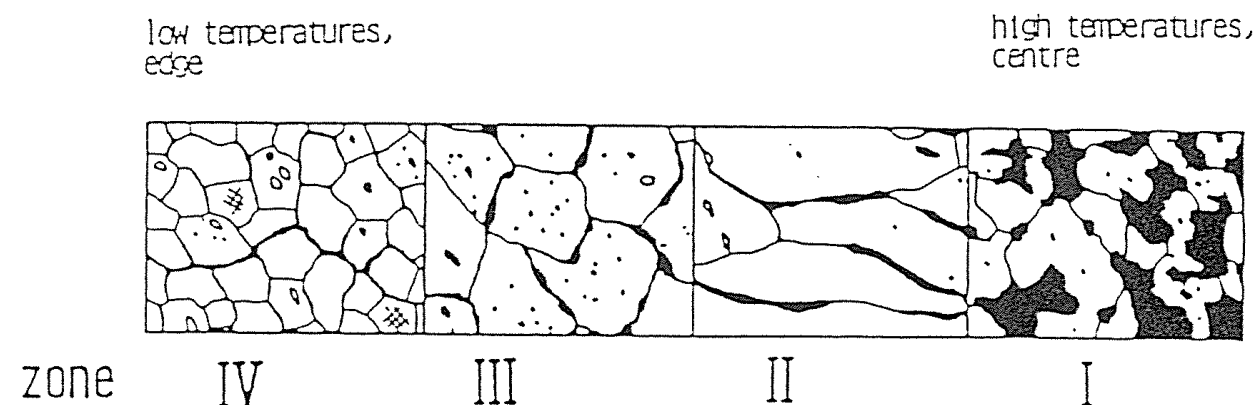
第2.3.1図 プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料の熱伝導度

## (2) 組織変化の考慮

第2.3.2図に炭化物燃料の組織の模式図を示す。この図においてペレットの理論密度は、Zone IV は製造時のままであり、Zone III では製造時のそれより大きく、Zone II はほぼ同等であり、Zone I は小さい。このため、熱設計において組織変化にともなう理論密度比の変化によるペレットの熱伝導度の補正を行った場合、Zone IV は製造時のペレット熱伝導度と等しく、Zone III では製造時のペレット熱伝導度より大きく、Zone II は製造時のペレット熱伝導度とほぼ同等であり、Zone I は製造時の熱伝導度より小さくなる。

酸化物燃料と同様に組織変化（文献[7]によると、組織変化によるペレットの理論密度比は最大0.95、最小0.72であることから、例としてZone IVの理論密度比を0.85、Zone IIIの理論密度比を0.95、Zone IIの理論密度比を0.85、Zone Iの理論密度比を0.72と仮定する）が起こるものと仮定し、上記のペレットの熱伝導度の変化を考慮した場合には、熱流束が中心部（Zone I）に比べ外周部（Zone III）の方が大きいことから、外周部のペレット熱伝導度の増加の効果が試料最高温度（ペレット中心部）に与える影響が大きく、試料最高温度は組織変化を考慮しない場合に比べ低くなる。

したがって、組織変化の効果を考慮せず熱設計を行えば安全側の評価結果となることから、炭化物燃料においては組織変化の効果を考慮しない設計を行う。

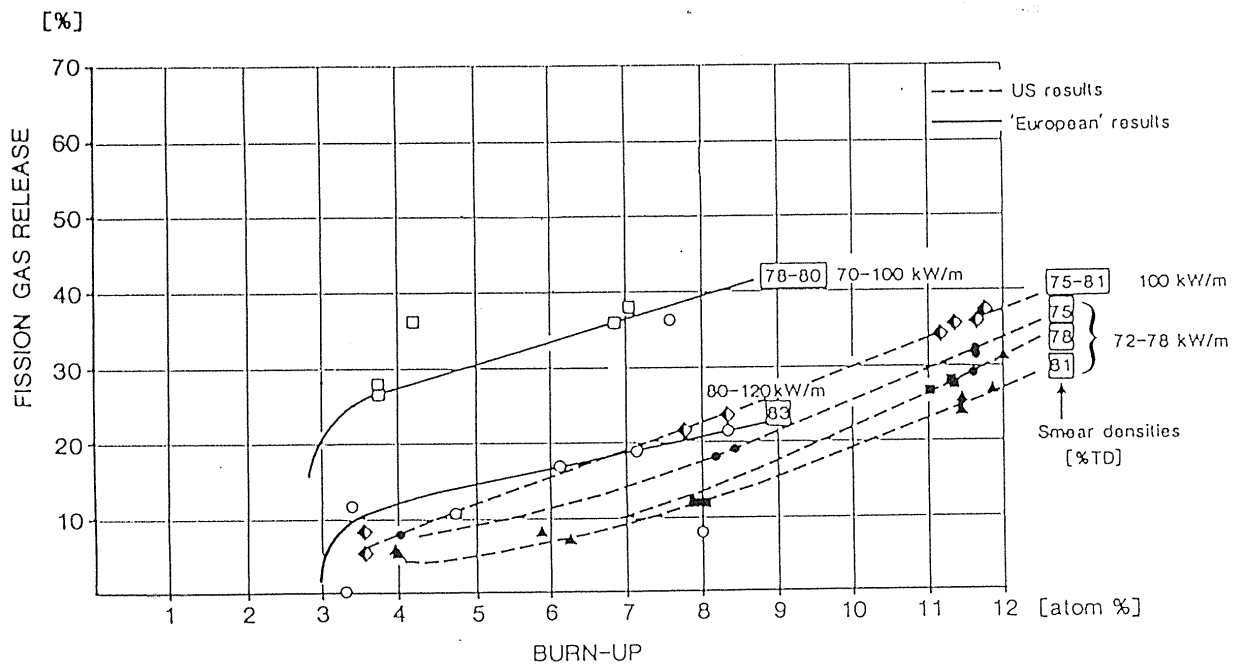


第2.3.2図 炭化物燃料組織の再編成の模式図

## 2.4 FP ガス放出挙動

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料に比べ低いFP ガス放出率を示す。

実験結果を第 2.4.1 図に示す<sup>[8]</sup>。第 2.4.1 図から燃焼とともに FP ガス放出率は上昇するが、設計においては保守的に 50%一定とする。



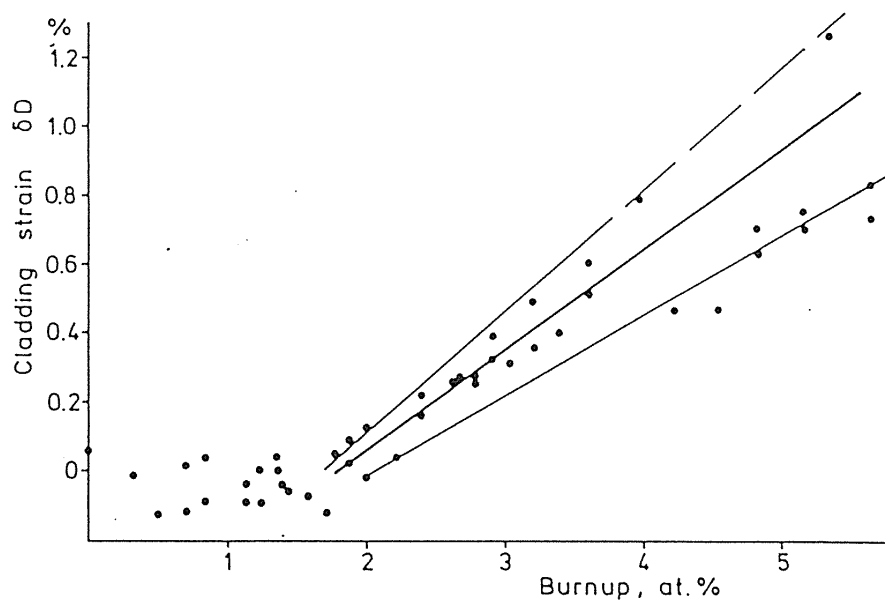
第2.4.1図 炭化物燃料のFPガス放出率



## 2.5 スエリング

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、核分裂性物質密度がプルトニウム・ウラン混合酸化物燃料より高いため、スエリングは大きな値を示す<sup>[9]</sup>。

燃焼度による被覆管の歪の変化を第 2.5.1 図に示す<sup>[10]</sup>。第 2.5.1 図から約 2at%の燃焼度でペレットと被覆管のギャップが完全に埋まったことがわかり、スエリングは約 1.5%/at%BU であったと評価されている。設計では保守的に 2%/at%BU とする。



第 2.5.1 図 炭化物燃料の被覆管歪

## 2.6 クリープ速度

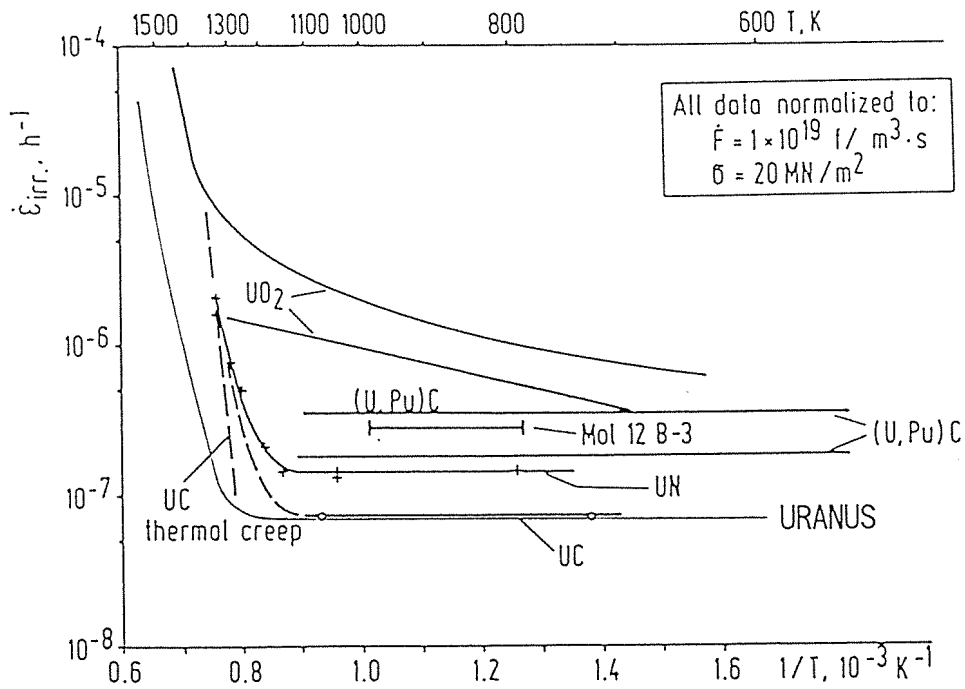
プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料に比べて、第2.6.1図<sup>[11]</sup>に示すとおり、クリープ速度は小さい。クリープ速度はドイツで開発された燃料挙動コード URANUS の式<sup>[12]</sup>を採用する。

$$\dot{\epsilon}(\text{h}^{-1}) = 1.49 \times 10^{10} \cdot \sigma^{2.44} \cdot \exp(-63200/T) + 3.6 \times 10^{-22} \cdot F \cdot \sigma$$

$\sigma$  : 実効応力 (MPa)

T : 温度 (K)

F : 核分裂率比 (fissions/cm<sup>3</sup> · s)



第 2.6.1 図 炭化物燃料ペレットのクリープ

### 3. 被覆管の浸炭

プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料は、酸素ポテンシャルが非常に小さいため、プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料のような被覆管腐食は起きず、浸炭が見られる。

EBR-II で燃焼度 8.6at%まで照射した結果、プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料のような被覆管腐食はなく、浸炭は見られず、また、12at%でも浸炭は最大 40  $\mu\text{m}$  であった<sup>[13]</sup>ことから、保守的に浸炭層を 100  $\mu\text{m}$  とし、この浸炭層を減肉とみなす。

## 参考文献

- [1] H. J. Matzke, Science of Advanced LMFBR Fuels, 1986, p. 62.
- [2] D. C. Fee and C. R. Johnson, ANL-AFP-11.
- [3] H. Kleykamp, "The Chemical State of Irradiated Carbide Fuel Pins," Advanced LMFBR fuels, Topical Meeting Proceedings, Tucson, Arizona, October 10-13, 1977.
- [4] H. E. Schmidt, Germann Report kfk-1111 (1969) Part VII.
- [5] H. Steiner, Germann Report kfk, IMF-229.
- [6] E. K. Storms, US Report LA-9524 (1982).
- [7] H. Blank, et al., "Study of Advanced Fuels in Highly Rated He-Bonded Pins," Proc. European Nuclear Conf., Paris, April 21-25 (1975), p. 380.
- [8] R. J. Herbst and R. W. Stratton, Proc. Int. Conf. on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors, Tucson, Arizona, September 7-11, 1977.
- [9] W. Dinest, "Swelling, densification and creep of (U, Pu)C fuel under irradiation," J. Nucl. Mater., 124 (1984), pp. 153-158.
- [10] H. E. Häfner, "Irradiation devices for the study of creep and swelling in ceramic fuels," J. Nucl. Mater., 65 (1977), pp. 65-71.
- [11] I. Müller-Lyda and W. Dinest, "A measurement of the irradiation-induced creep of mixed carbide nuclear fuel," J. Nucl. Mater., 90 (1980), pp. 232-239.
- [12] T. Preusser, "Modeling of Carbide Fuel Rods," Nucl. Technol., 57 (1982), pp. 343-371.
- [13] T. W. Latimer, et al., Proc. Int. Conf. on Fast Breeder Reactor Fuel Performance, Monterey, California, March 5-8 (1979), pp. 816-826.

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料について

## 1. 概要

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、高い重金属元素密度および高い融点をもち、また優れた熱伝導度を示す。窒化物燃料は、温度に対応する窒素分圧をとるため、温度に対応する窒素分圧となるまでは、高温分解により窒素が乖離するという特徴がある。

ここではプルトニウム・ウラン混合窒化物燃料の主な物性と設計上の考慮について記す。

## 2. 主な物性

### 2.1 理論密度

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、重元素密度がプルトニウム・ウラン混合酸化物燃料より高いため、理論密度も高い値を示す<sup>[1]</sup>。

UN : 14.33 g/cm<sup>3</sup>

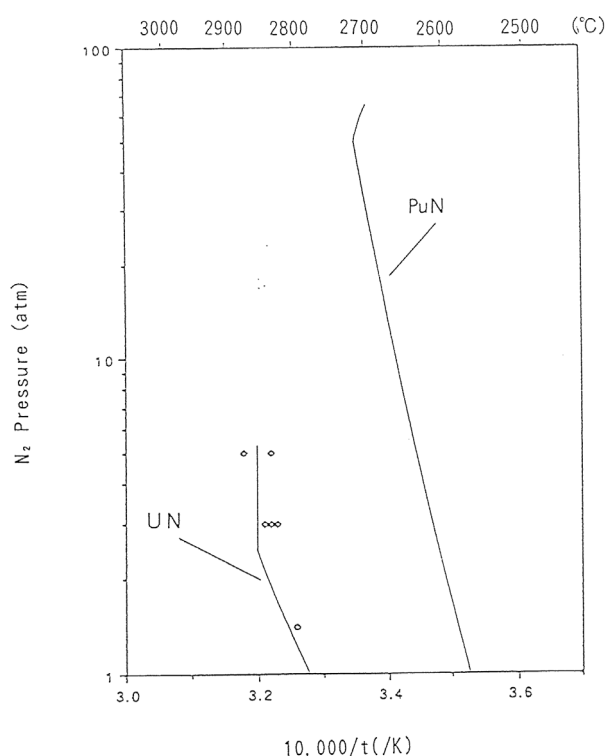
PuN : 14.24 g/cm<sup>3</sup>

## 2.2 融点

窒化物燃料は第 2.2.1 図<sup>[2-3]</sup>に示すように燃料温度に対応する窒素分圧をとり、この窒素分圧に見合う窒素は、窒化物燃料の分解によって賄われる。すなわち、燃料温度に対応する窒素分圧となるまでは、窒化ウランはウランと窒素に、窒化プルトニウムはプルトニウムと窒素に分解する。ただし、あらかじめ窒素雰囲気にする等により、実際の窒素分圧が第 2.2.1 図の燃料温度に対応する窒素分圧より高い場合は分解しない。

第 2.2.1 図の屈曲部が窒化ウラン及び窒化プルトニウムそれぞれの窒化物としての融点であり、屈曲部より低温側は分解であることから、温度上昇により分解が進行した場合、熔融温度及び熔融温度に対応する窒素分圧となった後、窒化物として熔融するものと推測される。

燃料温度の熱設計基準値の設定については、別紙 5 別添 3 添付 2 参照。



第 2.2.1 図 窒化物燃料の窒素分圧

## 2.3 熱伝導度

### (1) 熱伝導度式

UN について、Matzke により整理された実験結果から得られた温度依存の熱伝導度幅<sup>[1]</sup>及び Washington の式から算出された熱伝導度値<sup>[4]</sup>を第 2.3.1 図に、Pu 混合比依存の熱拡散率<sup>[5]</sup>を第 2.3.2 図に示す。第 2.3.1 図から Washington の式は UN の実験結果をよく表している。

(Pu, N)N については、この Washington の式に第 2.3.2 図から求められる Pu 混合比による熱拡散率の UN 熱拡散率に対する割合を乗ずることにより求めるものとする。

第 2.3.1 図の下限値及び第 2.3.2 図のプルトニウム混合比 40wt% (プルトニウムの再分布として 10wt%増加を考慮) の熱拡散率の割合を考慮し、プルトニウム混合比 50wt%の条件においても適応できるように定める。

$$\text{PuN(50\%)UN(50\%)の熱拡散率/UN(100\%)の熱拡散率} = 0.6$$

<UN>

$$K = \left( \frac{((0.02519 + 4.772 \times 10^{-5}T - 1.4227 \times 10^{-8}T^2) \times 418.045)}{100} \right) \times \left( \frac{(1 - (1 - D))}{(1 + (1 - D))} \right)$$

K : 熱伝導度 (W/cm・°C)

D : 燃料理論密度比

T : 燃料温度 (°C)

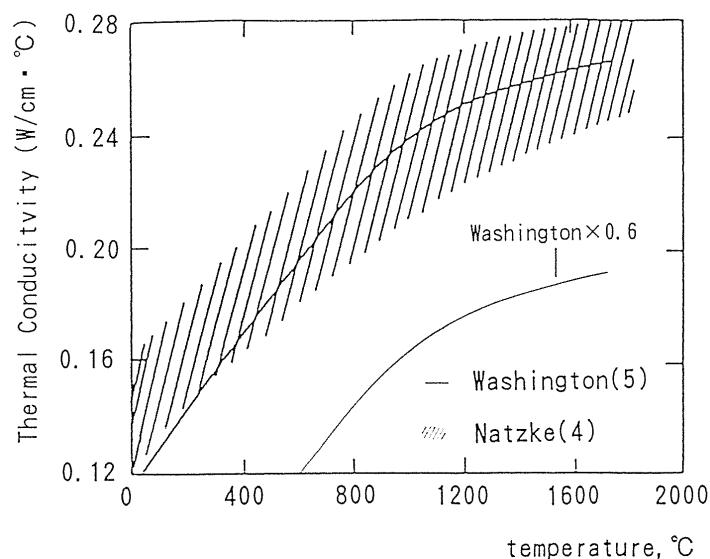
<(Pu, U)N>

$$K = \left( \frac{(((0.02519 + 4.772 \times 10^{-5}T - 1.4227 \times 10^{-8}T^2) \times 418.045) \times 0.6)}{100} \right) \times \left( \frac{(1 - (1 - D))}{(1 + (1 - D))} \right)$$

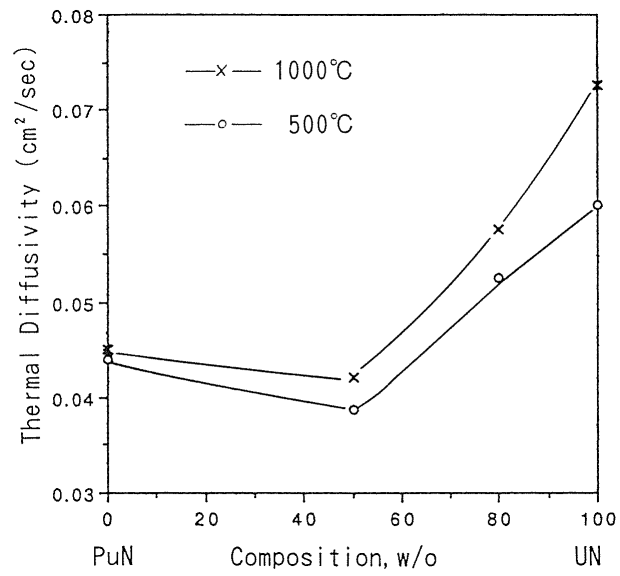
K : 熱伝導度 (W/cm・°C)

D : 燃料理論密度比

T : 燃料温度 (°C)



第 2.3.1 図 窒化ウランの熱伝導度



第 2.3.2 図 Pu 混合比依存の熱拡散率

(2) 組織変化の考慮

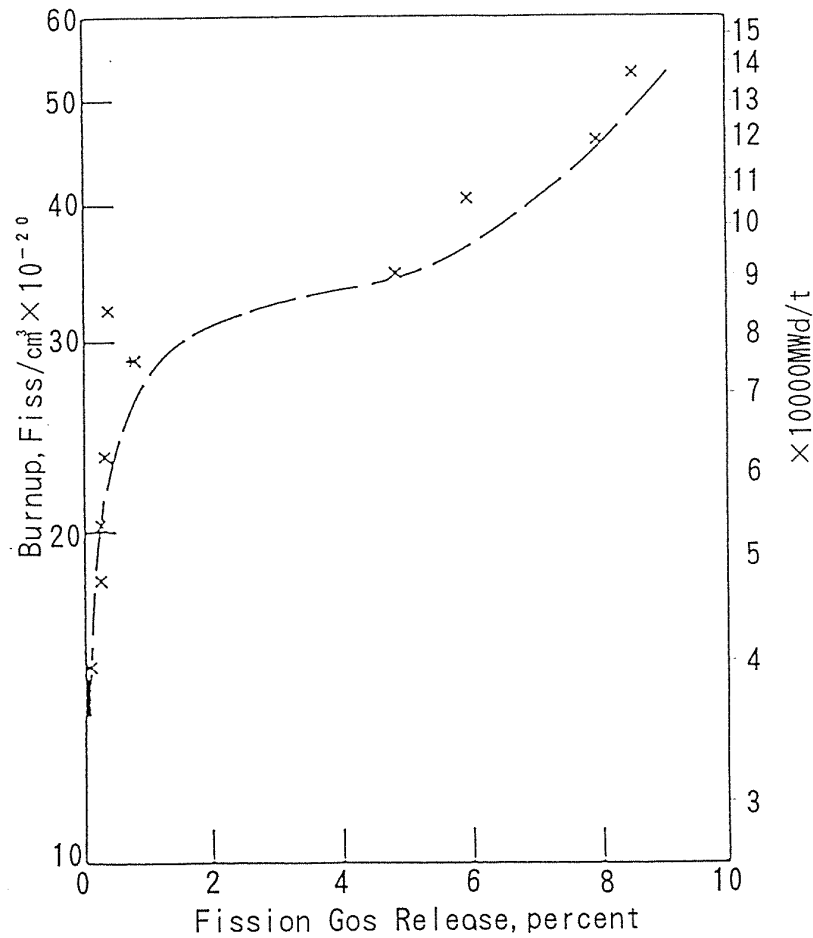
窒化物燃料についても、炭化物燃料と同様に組織変化が生じにくいことから、組織変化の効果を考慮しない設計を行う。



## 2.4 FP ガス放出挙動

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料に比べ低いFP ガス放出率を示す。

実験結果を第2.4.1図に示す<sup>[6]</sup>。第2.4.1図及びEBR-IIで照射した燃料ピン（燃料密度81~89%理論密度、線出力810~1070W/cm、燃焼度3.6~5.7at%）のFPガス放出率が、13.4~21.7%であるという報告<sup>[7]</sup>から、設計においては保守的に50%一定とする。

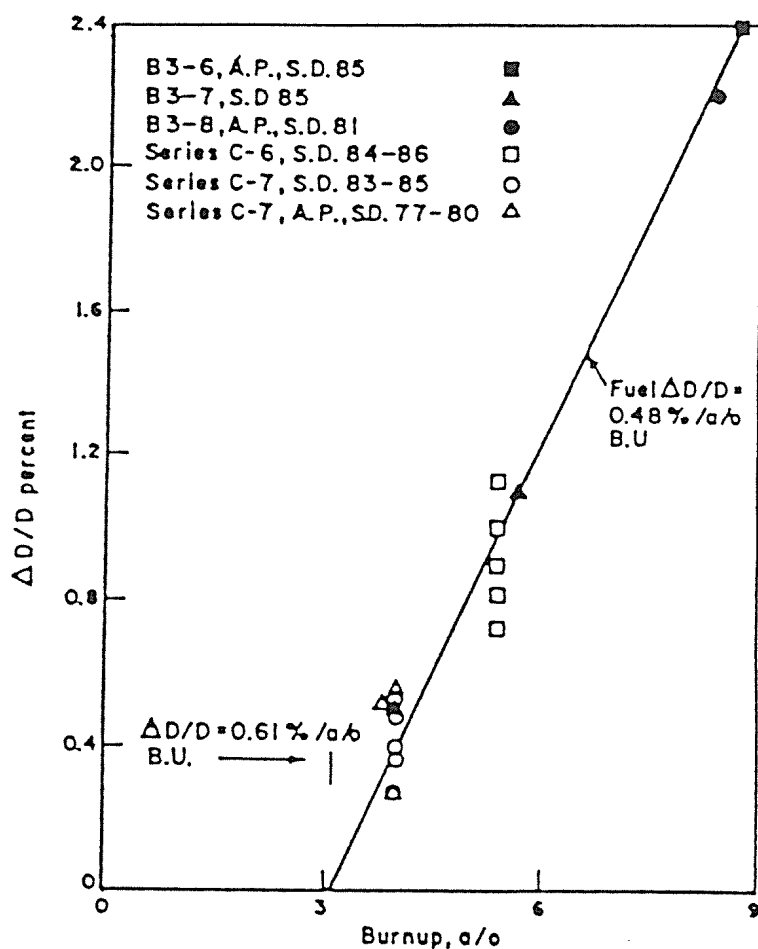


第2.4.1図 窒化物燃料のFPガス放出率

## 2.5 スエリング

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、核分裂性物質密度がプルトニウム・ウラン混合酸化燃料より高いため、スエリングは大きな値を示す。

燃焼度による被覆管の歪の変化を第 2.5.1 図に示す<sup>[7]</sup>。第 2.5.1 図から約 3at%の燃焼度でペレットと被覆管のギャップが完全に埋まったことがわかり、スエリングは約 1.8%/at%BU であったと評価されている。設計では保守的に 2%/at%BU とする。



第 2.5.1 図 窒化物燃料の被覆管歪

## 2.6 クリープ速度

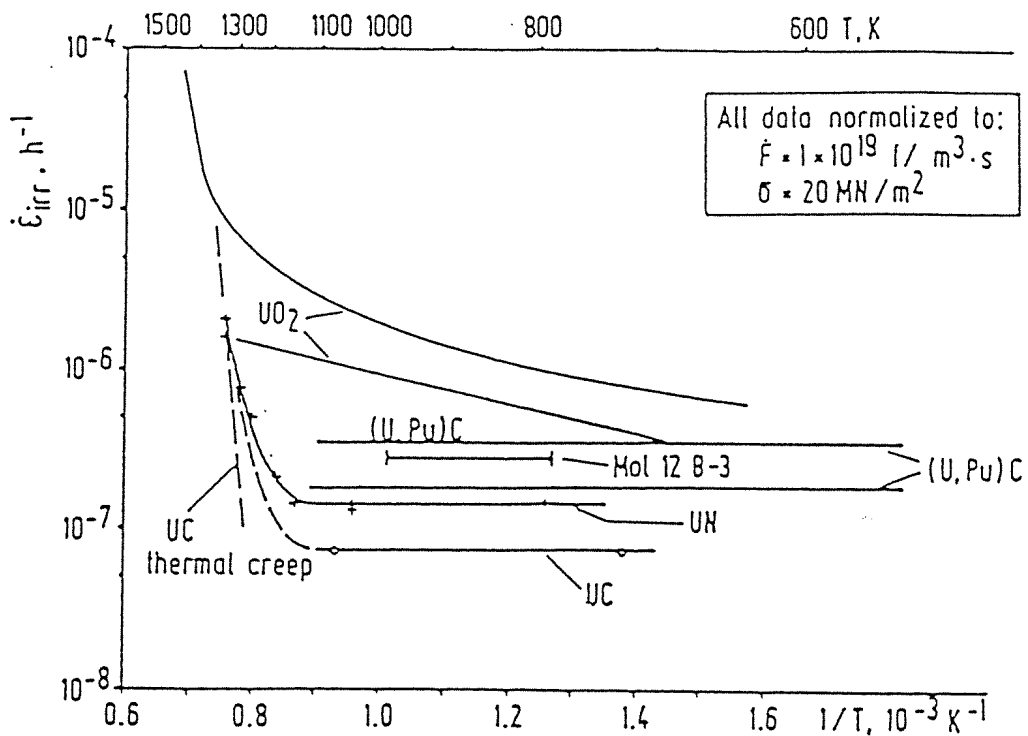
第 2.6.1 図に示すように、窒化物燃料は酸化燃料よりクリープ速度は小さい。このことから、(Pu, U)N についても (Pu, U)C の式 (URANUS の式<sup>[8]</sup>) を採用する。

$$\varepsilon(\text{h}^{-1}) = 1.49 \times 10^{10} \cdot \sigma^{2.44} \cdot \exp(-63200/T) + 3.6 \times 10^{-22} \cdot F \cdot \sigma$$

$\sigma$  : 実効応力 (MPa)

T : 温度 (K)

F : 核分裂率比 (fissions/cm<sup>3</sup> · s)



第 2.6.1 図 窒化物燃料ペレットのクリープ

### 3. 被覆管の窒化

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、酸素ポテンシャルが非常に小さいため、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料のような被覆管腐食は起きず、窒化が見られる。

EBR-II で SUS316 被覆管の燃料要素を燃焼度 8.7at%まで照射した結果、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料のような被覆管腐食はなく、窒化がまったく見られなかった<sup>[9]</sup>。しかし、SUS304 被覆管の燃料要素においては燃焼度 32,100MWd/t まで照射した結果、被覆管内表面がわずかながら窒化したと推察されており<sup>[10]</sup>、このことから保守的に窒化層を 100  $\mu$ m とし、設計においてはこの窒化層を減肉とみなして評価する。

#### 4. 窒化物の分解挙動

##### (1) 窒化物燃料の分解

窒化物燃料は燃料温度に対応する窒素分圧となるまでは、窒化ウランはウランと窒素に、窒化プルトニウムはプルトニウムと窒素に分解する (2.2 参照)。プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料の場合、窒化プルトニウムが優先的に分解するため<sup>[11]</sup>、発生する金属はほぼ全量プルトニウムであると推定される。

##### (2) 分解により発生したプルトニウムの挙動

分解により発生したプルトニウム (高温部で発生するため蒸気である) は、大部分が単体として、もしくは周辺のわずかな窒素と結合し再度窒化物として低温部に存在するものと推測される。すなわち、分解によって発生したプルトニウムは、高温部から低温部へ移行する傾向にあると考えられる。また、微量ではあるがプルトニウム蒸気としてガスプレナムへ放出されることが考えられる。

分解により発生するプルトニウムの量としては、窒化物燃料の熱設計基準値を窒素分圧が 0.1atm となる窒化プルトニウムの温度とするため、最大で窒素分圧 0.1atm に相当する量となる。窒化物試験用要素のプレナム体積は最大 4.2cm<sup>3</sup> であり、0.1atm の窒素量に相当する金属プルトニウムの量は最大約 26mg と評価される。

なお、この量は過出力時に発生するプルトニウム量であり、定格出力時 (通常運転時) のプルトニウム量は約 0.26mg 以下と評価され、多量の質量移行は起こらない。

また、プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料の燃料中心温度が約 2,500°C と評価される条件下で 8 時間照射した場合でも、窒化物燃料が分解しているという兆候は認められないと報告されている<sup>[13]</sup>。

##### (3) プルトニウムと被覆管の共存性について

プルトニウムは被覆管の主成分である鉄と約 410°C で、ニッケルと約 450°C で共晶反応を起こす。したがって、窒化プルトニウムの分解により発生したプルトニウムが高温部から低温部へ移行し、燃料ペレットの表面に達した後、被覆管と接触した場合、被覆管内面温度が共晶反応温度以上であることから、プルトニウムと被覆管の共晶反応が生じる。

しかし、通常運転時におけるプルトニウムの移行は多量には起こらず、プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料の共晶反応は、金属燃料で発生した共晶反応よりも小規模であると推定され、被覆管の健全性について問題ないものと考えられる。

## 5. 被ばく評価への影響

窒化物燃料では、試料温度に相当する燃料蒸気が存在するため、万一、先行試験用要素の被覆管が破損した場合、放射性物質として核分裂生成ガスに加えて、この蒸気が放出される。放出された燃料蒸気は冷却材中で速やかに冷却、固化するため、アルゴン廃ガス系への移行率は小さい。

さらに、照射試験中に燃料破損検出設備により試験用要素の被覆管の開孔または破損が検知された場合には、速やかに廃ガス貯留モードに切り換えるとともに、原子炉を停止し、照射燃料集合体を炉心から取り出すこととしている。

このような制限条件を設けているため、窒化物燃料の破損に伴って大気中へ放出される放射性物質等は十分少なく無視できる程度である。

## 参考文献

- [1] H. J. Matzke, Science of Advanced LMFBR Fuels, 1986, p. 62.
- [2] W. M. Olson and R. N. R. Mulford, J. Phys. Chem., 67 (1963), pp. 952-954.
- [3] E. T. Weber, BNWL-842, 1968.
- [4] A. B. G. Washington, TRG-2236 (1973).
- [5] D. L. Keller, BMI-1837 and 1845 (1968).
- [6] A. A. Bauer, et al., "Mixed-Nitride Fuel Irradiation Performance," Proc. on Fast Reactor Fuel Element Technology, 785 (1971).
- [7] A. A. Bauer, et al., Proc. Int. Conf. on Fast Breeder Reactor Fuel Performance, Monterey, California, March 5-8 (1979), pp. 827-841.
- [8] T. Preusser, "Modeling of Carbide Fuel Rods," Nucl. Technol., 57 (1982), pp. 343-371.
- [9] A. A. Bauer, et al., Proc. Topical Meeting on Advanced LMFBR Fuels, Tucson, Arizona, Oct. 10-13 (1977), pp. 299-312.
- [10] A. A. Bauer, et al., Proc. Conf. on Fast Reactor Element Technology, New Orleans, Louisiana, April 13-15 (1971), pp. 785-817.
- [11] A. A. Bauer, "Nitride Fuels: Properties and Potentials," Reactor Tech., 15 (1972), pp. 87-104.
- [12] Y. Suzuki, et al., "Vaporization behavior of uranium-plutonium mixed nitride," J. Nucl. Mater., 188 (1992), pp. 239-243.
- [13] M. Mikailoff, et al., "Irradiation of Mixed Uranium and Plutonium Carbide and Nitride Fuels in the Fast Neutron Loop "MFBS" ," CEA-N-1186 (EURFNR-688) (1969).

ウラン・プルトニウム・ジルコニウム合金（金属燃料）について

1. 概要

金属燃料は、高い増殖率、高い重金属密度等の特長を持ち、射出鋳造・乾式再処理技術の適用による経済性向上への期待等がある。照射試験用金属燃料要素の設計では、従来の実績にない液相腐食等の挙動を考慮する必要がある。

ここではウラン・プルトニウム・ジルコニウム合金の主な物性と設計上の考慮について記す。



## 2. 主な物性

### 2.1 融点

燃料スラグは、U, Pu, Zr からなる合金であるため、その融点は、U, Pu, Zr の組成によって決まると考えられる。U-Pu-Zr 3 元系状態図より U-Zr 合金及び U-Pu-Zr 合金の固相線温度が評価されている<sup>[1]</sup>。これらを燃料組成について整理すると、固相線温度を評価する式として(2.1-1)式が得られる<sup>[2]</sup>。

$$T = A_0 + A_1 N_{Zr} + A_2 N_{Zr}^2 + A_3 N_{Zr}^3 \quad (2.1-1)$$

$$A_0 = 1408 - 1187 N_{Pu} + 967 N_{Pu}^2$$

$$A_1 = 572 - 732 N_{Pu} + 4960 N_{Pu}^2$$

$$A_2 = 740 + 3305 N_{Pu} - 29182 N_{Pu}^2$$

$$A_3 = -624 - 3139 N_{Pu} + 36120 N_{Pu}^2$$

$T_m$  : 融点(K)

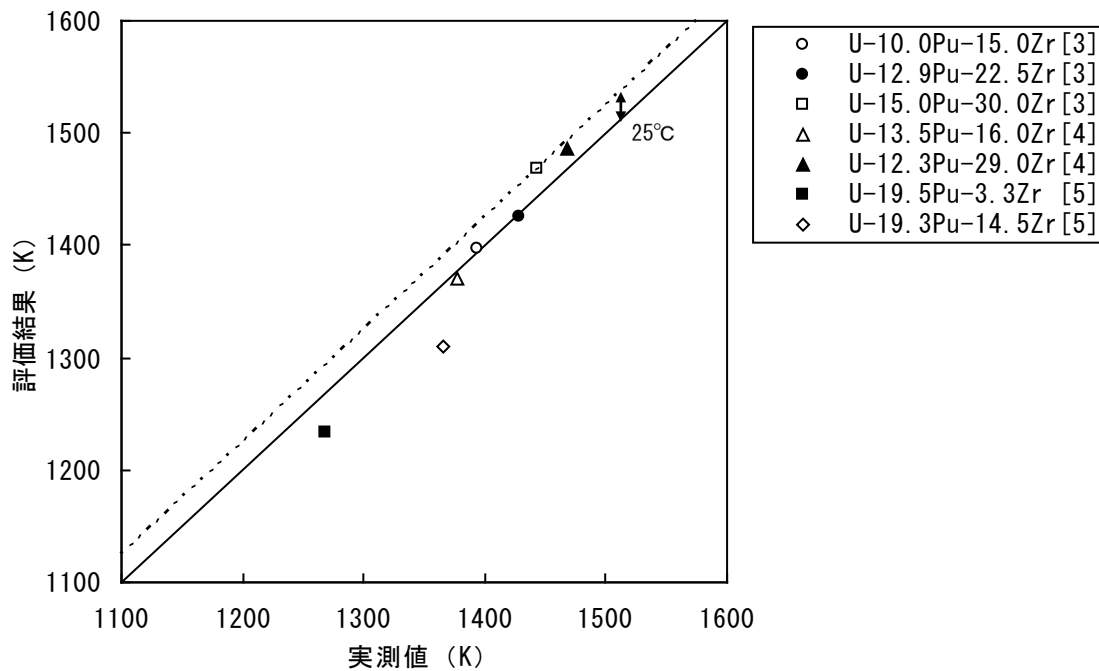
$N_{Zr}$  : Zr 原子数比(-)

$N_{Pu}$  : Pu 原子数比(-)

適用範囲 :

$$\frac{N_{Pu}}{N_U} < 1, N_{Zr} < 0.8 \quad (N_U : \text{Pu 原子数比}(-))$$

また、U-Pu-Zr 合金については、未照射材の融点測定値<sup>[3-5]</sup>が得られている。これらの測定結果と(2.1-1)式による固相線温度の評価結果を比較したものが第 2.1.1 図である。第 2.1.1 図に示すように、(2.1-1)式による評価結果から 25°C 差し引くことにより、測定値を包絡することができる。金属燃料の仕様範囲で最も固相線温度が低くなるのは、プルトニウム混合比 21%、ジルコニウム混合比 9% の場合である。このとき、(2.1-1)式から固相線温度は 1089°C と評価される。



第 2.1.1 図 U-Pu-Zr 合金の融点の実測値と評価結果の比較

## 2.2 熱伝導度

金属燃料は金属であるため、酸化物燃料に比べ高い熱伝導度を持つという特徴があるが、燃焼に伴い、燃料内部に F. P. ガスの生成によるガス気孔が形成されるため、熱伝導度が低下する。そのため、熱伝導度の評価においては、ガス気孔の形成に伴う熱伝導度の低下を考慮して評価する。

金属燃料の熱伝導度については、未照射の U-Zr 合金及び U-Pu-Zr 合金の熱伝導度の測定データが、 $N_{Pu}/(N_U+N_{Pu}) < 0.2$ 、 $N_{Zr} < 0.72$ 、 $T < 1173K$  の範囲で得られている<sup>[3,6-9]</sup>。これらの測定値をフィッティングすることにより、未照射材の熱伝導度  $\lambda_0$  が (2.2-1) 式で与えられる<sup>[2]</sup>。第 2.2.1 図に熱伝導度の測定結果と (2.3-1) 式による評価結果を比較するが、(2.2-1) 式による評価結果は、未照射材の熱伝導度をよく再現していることが分かる。

$$\lambda_0 = 16.309 + 0.02713 \cdot T - 46.279 \cdot N_{Zr} + 22.985 \cdot N_{Zr}^2 - 53.545 \cdot N_{Pu} \quad (2.2-1)$$

$\lambda_0$  : 未照射材のノミナルの熱伝導度 (W/mK)

T : 温度 (K)

$N_{Zr}$  : Zr 原子数比 (-)

$N_{Pu}$  : Pu 原子数比 (-)

一方、照射中の燃料スラグの内部には、F. P. ガスの蓄積によるガス気孔が形成する。ガス気孔の熱伝導度は金属合金と比較して低いため、燃料スラグ内の実効的な熱伝導度は低下する。ガス気泡の形成の効果を含めた燃料合金の実効的な熱伝導度として、Bauer と Holland<sup>[10]</sup> は、未照射熱伝導度のノミナル値  $\lambda_0$  に補正項を乗じる (2.2-2) 式を推奨している。

ポンドナトリウムが浸入する前 :

$$\lambda_{eff} = \lambda_0 \cdot (1 - P_g)^{(3/2)\varepsilon} \quad (2.2-2)$$

$\lambda_{eff}$  : 照射時の熱伝導度 (W/mK)

$P_g$  : 燃料スラグ内の気泡の体積割合 (-)

$$P_g = \frac{dV/V_0}{1+dV/V_0}$$

$dV/V_0$  : スエリング量

$$dV/V_0 = \left(\frac{100}{SD}\right) \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right) - 1$$

SD : 燃料ピンのスミア密度 (%)

$\varepsilon$  : 気泡形態定数 ( $\varepsilon=1.72$ )

ポンドナトリウムが浸入した後 :

$$\lambda_{eff} = \lambda_0 \cdot \left[1 - 3 \cdot \frac{1 - \lambda_{Na}/\lambda_0}{2/\varepsilon + (3 - 2/\varepsilon) \cdot (\lambda_{Na}/\lambda_0)} \cdot \frac{P_{Na}}{1 - P_g}\right] \cdot (1 - P_g)^{3/2} \quad (2.2-3)$$

$\lambda_{Na}$  : 照射時の熱伝導度 (W/mK)

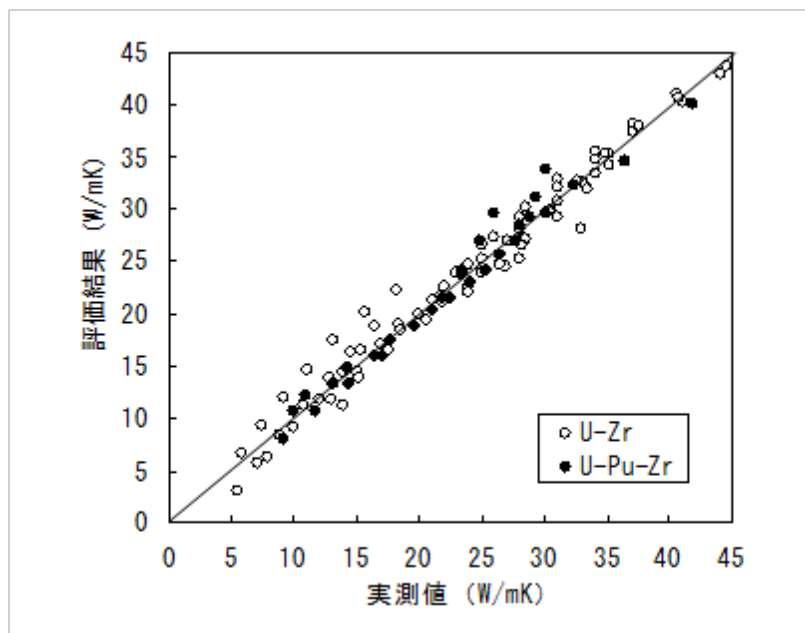
適用範囲 :

$$\frac{N_{Pu}}{(N_U + N_{Pu})} < 0.2, N_{Zr} < 0.72, T < T_m, \text{ 燃料スミア密度 } 72\% \text{ 以上}$$

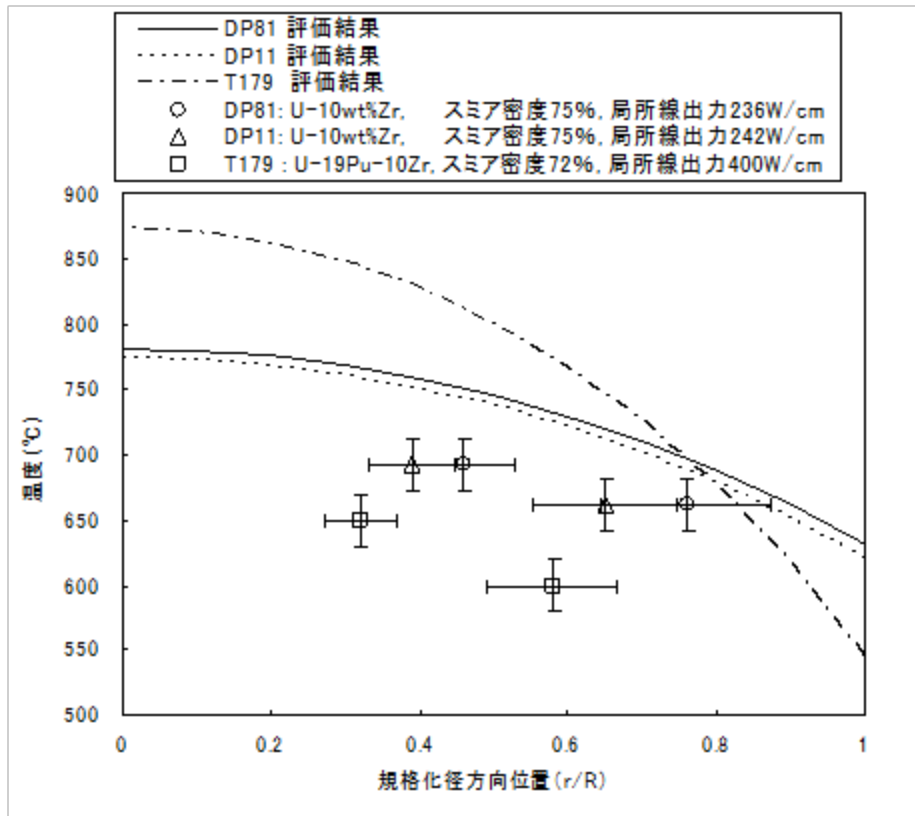
なお、燃焼が進むと燃料スラグ中のガス気孔の成長と拡散が進み、燃料スラグ外部と通じる開気孔（オープンポア）が形成される。このオープンポアを通じて、燃料スラグ内部にボンドナトリウムが浸入することにより、熱伝導度が上昇する（(2.2-3)式）。

ここでは、燃焼に伴う効果を保守側に評価するため、ナトリウムの燃料スラグへの浸入は考慮せず、(2.3-2)式のみを用いることとし、燃料スラグ内気泡割合は、スエリングの最大値を全照射期間にわたって一定に与えるものとする。

第2.2.2図は、照射後のU-Zr合金（スミア密度75%）及びU-Pu-Zr合金（スミア密度72%）の断面観察から得られた相境界位置により評価したスラグ内温度<sup>[1]</sup>と(2-2)式の熱伝導度を用いた温度分布計算結果とを比較したものであるが、(2.2-2)式は実測値に対して十分に保守的である。



第2.2.1図 未照射合金燃料の熱伝導度の実験値と評価結果の比較



第 2.2.2 図 燃料スラグ内温度の実測値と計算式の比較

### 2.3 ボンドナトリウム部熱伝達率

被覆管と燃料スラグの間のギャップにはナトリウムが充填されている。このボンドナトリウム部の熱伝達率は、ナトリウムの熱伝導のみを考慮して、下式で計算する。

$$H_G = \frac{\lambda_{Na}}{G}$$

$$\lambda_{Na} = 0.93978 - 3.20505 \times 10^{-4} \cdot T_c + 3.6192 \times 10^{-8} \cdot T_c^2$$

$$G = \frac{(D_{c,max} - D_{f,min})}{2}$$

$H_0$  : ボンドナトリウム部熱伝達率 (W/m<sup>2</sup>°C)

$\lambda_{Na}$  : ナトリウム熱伝導度 (W/m°C) [12]

$G$  : 製造時ギャップ幅 (m)

$D_{c,max}$  : 製造仕様上の被覆管許容内直径最大値 (m)

$D_{f,min}$  : 製造仕様上の燃料スラグ許容外直径最小値 (m)

$T_c$  : 被覆管内表面温度 (F)

適用範囲 :

$$T_c < 881.4^\circ\text{C}$$

照射中には燃料スラグのスエリングによって、被覆管と燃料スラグとの間のギャップが減少していくが、ボンドナトリウム部熱伝達係数を保守側に評価するため、ギャップ幅は製造時のギャップ幅を使用することとする。

## 2.4 スエリング

燃料スラグに核分裂によって生成した固体状 F.P. や気体状 F.P. が蓄積すると燃料スラグがスエリングする。燃料スラグのスエリングについては、スミア密度 74%~75%の燃料スラグの軸方向伸びの測定結果が得られている<sup>[13,14]</sup>。金属燃料のスエリングは、燃焼初期が大きく、燃焼が進むと飽和する傾向を示す。第 2.4.1 図、第 2.4.2 図は燃料スラグの軸方向伸びの測定値を燃焼度に対して整理したものである。燃料スラグの軸方向伸びはピーク燃焼度 1at%~2at%まで伸びを示すが、さらに燃焼が進むと飽和する傾向を示している。これは、スエリングが進行することにより、燃料スラグが被覆管と接触して軸方向の伸びが抑えられると共に、F.P. ガスの放出が開始してガススエリングも抑えられるためと考えられる。

以上より、燃焼初期（ピーク燃焼度 1at%）で燃料スラグと被覆管とが軸方向の全面にわたってスエリングすると保守側に仮定すると、スエリング量は次のように表される。

$$dV/V_0 = \left(\frac{100}{SD}\right) \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right) - 1$$

$dV/V_0$  : スエリング量 (-)

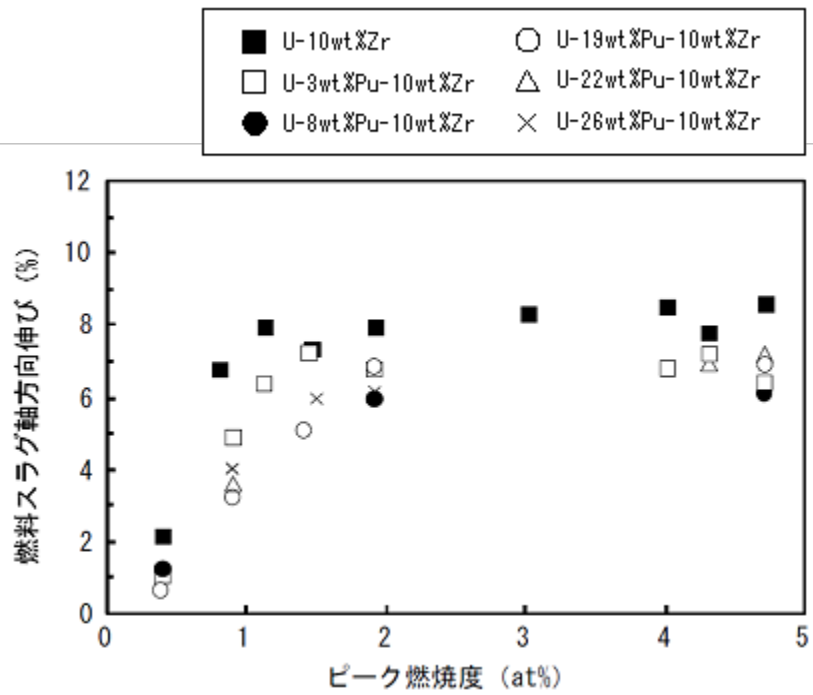
SD : 燃料ピンのスミア密度 (%)

$\Delta L/L_0$  : 燃料スラグの軸方向伸び (-)

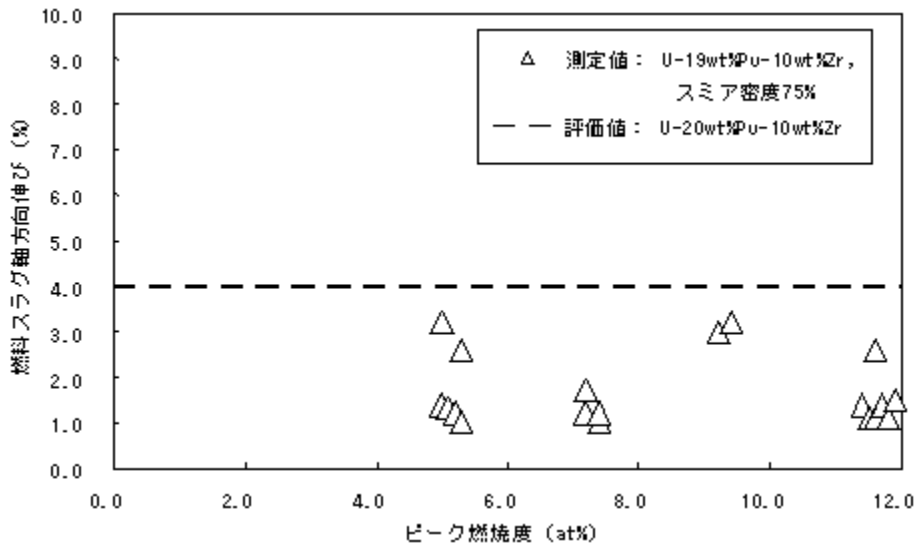
照射試験を計画中の U-20wt%Pu-10wt%Zr 燃料（B型照射燃料集合体（先行試験（その5）用））の場合、仕様や照射条件に近い第 2.4.2 図の U-19wt%-10wt%Zr 燃料のデータを包絡するように軸方向伸びを 4%とすると、上式より次の値が得られる。

先行試験用要素(6)（スミア密度 77.4%）の場合： $dV/V_0=0.344$

先行試験用要素(7)（スミア密度 74.4%）の場合： $dV/V_0=0.398$



第 2.4.1 図 燃料スラグの軸方向伸びの測定データ<sup>[13]</sup>  
 (スミア密度 74%、ピーク線出力 400W/cm)



第 2.4.2 図 燃料スラグの軸方向伸びの測定データ<sup>[14]</sup>  
 (スミア密度 75%、ピーク線出力約 500W/cm)

## 2.5 クリープ速度

U-Pu-Zr 合金の定常クリープ歪速度を求める式として、組成依存性を考慮しない次の計算式<sup>[15]</sup>がある。

$$\varepsilon_{creep} = (0.5 \times 10^4 \cdot \sigma + 6.0 \cdot \sigma^{4.5}) \exp(-26170/T) : \text{U 相の変形が支配的な低温領域}$$

$$\varepsilon_{creep} = (8.0 \times 10^{-2} \cdot \sigma^3) \exp(-14350/T) : \text{固溶体が形成される高温領域}$$

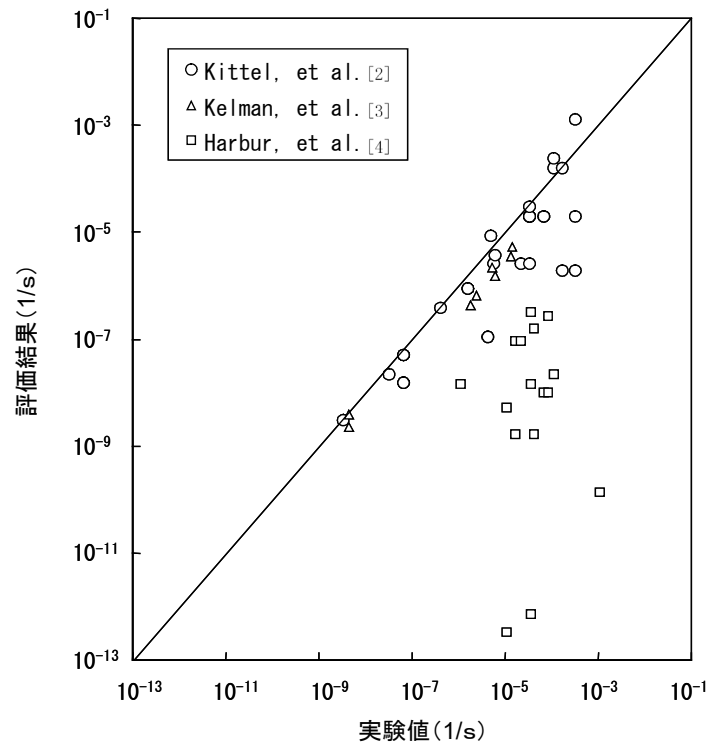
$\varepsilon_{creep}$  : クリープ歪速度 (/s)

$\sigma$  : 応力 (MPa)

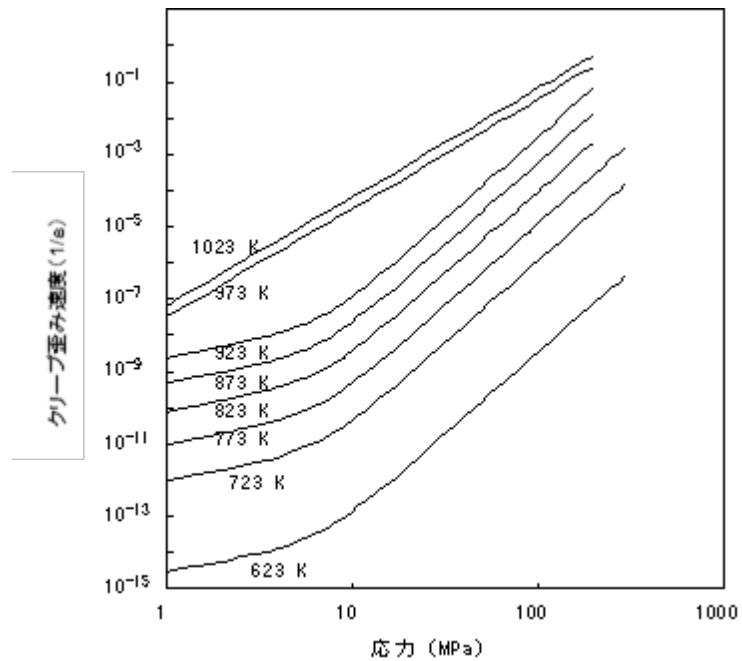
T : 温度 (K)

一方、ある応力の下で U-Pu-Zr 合金に 2%のクリープ歪みを生じるのに要した時間を測定した結果が報告されている<sup>[3, 4, 16]</sup>。これらからクリープ歪み速度を求めたもの（実験値）と上式によって計算される定常クリープ歪み速度との比較を第 2.5.1 図に示す。ただし、図の「計算式」では、 $T \leq 650^\circ\text{C}$  で上段の式を、 $650^\circ\text{C} < T$  で下段の式を用いた。計算式は文献[3]および[16]のデータと比較的良く一致する。計算式による U-Pu-Zr 合金のクリープ歪み速度を第 2.5.2 図に示す。





第 2.5.1 図 U-Pu-Zr 合金のクリープ歪み速度の計算式と実験値との比較



第 2.5.2 図 計算式による U-Pu-Zr 合金のクリープ歪み速度

### 3. 被覆管内面腐食について

#### 3.1 F.P. による被覆管内面腐食 (FCCI)

##### (1) F.P. による被覆管内面腐食量 (FCCI 量)

燃料スラグと被覆管とが接触した際、燃料スラグ外周部に移行した F.P. 元素と被覆管成分の元素との化学的相互作用 (FCCI) により、被覆管内面腐食が生じる。

金属燃料要素の被覆管内面腐食量については、Cohen ら<sup>[17]</sup>及び Pahl ら<sup>[18]</sup>により、照射済の U-10wt%Zr 合金及び U-19wt%Pu-10wt%Zr 合金燃料要素 (スミア密度約 75%、燃焼度～11at%、HT9 製被覆管) の実測値が得られている。

ここで、FCCI による被覆管内面腐食は拡散律速に従うものと仮定する。このとき、係数 D の温度依存性は、第 3.1.1 図に示すようにアレニウスプロットで表される。測定試料の被覆管内面温度条件によるばらつきを考慮し、最も腐食が進行している実測値を包絡できるように係数 D を定めると、FCCI による内面腐食量を評価する式として、下式が得られる。

##### 1) 照射直後

$$\delta_{FCCI} = \sqrt{D \times \Delta B} \quad (3.1-1)$$

$$D = 1.780 \times 10^9 \times \exp\left(\frac{-12500}{T_c}\right) \quad (3.1-2)$$

$\delta_{FCCI}$  : FCCI 量 ( $\mu\text{m}$ )

$\Delta B$  : 燃焼度増分 (at%)

D : 係数 ( $\mu\text{m}^2/\text{at}\%$ )

$T_c$  : 被覆管伝導度 (W/mK)

##### 2) FCCI 発生後の増分量

$$\Delta\delta_{FCCI} = \frac{D}{2 \times \delta_{FCCI}} \times \Delta B \quad (3.1-3)$$

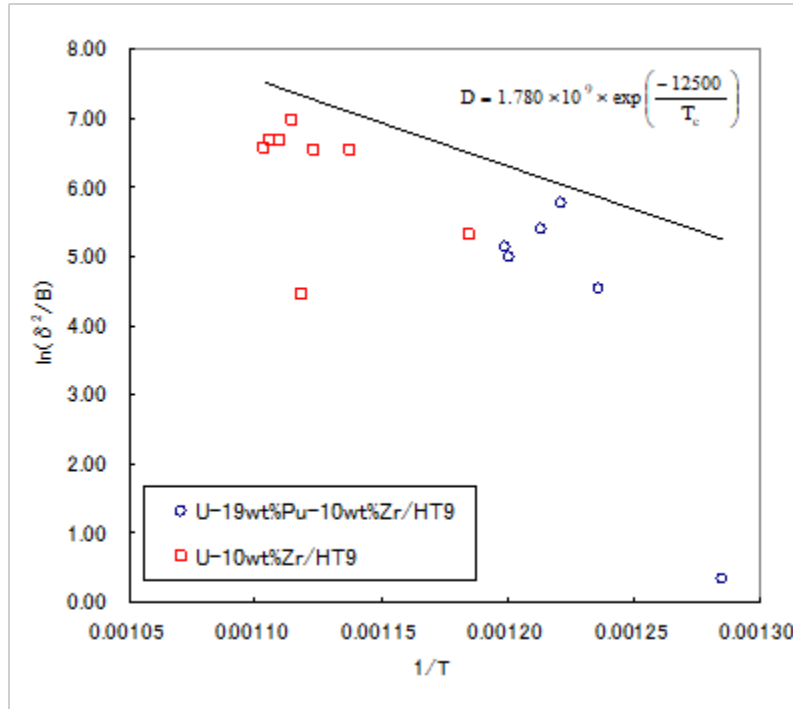
$\Delta\delta_{FCCI}$  : FCCI 量増分 ( $\mu\text{m}$ )

##### 適用範囲

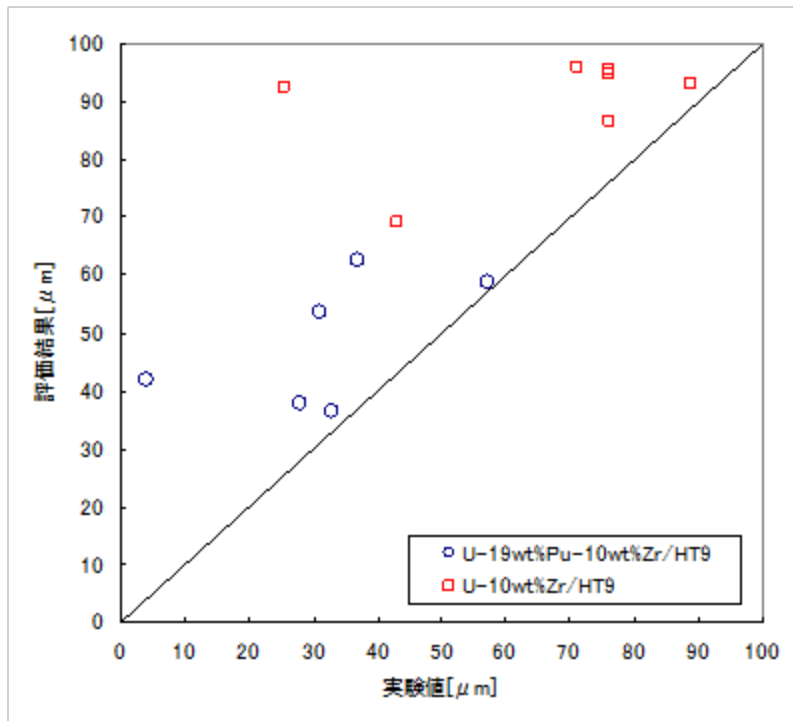
被覆管内面温度 650°C 以下

(3.1-1)～(3.1-3)式による FCCI による被覆管内面腐食量の評価結果と実験結果を比較したものが第 3.1.2 図である。第 3.1.3 図は、実際の被覆管内面温度変化<sup>[11]</sup>に対して FCCI 量増分を評価したものであり、この増分形式の評価が十分保守的であることを示している。

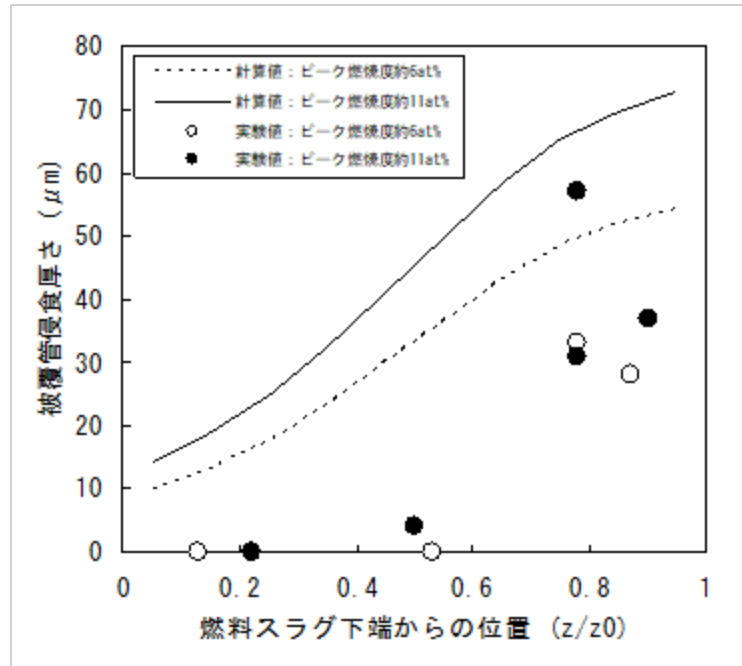
被覆管の強度評価では、上記の減肉効果を考慮してその健全性を確認する。



第 3.1.1 図 FCCI 評価式の係数  $D$  の温度依存性  
(U-10wt%Zr, U-20wt%Pu-10wt%Zr, HT9 被覆管)



第 3.1.2 図 FCCI の評価結果と実験値の比較  
(U-10wt%Zr, U-20wt%Pu-10wt%Zr, HT9 被覆管)



第 3.1.3 図 被覆管温度変化に対する FCCI 層厚さの評価結果  
(U-19wt%Pu-10wt%Zr, HT9 被覆管, スミア密度 75%)

(2) 被覆管内面腐食量評価における材料仕様の比較

本設計における F.P. による被覆管内面腐食量及び後述する液相腐食量の評価式は、米国において取得された HT9 製被覆管の内面腐食データを基に定めている。

高速炉用フェライト系ステンレス鋼と HT9 の組成の比較を第 3.1.1 表に示す。

第 3.1.1 表に示すとおり、HT9 は設置変更許可申請書に記載の高速炉用フェライト系ステンレス鋼の仕様範囲内である。高速炉用フェライト系ステンレス鋼と HT9 は、共に高速炉用として改良された Fe-12wt%Cr を主成分とするフェライト/マルテンサイト鋼であり、高温強度を高めるために Mo, W, V, Nb 等が添加されている。

HT9 と比較した場合、高速炉用フェライト系ステンレス鋼は、高温強度をより高めるため、W 等の微量元素添加量が異なるが、主要な成分である Fe, Cr 等は同等である。よって、被覆管内面腐食において重要となる燃料スラグ成分と被覆管成分の化学的挙動に関しては、高速炉用フェライト系ステンレス鋼と HT9 は同等と見なすことができる。

以上より、F.P. による被覆管内面腐食量及び液相腐食量の評価式は、米国において取得された HT9 製被覆管の内面腐食データを基に定めることとしている。

第 3.1.1 表 高速炉用フェライト系ステンレス鋼と HT9 の比較

成分 鋼種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	N	Nb	V	Fe
高速炉用 フェライト系 ステンレス鋼	0.07 ↗ 0.25	<0.50	0.30 ↗ 1.00	≤0.030	≤0.030	≤1.00	10.0 ↗ 13.0	≤2.00	≤2.50	≤0.10	≤0.25	0.15 ↗ 0.35	Balance
HT9 <sup>[19]</sup>	0.20	0.38	0.59	—	—	0.62	11.95	0.99	0.52	—	—	0.30	Balance (約 84)

### 3.2 金属液相による被覆管内面腐食

#### (1) 液相形成下限温度

金属燃料の液相腐食とは、燃料スラグと被覆管が接触し、その境界面の温度が液相形成下限温度を超えたとき、燃料スラグ成分と被覆管成分との共晶反応によって境界部に液相が形成し、被覆管が侵食され、減肉する現象である。

燃料スラグと被覆管の境界面における液相形成の有無に関して、炉外加熱実験<sup>[17, 20-25]</sup>が行われている。被覆管の主要元素である Fe と最も低い温度で液相を形成する燃料構成元素は Pu である (Pu-Fe 系の共晶点は約 410°C) ことから、燃料中の Pu 濃度は液相形成を左右する条件の一つであると考えられる。よって、炉外加熱実験の液相形成に関する結果は、照射燃料の加熱試験データも含めて (U+Pu) に対する Pu の原子数割合によって第 3.2.1 図のように整理することができる。

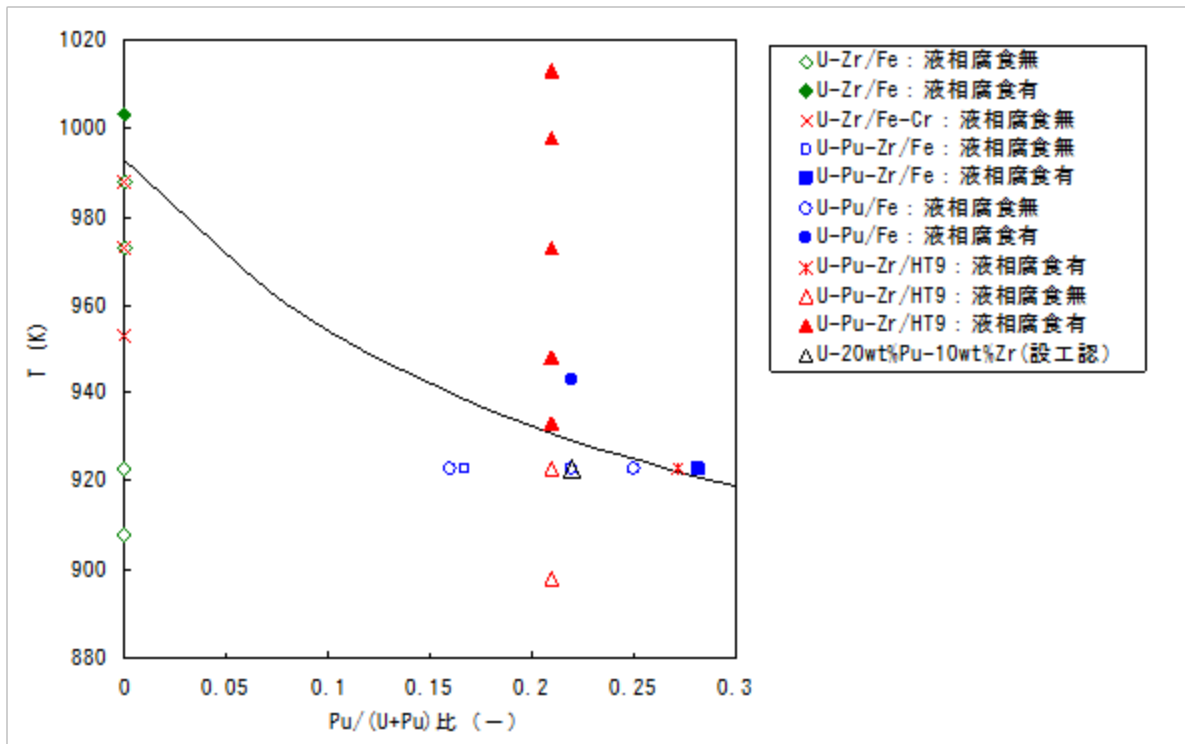
照射済 U-19wt%Pu-10wt%Zr 燃料 (~10at%) の炉外加熱試験の結果では、測定誤差も含み、液相形成下限温度は 650°C~660°C と報告されている。また、Pu 原子数比が高い程、より低い液相形成下限温度を示すことが第 11 図により示されるが、先行試験用要素に用いる燃料スラグの Pu 原子数比 (=0.22) より高い U-Pu 合金 (=0.25) では 650°C で液相は生じていない。以上より、液相形成下限温度を 650°C と定める。

$$T_e = 923 \quad (650^\circ\text{C}) \quad (3.2-1)$$

$T_e$  : 液相形成下限温度 (K)

適用範囲

$$\frac{N_{Pu}}{(N_U + N_{Pu})} < 0.25$$



第 3.2.1 図 液相形成の有無に関する炉外拡散実験結果

## (2) 金属液相による被覆管内面腐食量

U-Pu-Zr 合金燃料スラグと被覆管の接触部が液相形成下限温度を超えると、接触界面に形成される反応層の一部に液相が生じて、被覆管内面が侵食される。この反応層の一部に液相を有するような腐食の速度は、F. P. による被覆管内面腐食に比べて速い。

液相腐食量については、照射済の U-19wt%Pu-10wt%Zr 合金燃料要素（燃焼度～11at%、HT9 製被覆管）の一部を切り出して、炉外での外部加熱によって一定温度に保持した場合の液晶腐食厚さが測定されている。この測定結果<sup>[17,26]</sup>によれば、液相侵食は温度が高いほど進行し、時間と共に減少する傾向にある。

ここで、金属液相による被覆管内面腐食は拡散律速に従うものと仮定する。このとき、係数  $K_{liq}$  の温度依存性は、第 3.2.2 図に示すようにアレニウスプロットで表される。測定試料の被覆管内面温度及び燃焼度によるばらつきを考慮し、最も腐食が進行している実測値を包絡できるように係数  $K_{liq}$  を定めると、金属液相による内面腐食量を評価する式として、下式が得られる。

$$\Delta\delta_{liq} = K_{liq} \times \Delta t^{0.5} \quad (3.2-2)$$

$$K_{liq} = 3.39 \times 10^4 \times \exp\left(\frac{-10500}{T}\right) \quad (3.2-3)$$

$\Delta\delta_{liq}$  : 液相腐食量 ( $\mu\text{m}$ )

$\Delta t$  : 時間増分 (s)

$K_{liq}$  : 液相腐食係数 ( $\mu\text{m}/\text{s}^{0.5}$ )

T : 温度 (K)

適用範囲

$$T \geq 923 \text{ K}$$

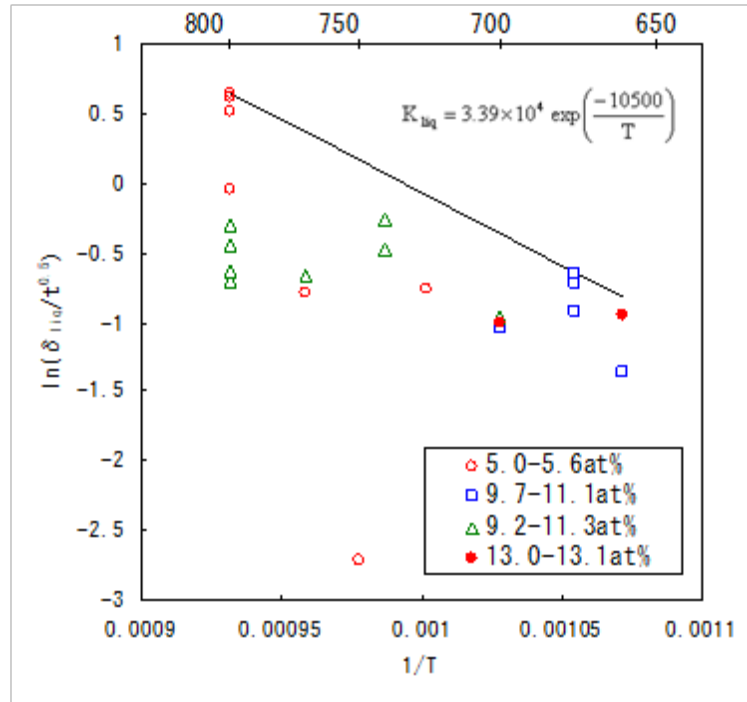
(3.2-2)式の評価結果と実測値の比較を第 3.2.3 図に示す。第 3.2.3 図より、評価式は実測値を保守的に評価できることが確認できる。

また、被覆管内面温度が変動する場合に、上記の計算式を適用する際には、これを増分形式で表した次式で求まる腐食厚さの増分を加算することで腐食厚さを計算する。

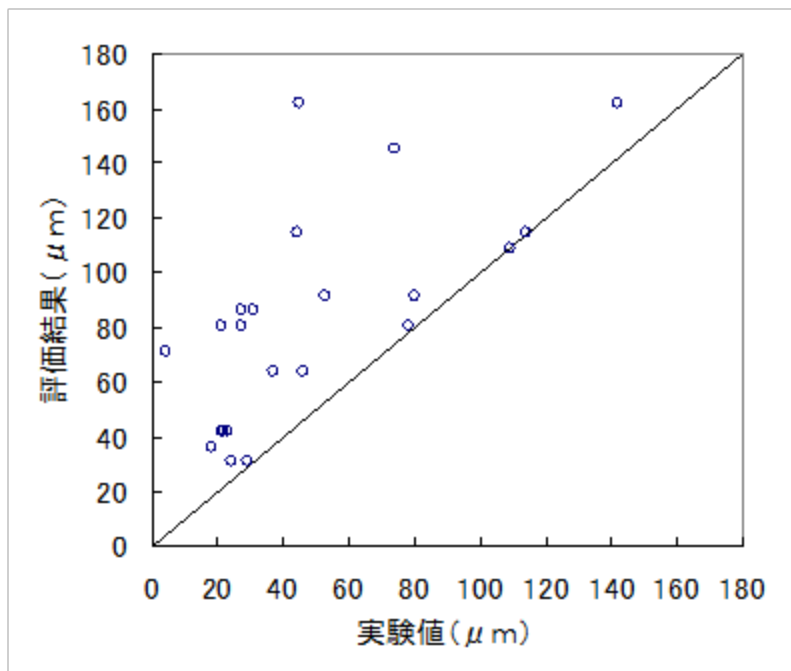
$$\Delta\delta_{liq} = \frac{K_{liq}^2}{2\delta_{liq}} \Delta t \quad (3.2-4)$$

$\delta_{liq}$  : 増分量計算開始時刻までに生じた液相腐食量 ( $\mu\text{m}$ )

被覆管の強度評価では、上記の減肉効果を考慮してその健全性を確認する。



第 3.2.2 図 液相腐食量計算式の係数  $K_{liq}$  の温度依存性  
(U-19wt%Zr-10wt%Zr, HT9 被覆管, スミア密度 75%)



第 3.2.3 図 液相腐食量の実測値と評価結果の比較  
(U-19wt%Zr-10wt%Zr, HT9 被覆管, スミア密度 75%)



## 参考文献

- [1] M. Kurata, *Calphad*, 23[3-4] (1999), p. 305.
- [2] T. Ogata, *J. Nucl. Sci. Technol.*, Supplement 3 (2002), p. 675.
- [3] L. R. Kelman, S. Gavage, C.M. Walter, B. Blumenthal, R.J. Duntworth, and H.V. Rhude, *Proc. 3rd Int. Conf. on Plutonium*, London, Nov. 22-26, 1965, (1967), pp. 458-484.
- [4] D. R. Harbur, et al., LA-4512, Los Alamos Scientific Laboratory (1970).
- [5] L. Leibowitz, et al., *J. Nucl. Mater.*, 154 (1988), pp. 145-153.
- [6] Y. Takahashi, et al., *J. Nucl. Mater.*, 154 (1988), pp. 141-144.
- [7] Argonne National Laboratory, Chemical Technology Division Annual Technical Report for 1986, ANL-87-19 (1987).
- [8] *Thermophysical Properties of Matter, Thermal Conductivity, Metallic Elements and Alloys I*, ed. by Y.S. Touloukian, R.K. Kirby, R.E. Taylor, and P.D. Desai, IFI/Plenum, New York (1970).
- [9] Argonne National Laboratory, Reactor Development Progress Report, ANL-7230 (1996).
- [10] T. H. Bauer and J.W. Holland, "In-Pile Measurement of the Thermal Conductivity of Irradiated Metallic Fuel," *Nucl. Technol.*, 110 (1995), pp. 407-421.
- [11] A. M. Yacout, et al., "Average Irradiation Temperature for the Analysis of In-Pile Integral Measurements," *Nucl. Technol.*, 115 (1996), pp. 61-72.
- [12] G. H. Golden, et al., "THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF SODIUM," ANL-7323 (1967).
- [13] G. L. Hofman, et al., *Metallurgical Trans.* 21A (1990), 517.
- [14] D. C. Crawford, et al., *Trans. ANS*, 71 (1994), p. 178.
- [15] E. E. Gruber and J.M. Kramer, *Radiation-Induced Changes in Microstructure: 13th International Symposium (part I) ASTM STP*, 955 (1987), 432.
- [16] J. H. Kittel, et al., "Plutonium and plutonium alloys as nuclear fuel materials," *Nucl. Eng. and Des.*, 15 (1971), pp. 373-440.
- [17] A. B. Cohen, et al., "Fuel/cladding compatibility in U-19Pu-10Zr/HT9-clad fuel at elevated temperatures," *J. Nucl. Mater.*, 204 (1993), pp. 244-251.
- [18] R. G. Pahl, C.E. Lahm and S.L. Hayes, *J. Nucl. Mater.*, 204 (1993), pp. 141-147.
- [19] M. M. Paxton, et al., "Comparison of the inreactor creep of selected ferritic, solid solution strengthened and precipitation hardened commercial alloys.," *J. Nucl. Mater.*, 80 (1979), pp. 144-151.
- [20] 尾形、他、電中研研究報告 T95030 (1996)。
- [21] T. Ogata, et al., "Reactions between U-Zr alloys and Fe at 923 K," *J. Nucl. Mater.*, 250 (1997), pp. 171-175.
- [22] K. Nakamura, et al., "Reactions of U-Zr alloy with Fe and Fe-Cr alloy," *J. Nucl. Mater.*, 275 (1999), pp. 246-254.
- [23] T. Ogata, et al., "Reactions between U-Pu-Zr Alloys and Fe at 923 K," *J. Nucl. Sci. Technol.*, 37 (2000), pp. 244-252.
- [24] K. Nakamura, et al., "Reactions of Uranium-Plutonium Alloys with Iron," *J. Nucl. Sci.*

Technol., 38 (2001), pp.112-119.

[25] D. D. Keiser Jr. and M. C. Petri, "Interdiffusion behavior in U-Pu-Zr fuel versus stainless steel couples," J. Nucl. Mater., 240 (1996), pp.51-61.

[26] Integral Fast Reactor Program, Annual Progress Report FY1993, ANL-IFR-244 (1994).

高速炉用フェライト系ステンレス鋼について

## 1. 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の概要

一般にフェライト系ステンレス鋼は、12～25%Cr を含有する Fe-Cr 系合金で、体心構造をもっている。また、一般にフェライト系ステンレス鋼は、オーステナイト系ステンレス鋼（面心構造）より熱伝導率がよく熱膨張率が小さいため熱応力を低減できるほか、耐スエリング性に優れていることが知られている。

高速炉用フェライト系ステンレス鋼（PNC-FMS 鋼）は、Fe-12Cr を主成分として合金の高温強度（主に耐クリープ強度）を改良したフェライト系ステンレス鋼である。高温強度の改良点と、耐スエリング性について、以下に示す。

### （1）高温強度の改良

高速炉用フェライト系ステンレス鋼の高温強度を改良した点を JIS 鋼（405、410L）と比較すると、大きく異なるのは次の点である。

①固溶強化元素として、Mo、W を添加したこと。

②析出強化元素として、V、Nb を添加したこと。

固溶強化元素、Mo、W は、高温クリープ強度を左右させる元素であり、Mo 単体または Mo+W として添加しており、Mo を約 0.5wt%、W を約 2wt%添加して高温クリープ強度をより向上させている。

析出強化元素、V、Nb は、微量添加することにより高温強度（主にクリープ強度）を向上させる。これは、V、Nb が、C、N と析出し安定に存在することによる。

また、C の量は、高温強度、溶接性、加工性を考慮して決められる他、V、N や Mo、W の添加量によって異なってくる。

※SUS316 相当ステンレス鋼（オーステナイト）は、主に 20%冷間加工により高温強度を向上させている他、Nb、Ti 等の元素を微量添加することによりさらに高温強度（主にクリープ強度）を向上させている。

### （2）耐スエリング性

フェライト系ステンレス鋼（体心構造）は、耐スエリング性に優れているが、これは結晶構造上、オーステナイト系ステンレス鋼（面心構造）に比べ、中性子照射により生じる空孔の移動速度が大きくすばやく消滅できる位置（粒界や析出物など）に動けること、また C や N と空孔が結びつきやすいことなどから、ことさら多数の転位を導入したり、無理に析出物を作ったりする必要がない。つまり、フェライト系ステンレス鋼の結晶構造自体がスエリングを抑制している。もちろん、転位や析出物の存在もある程度スエリング抑制の効果はあるが、それ以上に空孔が自由に動けることの方が大きい。

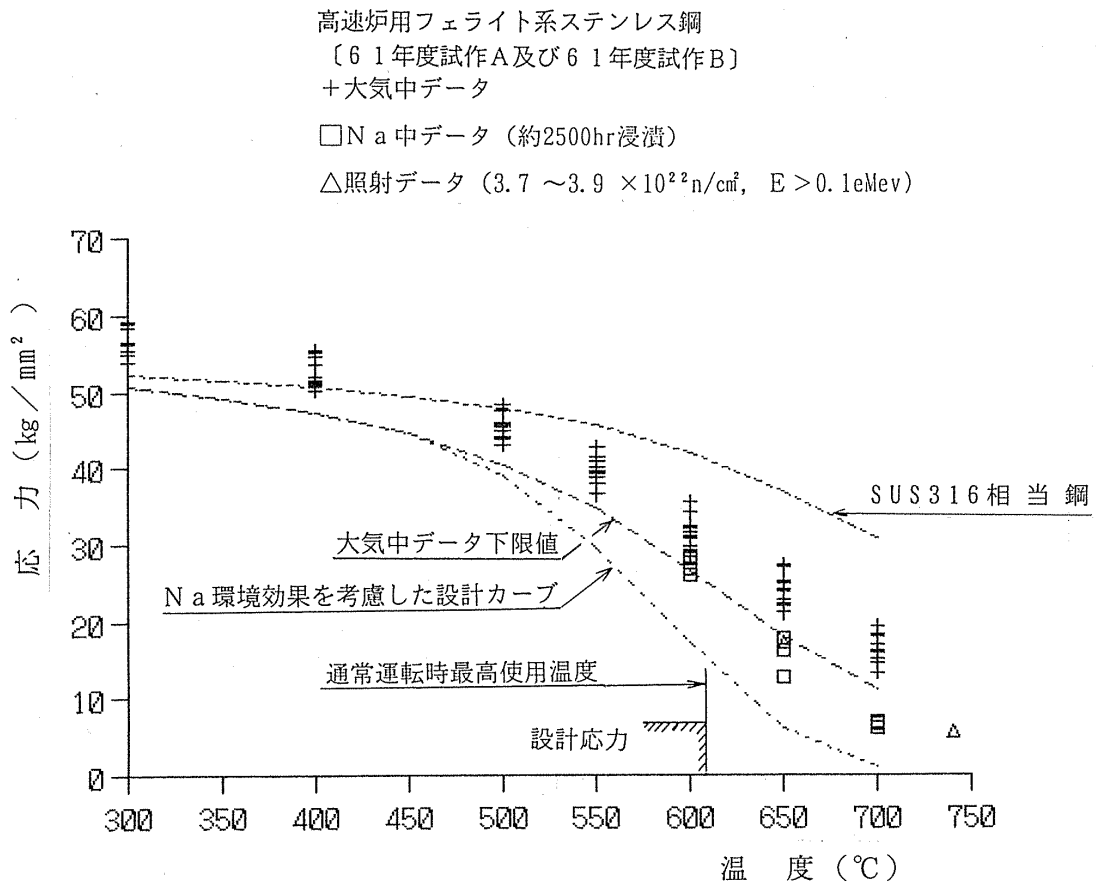
※SUS316 相当ステンレス鋼（オーステナイト）も、中性子照射により生じる空孔が結晶を動き回り転位や析出物に当たり消滅するが、空孔が動ける速度が小さいため途中で合体してより大きな空洞となり、それが成長してポイドとなりスエリングを発生させる。このため、オーステナイト系ステンレス鋼では、冷間加工を行い多数の転位を導入し、さらに微細析出物を作ることによって、空孔が転位や析出物に当たり消滅する機会を多くすることによってスエリングを抑制している。

## 2. 高速炉用フェライト系ステンレス鋼被覆管材料の一般特性

### 2.1 機械的性質

#### (1) 引張強さ

代表的な高速炉用フェライト系ステンレス鋼の引張強度について、第 2.1.1 図に降伏強さ、第 2.1.2 図に引張強さ、第 2.1.3 図に破断伸びを示す。第 2.1.1 図及び第 2.1.2 図から高温域では SUS316 相当ステンレス鋼より低い値を示すが、通常運転時の最高使用温度 (610°C) を制限することにより、その健全性は十分確保される。また、第 2.1.4 図、第 2.1.5 図に照射により材料の引張強度に与える影響について示す。



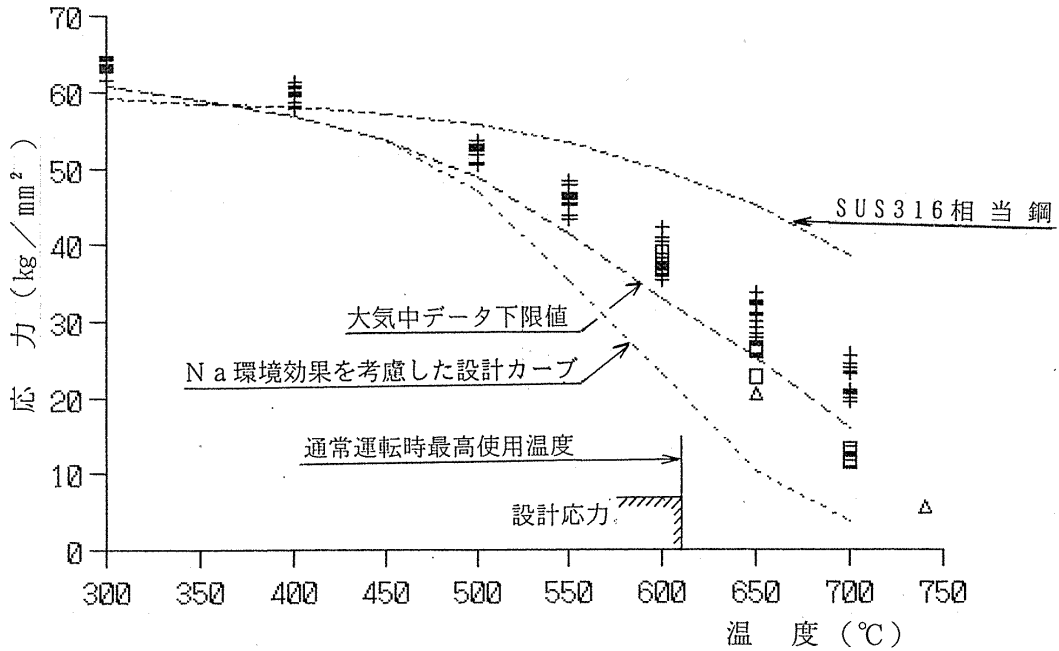
第 2.1.1 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の降伏強さ

高速炉用フェライト系ステンレス鋼

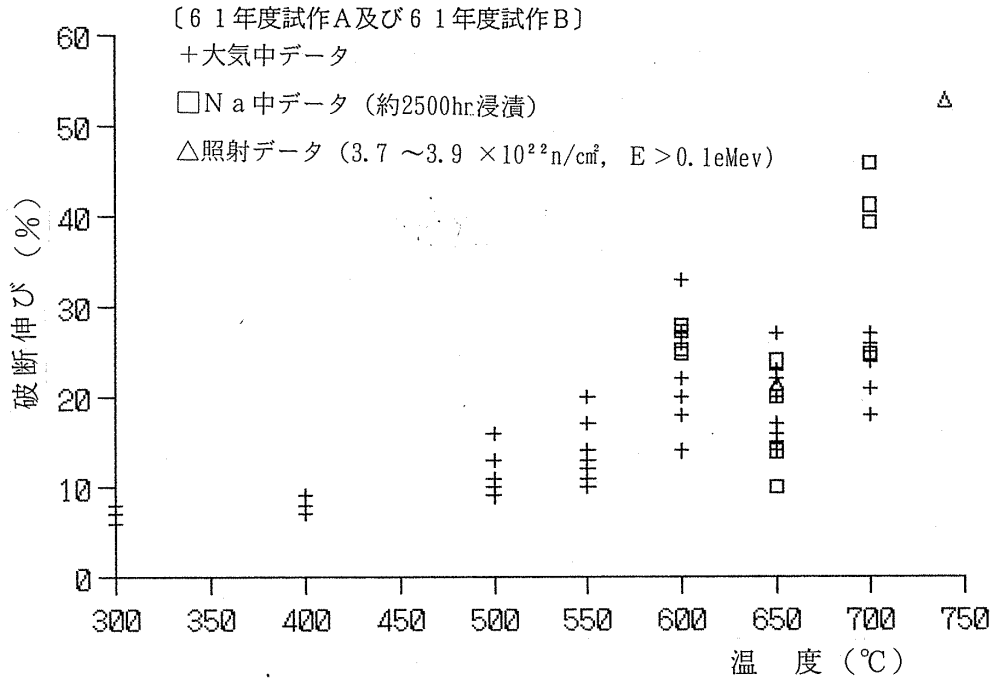
〔61年度試作A及び61年度試作B〕  
+大気中データ

□Na中データ (約2500hr浸漬)

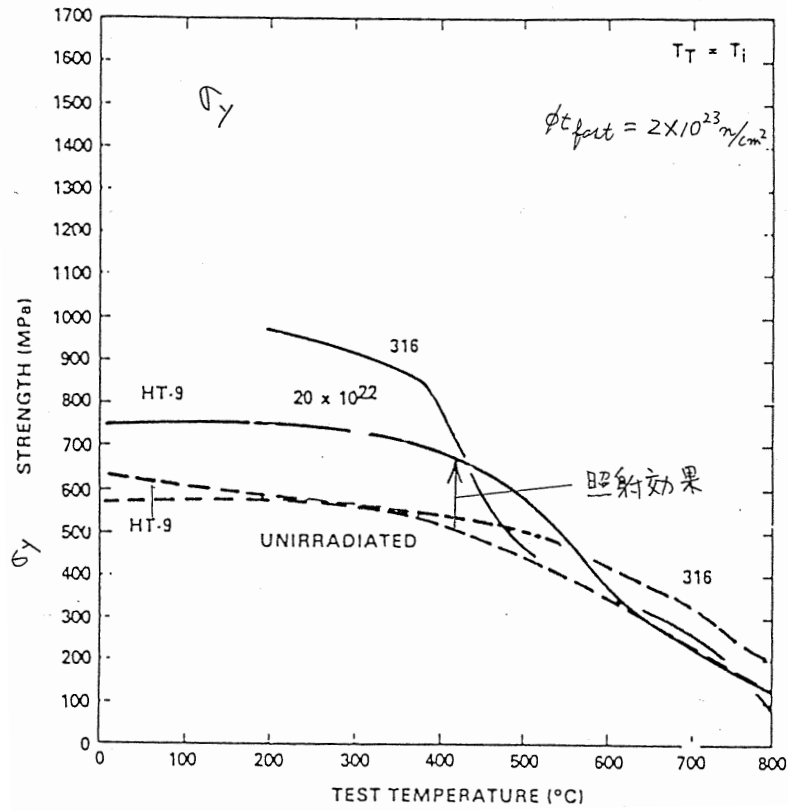
△照射データ ( $3.7 \sim 3.9 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ ,  $E > 0.1 \text{MeV}$ )



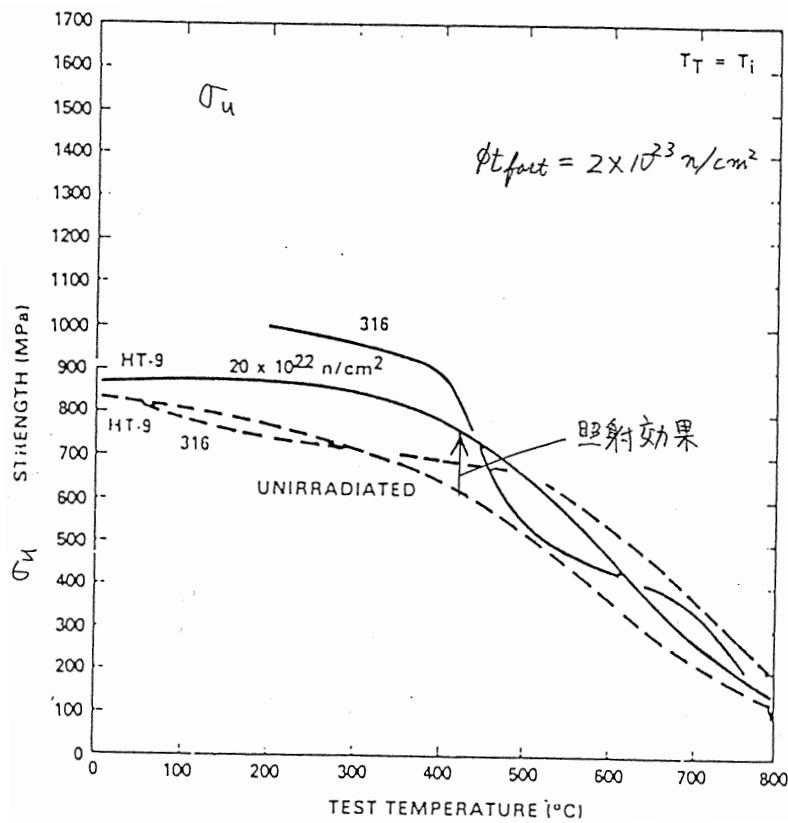
第 2.1.2 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の引張強さ



第 2.1.3 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の破断伸び



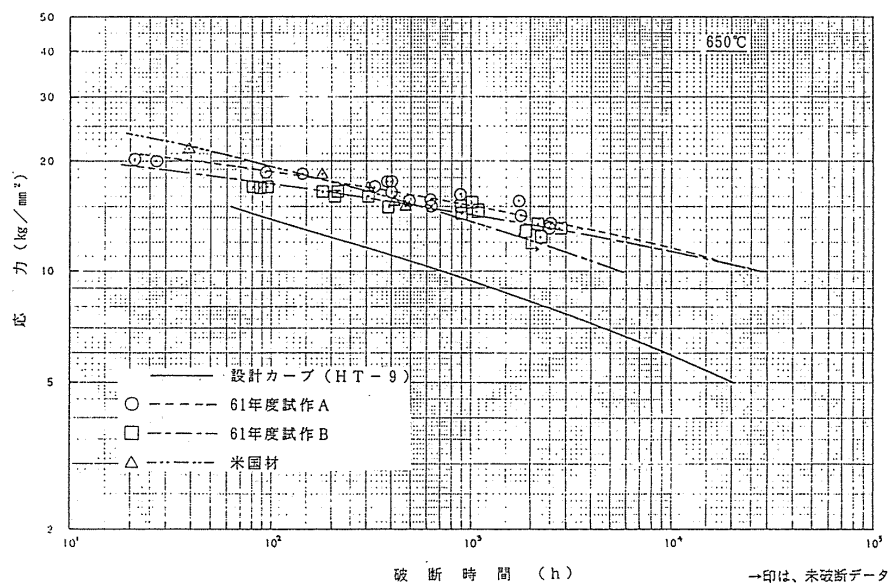
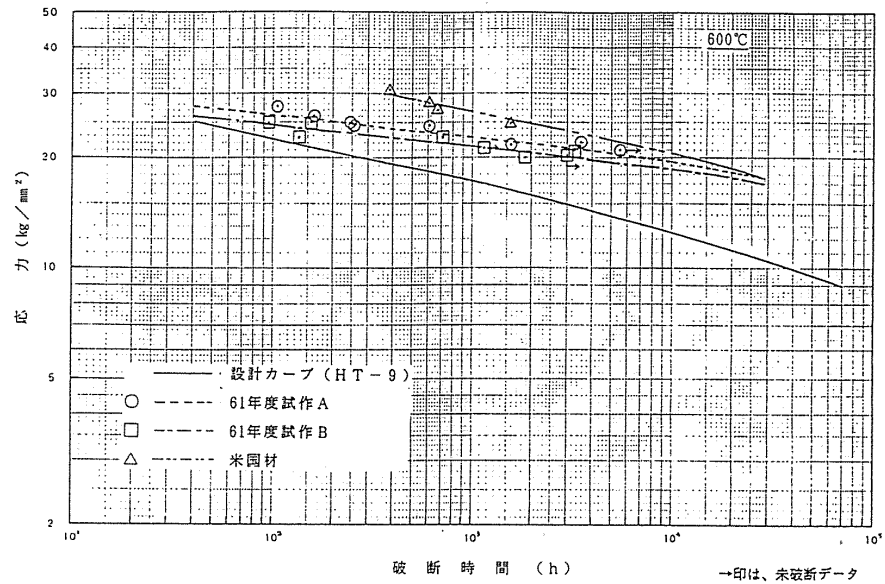
第 2.1.4 図 高照射量条件下における降伏強度



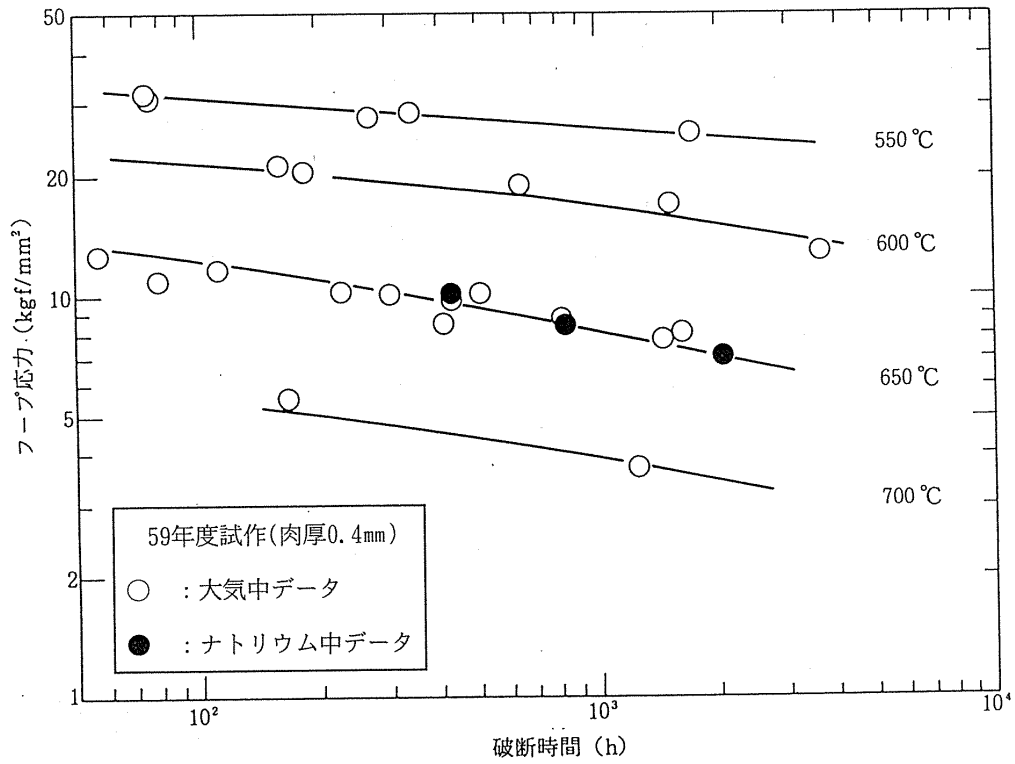
第 2.1.5 図 高照射量条件下における引張強度

(2) クリープ破断強度

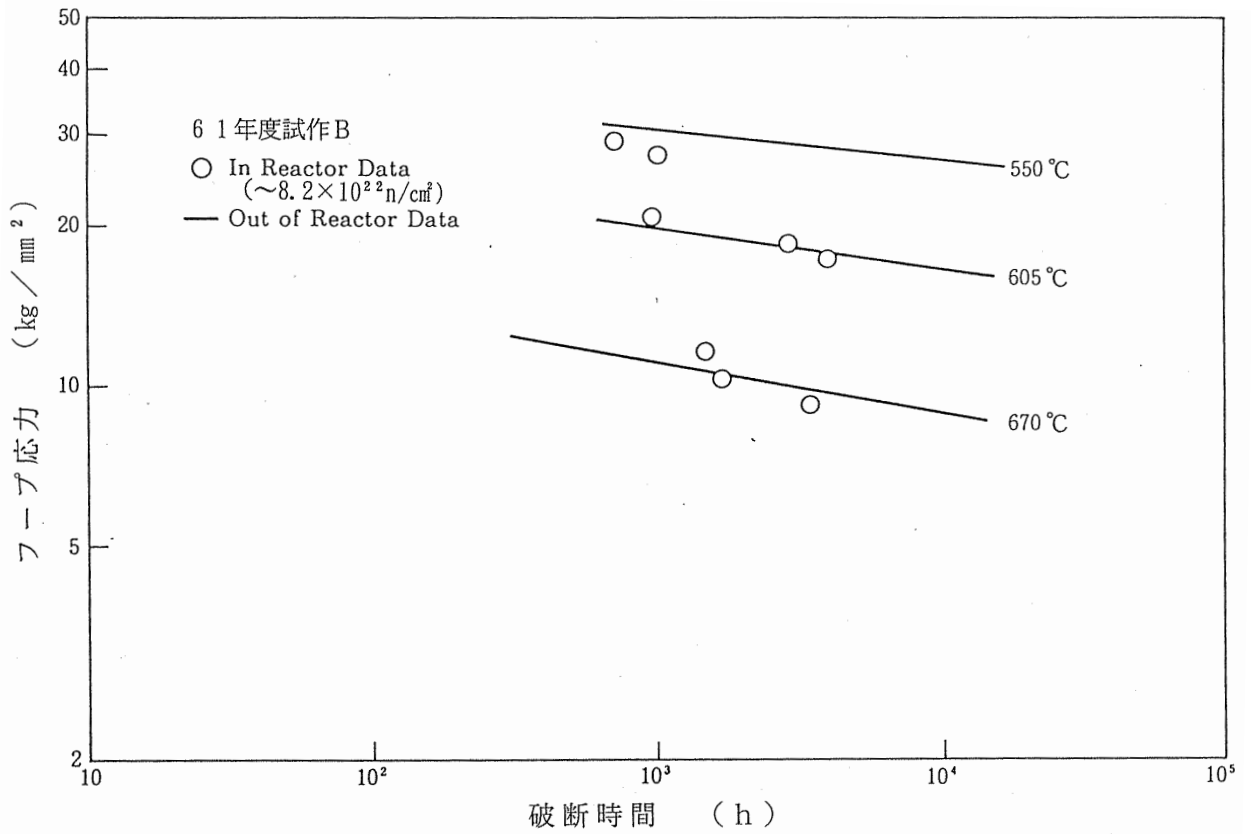
代表的なクリープ破断強度を第 2.1.6 図～第 2.1.8 図に示す。第 2.1.6 図は Fe-11～12Cr を主成分とした材料の大気中におけるデータ、第 2.1.7 図は Fe-12Cr を主成分とした材料の大気中及び Na 中データ、第 2.1.8 図は Fe-11Cr を主成分とした材料の炉内クリープ破断データと大気中データとの比較である。また、第 2.1.9 図に高速炉用フェライト系ステンレス鋼と SUS316 相当ステンレス鋼のクリープ破断強度の比較を示す。



第 2.1.6 図 大気中クリープ破断強度

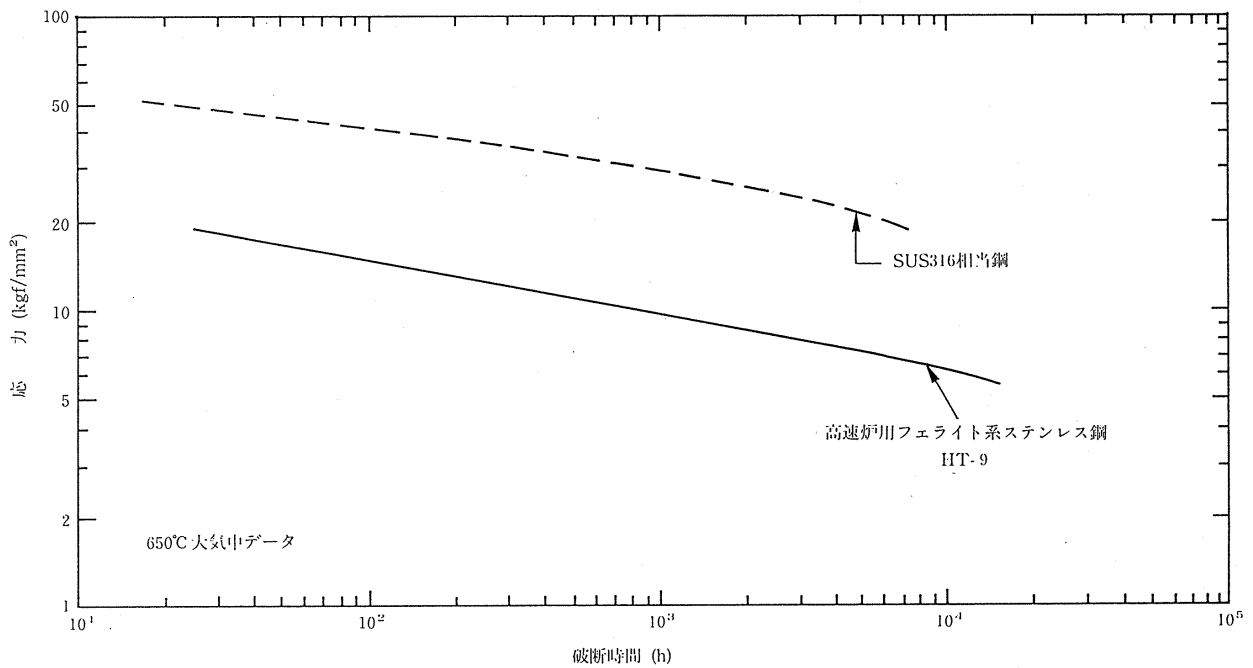


第 2. 1. 7 図 大気中及びナトリウム中クリープ破断強度



第 2. 1. 8 図 炉内クリープ破断試験 (FFTF-MOTA)

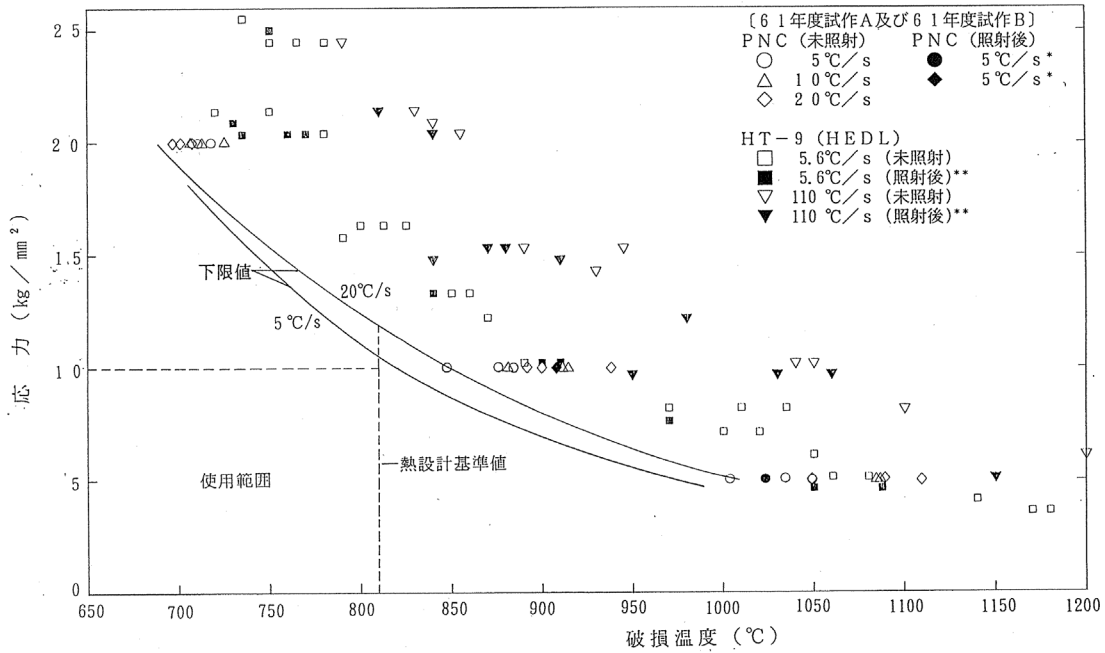




第 2.1.9 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼と SUS316 相当ステンレス鋼のクリープ破断強度の比較

### (3) 急速加熱バースト特性

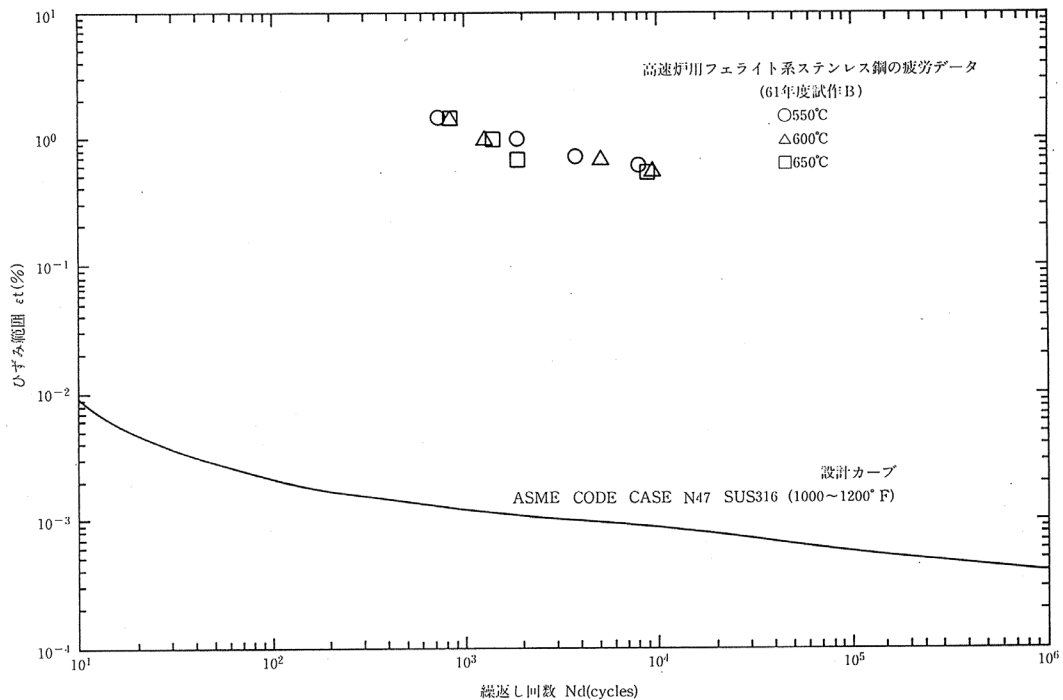
急速加熱バーストデータは、運転時の異常な過渡変化時において被覆管が機械的に破損しない値として温度を制限するもので、高速炉用フェライト系ステンレス鋼は未照射及び照射後のデータから保守側に温度（810℃）を制限している（別紙 5 参照）。第 2.1.10 図に国産試作材の急速加熱バースト試験データ及び米国の HT-9 材の未照射及び照射後の急速加熱バースト試験データを示す。第 2.1.10 図に示すように国産試作材及び HT-9 材のいずれにおいても未照射と照射後の試験データに有意な差は認められない。



第 2. 1. 10 図 被覆管急速加熱時の破損温度 (高速炉用フェライト系ステンレス鋼)

(4) 疲労特性

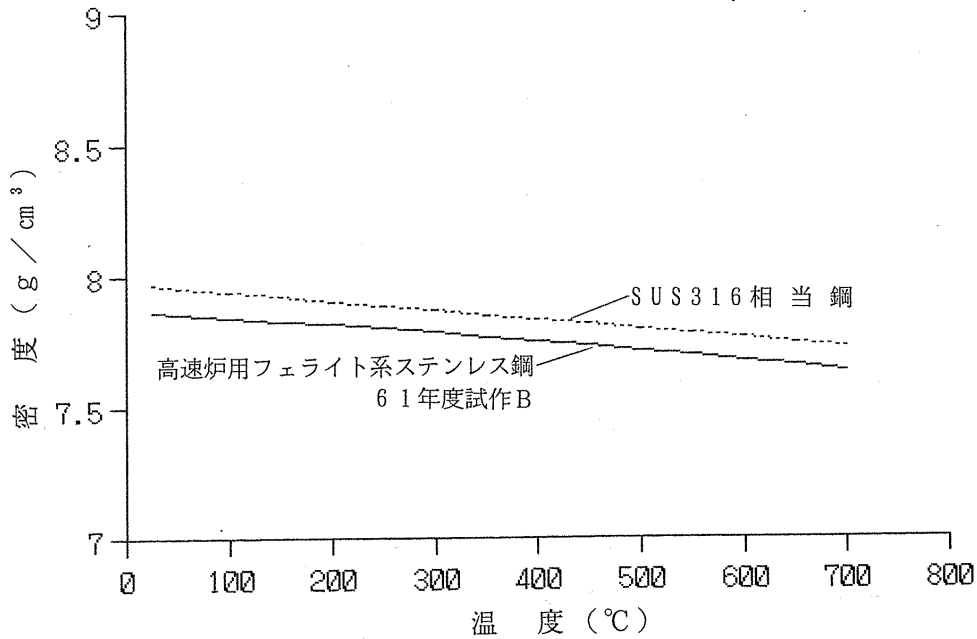
疲労特性については、国産試作材を用いた高温低サイクル疲労試験を実施しており、第 2. 1. 11 図に歪範囲－繰返し数の関係を示す。炉心燃料要素で用いている SUS316 の疲労特性 (第 32 条その 2 別紙 10) よりも優れている。



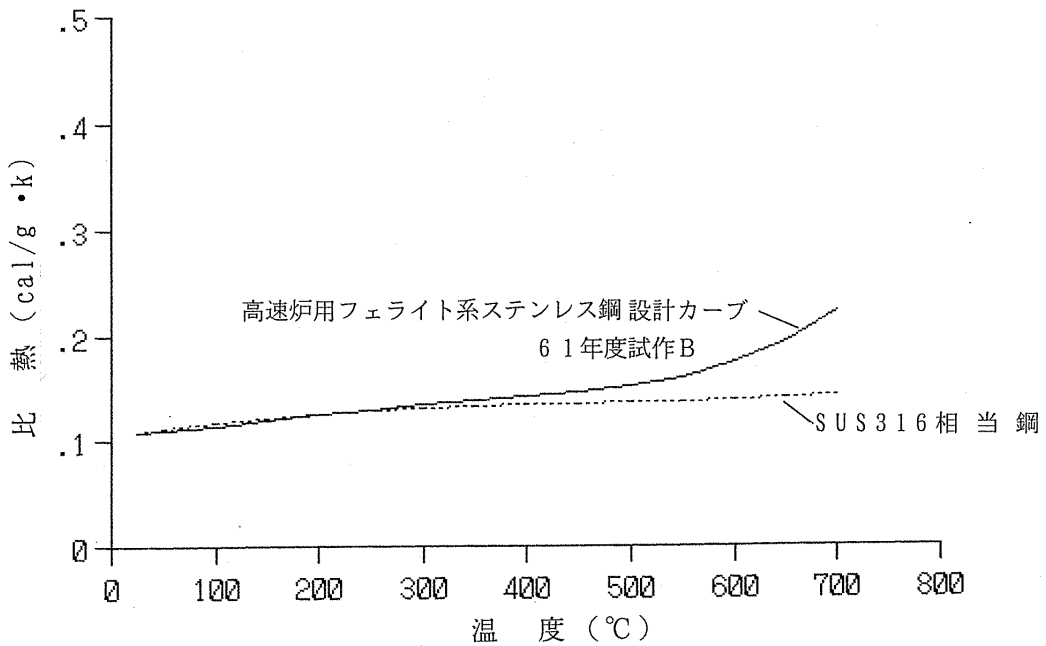
第 2. 1. 11 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の高温疲労特性

## 2.2 一般特性

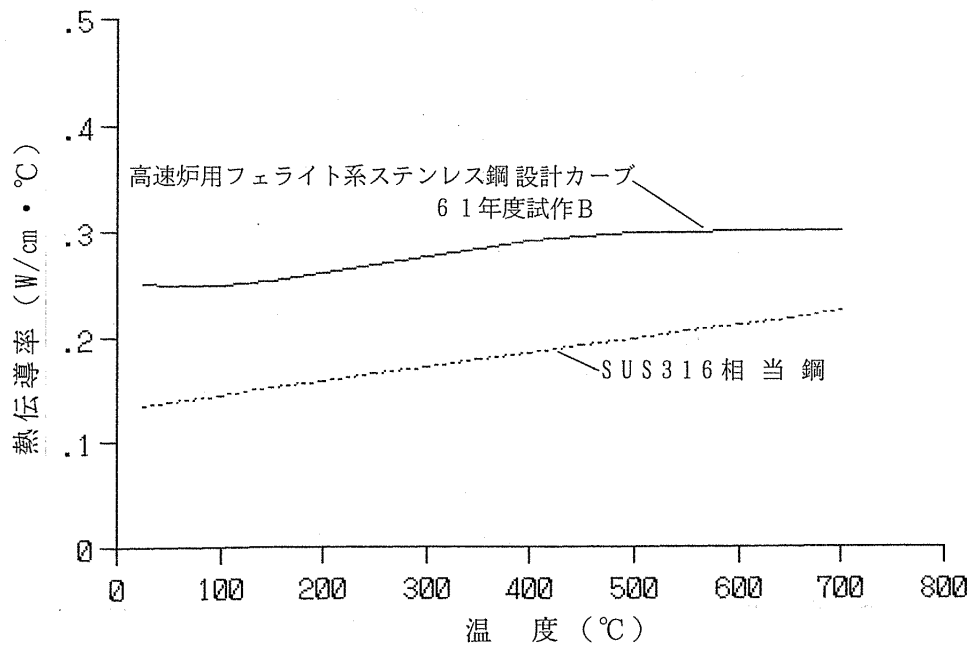
燃料要素の設計に用いる材料の物理的性質データを SUS316 相当ステンレス鋼と比較して第 2.2.1 図～第 2.2.6 図に示す。高速炉用フェライト系ステンレス鋼の特徴としては、熱伝導率が SUS316 相当ステンレス鋼より格段に良く、熱膨張率が小さいことのほかは、SUS316 相当ステンレス鋼とほぼ同程度、または、それよりも優れた性質を有している。



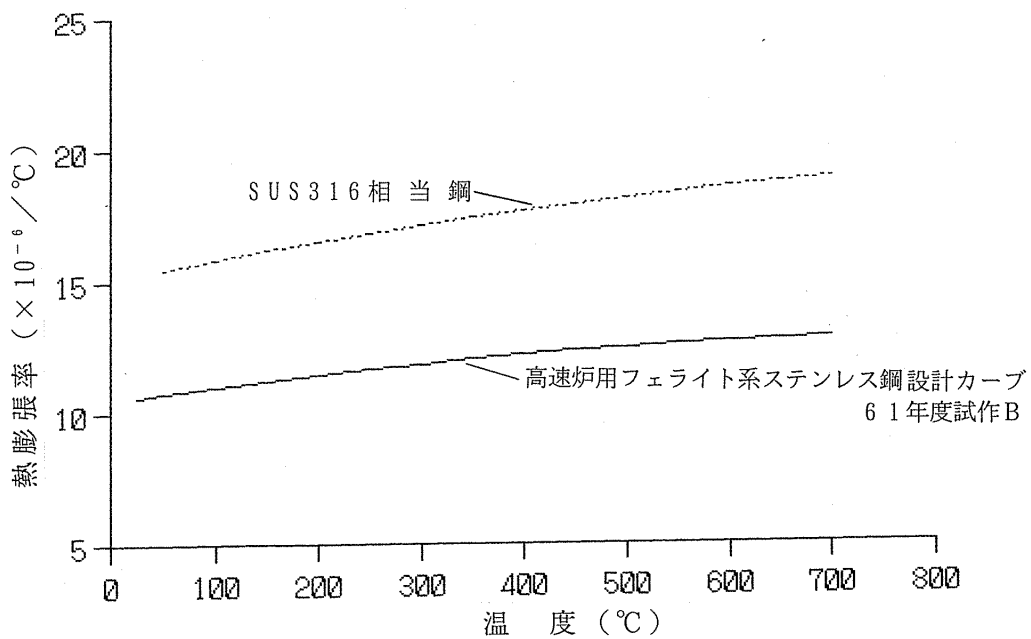
第 2.2.1 図 密度



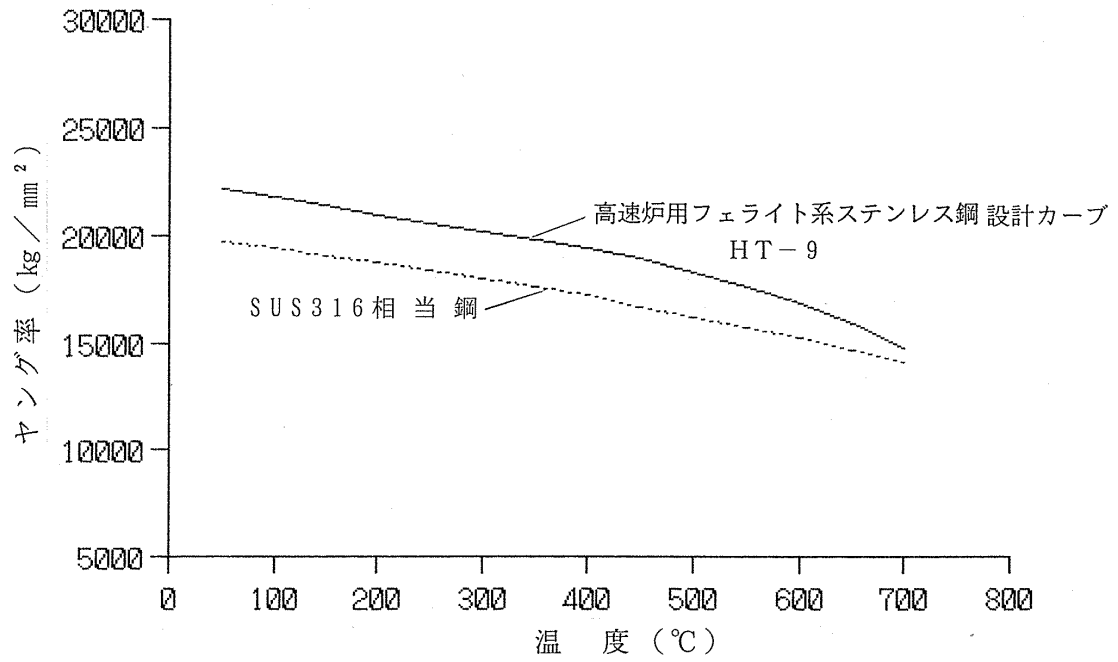
第 2.2.2 図 比熱



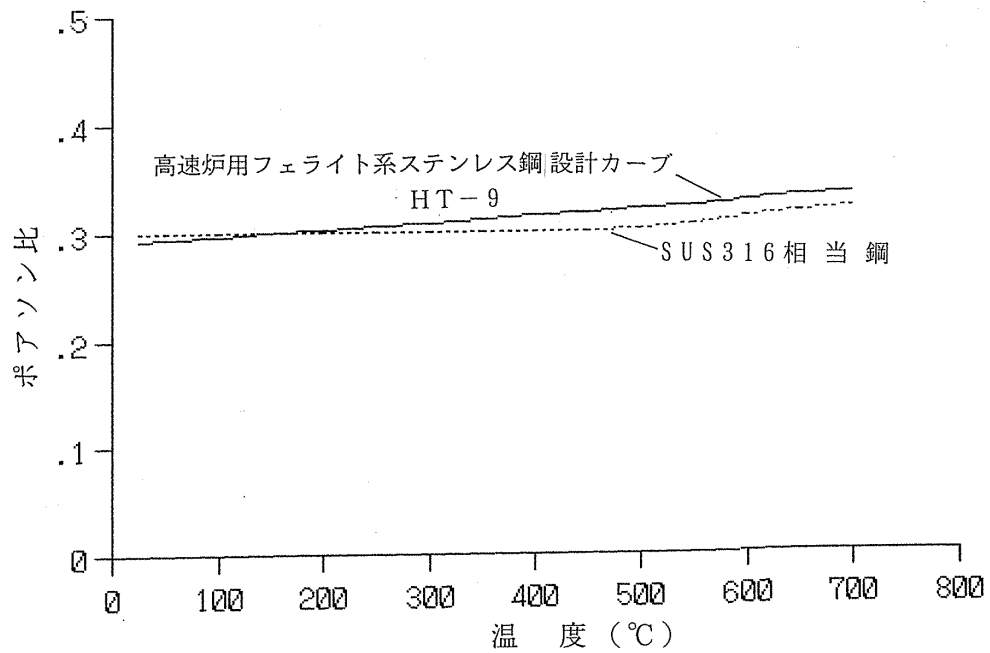
第 2.2.3 図 熱伝導率



第 2.2.4 図 平均熱膨張率



第 2.2.5 図 ヤング率



第 2.2.6 図 ポアソン比

## 2.3 環境効果

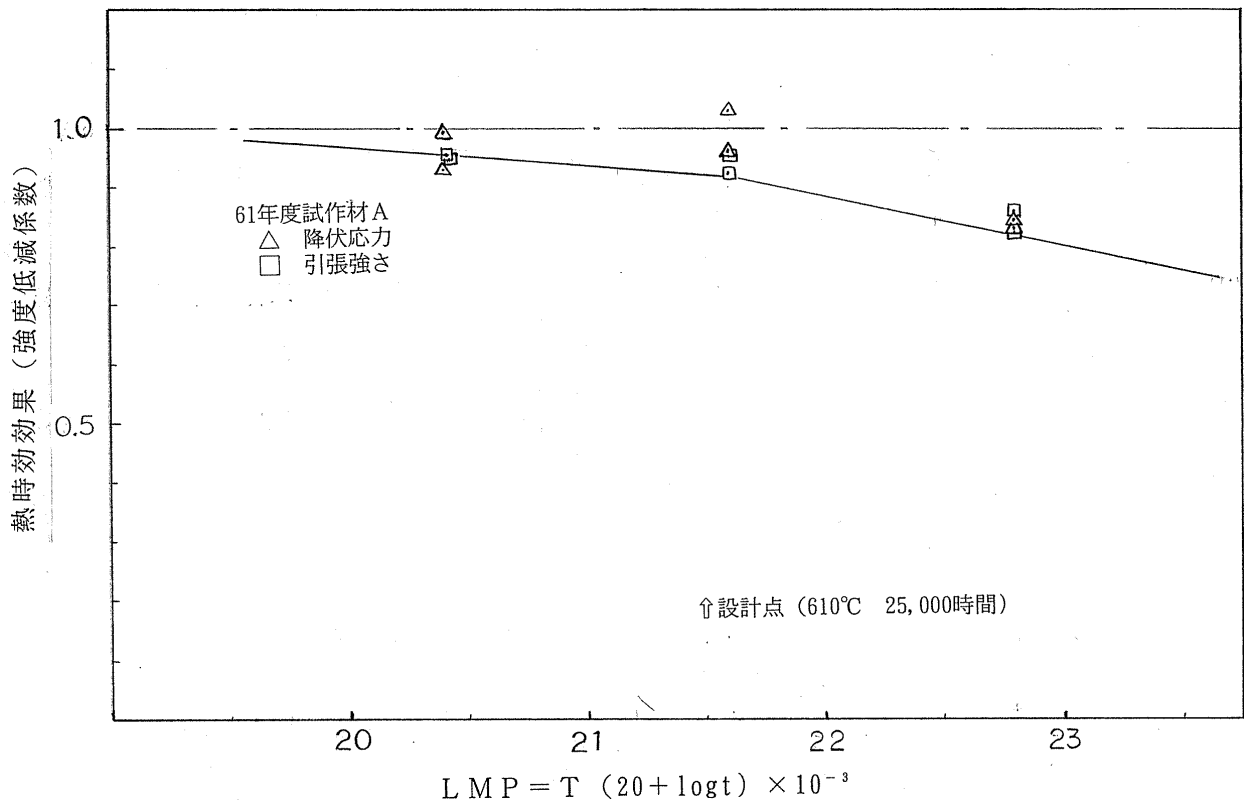
材料を高温 Na 中及び高中性子束下で使用すると特性が変化する。ここでは、Na 環境効果、照射に伴い生ずる材料のスエリング、照射クリープ、腐食等について示す。

### (1) Na 環境効果

高速炉用フェライト系ステンレス鋼の材料強度に対する Na 環境効果は、500°C以上の高温域での使用時間の増加に伴い脱炭及び熱時効効果により材料強度が低下する。引張強度については、炉外での流動 Na 中浸漬試験及び熱時効試験に基づき引張強度の低減係数を求め、その積を Na 環境効果としている。

#### ①熱時効

試作材を 600°C、650°C、700°Cの各温度で 2,570 時間 Ar ガス中に晒した後、受入れ材との強度比をとって熱時効による強度低減係数とした。熱時効の 25,000 時間への外挿としては、通常用いられるラーソンミラーパラメータ (LMP) 法を用いたが、設計条件の 610°C、25,000 時間の LMP は約 21.5 であるのに対し、当熱時効試験の 2,570 時間 600°C及び 700°Cの LMP は第 2.3.1 図に示すように各々 20.4 及び 22.8 となって内挿範囲内にあり、長時間側への外挿は十分妥当と判断される。



第 2.3.1 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の熱時効による強度低減係数

## ②脱炭

フェライト鋼はオーステナイト鋼に比べて添加炭素濃度が高く、NbC 及び VC といった安定な炭化物形成に消費される炭素量を差し引いても鋼中の固溶炭素濃度（活性度）はオーステナイト鋼よりも高い。そのため、フェライト鋼では脱炭（鋼材表面の炭素活性度と Na 中に含まれる炭素活性度の差により、炭素が鋼材表面から Na 中に溶出する現象）が大きくなる。

脱炭については、試作材の流動 Na 中浸漬試験（4m/s、2, 570 時間、600°C、650°C、700°C、板厚 2mm、両面曝露）により、Na 浸漬後の全炭素量分析及び引張試験を行い、平均炭素量の低下割合と引張強度の低減係数との相関を求め、これを脱炭による強度低減係数とした。この相関図を第 2. 3. 2 図に示す。

一方、全炭素分析から脱炭素行度定数（K）が求まり、これは次のように表される。

$$K = 0.589 \exp(-30090/RT)$$

K：脱炭素速度定数（g/cm<sup>2</sup>s<sup>0.5</sup>）

R：気体定数

T：絶対温度（K）

また、平均炭素量（C<sub>m</sub>）は被覆管のように片面曝露の場合、次のように表される。

$$C_m = C_o - 100K \sqrt{3600t}/(2\rho h)$$

C<sub>m</sub>：平均炭素量（w/o）

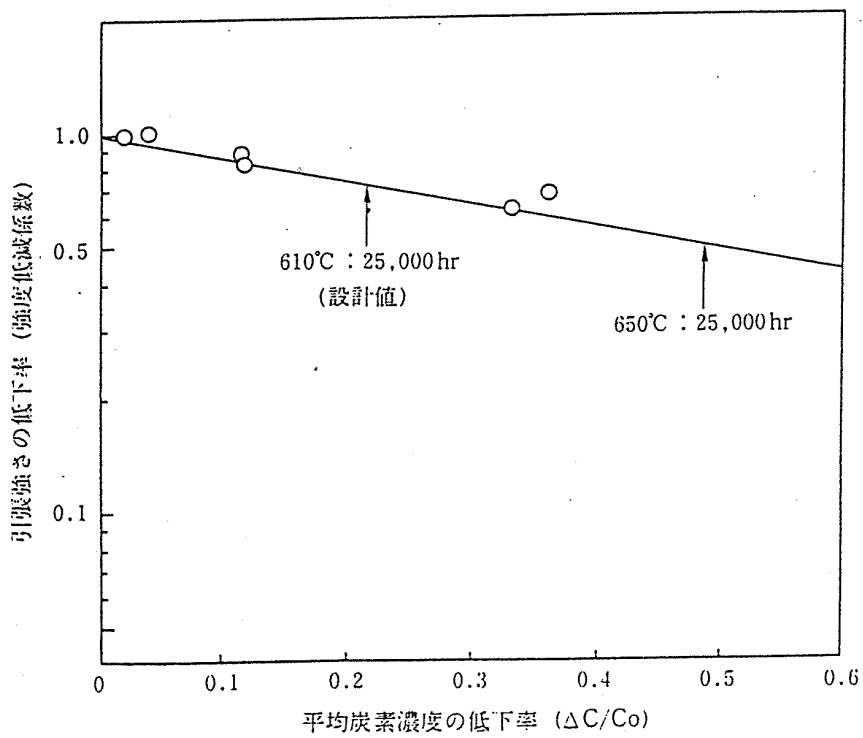
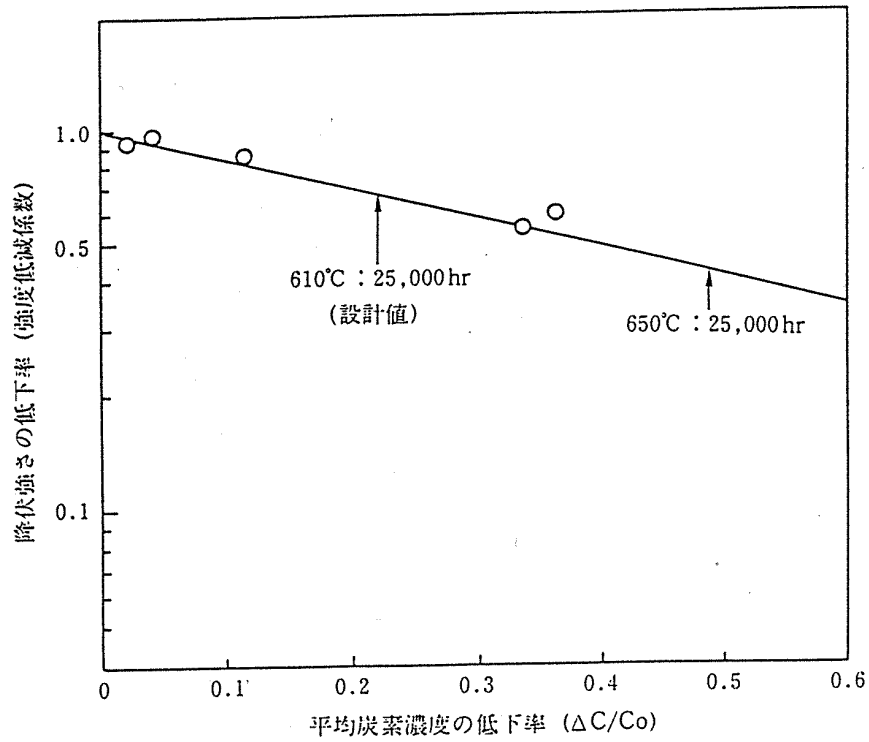
C<sub>o</sub>：初期炭素量（w/o）

t：時間（h）

ρ：材料密度（g/cm<sup>3</sup>）

h：板厚（cm）

上式から平均炭素量を求め、第 2. 3. 2 図の強度低減定数との相関図から、長時間での脱炭のみによる強度低下を求めた。設計条件での平均炭素量の低下割合は約 0.215 であり、Na 中浸漬試験での約 0.35 までの内挿範囲内にあるので、本短時間試験結果から長時間の脱炭による強度低下を決定することは妥当と判断される。



第 2.3.2 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の脱炭による強度低下係数 [1]



## (2) 照射効果

### ①引張強度

照射材の引張試験のデータは多くないが、 EBR-II における HT-9 材の試験から第 2.1.4 図及び第 2.1.5 図に示すような高照射量条件での結果が得られている。

これらのデータから、 IV型特殊燃料要素における使用温度 (610°C) レベルでは、 $25 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$  の高照射領域まで引張強度の劣化がないものと判断される。これは、SUS316 相当ステンレス鋼でも同様の傾向が見られるが、一般に低温側では照射による転位組織の創成により硬化 ( $\sigma_y$ 、 $\sigma_u$  の上昇) が生じるのに対し、高温側ではスエリングが発生しがたいのと同様に焼鈍効果による硬化が生じにくく、未照射材との強度の相異は小さいとされていることに合致している。

### ②クリープ破断強度

炉内クリープ破断強度のデータとしては第 2.1.8 図に示す試作材の FFTF-MOTA におけるものがあり、これによれば  $8.2 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$  ( $E > 0.1 \text{Mev}$ )-まで照射による強度の低下は見られない。これは 500°C 以上の高温領域ではスエリングが消失するように照射欠陥が焼鈍効果により消失し、照射の効果が表れないためと考えられ、これは  $25 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$  程度の高照射領域においても同様と判断される。

FFTF においては、HT-9 材を被覆材とする燃料要素を  $24 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$  まで 500 本照射 (推定内圧応力は  $10 \text{kgf/mm}^2$ , 最高温度  $610 \sim 670^\circ\text{C}$ ) しているが 1 本の破損もないとの報告があり、クリープ破断強度の照射による劣化はないことの傍証になると考えられる。

設計にあたっては、総合的な安全余裕として大気中クリープ破断強度式に 0.8 の安全係数を乗じることとしており、照射効果の不確かさはこの余裕の中に吸収されるものと判断する。

### (3) スエリング特性

一般にフェライト系ステンレス鋼の、高速中性子照射によるスエリング特性は、オーステナイト系ステンレス鋼より非常に小さい。米国の HT-9 等のスエリング特性をもとに下記に示す評価式を作成し、さらに国産試作材を「FFTF」及び「常陽」並びにイオン照射において照射データを取得しており、評価式が十分安全側であることを確認している。

$$\Delta V/V = R \cdot \phi_t$$

$$R = \exp(-4.260 - 1.825\beta - 2.176\beta^2 + 0.579\beta^3 - 0.027\beta^4)$$

$$\beta = (T - 437)/100$$

$\Delta V/V$  : スエリング量 (vol. %)

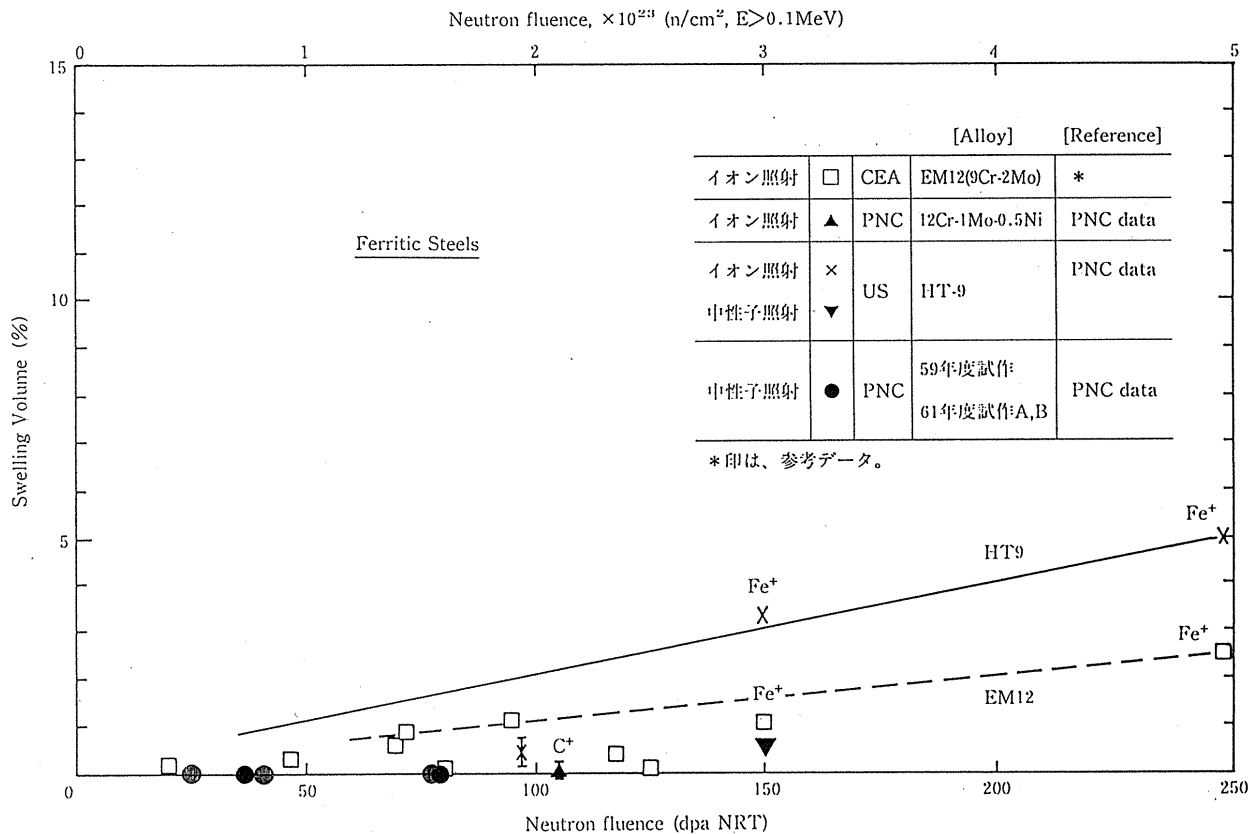
$R$  : 定常スエリング速度 ( $\% \cdot (10^{22}\text{n/cm}^2)^{-1}$ )

$\phi_t$  : 中性子照射量 ( $10^{22}\text{n/cm}^2$ ,  $E > 0.1\text{MeV}$ )

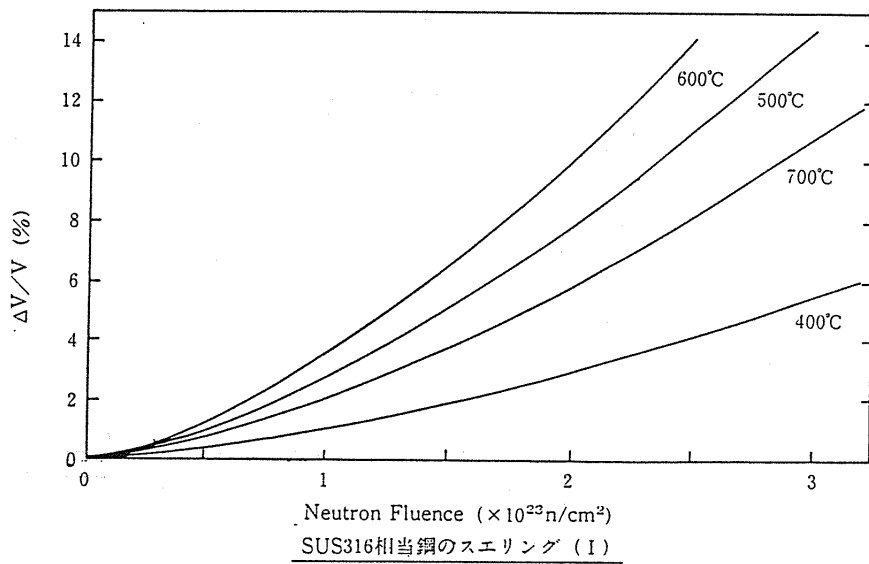
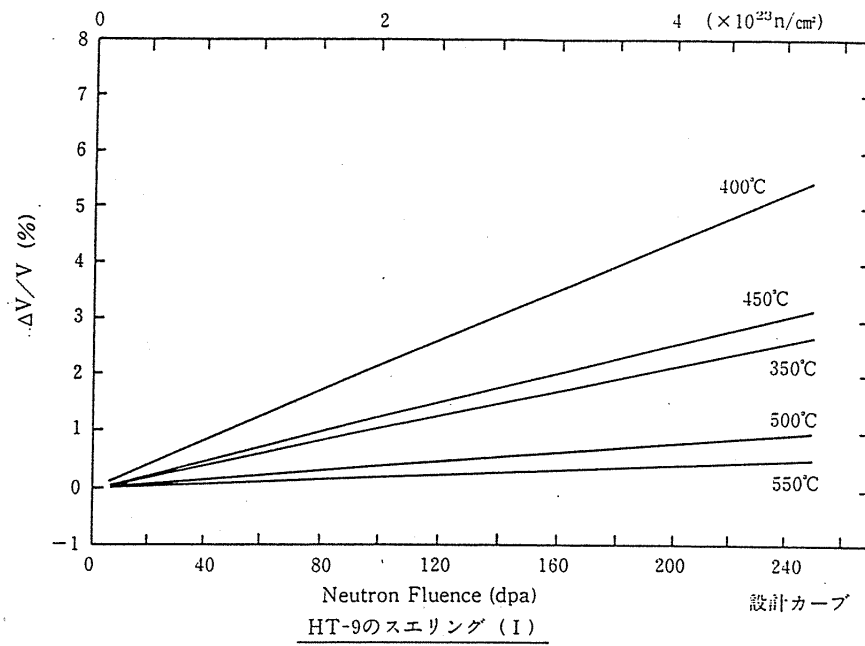
$\beta$  : スエリング量の温度依存性を示すパラメータ

$T$  : 温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

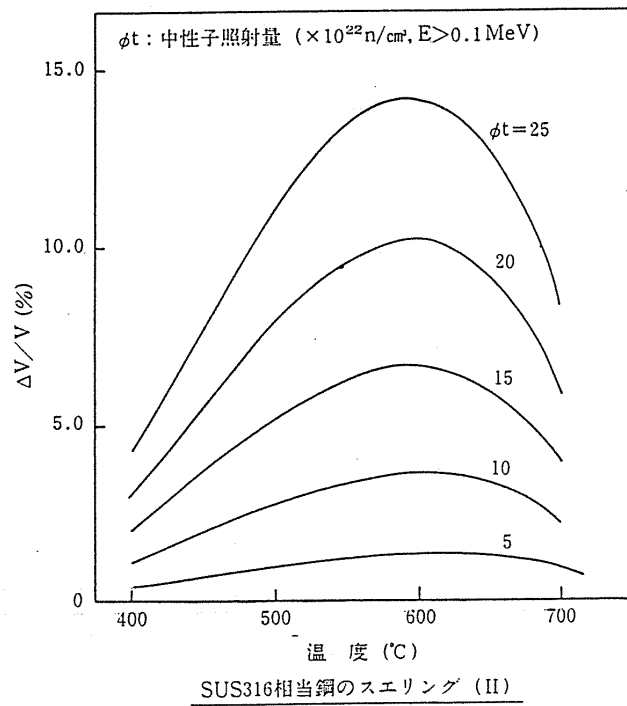
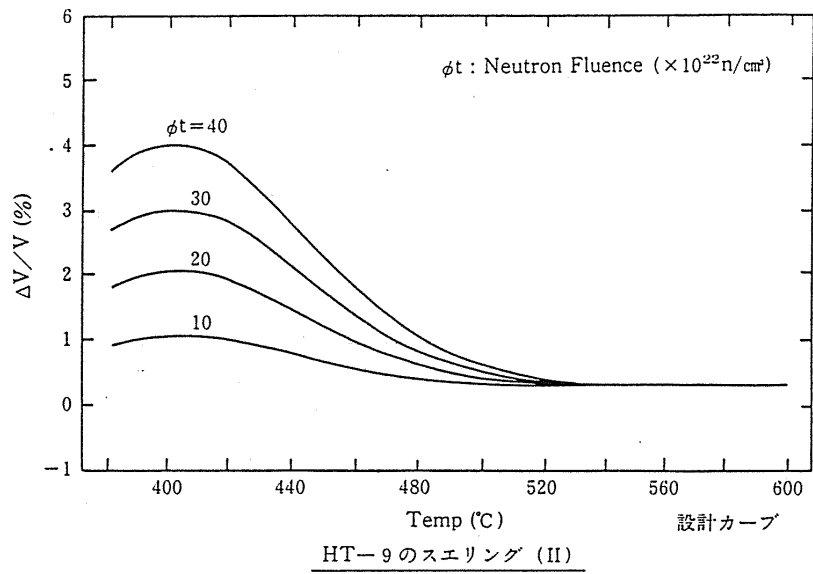
第 2.3.3 図に高速炉用フェライト系ステンレス鋼のスエリングデータと評価式の関係を示す。第 2.3.4 図、第 2.3.5 図に設計に用いた高速炉用フェライト系ステンレス鋼の温度、照射量とスエリング量評価カーブを示した。また、SUS316 相当鋼のスエリングデータ評価カーブも比較用として併せて示した。



第 2.3.3 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼のスエリング特性



第 2.3.4 図 ステンレス鋼のスエリング (I)



第 2.3.5 図 ステンレス鋼のスエリング (II)

#### (4) 炉内クリープ特性

炉内クリープ特性（照射クリープ及び熱クリープ）については、EBR-IIで照射されたHT-9材のデータを基に下記に示す評価式を作成し、国産試作材をFFTF-MOTAにおいて照射し、そのデータから十分安全側であることを確認してある。第2.3.6図に国産試作材の応力、温度一定の炉内クリープデータと設計評価式との関係を示した。

(照射クリープ)

$$\varepsilon_t = 100 \cdot (B \cdot \phi_t \cdot \sigma^{1.3})$$

$\varepsilon_t$  : 照射クリープ歪 (%)

$B$  : 照射クリープ係数  $((\text{kgf}/\text{mm}^2)^{-1.3} \cdot (10^{22}\text{n}/\text{cm}^2)^{-1})$

$\phi_t$  : 中性子照射量  $(10^{22}\text{n}/\text{cm}^2, E > 0.1\text{MeV})$

$\sigma$  : 応力  $(\text{kgf}/\text{mm}^2)$

(熱クリープ)

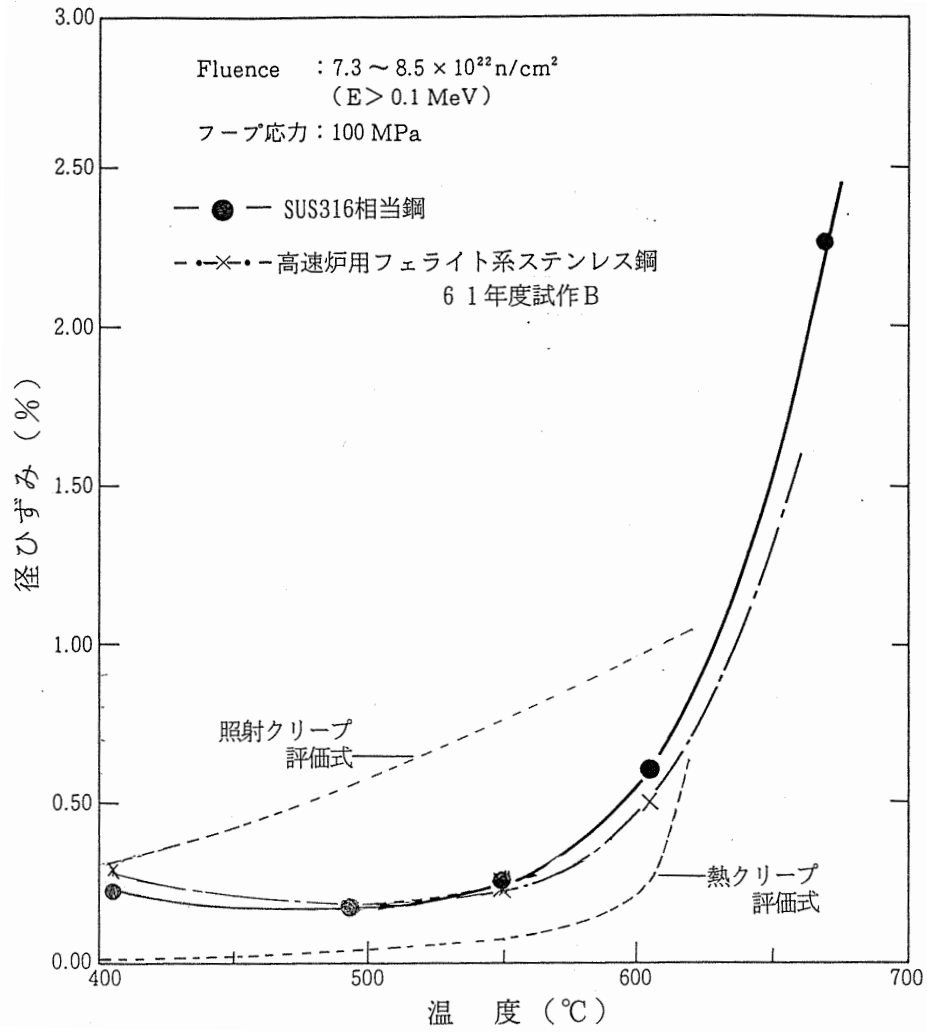
$$\varepsilon_T = 3.49 \times 10^8 \exp(-4.182 \times 10^4/T) \sigma^2 \cdot t + 3.94 \times 10^8 \exp(-5.435 \times 10^4/T) \sigma^5 \cdot t$$

$\varepsilon_T$  : 熱クリープ歪 (%)

$T$  : 温度 (°C)

$\sigma$  : 相当応力 (MPa)

$t$  : 時間 (s)

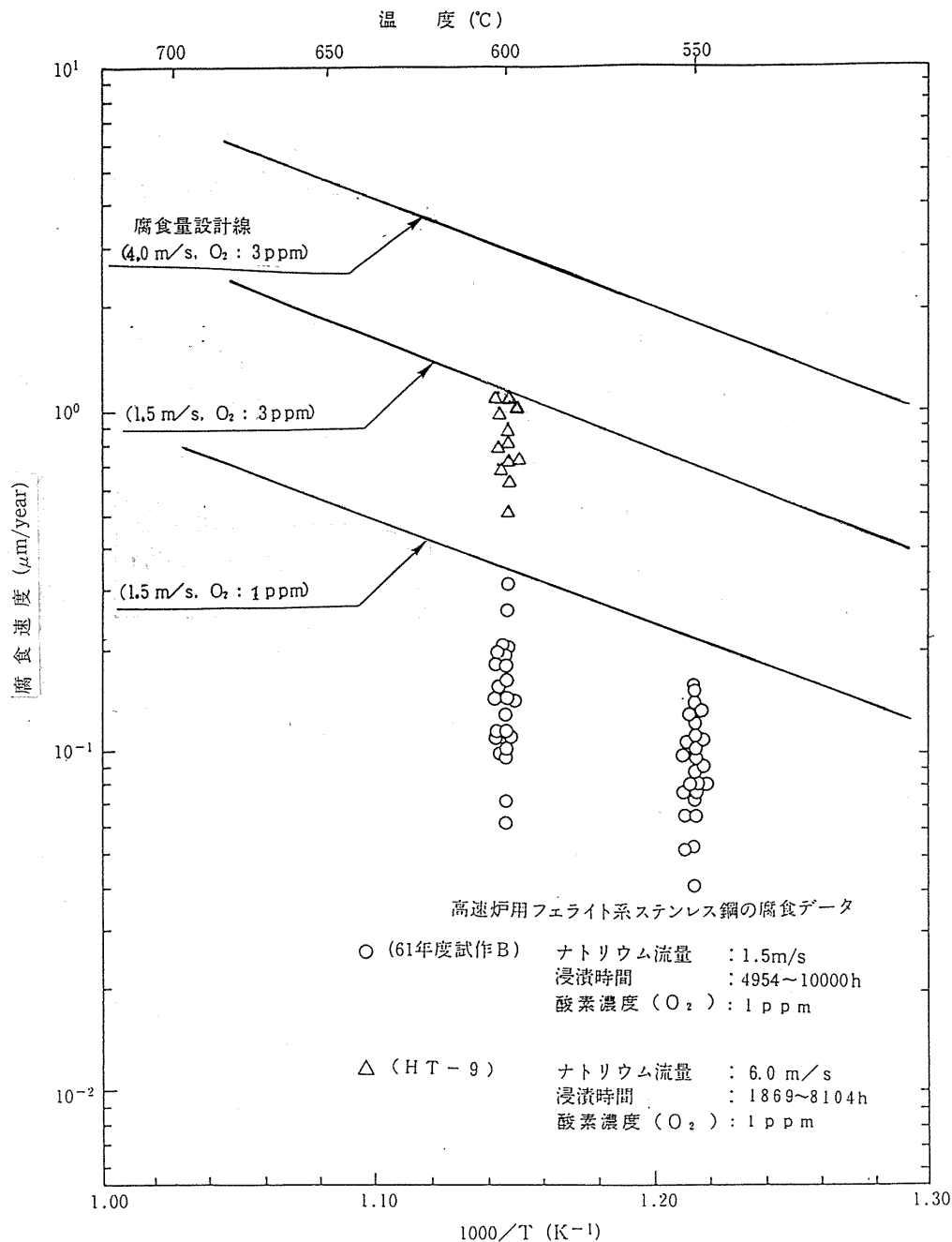


第 2.3.6 図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の炉内クリープ特性 (FFTF-MOTA)

(5) 腐食

①Na 腐食 (外面腐食)

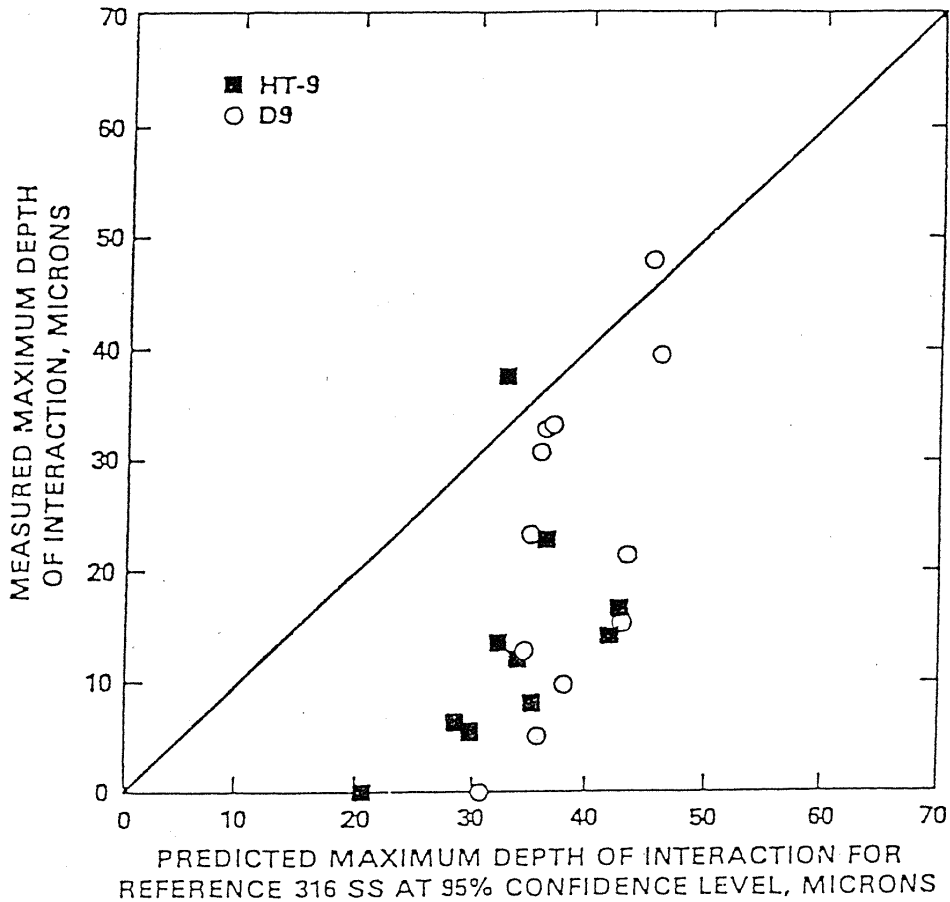
高速炉用フェライト系ステンレス鋼のNa 腐食量については、試作材のNa 腐食試験データ及び米国のHT-9材のNa 腐食試験データから「常陽」における使用条件を考慮したNa 腐食速度を設定した。第2.3.7図に高速炉用フェライト系ステンレス鋼のNa 腐食速度を示す。



第2.3.7図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼のNa 中腐食

②FCCI (内面腐食)

FCCI データについては、米国において HT-9 材を用いた燃料を約 17at%まで燃焼させたデータが公開されており、これによると SUS316 相当ステンレス鋼により優れた耐食性を示している。この他、試作材を用いた炉外試験においていくつかのデータを有している。これらのデータから、高速炉用フェライト系ステンレス鋼の FCCI は、SUS316 相当ステンレス鋼より優れているものと判断されるが、ここでは SUS316 相当ステンレス鋼の評価式を用いることとした。第 2.3.8 図に米国 HT-9 材の FCCI データを示す。



第 2.3.8 図 HT-9 の内面腐食量 (EBR-II 照射)



## 2.4 衝撃特性

フェライト系ステンレス鋼の衝撃特性は、シャルピー衝撃試験をもとに延性－脆性遷移温度 (DBTT) を定めている。シャルピー衝撃試験片の形状を第 2.4.1 図に、DBTT の概念を第 2.4.2 図に示す。炉内の DBTT は時効効果及び照射効果を見込んでおり、それぞれの効果は温度のみに依存し、時効時間及び照射量の依存性はないとしている。照射温度 500℃付近を境に低温側は照射効果、高温側は時効効果が DBTT 上昇の要因となっている (第 2.4.3 図、第 2.4.4 図)。

DBTT の設計式を以下に示す<sup>[2]</sup>。

$$(炉内でのDBTT) = (製造時DBTT) - (時効による\Delta DBTT) - (照射による\Delta DBTT)$$

(製造時 DBTT)

$$DBTT = 119(\log_{10} BK_t)$$

(時効による  $\Delta$ DBTT)

$$\Delta DBTT = -132 + 0.357 \cdot T$$

(ただし、 $\Delta DBTT \geq 0$ )

(照射による  $\Delta$ DBTT)

$$\Delta DBTT = 908 - 2.90 \cdot T + 0.00243 \cdot T^2$$

(ただし、 $\Delta DBTT \geq 0$ であり、 $T > 597$ のとき $\Delta DBTT = 43$ )

$DBTT$  : 延性－脆性遷移温度

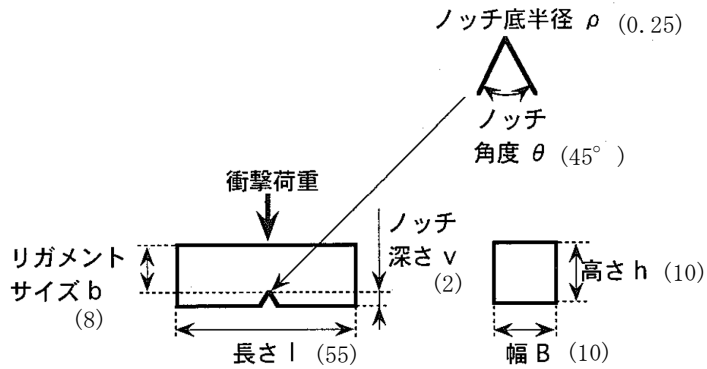
$B$  : 試験片の幅 (mm)

$K_t$  : 弾性応力集中係数

$T$  : 照射温度 (°C)

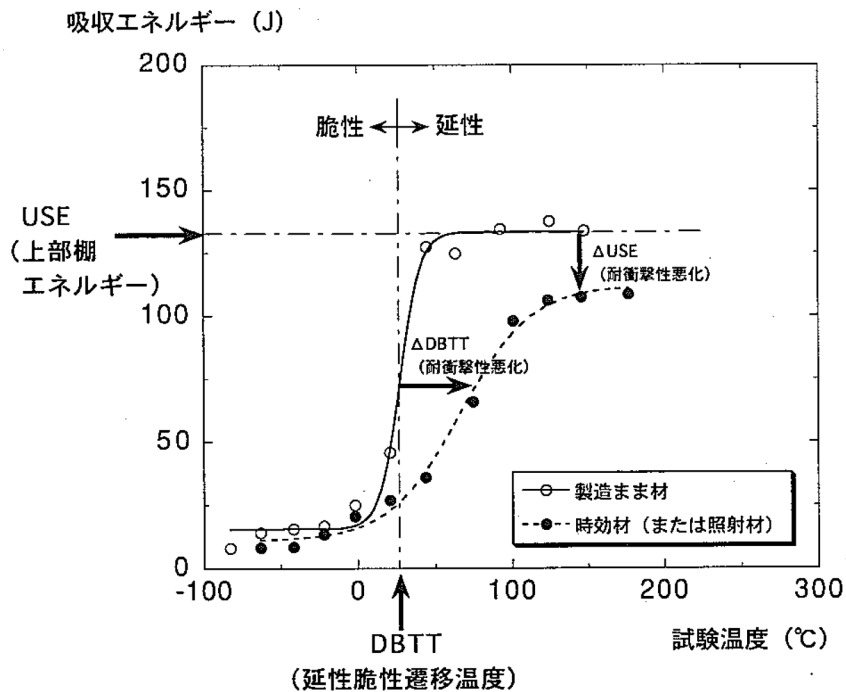
適用範囲 : 照射温度 350～650°C

照射温度範囲 350°C～650°Cにおいて最も高い DBTT を示す照射温度 350°Cにおいて、応力集中係数を横軸に DBTT を整理した結果を第 5 図に示す。応力集中係数を 3.0 (被覆管最大) とし、被覆管肉厚最大 0.8mm を考慮して試験片 1mm の値で考えると、最大の DBTT で約 110°Cとなる。これは運転期間中の最低温度を下回るので、運転期間中においてその破壊形態が脆性側に遷移することはない。

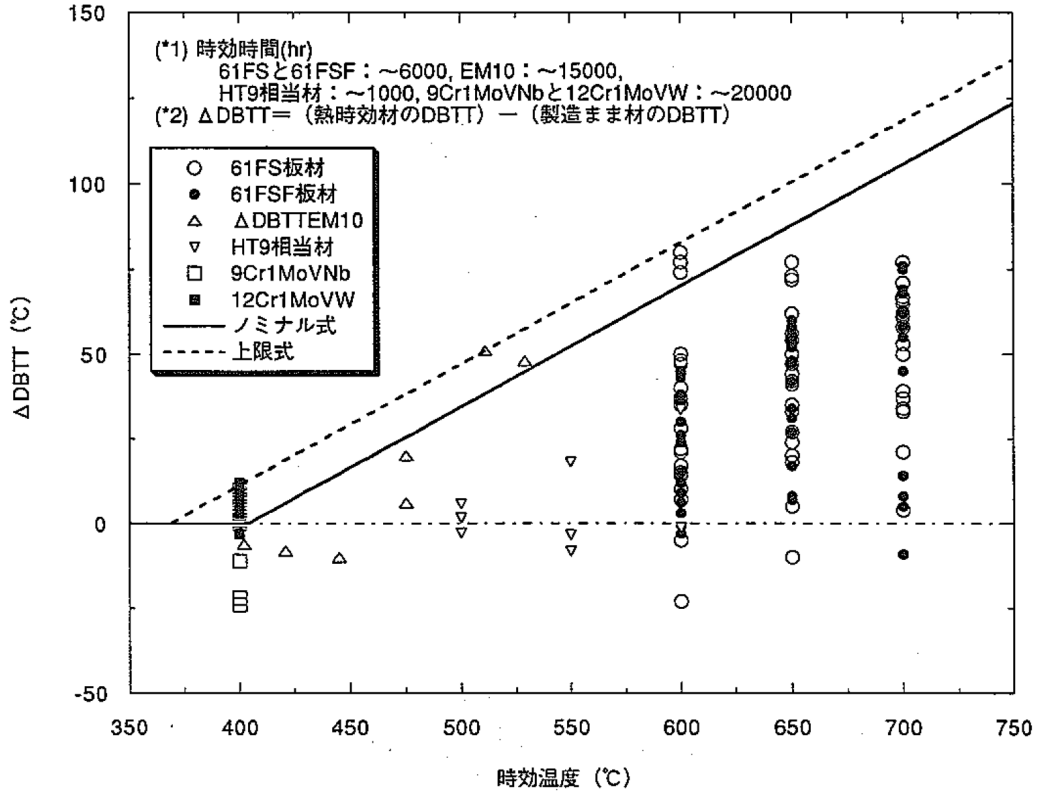


※括弧内はフルサイズ試験片の値(mm)

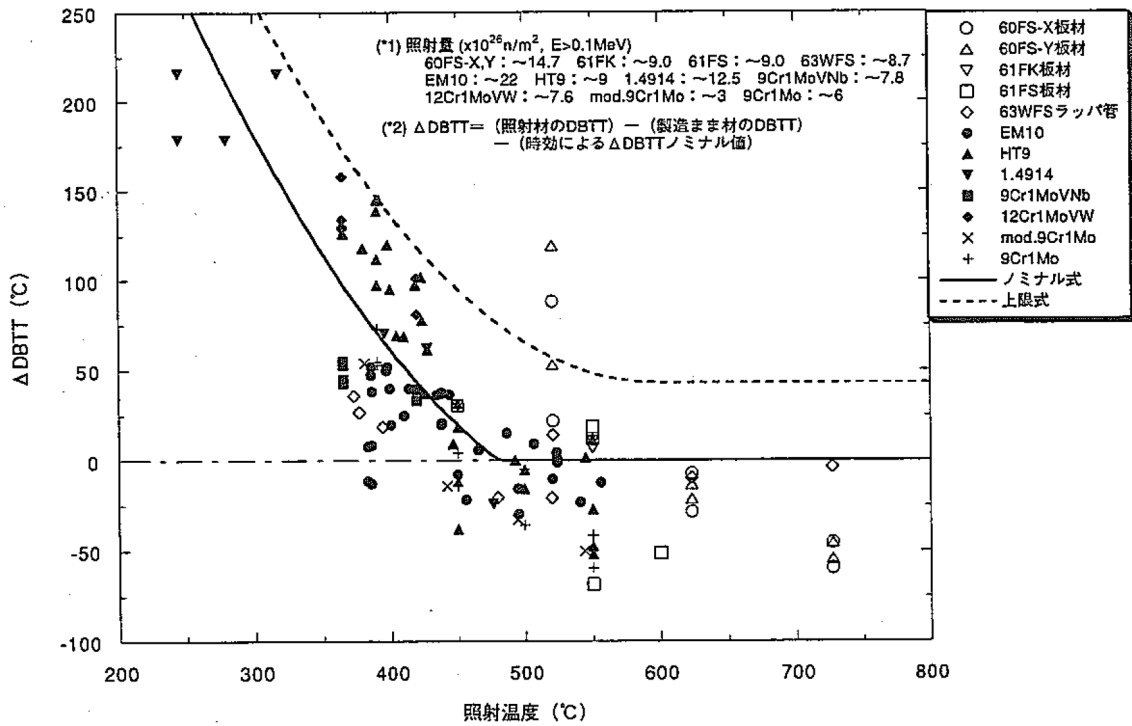
第2.4.1図 シャルピー衝撃試験片<sup>[1]</sup>



第2.4.2図 吸収エネルギーとシャルピー衝撃試験温度との関係の例<sup>[1]</sup>

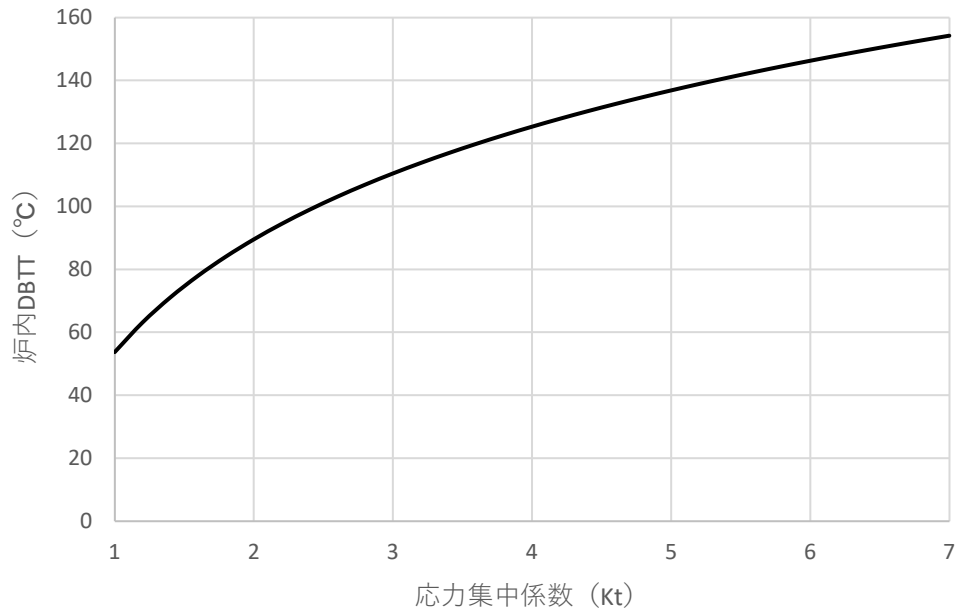


第 2. 4. 3 図 熱時効による  $\Delta DBTT$ <sup>[1]</sup>



第 2. 4. 4 図 照射による  $\Delta DBTT$ <sup>[1]</sup>

### 炉内でのDBTT（照射温度350°C）



第 2.4.5 図 応力集中係数に対する炉内 DBTT（試験片 1mm）

#### 参考文献

- [1] 榑政敏 他、「高速炉用フェライト系ステンレス鋼燃料被覆管物性及び特性評価」、PNC TN9430 90-003、1990年12月。
- [2] 上平明弘、鵜飼重治、「高強度フェライト／マルテンサイト鋼（PNC-FMS）の衝撃特性の評価」、JNC TN9400 2000-035、2000年3月。

## 照射燃料集合体における制限の考え方

照射燃料集合体では、試験目的に応じて、燃料材や被覆材の種類、寸法や燃料材物性（U 濃縮度、Pu 含有率や O/M 比）を決定し、これらを組み合わせることで、所定の照射試験条件を実現する。そのため、照射燃料集合体における制限値は、一律に同じ仕様を用いて設定するのではなく、設置変更許可申請及び「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請の段階において、確定した仕様に応じて、それぞれ段階的に設定する必要がある。

照射燃料集合体における制限の設定の考え方について、炉心燃料集合体との比較を第 1 表に示す。炉心燃料集合体では、設置変更許可申請の段階で燃料材や被覆材の種類、寸法や燃料材物性を決定し、熱設計基準値や熱的制限値を設定するが、照射燃料集合体では、設置変更許可申請の段階で燃料材や被覆材の種類、寸法や燃料材物性を一定の範囲に限定し、設工認申請の段階でこれらを決定して、最新の知見（例：物性式）も踏まえて、熱設計基準値や熱的制限値を設定することが相違点である。ただし、照射燃料集合体は、設工認申請の段階において、炉心燃料集合体と同様に、熱設計基準値や熱的制限値を満足することを確認することにより健全性を確保できる。当該評価では、標準平衡炉心の核特性を用いる。

なお、本申請において、炉心の変更に伴って熱出力を変更したが、照射燃料集合体の燃料要素の線出力は、想定される照射試験において要求される照射試験条件の一つであり、当該変更とは関連しない。

第1表 炉心燃料集合体と照射燃料集合体における制限の設定の考え方

	炉心燃料集合体	照射燃料集合体	備考
設置変更 許可申請	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料材や被覆材の材質や組成等を決定。</li> <li>決定された材質・組成等に基づき、Sm 値や設計疲労曲線を設定。</li> <li>被覆管肉厚やプレナム体積等の寸法を決定。</li> <li>決定された燃料要素仕様を用いて、熱設計基準値及び熱的制限値を設定。</li> <li>工学的安全係数を、製造公差等に基づき設定。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料材や被覆材の材質や組成等を一定の範囲に限定。</li> <li>被覆管肉厚やプレナム体積等の寸法を一定の範囲に限定。</li> <li>燃料要素仕様の範囲を考慮し、代表性を有する熱設計基準値及び熱的制限値を設定。</li> <li>熱出力誤差等に基づき燃料仕様によらない工学的安全係数を設定。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>照射燃料集合体の設置変更許可申請書に記載する制限の詳細について第2表に記載する。</li> </ul>
設工認 申請	<ul style="list-style-type: none"> <li>装荷可能領域内において、どこに装荷しても、健全性を確保できることを評価。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料材や被覆材の材質や組成等を決定。</li> <li>決定された材質・組成等に基づき、Sm 値や設計疲労曲線を設定。</li> <li>被覆管肉厚やプレナム体積等の寸法を決定。</li> <li>決定された燃料要素仕様を用いて、熱設計基準値及び熱的制限値を設定。</li> <li>決定された燃料要素仕様に基づき、工学的安全係数を個別に設定。</li> <li>要求される照射条件に合わせて装荷位置を設定。</li> <li>所定の装荷位置において、標準平衡炉心の核特性を用いて健全性を確保できることを評価。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>照射燃料集合体の設工認申請書に記載する制限の詳細について第3表に記載する。</li> </ul>
製作 ・ 使用	<ul style="list-style-type: none"> <li>使用前事業者検査により、炉心燃料集合体の制限事項等を確認。</li> <li>原子炉施設保安規定に基づき、サイクル運転に先立ち、炉心構成の制限事項（個数、熱的制限値、核的制限値）の遵守や核特性への影響が所定の範囲内であることを評価・確認。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>使用前事業者検査により、照射燃料集合体の制限事項等を確認。</li> <li>原子炉施設保安規定に基づき、サイクル運転に先立ち、炉心構成の制限事項（個数、熱的制限値、核的制限値）の遵守や核特性への影響が所定の範囲内であることを評価・確認。</li> </ul>	

第2表 照射燃料集合体の設置変更許可申請書に記載する制限について

項目	申請書で制限する内容	概要・理由等	説明資料記載場所	
設計方針	燃料要素ごとに設計方針を定める。 集合体の設計方針を定める。	基準に適合していることの前提となる。	2.2.1 2.3.1	
燃料要素仕様	燃料材	燃料要素ごとに種類を制限。	熱設計基準値の前提となる。	第2.1.1表
	Pu含有率	燃料要素ごとに最大値を設定。	先行試験用要素以外は熱設計基準値の前提。先行試験用要素は制限なし。	
	U濃縮度	燃料要素ごとに最大値を設定。		
	燃料径	燃料要素ごとに外径及び内径の範囲を設定。	許可での評価の入力値として使用する。	
	熱遮蔽部	燃料要素ごとに種類を制限。		
	被覆材	燃料要素ごとに種類を制限。	熱設計基準値の前提となる。	
	被覆管径	燃料要素ごとに外径及び内径の範囲を設定。	許可での評価の入力値として使用する。	
	被覆管肉厚	燃料要素ごとに範囲を設定。	許可での評価の入力値として使用する。	
	その他部品材	部位ごとに材質を制限。		
	燃料要素有効長	値を記載。	炉心高さと同じ。	
燃料要素全長	最大値を記載。	構造上の制限として設定。		
集合体仕様	材料	部位ごとに材質を制限。		第2.1.2表
	ラップ管六角外対辺長さ	値を記載。	構造上決まった値。	
	燃料要素	集合体ごとに収納可能な燃料要素の種類、最大本数、ピッチ、配列、間隔保持方式を記載。	1 集合体での核分裂性物質量の装荷量の制限、また構造上の制限として設定。 炉心構成の幅に収まるように制限する。	
	集合体全長	値を記載。	構造上決まった値。	
	コンパートメント	集合体ごとに収納可能なコンパートメントの種類、材質、寸法、最大個数、を記載。	1 集合体での核分裂性物質量の装荷量の制限、また構造上の制限として設定。	
	内壁構造容器・密封構造容器	それぞれの材質、寸法（管径、肉厚）を記載。	許可に記載する評価の入力値として使用する、最大値として設定が必要。また構造上の制限として設定する。	
使用条件	最大燃焼度、装荷位置、試験回数を制限。また、燃料破損検出系により燃料破損を検知した段階で原子炉を停止することを記載。	基準（他の要素に影響を与えない）に適合していることの前提となる。	2.3.2 第2.3.1表	
運用上の管理	運用手続きを保安規定で定めることを記載。運転段階において、保安規定に基づき、サイクル運転に先立ち、制限事項の遵守と核特性への影響が所定の範囲内であることを評価・確認することを記載。	燃料要素が健全性を喪失しないように、運転段階の確認事項の記載が必要。	2.2.1 2.3.1	
熱設計基準値	燃料要素ごとに最大値を設定。	許可の評価の基準となる。	2.2.2.1	
熱的制限値	燃料要素ごとに最大値を設定。	許可の評価の入力値として使用する。	2.2.2.2	
工学的安全係数	燃料要素の仕様に依存しない値として設定。	許可の評価の入力値として使用する。	2.2.6	
過出力係数	燃料要素の仕様に依存しない値として設定。	許可の評価の入力値として使用する。	2.2.7	
線出力	燃料要素ごとに最大値を設定。	許可の評価の入力値として使用する。	第2.2.3表	



第3表 照射燃料集合体の設工認申請書に記載する項目について

項目		設工認申請書に記載する内容	概要・理由等	備考
設計方針		許可書に記載の通り。	許可で定めるもので、設工認では許可に従う。	
燃料要素仕様	燃料材	許可の範囲内で組成まで決定して記載する。	試験目的に合わせて設工認段階で個別に設定するものである。	
	Pu含有率	許可の範囲内で設定して記載。		
	U濃縮度	許可の範囲内で設定して記載。		
	燃料径	許可の範囲内で設定して記載。製造公差も設定。		
	熱遮蔽部	許可の範囲内で設定して記載。製造公差も設定。		
	被覆材	許可の範囲内で設定して記載。許容応力も設定。		
	被覆管径	許可の範囲内で設定して記載。製造公差も設定。		
	被覆管肉厚	許可の範囲内で設定して記載。		
	その他部品材			
	燃料要素有効長	許可の値を記載。製造公差も設定。		
燃料要素全長	許可の範囲内で設定して記載。			
集合体仕様	材料	許可の範囲内でそれぞれ設定して記載。許容応力も設定。	試験目的と炉心管理の面から設定する。複数の種類の燃料要素を同一の集合体に装荷する場合もある（別添1参照）。	
	ラップ管六角外対辺長さ	許可の値を記載。製造公差も設定。		
	燃料要素	許可の範囲内で設定して記載。		
	集合体全長	許可の値を記載。製造公差も設定。		
	コンパートメント	許可の範囲内で設定して記載。		
	内壁構造容器・密封構造容器	許可の制限。		
使用条件				
運用上の管理				
熱設計基準値		先行試験用要素、基礎試験用要素は燃料材、被覆材にあわせて設定して記載。		
熱的制限値		先行試験用要素、基礎試験用要素は燃料材にあわせて設定して記載。		
工学的安全係数		許可に従って記載する。		
過出力係数		許可に従って記載する。		
線出力		許可の範囲内で設定して記載。	試験目的に合わせて設工認段階で個別に設定するものである。	
各種物性式		最新知見含めて設定。	試験目的に合わせて設工認段階で個別に設定するものである。	

照射燃料集合体の設工認申請書の内容等

設工認申請例を第 1 表に示す。製作する集合体ごとに設工認申請する。設工認においては、製作する照射燃料集合体ごとに「〇〇照射燃料集合体の製作」として設工認申請する。集合体を構成する部品すべてが当該設工認申請の範囲となる。

例えば、試験用要素を装填する B 型照射燃料集合体を製作する場合、以下を申請対象とし、燃料要素の詳細仕様と強度評価や核熱評価を記載する。なお、照射目的により燃料要素は複数の集合体を乗り継いで使用する場合もある。また、1 つの燃料要素について、使用期間中に外側の集合体部材を交換する場合もある。集合体を乗り継ぐ場合にあっても、当該条件を考慮する。

原子炉本体 (2)燃料体 (ii)照射燃料集合体 ②B 型照射燃料集合体のうち、

- ・「(b)試験用要素」として 〇〇試験用要素…〇本
- ・「(b)試験用要素」として 〇〇試験用要素…〇本
- ・「(d)燃料要素を除く構成部品」で構成される B 型照射燃料集合体…1 体

具体的には、「No. 187 試験用集合体 (B 型試験用集合体) の製作」を例として示すように、装填する燃料要素のうち、特殊燃料要素 (1) (Ⅱ型)、特殊燃料要素 (5) (Ⅲ型)、特殊燃料要素 (6) (Ⅲ型)、特殊燃料要素 (12)-①～④ (FMS-1) の強度評価の妥当性は認可済であることを踏まえ、新たに製作した特殊燃料要素 (13)-① (LDP-3)、特殊燃料要素 (13)-② (LDP-3)、試験用要素 (1) (MC-1)、試験用要素 (2)-① (MN-1)、試験用要素 (2)-② (MN-1) を対象とした強度計算を実施している。

1 つの燃料要素について、使用期間中に外側の集合体部材を交換する例としては、長期照射中の C 型照射燃料集合体 (「No. 151 特殊燃料集合体 (C 型特殊燃料集合体) の製作 (その 4)」) が該当し、「No. 225 照射燃料集合体 (C 型照射燃料集合体 (その 4)) の一部更新に係るハンドリングヘッド付ラップ管の製作」において新たに製作したラップ管に交換している。

第1表 過去の照射試験における許可区分と設工認申請例

設工認申請	許可区分		(参考) 照射試験計画名	備考
	燃料集合体	燃料要素		
No. 151 特殊燃料集合体 (C型特殊燃料集合体) の製作 (その4)	C型特殊燃料集合体	III型特殊燃料要素	太径燃料ピンバンドル照射 (LDP-2)	C6D
No. 225 照射燃料集合体 (C型照射燃料集合体 (その4) の一部更新に係るハンドリングヘッド付ラッパ管の製作	C型照射燃料集合体	III型特殊燃料要素	太径燃料ピンバンドル照射 (LDP-2)	C6D のラッパ管交換
No. 187 試験用集合体 (B型試験用集合体) の製作	B型試験用集合体	II型特殊燃料要素	PNC316燃料ピン照射 (MOD(BXM)) 装荷集合体: B3, B6, B7, B8, B9	B9
		III型特殊燃料要素	改良オーステナイト鋼燃料ピン照射 (AST) (装荷集合体: B3, B6, B7, B8, B9)	
		III型特殊燃料要素	太径燃料ピン照射 (LDP-1) (装荷集合体: B7, B8, B9)	
		III型特殊燃料要素	太径中空燃料ピン照射 (LDP-3) (装荷集合体: B9)	
		IV型特殊燃料要素	フェライト鋼被覆燃料照射 (FMS-1) (装荷集合体: B8, B9)	
		炭化物試験用要素	炭化物燃料照射 (MC-1) (装荷集合体: B9)	
		窒化物試験用要素	窒化物燃料照射 (MN-1) (装荷集合体: B9)	
No. 244 照射燃料集合体 (B型照射燃料集合体 (先行試験 (その5) 用) の製作)	B型照射燃料集合体 (先行試験用)	先行試験用要素	金属燃料照射	B13

## 照射燃料集合体における熱設計基準値、熱的制限値の設定

## 1. 照射燃料集合体における熱設計基準値・熱的制限値の設定の考え方

照射燃料集合体に装填する燃料要素（特殊燃料要素及び試験用要素）は、高速炉用燃料開発のため様々な目的をもって照射されることから、その仕様は広範なものとなっている。そのため、設置変更許可申請の段階では、その仕様の組み合わせも考慮し、最大値として設定したものであり、「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律」の第 27 条に基づく設計及び工事の計画の認可申請（設工認申請）の段階にあつては、確定した燃料要素の仕様を用いて、個別に熱設計基準値及び熱的制限値を設定するため、当該値は、設置変更許可申請の段階で定めた熱設計基準値及び熱的制限値を下回る場合がある。

例えば先行試験用要素の場合、被覆材としてはオーステナイト系ステンレス鋼のほか高速炉用フェライト系ステンレス鋼（酸化物分散強化型を含む）も被覆材として仕様に定めており、設置変更許可申請の段階では最高温度となるオーステナイト系ステンレス鋼を使用した場合の 890℃を熱設計基準値に設定している。フェライト系の被覆材を使用する場合は、設工認申請の段階で熱設計基準値を新たに設定する。

## 2. 熱設計基準値

### 2.1 熱設計基準値の設定方針

熱設計基準値は許容設計限界に該当し、燃料の許容設計限界は、原子炉の設計と関連して、燃料の損傷が安全設計上許容される程度であり、かつ、継続して原子炉施設の運転をすることができる限界であって、燃料要素の仕様、原子炉の運転状態から定まる燃料要素の使用条件と、燃料の「故障」の形態等から定められる。

照射燃料集合体に装填される燃料要素についても炉心燃料要素と同じく、燃料の「故障」として、①被覆管の溶融、②被覆管の過大歪、③被覆管の機械的破損、を想定し、その防止のため①冷却材の沸騰防止、②燃料ペレットの溶融防止または溶融割合の制限、③被覆管バーストの防止、を燃料の許容設計限界とする。

第 2.1 表 照射燃料集合体に装填する燃料要素の熱設計基準値の設定方針

	燃料の「故障」	設定理由	設定する熱設計基準値
①	被覆管の溶融	冷却材の沸騰防止	冷却材温度に係る熱設計基準値
②	被覆管の過大歪	燃料ペレットの溶融防止 または溶融割合の制限	燃料温度または溶融割合に係る 熱設計基準値
③	被覆管の機械的破損	被覆管急速加熱破裂の防止	被覆管温度に係る熱設計基準値

### 2.2 燃料最高温度及び溶融割合に係る熱設計基準値

酸化物燃料については、燃料溶融温度を超えないように熱設計基準値を約2,680℃としている（別添1参照）。ただし、酸化物燃料で溶融温度を超える設計をする場合は、燃料溶融した場合の被覆管歪が3%に抑えられるように、熱設計基準値を溶融割合30%としている（別添2参照）。

酸化物燃料以外の燃料についても酸化物と同様に物性を考慮し、燃料溶融温度を超えないように熱設計基準値を設定する（別添3参照）。

各燃料要素の燃料最高温度に係る熱設計基準値を第2.2表に示す。

第2.2表 燃料最高温度に係る熱設計基準値

燃料要素	熱設計基準値	備考
Ⅲ型特殊燃料要素	2,680℃	酸化物
Ⅳ型特殊燃料要素	2,680℃	酸化物
Ⅲ型限界照射試験用要素	2,680℃	酸化物
Ⅳ型限界照射試験用要素	2,680℃	酸化物
先行試験用要素	[燃料熔融なし] 熔融温度以下 [燃料熔融あり*1] 最大熔融割合30%	酸化物、炭化物、窒化物、金属
基礎試験用要素	熔融温度以下	酸化物、炭化物、窒化物、金属
A型用炉心燃料要素（内側／外側）	2,650℃	酸化物
限界照射試験用補助要素	2,680℃	酸化物

\*1 酸化物燃料のみ

### 2.3 被覆管最高温度に係る熱設計基準値

運転時の異常な過渡変化時には、冷却材流量の減少により被覆管の急激な温度上昇を生じることがあり、使用末期の高い内圧がかかった被覆管を急速に加熱すると、被覆管がクリープ破損に至ることがある。このため、炉心燃料要素と同じく、照射済み被覆管の急速加熱バースト試験の結果に基づいて熱設計基準値を設定している（別添4参照）。

各燃料要素の被覆管最高温度（肉厚中心）に係る熱設計基準値を第2.3表に示す。例えば先行試験用要素の場合、被覆材としてはオーステナイト系ステンレス鋼もフェライト系ステンレス鋼も被覆材として使用するため、許可段階では最高温度となるオーステナイト系ステンレス鋼を使用した場合の890℃を熱設計基準値に設定している

第2.3表 被覆管最高温度（肉厚中心）に係る熱設計基準値

燃料要素	熱設計基準値	備考
Ⅲ型特殊燃料要素	890℃	オーステナイト系ステンレス鋼
Ⅳ型特殊燃料要素	810℃	高速炉用フェライト系ステンレス鋼
Ⅲ型限界照射試験用要素	890℃	オーステナイト系ステンレス鋼
Ⅳ型限界照射試験用要素	810℃	高速炉用フェライト系ステンレス鋼
先行試験用要素	890℃*1	オーステナイト系ステンレス鋼 または 高速炉用フェライト系ステンレス鋼
基礎試験用要素	890℃*2	ステンレス鋼
A型用炉心燃料要素（内側／外側）	840℃	オーステナイト系ステンレス鋼
限界照射試験用補助要素	890℃	オーステナイト系ステンレス鋼

\*1 内壁構造容器（肉厚中心）の熱設計基準値は890℃（※内壁構造容器はSUS316相当ステンレス鋼）

\*2 密封構造容器（肉厚中心）の熱設計基準値は890℃（※密封構造容器はSUS316相当ステンレス鋼）

## 2.4 冷却材最高温度に係る熱設計基準値

炉心燃料要素と同じく、燃料頂部の冷却材圧力における沸騰温度920℃に安全余裕を見て設定している（別添5参照）。

各燃料要素の燃料最高温度に係る熱設計基準値を第2.4表に示す。

第2.4表 冷却材最高温度に係る熱設計基準値

燃料要素	熱設計基準値
Ⅲ型特殊燃料要素	910℃
Ⅳ型特殊燃料要素	
Ⅲ型限界照射試験用要素	
Ⅳ型限界照射試験用要素	
先行試験用要素	
基礎試験用要素	
A型用炉心燃料要素（内側／外側）	
限界照射試験用補助要素	



### 3. 熱的制限値

#### 3.1 燃料最高温度に係る熱的制限値

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料部が熔融温度に達することなく、被覆管が機械的に破損せず、かつ、冷却材が沸騰しないよう、定格出力時に制限する温度として設定している（別添6参照）。

各燃料要素の燃料最高温度に係る熱的制限値を第3.1表に示す。

第3.1表 燃料最高温度に係る熱的制限値

燃料要素	熱設計基準値	備考
Ⅲ型特殊燃料要素	2,540℃	酸化物
Ⅳ型特殊燃料要素	2,540℃	酸化物
Ⅲ型限界照射試験用要素	2,540℃	酸化物
Ⅳ型限界照射試験用要素	2,540℃	酸化物
先行試験用要素	[燃料熔融なし] 熔融温度以下 [燃料熔融あり*1] 最大熔融割合20%	酸化物、炭化物、 窒化物、金属
基礎試験用要素	熔融温度以下	酸化物、炭化物、 窒化物、金属
A型用炉心燃料要素（内側／外側）	2,350℃*2	酸化物
限界照射試験用補助要素	2,540℃	酸化物

\*1 酸化物燃料のみ

#### 3.2 被覆管最高温度に係る熱的制限値

海外炉の例や使用目的を考慮して設定した燃焼末期の被覆管応力に対して、クリープ破断強度や引張試験結果から設定している（別添5参照）。

各燃料要素の被覆管最高温度（肉厚中心）に係る熱的制限値を第3.2表に示す。

第3.2表 被覆管最高温度（肉厚中心）に係る熱的制限値

燃料要素	熱設計基準値	備考
Ⅲ型特殊燃料要素	700℃	オーステナイト系ステンレス鋼
Ⅳ型特殊燃料要素	610℃	高速炉用フェライト系ステンレス鋼
Ⅲ型限界照射試験用要素	[A型] 750℃、 被覆管開孔時 890℃ [B, D型] 700℃、 被覆管開孔時 890℃	オーステナイト系ステンレス鋼
Ⅳ型限界照射試験用要素	[A型] 660℃、 被覆管開孔時 810℃ [B, D型] 610℃、 被覆管開孔時 810℃	高速炉用フェライト系ステンレス鋼
先行試験用要素	750℃*1	オーステナイト系ステンレス鋼 または 高速炉用フェライト系ステンレス鋼
基礎試験用要素	750℃*2	ステンレス鋼
A型用炉心燃料要素（内側／外側）	620℃	オーステナイト系ステンレス鋼
限界照射試験用補助要素	700℃	オーステナイト系ステンレス鋼

\*1 内壁構造容器（肉厚中心）の熱設計基準値は 675℃（※内壁構造容器は SUS316 相当ステンレス鋼）

\*2 密封構造容器（肉厚中心）の熱設計基準値は 675℃（※密封構造容器は SUS316 相当ステンレス鋼）

#### 4. 許可と設工認における熱設計基準値と熱的制限値の設定例

設工認における熱設計基準値と熱的制限値の設定例を第 4.1 表に示す。

第 4.1 表 設工認における設定例

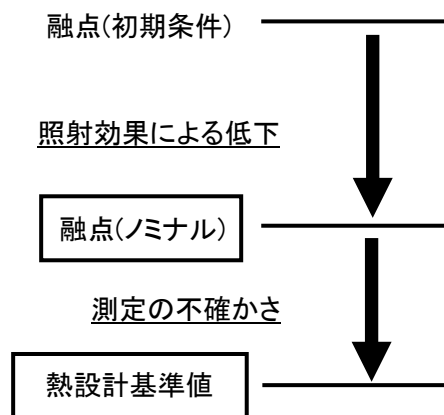
試験用要素名	概要	熱設計基準値	熱的制限値
先行試験用要素(4) 【B型照射燃料集合体 (先行試験(その3) 用)】	酸化物分散強化型フ ェライト鋼被覆管	燃料：熔融割合30% 被覆管：820℃ 冷却材：910℃	燃料：熔融割合20% 被覆管：750℃
先行試験用要素(5) 【B型照射燃料集合体 (先行試験(その4) 用)】	高Am含有	燃料：熔融割合30% 被覆管：890℃ 冷却材：910℃	燃料：熔融割合20% 被覆管：750℃
先行試験用要素(6) 【B型照射燃料集合体 (先行試験(その5) 用)】	金属燃料	燃料：1,064℃* 被覆管：810℃ 冷却材：910℃	燃料：1,011℃ 被覆管：640℃

\*別添3-添付3参照

酸化燃料（溶融させない場合）の燃料最高温度の熱設計基準値の設定方法

### 1. 設定の考え方

酸化燃料の熱設計基準値は、炉心燃料要素と同じく、燃料の仕様範囲、使用条件から想定されるPu含有率、Am含有率、O/M比を考慮して燃料の融点を設定し、その燃料融点に対して設定される。設定の考え方を第1.1図に示す。



第1.1図 熱設計基準値設定の考え方

### 2. 融点設定におけるPu含有率及びAm含有率

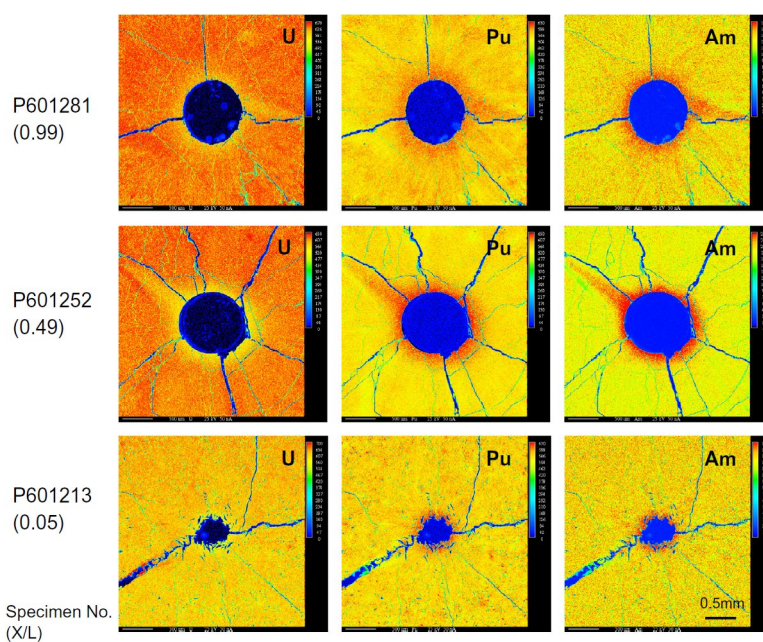
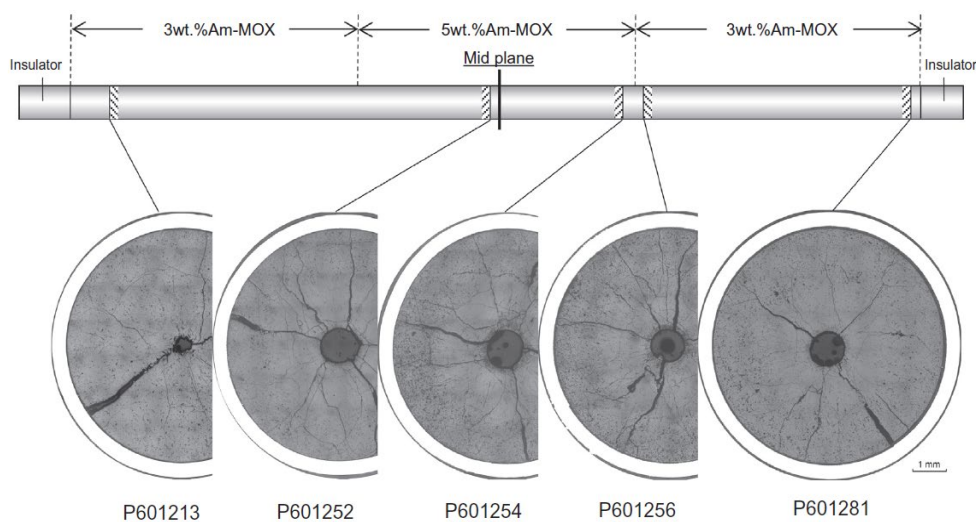
製造時のPu含有率は最大で32wt%である（許可仕様）。Amについては、試験計画から～2wt%を想定している。

高速炉においては燃料温度が高くまた温度勾配が大きいため組織変化が生じる。また、その際にPu及びAmが気相や固相を介して移動し、最高温度部である燃料中心部の濃度が高くなる現象「再分布」が生じる（第2.1図）。Pu含有率、Am含有率が高くなると融点が低下する。

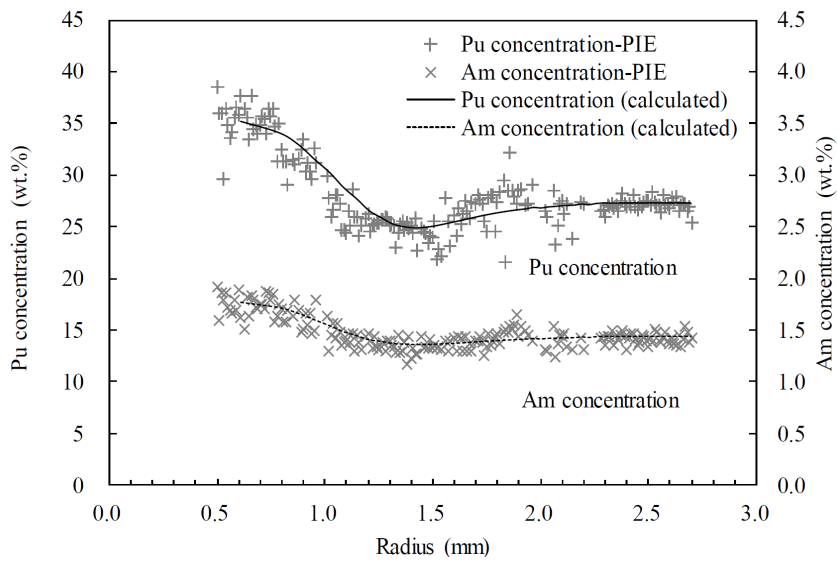
再分布量は、「常陽」で照射した照射試験結果（B8-HAM試験<sup>[1][2]</sup>、Am-1試験<sup>[3]</sup>）に基づきPuについては1.3倍、Amについては1.5倍と設定する（第2.2図、第2.3図）。融点の設定においては、再分布（Pu：1.3倍、Am：1.5倍）を考慮してPu含有率42wt%、Am含有率3wt%とする。

第2.1表 「常陽」で照射したAm-MOX燃料試験（B8-HAM、Am-1）の燃料仕様

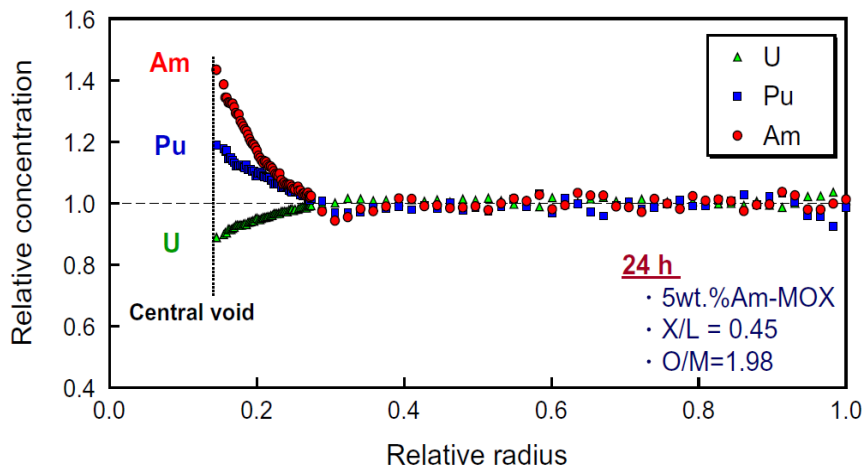
集合体	B8-HAM [4][5]	Am-1 [6]
Pu含有率 (wt%)	29	29
Am含有率 (wt%)	1	3、5
ペレット径 (mm)	5.4	6.52
ペレット密度 (%TD)	85	93
O/M比 (-)	1.99	1.95、1.98
最大線出力 (w/cm)	410	450



第2.1図 「常陽」で照射されたAm-MOX燃料照射試験の金相写真とPu、Am再分布の例<sup>[3]</sup>



第2.2図 U、Pu、Amの径方向分布 (B8-HAM試験) [2]

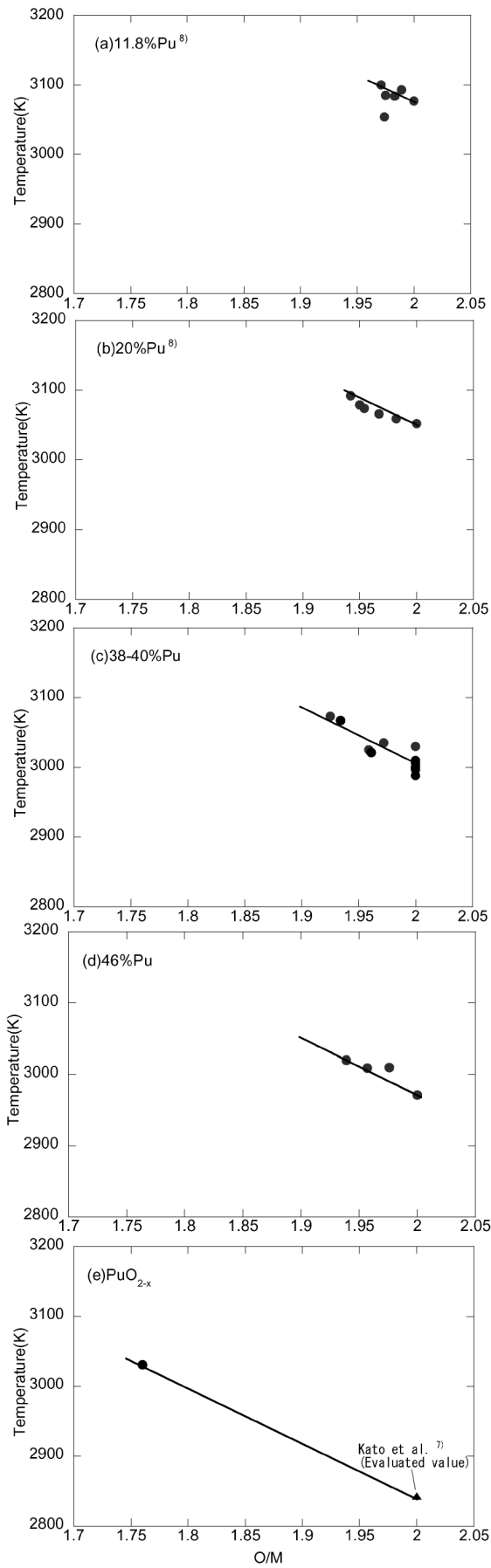


第2.3図 U、Pu、Amの径方向分布 (Am-1試験) [3]

### 3. 融点設定におけるO/M比

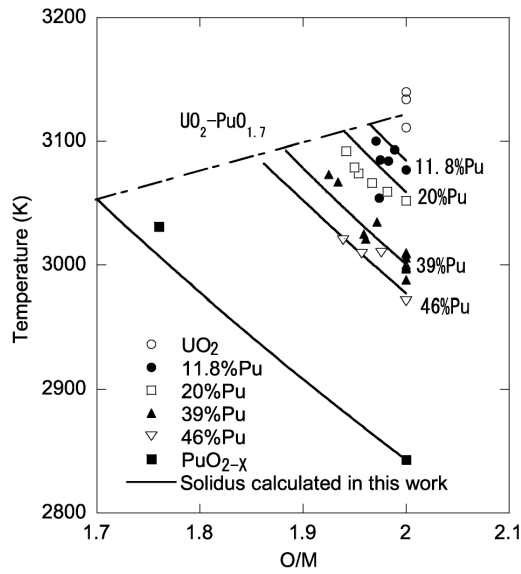
O/M比が融点に与える影響は、加藤らの測定結果<sup>[4]</sup>では、Pu含有率が11.8%~46%のいずれの組成においてもO/M=1.7~2.0の範囲でO/M比が低くなるほど固相線温度は上昇する傾向を示した(第3.1図)。また、PuO<sub>1.7</sub>の相を仮定したUO<sub>2</sub>-PuO<sub>2</sub>-AmO<sub>2</sub>-PuO<sub>1.7</sub>系の四元系の理想溶液モデルによりMOXおよびPuO<sub>2-x</sub>の融点についてO/M比依存性を矛盾なく説明できている(第3.2図)。よって、燃料融点の設定においてO/M比はO/M=2.0とする。

O/M比の再分布については、照射済みMOX燃料に対して測定されている<sup>[5][6]</sup>。O/M比は照射中の温度勾配により径方向に再分布し、中心部では製造時より大きく低下する(第3.3図、第3.4図)。よって、最高温度部である中心部ではO/M比は低下するため、融点設定のO/M比を2.00とすることは保守的である。

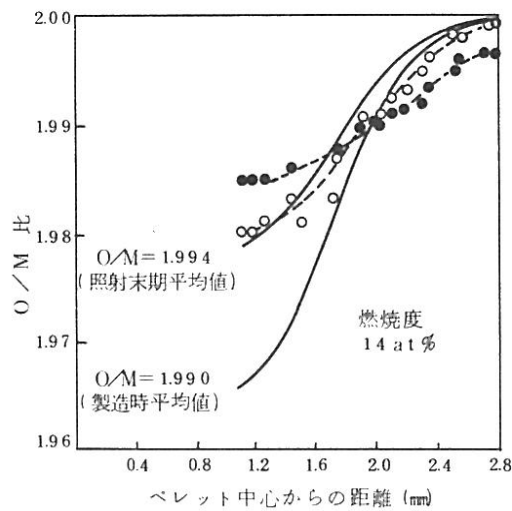


第3.1図 固相線温度におけるO/M比とPu含有率の影響<sup>[4]</sup>

43 条-別紙 5-別添 1-4



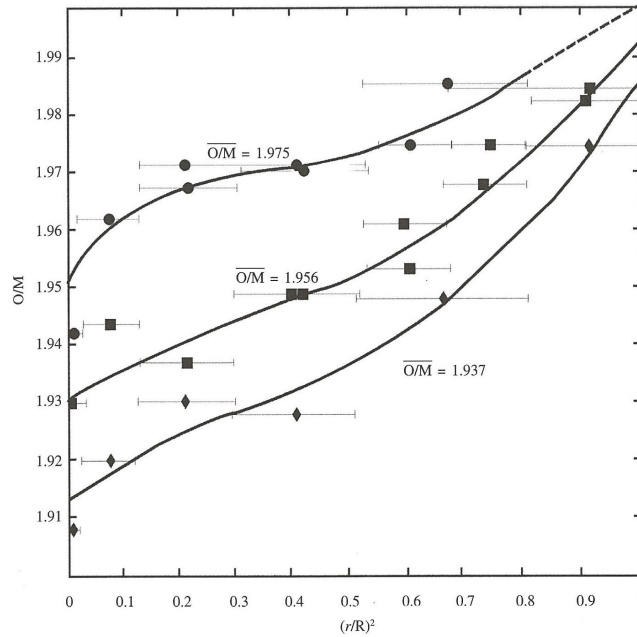
第3.2図 四元系理想溶液モデルによる評価<sup>[4]</sup>



- 本実験で求めた酸素ポテンシャルから，Blackburn の関係式を用いて O/M 比に換算した値
- 同じく Woodley の関係式を用いて O/M 比に換算した値
- Aitken モデルに基づく計算値

第3.3図 「常陽」で照射された燃料のO/M比再分布の測定結果<sup>[5]</sup>





第3.4図 海外試験炉で照射された燃料のO/M比再分布の測定結果<sup>[6]</sup>

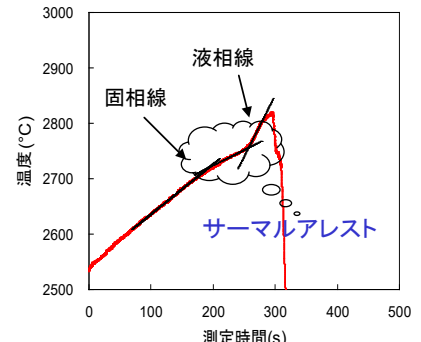
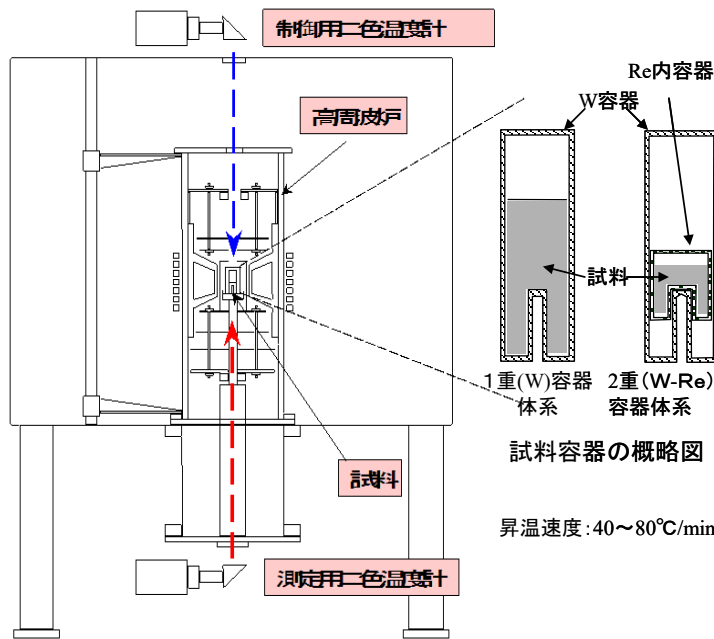
#### 4. 燃料融点の測定方法と測定誤差

燃料融点は、サーマルアレスト法を用いて測定した燃料融点<sup>[4]</sup>を使用する。サーマルアレスト法は、試料が熔融する際の潜熱により昇温速度が停滞若しくは低下する際の熱曲線の変化を読み取ることで試料の融点を求める方法であり、測定の概要を第4.1図に示す。

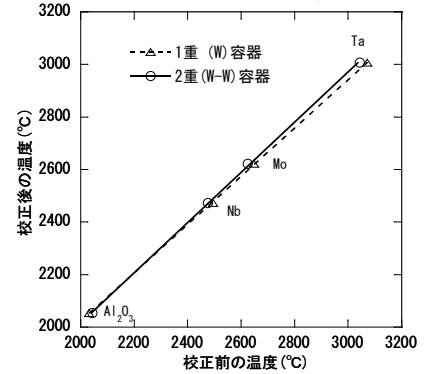
サーマルアレスト法において考慮すべき測定誤差は、温度校正の不確かさ及び加熱曲線の読み取り誤差の二つである。

温度校正時に現れる不確かさは、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、Nb、Mo、Taを用いた標準試料を測定することで温度校正線を作成しており、温度校正線と標準試料の測定結果との差（第4.2図）から±20℃としている。数点のデータにおいて±20℃を超えるものがあるが、燃料融点（約2720℃）に近いMo及びTaの温度校正時の差は、2重容器体系において±20℃の範囲に入っており、燃料融点測定に対する不確かさとして±20℃を適用する。

加熱曲線におけるアレスト開始点及び終了点の読み取り誤差は、当該装置を用いて得られる多くの加熱曲線の分析経験（第4.3図）から固相線評価に係る不確かさを±15℃と評価している。



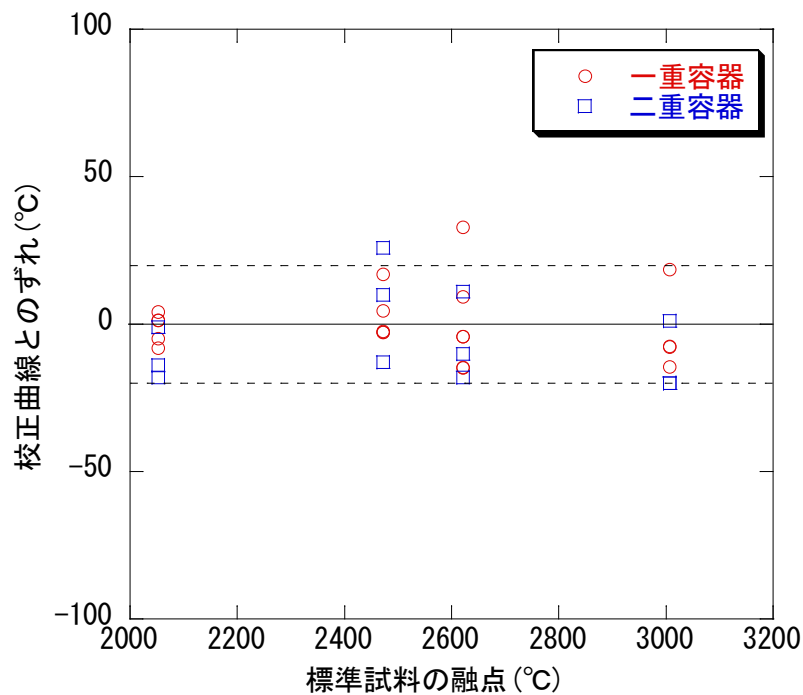
MOXの加熱曲線



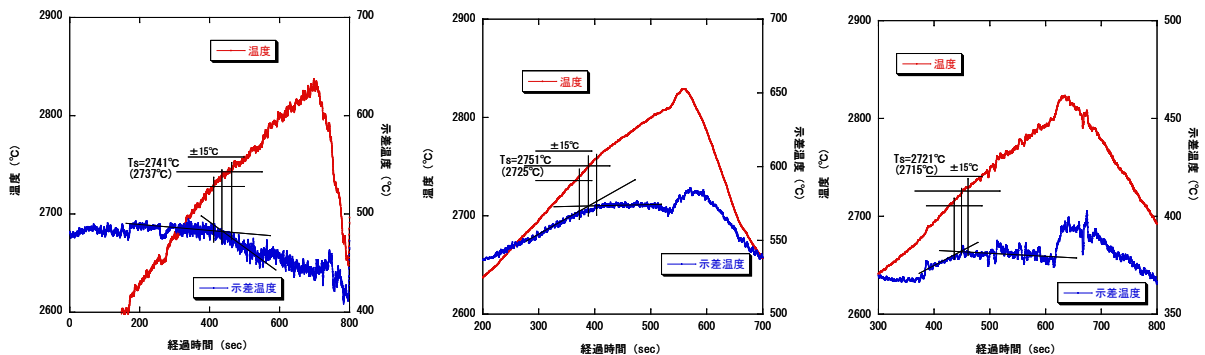
標準試料による温度校正

※プルトニウム (Pu) 含有率が高いMOX燃料の試料に対しては、試料とタングステン (W) 製試料容器との反応し融点測定結果へ影響があることから、レニウム (Re) 製の内容器内に試料を収納し、これをW製試料容器に真空封入する方法 (2重容器体系) を用いている。

第4.1図 サーマルアレスト法による融点測定装置の概要



第4.2図 温度校正線と標準試料の融点測定値とのばらつき

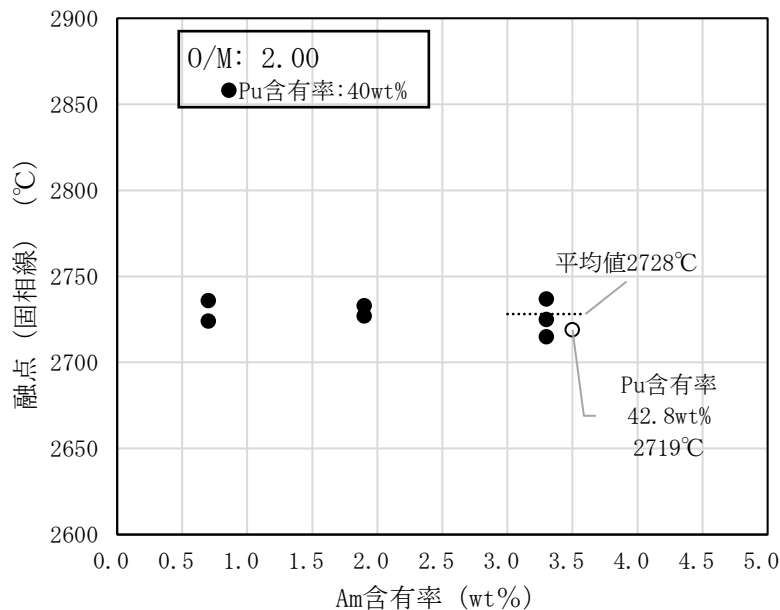


第4.3図 MOX燃料 (Pu : 約40wt%、Am : 約3wt%、O/M比 : 2.00) の融点測定時の加熱曲線例

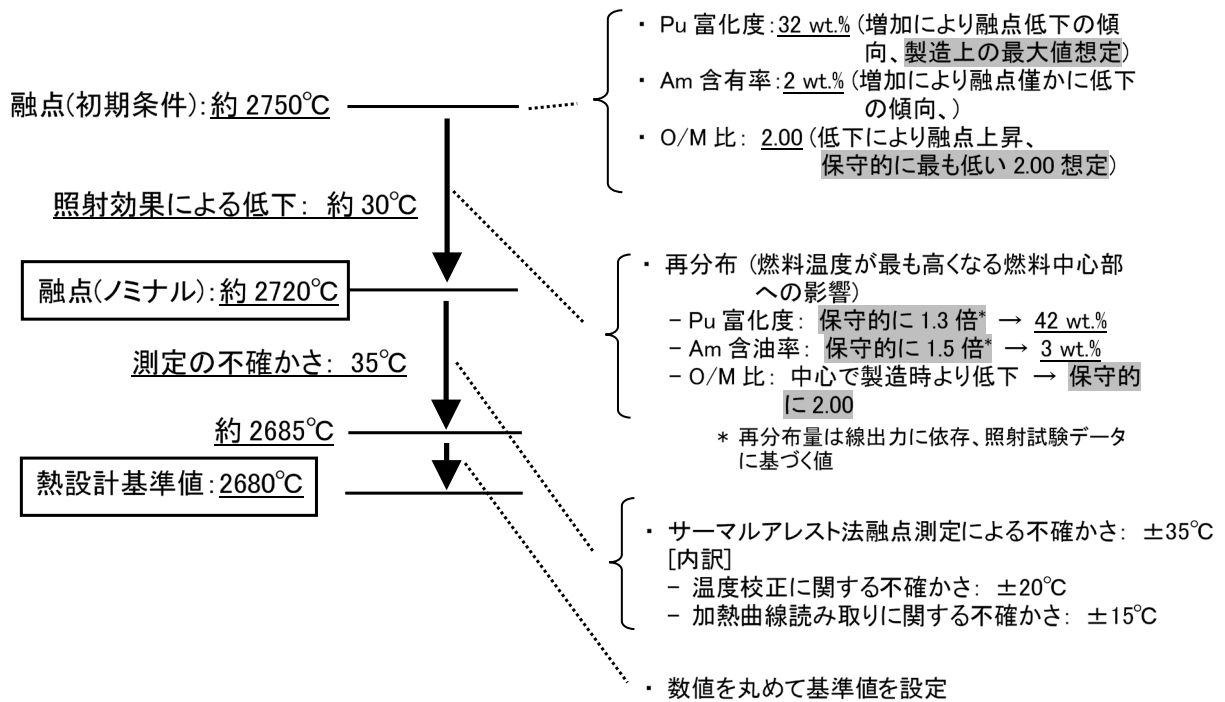
### 5. 熱設計基準値の設定

燃料融点は、Pu含有率40%、O/M2.0でAmの含有率3%までは融点の低下がほとんど見られていない(第5.1図)。融点が最も低くなるO/M比2.00において、Pu含有率40wt%、Am含有率3.3wt%での平均値は約2730°Cであり、更に仕様範囲での再分布考慮後の最大含有率を超えるPu含有率42.8wt%、Am含有率3.5wt%においても融点は約2720°Cである。これに測定誤差35°Cを考慮した下限値は約2,685°Cである。

これより、溶融させない場合の酸化物燃料に対する熱設計基準値を2,680°Cと設定する(第5.2図)。



第5.1図 Pu含有率40wt%、O/M比2.00での燃料融点



第5.2図 熱設計基準値の設定

参考文献

- [1] JNC-TN9430 2000-002 Am含有燃料照射試験 (B8-HAM) のAm再分布挙動
- [2] T. Ozawa, “Analysis of fast reactor fuel irradiation behavior in the MA recycle system” ICONE25-66129
- [3] K. Tanaka et al., Journal of Nuclear Materials 440 (2013) 480-488
- [4] 加藤ら、「高速炉用ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料の融点に及ぼす酸素・金属比の影響」、日本原子力学会和文論文誌、2008年
- [5] 鵜飼他 日本原子力学会「昭和61年年会」, F32
- [6] Henri Bailly et al., “The Nuclear Fuel of Pressurized Water Reactors and Fast Neutron Reactors: Design and Behaviour”, Intercept Ltd, 1999, p103

酸化燃料（燃料を溶融させる場合）の燃料溶融割合の熱設計基準値の設定方法

## 1. 燃料を溶融させる場合の熱設計基準値設定の考え方

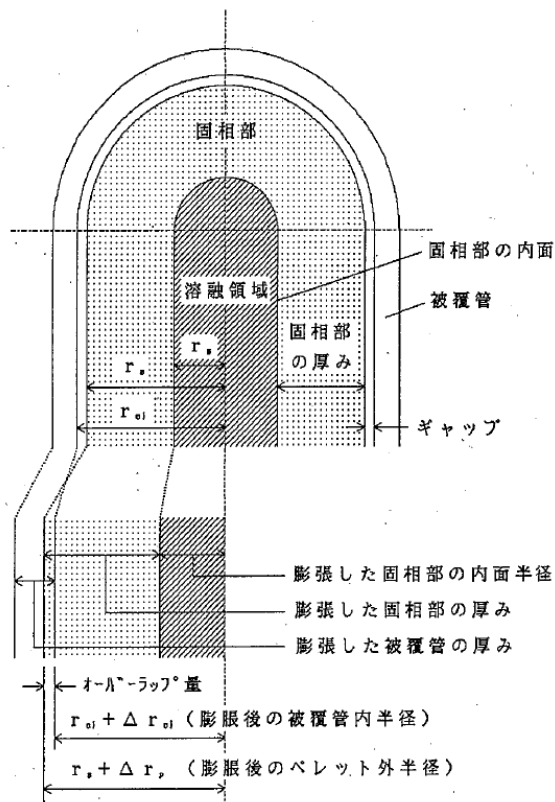
溶融限界線出力試験では試料の一部を溶融させるため、試料の膨張が大きくなり、被覆管の膨張を考慮してもギャップを消滅させ、被覆管の歪を生じ、さらに被覆管の破損を生じる可能性がある。そのため、燃料部と被覆管との相互作用による被覆管の円周方向引張全歪を低く抑えられるように、燃料溶融割合を熱設計基準値として設定する。

## 2. 被覆管円周方向引張歪の計算方法

以下を仮定する。

1. ペレットは相変化に伴う膨張及び熱膨張を、被覆管は熱膨張を考慮する。照射に伴う中心空孔の生成、等軸晶及び柱状晶の組織変化による収縮は考慮しない。
2. ペレットは、温度分布に沿って径方向に自由膨張するものとする。
3. ペレットの相変化に伴う膨張は、溶融先端の試料ペレットを押し上げて軸方向に生じるものとする。
4. ペレットは、液相及び固相で非圧縮性とする。

上記に基づき、被覆管円周方向引張全歪を評価する。【燃料溶融時における燃料と被覆管の相互作用による歪：別紙 12 参照】

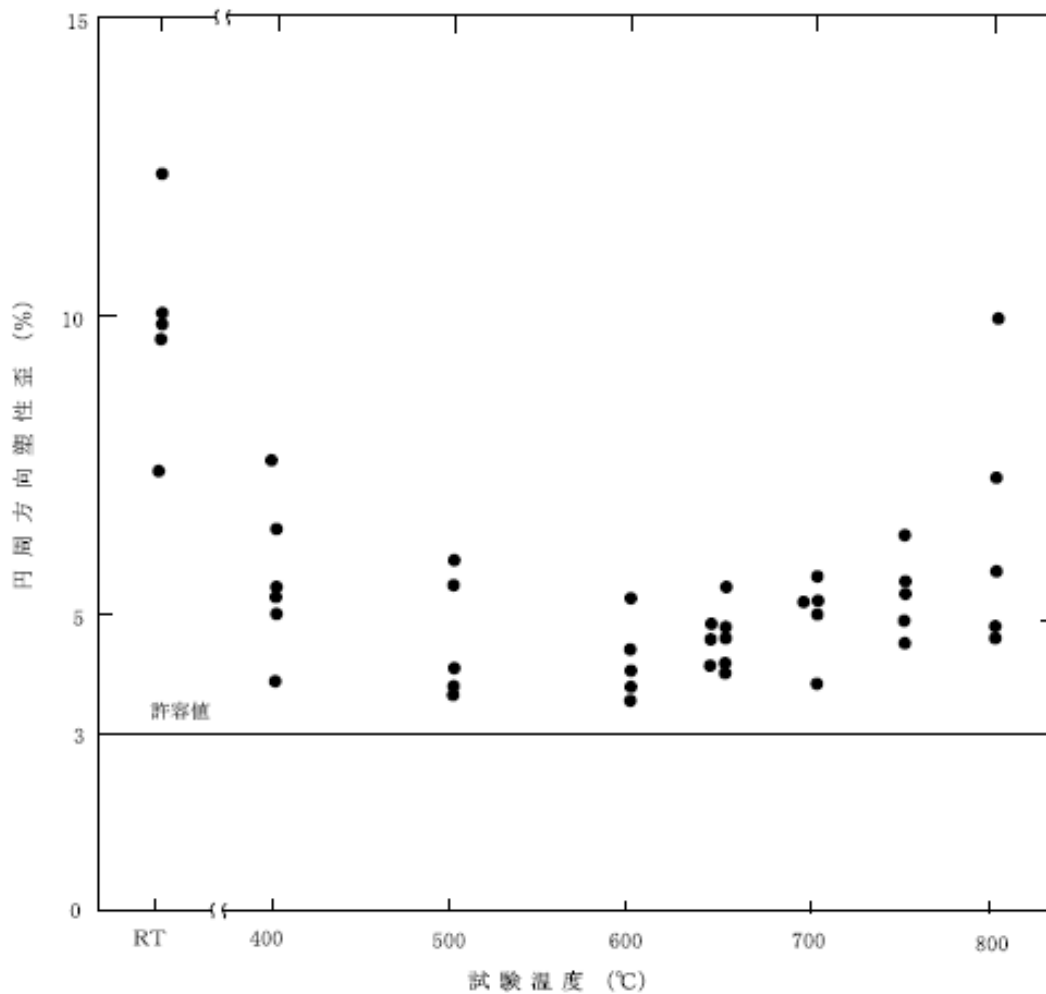


第 1 図 被覆管歪の評価モデル

### 3. 被覆管円周方向引張歪の制限と熱設計基準値

ステンレス鋼の破断歪の許容値（第2図）より、燃料部と被覆管との相互作用による被覆管の円周方向引張全歪の制限値は3%以内とする。

上記の制限を守るため、先行試験用要素の仕様範囲とそれに基づく被覆管歪を考慮して、熔融割合30%を熱設計基準値とする。【照射燃料集合体の燃料要素における機械設計結果の整理:別紙16参照】



第2図 ステンレス鋼の破断歪

酸化物燃料以外の燃料最高温度の熱設計基準値
-----------------------

先行試験用要素及び基礎試験用要素では、酸化物以外の種類の燃料材を用いることができる。使用できる燃料の使用範囲が幅広く、設置変更許可申請書においては、熔融させない場合を除き「熔融温度以下」を熱設計基準値としており（別紙 5 本文第 2.2 表）、具体的な数値は設工認において定めるとしている（別紙 5 本文 4. 許可と設工認における熱設計基準値と熱的制限値の設定例）。

ここでは、炭化物燃料、窒化物燃料、金属燃料の具体的な熱設計基準値の設定例について、添付 1～3 に示す。

炭化物燃料の燃料最高温度の熱設計基準値の設定方法

炭化物燃料の熱設計基準値は、酸化物燃料と同様に、燃料の仕様範囲、使用条件から想定される燃料の融点を設定し、その燃料融点に対し、安全裕度を考慮して設定する。プルトニウム・ウラン混合炭化物燃料の融点は、プルトニウム含有率に依存する。

UC-PuC 系の液相線及び固相線を第 1 図に示す。固相線温度は UC の値から PuC の値へ直線的に減少しており、(Pu, U)C の固相線温度は UC の固相線温度と PuC の固相線温度を直線で結んだ以下の式（第 1 図中の直線の式）から求められる。

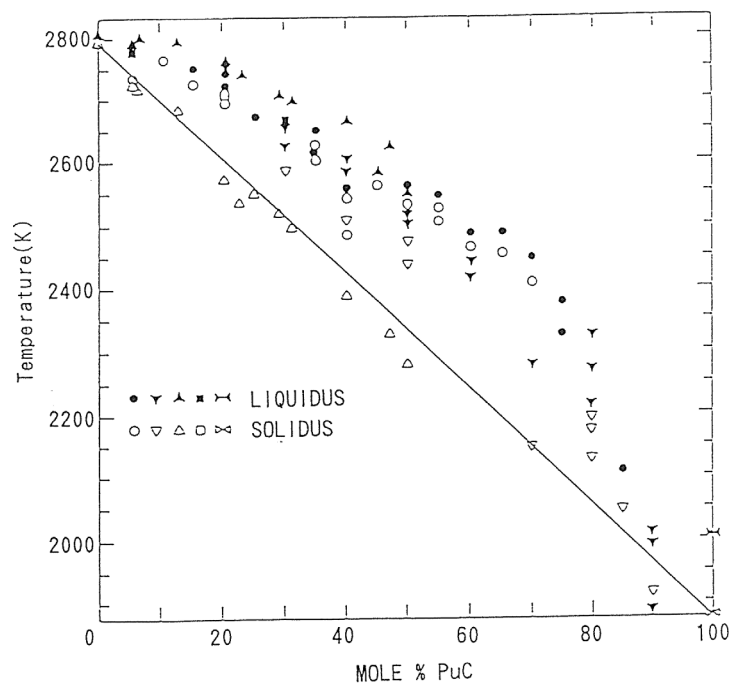
$$T = 2517 - 915(y/100)$$

T : UC-PuC 系の固相線温度(°C)

y : Pu 比(%)

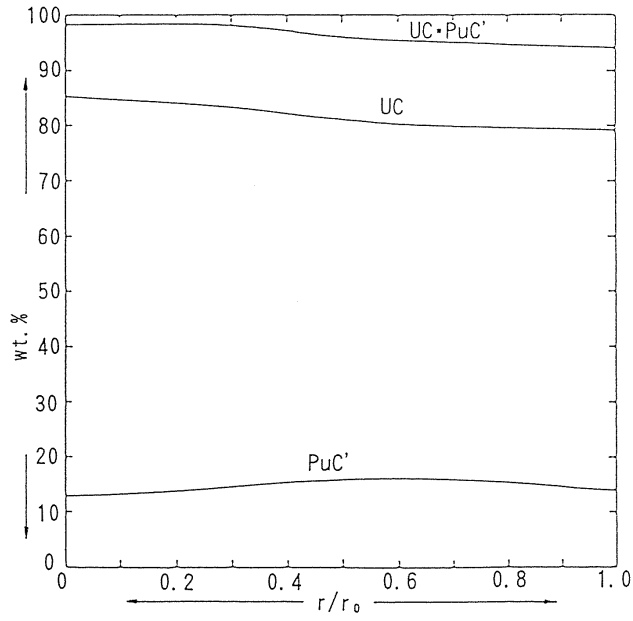
プルトニウム含有率約 25%に対して、プルトニウムの再分布について第 2 図により 10%増加を考慮し、上式に使用するプルトニウム含有率 (y) を 35%とすると、固相線温度は 2190°Cとなる。

これに実験の不確かさを 50°C考慮して融点を 2140°Cとし、この融点を熱設計基準値とする。



第 1 図 UC-PuC 系の融点<sup>[1]</sup>





第2図 Pu再分布<sup>[2]</sup>

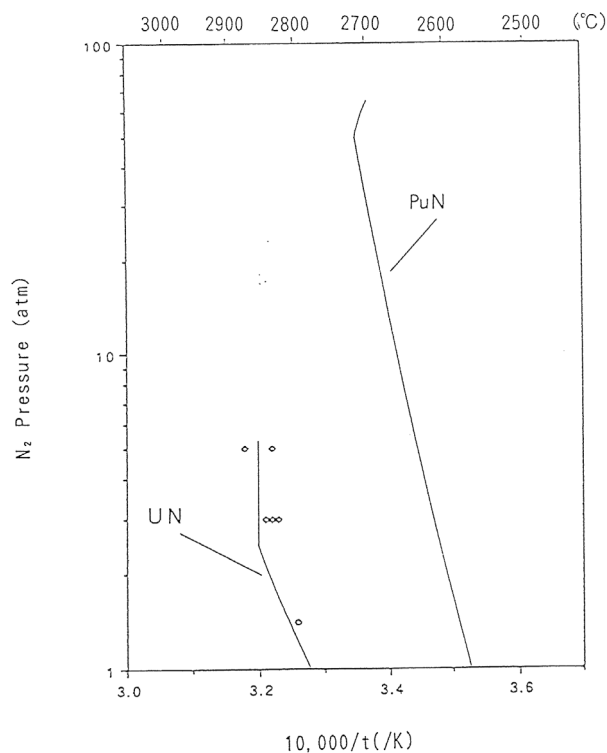
参考文献

- [1] D. C. Fee and C. R. Johnson, ANL-AFP-11.
- [2] H. Kleykamp, "The Chemical State of Irradiated Carbide Fuel Pins," Advanced LMFBR fuels, Topical Meeting Proceedings, Tucson, Arizona, October 10-13, 1977.

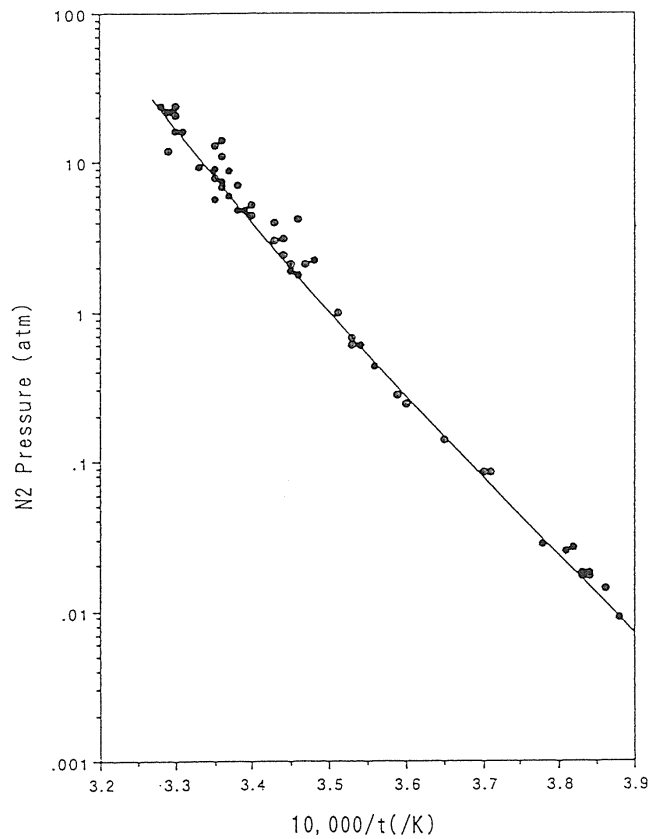
窒化物燃料の燃料最高温度の熱設計基準値の設定方法

プルトニウム・ウラン混合窒化物燃料は、高温で分解し、熔融を示す温度、窒素圧となって熔融する。燃料温度に対する窒素分圧を第 1 図に示す<sup>[1,2]</sup>。第 1 図の屈曲部が UN 及び PuN のそれぞれの窒化物としての融点であり、屈曲部より低温側では分解温度である。温度上昇により分解が進行した場合、熔融温度及び熔融温度に対応する窒素分圧となった後、窒化物として熔融すると推測される。第 1 図に示すように、この熔融温度については PuN が低く、窒素圧については UN が低いため、窒化プルトニウムが選択的に分解し、窒化物が熔融する際の窒素圧は比較的高圧となる。したがって、UN の熔融時の窒素圧における PuN の分解温度を熱設計基準値とすれば十分安全である。

第 2 図に PuN の分解温度と窒素分圧の関係を示す<sup>[3]</sup>。UN 溶解時の窒素圧は約 2atm であるが、安全上、窒化物燃料の分解に伴い試料ペレットから放出される窒素による被覆管内圧の上昇を抑制する観点から窒素圧を 0.1atm に制限することとし、0.1atm 時の PuN の分解温度を第 2 図から求めると 2440°C である。これに実験値の不確かさ 50°C を考慮し、2390°C を熱設計基準値とする。



第 1 図 窒化物燃料の窒素分圧



第2図 PuNの分解温度

参考文献

- [1] W. M. Olson and R. N. R. Mulford, J. Phys. Chem., 67 (1963), pp952-954.
- [2] E. T. Weber, BNWL-842, 1968.
- [3] W. M. Olson and R. N. R. Mulford, J. Phys. Chem., 68 (1964), pp1048-1051.

金属燃料の燃料最高温度の熱設計基準値の設定方法

燃料スラグは、U, Pu, Zr からなる合金であるため、その融点は、U, Pu, Zr の組成によって決まると考えられる。U-Pu-Zr 3 元系状態図より U-Zr 合金及び U-Pu-Zr 合金の固相線温度が評価されている<sup>[1]</sup>。これらを燃料組成について整理すると、固相線温度を評価する式として (1-1)式が得られる<sup>[2]</sup>。

$$T = A_0 + A_1 N_{Zr} + A_2 N_{Zr}^2 + A_3 N_{Zr}^3 \quad (1-1)$$

$$A_0 = 1408 - 1187 N_{Pu} + 967 N_{Pu}^2$$

$$A_1 = 572 - 732 N_{Pu} + 4960 N_{Pu}^2$$

$$A_2 = 740 + 3305 N_{Pu} - 29182 N_{Pu}^2$$

$$A_3 = -624 - 3139 N_{Pu} + 36120 N_{Pu}^2$$

$T_m$  : 融点(K)

$N_{Zr}$  : Zr 原子数比(-)

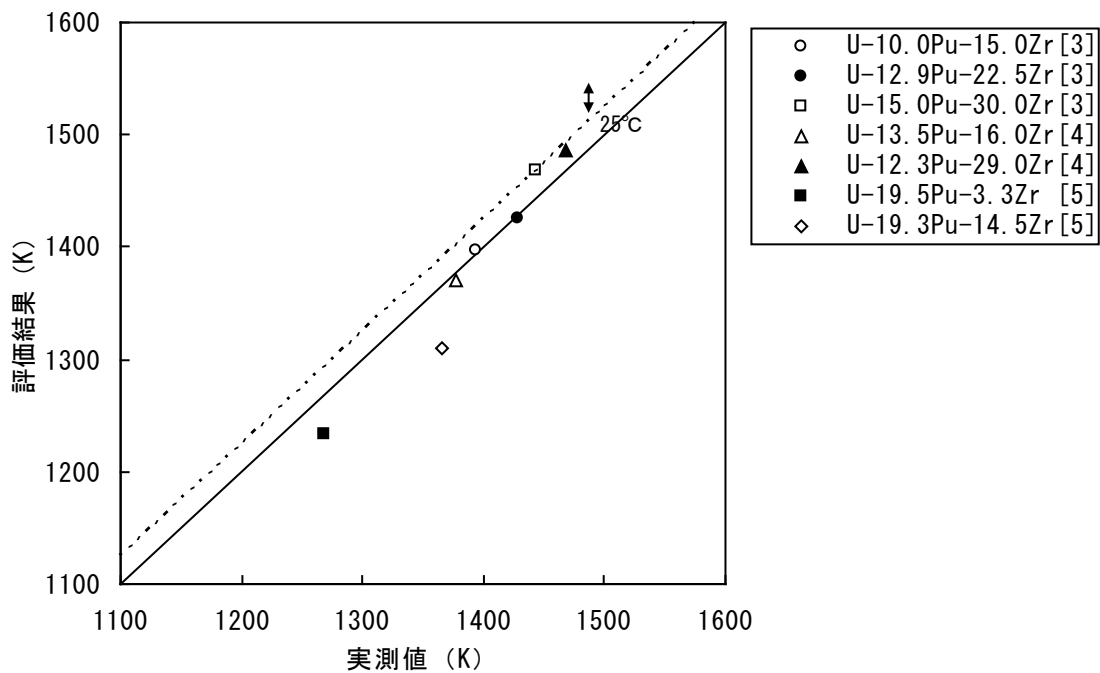
$N_{Pu}$  : Pu 原子数比(-)

適用範囲 :

$$\frac{N_{Pu}}{N_U} < 1, N_{Zr} < 0.8 \quad (N_U : \text{Pu 原子数比}(-))$$

また、U-Pu-Zr 合金については、未照射材の融点測定値<sup>[3-5]</sup>が得られている。これらの測定結果と(1-1)式による固相線温度の評価結果を比較したものが第 1 図である。第 1 図に示すように、(1-1)式による評価結果から 25°C 差し引くことにより、測定値を包絡することができる。

金属燃料の仕様範囲で最も固相線温度が低くなるのは、プルトニウム混合比 21%、ジルコニウム混合比 9% の場合である。このとき、(1-1)式から固相線温度は 1089°C と評価される。これに不確かさ 25°C を考慮した 1064°C を金属燃料の熱設計基準値とする。



第1図 U-Pu-Zr合金の融点の実測値と評価結果の比較

参考文献

- [1] M. Kurata, Calphad, 23[3-4] (1999) 305.
- [2] T. Ogata, J. Nucl. Sci. Technol., Supplement 3 (2002), p.675.
- [3] L. R. Kelman, S. Gavage, C.M. Walter, B. Blumenthal, R.J. Duntworth, and H.V. Rhude, Proc. 3rd Int. Conf. on Plutonium 1965, (1967), pp.458-484.
- [4] D.R. Harbur, J.W. Anderson, and W.J. Maraman, LA-4512, Los Alamos Scientific Laboratory (1970).
- [5] L. Leibowitz, E. Veleckis, R.A. Blomquist, and A.D. Pelton, J. Nucl. Mater., 154 (1988), pp. 145-153.

## 被覆管最高温度の熱設計基準値の設定方法

### 1. 熱設計基準値の設定方法

運転時の異常な過渡変化において機械的な負荷により被覆管に貫通性損傷を発生させる可能性がある損傷モードを検討すると、被覆管温度の急速な上昇によるクリープ破損が支配的である。このため、「機械的に破損しないこと」に対応する判断基準として、被覆管の急速な温度上昇によるクリープ破損を防止する条件で代表させることによって、運転時の異常な過渡変化時の系統的な燃料損傷を防止することとしている。

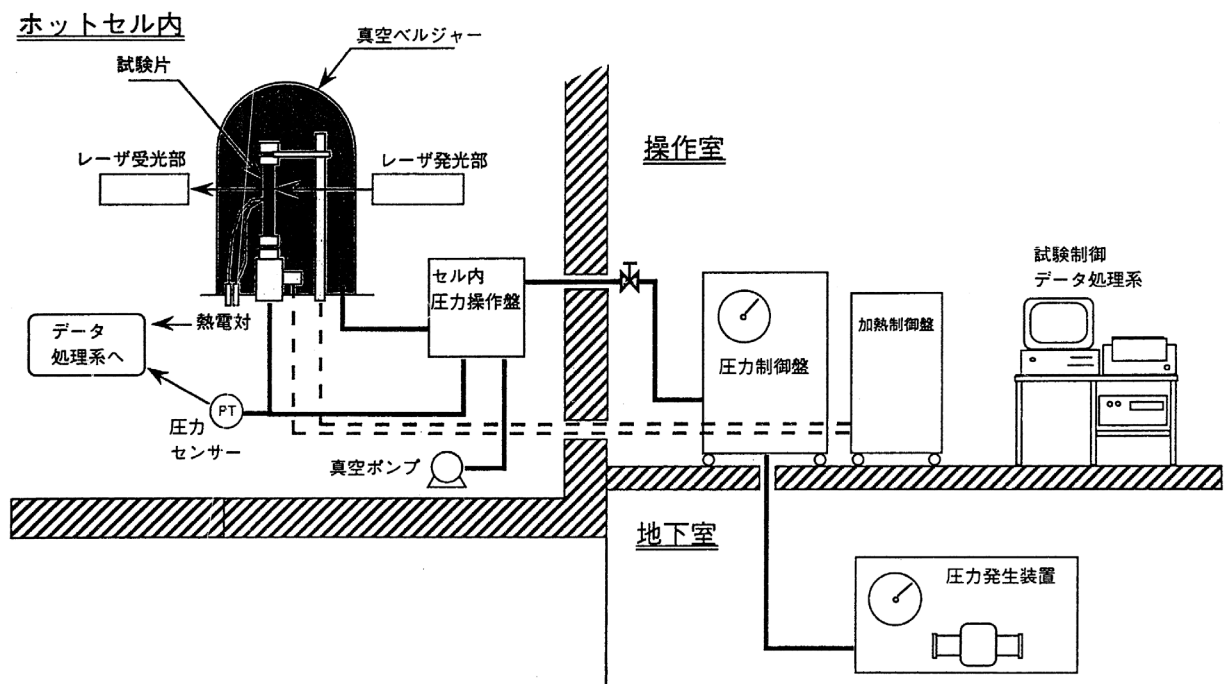
よって熱設計基準値は、照射済み被覆管の急速加熱バースト試験の結果をもとに、適切な安全余裕を考慮して設定することとする。

具体的には、まず、被覆管の最高使用条件から“被覆管温度”、使用条件・被覆管材質から設定される応力制限値から“周方向応力”、運転時の異常な過渡変化時の解析結果から“温度上昇率”、を設定する。この設定値と燃料要素被覆管の炉外急速加熱試験データから、破損温度を計算し、破損温度に対して安全余裕度を考慮して熱設計基準値を設定する。

### 2. 急速加熱バースト試験

急速加熱バースト試験では、数十 mm の被覆管試験片に一定内圧を負荷した後、所定の一定加熱速度で試験片を加熱し、試験片の破損温度等を測定する。試験構成例を第 2.1 図に示す。

得られた試験結果は破損温度と周方向応力で整理される。



第 2.1 図 急速加熱バースト試験の試験構成例

### 3. 設定条件

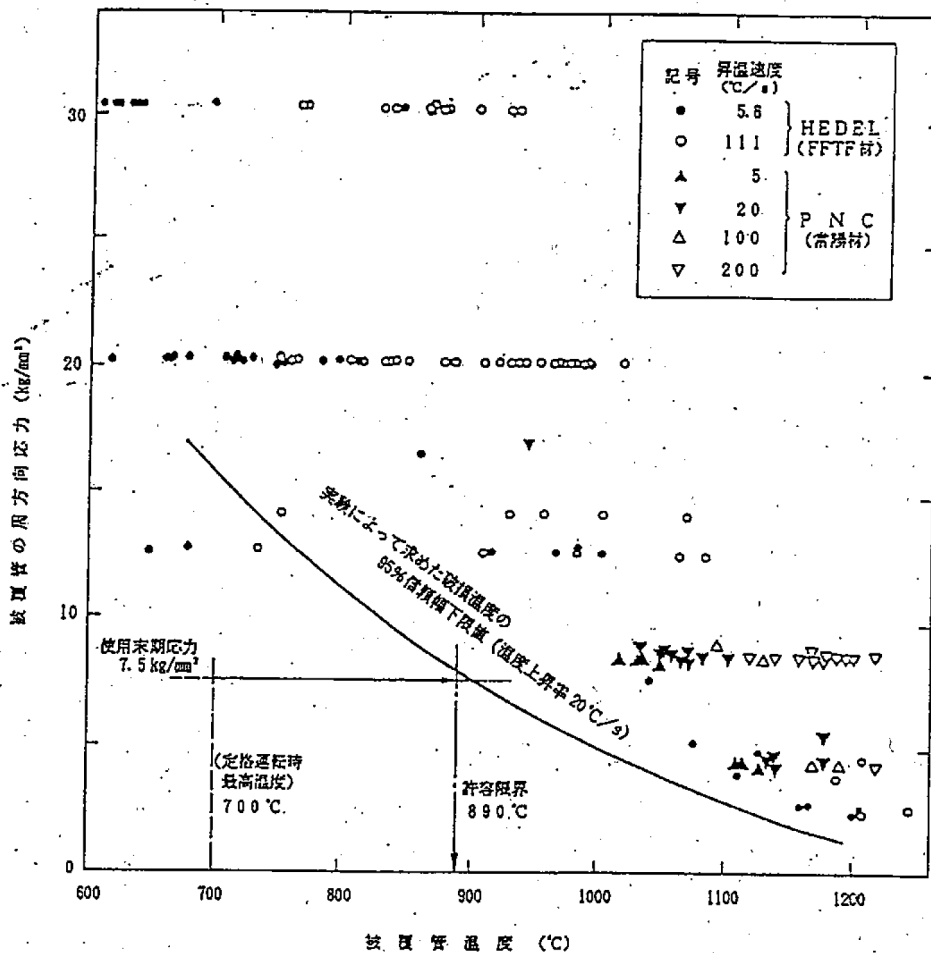
炉心燃料要素における熱設計基準値の設定と同様に、被覆管温度は熱的制限値、温度上昇率 20°C/s とする。周方向応力については、照射試験計画を考慮してオーステナイト系ステンレス鋼は 7.5 kgf/mm<sup>2</sup>、高速炉用フェライト系ステンレス鋼については 10 kgf/mm<sup>2</sup> とする。

### 4. 熱設計基準値の設定

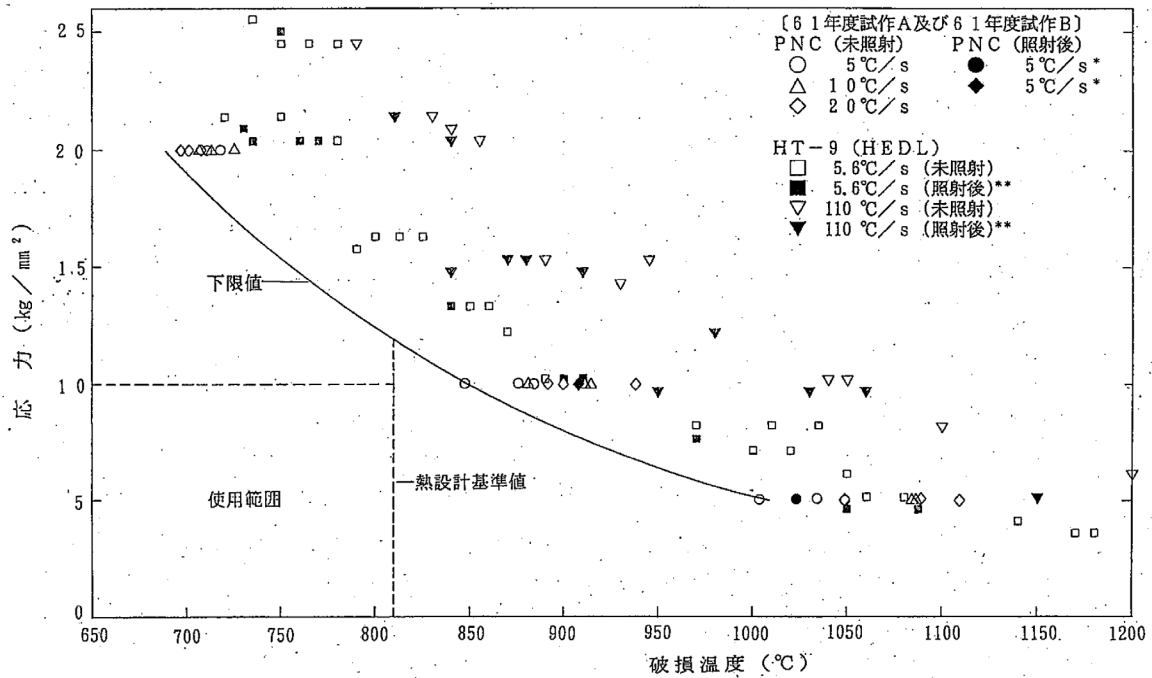
オーステナイト系ステンレス鋼に対する急速加熱バースト試験の結果を第 4.1 図に示す。破損限界温度（約 900°C）に安全余裕を考慮して、熱設計基準値を 890°C としている。

高速炉用フェライト系ステンレス鋼については、急速加熱バースト試験の結果を第 4.2 図に示す。照射後及び未照射の被覆管の急速加熱バースト試験時の下限値（約 850°C）に安全余裕を考慮して、熱設計基準値を 810°C としている。

なお、限界照射試験用要素と基礎試験の熱設計基準値は、被覆管が開孔した場合でも試験用要素以外の燃料要素の健全性に影響を与えないよう、被覆管の溶融や破砕等の防止を目的に定められたものであり、上記の他の開孔する可能性のない燃料要素の場合とはその目的が異なる。ただし、被覆管の溶融や破砕等を防止するためのしきい値に関するデータはなく、このため保守的に通常の開孔する可能性のない燃料に関する熱設計基準値を準用している。



第 4.1 図 オーステナイト系ステンレス鋼の破損温度



第14図 被覆管急速加熱時の破損温度  
 (高速炉用フェライト系ステンレス鋼)

\* JOYO 530°C~580°C  $3.8 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2 (E < 0.1 \text{ Mev})$   
 \*\* FFTF 370°C~620°C  $1 \sim 16 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2 (E < 0.1 \text{ Mev})$

第4.2図 高速炉用フェライト系ステンレス鋼の破損温度

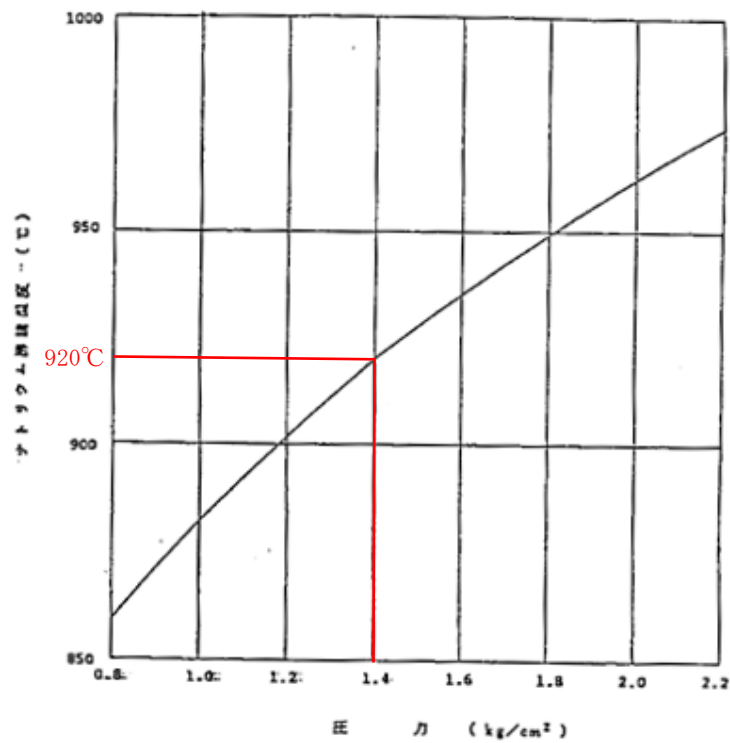


冷却材最高温度の熱設計基準値の設定方法

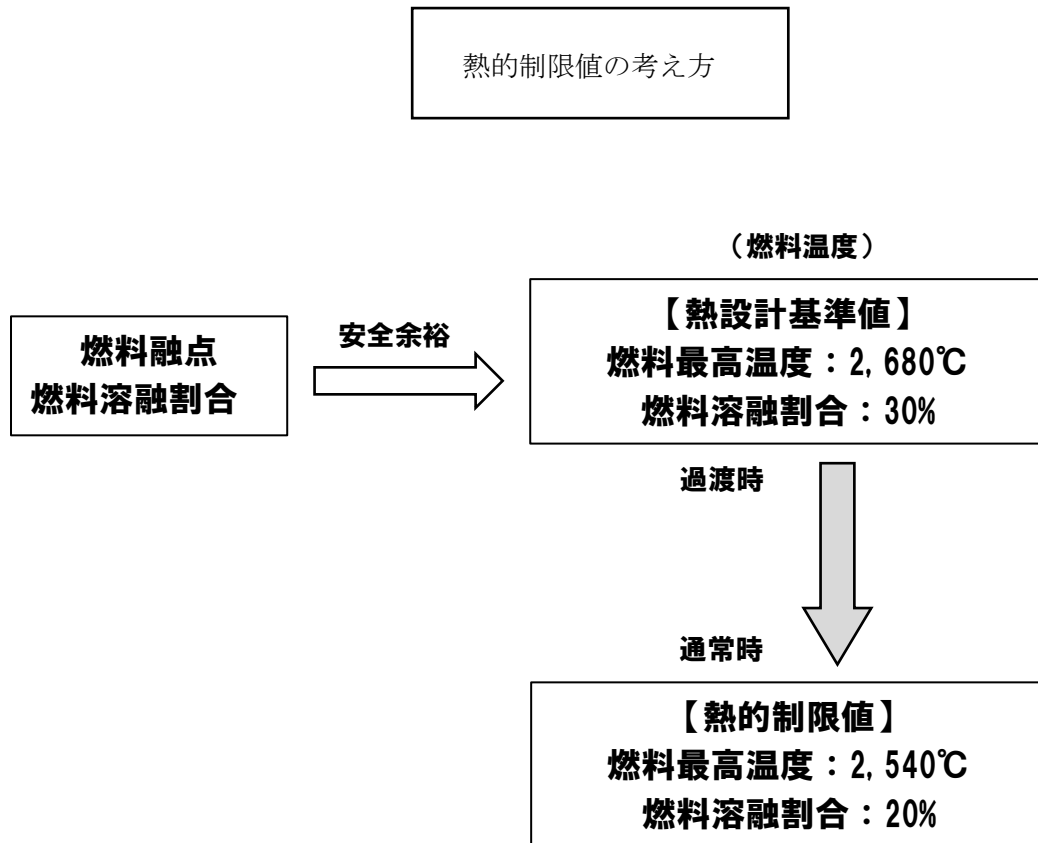
炉内の使用条件から、冷却材の沸点を設定する。炉内の使用条件は第1表に示すとおりであり、炉内の燃料集合体頂部の冷却材圧力における沸騰温度は第1図より約920℃となる。この温度に安全裕度を10℃考慮して、熱設計基準値を910℃とする。

第1表 炉内使用条件

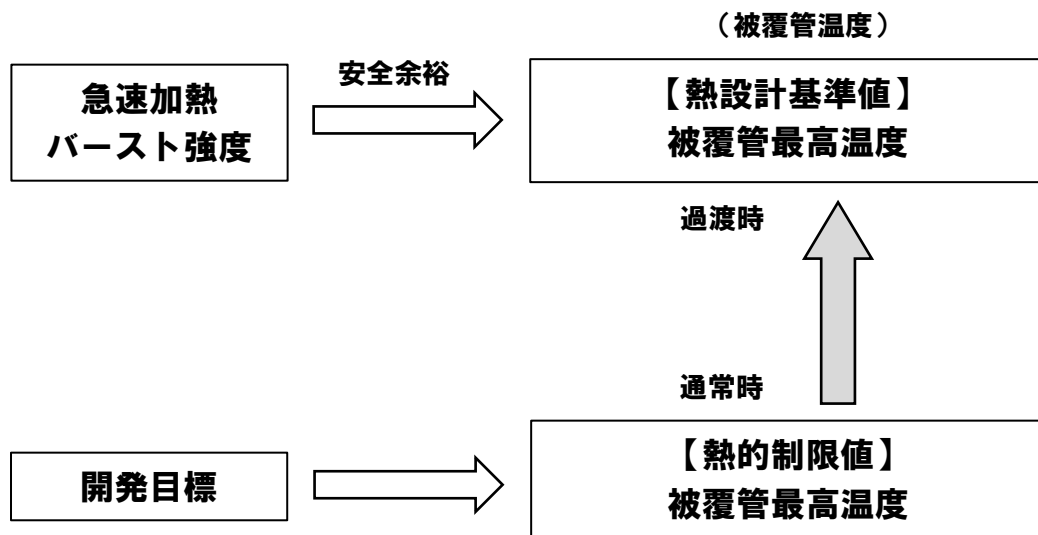
種類	炉心頂部冷却材圧力（静圧）
ナトリウム	約0.04N/mm <sup>2</sup> （約0.4kgf/cm <sup>2</sup> ）



第1図 ナトリウム沸騰温度



第 1 図 燃料最高温度の熱的制限値の考え方



第 2 図 被覆管最高温度の熱的制限値の考え方

## 照射燃料集合体の燃料設計方針

照射燃料集合体の燃料設計は、基本的に炉心燃料集合体の燃料設計と同じとする。

特殊燃料要素は、炉心燃料要素と同じく、通常時及び運転時の異常な過渡変化時においてもその健全性を失うことのない設計であることが求められる。特殊燃料要素の熱・機械設計において、その健全性を確保するための設計方針は、炉心燃料要素の設計方針と同一とする（第1表）。また、A型炉心燃料要素と限界照射試験用補助要素も炉心燃料要素と同じである。特殊燃料要素の安全設計において、適用する設計条件や使用データの相関及びその考慮の手順を整理した結果を第1図に示す。特殊燃料要素及びA型炉心燃料要素を装填する照射燃料集合体についても、その健全性を確認するための設計方針は、炉心燃料集合体の設計方針と同じとする。

第1表 特殊燃料要素及び限界照射試験用補助要素の設計方針

燃料要素
(i) 燃料最高温度は、2,680°C以下となるように設計する。
(ii) 被覆管歪は、十分小さくなるように設計する。
(iii) 被覆管内圧は、被覆管にかかる引張応力を抑え、円周方向へのクリープ破断を生じないように十分低く設計する。
(iv) 被覆管の各部にかかる荷重に対する応力計算値は、ASME Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する。
(v) 累積疲労サイクルは、クリープによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下となるように設計する。
集合体
(i) 燃料集合体の輸送中又は取扱中に受ける通常の荷重に対して、十分な強度を有するように設計する。
(ii) 原子炉内における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、燃料集合体の構成部品にかかる荷重に対する応力計算値は、ASME Sec. IIIの基準に準拠して設定した値を満たすように設計する。

試験用要素の場合、被覆材の破損あるいは被覆内燃料の一部の溶融を伴うものであり、計画的にその健全性を喪失させることがある（第2表）。計画的にその健全性を喪失させる試験用燃料体にあつては、設計基準事故時において、試験用燃料体が破損した場合においても、試験研究用等原子炉を安全に停止するために必要な機能及び炉心の冷却機能を損なうおそれがないものであることが要求されている。そのため、試験用要素を装填する照射燃料集合体においては、以下のような設計が求められる【照射燃料集合体の安全設計において参考とした指針：別紙2参照】。

- ・通常運転時に計画された範囲内で試験用要素の健全性を喪失させる試験を行っても、運転時の異常な過渡変化時において、試験用要素があらかじめ定めた制限を超えない設計とする。
- ・試験用要素の健全性の喪失により原子炉の健全性を損なわない（「許容設計限界」を超えない）設計とする。
- ・試験用要素の健全性を喪失させても、他の燃料要素の機能及び健全性を阻害しない設計とする。
- ・設計基準事故時に、試験用要素が破損したとしても、原子炉の停止及び炉心の冷却に影響を与えない設計とする。

- ・被覆材の破損による1次冷却系中への核分裂生成物等の放射性物質の放出量を、試験用要素の破損範囲を限定することで制限する設計とする。

このため、試験用要素も基本的に炉心燃料要素と同じ手順で設計するものの、計画的にその健全性を喪失させる場合は以下のように設計する。

限界照射試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、

- ・被覆管の開孔に係る設計では、クリープ寿命分数和は1を超えるが、被覆管に発生する応力は許容応力を超えないことを確認する。【照射燃料集合体の燃料要素の機械設計結果：別添16参照】
- ・炉心の冷却を阻害する物のコンパートメント外への放出がないことを確認する。【照射燃料集合体の機械設計結果：別添17参照】

先行試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、

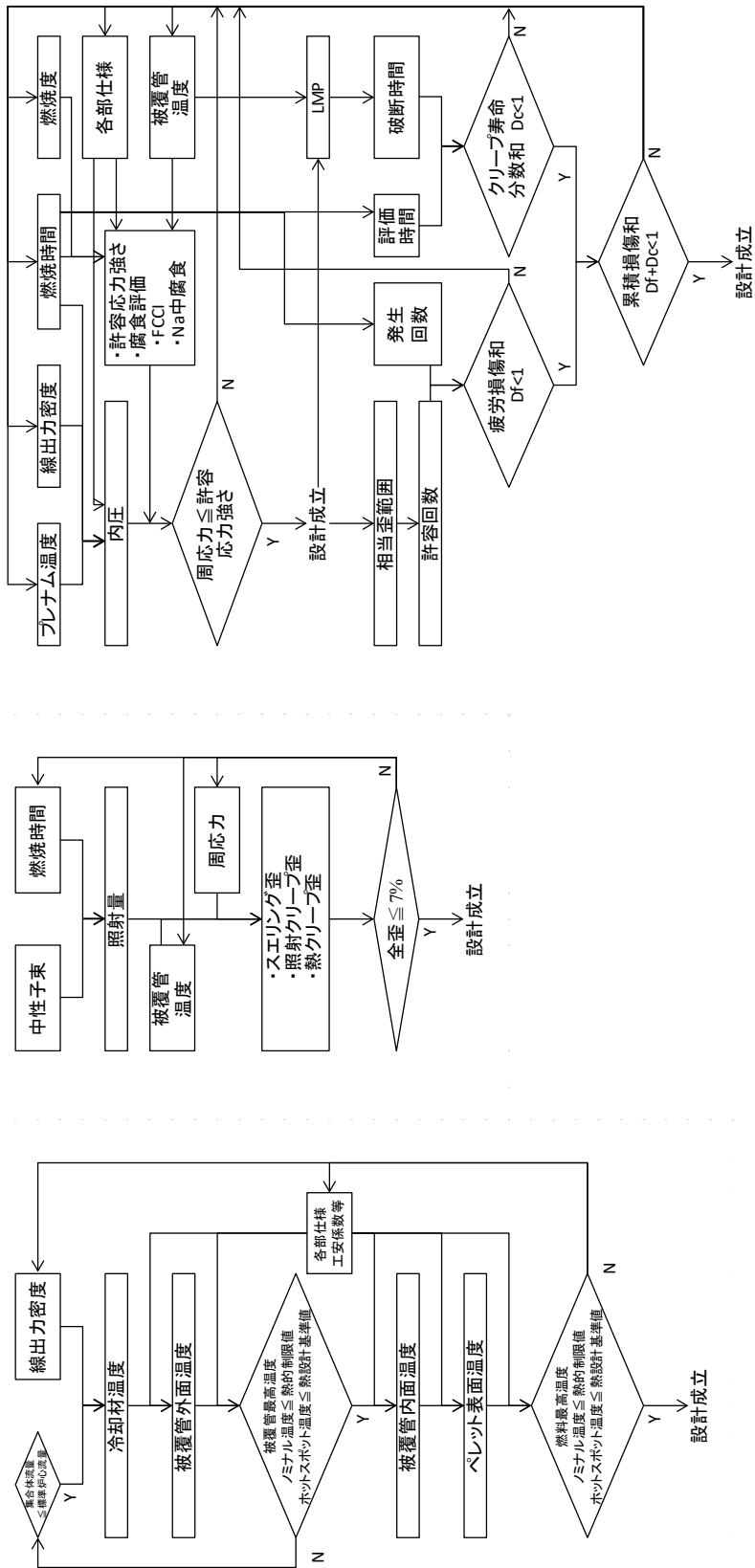
- ・燃料の溶融に係る設計では、燃料溶融割合が通常運転時に熱的制限値（燃料溶融割合の制限）を超えないこと、及び運転時の異常な過渡変化時に熱設計基準値（燃料溶融割合の制限）を超えないことを確認する。【照射燃料集合体の熱設計結果：別添10参照】
- ・設計基準事故時に被覆管が破損しても、内壁構造容器が健全であることを確認するとともに、炉心の冷却を阻害する物の内壁構造容器外への放出がないことを確認する。【照射燃料集合体の機械設計結果：別添17参照】

基礎試験用要素を装填した照射燃料集合体にあつては、

- ・被覆管の開孔に係る設計では、クリープ寿命分数和は1を超えるが、被覆管に発生する応力は許容応力を超えないようを確認する。【照射燃料集合体の燃料要素の機械設計結果：別添16参照】
- ・設計基準事故時においても、密封構造容器が健全であることを確認する。【照射燃料集合体の機械設計結果：別添17参照】

第2表 計画的にその健全性を喪失させる試験用要素

試験用要素	健全性喪失
Ⅲ型限界照射試験用要素	被覆管の破損
Ⅳ型限界照射試験用要素	被覆管の破損
先行試験用要素	燃料の溶融（酸化物燃料の場合）
基礎試験用要素	被覆管の破損



※LMP：ラーソンミラーパラメータ

第1図 特殊燃料要素の安全設計手順

## 照射燃料集合体の熱設計計算式

## 1. 燃料要素

照射燃料集合体の燃料要素（特殊燃料要素及び試験用要素）における熱設計計算では、以下の（i）～（vii）に示す式を用いる。なお、燃料温度は、酸化物燃料の場合その密度変化をモデルに取り入れて計算する（別添 1 参照）。また、限界照射試験用要素の被覆管に開孔が生じ、その開孔部から核分裂生成ガスが放出された場合の影響は、被覆管表面温度を算出する式において考慮する（別添 2 参照）。

燃料最高温度が最も高くなるのは照射初期であることから、熱計算では照射初期の条件で計算する。

### （i）冷却材温度

冷却材温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Na} = T_{IN} + \frac{1}{W \cdot C_P} \int_0^x ql(x) dx$$

ここで  $T_{Na}$ ：冷却材温度（℃）

$ql(x)$ ：線出力密度（W/cm）

$W$ ：冷却材流量（g/s）

$C_P$ ：冷却材比熱（W・s/g/℃）

$T_{IN}$ ：冷却材入口温度（℃）

$x$ ：炉心下端からの距離（軸方向距離）（cm）

### （ii）被覆管表面温度

被覆管表面温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Co} = T_{Na} + \frac{D_e}{K_{Na}} \cdot \frac{1}{Nu} \cdot \frac{ql}{\pi d_{Co}}$$

ここで  $T_{Co}$ ：被覆管表面温度（℃）

$D_e$ ：水力等価直径（cm）

$d_{Co}$ ：被覆管外径（cm）

$K_{Na}$ ：冷却材熱伝導度（W/cm/℃）

$Nu$ ：ヌセルト数

### （iii）被覆管内面温度

被覆管内面温度は、以下の式により計算する。

$$T_{Ci} = T_{Co} + \frac{\ln(d_{Co}/d_{Ci})}{2\pi K_C} \cdot ql$$

ここで  $T_{Ci}$ ：被覆管内面温度（℃）

$K_C$ ：被覆管熱伝導度（W/cm/℃）

$d_{Ci}$ ：被覆管内径（cm）

### （iv）燃料表面温度

燃料表面温度は以下の式により計算する。

$$T_S = T_{Ci} + \frac{ql}{h_g \cdot \pi(d_p + d_{Ci})/2}$$

ここで  $T_S$ ：燃料表面温度（℃）



$h_g$  : ギャップ熱伝達率 (W/cm<sup>2</sup>/°C)

$d_p$  : ペレット直径 (cm)

(v) 燃料最高温度

溶融温度に達しない範囲の燃料最高温度は以下の式により計算する。なお、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料では、燃料ペレットの相変化及び密度変化を考慮する。(別添 1 参照)

$$\int_{T_s}^{T_p} k dT = \frac{ql}{4\pi}$$

ここで  $T_p$  : 燃料最高温度 (°C)

$k$  : 燃料熱伝導度 (W/cm/°C)

(vi) 燃料溶融半径

先行試験用要素 (溶融あり) の燃料溶融半径は、以下の式により計算する。

$$\int_{T_s}^{T_m} k dT = \frac{ql}{4\pi} \left( 1 - \frac{r_m^2}{r_o^2} \right)$$

ここで  $r_m$  : 燃料溶融半径 (cm)

$T_m$  : 燃料の溶融温度 (°C)

$r_o$  : 燃料半径 (cm)

(vii) 燃料溶融割合

先行試験用要素 (溶融あり) の燃料溶融割合は、以下の式により計算する。

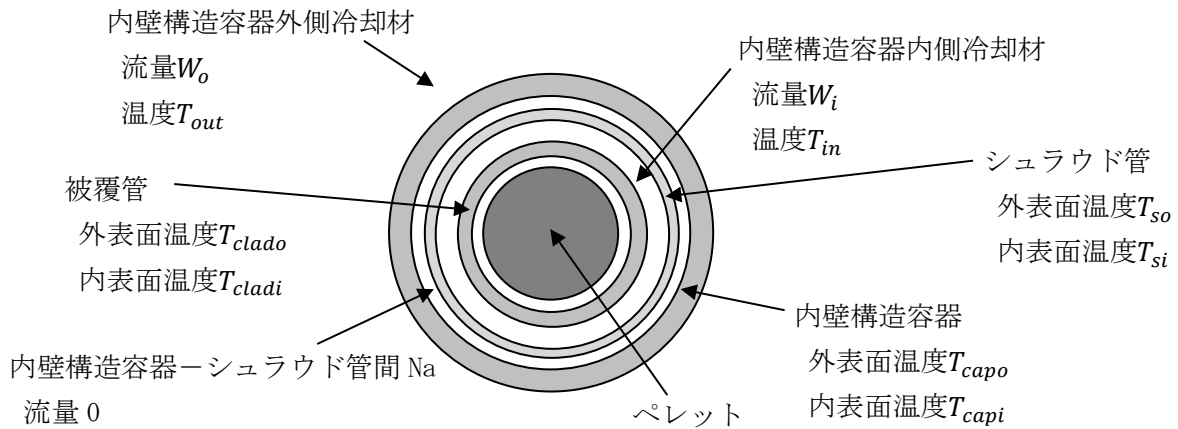
$$V_m = \frac{r_m^2}{r_o^2}$$

ここで  $V_m$  : 燃料溶融割合

## 2. 集合体

### (1) 内壁構造容器

内壁構造容器の計算モデルを第 2.1 図に示す。冷却材は内壁構造容器の内外を流れるため、内壁構造容器外側の流れによる熱移動と内壁構造容器内側の流れによる熱移動を考慮する必要がある。このため、内壁構造容器より内側の温度については、単純な一次元熱伝達ではなく、軸方向の熱伝達を考慮した熱バランス式を収束計算によって計算する。



第 2.1 図 計算モデル

内壁構造容器内側の冷却材温度を内壁構造容器内側冷却材の流れによる温度上昇から計算すると、

$$T_{in}(i) = T_{in}(i-1) + \frac{Q_i}{W_i \cdot Cp_i}$$

$$Q_i = Q - Q_{cap}$$

となる。ここで、

$Q_i$  : キャプセルより中 (キャプセル内部 Na、被覆管、ペレット等) の発熱

$Q$  : キャプセルの全発熱量

$Q_{cap}$  : キャプセル自身の発熱とキャプセル外へ出る熱量の和

$Cp_i$  : キャプセル内側冷却材 Na 比熱

$i$  : 軸方向ノード

である。

一方、内壁構造容器自身の熱量および内壁構造容器外へ出る熱量による内壁構造容器外側冷却材温度との差分から計算すると、

$$T_{in}(i) = T_{out}(i) + \frac{Q_{cap}}{\lambda_{cap}}$$

$$T_{out}(i) = T_{out}(i+1) + \frac{Q}{W_o \cdot Cp_o}$$

$$\lambda_{cap} = \frac{1}{\left\{ \frac{1}{\pi d_{capo} h_{capo}} + \frac{\log\left(\frac{d_{capo}}{d_{capi}}\right)}{2\pi K_{SUS}} + \frac{\log\left(\frac{d_{capi}}{d_{so}}\right)}{2\pi K_{Na}} + \frac{\log\left(\frac{d_{so}}{d_{si}}\right)}{2\pi K_{SUS}} + \frac{1}{\pi d_{si} h_{si}} \right\}}$$

$$h_{capo} = \frac{K_{Na_o} Nu_o}{De_o}, \quad h_{si} = \frac{K_{Na_i} Nu_i}{De_i}$$

となる。ここで、

$Cp_o$  : 内壁構造容器外側冷却材 Na 比熱

$d_{capo}$  : 内壁構造容器外径

$d_{capi}$  : 内壁構造容器内径

$d_{so}$  : シュラウド管外径

$d_{si}$  : シュラウド管内径

$\lambda_{cap}$  : Na-SUS-静止 Na-SUS-Na の合成熱伝導率

$h_{capo}$  : 内壁構造容器外表面とキャプセル外側冷却材とのフィルム熱伝達

$h_{capi}$  : シュラウド管内表面とキャプセル内側冷却材とのフィルム熱伝達

$K_{SUS}$  : SUS 熱伝導率

$K_{Na}$  : Na 熱伝達率

$De$  : 水力直径

$Nu$  : ヌセルト数

である。

上に示した 2 つの式は共に内壁構造容器内側の冷却材温度を算出するものであり、両者が同一になるように収束計算する。

内壁構造容器内側の冷却材温度を計算した後、各部位の温度を計算する。各部位の温度は、前項(1.)に示す計算式と同じであり、内壁構造容器の温度については被覆管と同様である。

## (2) 密封構造容器

密封構造容器においても (1) の内壁構造容器と同様に計算する。

密封構造容器では冷却材は密封構造容器の外側しか流れないため、密封構造容器の計算においては密封構造容器内側冷却材の流量を 0 とする。

プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料における  
燃料ペレットの相変化及び密度変化の考慮について

プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料におけるペレット内組織変化は、3領域（未変化、等軸晶、柱状晶）モデルとした。

3領域モデルにおいてペレット中心温度及び各領域半径を算出する式を以下に示す。

a) 未変化領域

$$\int_{T_S}^{T_2} k(\rho_3, T) dT = \frac{Q}{4\pi} \left( 1 - \frac{r_2^2}{r_3^2} \right)$$

b) 等軸晶領域

$$\int_{T_2}^{T_1} k(\rho_2, T) dT = \frac{Q}{4\pi} \left[ \frac{r_2^2}{r_3^2} \left\{ \frac{\rho_2}{\rho_3} \left( 1 - \frac{r_1^2}{r_2^2} \right) + 2 \left( 1 - \frac{\rho_2}{\rho_3} \right) \ln \frac{r_2}{r_1} \right\} \right]$$

c) 柱状晶領域

$$\int_{T_1}^{T_0} k(\rho_1, T) dT = \frac{Q}{4\pi} \left[ \frac{r_0^2}{r_3^2} \left\{ \frac{\rho_1}{\rho_3} \left( \frac{r_1^2}{r_0^2} - 1 - 2 \ln \frac{r_1}{r_0} \right) \right\} \right]$$

$T_S$ : ペレット表面温度(°C)

$T_2$ : 未変化—等軸晶領域境界温度(1400°C)

$T_1$ : 等軸晶—柱状晶領域境界温度(1700°C)

$T_0$ : ペレット最高温度(°C)

$Q$ : 線出力(W/cm)

$k(\rho_i, T)$ : ペレット熱伝導度(W/cm・°C)

$\rho_3$ : 製造時ペレット密度(0.95)

$\rho_2$ : 等軸晶領域のペレット密度(0.97)

$\rho_1$ : 柱状晶領域のペレット密度(0.99)

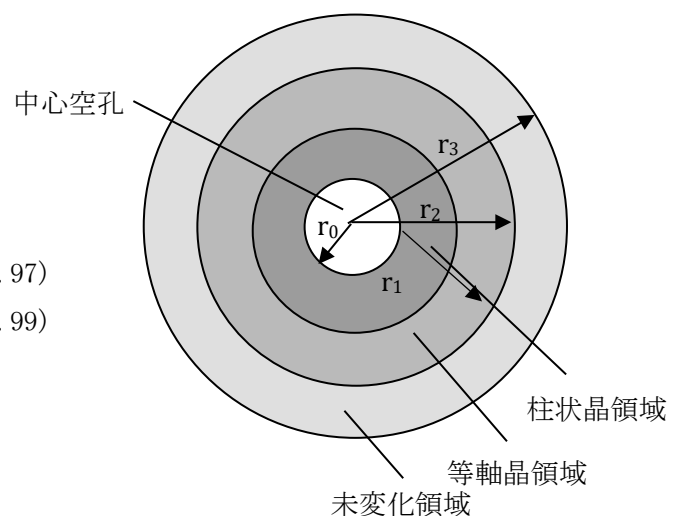
$r_3$ : 製造時ペレット外半径(cm)

$r_2$ : 未変化—等軸晶境界半径(cm)

$r_1$ : 等軸晶—柱状晶境界半径(cm)

$r_0$ : 中心ボイド半径(cm)

$r_i$ : 製造時ペレット内半径(cm)



また、質量保存式より、

$$\rho_3(r_3^2 - r_i^2) = \rho_1(r_1^2 - r_0^2) + \rho_2(r_2^2 - r_1^2) + \rho_3(r_3^2 - r_2^2)$$

である。

限界照射試験用要素の被覆管開孔時 における評価について
--------------------------------

限界照射試験用要素の被覆管開孔時には、次の二つの影響が考えられる。一つは、限界照射試験用要素に蓄積されていた FP ガスが冷却材中へ放出されることにより FP ガスと冷却材の二相流が形成され、圧力損失が増大する影響で、この影響により冷却材流量が減少する。もう一つは、限界照射試験用要素の開孔が隣接する限界照射試験用補助要素と対面する箇所が生じた場合に、限界照射試験用要素から放出された FP ガスが隣接する限界照射試験用補助要素に吹き付ける影響で、この影響により限界照射試験用補助要素の除熱性能が局所的に低下する。

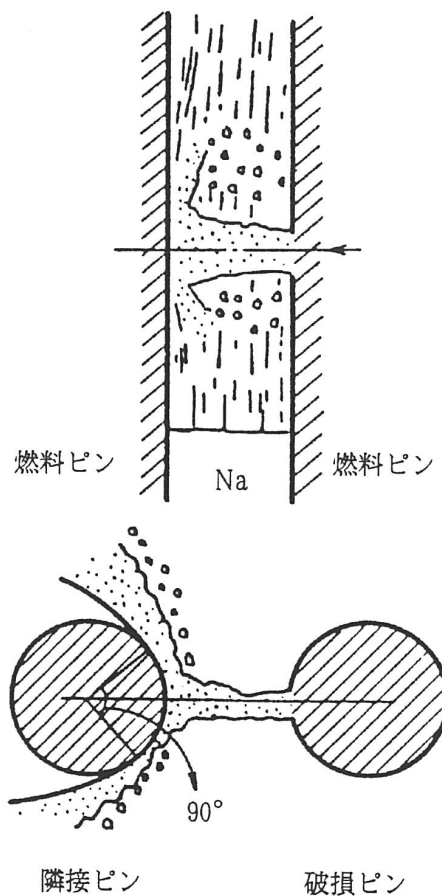
限界照射試験用要素及び限界照射試験用補助要素の熱設計では、別紙 7 本文記載の熱設計計算手法に基づいて評価するが、被覆管開孔時の温度計算においては上記の影響を考慮する。

二相流形成では、限界照射試験用要素及び限界照射試験用補助要素を冷却する冷却材流量を、一律に 15%減少させて評価する。FP ガスインピンジメント効果については、被覆管表面熱伝達率を一律に  $1 \text{ W/cm}^2\text{C}$  として評価する（添付 1 参照）。

限界照射試験用要素の被覆管開孔時における限界照射試験用補助要素の  
温度評価に用いるフィルム熱伝達率について

### 1. 概要

限界照射試験用要素の被覆管が開孔した場合、限界照射試験用要素のガスプレナム内に蓄積された核分裂ガスが開孔部から放出され、開孔部に対面する限界照射試験用補助要素へ吹きつけることにより熱的な影響を受けるおそれがある。すなわち、放出された核分裂生成ガスは、第1図に示すようにスプレー状となって限界照射試験用補助要素の被覆管の表面に吹きつけ、冷却材の除熱能力を低下させる可能性がある。このため、熱設計においては、核分裂生成ガスの吹きつけによる影響を、限界照射試験用補助要素の被覆管表面温度計算の際に使用する被覆管表面と冷却材との間のフィルム熱伝達率の変化として捉え、この値として模擬実験の結果を基に、通常の単相流状態での値より低い  $1.0 \text{ W/cm}^2\text{C}$  が用いられている。ここでは、フィルム熱伝達率の設定根拠について説明する。



第1図 核分裂生成ガスジェット衝突モデル

## 2. フィルム熱伝達率の設定根拠

ガスジェットが衝突している領域のフィルム熱伝達率は、米国アルゴンヌ国立研究所で行われたガス放出模擬実験において得られたデータを基に設定されている。この実験は、炉外ナトリウムループに3本のヒータピンを有する試験領域を設け、ピン束部の間隙に挿入したガス噴出孔からアルゴンガスを噴出させ、そのガスジェットが衝突したヒータピンの表面温度を測定したものである。

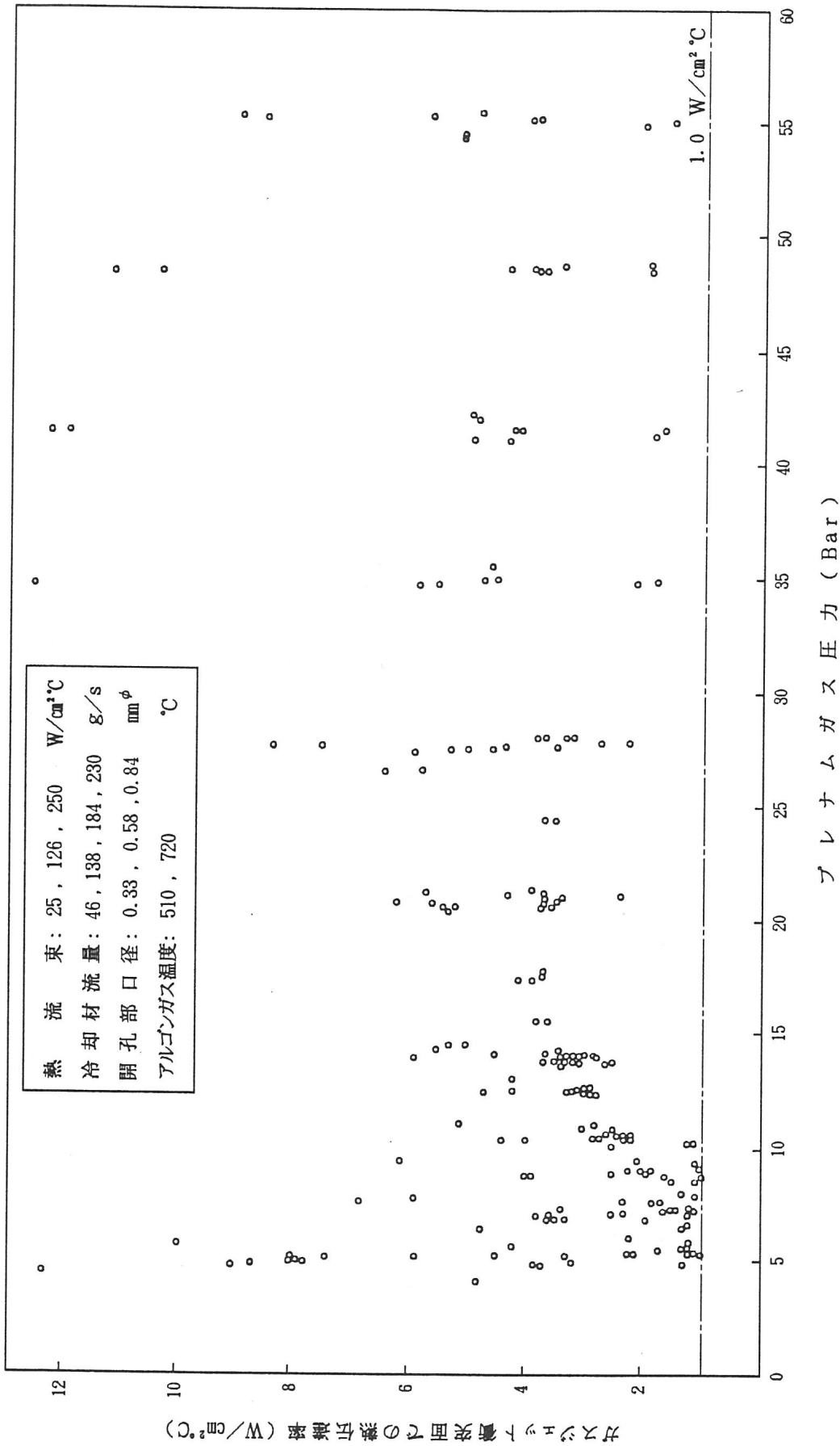
実験パラメータとしては、噴出ガス内圧、ガス噴出孔の口径、ヒータピンの熱流束、アルゴンガス温度等ガスジェット衝突面での熱伝達特性に寄与する項目を選定している。これら実験のパラメータ条件と試験用補助要素の設計値との関係は、第1表に示すとおりであり、実験条件はほぼ限界照射試験用補助要素の設計値と適合している。

このガス放出模擬実験により得られたガスジェット衝突面でのフィルム熱伝達率を、ガス圧力についてまとめた結果を第2図に示す。本実験結果から、最小値である1.0 W/cm<sup>2</sup>°Cをフィルム熱伝達率として設定している。

第1表 ガス放出模擬実験装置による実験と限界照射試験用補助要素の主要パラメータの比較

項目	ガス放出模擬実験装置	限界照射試験用補助要素
ヒータピンの外径 (mm)	5.84	6.4~7.5
ピン配列間隔 (mm)	7.6	9.1
発熱部長さ (cm)	60	55
全流路断面積 (cm <sup>2</sup> )	1.48	2.06~2.27
噴出ガス	アルゴン	核分裂生成ガス
噴出ガス温度 (°C)	510, 720	705
ヒータピン熱流束 (W/cm)	25, 126, 250	196~239
冷却材流量 (g/s)	40, 138, 184, 230	56~86





第2図 核分裂生成ガス放出模擬実験によるガスジェット噴射面での熱伝達率データ

照射燃料集合体の熱設計に用いる物性式

本申請における照射燃料集合体の熱設計で使用する物性定数のうち、酸化物燃料のペレット熱伝導度式、及びギャップ熱伝達率設定式について別添1および別添2に示す。

なお、先行試験と基礎試験においては照射挙動が不明確な材料を燃料材や被覆材に用いる試験であり、物性式を設工認段階において最新知見をもとに個別に設定することがある。

酸化物燃料の熱伝導度式

MOX 燃料の熱伝導度は、燃料組成 (Pu、Am 等)、酸素対金属比 (Oxygen to Metal ratio : O/M 比) 及びペレット密度に大きく依存することが知られている。森本らは燃料組成 (Am、Pu、Np)、O/M 比及びペレット密度をパラメータとしてレーザーフラッシュ法を用いた測定結果<sup>[1]、[2]、[3]、[4]</sup>に基づき、以下の MOX 燃料熱伝導度式を提案している<sup>[5]</sup>。

$$\lambda_0 = \frac{1}{0.01595 + 2.713 \cdot x + 0.3583 \cdot Am + 0.06317 \cdot Np + (2.493 - 2.625 \cdot x) \times 10^{-4} \cdot T + \frac{1.541 \times 10^{11}}{T^{2.5}} \exp\left(-\frac{15220}{T}\right)} \quad \dots (1)$$

$$\lambda = \frac{1-p}{1+0.5p} \cdot \lambda_0 \quad \dots (2)$$

$\lambda_0$  : 100%TD における熱伝導度 (W/m/K)

$\lambda$  : 気孔率  $p$  での熱伝導度 (W/m/K)

$p$  : 気孔率 ( $p = 1 - \rho$ ,  $\rho$  : 密度)

$x$  : 2.00-O/M (-)

O/M : 化学量論比 (-)

Am : Am 含有率 (-)

Np : Np 含有率 (-)

$T$  : 温度 (K)

ここで、密度  $\rho$  については、温度領域毎で以下のように設定している。

$$\rho = 0.99 \text{ (柱状晶領域)} \quad 1,900^\circ\text{C} \leq T$$

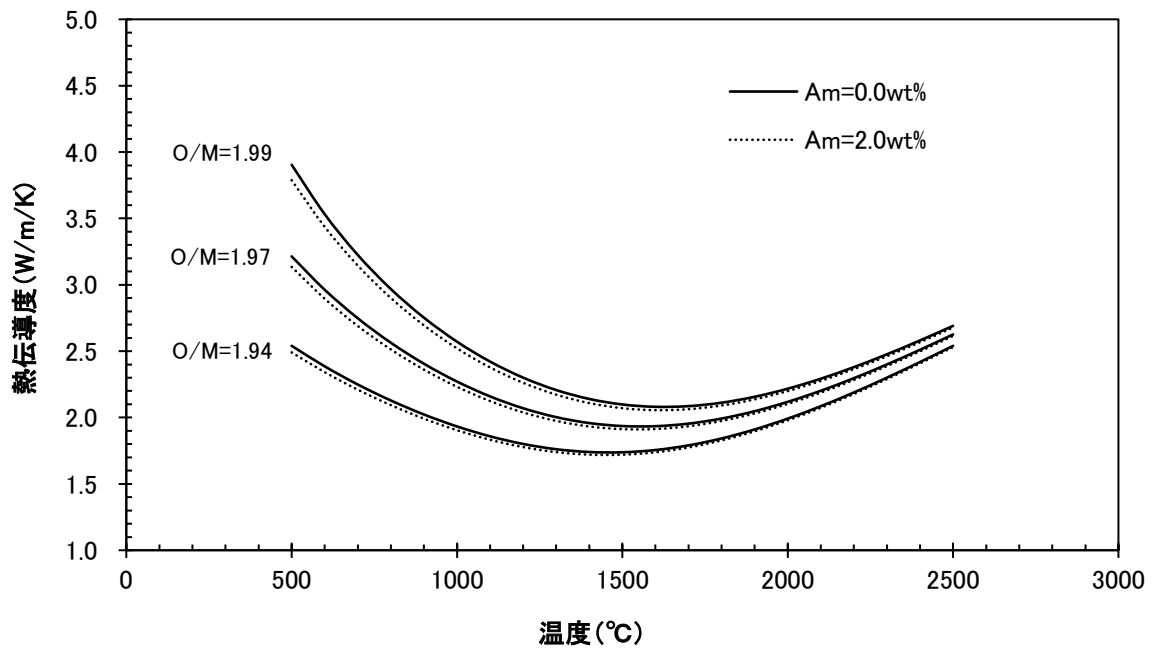
$$\rho = 0.97 \text{ (等軸晶領域)} \quad 1,400^\circ\text{C} \leq T < 1,900^\circ\text{C}$$

$$\rho = \text{燃料ペレット初期密度 (不変化領域)} \quad T < 1,400^\circ\text{C}$$

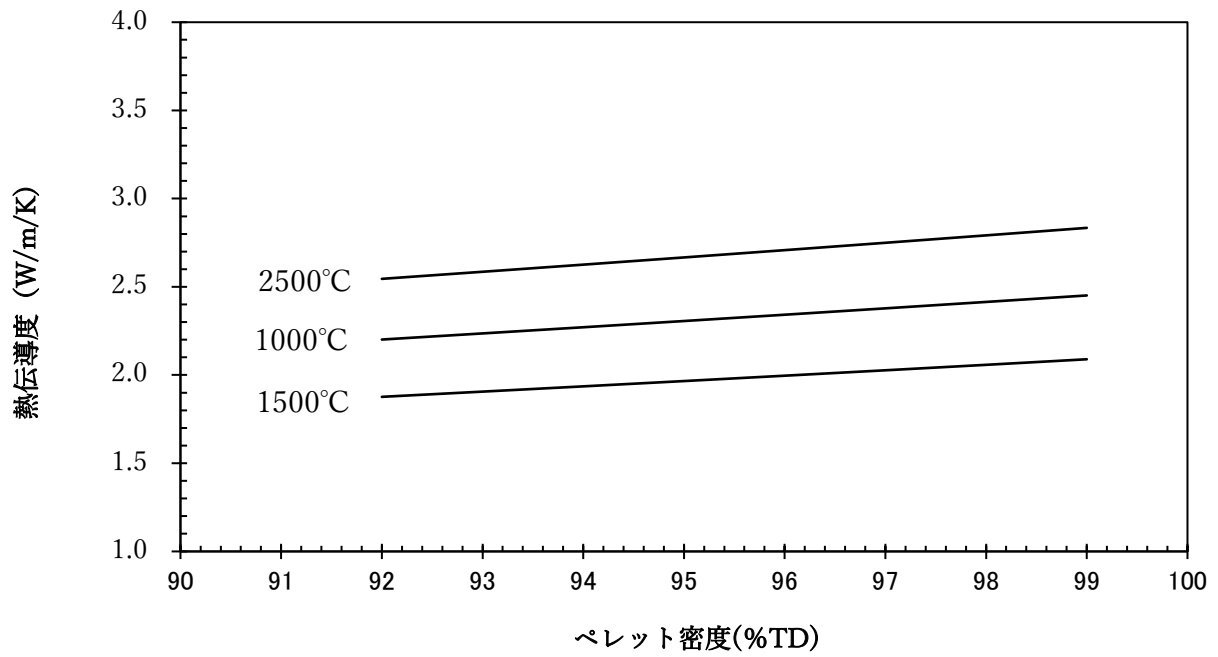
上記式で評価される熱伝導度の温度依存性を第 1 図に、ペレット密度による熱伝導度の変化を第 2 図に示す。なお、Pu 含有率については、高速炉 MOX 燃料の仕様範囲 (20-40wt%) においては熱伝導度への影響がほとんどないことから<sup>[4]</sup>、上記の式においては Pu 含有率の依存項はない。

参考文献

- [1] K. Morimoto et al., "Evaluation of thermal conductivity of (U,Pu,Am) $O_{2-x}$ ," Trans. Am. Nucl. Soc. 97 (2007) 618-619.
- [2] K. Morimoto et al., "Thermal conductivity of (U, Pu, Np) $O_2$  solid solutions," J. Nucl. Mater. 389 (2009) 179-185.
- [3] K. Morimoto et al., "Thermal conductivities of hypostoichiometric (U,Pu,Am) $O_{2-x}$  oxide," J. Nucl. Mater. 374 (2008) 378-385.
- [4] 森本他, 日本原子力学会「2010年春の年会」, L21.
- [5] M. Kato et al., "Physical Properties and Irradiation Behavior Analysis of Np- and Am-Bearing MOX Fuels," J.Nucl.Sci.Technol. 48 (2011) 646-653.



第1図 MOX燃料熱伝導度の温度依存性 (ペレット密度94%TD)



第2図 MOX燃料熱伝導度の密度 (O/M:1.97, Am含有率:0.0wt%)

ギャップ熱伝達率設定式について

### 1. ギャップ熱伝達率について

ギャップ熱伝達率は、燃料溶融試験等の燃料中心温度が特定される照射試験により評価される。第 1 図に燃料溶融試験の場合のギャップ熱伝達率の評価体系の概念を示すが、燃料中心温度は融点で特定され\*1、その位置の局所線出力と燃料の熱伝導度からペレット外表面温度が求まる。一方、冷却材側から求めた被覆管内面温度との差によりギャップ部の上昇温度が求まり、その温度からギャップ熱伝達率は評価される。この様にギャップ熱伝達率の評価においては、燃料熱伝導度を用いて温度評価を行うことから、熱設計計算で用いる燃料熱伝導度とギャップ熱伝達率はセットで取り扱う必要がある。

以上を踏まえ、照射期間中、燃料最高温度の熱設計基準値に対する余裕が最も小さくなる照射初期のギャップ熱伝達率の評価モデルについて「常陽」照射試験データに基づき説明するとともに、「常陽」MK-IV燃料設計用の照射初期のギャップ熱伝達率の設定について、以下に示す。

### 2. MK-IV炉心燃料設計用のギャップ熱伝達率の設定

「常陽」では、燃料溶融照射試験である B5D 試験<sup>[1]</sup>及び熱電対を用いた計測線付照射試験において直接的に燃料中心温度を測定した INTA 試験<sup>[2]</sup>が行われており、ギャップ熱伝達率を評価している。INTA 試験及び B5D 試験での燃料条件等について第 1 表に示す。これらの照射試験データに基づいて評価したギャップ熱伝達率を第 2 図に示した。ここで、燃料温度計算に用いる熱伝導度式については、熱設計と同一の式を用いる必要があり、【別添 1】で説明した熱伝導度式を用いた。

第 2 図では、横軸に製造時ギャップ幅をとっており、ギャップ熱伝達率と製造時ギャップ幅の関係を示している。この両者には相関があり、ギャップ幅が小さいほどギャップ熱伝達率が増加する傾向があることが分かる。また、ペレットと被覆管のギャップ幅は燃料要素の線出力密度の増加に伴って両者の熱膨張量の差等によっても縮小するため、線出力密度が増加するとギャップ熱伝達率は大きくなる傾向がある。この様にギャップ熱伝達率は、線出力、製造時直径ギャップ幅等に関し依存性があり、これらの依存性を考慮した評価モデルを策定する。一般的なガス熱伝達率のモデル<sup>[3]</sup>をベースに以下の評価式を策定し、INTA 試験及び B5D 試験から評価したギャップ熱伝達率の測定値に基づき、各係数 ( $C1$  から  $C4$ ) の最適な組み合わせを求め、ギャップ熱伝達率評価モデルとした<sup>[4]</sup>。

$$hg = \frac{C1 + C2 \cdot Q}{G_0 - C3 \cdot D_{pin} \cdot Q + C4}$$

$hg$ : ギャップ熱伝達率 ( $W/cm^2/^\circ C$ )

$G_0$ : 製造時直径ギャップ幅 (cm)

\*1 溶融が生じた燃料カラム中、燃料の溶融が正に開始する軸方向位置では、燃料ペレットの中心温度は融点で特定される。

$D_{pin}$  : 製造時被覆管内径 (cm)

$Q$  : 線出力 (W/cm)

$C1 \sim C4$  は照射試験及び物性値から評価し設定される係数で、以下の通り。

$C1$  : ギャップ部のガス熱伝導度に由来する係数 (W/cm/°C)

$C2$  : 燃料ペレットの熱膨張係数に由来する係数 (1/°C)

$C3$  : 燃料ペレットの熱膨張係数に由来する係数 (cm/W)

$C4$  : 温度ジャンプ距離に由来する係数 (cm)

### 3. 熱設計計算方法の妥当性について

2.において設定したギャップ熱伝達率を用いて、INTA 試験及び B5D 試験の試験燃料要素の燃料中心温度の計算を行い、計算値と測定値を比較することで、本熱設計計算方法の妥当性を確認する。ここで、計算はノミナル条件と不確かさを考慮したホットスポット条件で行った。ホットスポット条件で考慮する工学的安全係数としては、ギャップ熱伝達率誤差及びペレット熱伝導度誤差の係数を考慮することとした。ノミナル条件での燃料中心温度の測定値と計算値の比較を第3図に、ホットスポット条件で測定値と計算値の比較を第4図に示した。

ノミナル条件での燃料中心温度の測定値と計算値の差について、第3図に示すように計測値と計算値が比較的よい一致を示している。また、ホットスポット条件では、第4図に示すように、計算値が測定値を上回る保守的な評価となっていることが分かる。

以上の結果より、このギャップ熱伝達を含む熱設計計算方法は、燃料中心温度を保守的に評価し燃料溶融防止の観点で妥当性を有する。

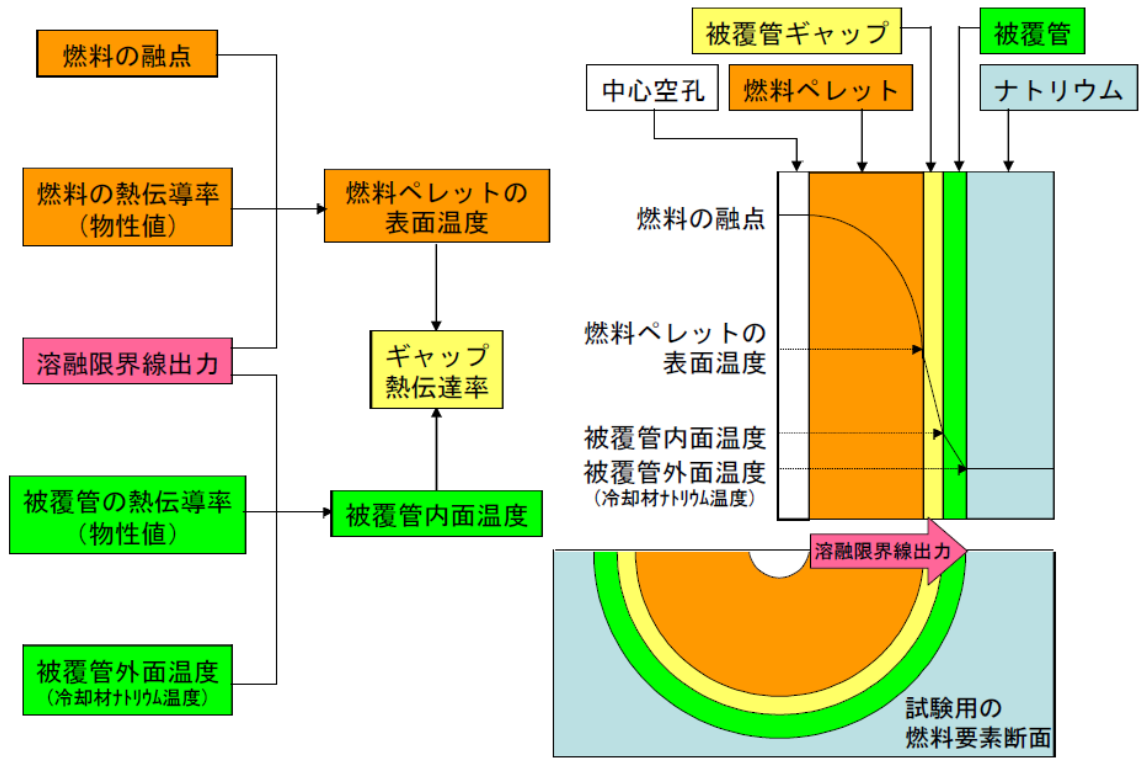
### 参考文献

- [1] M. Inoue et al., “Power-to-melts of Uranium-Plutonium Oxide Fuel Pins at a Beginning-of-life Condition in the Experimental Fast Reactor JOYO”, J. Nucl. Mater. 323(2003)108.
- [2] 関根他, 「「常陽」照射試験における照射条件評価精度の向上」, JNC TN9400 99-017, 核燃料サイクル研究開発機構, 平成 11 年.
- [3] A.M. Ross and R.L. Stoute, “Heat Transfer Coefficient between UO<sub>2</sub> and Zircaloy-2, AECL-1552, 1962.
- [4] Y. Ikusawa et al., “Oxygen potential and self-irradiation effects on fuel temperature in Am-MOX”, GIF 2018 Symposium Proceedings, pp.321-327.

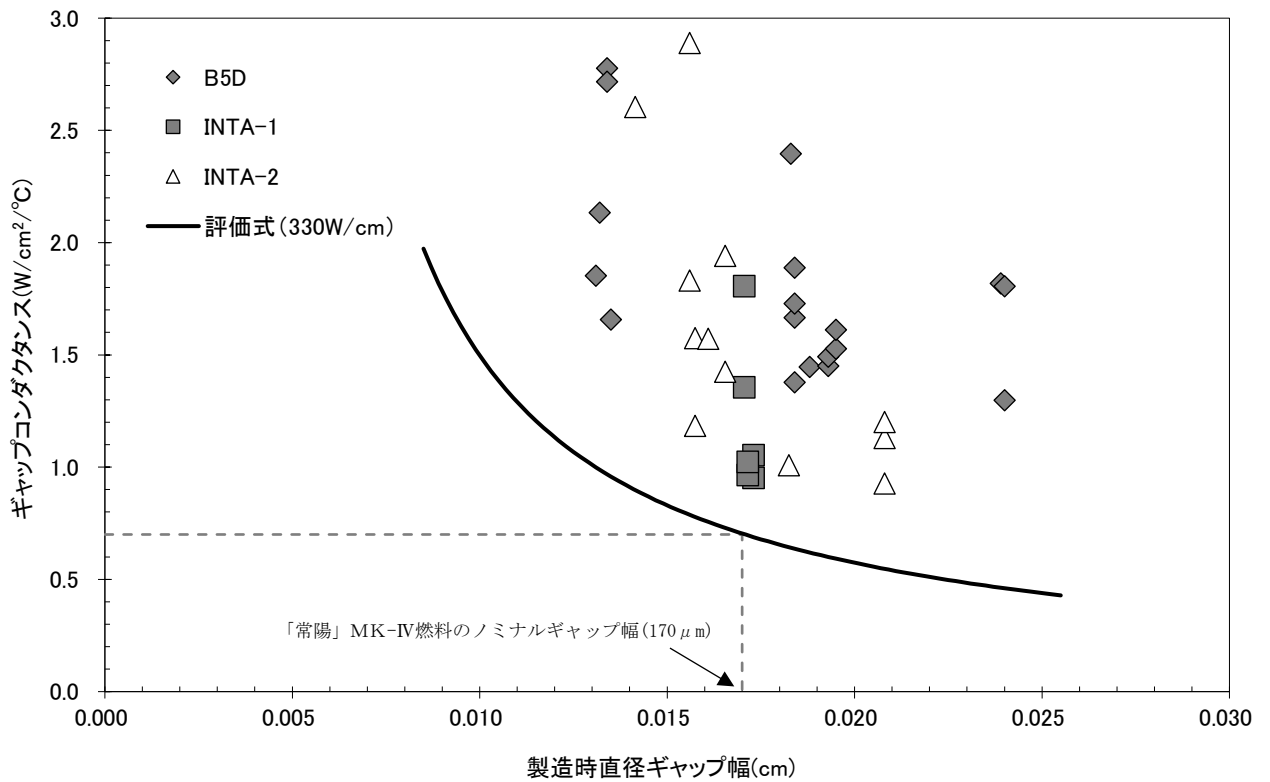


第1表 「常陽」で実施された熱的性能に係る照射試験実績

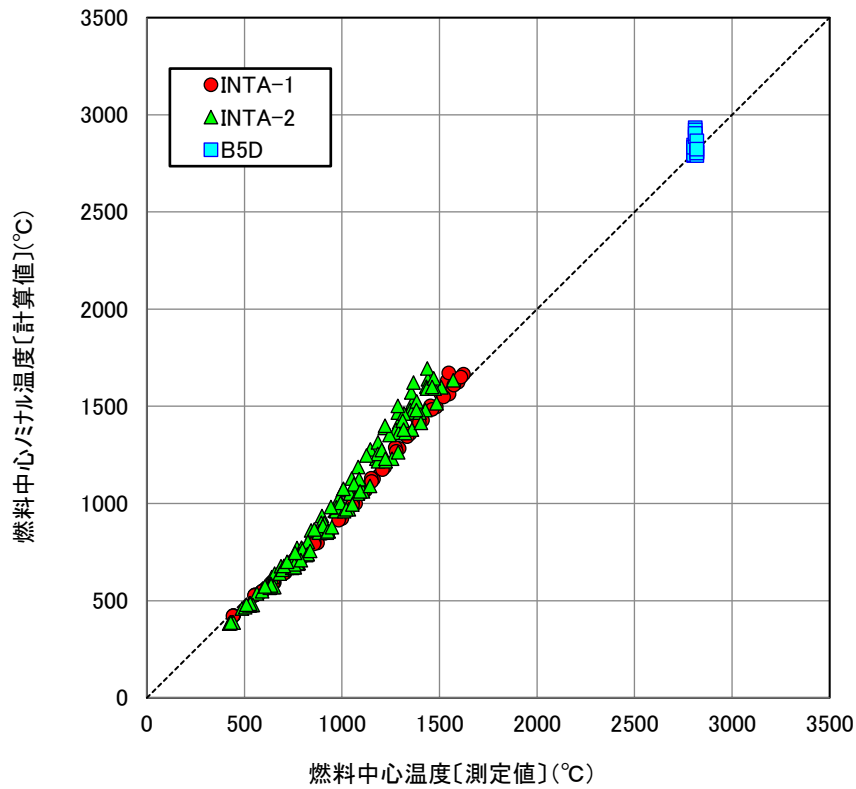
項目		INTA-1	INTA-2	B5D-2
試験種別		計測線付試験	計測線付試験	燃料熔融試験
照射時期		1985年～1986年	1991年	1992年
被覆管 仕様	外径 mm	6.5	7.5	7.5
	肉厚 mm	0.47	0.40	0.40
燃料ペレ ット仕様	外径 mm	5.39	6.50～6.56	6.45～6.56
	ギャップ幅 mm	0.17	0.11～0.21	0.13～0.24
	O/M比	1.94	1.95～1.96	1.96～1.98
	密度%TD	86	90～95	91～95
	Pu含有率 wt%	29.6	18.9	19.4～19.5
	形状	中空	中空	中実
照射開始時点の Am含有率 wt%		約0.34	約0.62	約0.66
照射期間 EFPD		約220	約7	約0.16
最高線出力 W/cm		約280	約320	約700



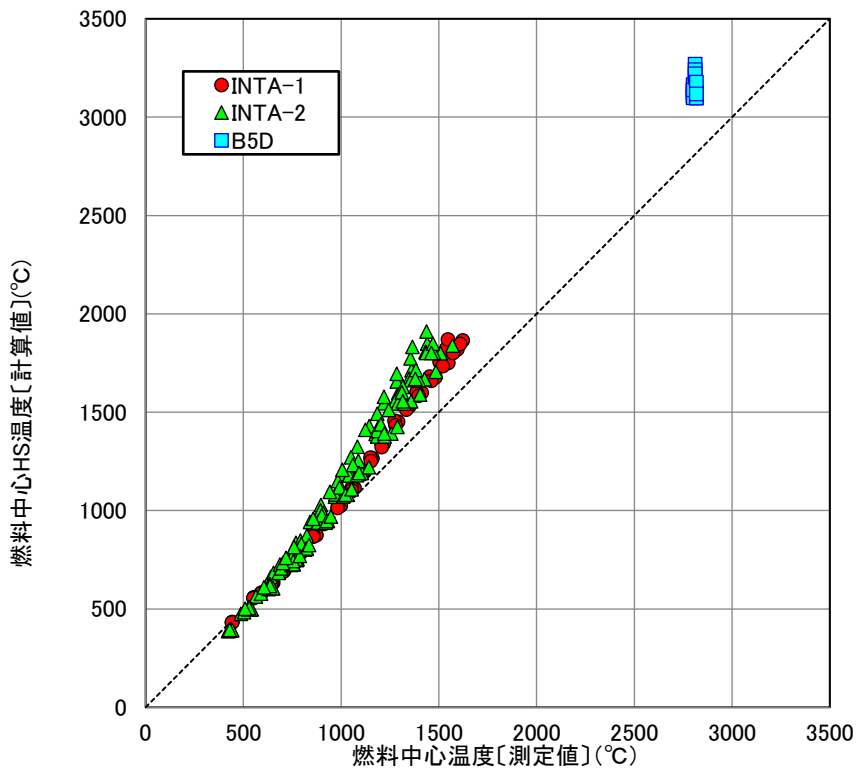
第1図 燃料溶融照射試験によるギャップ熱伝達率評価の概念図



第2図 ギャップ熱伝達率とギャップ幅の関係 (B5D 試験、INTA 試験)



第3図 燃料中心温度の測定値と計算値（ノミナル温度）の比較  
（B5D 試験、INTA 試験）



第4図 燃料中心温度の測定値と計算値（HS 温度）の比較  
（B5D 試験、INTA 試験）

## 照射燃料集合体の工学的安全係数

照射燃料集合体においても、工学的安全係数は炉心燃料集合体と同様に設定する。ただし、照射用燃料集合体に装荷される燃料要素（特殊燃料要素及び試験用燃料要素）は、試験ごとに要素の寸法、材料等の仕様が異なる。そのため、炉心燃料要素のように一律に設定することができない。

また、燃料製造の観点からは、炉心燃料要素と照射燃料集合体に装填される燃料要素には以下のような違いがある。

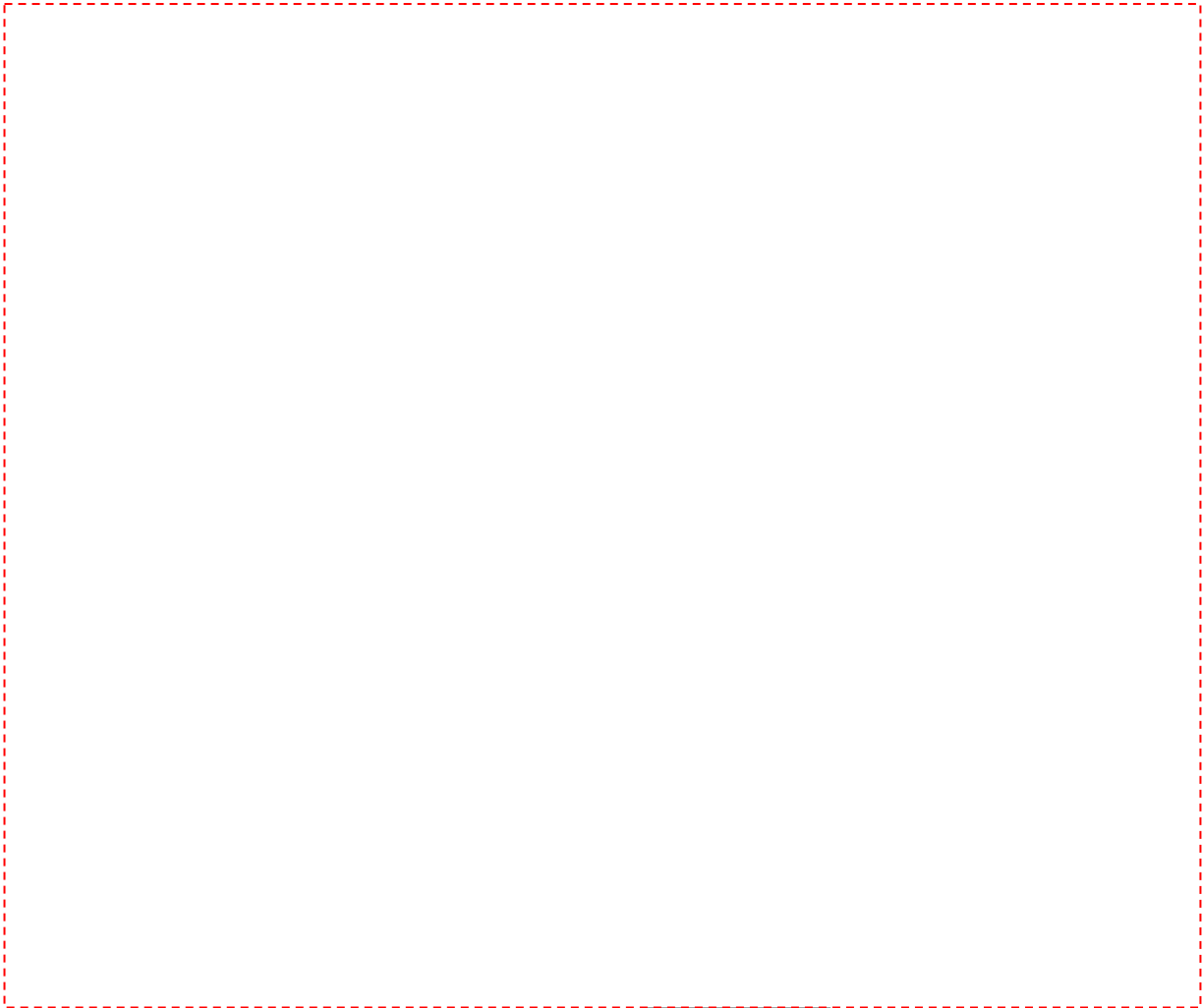
- ・炉心燃料 : 検査で合格した製造ロットで構成されている。
- ・照射燃料集合体に装填される燃料要素 : 炉心燃料と同様に検査で合格した製造ロットで構成されているが、試験評価のために基本的には燃料ペレットの充填位置も含め管理している

なお、個別の考慮で、炉心燃料要素では、熱設計は[ ]。一方、照射燃料集合体に装填される燃料要素（特殊燃料要素及び試験用要素）の熱設計では、[ ]。なお、照射燃料集合体に装填される燃料要素は、燃料ペレットの充填位置も含め管理する。

設置変更許可申請書には、工学的安全係数で考慮する項目のうち、燃料要素の仕様によらず共通する[ ]を考慮した 1.05 のみを記載する。その他の燃料要素仕様に係る項目については、個別に考慮する。

枠内は取扱注意情報のため公開できません

第1表 照射燃料集合体の工学的安全係数



工学的安全係数	1.05
---------	------

## クリープ寿命分数和の計算

クリープ寿命分数和の評価式を以下に示す。当該式は、被覆管にかかる応力が、燃焼進行とともに単調増加することを考慮したものであり、被覆管温度及び応力で定まるクリープ破断時間 ( $t_r$ ) に対する使用時間 ( $\Delta t_i$ ) の比の総和が 1 を超えないことにより、クリープ破損が防止されることを確認する。

$$CDF = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\Delta t_i}{t_{ri}} \right)$$

- CDF : クリープ寿命分数和  
*i* : 燃料要素の使用期間を*n*個に分割したときの第*i*番目の区間  
 $\Delta t_i$  : 第*i*区間の時間長さ  
 $t_{ri}$  : 第*i*区間の条件（被覆管温度、応力）で定まるクリープ破断時間

クリープ破断時間 ( $t_r$ ) は、大気中、ナトリウム中、炉内のクリープ破断試験データに基づき評価式を策定するとともに、保守性を考慮した設計応力強さにより求める。すなわち、大気中のクリープ強度の下限評価値 ( $S_R$ ) に対し、その強度を保守側に 0.8 倍して設定した強度 ( $S_t$ ;  $S_t=0.8 \times S_R$ ) を用いる。このことは、破断時間に対して約 2 倍以上の安全余裕を有することに対応する。この  $S_t$  に対し、ナトリウム中・炉中での強度低減効果（環境効果）を考慮した強度 ( $S_t^*$ ) を設定し、上記評価式のクリープ破断時間 ( $t_r$ ) を算出する。

運転中被覆管にかかる応力としては、主に燃焼で生じる核分裂生成物ガス（以下、FP ガス）、初期封入ガス、燃料ペレット内の蒸発性不純物ガスから成るガス内圧であり、燃焼進行に伴う FP ガス量の増加により内圧は上昇していく。この内圧による被覆管円周方向のクリープ破断を生じないようにするため、クリープ寿命分数和を評価する。被覆管の周方向応力の算出においては、被覆管の肉厚は最も薄くなる場合を想定する必要がある。製造公差、核分裂生成物（FP）による内面腐食及び冷却材ナトリウムによる外面腐食による減肉量も考慮する。



## 照射燃料集合体の機械設計の制限について

## 1. 照射燃料集合体の機械設計において想定する破損様式

照射燃料集合体の機械設計においても、炉心燃料集合体と同様、ASME Sec. IIIを参考に使用期間中の燃料集合体の構造健全性の保証を目的として、使用材料の特性を考慮し、以下の破損様式を防止するために制限を設ける。

- ① 一次応力による引張破断
- ② 一次応力によるクリープ破断
- ③ 一次及び二次応力による過大な塑性変形
- ④ 一次及び二次応力による過大なクリープ変形
- ⑤ 疲労破損
- ⑥ クリープ疲労破損
- ⑦ 座屈

ただし、照射燃料集合体の場合、試験目的に応じて計画された範囲でその健全性を喪失させる試験を行うことがある。そのため、上記の破損様式のうち、破損を前提とすることもある。また、短時間の照射試験のため、長期荷重による破損を考慮する必要がないものもある。この場合、2.2項の制限のうち、該当の制限については当該集合体の設計において考慮しない。

## 2. 燃料集合体の構造設計方針

1. で示した破損様式の防止のための燃料集合体の構造設計方針を以下に記す。

ただし、照射燃料集合体の場合、試験目的に応じて計画された範囲でその健全性を喪失させる試験を行うことがあり、計画的に被覆管をクリープ破損させることがある。また、短時間の照射試験のため、長期荷重による破損を考慮する必要がないことがある。この場合、2.2の制限のうち、該当の制限については当該集合体の設計において考慮しない。

### 2.1 使用記号

$B$	: 使用分数の制限値 (1.0)
$D$	: 累積クリープ疲労損傷制限値
$D_c$	: 累積クリープ損傷係数
$D_f$	: 累積疲労損傷係数
$i$	: 負荷サイクル数
$N_{di}$	: 負荷サイクル $i$ に対する許容繰り返し数
$n_i$	: 負荷サイクル $i$ の回数
$P_b$	: 一次曲げ応力強さ
$P_L$	: 一次局部膜応力強さ (一次一般膜応力強さ $P_m$ を含む)
$P_m$	: 一次一般膜応力強さ
$Q$	: 二次応力
$S_m$	: 設計応力強さ (別添 1 参照)
$S_q$	: 使用期間中の最高及び最低温度のそれぞれに対して定める設計降伏点の平均値
$t_i$	: 全寿命のうち、平均温度 $T_i$ において一次一般膜応力強さが $(P_m)_i$ である負荷サイクル $i$ の累積持続時間
$t_{mi}$	: 温度 $T_i$ 、応力強さ $(P_m)_i$ に対する許容時間

### 2.2 制限

#### (1) 一次応力による引張破断

一次応力強さによる引張破断については、次式を用いて構造健全性を評価する。延性破断防止の観点から一次一般膜応力強さに対して制限を設け、塑性崩壊防止の観点から一次曲げ応力を加えた全一次応力強さに対して制限を設ける。

#### a. 一次一般膜応力に対する制限

$$P_m \leq S_m$$

#### b. 一次膜応力+一次曲げ応力強さに対する制限

$$P_L + P_b \leq 1.5S_m$$

- (2) 一次応力によるクリープ破断【クリープ寿命分数和の計算：別紙 11 参照】  
一次応力によるクリープ破断については、次式を用いて評価する。

$$\sum_i \frac{t_{mi}}{t_i} \leq B$$

- (3) 一次及び二次応力による過大な塑性変形と一次及び二次応力による過大なクリープ変形  
進行性ひずみ防止及び疲労評価の観点から、以下の制限を設ける。

- a. クリープ温度未満

$$P_L + P_b + Q \leq 3S_m$$

- b. クリープ温度以上

$$P_L + P_b + Q \leq S_q$$

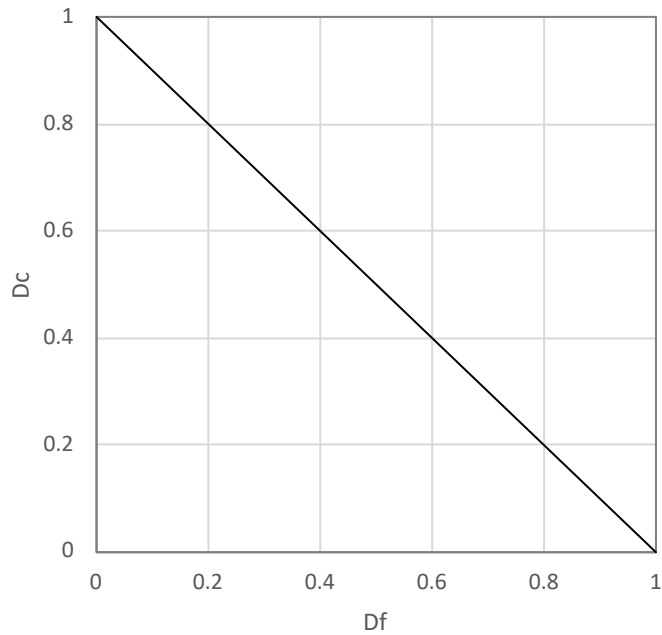
- (4) 疲労破損【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙 13 参照】  
疲労評価については、次式を用いて評価する。

$$\sum_i \frac{n_i}{N_{di}} \leq 1.0$$

- (5) クリープ疲労破損【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙 13 参照】  
次式の線形損傷則で評価する。 $D_f$ の算出でクリープの影響を考慮する。

$$D_f + D_c \leq D$$

累積クリープ疲労損傷係数の制限値 $D$ は第 2.1 図を用いる。



第 2.1 図 累積クリープ疲労損傷係数の制限値

(6) 座屈

ラップ管では完全な塑性曲げ崩壊挙動を示し、大変形効果による形状不安定現象である曲げ座屈は生じにくく、崩壊の方が先に生じる。また被覆管の場合、ラップ管より厚肉であるので曲げ座屈はさらに生じにくく、崩壊点以下では曲げ座屈は生じない。

したがって、ラップ管及び被覆管に対して通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における一次膜応力+一次曲げ応力の制限を満足していれば、座屈は生じず塑性崩壊も防止される。

プレナムスリーブの座屈は、プレナムスリーブにかかる圧縮荷重をオイラー座屈荷重によって制限する。

### 3. 燃料要素の耐震設計方針

地震時については、地震という交番する短期荷重が負荷された状態であり、1. の7項目の破損様式のうち、一次応力による引張破断、疲労破損又はクリープ疲労破損を防止すれば燃料被覆管の閉じ込め機能は維持できる。

#### 3.1 使用記号

- $P_b$  : 一次曲げ応力強さ  
 $P_L$  : 一次局部膜応力強さ（一次一般膜応力強さ $P_m$ を含む）  
 $P_m$  : 一次一般膜応力強さ  
 $S_u$  : 設計引張強さ  
 $S_y$  : 設計降伏点

#### 3.2 制限

##### (1) 一次応力による引張破断

「実用発電用原子炉の燃料体に対する地震の影響の考慮について」（平成 29 年 2 月 15 日 原子力規制庁）の燃料被覆管の閉じ込め機能が維持できることの判断基準を参考に、燃料要素被覆管について以下の制限を設ける。

- a. 地震以外の荷重+弾性設計用地震動  $S_d$  による地震力

$$P_L + P_b \leq S_y$$

- b. 地震以外の荷重+基準地震動  $S_s$  による地震力

$$P_L + P_b \leq S_u$$

##### (2) 疲労破損又はクリープ疲労破損

2. (5) のクリープ疲労破損の制限を満足することとする。

設計応力強さ (S<sub>m</sub>) の設定について

## 1. 概要

照射燃料集合体の設計応力強さ (S<sub>m</sub>) 設定は、基本的に炉心燃料集合体の燃料設計と同じとする。  
なお、照射燃料集合体においては照射挙動が不明確な材料を燃料材や被覆材に用いる試験もあり、物性式を設工認段階において最新知見をもとに個別に設定することがある。

2. 設計応力強さ (S<sub>m</sub>) の設定

炉心燃料集合体における S<sub>m</sub> の設定と同様、材料の設計降伏強さ (S<sub>y</sub>) と設計引張強さ (S<sub>u</sub>) の両者を考慮して決められる。設計応力強さ (S<sub>m</sub>) は以下の方法にしたがって作成した。

$$S_m = \min \left( \frac{1}{2} S_u^{RT}, \frac{3}{4} S_y^{RT}, \frac{1}{2} S_u^{HT}, \frac{3}{4} S_y^{HT} \right)$$

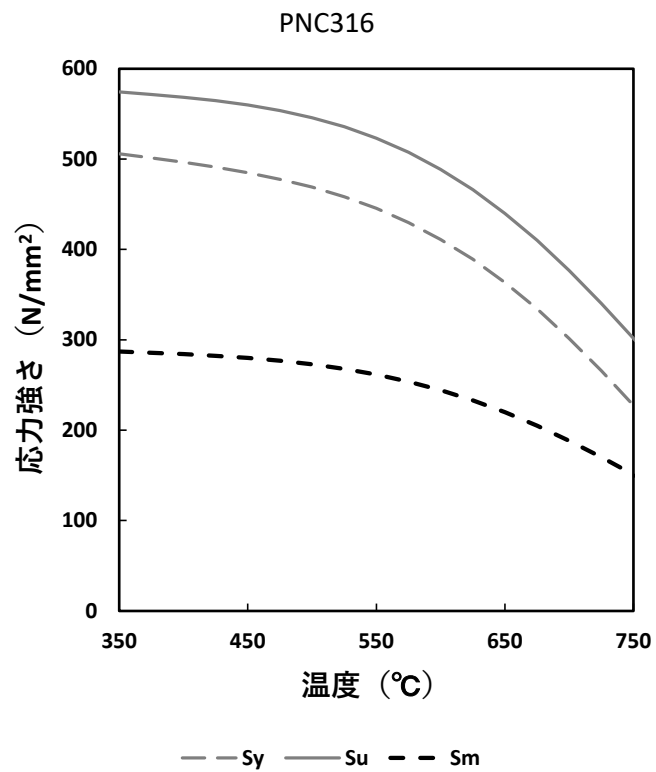
S<sub>u</sub><sup>RT</sup>: 室温での規格引張強さ

S<sub>y</sub><sup>RT</sup>: 室温での規格降伏点

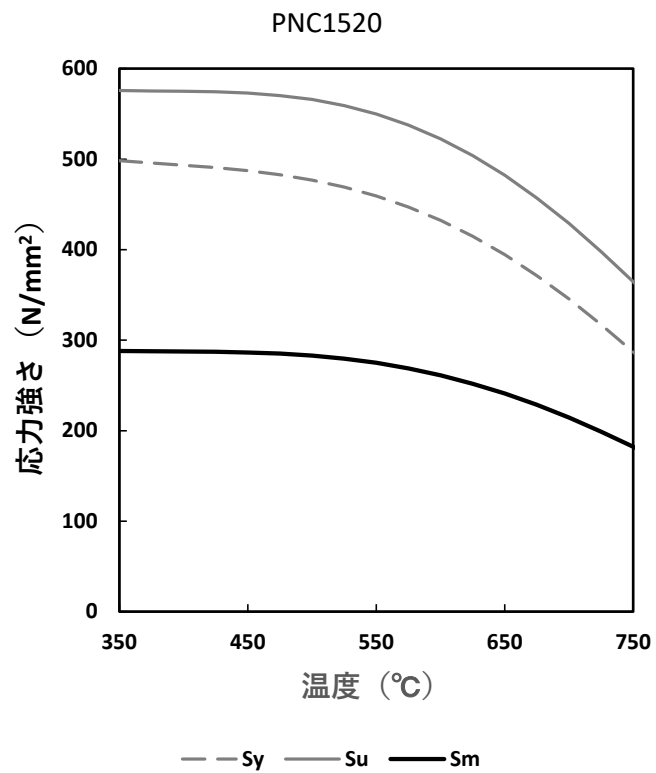
S<sub>u</sub><sup>HT</sup>: 当該温度における設計引張強さ

S<sub>y</sub><sup>HT</sup>: 当該温度における設計降伏点

(1) SUS316 相当ステンレス鋼

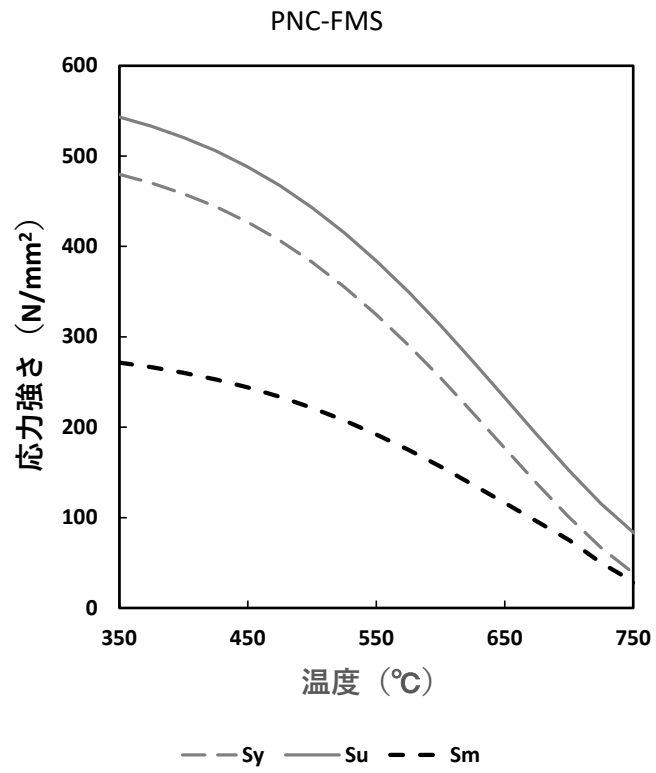


(2) 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)





(3) 高速炉用フェライト系ステンレス鋼



## 疲労損傷和及び累積損傷和の計算

疲労損傷和 ( $D_f$ ) は、以下の式により評価する。当該式は、使用期間中の原子炉起動・停止や運転時の異常な過渡事象等の出力変動に伴う負荷サイクルによる多数回の繰返し歪みの発生回数に対し、温度や歪み範囲等に依存する材料特有の許容繰返し数との比の総和として、疲労損傷和 ( $D_f$ ) を定義する。

$$\text{疲労損傷和 } D_f = \sum_i \frac{n_i}{Nd_i}$$

ここで、 $Nd_i$  : 負荷サイクル  $i$  に対する許容繰返し数

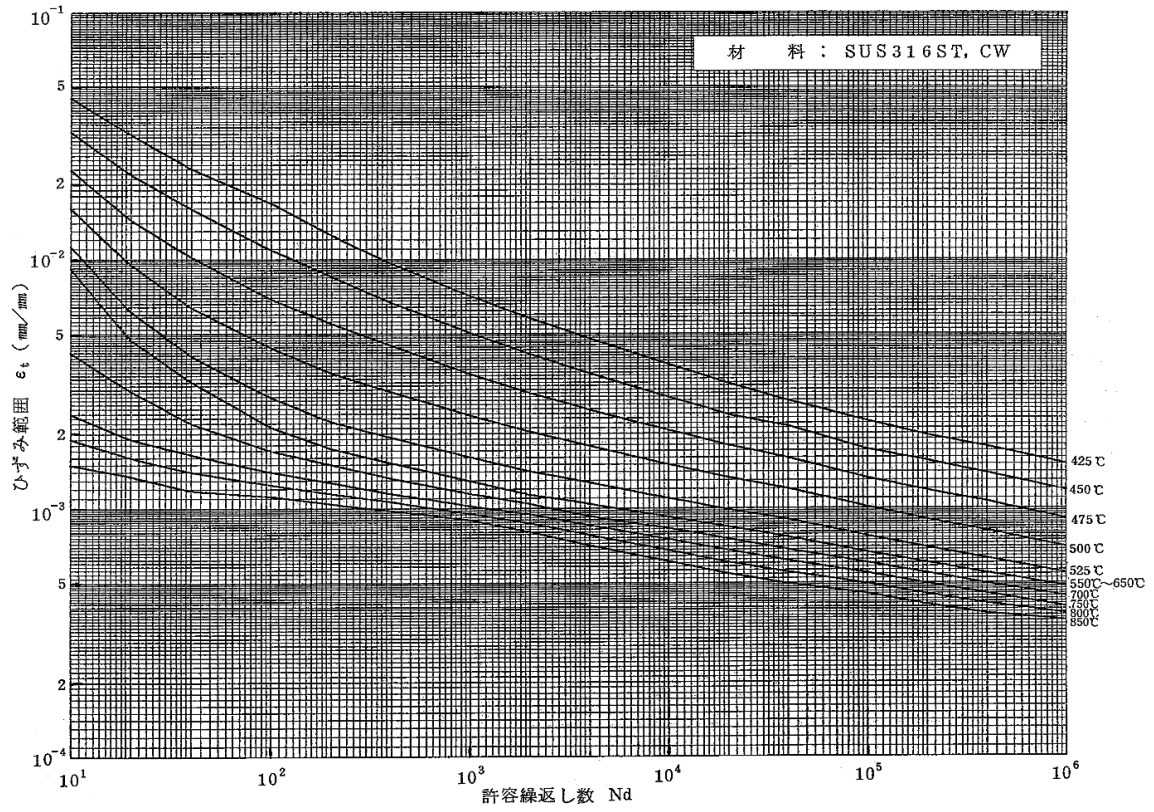
$n_i$  : 負荷サイクル  $i$  の回数である。

累積疲労サイクルに係る評価では、上記疲労損傷和 ( $D_f$ ) に、被覆管が高温下で使用されることによるクリープ寿命分数和 ( $D_c$ ) を考慮し、累積損傷和 ( $D_f + D_c$ ) が 1.0 以下となることを確認する。

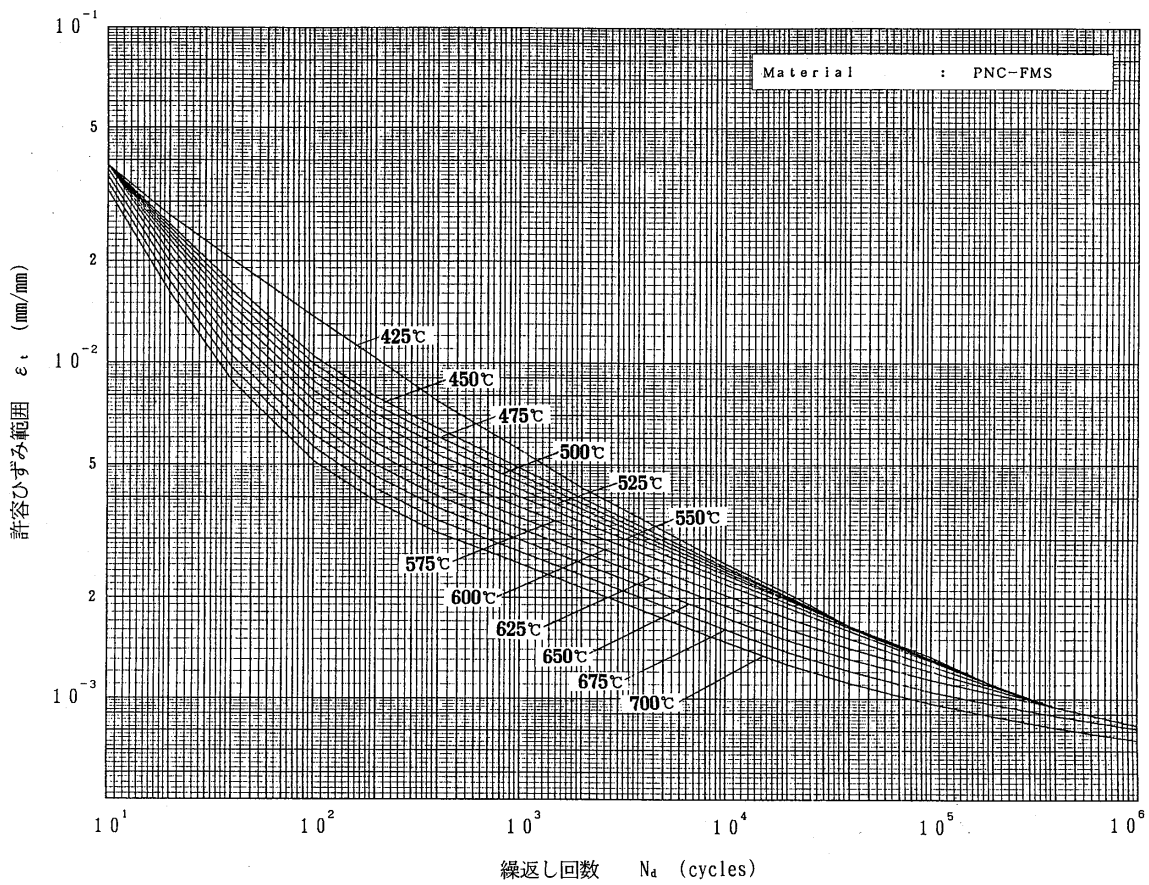
疲労損傷和の許容繰返し数 ( $Nd$ ) は、評価した最大歪を用いて疲労線図により算出する。

SUS316 相当ステンレス鋼及び高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)について、ASME Code Case N-47 の 316 ステンレス鋼弾性解析用疲労線図を準用するものとする。SUS316 相当ステンレス鋼及び高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の疲労損傷評価に用いる疲労線図を第 1 図に示す。

高速炉用フェライト系ステンレス鋼については、2.25Cr-1Mo 鋼の疲労線図を 50°C 嵩上げたものを準用する。高速用フェライト系ステンレス鋼の疲労損傷評価に用いる疲労線図を第 2 図に示す。



第1図 疲労線図 (SUS316相当ステンレス鋼、高Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A))



第2図 疲労線図 (高速炉用フェライト系ステンレス鋼)

燃料溶融時における燃料と被覆管の相互作用による歪

## 1. 概要

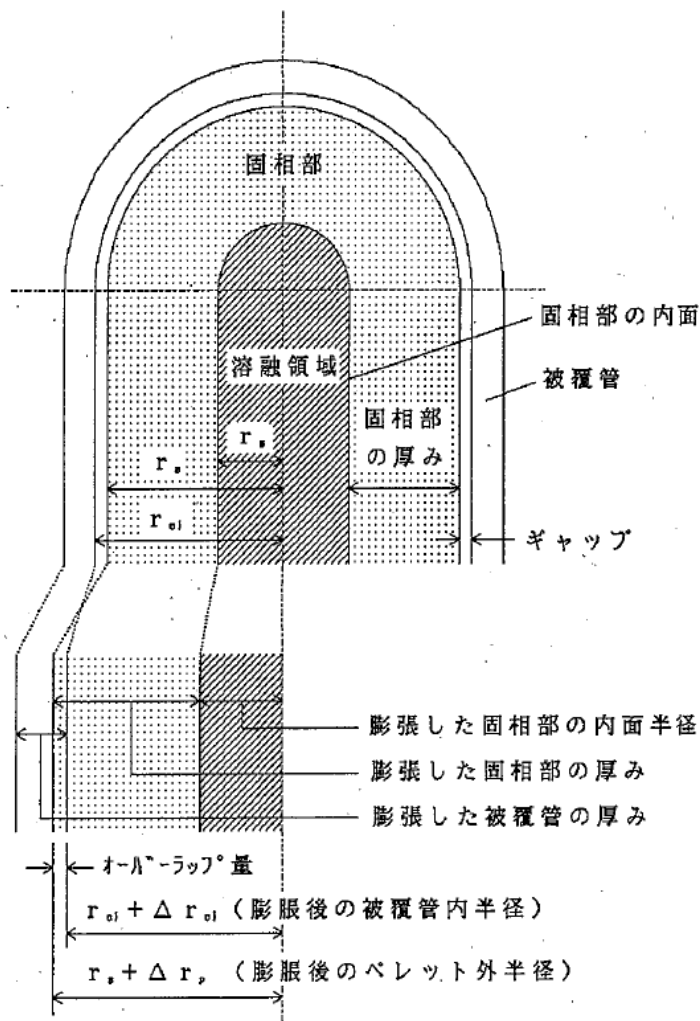
燃料の一部溶融を伴う試験（溶融限界線出力試験）時には、燃料の一部を溶融させるため燃料の膨張が大きくなり、被覆管の膨張を考慮してもギャップを消滅させ、被覆管の歪を生じ、さらに被覆管の破損を生じる可能性がある。そのため、燃料と被覆管の相互作用による被覆管の円周方向引張全歪を3%以内に抑えることとしている。

## 2. 計算方法

### 2.1 計算条件

計算条件は以下とする。

1. 燃料ペレットは相変化に伴う膨張及び熱膨張を、被覆管は熱膨張を考慮する。照射に伴う中心空孔の生成、等軸晶及び柱状晶の組織変化による収縮は考慮しない。
2. 燃料ペレットは、温度分布に沿って径方向に自由膨張するものとする。
3. 燃料ペレットの相変化に伴う膨張は、溶融先端の燃料ペレットを押し上げて軸方向に生じるものとする。
4. 燃料ペレットは、液相及び固相で非圧縮性とする。



第1図 被覆管歪の計算モデル

## 2.2 計算式

前項に基づき、被覆管歪を以下の式で計算する。

### (1) 燃料の膨張

溶融発生時の燃料ペレット膨張量は、次式により計算する。

$$\begin{aligned}\Delta r_f &= (\text{固相内部の内面の膨張量}) + (\text{固相部の厚みの膨張量}) \\ &= r_m \cdot \alpha_f(T_m) \cdot (T_m - T_o) + \int_{r_m}^{r_s} \alpha_f(T_f(r)) \cdot (T_f(r) - T_o) dr\end{aligned}$$

ここで、

- $\Delta r_f$  : 燃料ペレット外半径の膨張量 (mm)
- $r_m$  : 燃料ペレット溶融半径 (mm)
- $r_s$  : 燃料ペレット製造時外半径 (mm)
- $\alpha_f(T)$  : 燃料ペレットの熱膨張係数 ( $1/^\circ\text{C}$ )
- $T_f(r)$  : 燃料ペレットの径方向温度分布 ( $^\circ\text{C}$ )
- $T_m$  : 燃料の融点 ( $^\circ\text{C}$ )
- $T_o$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ )

である。

### (2) 被覆管内半径及び外半径の熱膨張

被覆管内半径及び外半径は、各々次式により計算する。

$$\begin{aligned}\Delta r_{ci} &= r_{ci} \cdot \alpha_c(T_c) \cdot (T_c - T_o) \\ \Delta r_{co} &= r_{co} \cdot \alpha_c(T_c) \cdot (T_c - T_o)\end{aligned}$$

ここで、

- $\Delta r_{ci}$  : 被覆管内半径の増加量 (mm)
- $\Delta r_{co}$  : 被覆管外半径の増加量 (mm)
- $r_{ci}$  : 被覆管内半径 (mm)
- $r_{co}$  : 被覆管外半径 (mm)
- $\alpha_c(T)$  : 被覆管の熱膨張係数 ( $1/^\circ\text{C}$ )
- $T_c$  : 被覆管温度 ( $^\circ\text{C}$ )

である。

### (3) 被覆管歪量

溶融発生時の被覆管歪量は、以下の式で計算する。

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \frac{(\text{膨張した燃料と膨張した被覆管のオーバーラップ量})}{(\text{膨張した被覆管の外半径})} \\ &= \frac{\Delta r_f - \Delta r_{ci} - \Delta G}{r_{co} + \Delta r_{co}}\end{aligned}$$

ここで、

- $\varepsilon$  : 被覆管歪 (—)  
 $\Delta G$  : 被覆管と燃料との間のギャップ (mm)

である。

### 3. 評価モデルの保守性

なお、被覆管歪については以下に示すような保守性が見込まれる。

- 温度分布計算における保守性

燃料ペレットの膨張量計算に用いる燃料の径方向温度分布は、熱計算の計算手法で計算される。この中で用いるギャップ熱伝達率の物性値は、実験データを基に保守的に設定されていることから、燃料ペレットの表面温度が高めに評価される。このため、燃料ペレットの熱膨張量も過大に評価される。これに対し、被覆管の温度評価は燃料ペレットの径方向温度分布評価に比べて誤差は小さい。

- 自由膨張モデルの保守性

燃料ペレットは、温度分布に沿って径方向に自由膨張するものとしている。このように燃料ペレットが径方向に自由膨張するには、ペレットにクラック等が十分生じていることが必要であるが、EBR-IIでの Power-to Melt (溶融限界線出力) 試験の照射後試験結果によれば、ペレットが径方向に自由膨張するに足るクラック等は観察されていない。この場合、ペレットの膨張はペレットの最外周の熱膨張量に拘束されるため、ペレットの膨張量は減少する。したがって、クラック等が発生した場合には、発生しない場合に比べて膨張量は大きくなる。

- 非圧縮モデルの保守性

燃料ペレットは、液相及び固相で非圧縮性としている。これに対し、プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレットは、高温下で比較的容易にクリープダウンすることが知られており、膨張したペレットは被覆管の拘束力によってある程度圧縮されるものと考えられる。したがって、被覆管の歪の発生に寄与するペレットの膨張量は減少することとなる。

以上のように、被覆管歪モデルは、燃料の膨張量 $\Delta r_p$ を過大評価し、その結果被覆管歪量 $\varepsilon$ も過大に評価することから、保守的な評価であると言える。