

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 32 条（炉心等）

（その 2：第 32 条第 4 項）

2022 年 7 月 1 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

第 32 条：炉心等（その 2：第 32 条第 4 項）

目 次

1. 要求事項の整理
2. 設置許可申請書における記載
3. 設置許可申請書の添付書類における記載
 - 3.1 安全設計方針
 - 3.2 気象等
 - 3.3 設備等
4. 要求事項への適合性
 - 4.1 炉心燃料集合体の概要
 - 4.2 設計方針
 - 4.3 使用条件
 - 4.4 評価
 - 4.5 要求事項（試験炉設置許可基準規則第 32 条第 4 項）への適合性説明

(別紙)

- 別紙 1：燃料要素の熱・機械設計の流れ
- 別紙 2：炉心燃料要素の熱設計計算式
- 別紙 3：炉心燃料要素の熱設計に用いる物性式
- 別紙 4：被覆管歪に係る主要な材料特性式
- 別紙 5：被覆管歪の制限
- 別紙 6：燃料集合体の機械設計の制限について
- 別紙 7：クリープ寿命分数和の計算
- 別紙 8：被覆管各部の応力計算式
- 別紙 9：設計応力強さ（ S_m ）設定における ASME の適用
- 別紙 10：疲労損傷和及び累積損傷和の計算

- 別紙 11 : MK-Ⅳ炉心における炉心燃料要素の機械設計結果等の整理
- 別紙 12 : 燃料集合体の機械設計の流れ
- 別紙 13 : 集合体各部の応力計算式
- 別紙 14 : MK-Ⅳ炉心における炉心燃料集合体の機械設計結果等の整理
- 別紙 15 : 輸送時及び取扱い時の評価の整理
- 別紙 16 : MK-Ⅲ炉心から継続して使用する炉心燃料集合体について

(添付)

- 添付 1 : 設置許可申請書における記載
- 添付 2 : 設置許可申請書の添付書類における記載 (安全設計)
- 添付 3 : 設置許可申請書の添付書類における記載 (適合性)
- 添付 4 : 設置許可申請書の添付書類における記載 (設備等)

< 概 要 >

試験研究用等原子炉施設の設置許可基準規則の要求事項を明確化するとともに、それら要求に対する高速実験炉原子炉施設の適合性を示す。

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。）に変更する【「炉心の変更」に関する基本方針：第 32 条（炉心等）に関する説明書（その 1：第 32 条第 1～3 項）別紙 1 参照】。試験炉設置許可基準規則第 32 条第 4 項における要求事項等を第 1.1 表に示す。

第 1.1 表 試験炉設置許可基準規則第 32 条第 4 項における要求事項
及び本申請における変更の有無

要求事項	変更の有無
<p>4 燃料体は、次に掲げるものでなければならない。</p> <p>一 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における試験研究用等原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の燃料体に加わる負荷に耐えるものとする。</p> <p>二 輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないものとする。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 所要の運転期間において、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に、燃料被覆材による放射性物質の閉じ込め機能、制御棒の挿入性及び冷却可能な形状が確保されるものであることが求められる。 ・ 「圧力、自重、附加荷重その他の燃料体に加わる負荷に耐える」とは、燃料材のスエリング、被覆材の中性子照射効果、腐食等の試験研究用等原子炉施設の使用期間中に生じ得る原子炉内における種々の変化を考慮しても、燃料体の健全性を失わないことをいう。 	<p>有</p>

2. 設置許可申請書における記載

添付 1 参照

3. 設置許可申請書の添付書類における記載

3.1 安全設計方針

(1) 設計方針

添付 2 参照

(2) 適合性

添付 3 参照

3.2 気象等

該当無し

3.3 設備等

添付 4 参照

※ 添付の朱書き：審査進捗を踏まえて記載を見直す箇所

4. 要求事項への適合性

4.1 炉心燃料集合体の概要

炉心燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の炉心燃料集合体に加わる負荷に耐え、かつ、輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないように設計する。炉心燃料集合体は、核分裂性プルトニウム富化度等が異なる内側燃料集合体と外側燃料集合体の2種類から構成する。

(1) 燃料要素

炉心燃料要素の主要仕様を第4.1.1表に示す。燃料要素は、燃料材を有する炉心燃料要素（内側）及び炉心燃料要素（外側）の2種類から構成する。炉心燃料要素は、第4.1.1図に示すように、燃料ペレット（プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット）を被覆管に挿入し、その上下に熱遮へいペレット（ウラン酸化物焼結ペレット（劣化ウラン））を、上部の熱遮へいペレットの上部に上部反射体ペレット、プレナムスプリング及びプレナムスリーブを入れ、また、下部の熱遮へいペレットの下部に下部反射体ペレットを入れて、両端に端栓を溶接した密封構造とし、内部にヘリウムガスを封入したものとする。燃料ペレットは、プルトニウム・ウラン混合酸化物粉末を円柱状にプレス成形し、約94%理論密度になるよう焼結したものとする。なお、燃料ペレットは、照射中の焼きしまりが小さくなるように製作する。燃料ペレット及び熱遮へいペレットと被覆管との間には適当な間隙を確保し、かつ、上部反射体ペレットの上部にガスプレナムを設け、燃料ペレットから放出される核分裂生成ガス、燃料ペレット及び熱遮へいペレットと被覆管との熱膨張差、燃焼に伴う燃料ペレットの密度変化等により、被覆管及び端栓溶接部に過大な応力が生じることを防止する。また、燃料ペレット、熱遮へいペレット及び上部・下部反射体ペレットが取扱中に移動することがないように、プレナムスリーブ及びプレナムスプリングによって支持する構造とする。隣接する燃料要素間の間隙を保持するため、燃料要素にはワイヤスペーサを巻く。

(2) 燃料集合体

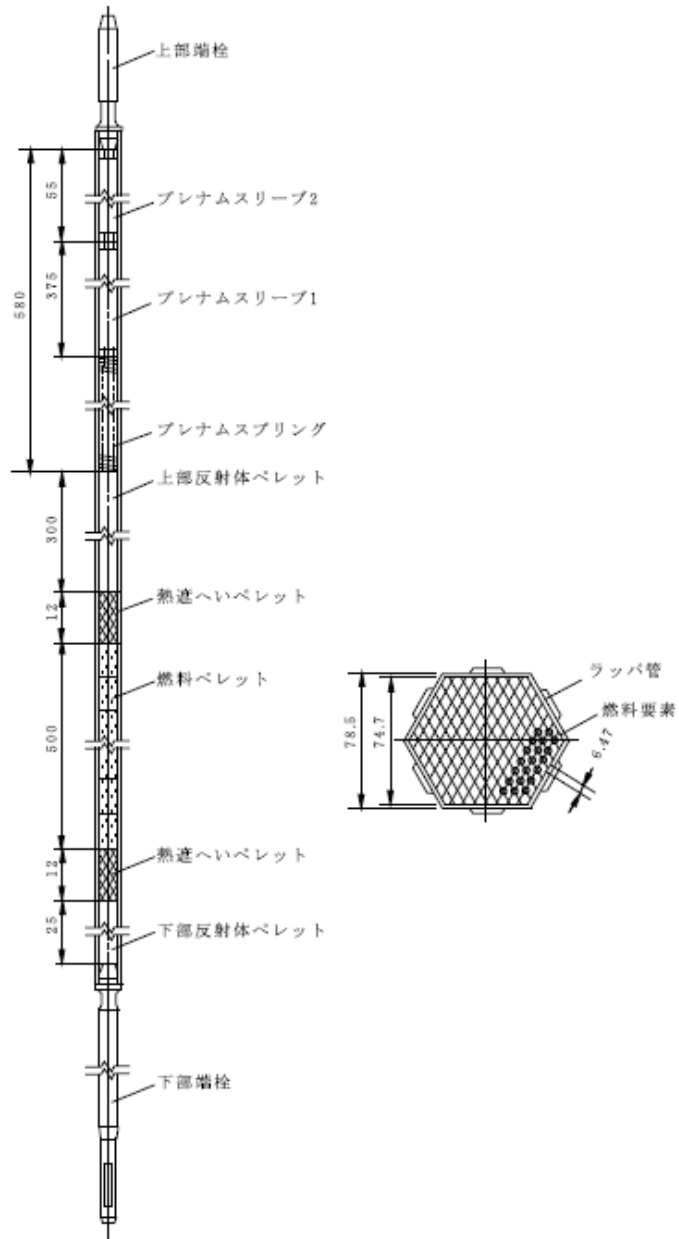
炉心燃料集合体の概略構造を第4.1.2図に示す。また、その主要仕様を第4.1.2表に示す。炉心燃料集合体は、燃料要素、ラップ管、ハンドリングヘッド、下部反射体及びエントランスノズル等から構成し、127本の燃料要素を正三角格子状に配列して、これらをラップ管に納め、この下部にエントランスノズルを、上部にハンドリングヘッドを配した構造とする。燃料要素は、隣接する燃料要素間の間隙を保持するためのワイヤスペーサを巻いた状態で、その下部端栓に差し込まれた板状のノックバーを、エントランスノズルに溶接された正六角形の組枠に固定することにより支持される。ハンドリングヘッドは、ラップ管の上部に溶接固定される。なお、ハンドリングヘッド下端と燃料要素上端との間には、燃料要素の膨張による干渉を防止するため、約84mmの間隙を設ける。また、下部反射体は、6枚の羽根を有するスクリュ形状とし、エントランスノズルに固定する。エントランスノズルには、炉心支持板の構造と相まって、冷却材流量を調節するためのオリフィス孔を複数個設ける。

第4.1.1表 炉心燃料要素の主要仕様

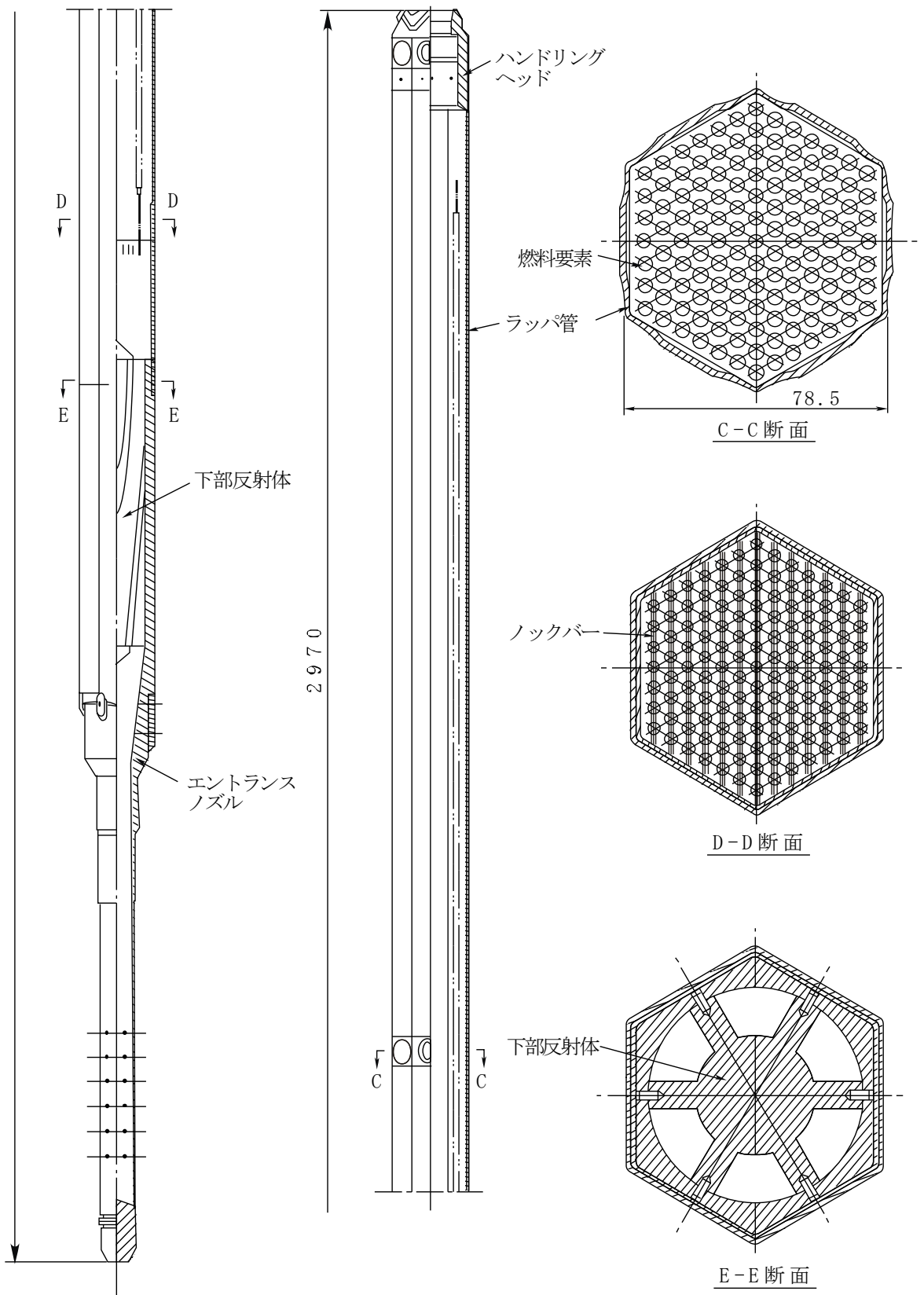
		燃料材			燃料材		燃料材		燃料材		
		燃料ペレット部			燃料ペレット部		燃料ペレット部		燃料ペレット部		
		種類	プルトニウム含有率*1	核分裂性*2 プルトニウム富化度	プルトニウム 同位体組成比	ウラン濃縮度					
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)		プルトニウム・ ウラン混合酸化物 焼結ペレット	32wt%以下	約16wt%	原子炉級	約18wt%					
炉心燃料要素 (外側)		同上	同上	約21wt%	同上	同上					
		燃料ペレット部			燃料ペレット部		燃料ペレット部		燃料ペレット部		
		燃料ペレットの初期密度	燃料ペレット (中実) 直径	燃料ペレット長さ	熱遮へいペレット部 種類						
炉心燃料集合体 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						
炉心燃料要素 (外側)		同上	同上	同上	同上						
		被覆管			その他の部品の材料						
		材料	外径	肉厚	端栓						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)		SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	約5.5mm	約0.35mm	SUS316 ステンレス鋼、 SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)						
炉心燃料要素 (外側)		同上	同上	同上	同上						
		その他の部品の材料			その他の部品の材料 <td colspan="5"></td>						
		ワイヤスペーサ	上部放射体ペレット及び 下部放射体ペレット	ブレナムスプリング	ブレナムスリーブ						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)		SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	SUS316ステンレス鋼 または高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)、(B)	SUS304 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼						
炉心燃料要素 (外側)		同上	同上	同上	同上						
		燃料ペレット部 被覆管間隙 (半径)			燃料要素有効長さ (燃料ペレット部)		燃料要素全長				
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)		約0.1mm	約58cm	約50cm	約154cm						
炉心燃料要素 (外側)		同上	同上	同上	同上						

第 4.1.2 表 炉心燃料集合体の主要仕様

	炉心燃料集合体	
	内側燃料集合体	外側燃料集合体
ラッパ管 材料	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)
六角外対辺長さ	約78.5mm	約78.5mm
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
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
装填燃料要素個数	127本	127本
炉心燃料要素（内側）	127本	—
炉心燃料要素（外側）	—	127本
燃料要素ピッチ	約6.47mm	約6.47mm
燃料要素配列	正三角格子配列	正三角格子配列
燃料要素間隔保持方式	ワイヤスペーサ型	ワイヤスペーサ型
燃料集合体全長	約297cm	約297cm
その他の部品の材料		
ノックバー	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
組棒	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
下部反射体	SUS316 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)、(B)	SUS316 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)、(B)



第 4.1.1 図 炉心燃料要素



第 4.1.2 図 炉心燃料集合体

4.2 設計方針

(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【燃料要素の熱・機械設計の流れ：別紙 1 参照】。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。なお、設計に当たっては、燃料密度変化、核分裂生成ガスの生成及び放出、被覆管のクリープ及びスエリング、燃焼に伴って変化する他の諸性質の効果等を考慮する。

- (i) 燃料最高温度は、2,650°C以下となるように設計する【炉心燃料要素の熱設計計算式：別紙 2 参照】【炉心燃料要素の熱設計に用いる物性式：別紙 3 参照】。
- (ii) 被覆管歪は、十分小さくなるように設計する【被覆管歪に係る主要な材料特性式：別紙 4 参照】【被覆管歪の制限：別紙 5 参照】。
- (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【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙 6 参照】【クリープ寿命分数和の計算：別紙 7 参照】。
- (iv) 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【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙 6 参照】【被覆管各部の応力計算式：別紙 8 参照】。この時、当該基準に準拠して設定した 620°Cにおける S U S 3 1 6 相当ステンレス鋼の S_m 値は $176\text{N}/\text{mm}^2$ 、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の S_m 値は $201\text{N}/\text{mm}^2$ である【設計応力強さ (S_m) 設定における ASME の適用：別紙 9 参照】。
- (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設計する【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙 6 参照】。なお、設計疲労曲線は、A S M E Sec. IIIに準拠した曲線を使用する【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙 10 参照】。

(2) 燃料集合体

燃料集合体は、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、その健全性を確保する【燃料集合体の機械設計の流れ：別紙 12 参照】。また、燃料集合体が他の構成部品の機能を阻害することがないようにする。このため、以下の方針を満足するように燃料集合体を設計する。

- (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【輸送時及び取扱い時の評価の整理：別紙 15 参照】。
- (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 6 参照】【集合体各部の応力計算式：別紙 13 参照】。

4.3 使用条件

炉心燃料集合体の使用条件を第 4.3.1 表に示す。

第4.3.1表 炉心燃料集合体の使用条件

	燃料最高温度		被覆管最高温度 (肉厚中心)	最高燃焼度
	定格出力時	過出力時		
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側) 炉心燃料要素 (外側)	2,350°C 2,350°C	2,650°C 2,650°C	620°C 620°C	90,000MW d / t 90,000MW d / t

	燃料集合体の挿入量	炉心挿入位置
炉心燃料集合体 内側燃料集合体 外側燃料集合体	最大19体 最大60体	内側燃料領域 外側燃料領域

4.4 評価

(1) 構成材料

燃料ペレットは、炉心の運転温度及び圧力において、被覆管及び充填ガス（ヘリウムガス）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。

ステンレス鋼は、吸収断面積が小さく中性子経済性に優れ、燃料ペレットと被覆管の相互作用及び被覆管の内外圧力差による変形に十分耐える強度を有し、1次冷却材、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料、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。

(2) 燃料要素

燃料要素の性能評価は、核分裂生成ガスの生成及び放出、燃料ペレットの密度変化及び熱膨張、被覆管のスエリング、クリープ及び弾性変形、燃料ペレットと被覆管の相互作用等の原子炉運転中に生ずる諸現象を考慮して行う。本原子炉で使用する燃料要素と類似仕様の燃料要素の照射実績は、追補1「3. 原子炉及び炉心」の追補の「V. 燃料要素の照射実績」に示すように、本燃料要素の過出力（定格出力に過出力因子を乗じた出力であって、燃料ペレットの最高温度が運転時の異常な過渡変化時に達する最高温度を包絡する出力をいう。以下同じ。）時の最大線出力密度である約360W/cmを上回る線出力密度で、本燃料要素の燃料要素最高燃焼度を上回る約110,000MWd/tの燃焼度が達成されており、また、本燃料要素の燃料要素最高燃焼度90,000MWd/t以上の燃焼度を達成した照射実績は多数あり、こうした高燃焼度までの燃料要素の健全性が確認されている。

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【MK-IV炉心における炉心燃料要素の機械設計結果等の整理：別紙11参照】【MK-III炉心から継続して使用する炉心燃料集合体について：別紙16参照】。なお、内側燃料集合体の燃料要素と外側燃料集合体の燃料要素とは、燃料ペレットのプルトニウム混合比等がわずかに異なるのみで、その他の寸法、構造、材料等の仕様及び炉内使用条件が同様であるので、それぞれの評価結果に有意な差が生じることはない。

(i) 燃料最高温度

燃料最高温度は、定格出力時最大線出力密度約330W/cmにおいて約2,300°C、過出力時最大線出力密度約360W/cmにおいて約2,410°Cであり、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料の融点に原子炉内における使用期間中の変化を考慮して設定した燃料最高温度に関する熱設計基準値2,650°Cを超えることはない。

(ii) 被覆管の歪

被覆管の外径は、高速中性子照射下における核分裂生成ガスの蓄積による内圧に起因するクリープ変形、スエリング等により、原子炉内における使用期間中徐々に増加する。

被覆管の外径増加は主にクリープ及びスエリングに起因するが、その増加量は、前者によるものが燃焼末期で約2.4%以下、後者によるものが燃焼末期で約1.8%以下であり、原子炉内における使用期間中約4.2%以下に保つことができる。

なお、クリープ及びスエリングによる変形は、直接被覆管の健全性を損なうものではないことが照射実績により示されている。一方、1次冷却材流路断面積を確保して燃料集合体の健全性を保持するという観点からは、米国のEBR-II、仏国のラプソディ及びフェニックス等における照射実績により、7%程度の外径増加は燃料集合体の健全性に問題がないことが確認されている。

(iii) 被覆管の内圧

被覆管内圧は、製造時に封入するヘリウムガス、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、約0.2である。なお、クリープ寿命分数和の計算において、核分裂生成ガスの蓄積量は当機構製造の燃料要素の照射試験により設定し、使用末期において100%の核分裂生成ガスが放出するものとして評価する。被覆管の内圧クリープ破断強度はナトリウムによる影響等を考慮して設定する。

(iv) 被覆管の応力

被覆管の応力は、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 kg/cm^2 [gage] (約 0.29 MPa [gage])とがほぼ等しいので、被覆管応力は小さい。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し、被覆管には引張応力が生ずるが、ガस्पレンラムの体積を十分に大きくとっているため、燃焼末期においても過度に大きくなることはない。さらに、燃料ペレットが膨張して被覆管に接触することにより応力が発生するが、燃料ペレットのクリープ並びに被覆管のクリープ及びスエリングによる応力緩和が生ずるので、過大な応力が発生することはない。

被覆管応力としては、これらの応力のほかに熱応力、地震による応力、わん曲拘束による応力、ワイヤスペーサとの接触による応力、流力振動による応力等を考慮するが、これらの応力を組み合わせた場合の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の最大値は 112 N/mm^2 であり、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 S_m 値を下回る。

(v) 疲労サイクル

原子炉内における使用期間中に被覆管に生ずる熱応力及び内外圧力差による応力は、原子炉の起動停止や運転時の異常な過渡変化により変動し、応力サイクルが生ずる。これらによる疲労寿命分数和は、0.1以下である。

この疲労寿命分数和にクリープ寿命分数和を加えた被覆管の累積損傷和は約0.2以下であり、設計上の制限値である1.0を下回る。

(3) 燃料集合体

燃料集合体には、輸送中又は取扱中、通常運転時並びに運転時の異常な過渡変化時に種々の荷重が加わるが、以下のように燃料集合体の健全性は確保される【MK-IV炉心における炉心燃料集合体の機械設計結果等の整理：別紙14参照】。なお、内側燃料集合体と外側燃料集合体とは、それぞれの燃料要素の仕様がほぼ同様であり、燃料集合体の寸法、構造、材料等の仕様及び炉内使用条件が同様であるため、それぞれの評価結果に

有意な差が生じることはない。

(i) 輸送中又は取扱中における健全性

燃料集合体は、輸送中又は取扱中に加わる荷重として設定する 6G に対して十分な強度を有し、その機能が阻害されることはない【輸送時及び取扱い時の評価の整理：別紙 15 参照】。

(ii) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における健全性

燃料集合体には過大な応力がかからず、燃料要素にスパイラル状に巻いたワイヤスペーサにより、適切な冷却材流路が確保される。

被覆管のクリープ、スエリング及び熱膨張による燃料要素の軸方向変位は、燃料要素の上端を自由に伸びられるようにすることにより吸収される。

燃料要素には 1 次冷却材の流動に伴う抗力が働くため、燃料要素の下端をノックバーにより固定する。

水流動試験及び高温ナトリウム中耐久試験の結果から、1 次冷却材の流動により燃料集合体が受ける影響が小さいことを確認している。

4.5 要求事項（試験炉設置許可基準規則第 32 条第 4 項）への適合性説明

（炉心等）

第三十二条 （省略）

4 燃料体は、次に掲げるものでなければならない。

- 一 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における試験研究用等原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の燃料体に加わる負荷に耐えるものとする。
- 二 輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないものとする。

適合のための設計方針

4 について

炉心燃料集合体は、127 本の燃料要素を束ねたものをステンレス鋼製のラップ管内に収納したものであり、各燃料要素はその下部端栓部に差し込まれた板状のノックバーを、エントランスノズルに溶接された正六角形の組枠に固定することで支持されている。

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、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、燃料集合体の健全性が損なわれることがない設計とする。ここでは、寸法公差や各部温度などの評価条件を保守的に設定するものとしても、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において集合体各部の応力が設計許容応力を超えないことを確認した【MK-IV 炉心における炉心燃料集合体の機械設計結果等の整理：別紙 14 参照】。また、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ることがないように設計する。ここでは、輸送時及び取扱い時に各部にかかる応力が設計許容応力を超えないことを確認した【輸送時及び取扱い時の評価の整理：別紙 15 参照】。

燃料要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に、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、その健全性が損なわれることがない設計とする。ここでは、寸法公差や発生ガス量、各部温度、熱過渡条件などの評価条件を保守的に設定するものとしても、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料中心温度が熱設計基準値を満足すること、被覆管歪が十分小さいこと、被覆管内圧によるクリープ破断が生じないこと、被覆管各部の応力が設計許容応力を超えないこと、累積疲労サイクルが制限値を超えないことを確認した【MK-IV 炉心における炉心燃料要素の機械設計結果等の整理：別紙 11 参照】。また、設計加速度 6G に対する荷重に対して十分な強度を有し、その機能が阻害されることがないように設計する。ここでは、輸送時及び取扱い時にプレナムスリーブが座屈しないこと、ペレットが移動しないことを確認した【輸送時及び取扱い時の評価の整理：別紙 15 参照】。

燃料要素の熱・機械設計の流れ

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確認項目は、「燃料最高温度」、「被覆管歪」、「クリープ寿命分数和」、「被覆管の応力」及び「累積疲労サイクル」である。当該項目について、設計方針、評価基準及び評価方法を整理した結果を第1表に示す。また、各項目の評価にあたり、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。

第1表 燃料要素の熱・機械設計における確認項目に係る設計方針、評価基準及び評価方法

項目	設計方針	評価基準	評価方法
燃料最高温度	酸化物燃料ペレットの溶融点に達しないように設計する。	燃料最高温度 $\leq 2,650^{\circ}\text{C}$	<ul style="list-style-type: none"> 燃料溶融照射試験等で妥当性を確認した温度計算モデルを適用する。 製作公差や物性値等の不確かさを工学的安全係数として考慮する。
被覆管歪	燃料集合体の機能を健全に保持し得る範囲に制限する。	被覆管外径増加 $\leq 7\%$	<ul style="list-style-type: none"> 照射試験における被覆管外径変化によって妥当性を確認した計算モデルを適用する。 被覆管スエリソグ、被覆管照射クリーブ、PCMI等の燃料挙動に係る諸現象を考慮。
被覆管内圧	被覆管に係る引張応力を抑え、円周方向へのクリーブ破損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 ≤ 1.0	<ul style="list-style-type: none"> クリーブ破断試験結果に基づき、保守的に設定したクリーブ強度を適用する。 応力評価上、被覆管肉厚減損、FPガス放出等を保守的に考慮する。
被覆管の応力	原則として ASME Sec. III の基準に準拠して設計する。	一次一般膜応力 \leq 設計応力強さ (Sm) 一次局所膜応力+一次曲げ応力 $\leq 1.5 \times \text{Sm}$ 一次応力の最大+二次応力 \leq 設計許容応力 (Sq)	<ul style="list-style-type: none"> 内外圧、温度勾配、流力振動、湾曲拘束荷重等による各種応力を評価する。
被覆管の疲労	原則として ASME Sec. III の基準に準拠して設計する。	累積損傷和 (クリーブ寿命分数和+疲労損傷和) ≤ 1.0	<ul style="list-style-type: none"> 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。

燃料要素

炉心燃料要素の熱設計計算式

炉心燃料要素の被覆管、燃料温度の計算は、冷却材温度をサブチャンネル解析コードASFREで計算した後(【MK-IV炉心の熱設計における冷却材温度の計算方法と信頼性確認:第32条(炉心等)に係る説明書(その1:第32条第1~3項)別紙13参照】)、以下の式を用いて計算する。なお、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(別添1参照)。

(i) 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)

T_{Na} : 冷却材温度 (°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

ql : 線出力密度 (W/cm)

(ii) 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)

(iii) 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/cm²/°C)

d_p : ペレット直径 (cm)

(iv) 燃料最高温度

燃料最高温度は以下の式により計算する。なお、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)

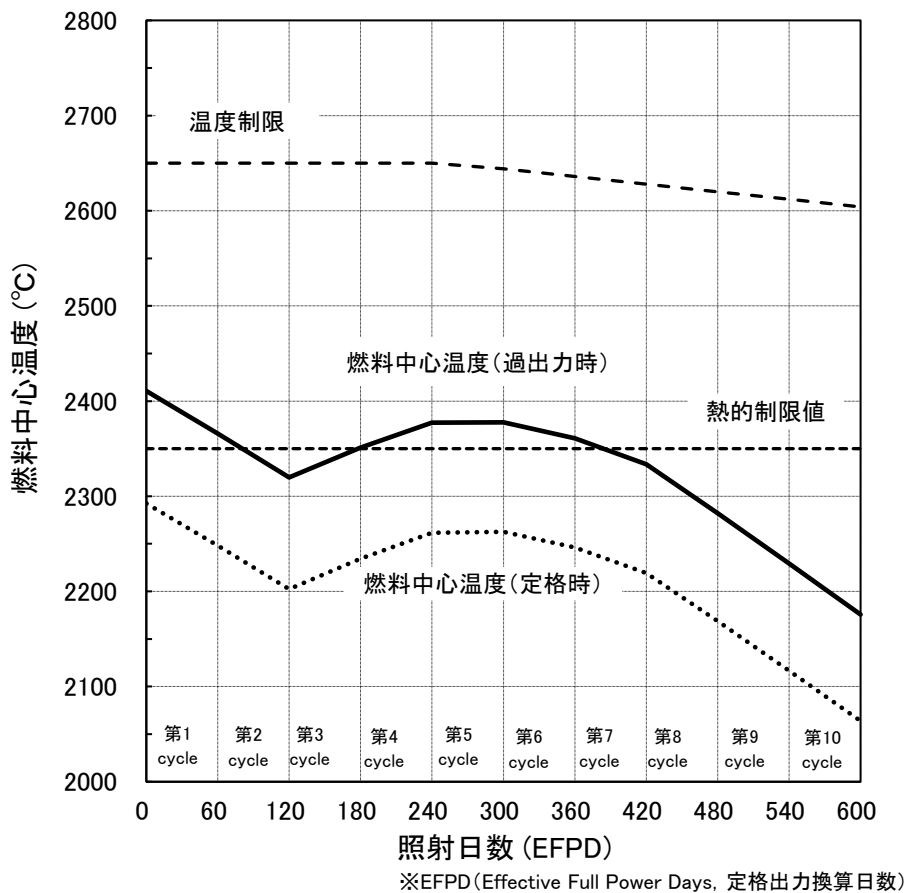
k : ペレット熱伝導度 (W/cm/°C)

燃焼を考慮した燃料最高温度評価について

最大発熱燃料要素において定格出力時における最大線出力密度は燃焼初期に約 330W/cm を経験し、その後、燃焼と共に減少し、燃焼末期には初期出力の 8 割程度となる。このような線出力密度履歴に対して、燃焼進展時のギャップ熱伝達率（燃焼進展時のギャップ熱伝達率の評価モデルについては、【炉心燃料要素の熱設計に用いる物性式：別紙 3 参照】。）を適用した場合の照射サイクル毎における定格出力時及び過出力時の燃料中心最高温度を第 1 図に示す。この図に示すように、燃焼による出力低下効果によって燃料最高温度の温度制限（燃料融点に安全余裕を考慮した値）に対する余裕は燃焼初期に比べて拡大することが確認できる。このため、燃焼初期が温度制限に対して最も余裕が小さく、燃料熔融防止を図る観点で燃焼初期に着目して燃料最高温度評価を行う。

照射期間を通して、定格出力時の燃料中心温度が最高となるのは照射初期の約 2,300℃であり、定格出力時における制限値（熱的制限値）の 2,350℃を約 50℃下回る。

また、過出力時においても燃料中心温度が最高となるのは照射初期の約 2,410℃であり、過出力時における制限値（熱設計基準値）である 2,650℃を約 240℃下回る。



第 1 図 MK-IV炉心燃料最高温度履歴

炉心燃料要素の熱設計に用いる物性式

炉心燃料要素の熱設計では第 1 表に示す物性定数を使用する。

参考文献

- [1] M.Kato et al., “Physical Properties and Irradiation Behavior Analysis of Np- and Am-Bearing MOX Fuels” , J.Nucl. Sci.Technol., 48:4, 646-653 (2011)
- [2] “Mechanical and Physical Properties of the Austenitic Chromium-Nickel Stainless Steels at Elevated Temperatures” , The International Nickel Company (1963)
- [3] O.E.Dwyer et al.,At. Energy Rev. 4,3 (1966)
- [4] R.N.Lyon, “Chem. Eng. Progr.” , 47,75/79 (1951)
- [5] G. H. Golden et al., “THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF SODIUM” , ANL-7323 (1967)

第 1 表 燃料要素の熱設計計算に使用する物性定数 (1/2)

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> λ : 気孔率 p における燃料ペレット熱伝導度 (W/m/K) λ_0 : 100%TD における熱伝導度 (W/m/K) p : 気孔率 (=1-ρ) $\left[\begin{array}{l} \rho = 0.99 \text{ (柱状晶領域)} \\ \rho = 0.97 \text{ (等軸晶領域)} \end{array} \right. \left. \begin{array}{l} 1,900^\circ\text{C} \leq T_P \\ 1,400^\circ\text{C} \leq T_P < 1,900^\circ\text{C} \\ T_P < 1,400^\circ\text{C} \end{array} \right]$ 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^[1] 【別添 1 参照】</p>
ギャップ熱伝達率	<p>hg=0.70 hg : ギャップ熱伝達率 (W/cm²/°C)</p>	<p>【別添 2 参照】</p>
被覆管熱伝導度	<p>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/°C) T_C : 被覆管温度 (°C)</p>	<p>International Nickel Company^[2]</p>

第 1 表 燃料要素の熱設計計算に使用する物性定数 (2/2)

項目	物性定数	出典
被覆管表面熱伝達率	$h_{f,im} = \left[\frac{K_N}{D} \right] Nu$ <p> $h_{f,im}$: 被覆管表面熱伝達率 (cal/cm²/s/°C) D : 水力等価直径 (cm) K_N : 冷却材熱伝導度 (cal/cm/s/°C) Nu : ヌセルト数 $Nu = 7.0 + 0.025Pe^{0.8}$ Pe : ペクレ数 </p>	Dwyer の式 ^[3] Lyon の式 ^[4]
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 ^[5]
冷却材密度	$\gamma = 0.9500 - 2.298 \times 10^{-4} T_N - 1.461 \times 10^{-8} T_N^2 + 5.638 \times 10^{-12} T_N^3$ γ : 冷却材密度 (g/cm ³) T_N : 冷却材温度 (°C) (100°C ~ 1,400°C)	ANL - 7323 ^[5]
冷却材粘性係数	$\log \mu = -1.4892 + 220.65 / T_N - 0.4925 \log T_N$ μ : 冷却材粘性係数 (g/cm/s) T_N : 冷却材温度 (K)	ANL - 7323 ^[5]
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 ^[5]
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 ^[5]

燃料ペレットの熱伝導度式

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^{[1]、[2]、[3]、[4]}に基づき、以下の MOX 燃料熱伝導度式を提案している^[5]。

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

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

λ_0 : 100%TD における熱伝導度 (W/m/K)

λ : 気孔率 p での熱伝導度 (W/m/K)

p : 気孔率 ($p = 1 - \rho$, ρ : 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 ρ については、温度領域毎で以下のように設定している。

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

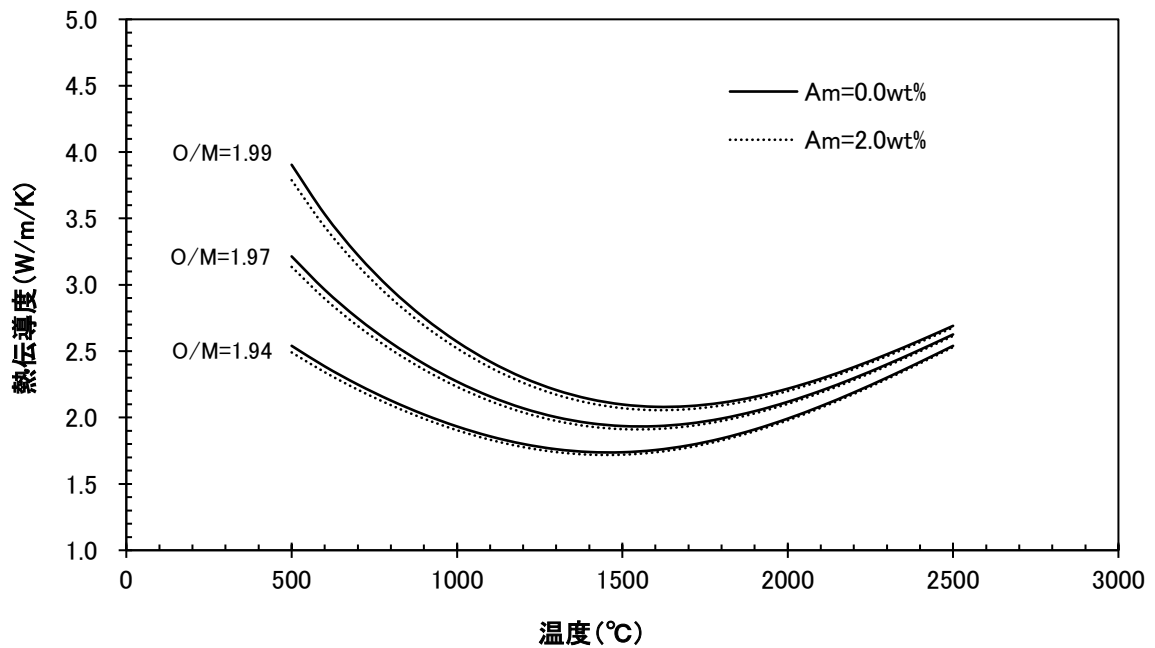
$\rho = 0.97$ (等軸晶領域) $1,400^\circ\text{C} \leq T < 1,900^\circ\text{C}$

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

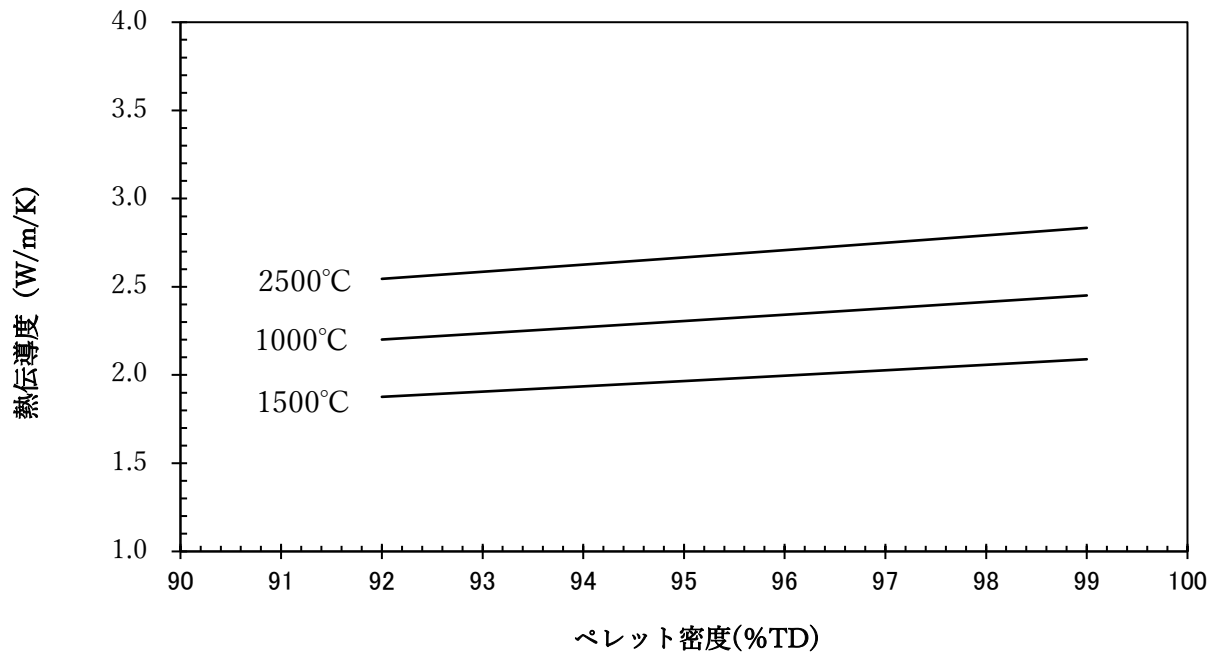
上記式で評価される熱伝導度の温度依存性を第 1 図に、ペレット密度による熱伝導度の変化を第 2 図に示す。なお、Pu 含有率については、高速炉 MOX 燃料の仕様範囲 (20-40wt%) においては熱伝導度への影響がほとんどないことから^[4]、上記の式においては Pu 含有率の依存項はない。

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%)

炉心燃料要素のギャップ熱伝達率

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。(参考として、燃焼進展時のギャップ熱伝達率の評価モデルについて【添付 1】に示した。)

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^[1]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^[2]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^[3]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。

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

hg : ギャップ熱伝達率 ($W/cm^2/^\circ C$)

^{*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。

G_0 : 製造時直径ギャップ幅 (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)

ここで、MK-IVの燃料仕様において、ノミナル条件(線出力 330W/cm、ノミナルギャップ幅 170 μ m) では、ノミナル条件のギャップ熱伝達率を 0.7W/cm²/°Cと設定する。

なお、製造時ギャップ幅に起因するギャップ熱伝達率の不確かさについては、工学的安全係数で考慮している。

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。

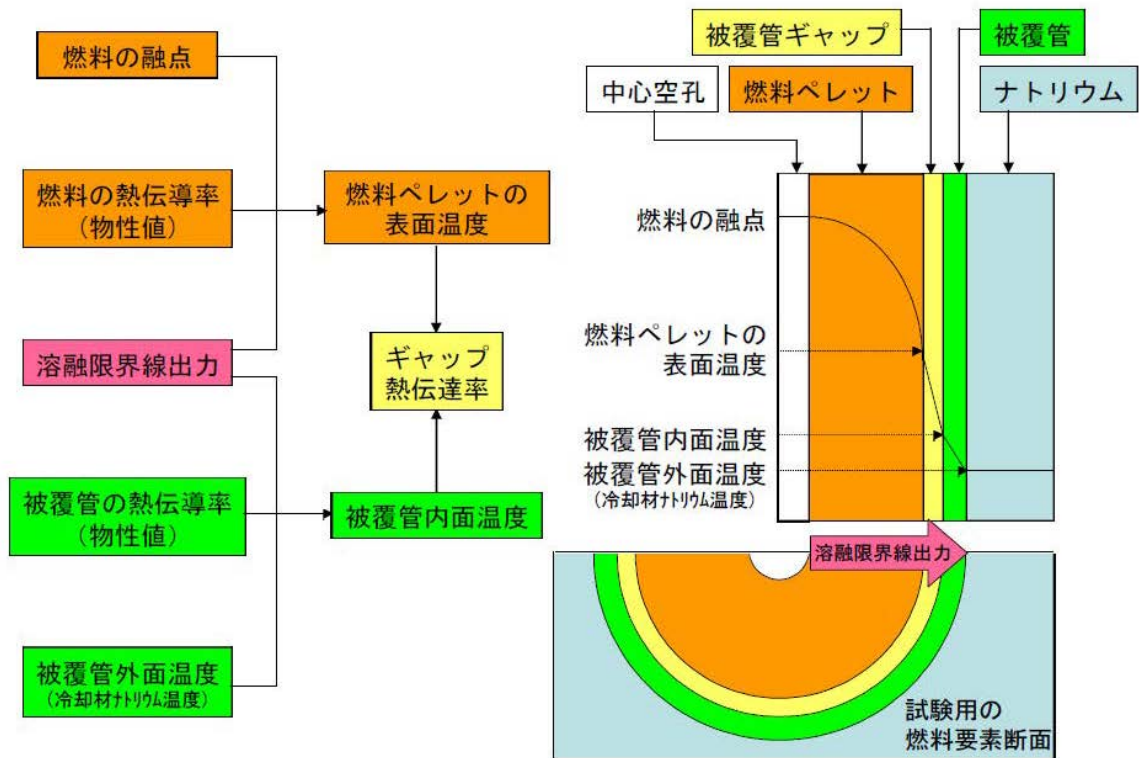
以上の結果より、このギャップ熱伝達を含む熱設計計算方法は、燃料中心温度を保守的に評価し燃料溶融防止の観点で妥当性を有する。

参考文献

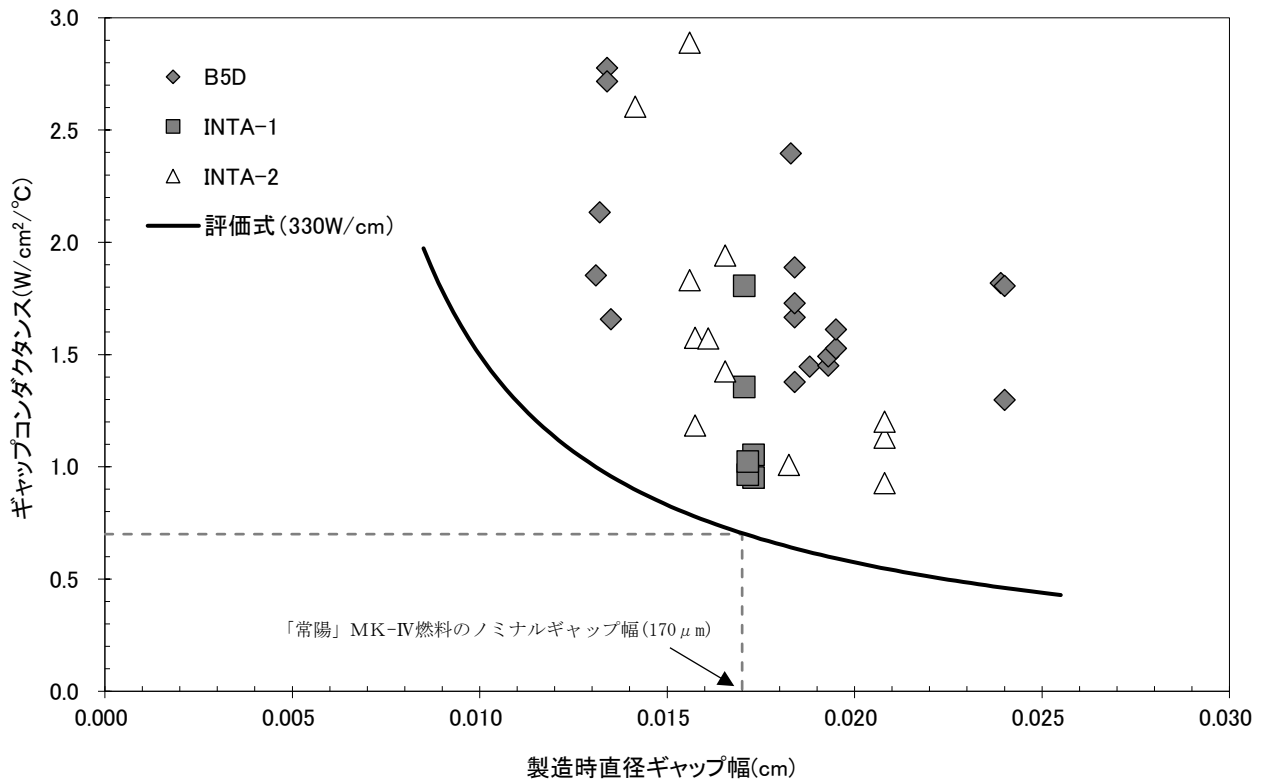
- [1] M. Inoue et al., "Power-to-melts of Uranium-Plutonium Oxide Fuel Pins at a Beginning-of-life Condition in the Experimental Fast Reactor JOYO", J. Nucl. Mater. 323(2003)108.
- [2] 関根他, 「「常陽」照射試験における照射条件評価精度の向上」, JNC TN9400 99-017, 核燃料サイクル研究開発機構, 平成 11 年.
- [3] A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficient between UO₂ and Zircaloy-2, AECL-1552, 1962.

第 1 表 「常陽」 で実施された熱的性能に係る照射試験実績

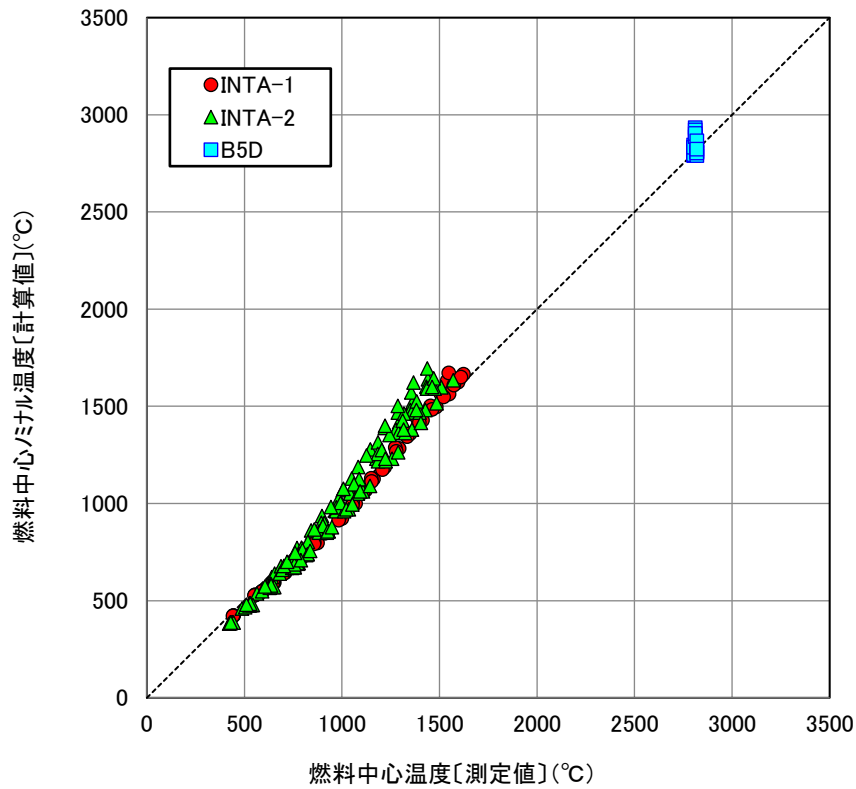
項目		INTA-1	INTA-2	B5D-2
試験種別		計測線付試験	計測線付試験	燃料溶融試験
照射時期		1985 年～1986 年	1991 年	1992 年
被覆管 仕様	外径 mm	6.5	7.5	7.5
	肉厚 mm	0.47	0.40	0.40
燃料ペレ ット仕様	外径 mm	5.39	6.50～6.56	6.45～6.56
	ギャップ幅 mm	0.17	0.11～0.21	0.13～0.24
	O/M 比	1.94	1.95～1.96	1.96～1.98
	密度%TD	86	90～95	91～95
	Pu 含有率 wt%	29.6	18.9	19.4～19.5
	形状	中空	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



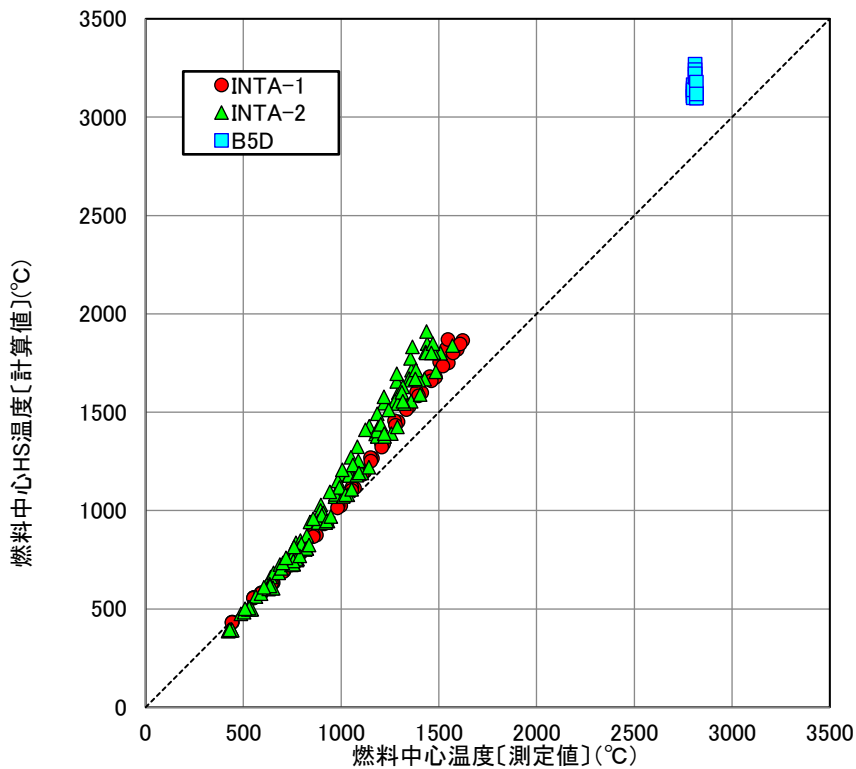
第1図 燃料溶融照射試験によるギャップ熱伝達率評価の概念図



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）

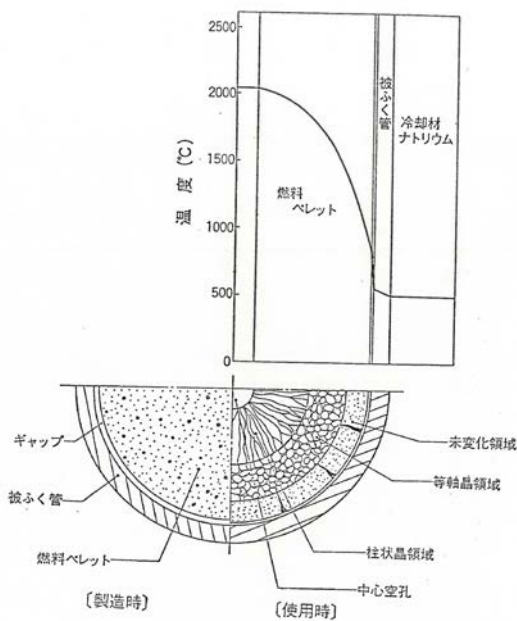


第4図 燃料中心温度の測定値と計算値（HS 温度）の比較
（B5D 試験、INTA 試験）

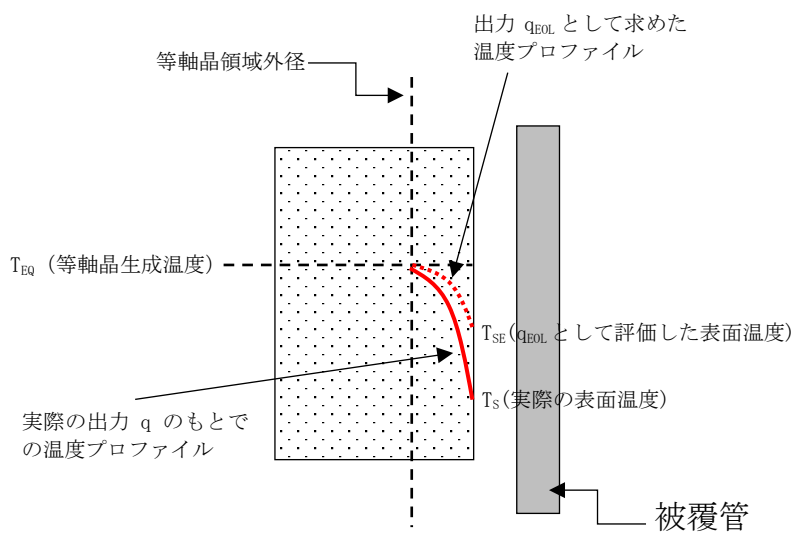
燃焼進展時のギャップ熱伝達率

別紙 2 で示したように、「常陽」MK-IV 炉心の燃料設計においても、照射期間中、熱設計基準値に対する燃料最高温度の余裕が最も小さくなるのは照射初期であり、そのため、熱計算は照射初期を対象に行う。別紙 2 の別添 1 には、MK-IV 炉心における燃料最高温度の履歴を示しているが、ここで、燃焼燃料の温度評価に適用しているギャップ熱伝達率の設計モデルについて説明する。

燃焼進展後のギャップ熱伝達率は、照射後の燃料要素断面金相による燃料ペレット組織変化領域径の測定結果を解析することによって保守側に評価している。第 1 図に照射後の燃料ペレットの組織の模式図を示す。高速炉では、出力が高く燃料ペレット径が小さいため、燃料は高温かつ温度勾配が大きいため組織変化が著しい。このような組織変化は、燃焼中不可逆的に進行し、燃焼期間中に経験した最高温度時において形成し、温度低下後もそのままの状態で残ると考えられる。高速炉燃料においては、燃焼に伴い出力が低下するため、組織変化は出力が最も高い照射初期に完了するが、燃焼末期でペレット組織変化が生じたと仮定し、この時期の線出力に対して等軸晶境界を $1,400^{\circ}\text{C}$ として燃料ペレットと被覆管ギャップ部の温度差を求めることで、当該燃焼度でのギャップ熱伝達率の下限値を得ることができる。算出方法の模式図を第 2 図に示す。このようにして得られたギャップ熱伝達率を第 3 図に示すが、この図には、設計上考慮するギャップ熱伝達率を合わせて示しており、燃料温度評価において工学的安全係数を考慮するため、実質的には破線に示すギャップ熱伝達率を適用するのと等価になる。

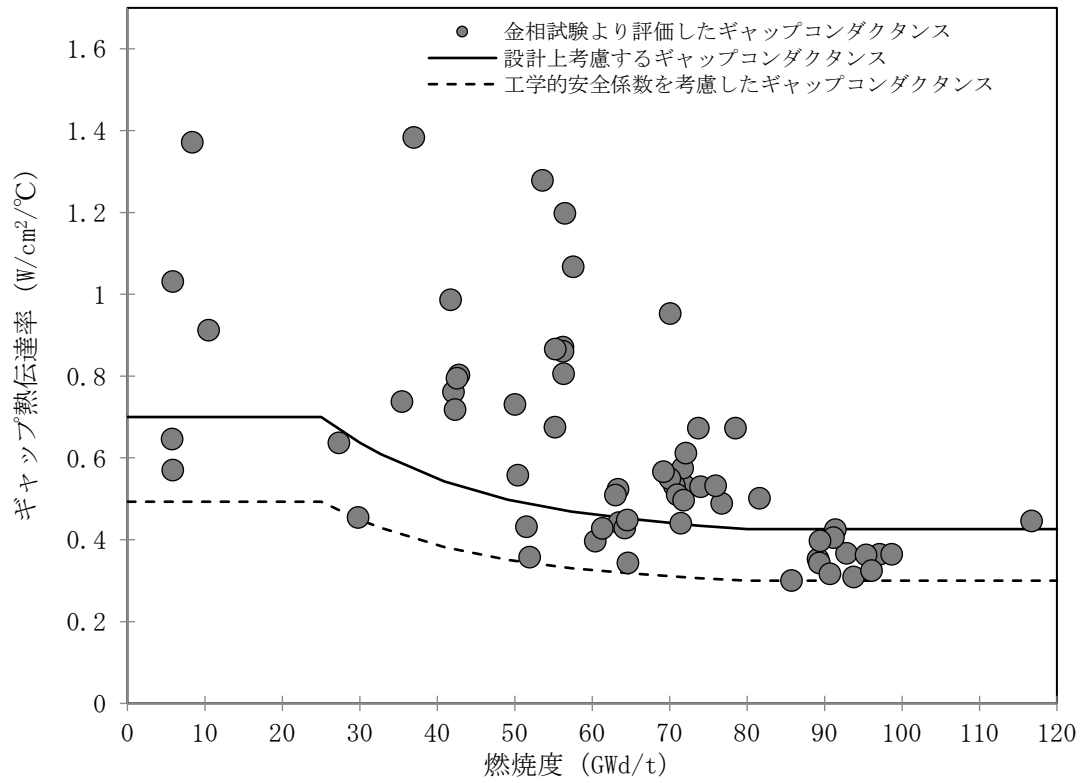


第1図 高速炉燃料におけるペレット組織変化と燃料温度分布（模式図）



第2図 金相試験からのギャップ熱伝達率の算出方法の概略図

組織変化は線出力が最も高い照射初期に完了するが、燃焼末期でペレット組織変化が生じたと仮定し、この時期の線出力 (q_{EOL}) に対して等軸晶境界を $1,400^{\circ}\text{C}$ として燃料ペレットの表面温度 (T_{SE}) と被覆管ギャップ部の温度差を求めることで、当該燃焼度でのギャップ熱伝達率の下限値を得ることができる。



第3図 燃焼が進んだ段階でのギャップ熱伝達率
 (ペレット組織変化状態にもとづく実効的な評価値 (下限値))

被覆管歪に係る主要な材料特性式

【SUS316 相当ステンレス鋼のスエリング歪式^[1]】

以下に示すスエリング式を用いる。当該式は、20%冷間加工 AISI316 ステンレス鋼について米国での照射試験データに基づき設定されたものである。

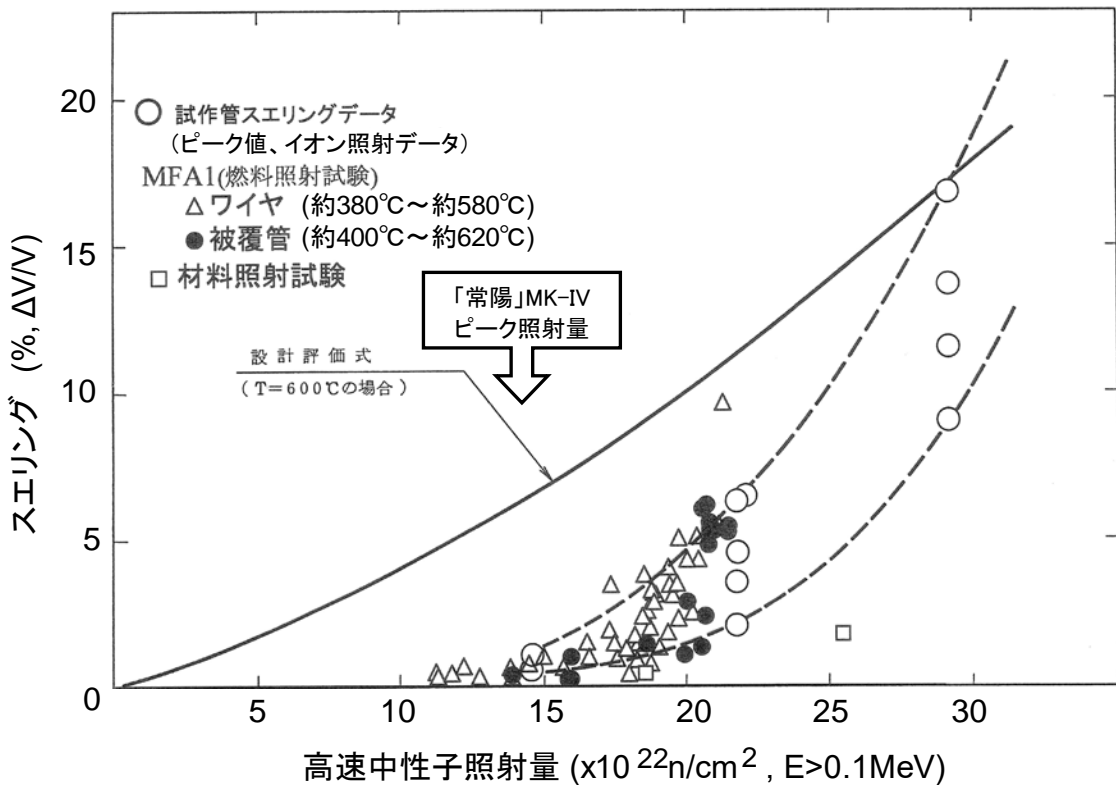
$$\varepsilon_s = 3.0 \times 10^{-35} (\phi t)^{1.5} \times (4.028 - 3.712 \times 10^{-2} T + 1.0145 \times 10^{-4} T^2 - 7.879 \times 10^{-8} T^3)$$

ε_s : 径スエリング率 $[(\Delta D/D), \%$]

ϕt : 高速中性子照射量 $[\text{n}/\text{cm}^2]$

T : 温度 $[\text{C}]$

SUS316 相当ステンレス鋼は、耐スエリング性の向上を目的とし、微量成分を調整した 20%冷間加工材であり、20%冷間加工 AISI316 ステンレス鋼より耐スエリング性に優れている。第 1 図に、SUS316 相当ステンレス鋼のスエリングに係る照射試験データと上記設計評価式を比較した結果を示す^[2]。なお、材料試験片で構成される材料照射試験と比較して、燃料要素の照射試験では被覆管など材料部のスエリングが大きくなるため、ここでは、燃料要素で最も高照射量まで照射した照射試験（FFTF MFA-1 試験^[3]）のデータをプロットした。第 1 図より、上記設計評価式は、被覆管外径増加を評価する観点で保守性を有する。また、図中、「常陽」MK-IV のピーク照射量を示すが $14.3 \times 10^{22} \text{ n}/\text{cm}^2$ であり、実際の SUS316 相当ステンレス鋼では、スエリングの立ち上がりが始まる付近であることが分かる。



第 1 図 SUS316 相当ステンレス鋼スエリング設計評価式と照射データの比較

【SUS316 相当ステンレス鋼の照射クリープ歪式^[4]】

以下に示す照射クリープ歪式を用いる。当該式は、米国の照射試験データに基づき、20%冷間加工 AISI316 ステンレス鋼について設定されたものである。

$$\varepsilon_c = 10^{-4} \sigma \left[0.67F + 5.8 \times 10^4 e^{-\frac{16000}{RT}} (F - 8.5 \tanh(F/8.5)) \right]$$

ε_c : 照射クリープ歪 [%]

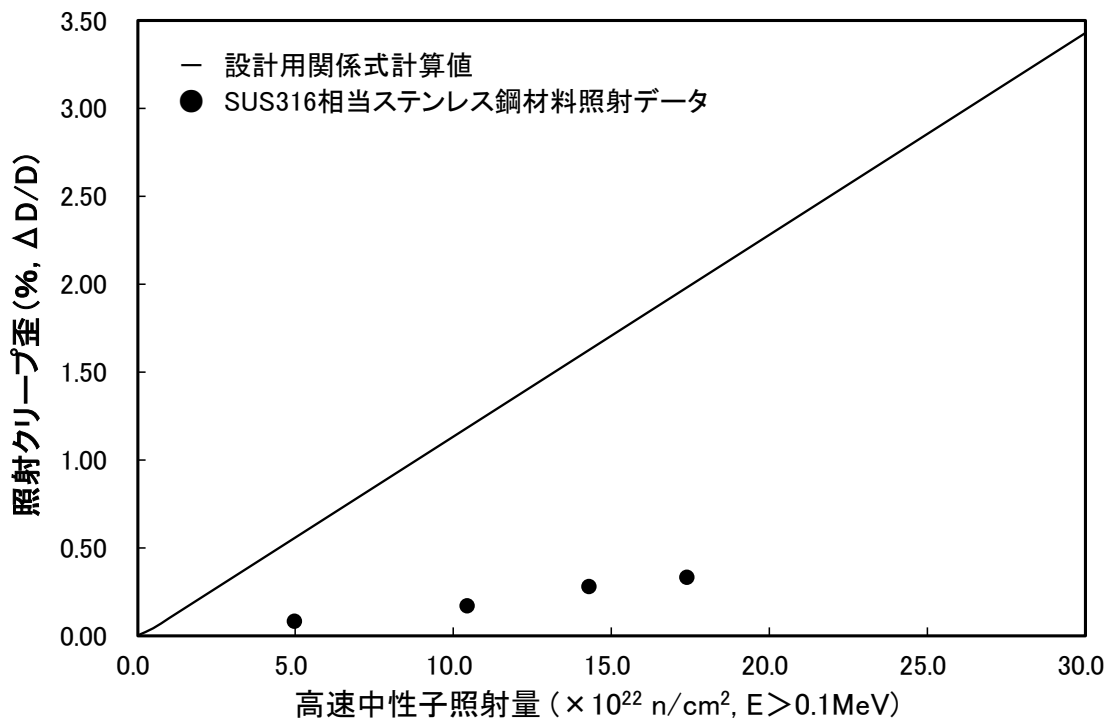
σ : 周方向応力 [MPa]

F : 中性子照射量 [dpa]

R : 気体定数 [cal/K・mol]

T : 温度 [K]

第 2 図に、SUS316 相当ステンレス鋼の照射クリープ歪に係る照射試験データと上記設計評価式を比較した結果を示す^[2]。第 2 図より、上記設計評価式は、被覆管外径増加を評価する観点で保守性を有する。



第 2 図 SUS316 相当ステンレス鋼照射クリープ歪設計評価式と照射データの比較
(495°C、100 N/mm²)

【SUS316 相当ステンレス鋼の熱クリープ歪式^[5]】

以下に示す熱クリープ歪式を用いる。当該式は、SUS316 相当ステンレス鋼のクリープ試験結果に基づき策定したものである。

$$\varepsilon_T = \varepsilon_f(1 - e^{-\gamma t}) + \dot{\varepsilon}_t t$$

ε_T : 熱クリープ歪 [%]

ε_f : 1次クリープ歪 [%]

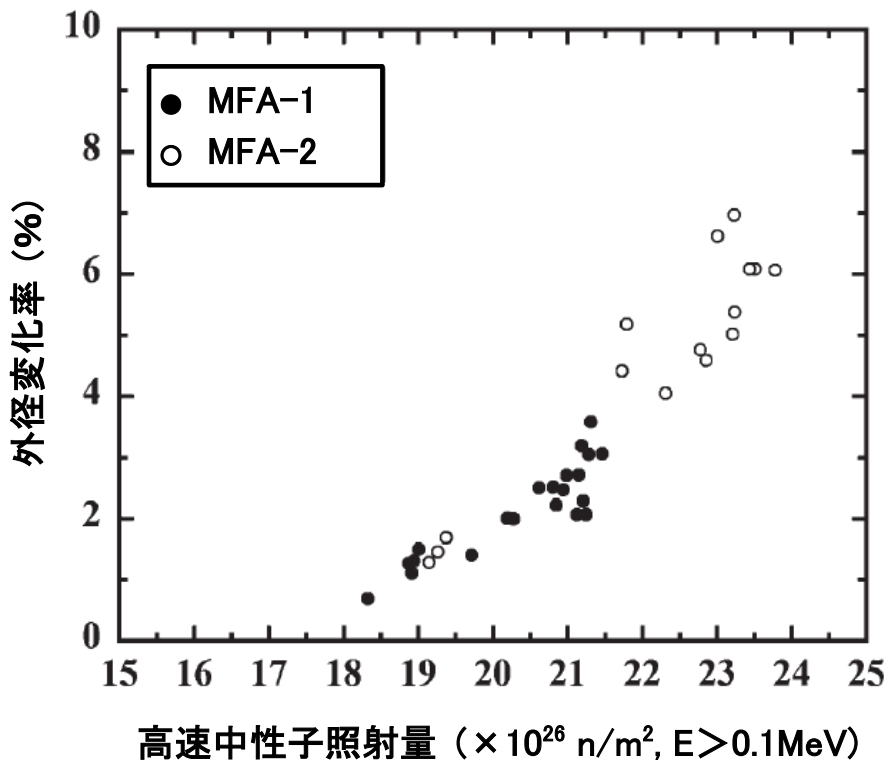
$\dot{\varepsilon}_t$: 定常クリープ歪速度 [%/h]

γ : 定数 [h⁻¹]

t : 経過時間 [h]

【高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)のスエリング歪式】

高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)は、SUS316 相当ステンレス鋼の耐スエリング性や強度について更なる向上を目的に開発された材料である。材料照射試験では、SUS316 相当ステンレス鋼より良好なスエリング特性を示していたが、その後、米国 FFTF で実施した燃料要素束照射試験 (MFA-2) の結果*1、燃料要素照射試験ではスエリングが大きくなる傾向が認められた。第 3 図に、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A) (MFA-2) と SUS316 相当ステンレス鋼 (MFA-1) の照射による燃料要素の外径変化率を比較してプロットした^[6]。参考文献 [6] において、外径変化の主要因はスエリングであり、燃料要素照射による高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)と SUS316 相当ステンレス鋼のスエリングはほぼ同等であることが示されている。そのため、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)においても、SUS316 相当ステンレス鋼と同一のスエリング歪式を適用することとした。

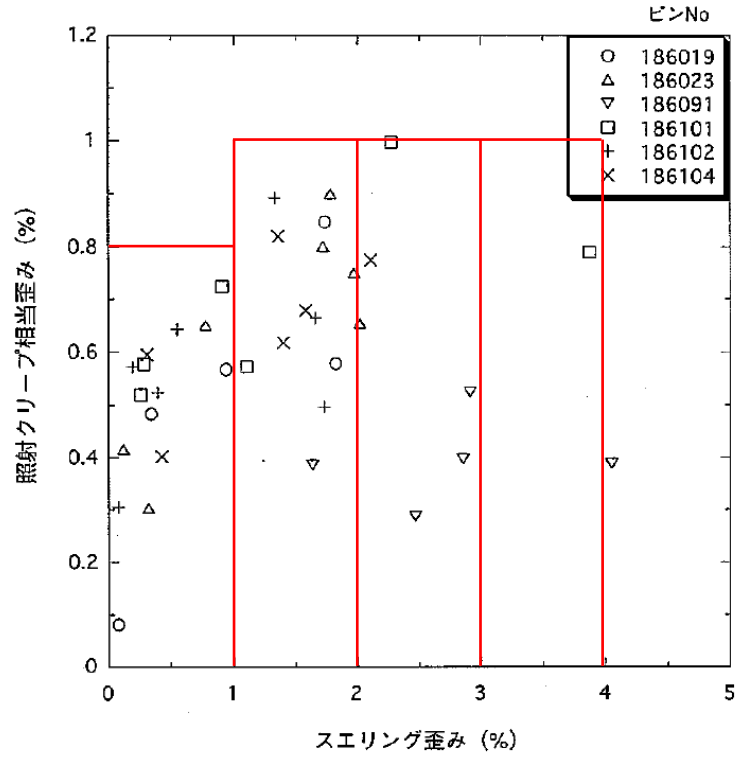


第 3 図 SUS316 相当ステンレス鋼 (MFA-1) と高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A) (MFA-2) のスエリング特性の比較

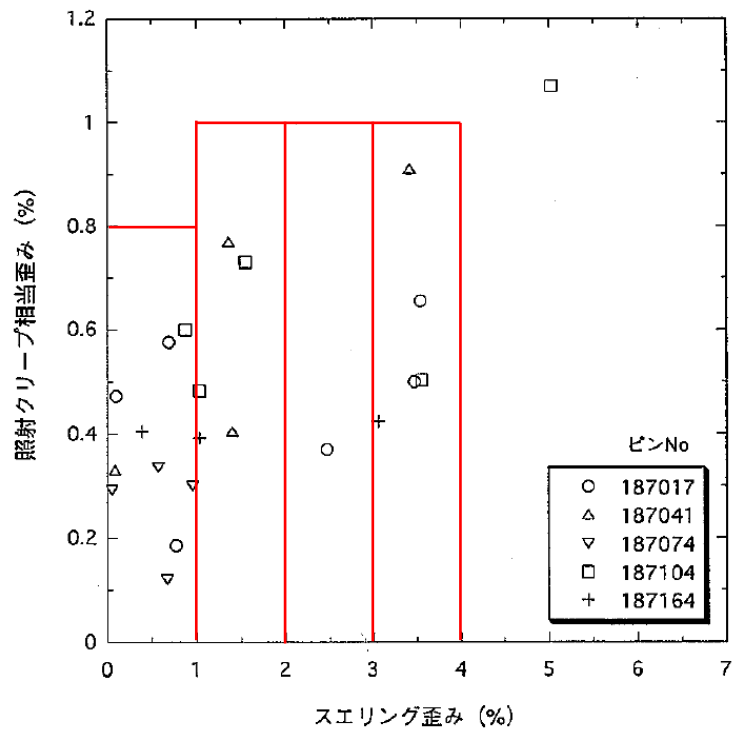
*1 MFA-1 と MFA-2 は、DOE と PNC (現 JAEA) の日米燃料材料共同開発計画の一環として米国 FFTF 炉において照射試験が行われた「もんじゅ」型燃料集合体である。MFA-1 は SUS316 相当ステンレス鋼、MFA-2 は高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の被覆材を用いた燃料要素の束で構成され、MFA-1、MFA-2 の最大照射量はそれぞれ $2.14 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ 、 $2.40 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ と MFA-2 の方が大きく、燃料要素の照射試験の中で最大の照射量が得られている^[7]。

【高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の照射クリープ歪式】

高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A) (MFA-2) と SUS316 相当ステンレス鋼 (MFA-1) のスエリングと照射クリープ歪に係る照射試験データを第 4 図及び第 5 図^[8]に示す。高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A) と SUS316 相当ステンレス鋼のスエリングは同程度である。第 4 図及び第 5 図より、スエリング歪に対する照射クリープ歪もほぼ同等であることから、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)においても、SUS316 相当ステンレス鋼と同一の照射クリープ歪式を適用することとした。



第4図 MFA-1 (SUS316 相当ステンレス鋼) におけるスエリングと照射クリープ歪の関係



第5図 MFA-2(高Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)) におけるスエリングと照射クリープ歪の関係

【高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の熱クリープ歪式^[9]】

以下に示す熱クリープ歪式を用いる。当該式は、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)のクリープ試験結果に基づき策定したものである。

$$\varepsilon_T = \varepsilon_f(1 - e^{-\gamma t}) + \dot{\varepsilon}_t t$$

ε_T : 熱クリープ歪 [%]

ε_f : 1次クリープ歪 [%]

$\dot{\varepsilon}_t$: 定常クリープ歪速度 [%/h]

γ : 定数 [h⁻¹]

t : 経過時間 [h]

【参考文献】

- [1] WARD-4135-11, 1970.
- [2] 原子力安全・保安院, 「独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置変更許可申請 燃料機械設計について」, 資料第 111A-1-5 号, 2007 年 9 月.
- [3] 堂野前, 赤坂, 他, 「PNC316 鋼被覆管のスエリング挙動 -FFTF/MFA-1、常陽/C3M、常陽/B8 に基づく検討-」, JNC TN9400 2001-092, 2001 年 3 月.
- [4] Gilbert, J. Nucl. Mat., 65, 1977, pp204-209.
- [5] F. Garofalo ; 足立正雄訳 : 金属クリープの基礎、丸善、1968.
- [6] T. Uwaba, et. al., “Irradiation Performance of Fast Reactor MOX Fuel Assemblies Irradiated to High Burnups”, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 45, No. 11, p. 1183-1192, (2008).
- [7] 吉武, 大森, 他, 「「もんじゅ」型燃料集合体 (MFA-1、-2) 被覆管の急速加熱破裂挙動評価」, JNC TN9400 2000-095, 2000 年 7 月.
- [8] 上平, 鶴飼, 他, 「MFA-1,2 燃料照射に基づく改良 SUS316 鋼、および 15Cr-20Ni 鋼の照射クリープ特性の評価」, JNC TN9400 2000-023, 2000 年 2 月.
- [9] 「高速炉炉心構成要素用改良オーステナイト鋼 (PNC1520) 材料強度基準案 (暫定値)」, PNC TN9410 90-051, 1990 年 4 月.

被覆管歪の制限

1. 被覆管歪の制限の考え方

被覆管歪は、被覆管外径の過大な増加に伴う冷却材流路の減少等により、局所的な冷却不足が生じ、燃料要素が破損することを防止するための制限項目である。当該制限値は、燃料要素の外径を増加し、集合体内冷却材流路が変形した状態を仮想し、被覆管の温度上昇の影響を評価することで、燃料要素の健全性を確保する観点で問題のない範囲に設定する。

2. 燃料要素の外径増加による集合体内冷却材流路の変形に係る影響評価

炉心燃料要素の外径増加が進行し、燃料要素間のギャップの減少に伴って、冷却材流路が変形した場合、被覆管の温度上昇が生じる。流路減少による被覆管温度への影響をASFREコードにより評価した。第1図に、被覆管外径増加率と被覆管温度上昇の相関を示す。

集合体内の炉心部の被覆管を一様に外径増加させて、被覆管の温度上昇をASFREコードで計算した結果を第1図に示す。外径増加率が7%の場合、最大発熱部の被覆管温度上昇は約20℃となる。これは冷却材の ΔT 上昇率で約19%であり、外径増加率が7%に増加したとしても、外径増加しない場合と被覆管温度が同じとなるためには、線出力密度が初期の約0.81倍である必要がある。ただし、被覆管外径を一様に増加させているため保守的な評価となっており、実際の温度上昇率は第1図より低くなると考えられる。また、外径増加しない場合と被覆管温度が同じとなるための線出力密度も初期の0.81倍より高いと考えられる。

燃焼に伴う線出力密度の低下を計算するため、CITATIONコードによりMK-IV炉心での炉心燃料要素の燃焼計算を実施した。その結果、線出力密度は初期の約80%であった。そのため、仮に照射末期に被覆管の外径が7%増加したとしても、被覆管の温度は初期温度を超えることはないものと考えられる。

3. 海外炉における集合体の使用実績

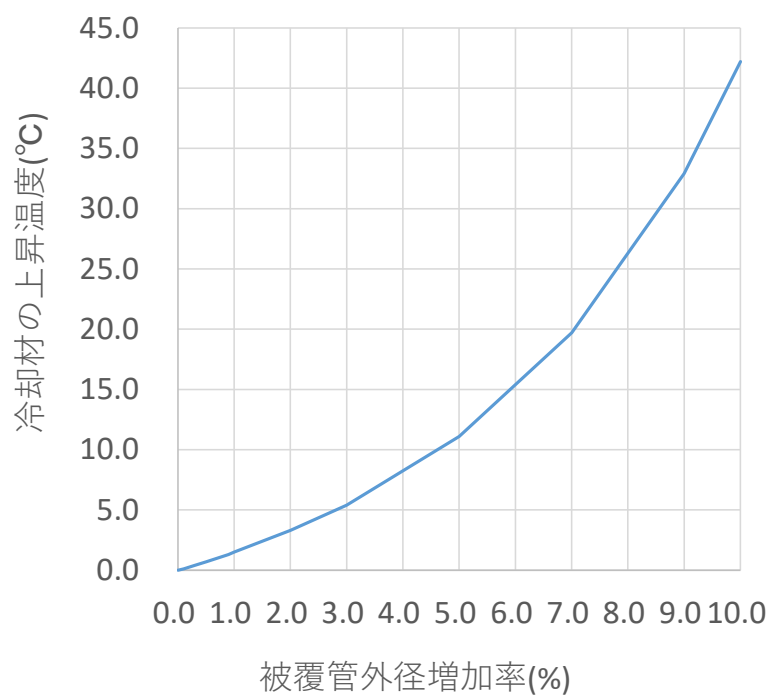
海外では、「常陽」燃料と同様のワイヤ型スペーサを採用した燃料集合体について、多くの照射実績を有している。海外の先行炉の燃料集合体照射実績について、燃料要素の外径増加の観点でまとめると第2図の様になる^[1]。

フランスのラプソディ炉では、61本の燃料要素から成るワイヤ型集合体で約9%の最大外径増加を経験した例が報告されているほか、フェニックス炉のドライバー燃料集合体(217本の燃料要素から成るワイヤ型集合体)においても最大7%の外径増加を経験している。また、米国EBR-IIでの照射試験でも37本の燃料要素から成るワイヤ型集合体で、最大外径増加は約7%に至っている。また、FFTF炉の実績でも10%を超える外径増加率となっても照射中に燃料要素が破損しなかった例が報告されている。被覆管外径変化の大部分は、高速中性子照射による被覆管のスエリングと照射クリープ変形に起因するが、これらの変形それ自体は被覆管の機械的な健全性を損なうものではなく、被覆管歪量の制限は、局所的な冷却不足による破損に対する健全性を確保するものである。

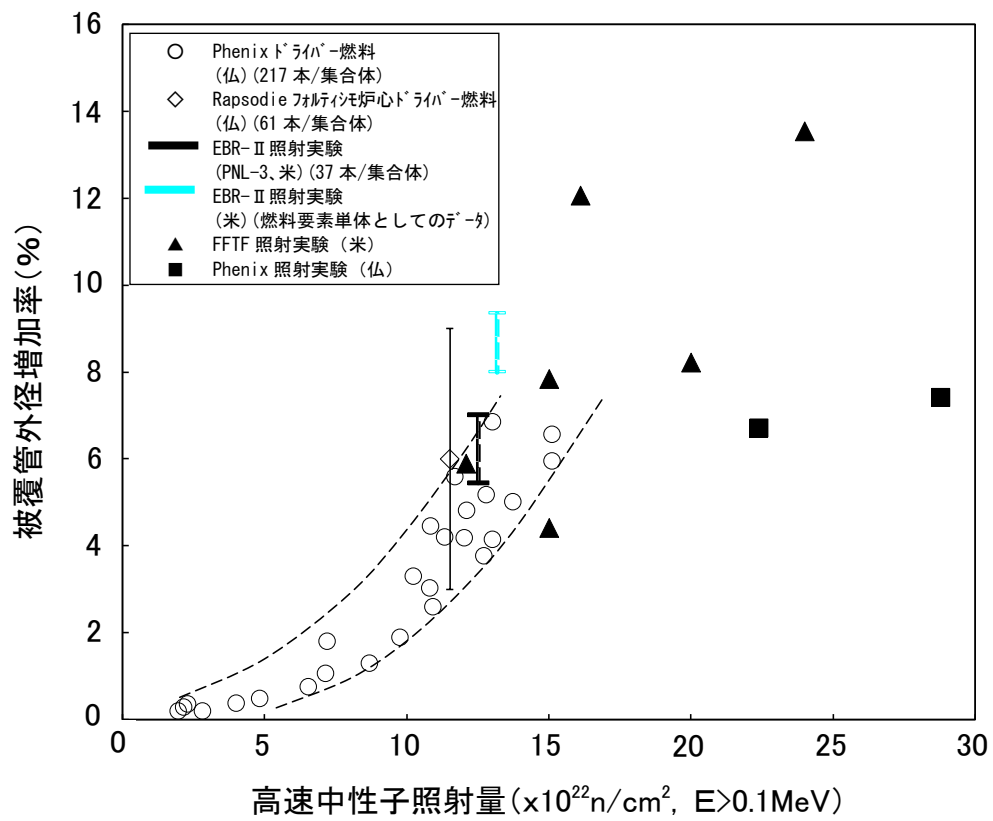
このように各種サイズの集合体において、燃料要素の破損を生ずることなく、少なくとも7%に至るまでの外径増加を経験している。これらの実績から、燃料要素の外径変化率を7%以下とできれば健全性を損なうことはないと考えられる。

参考文献

- [1] 原子力安全・保安院, 「独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置変更許可申請 燃料機械設計について」, 資料第 111A-1-5 号, 2007 年 9 月.



第 1 図 流路減少による被覆管の温度上昇効果



第 2 図 高速炉燃料集合体における燃料要素外径増加の照射実績の例

燃料集合体の機械設計の制限について

1. 燃料集合体の機械設計において想定する破損様式

「常陽」の燃料集合体の機械設計においては、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ている。

- 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

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。

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 (【設計応力強さ (S_m) 設定における ASME の適用 : 別紙 9 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 7 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 10 参照】

疲労評価については、次式を用いて評価する。

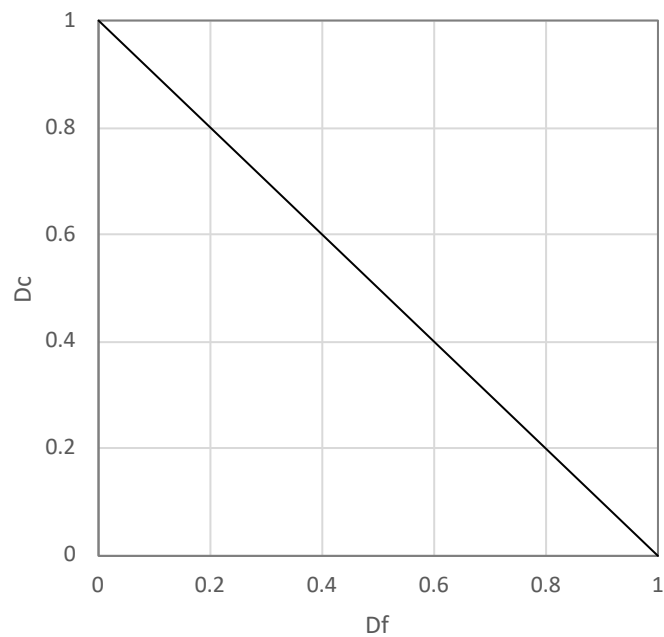
$$\sum_i \frac{n_i}{N_{di}} \leq 1.0$$

(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 10 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。

$$D_f + D_c \leq D$$

高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、SUS316 相当ステンレス鋼の弾性解析における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

2.2 (5) のクリープ疲労破損の制限を満足することとする。

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 (Δt_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
 Δt_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。

炉心燃料要素内ガス圧力の算出方法

被覆管周方向応力の算出に関して、燃料要素内に放出される FP ガスの量は、燃焼に伴い生成される FP ガスの量と燃料ペレットからの放出率の積で求められる。

炉心燃料要素内ガス圧力は、FP ガス及び初期封入ガスと燃料ペレット内の蒸発性不純物ガスのモル数を合わせて理想気体近似で次式により算出される。

$$P(t) = \frac{(N(t) + N_o + N_v) \times R \times T_{pl}(t)}{V_{pl}}$$

N_o	:	初期封入ガスモル数	
N_v	:	蒸発性不純物ガスモル数	
$N(t)$:	FPガス発生モル数	
R	:	気体定数	84.78
$T_{pl}(t)$:	時刻 t におけるプレナム温度	(K)
V_{pl}	:	プレナム体積	(cc)
$P(t)$:	炉心燃料要素内ガス圧力	(kg/cm ²)

FP ガス放出率は燃焼度の関数であり、設計評価では第 1 図に示すように、70,000 MWD/t 以上で 100%になるモデルとしている^[1]。図中、先行炉、「常陽」等で照射したドライバー燃料、照射試験燃料から得られた FP ガス放出率のデータをプロットしているが、設計上考慮している FP ガス放出率は、これらの試験結果を踏まえても保守側となっていることが分かる。FP ガス蓄積量の計算式について、以下に示す。

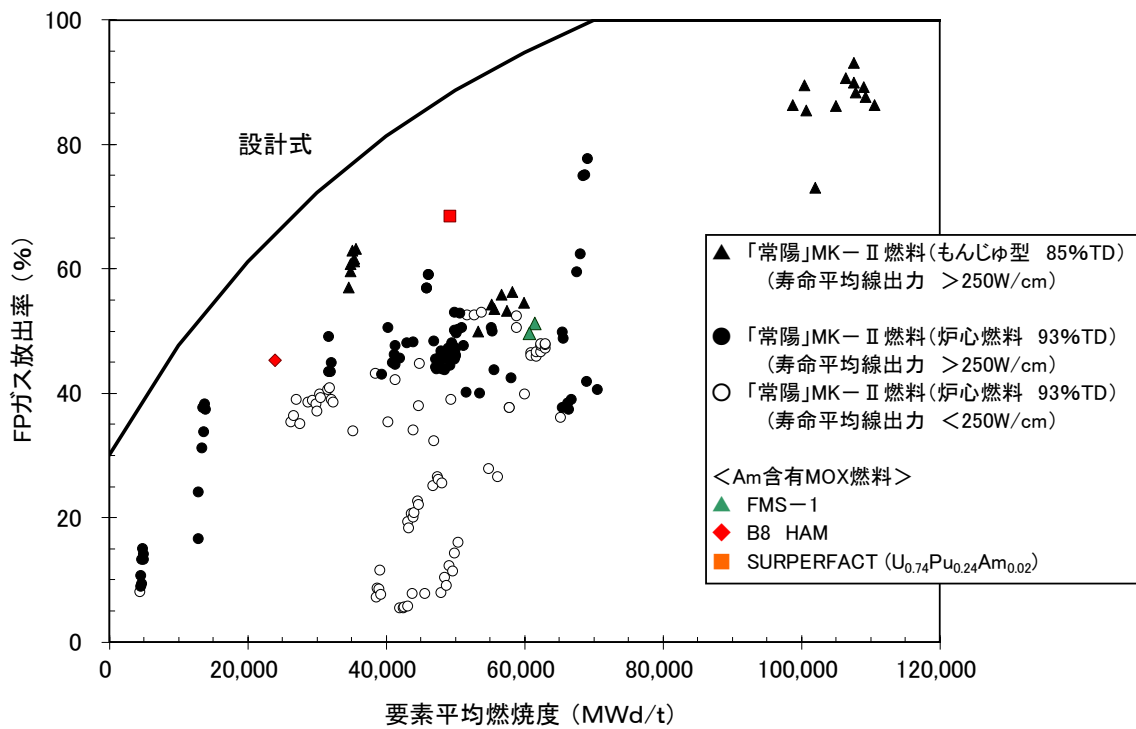
$$N(t) = \frac{3.12 \times 10^{10} \times 3600}{6.023 \times 10^{23}} \times G \times \int_{\text{time}} \int_z \alpha(z) \cdot g(z, t) dz dt$$

G	:	1 核分裂当たりのFPガス発生率	
$g(z, t)$:	時刻 t 、軸方向位置 z における線出力	(W/cm)
$\alpha(z)$:	軸方向位置 z におけるFPガス放出率	
$X(z)$:	軸方向位置 z における燃焼度	(GWd/t)
time	:	燃焼時間	(h)
$N(t)$:	時刻 t でのガスプレナム内FPガスモル数	

なお、 z の範囲は燃料スタックの下端から上端までとする。

参考文献

- [1] 原子力安全・保安院, 「独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置変更許可申請 燃料機械設計について」, 資料第 111A-1-5 号, 2007 年 9 月.



第 1 図 混合酸化物燃料の FP ガス放出率 (「常陽」等)

被覆管応力の算出における外面・内面腐食の考慮

被覆管内外圧力差による被覆管周方向応力の計算式を以下に示すが、その算出において、被覆管肉厚が薄いほど周方向応力は大きくなるため、保守的に最も薄くなる場合を想定する必要がある。すなわち、製作公差はマイナス最大公差をとり、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の腐食量も考慮する。

1. 冷却材（ナトリウム）による外面腐食

i) SUS316 相当ステンレス鋼

炉外でナトリウム中腐食・質量移行試験を行い、そのデータに基づき外面腐食式を策定した。式の策定にあたっては、時間、酸素濃度、温度、流速等のナトリウム側の影響因子を考慮しつつ、統計的手法により行った。

$$C_{Na} = \sum \frac{t_i}{8760} \cdot CR_i$$

$$CR_i = 4.927 \times 10^8 \cdot \exp[-1.647 \times 10^4 / (T_i + 273.15)] \cdot O_{xi}$$

C_{Na} : 冷却材による外面腐食 [μm]
 T_i : 接液面温度 [$^{\circ}\text{C}$]
 O_{xi} : 酸素濃度 [ppm]
 t_i : T_i における使用時間 [h]
 CR_i : T_i に対して定める腐食速度 [$\mu\text{m}/\text{年}$]

ii) 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)

炉外でナトリウム中腐食・質量移行試験を行い、そのデータに基づき外面腐食式を策定した。式の策定にあたっては、時間、酸素濃度、温度、流速等のナトリウム側の影響因子を考慮しつつ、統計的手法により行った。

$$C_{Na} = (CR_1 + CR_2 \times t_i) \cdot O_{xi}$$

$$\log_{10} CR_1 = 7.6036 - \frac{6.602 \times 10^3}{T_i + 273.15}$$

$$CR_2 = 1.5175 \times 10^8 \cdot \exp\left(\frac{-2.4275 \times 10^4}{T_i + 273.15}\right)$$

C_{Na} : 冷却材による外面腐食 [μm]
 T_i : 接液面温度 [$^{\circ}\text{C}$]
 O_{xi} : 酸素濃度 [ppm]
 t_i : T_i における使用時間 [h]
 CR_1 : T_i における初期腐食量 [μm]
 CR_2 : T_i に対して定める定常腐食速度 [$\mu\text{m}/\text{h}$]

2. 核分裂生成物 (FP) による内面腐食

i) SUS316 相当ステンレス鋼

燃焼で生じた燃料中のセシウム、テルル等の核分裂生成物 (FP) が、燃料ペレットと被覆管間のギャップ部に移行・蓄積し、被覆管の内面と反応し肉厚を減少させる。内面腐食式の策定は、SUS316 相当ステンレス鋼被覆管を用いた燃料要素の照射後試験のデータに基づき行った (第 1 図参照^[1])。

$$480 < T \leq 600$$

$$0 < B \leq 15 \quad C_{FP} = 35$$

$$15 < B \leq 60 \quad C_{FP} = 1.2 \times 10^{-2} \cdot (T - 480) \cdot (B - 15) + 35$$

$$60 < B \leq 140 \quad C_{FP} = 1.2 \times 10^{-2} \cdot (T - 480) \cdot (60 - 15) + 35$$

$$600 < T \leq 700$$

$$0 < B \leq 15 \quad C_{FP} = 35$$

$$15 < B \leq 60 \quad C_{FP} = 1.2 \times 10^{-2} \cdot (600 - 480) \cdot (B - 15) + 35$$

$$60 < B \leq 140 \quad C_{FP} = 100$$

C_{FP} : FP による内面腐食 [μm]

T : 被覆管内面温度 [$^{\circ}\text{C}$]

B : 局所燃焼度 [GWd/t]

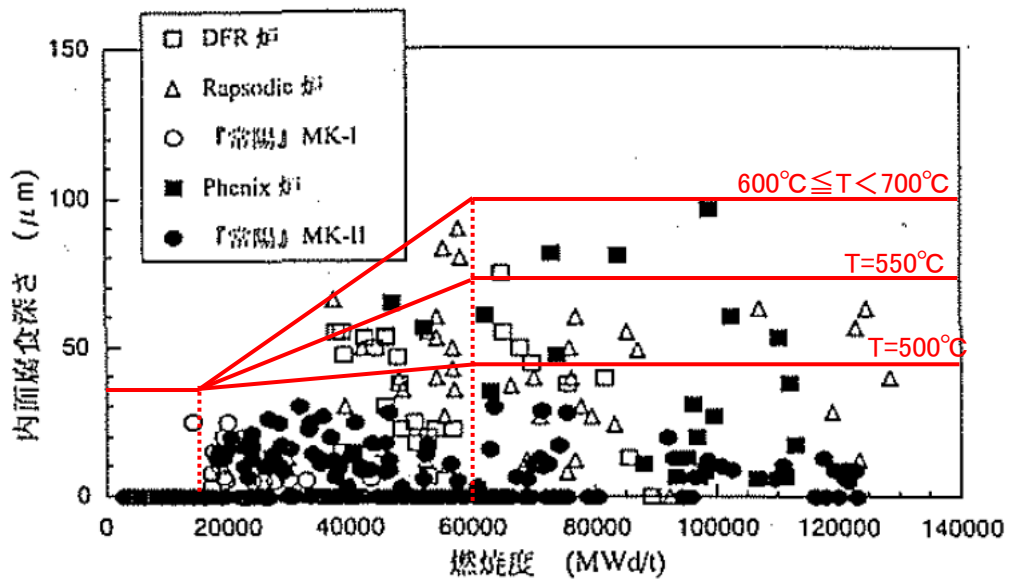
ii) 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)

「常陽」で高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) を被覆管に用いて燃料要素束の照射を行った後、燃料要素を取り出し照射後試験を実施した。その結果、SUS316 相当ステンレス鋼と同等の内面腐食性能を有することが認められた (第 2 図参照^[2])。そのため、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) の内面腐食についても、SUS316 相当ステンレス鋼の内面腐食データに基づく設計式を使用する。

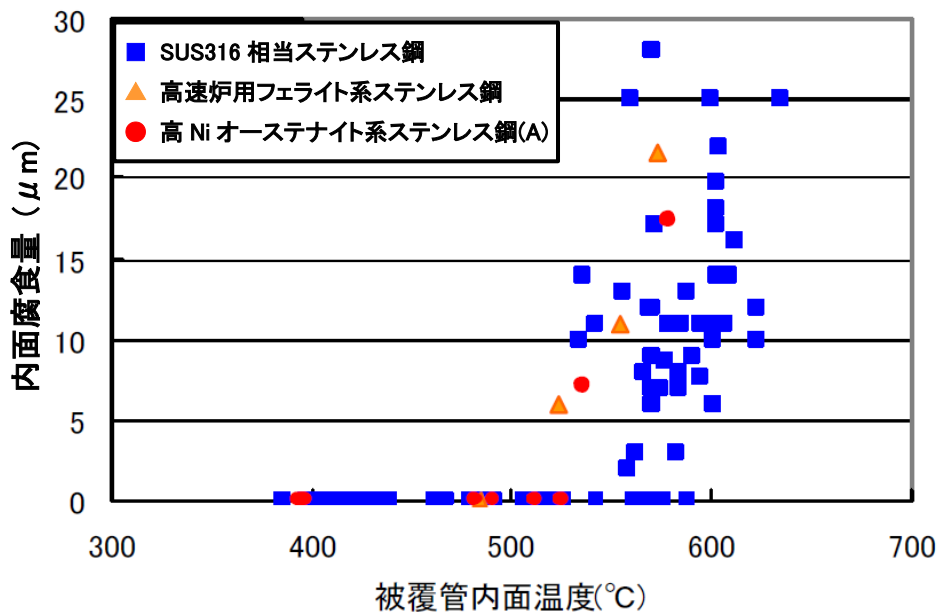
参考文献

[1] 社団法人 日本原子力学会 「次世代燃料」研究専門委員会, 「プルトニウム燃料工学」, 1998 年 1 月.

[2] 佐々木新治, 他, 日本原子力学会「2006 年春の年会」要旨集, C5.



第1図 SUS316 相当ステンレス鋼の被覆管内面腐食式と照射試験データの関係



第2図 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) の内面腐食量データ (SUS316 相当ステンレス鋼との比較)

クリープ強度式の環境効果

1. SUS316 相当ステンレス鋼

SUS316 相当ステンレス鋼のクリープ強度式は、大気中の内圧クリープ破断試験によるデータに基づき策定される。第1図には、大気中の内圧クリープ破断試験データに加え、ナトリウム中、炉内の破断試験データを Larson-Miller パラメータ (LMP)^{*1}で整理した結果を比較して示している^[1]。低 LMP 側の領域では、炉内試験の強度が低下しており、高 LMP 側の領域では、炉内試験の強度に加え Na 中試験の強度も低下していることが分かる。このような試験環境によるクリープ破断強度の違いは、ナトリウムや中性子照射の影響によって生じるものであり、その効果を環境効果という。

この環境効果について、ナトリウム中、炉内のクリープ破断強度に及ぼす原因は以下のとおりである。

- ① ナトリウム中： 鋼中の微量添加元素であるPとBのNa中への溶出と、これに伴う炭化物の微細分散析出効果が失われるため強度低下が生じると考えられる。
- ② 炉内： 製造時の冷間加工転位の回復が照射によって促進されて強度低下が生じると考えられる。

低 LMP 側は、試験時間が短い場合や温度が低い場合であることから、ナトリウム中では P、B がナトリウム中にほとんど溶出せずクリープ強度は維持されるが、炉内の場合、照射による転位回復が比較的早期に生じることにより、クリープ破断強度が低下すると考えられる。一方、高 LMP 側は、試験時間が長い、あるいは温度が高い条件になっていることから、ナトリウム中、炉内とも P、B が Na 中に溶出し低下したものと考えられる。

第2図には、これらの炉内の強度データと本設計評価に用いているクリープ強度 (S_R , S_t , S_t^*) を比較して示した^[1]。ここで、 S_R は大気中のクリープ破断強度の95%信頼度下限を使用した強度、 S_t は設計に当たり保守性を考慮し0.8の安全係数を乗じた強度、 S_t^* は S_t に上述の環境効果を適用した強度である。燃料設計評価では S_t^* を使用するが、炉内の強度低下を示したデータでも、本設計評価用のクリープ強度を上回っており、本クリープ強度式を用いることで保守的な評価となることが分かる。

2. 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)

高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) のクリープ強度について、 S_R は大気中の内圧クリープ破断試験のクリープ破断強度の95%信頼度下限値に基づき策定したものである。環境効果については、米国 FFTF 炉で実施した材料照射試験 (MOTA 試験) で得られたクリープ破断試験データに基づき

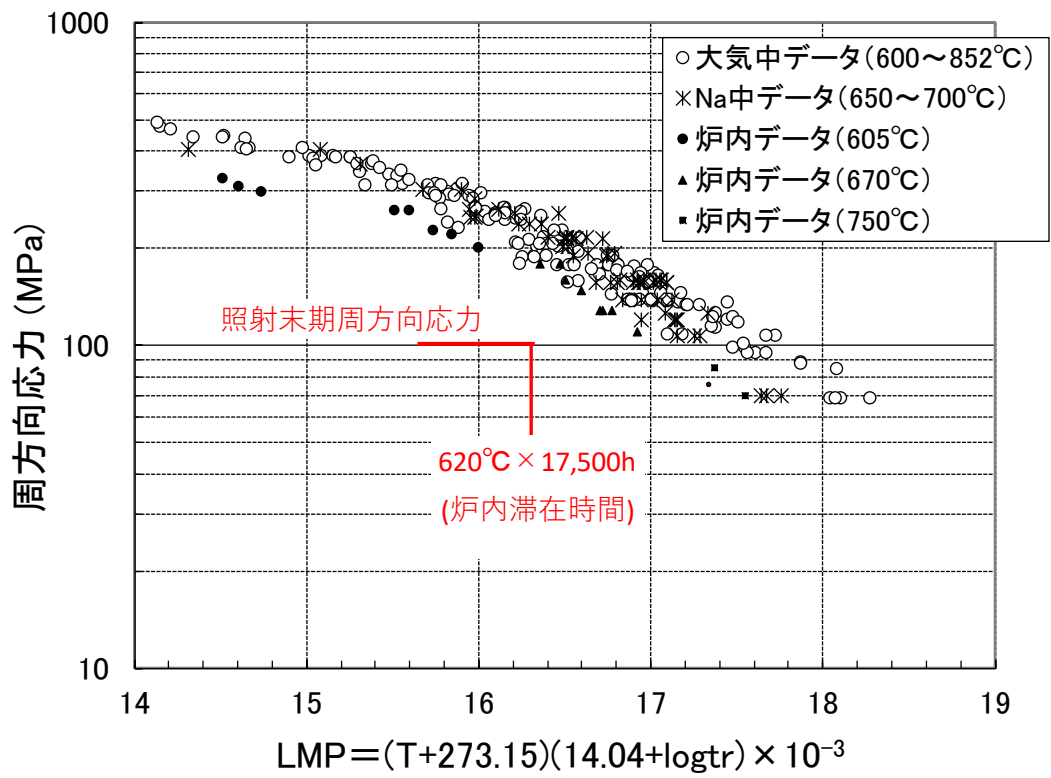
^{*1} 一般に、クリープでは、その変形や破壊のメカニズムが大きく変わらない温度範囲内において、温度と時間を等価的に換算することが可能である。この原理を利用して、比較的高温・短寿命の条件で試験を行い、長期までのクリープ破断時間を予測する方法がいくつか提案されている。Larson-Miller パラメータ法は、その代表的な方法であり、LMP は次式で与えられる^[2]。

$$LMP = (T + 273.15)(C + \log t_r) \quad (T: \text{温度}, C: \text{定数}, t_r: \text{クリープ破断時間})$$

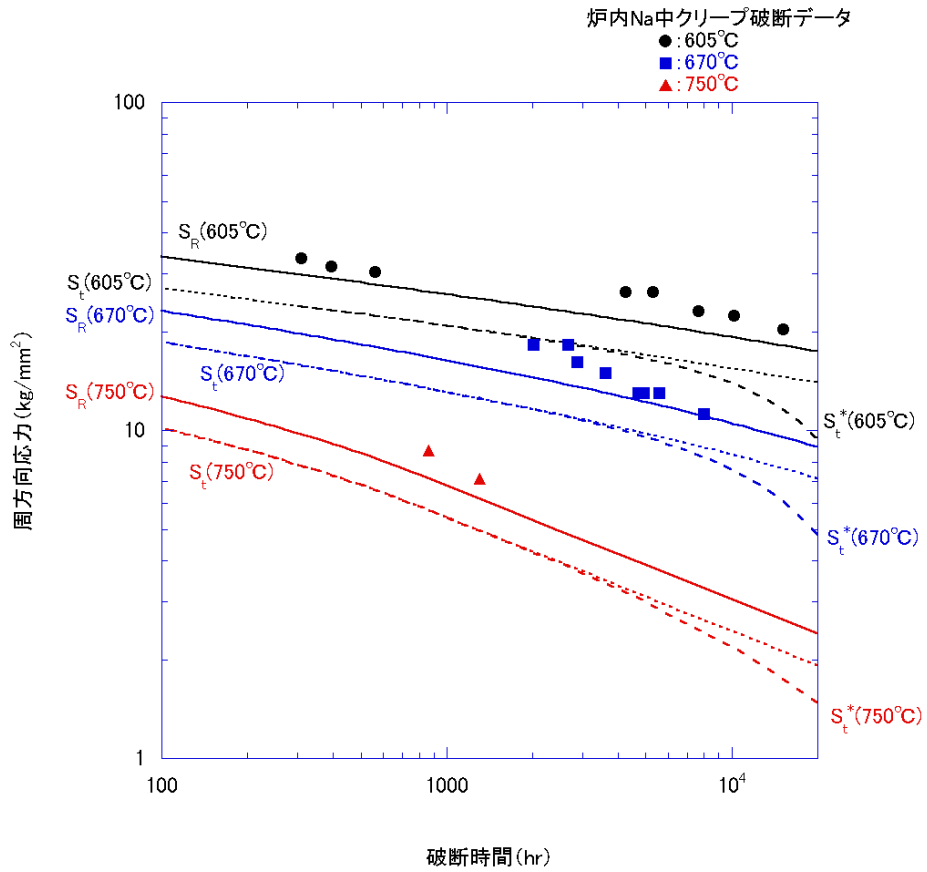
設定している^[3]。第3図には、これらの炉内ナトリウム中の強度データと設計評価に用いているクリープ強 (S_R , S_t , S_t^*) を比較して示した。炉内試験のデータは、本設計評価用のクリープ強度を上回っており、本クリープ強度式を用いることで保守的な評価となることが分かる。

参考文献

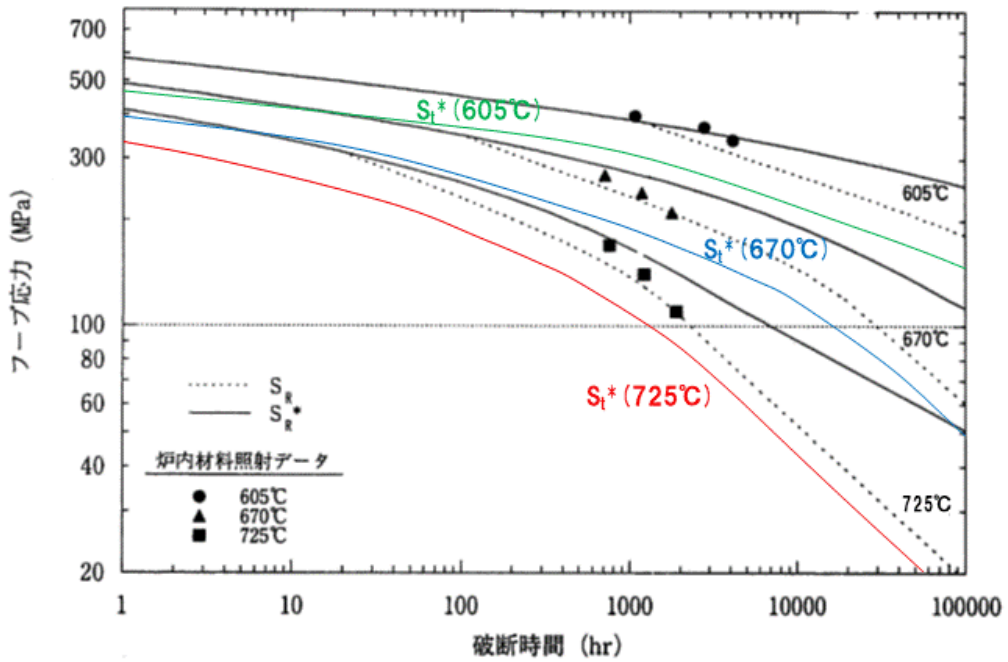
- [1] 原子力安全・保安院, 「独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置変更許可申請 燃料機械設計について」, 資料第 111A-1-5 号, 2007 年 9 月.
- [2] 日本材料学会 高温強度部門委員会, 「高温強度学入門」, 2012 年.
- [3] 皆藤, 他, 「改良オーステナイト鋼 (PNC1520) のクリープ破断強度に関する評価」, JNC TN9400 99-036, p. 26, 1999 年.



第1図 SUS316相当ステンレス鋼の大気中強度、Na中強度、炉内強度の比較



第2図 SUS316 相当ステンレス鋼のクリープ強度 (S_R , S_t , S_t^*) と
炉内クリープ試験データの比較



第3図 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) のクリープ強度
(S_R , S_t , S_t^*) と炉内クリープ試験データの比較

被覆管各部の応力計算式

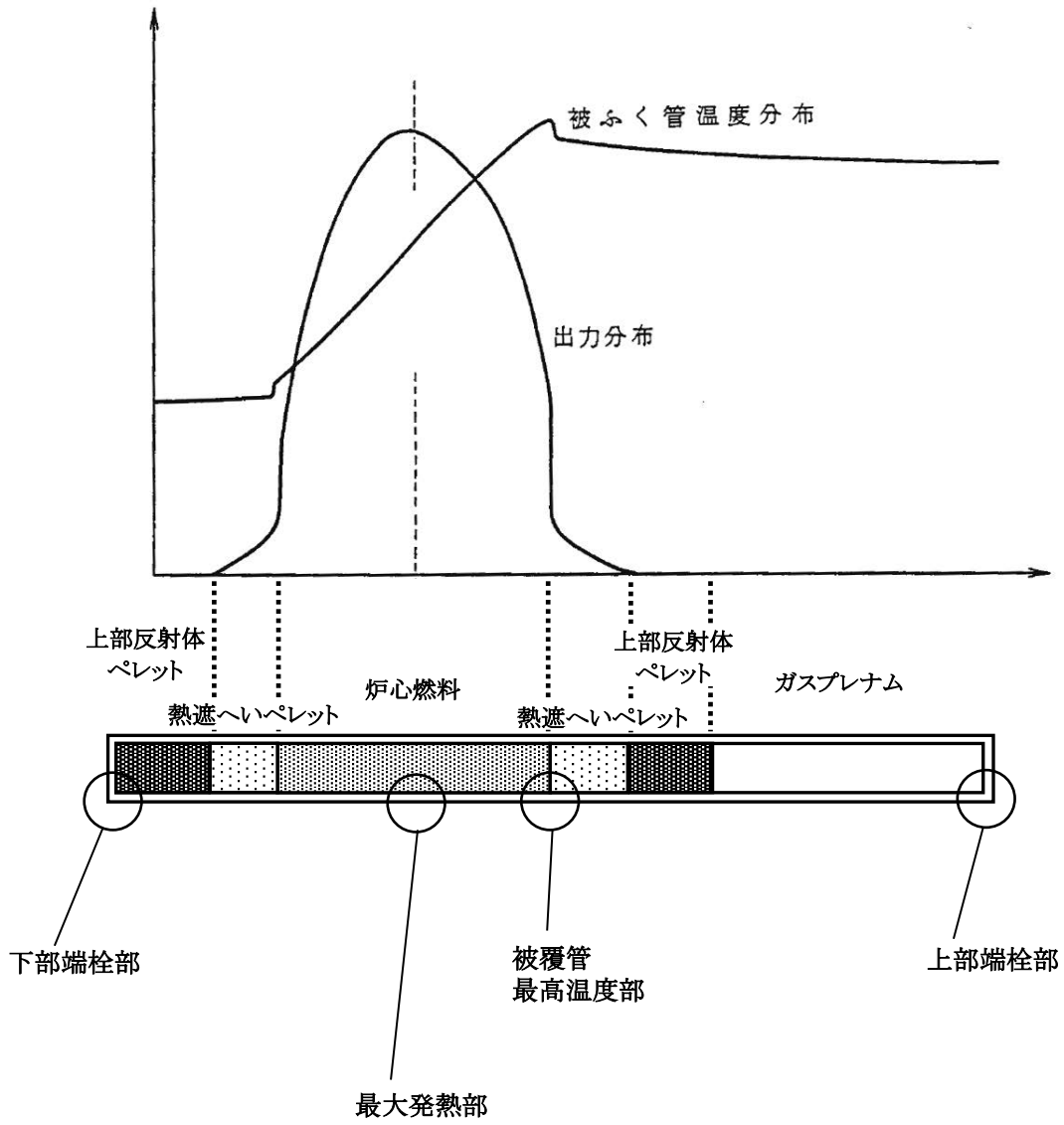
1. 被覆管各部応力評価について

燃料要素の機械設計において、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。

被覆管の各部応力評価については、「通常運転時」と「運転時の異常な過渡変化時」を対象に行う。燃料要素に発生する応力としては、第1表に示す応力を考慮し、その原因に応じて一次応力と二次応力に分類している。燃料要素の応力評価を行う部位については、第1図に示すように、「最大発熱部」、「被覆管最高温度部」、「上部端栓部」、「下部端栓部」を対象に評価を行う。

第1表 応力要因

応力要因	応力分類
内外圧差による応力	一次一般膜応力
流力振動による応力	一次曲げ応力
プレナムスプリング力による応力	一次応力
管壁温度勾配による熱応力	二次応力
軸方向温度勾配による熱応力	二次応力
端栓と被覆管の温度不連続による応力	二次応力
端栓部の圧力不連続による応力	一次一般膜応力、二次応力
下部端栓取付角度誤差による応力	二次応力
湾曲抑制による応力	二次応力
端栓と被覆管のスエリング差による応力	二次応力
ワイヤ・被覆管相互作用による応力	二次応力



第1図 燃料要素の応力評価部位

2. 使用記号一覧表

炉心燃料要素（被覆管）の応力評価式に用いる記号を次のとおり定義する。

記号	項目	単位
$P_{m\theta}$	円周方向一次一般膜応力	(kg/mm ²)
P_{mz}	軸方向一次一般膜応力	(kg/mm ²)
$P_{l\theta}$	円周方向一次局部膜応力	(kg/mm ²)
P_{lz}	軸方向一次局部膜応力	(kg/mm ²)
$P_b\theta$	円周方向一次曲げ応力	(kg/mm ²)
P_bz	軸方向一次曲げ応力	(kg/mm ²)
$Q_{in\theta}$	被覆管内面円周方向二次応力	(kg/mm ²)
Q_{inz}	被覆管内面軸方向二次応力	(kg/mm ²)
$Q_{out\theta}$	被覆管外面円周方向二次応力	(kg/mm ²)
Q_{outz}	被覆管外面軸方向二次応力	(kg/mm ²)
R_m	被覆管の平均半径	(mm)
t	被覆管の肉厚	(mm)
E	ヤング率	(kg/mm ²)
P_a	内外圧力差	(kg/mm ²)
W	支点反力	(kg)
F	スプリングによる反力	(kg)
β	応力発生原因として設定する 下部端栓取付角度の誤差	(°)

記号	項目	単位
ξ	補正係数 (0.8)	—
l_p	燃料要素間ピッチ	(mm)
T	スパイラルワイヤ張力	(kg)
φt	高速中性子照射量 [E > 0.1MeV]	(n/cm ²)
τ	潜伏期間	(10 ²² n/cm ²)
T ₁	温度	(°C)
R	スエリング速度	(%/ (10 ²² n/cm ²))
α	曲率パラメータ	((10 ²² n/cm ²) ⁻¹)
A _i	材料定数	—
α_e	熱膨張係数	(1/°C)
ΔT_r	被覆管管壁温度差	(°C)
ΔT_z	被覆管軸方向温度勾配	(°C/cm)
ΔT_{ep}	被覆管と端栓との温度差	(°C)
ν	ポアソン比	—
D _o	被覆管の外径	(mm)
D _i	被覆管の内径	(mm)
DD _o	被覆管の外径公差	(mm)
DD _i	被覆管の内径公差	(mm)

記号	項目	単位
dw	スパイラルワイヤ直径	(mm)
y	はりの中心軸からの距離 (Do/2)	(mm)
l	支持点間距離 (被覆管) (ワイヤ巻き付けピッチの1/2)	(mm)
δ	流力振動幅	(mm)
L	支持点間距離 (下部端栓部)	(mm)
I	断面二次モーメント	(mm ⁴)
T _p	ピークスエリング温度	(°C)
R ₀	ピークスエリング温度での スエリング速度	(%/ (10 ²² n/cm ²))
Ar	被覆管断面積	(mm ²)
ΔNa	ナトリウム腐食量	(mm)
ΔF.P.	F. P. 腐食量	(mm)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{AN}$	アニール材のスエリング率	(%)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{1520CW}$	高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) の スエリング率	(%)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{SUS316CW}$	SUS316相当ステンレス鋼のスエリング率	(%)

3. 応力計算式

(i) 被覆管内外圧差による応力

初期封入ガスや核分裂生成物等による内部圧力と、冷却材による外部圧力との差により被覆管に発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{m\theta} = \frac{Pa \cdot Rm}{t}$$

$$P_{mz} = \frac{Pa \cdot Rm}{2t}$$

(ii) 管壁温度勾配による熱応力

被覆管内外面の温度差により生ずる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{in\theta} = \frac{E \cdot \alpha e \cdot \Delta Tr}{2(1 - \nu)}$$

$$Q_{out\theta} = \frac{E \cdot \alpha e \cdot \Delta Tr}{2(1 - \nu)}$$

$$Q_{inz} = Q_{in\theta}$$

$$Q_{outz} = Q_{out\theta}$$

(iii) 軸方向温度勾配による熱応力

被覆管軸方向の温度差により生じる断面間の熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{in\theta} = -0.1612E \cdot \alpha e \cdot \Delta Tz \left(1 + \nu \sqrt{\frac{3}{1 - \nu^2}}\right)$$

$$Q_{out\theta} = -0.1612E \cdot \alpha e \cdot \Delta Tz \left(1 - \nu \sqrt{\frac{3}{1 - \nu^2}}\right)$$

$$Q_{inz} = -0.1612E \cdot \alpha e \cdot \Delta Tz \sqrt{\frac{3}{1 - \nu^2}}$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

(iv) 端栓部の温度不連続による応力

端栓取付部の被覆管と端栓との温度差により生じる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{in\theta} = E \cdot \alpha e \cdot \Delta T_{ep} - v \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{out\theta} = E \cdot \alpha e \cdot \Delta T_{ep} + v \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{inz} = -\xi \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha e \cdot \Delta T_{ep}$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

(v) 端栓部の圧力不連続による応力

端栓取付部において内外圧力差による被覆管の変位が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{m\theta} = \frac{v \cdot Pa \cdot Rm}{2t}$$

$$P_{inz} = \frac{1}{v} \cdot P_{m\theta}$$

$$Q_{in\theta} = v \left(1 - \frac{v}{2}\right) \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} \cdot \frac{Pa \cdot Rm}{t}$$

$$Q_{out\theta} = -Q_{in\theta}$$

$$Q_{inz} = \left(1 - \frac{v}{2}\right) \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} \cdot \frac{Pa \cdot Rm}{t}$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

(vi) 流力振動による応力

炉心燃料要素が冷却材の流れによって水平方向に振動し、湾曲することによって発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{bz} = \pm \frac{4.8EDo\delta}{l^2}$$

(vii) 湾曲抑制による応力

炉心燃料要素の周方向温度分布の不均一による炉心燃料要素の湾曲が、周囲要素及びラップ管で拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{inz} = \pm \frac{W \cdot l \cdot y}{8I}$$

$$Q_{outz} = Q_{inz}$$

(viii) プレナムスプリング力による応力

プレナムスプリング力により被覆管の軸方向に発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{mz} = \frac{F}{2\pi R_m \cdot t}$$

(ix) 下部端栓取付角度誤差による応力

下部端栓溶接時に軸方向に対して角度誤差が生じた場合、炉心燃料要素装填時に周囲要素及びラップ管との接触により変位が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{inz} = \pm \frac{E(L \sin \beta - \xi_0)y}{L\left(\frac{1}{3}L + \frac{2}{7}l\right)}$$

$$\xi_0 = (l_p - D_o - dw)$$

$$Q_{outz} = Q_{inz}$$

(x) スエリング差による応力

端栓取付部において、端栓と被覆管の材料の違いによるスエリング歪の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{inz} = E \cdot \sigma \sqrt{\frac{3}{1 - \nu^2}}$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

$$Q_{in\theta} = \nu \cdot Q_{inz} - E \cdot \sigma$$

$$Q_{out\theta} = \nu \cdot Q_{outz} - E \cdot \sigma$$

$$\sigma = \left\{ \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{1520CW, SUS316CW} - \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{AN} \right\} \times 10^{-2}$$

(xi) ワイヤ・被覆管相互作用による応力

スパイラルワイヤと被覆管の間で双方に発生する歪による変形を互いに拘束し合う時に、スパイラルワイヤの張力に起因して発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{outZ} = \pm \frac{F_m \cdot D_1}{2I} - \frac{T \cdot \cos \theta}{Ar}$$

$$Q_{inZ} = \pm \frac{F_m \cdot D_2}{2I} - \frac{T \cdot \cos \theta}{Ar}$$

$$F_m = \frac{l \cdot T}{\pi} \sin \theta + T \cdot \cos \theta \frac{1}{1 - \frac{T \cdot l^2 \cdot \cos \theta}{\pi^2 \cdot E \cdot I}} \cdot \frac{T \cdot l^3 \cdot \sin \theta}{\pi^3 \cdot E \cdot I}$$

$$D_1 = D_o - DD_o - 2 \times \Delta Na$$

$$D_2 = D_i - DD_i - 2 \times \Delta F.P.$$

$$\theta = \tan^{-1} \left\{ \frac{\pi}{l} \times \left(\frac{D_o + dw}{2} \right) \right\}$$

設計応力強さ (Sm) 設定における ASME の適用

被覆管各部にかかる応力の制限値は、ASME Sec. IIIの基準に基づき、以下のように設定する。

[一次応力の制限]

- 一次一般膜応力 $\leq S_m$
- 一次局所膜応力 + 一次曲げ応力 $\leq 1.5S_m$

ここで、 S_m は設計応力強さを示し、下式で定義

$$S_m = \text{Min} \left(\frac{1}{2} S_u^*, \frac{3}{4} S_y^* \right)$$

S_u^* : 当該温度での設計引張強さ (環境効果考慮)

S_y^* : 当該温度での設計降伏強さ (環境効果考慮)

[一次応力+二次応力の制限]

- 一次応力の最大 + 二次応力の最大 $\leq S_q$

ここで、 S_q は想定する負荷サイクル中の最高及び最低の壁厚平均温度に対して定まる設計降伏強さ (S_y) の平均値

※ 設計応力強さ (S_m) の係数 : 別添 1 参照

※ 設計降伏強さ (S_y) 及び設計引張強さ (S_u) への環境効果の考慮 : 別添 2 参照

設計応力強さ (S_m) の係数

設計応力強さ (S_m) は、上述のように、材料の設計降伏強さ (S_y) と設計引張強さ (S_u) の両者を考慮して決められる。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) の各温度における S_m の内訳 (S_m を決める支配因子) を第 1 図及び第 2 図にそれぞれ示した。図より、 S_m は主に $1/2S_u^*$ で決められていることが分かる。

ここで、 S_y 、 S_u それぞれの係数について、「常陽」の燃料設計で適用している係数は ASME Sec. III 等の規格を参考に設定しているが、材料の特性や設計の特性を考慮して、一部変更した値を用いている。第 1 表に、「常陽」の係数と ASME Sec. III、JSME 設計・建設規格 (高速炉規格) の係数を比較して示した。具体的に、「常陽」の係数で変更した点としては、「設計引張強さ (S_u) の係数を $1/3 \rightarrow 1/2$ に変更」、「設計降伏強さ (S_y) の係数を $0.9 \rightarrow 3/4$ に変更」の 2 点である。それぞれについて、変更した理由は以下のとおりである。

i) S_u の係数の変更

ASME や JSME の規格は、炉容器など半永久構造物を対象としているのに対して、燃料は使用期間が短い取替部品であること、形状が比較的単純で使用条件も明確なこと、実機で使用する構造材の実際の強度データに基づいていることを考慮し、安全係数の合理化を図るものとし、 $1/3 \rightarrow 1/2$ に変更した。

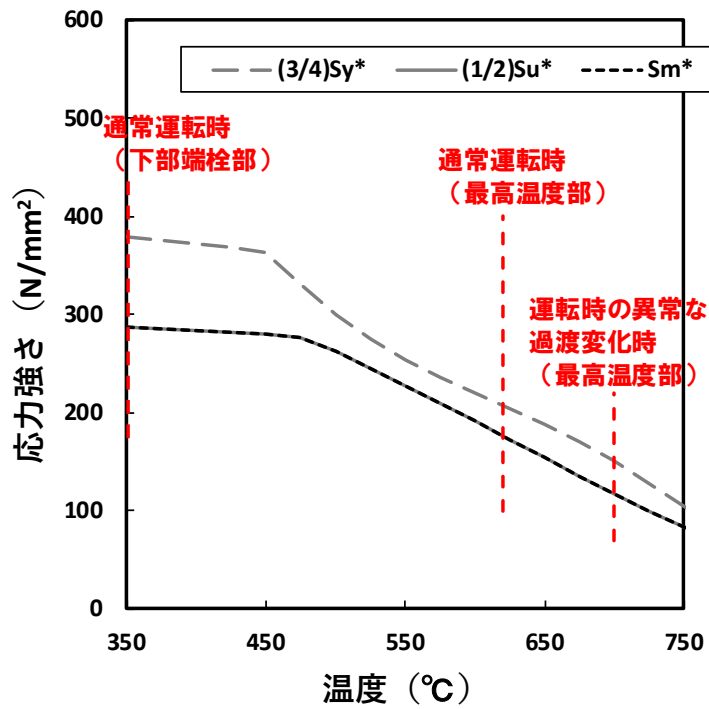
ii) S_y の係数の変更

オーステナイト鋼の場合、降伏点に達してもすぐ破断するのではなく、歪み硬化により持ちこたえる特性がある。一方、「常陽」の被覆材は、耐スエリング性のため冷間加工材 (20%CW 材) であり、ASME の溶体化処理材 (ST 材) ほど降伏後の硬化が期待できないことから、BDS (高速原型炉第 1 種機器の高温構造設計指針) 等の一般鋼の基準を参考に、ASME より安全裕度を取ることが必要と判断し、 0.9 から $3/4$ に変更した。

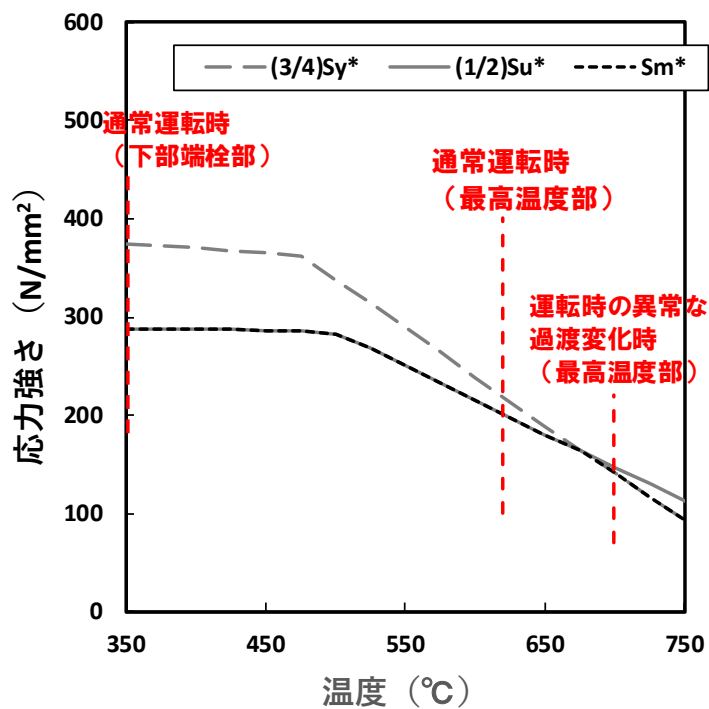
第 1 表 設計応力強さ (S_m) の係数の比較

規格等	S_m の設定
JSME 設計・建設規格 高速炉規格	$Min \left\{ \frac{1}{3} S_u, 0.9 S_y \right\}$
ASME Sec. III Subsection NH	$Min \left\{ \frac{1}{3} S_u, 0.9 S_y \right\}$
「常陽」燃料設計	$Min \left\{ \frac{1}{2} S_u^*, \frac{3}{4} S_y^* \right\}$

* : 環境効果含む。



第1図 設計応力強さ (S_m) の内訳
(SUS316 相当ステンレス鋼)



第2図 設計応力強さ (S_m) の内訳
(高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))

設計降伏強さ (S_y)、設計引張強さ (S_u) の環境効果

設計降伏強さ (S_y)、設計引張強さ (S_u) などの短時間強度に及ぼす主な環境効果として、高速中性子による照射効果とナトリウム浸漬による効果がある。このうち、照射効果については、約 500°C 以下では、フランクループ生成に伴う転位密度増加による硬化のため強度が上昇するのに対し、約 500°C 以上では、主に冷間加工組織の回復、軟化のため強度低下が生ずる。一方、ナトリウム浸漬効果については、高温側で固溶元素のナトリウム中への選択的拡散溶出が生じることにより強度は低下する。

設計で適用する環境効果について、高温側の強度低下は、冷間加工組織の回復、軟化が第 1 要因として支配的であること、現状のデータベースを考慮すると環境効果として各因子を分離、定量化して説明するのは難しいことを考慮し、ナトリウム環境の照射試験データから求めた補正係数を適用している。また、低温側の強度上昇については、保守的に考慮しないこととしている。以下に、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) それぞれについて、短時間強度に及ぼす環境効果を説明する。

i) SUS316 相当ステンレス鋼

SUS316 相当ステンレス鋼について、材料照射、燃料要素の照射試験を実施し、照射材の引張試験を行い、機械的特性データを蓄積してきている。これら試験の結果に基づく、降伏強さ、引張強さと高速中性子照射量の関係を第 1 図及び第 2 図に示した^[1]。ここで、SUS316 相当ステンレス鋼の短時間強度は、上述のとおり、約 500°C 以下で上昇、約 500°C 以上で低下するという傾向を示している。また、照射による短時間強度への影響は、降伏強さ、引張強さとも照射の初期側で概ね飽和し、その後一定となっている。

次に、第 3 図及び第 4 図には、照射材に加え、Na 浸漬材、熱時効材の引張試験で得られたデータと設計強度 (S_y , S_u) 及び環境効果を考慮した設計強度 (S_y^* , S_u^*) を比較して示した^[2]。ここで、取得している照射材等の試験データは、全て環境効果を考慮した設計強度を上回っており、本環境効果は妥当であることが分かる。

ii) 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)

高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) についても、SUS316 相当ステンレス鋼ほどではないが、照射材の引張試験による機械的特性データが蓄積されている。照射試験の結果に基づく、降伏強さ、引張強さと高速中性子照射量の関係を第 5 図及び第 6 図に示した^[1]。高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A) の短時間強度についても、上述の傾向を示すとともに照射初期側で飽和している。

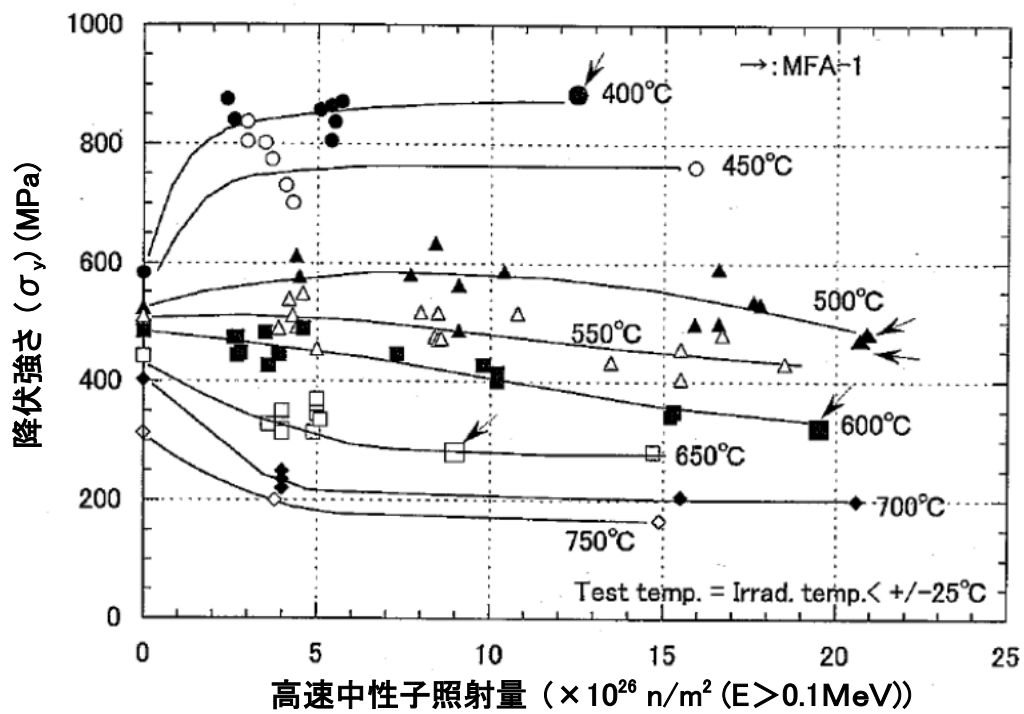
第 7 図及び第 8 図には、照射材の引張試験で得られたデータと環境効果を考慮した設計強度 (S_y^* , S_u^*) を比較して示した^[3]。ここで、第 7 図の S_y については、取得している試験データ全てが環境効果を考慮した設計強度を上回っているが、一方、第 8 図の S_u については、LMP が 2.6×10^4 と 3.3×10^4 付近の試験データ点において、環境効果を考慮した設計強度 (S_u^*) を僅かだが下回っていることが分かる。ただし、これらの試験データ点は、いずれも「常陽」MK-IV 炉心の照射条件の範囲を逸脱

した条件のデータであることから*1、「常陽」MK-IV 炉心の設計においては、本環境効果は妥当であると考えられる。

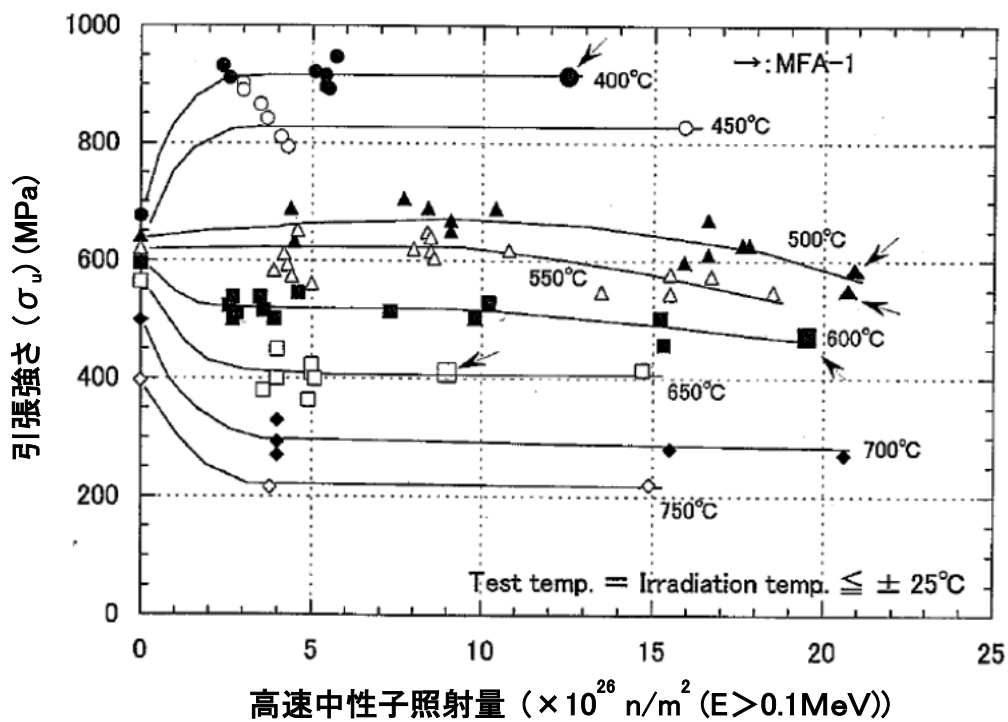
参考文献

- [1] 吉武 庸光, 大森 雄, 他, 「「もんじゅ」型燃料集合体 (MFA-1、2) 被覆管の引張強度・延性特性評価」, JNC TN9400 2001-116, 2001 年 7 月.
- [2] 日本原子力研究開発機構 高速炉・新型炉研究開発部門 敦賀総合研究開発センター, 「高速増殖原型炉もんじゅ -その軌跡と技術成果-」, JAEA-Technology 2019-007, 2019 年 7 月.
- [3] 上羽 智之, 鵜飼 重治, 他, 「改良オーステナイト鋼 (15Cr-20Ni 鋼) の被覆管短時間強度補正係数の策定」, JNC TN9400 2001-037, 2001 年 2 月.

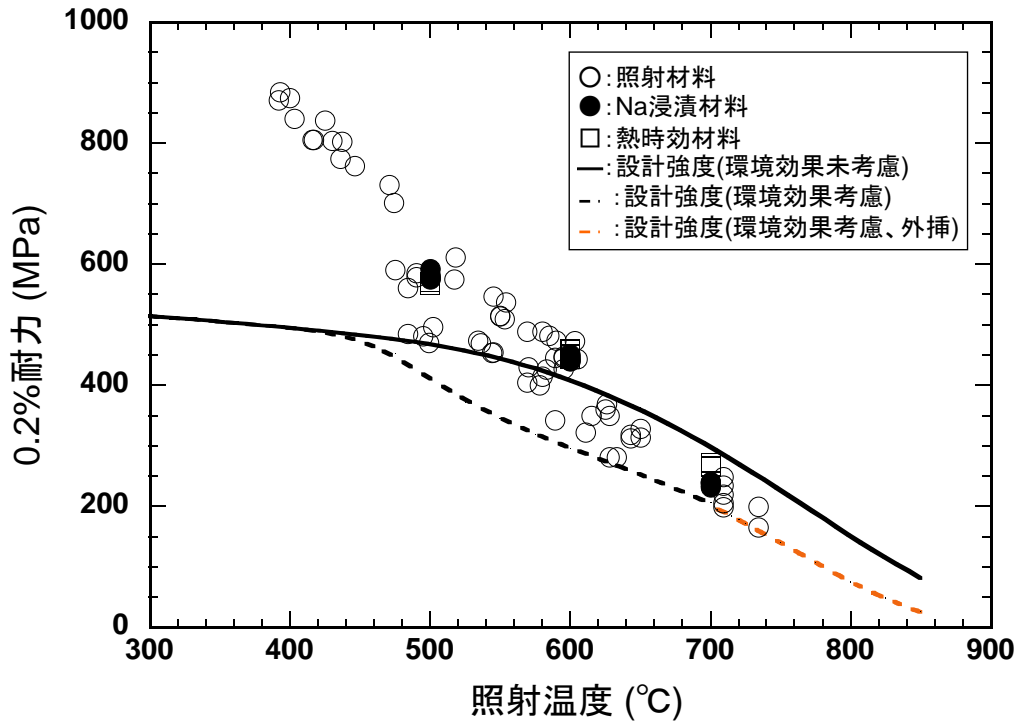
1 参考文献 [1] によると、LMP が 2.6×10^4 付近の Su^ を下回る試験データについては、高速中性子照射量が約 23×10^{22} n/cm² ($E > 0.1$ MeV) と「常陽」MK-IV 炉心の約 14×10^{22} n/cm² より大きく、照射後試験の結果、10%程度のスエリングによる膨れが生じていた。また、 3.3×10^4 付近の Su^* を下回る試験データについては、照射中の温度が 750°C と「常陽」MK-IV 炉心の被覆管最高温度 620°C を大きく超えて高温であった。



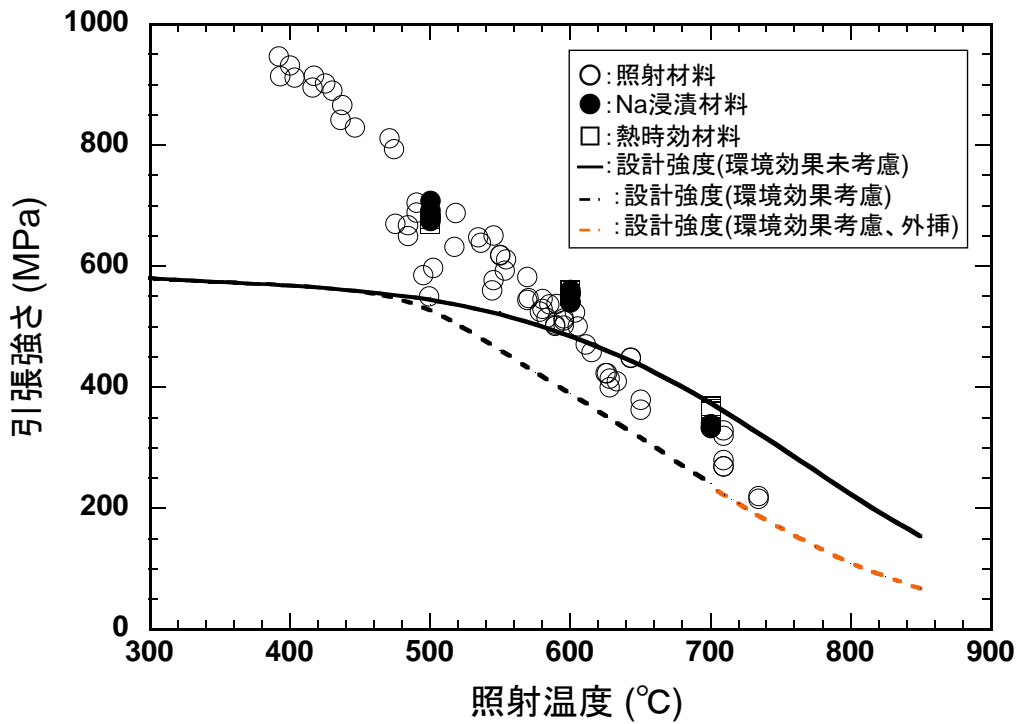
第1図 照射材の降伏強さと高速中性子照射量の関係
(SUS316 相当ステンレス鋼)



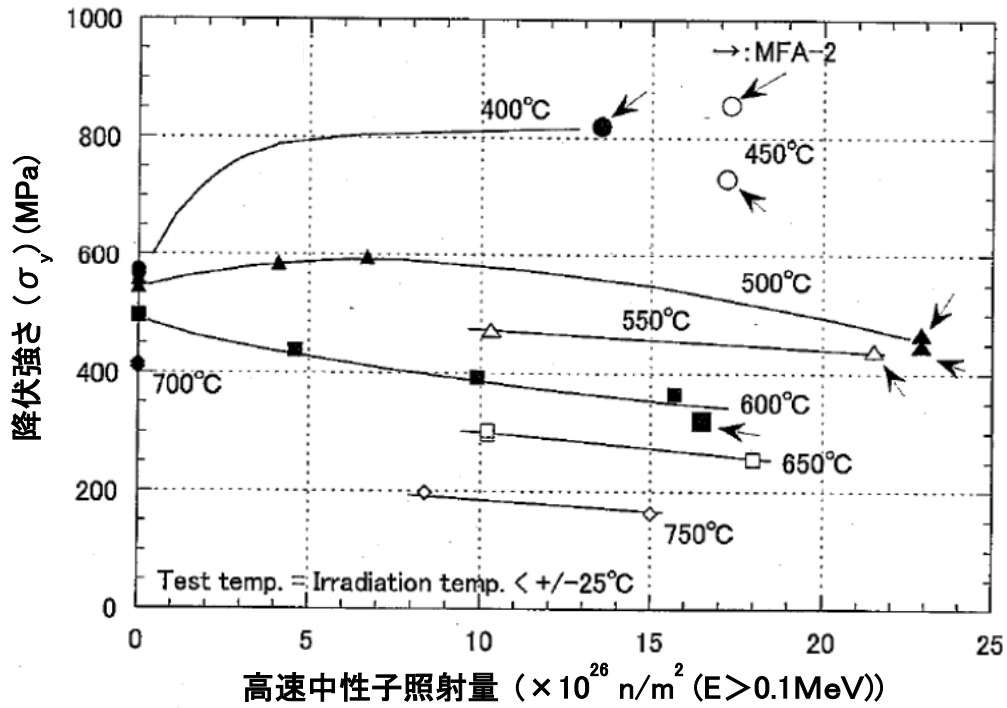
第2図 照射材の引張強さと高速中性子照射量の関係
(SUS316 相当ステンレス鋼)



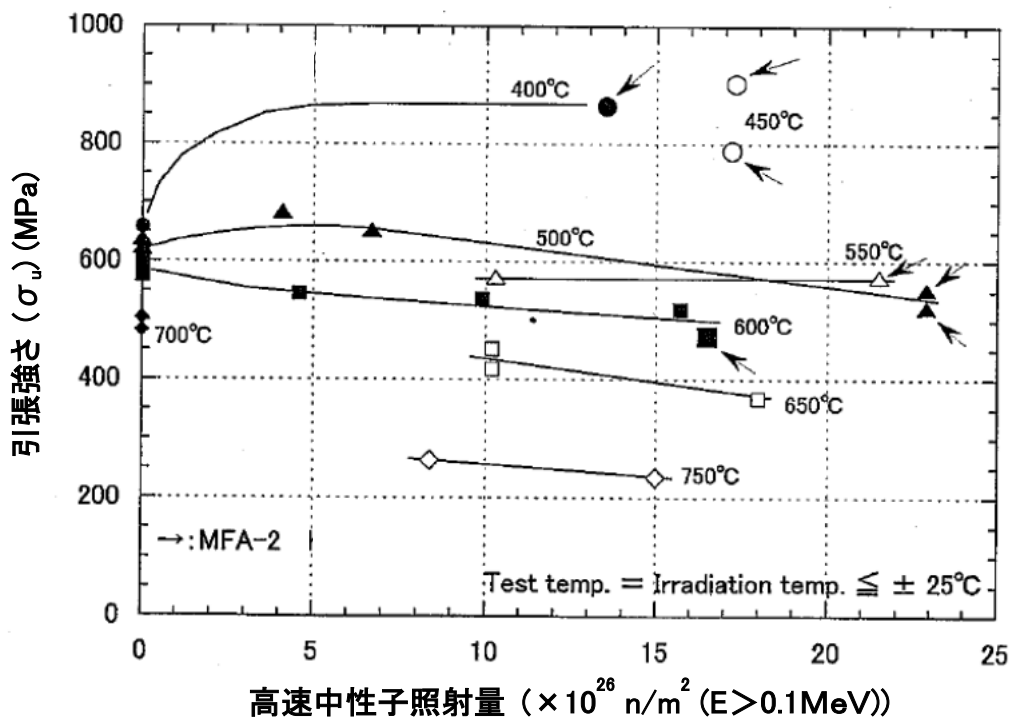
第3図 設計降伏強さ (S_y)、環境効果を考慮した設計降伏強さ (S_y^*) と試験データの比較 (SUS316 相当ステンレス鋼)



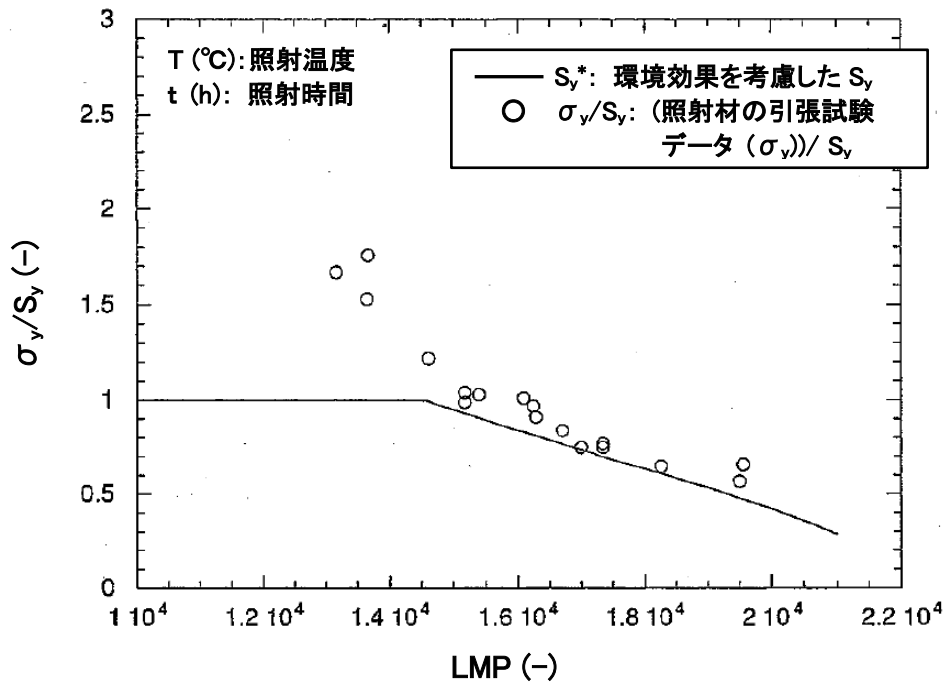
第4図 設計引張強さ (S_u)、環境効果を考慮した設計引張強さ (S_u^*) と試験データの比較 (SUS316 相当ステンレス鋼)



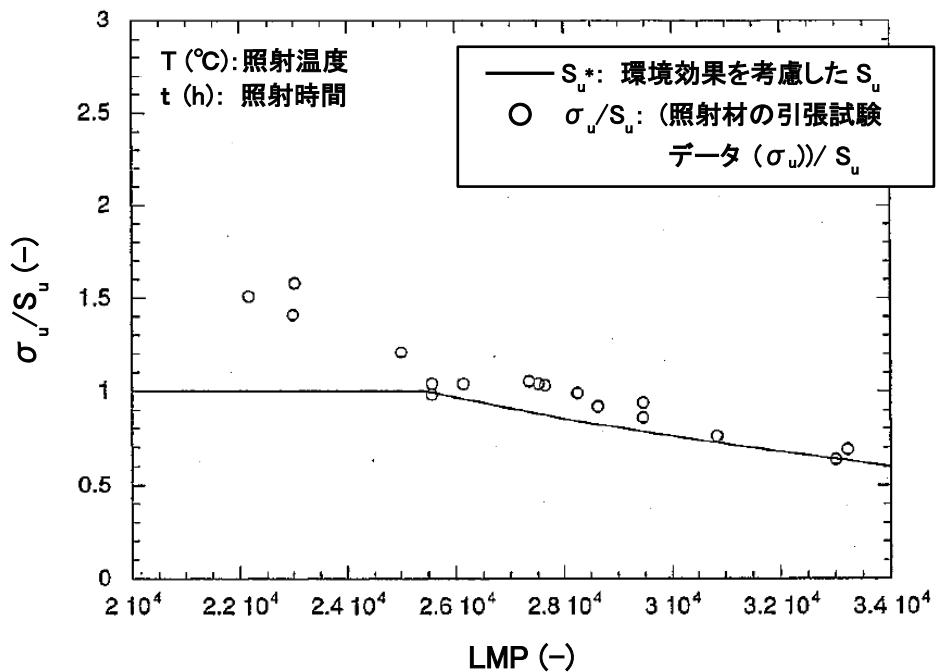
第5図 照射材の降伏強さと高速中性子照射量の関係
(高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))



第6図 照射材の引張強さと高速中性子照射量の関係
(高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))



第7図 環境効果を考慮した設計降伏強さ (S_y^*) と試験データの比較 (高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))



第8図 環境効果を考慮した設計引張強さ (S_u^*) と試験データの比較 (高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))

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。

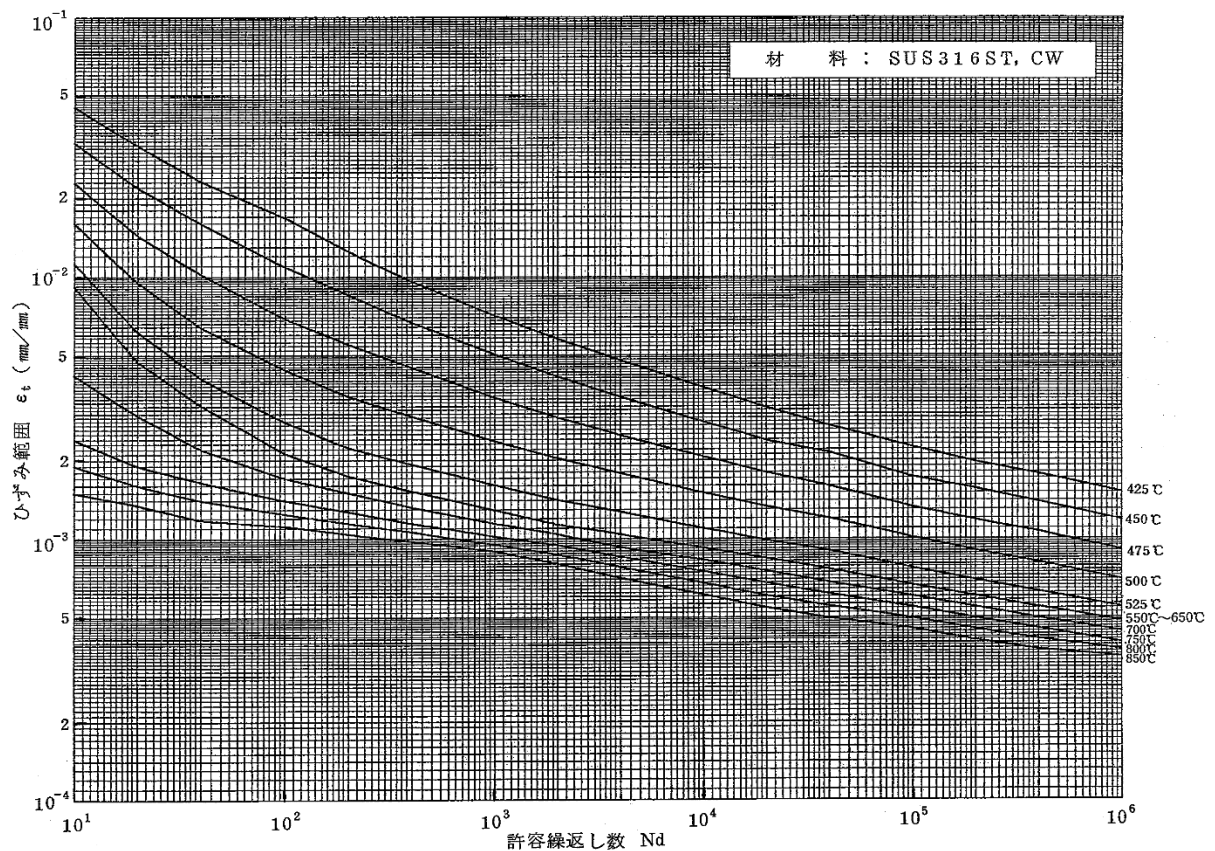
$$疲労損傷和 D_f = \sum_i \frac{n_i}{Nd_i}$$

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。



第 1 図 疲労線図

熱過渡事象について

MK-IV炉心における熱過渡事象の設定を第1表に示す。

第1表 MK-IV炉心における熱過渡事象の設定

	事象	温度サイクル	回数
通常	通常起動	停止温度→通常温度	42回
	通常停止	通常温度→停止温度	
過渡	未臨界状態からの 制御棒の異常な引抜き	停止温度→過渡温度（入口+121℃）→停止温度	13回
	外部電源喪失	通常温度→過渡温度（入口+30℃）→停止温度	13回
	出力運転中の 制御棒の誤引抜き	通常温度→過渡温度（入口+10℃）→停止温度	13回
	1次冷却材流量減少	通常温度→過渡温度（入口+80℃）→停止温度	3回

※例：1次冷却材流量減少事象の場合、最高温度部（通常時、熱的制限値 620℃）の温度は
620℃（通常時）→700℃（過渡時、通常時温度+80℃）→350℃（停止）
となる。

MK-IV炉心における炉心燃料要素の機械設計結果等の整理

1. 設置変更許可及び設工認における炉心燃料要素の設計について

炉心燃料要素は、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（原子炉施設の寿命期間中に予想される機器の単一故障若しくは誤動作または運転員の単一誤操作及びこれらと類似の頻度で発生すると予想される外乱によって生じる異常な状態をいう。以下同じ。）時において、下記の方針を満足するように炉心燃料要素の設計を行う。

なお、設計に当たっては、燃料密度変化、核分裂生成ガスの生成及び放出、被覆管のクリープ及びスエリング、燃焼に伴って変化する他の諸性質の効果等を考慮する。

- (1) 燃料最高温度（燃料ペレットの最高温度をいう。以下同じ。）は、 $2,650^{\circ}\text{C}$ 以下となるように設計する。
- (2) 被覆管歪は、十分小さくなるように設計する。
- (3) 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。
- (4) 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の基準に準拠した値を満たすように設計する。
- (5) 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。なお、設計疲労曲線は、ASME Sec. III Code Case N-47に準拠した曲線を使用する。

設計フローについては【燃料要素の熱・機械設計の流れ：別紙1】に示す。

2. MK-Ⅳ炉心で使用する炉心燃料集合体の設工認申請書に記載する設計条件・設計仕様

2.1 設計条件

設工認申請書に記載する炉心燃料集合体の主要な設計条件を第2.1.1表に示す。なお、MK-Ⅲ炉心から使用している炉心燃料集合体の一部についてはMK-Ⅳ炉心でも継続使用する。

第2.1.1表 設工認で定める主要な設計条件

項目	区分 ^{*1}	設置変更許可記載	備考
熱出力	(a)	100MW	
1次冷却材種類	(a)	ナトリウム	
1次冷却材流量	(a)	約2,700t/h	
原子炉入口温度	(a)	約350℃	
最高燃焼度	(a)	90,000MWd/t	
最大線出力密度	(a)	約330W/cm	<ul style="list-style-type: none"> • MK-Ⅲ炉心から継続使用するものについては、MK-Ⅲ炉心での使用期間中は約420W/cm
被覆管最高温度	(a)	620℃	<ul style="list-style-type: none"> • 被覆管の熱的制限値を保守的に初期条件として使用する。 • MK-Ⅲ炉心から継続使用するものについては、MK-Ⅲ炉心での使用期間中は675℃

2.2 設計仕様

設工認申請書に記載する炉心燃料集合体の主要な設計仕様のうち、燃料要素に関連する設計仕様を第 2.2.1 表に示す。

第 2.2.1 表 設工認で定める主要な設計仕様 (1/2)

項目	区分 ^{※1}	設置変更許可記載	備考
種類	(a)	プルトニウム・ウラン 混合酸化物焼結ペレット	
Pu 含有率	(a)	32wt%以下	
核分裂性 Pu 富化度	(c)	約 16wt%、約 21wt%	
Am 含有率	(b)	—	※2
U 濃縮度	(c)	約 18wt%	
O/M 比	(b)	—	※3
蒸発性不純物	(d)	—	※4
水分	(d)	—	※4
不純物	(d)	—	※5
ペレット初期密度	(c)	約 94%理論密度	
Pu スポット径	(d)	—	※6
ペレット直径	(c)	約 4.6mm	
ペレット長	(c)	約 9mm	
被覆管材質	(a)	SUS316 相当ステンレス鋼または高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)	
被覆管組成	(b)	—	※7
上部端栓材質	(c)	SUS316 ステンレス鋼、SUS316 相当ステ ンレス鋼または高 Ni オーステナイト 系ステンレス鋼 (A)	
上部端栓組成	(b)	—	※7
下部端栓材質	(c)	SUS316 ステンレス鋼、SUS316 相当ステ ンレス鋼または高 Ni オーステナイト 系ステンレス鋼 (A)	
下部端栓組成	(b)	—	※7
ワイヤスペーサ材料	(c)	SUS316 相当ステンレス鋼または高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)	
ワイヤスペーサ組成	(b)	—	※7
被覆管外径	(c)	約 5.5mm	
被覆管肉厚	(c)	約 0.35mm	
被覆管真直度	(d)	—	※6

第 2.2.1 表 設工認で定める主要な設計仕様 (2/2)

項目	区分 ^{※1}	設置変更許可記載	備考
上部端栓直径	(d)	—	※6
上部端栓長さ	(d)	—	※6
下部端栓直径	(d)	—	※6
下部端栓長さ	(d)	—	※6
ワイヤスペーサ直径	(d)	—	※6
燃料要素全長	(c)	約 154cm	
燃料要素有効長さ	(c)	約 50cm	
ガスプレナム長さ	(c)	約 58cm	
ワイヤ巻き付けピッチ	(d)	—	※6
燃料要素曲がり	(d)	—	※6
燃料集合体当たりの 燃料要素の個数	(c)	127 本	

※1： 設置変更許可に設定した制限項目等について、設工認における取扱い方法を以下に示すように区分した。

	㉞ 設工認において設置変更許可の制限等をそのまま使用する項目	㉟ 設置変更許可における制限の範囲において設工認で仕様や条件等を設定する項目	㊱ 設置変更許可に記載がなく設工認で仕様や条件等を設定する項目
① 設置変更許可の安全上の制限等とする項目	(a)		
② 安全上の制限等の決定因子である項目			
③ 上記①又は②に該当するが運用・製造の観点で、制限すべき値等を超えないことが明確な項目			(b)
④ 上記①～③に該当しないが、基本設計にあたり基本仕様・条件として設置変更許可に記載した項目		(c)	
⑤ 上記①～④以外			(d)

※2： 熱設計基準値の決定因子であるが、運用の観点で、制限すべき値（2%）を超えない。

※3： 熱設計基準値の決定因子であるが、製造の観点で、制限すべき値（2.00）を超えない。

※4： 詳細設計で内圧評価を行う上で設定する上限値であり、製造実績をもとにその範囲を制限しているが、設置変更許可の安全上の制限等又は当該制限等の決定因子に該当しない。

※5： 製造工程の良否の判断の目安（製造工程で混入する不純物）及び原料粉の良否の判断の目安の観点でその範囲を制限している。これらはパーセントオーダーにならない限り核的及び燃料物性等に影響がないため、通常の製造上の品質管理の範囲であれば設置変更許可の安全上の制限等又は当該制限等の決定因子に該当しない。

※6： 製造上の観点や核的・熱的影響の観点（核熱設計は均質評価であり、設計結果に影響を与えないよう）から製造上の品質管理としてその範囲を制限しているが、設置変更許可の安全上の制限等又は当該制限等の決定因子に該当しない。

※7： 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）は、添付書類八追補1「IX. 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）、（B）の成分範囲について」に仕様の記載がある。

3. MK-IV炉心のみで使用する炉心燃料要素における設工認申請書での強度計算例

前項の設工認で設定する仕様や条件についても直近の製造実績をもとに条件を設定し、設置変更許可申請書に記載する基本設計にとどまらず、設工認申請書の強度計算書に記載する詳細設計まで実施した。

3.1 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度評価

(1) 強度評価条件

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に考慮する応力を第3.1.1表に示す。これらの応力についてはその要因によって一次応力と二次応力に分類している。評価時期は、使用初期（BOL）、使用中期（MOL）、使用末期（EOL）とする。強度評価における応力評価部位としては、炉心中心高さとなる最大発熱部、炉心高さ上端の被覆管最高温度部及び、上下端栓接合部の4か所を対象としている。

第3.1.1表 応力要因

応力要因	応力分類
内外圧差による応力	一次一般膜応力
流力振動による応力	一次曲げ応力
プレナムスプリング力による応力	一次応力
管壁温度勾配による熱応力	二次応力
軸方向温度勾配による熱応力	二次応力
端栓と被覆管の温度不連続による応力	二次応力
端栓部の圧力不連続による応力	一次一般膜応力、二次応力
下部端栓取付角度誤差による応力	二次応力
湾曲抑制による応力	二次応力
端栓と被覆管のスエリング差による応力	二次応力
ワイヤ・被覆管相互作用による応力	二次応力

(2) 炉心燃料要素主要仕様

設計上の主要寸法を以下に示す。

MK-IV炉心においてはMK-III炉心から炉心燃料集合体の構造を変更せず、MK-III炉心で使われる炉心燃料集合体を継続使用することから、ここではMK-III炉心第2次取替炉心燃料集合体の製作仕様とする。

① 炉心燃料要素

全長	1,533±2	mm
炉心燃料要素有効長さ	500±5	mm
ガスプレナム長さ	580±10	mm
ワイヤスペーサ巻き付けピッチ	209±15	mm
封入ガス	ヘリウム1kgf/cm ² ・abs以下	

② 燃料ペレット			
種類	プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット		
核分裂性プルトニウム富化度			
(a) 燃料ペレット (内側)	16.3±0.7	wt%	
(b) 燃料ペレット (外側)	20.5±0.7	wt%	
ウラン濃縮度	18.4±0.8	wt%	
O/M比	1.97 ^{+0.02} _{-0.03}		
ペレット直径	4.63±0.05	mm	
ペレット長さ	約9	mm (参考値)	
初期密度	94±2	%理論密度	
蒸発性不純物 (水分以外)	≤150	μl/g (PuO ₂ +UO ₂)	
水分	≤30	ppm	
③ 熱遮へいペレット			
²³⁵ U含有率	≤0.7	wt%	
初期密度	94±1	%理論密度	
O/U比	2.00~2.02		
ペレット直径	4.60±0.05	mm	
ペレット長さ	12±1	mm	
蒸発性不純物 (水分以外)	≤50	μl/g (UO ₂)	
水分	≤30	ppm	
④ 被覆管			
材料	高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) * または SUS316相当ステンレス鋼*		
外径	5.500±0.030	mm	
肉厚	0.350±0.030	mm	
			* 冷間加工度20±5%
⑤ 上部端栓			
材料	高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) または SUS316相当ステンレス鋼		
直径	5.20 ⁺⁰ _{-0.05}	mm	
長さ	25.0±0.2	mm	

⑥ 下部端栓			
材料		高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) または SUS316相当ステンレス鋼	
直径		$4.50^{+0}_{-0.05}$	mm
長さ		69.0 ± 0.2	mm
⑦ プレナムスプリング			
材料		SUS304WPB	
外径		$4.50^{+0}_{-0.20}$	mm
自由長		172.0 ± 2.0	mm
組込長さ		150	mm
バネ定数		0.0500 ± 0.0045	kg/mm
⑧ 上部反射体ペレット			
材料		SUS316ステンレス鋼	
直径		$4.50^{+0}_{-0.03}$	mm
全長		$300.0^{+0}_{-0.8}$	mm
		$(100.00^{+0}_{-0.15} \text{ mm} \times 3\text{個})$	
⑨ 下部反射体ペレット			
材料		SUS316ステンレス鋼	
直径		$4.50^{+0}_{-0.03}$	mm
全長		$25.00^{+0}_{-0.15}$	mm
⑩ 抑え板付プレナムスリーブ			
材料 抑え板		SUS316ステンレス鋼	
プレナムスリーブ		SUS316ステンレス鋼	
外径		4.00 ± 0.03	mm
全長 抑え板付プレナムスリーブ1		$375.0^{+0}_{-0.3}$	mm
抑え板付プレナムスリーブ2		$55.0^{+0}_{-0.2}$	mm

(3) 評価条件

(i) 被覆管寸法条件

被覆管の寸法条件は、平均半径は公称値、肉厚は公差を考慮した最小値にナトリウムによる外面腐食及びFPによる内面腐食を考慮して決定する。

外面腐食及び内面腐食に関して設計上考慮する評価式については【クリープ寿命分数和の計算：別紙7】の別添2に示す。

(ii) 内圧条件及び外圧条件

炉心燃料要素内の圧力は、FP ガス及び初期封入ガスと燃料ペレット内の蒸発性不純物ガスのモル数を合わせて、理想気体近似で算出する。内圧の計算方法は【クリープ寿命分数和の計算：別紙 7】の別添 1 に示す。

また、冷却材による外圧は安全側に 0.098MPa (1.0kgf/cm²) とする。

(iii) 被覆管温度条件

各部の被覆管温度（肉厚中心）条件を第 3.1.2 表に示す。

第 3.1.2 表 被覆管温度（肉厚中心）条件一覧

		通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
下部端栓部	BOL	350℃	350℃
	MOL	350℃	350℃
	EOL	350℃	350℃
最大発熱部	BOL	515℃	595℃
	MOL	515℃	595℃
	EOL	515℃	595℃
最高温度部	BOL	620℃	700℃
	MOL	620℃	700℃
	EOL	620℃	700℃
上部端栓部	BOL	615℃	695℃
	MOL	615℃	695℃
	EOL	615℃	695℃

(iv) その他の評価条件

① 軸方向温度勾配

被覆管の軸方向温度勾配を第 3.1.3 表に示す。

第 3.1.3 表 被覆管軸方向温度勾配

	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
BOL	20 °C/cm	26 °C/cm
MOL	20 °C/cm	26 °C/cm
EOL	20 °C/cm	26 °C/cm

② 被覆管管壁温度差

被覆管の管壁温度差を第 3.1.4 表に示す。

第 3.1.4 表 被覆管管壁温度差

	最大発熱部	最高温度部
BOL	40 °C	22 °C
MOL	40 °C	22 °C
EOL	40 °C	22 °C

③ 被覆管と下部端栓の温度差 ΔT_{ep}

$$\Delta T_{ep} = 5.5 \text{ °C}$$

④ 要素湾曲による支点反力

燃料要素の湾曲拘束による支点反力を第 3.1.5 表に示す。

第 3.1.5 表 要素湾曲による支点反力

	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
BOL	0.349 kgf	0.453 kgf
MOL	0.524 kgf	0.680 kgf
EOL	1.497 kgf	1.941 kgf

⑤ スプリングによる反力 F

$$F = 1.5 \text{ kgf}$$

⑥ ワイヤスペーサの張力 T

$$T = 5.0 \text{ kgf}$$

⑦ 許容応力強さ S_m 値

S_m の設定については【設計応力強さ (S_m) 設定における ASME の適用：別紙 9】に示す。

(4) 各部応力計算式

被覆管各部の応力計算式は【被覆管各部の応力計算式：別紙 8】に示す。

(5) 各部応力評価結果

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に炉心燃料要素各部にかかる応力計算結果を第 3.1.6 表～第 3.1.53 表に示す。

炉心燃料要素各部にかかる応力計算結果は、被覆管材質：高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)、SUS316 相当ステンレス鋼のどちらも、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時においてすべて設計許容応力以下である。

第3.1.7表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、最大発熱部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力																
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q												
						内面	外面				内面	外面											
最大発熱部	使用中	被覆管内外圧差	4.07																				
		管壁温度勾配				-8.67	8.67																
	大発熱部	軸方向温度勾配				0.00	0.00																
		流体力振動																					
	中期	湾曲抑制	湾曲抑制																				
			ワイヤ・被覆管相互作用																				
		端栓部の圧力不連続	端栓部の圧力不連続																				
			端栓部の温度不連続																				
		部	プレナムスプリング力																				
			下部端栓取付角度誤差																				
ス	エリソング差																						
合計			4.07																				
Pm (PL)			4.07																				
Pm (PL) + Pb				4.07																			
Pm (PL) + Pb + Q																							

強度評価 (評価温度 515 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	40.0 (4.07)	278 (28.4) (Sm)	0.144
Pm (PL) + Pb	40.0 (4.07)	417 (42.6) (1.5Sm)	0.096
Pm (PL) + Pb + Q	144.7 (14.75)	455 (46.4) (Sq)	0.319

第3.1.8表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、最大発熱部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q				
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面			
最大発熱部	使用末期	被覆管内外圧差	9.00																		
		管壁温度勾配																			
	使用末期	軸方向温度勾配																			
		流体力振動																			
	使用末期	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続																			
		端栓部の温度不連続																			
	熱部	使用末期	プレナムスプリング力																		
			下部端栓取付角度誤差																		
使用末期		スエリシグ差																			
		合計	9.00																		
使用末期		Pm (PL)	9.00																		
		Pm (PL) + Pb	9.00																		
使用末期	Pm (PL) + Pb + Q	0.33																			
	合計																				

強度評価 (評価温度 515 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	88.3 (9.00)	274 (28.0) (Sm)	0.323
Pm (PL) + Pb	88.3 (9.00)	411 (42.0) (1.5Sm)	0.215
Pm (PL) + Pb + Q	199.9 (20.38)	442 (45.1) (Sq)	0.453

第3.1.9表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、最大発熱部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q				
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面			
最大発熱部	使用初期	被覆管内外圧差	0.83																		
		管壁温度勾配																			
	最大発熱部	軸方向温度勾配																			
		流体力振動																			
	最大発熱部	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
	最大発熱部	端栓部の圧力不連続																			
		端栓部の温度不連続																			
	最大発熱部	プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
最大発熱部	スエリシグ差																				
	合計	0.83																			
最大発熱部	Pm (PL)	0.83																			
	Pm (PL) + Pb																				
最大発熱部	Pm (PL) + Pb + Q																				
	内面																				
最大発熱部	外面																				
	内面	-7.84																			
最大発熱部	外面																				
	内面																				
最大発熱部	許容応力強さ																				
	設計比																				
最大発熱部	Pm (PL)	8.2 (0.83)																			
	Pm (PL) + Pb	8.2 (0.83)																			
最大発熱部	Pm (PL) + Pb + Q	124.8 (12.72)																			
	内面																				
最大発熱部	外面																				
	内面																				
最大発熱部	許容応力強さ																				
	設計比																				
最大発熱部	Pm (PL)	262 (26.8)																			
	Pm (PL) + Pb	394 (40.2)																			
最大発熱部	Pm (PL) + Pb + Q	466 (47.6)																			
	内面																				
最大発熱部	外面																				
	内面																				
最大発熱部	許容応力強さ																				
	設計比																				

強度評価 (評価温度 595 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	8.2 (0.83)	262 (26.8) (Sm)	0.032
Pm (PL) + Pb	8.2 (0.83)	394 (40.2) (1.5Sm)	0.021
Pm (PL) + Pb + Q	124.8 (12.72)	466 (47.6) (Sc)	0.268

第 3.1.10 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、最大発熱部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力							
			Pm	PL	Q		Pm	PL	Q					
					内面	外面			内面	外面				
最大発熱部	使用中	被覆管内外圧差	4.45											
		管壁温度勾配			-8.67	8.67	2.23						-8.67	8.67
	最大発熱部	軸方向温度勾配			0.00	0.00							0.00	0.00
		流体力振動											0.01	-0.01
	使用中期	湾曲抑制											1.89	1.89
		ワイヤ・被覆管相互作用											-1.89	-1.89
		端栓部の圧力不連続											1.80	2.19
		端栓部の温度不連続											-4.32	-4.71
		プレナムスプリング力										0.38		
		下部端栓取付角度誤差												
ス	合計	エリソング差	4.45											
		合			-8.67	8.67	2.61						0.01	-4.98
	Pm (PL)		4.45				2.61						-0.01	-14.88
	Pm (PL) + Pb													
	Pm (PL) + Pb + Q													

強度評価	種類	(評価温度 595 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)		43.7 (4.45)	259 (26.5) (Sm)		0.169
Pm (PL) + Pb		43.7 (4.45)	389 (39.7) (1.5Sm)		0.113
Pm (PL) + Pb + Q		150.8 (15.37)	438 (44.7) (Sq)		0.345

第 3.1.11 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、最大発熱部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力														
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q						
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面					
最大発熱部	使用末期	被覆管内外圧差	9.82																				
		管壁温度勾配			-8.67	8.67																	
	使用末期	軸方向温度勾配			0.00	0.00																	
		流体力振動																					
	最大発熱部	使用末期	湾曲抑制																				
			ワイヤ・被覆管相互作用																				
			端栓部の圧力不連続																				
			端栓部の温度不連続																				
	最大発熱部	使用末期	プレナムスプリング力																				
			下部端栓取付角度誤差																				
スエリソング差																							
合計			9.82		-8.67	8.67																	
Pm (PL)			9.82																				
Pm (PL) + Pb			9.82																				
最大発熱部	使用末期	Pm (PL) + Pb + Q	1.15																				

強度評価	種類	595 °C (評価温度)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)		96.4 (9.82)	255 (26.1) (Sm)		0.379
Pm (PL) + Pb		96.4 (9.82)	383 (39.1) (1.5Sm)		0.252
Pm (PL) + Pb + Q		216.8 (22.10)	425 (43.4) (Sq)		0.511

第3.1.14表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、最高温度部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力													
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q					
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面				
最高温度部	使用末期	被覆管内外圧差	9.87																			
		管壁温度勾配		-4.69		4.69															4.69	
	使用末期	軸方向温度勾配		-1.49		-0.41															1.73	
		流体力振動																			0.01	
	使用末期	湾曲抑制	湾曲抑制																			-0.01
			ワイヤ・被覆管相互作用																			4.81
		端栓部の圧力不連続	端栓部の圧力不連続																			4.81
			端栓部の温度不連続																			-4.81
		プレナムスプリング力	プレナムスプリング力																			2.18
			下部端栓取付角度誤差																			-5.15
ス	合計	ス	9.87																		0.01	
		Pm (PL)	9.87																		-0.01	
		Pm (PL) + Pb	9.87																		5.39	
Pm (PL) + Pb + Q	合計	Pm (PL)	9.87																		5.39	
		Pm (PL) + Pb	9.87																		5.40	
		Pm (PL) + Pb + Q	3.69																		5.38	
Pm (PL) + Pb + Q	合計	Pm (PL)																			5.97	
		Pm (PL) + Pb																			19.24	
		Pm (PL) + Pb + Q																			1.41	

強度評価	種類	620 (°C)		設計比	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)		96.8 (9.87)	201 (20.5) (Sm)		0.482
Pm (PL) + Pb		96.8 (9.87)	301 (30.7) (1.5Sm)		0.322
Pm (PL) + Pb + Q		188.7 (19.24)	318 (32.5) (Sc)		0.594

第 3. 1. 16 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、最高温度部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力									
			Pm	PL	Q		Pm	PL	Q							
					内面	外面			内面	外面						
最高温度部	使用中	被覆管内外圧差	4.78													
		管壁温度勾配			-4.69	4.69	2.39							-4.69	4.69	
	最高温度部	軸方向温度勾配			-1.93	-0.54								-2.24	2.24	
		流体力振動												0.01		
	中期	湾曲抑制	湾曲抑制											-0.01		
			ワイヤ・被覆管相互作用												2.02	2.02
		端栓部の圧力不連続	端栓部の圧力不連続												-2.02	-2.02
			端栓部の温度不連続												1.96	2.37
		プレナムスプリング力	プレナムスプリング力					0.41							-4.67	-5.08
			下部端栓取付角度誤差													
合 計	合 計	スエリソング差	4.78													
		Pm (PL)	4.78		-6.62	4.15	2.80						0.01	-2.95	11.32	
		Pm (PL) + Pb	4.78				2.80						-0.01	-13.62	-0.17	
Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL)	4.78				2.80									
		Pm (PL) + Pb	4.78				2.80									
		Pm (PL) + Pb + Q	-1.84													
Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL)														
		Pm (PL) + Pb														
		Pm (PL) + Pb + Q														
Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL)														
		Pm (PL) + Pb														
		Pm (PL) + Pb + Q														

強度評価	種類	700 °C (評価温度)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)	Pm (PL)	46.9 (4.78)	171 (17.5) (Sm)	0.275	0.275
Pm (PL) + Pb	Pm (PL) + Pb	46.9 (4.78)	256 (26.2) (1.5Sm)	0.184	0.184
Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL) + Pb + Q	138.6 (14.13)	304 (31.1) (Sq)	0.456	0.456

第 3.1.17 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、最高温度部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q										
						内面	外面				内面	外面									
最高温度部	使用末期	被覆管内外圧差	10.77																		
		管壁温度勾配				-4.69	4.69			5.39											
		軸方向温度勾配				-1.93	-0.54														
	使用末期	流体力振動																			
		湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続																			
	最高温度部	端栓部の温度不連続																			
		プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
最高温度部	スエリシグ差																				
	合計	10.77			-6.62	4.15			5.84												
	Pm (PL)	10.77							5.84												
最高温度部	Pm (PL) + Pb																				
			10.77																		
最高温度部	Pm (PL) + Pb + Q																				
最高温度部	許容応力強さ																				
最高温度部	設計比																				

強度評価 (評価温度 700 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	105.7 (10.77)	169 (17.3) (Sm)	0.626
Pm (PL) + Pb	105.7 (10.77)	253 (25.9) (1.5Sm)	0.418
Pm (PL) + Pb + Q	212.1 (21.62)	293 (29.9) (Sc)	0.724

第3.1.18表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、上部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力														
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q											
											内面	外面	内面	外面							
上部	使用初期	被覆管内外圧差																			
		管壁温度勾配																			
端栓部	使用初期	軸方向温度勾配																			
		流体力振動										0.01									
端栓部	使用初期	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
端栓部	使用初期	端栓部の圧力不連続	0.11																		
		端栓部の温度不連続																			
端栓部	使用初期	プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
端栓部	使用初期	スエリシグマ																			
		合計	0.11																		
端栓部	使用初期	Pm (PL)	0.11																		
		Pm (PL) + Pb		0.11																	
端栓部	使用初期	Pm (PL) + Pb + Q																			
		合計																			

強度評価 (評価温度 615 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	6.3 (0.64)	254 (26.0) (Sm)	0.025
Pm (PL) + Pb	6.4 (0.65)	382 (39.0) (1.5Sm)	0.017
Pm (PL) + Pb + Q	26.8 (2.73)	459 (46.9) (Sc)	0.059

第3.1.20表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、上部端栓部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力									
			Pm	PL	Q		Pm	PL	Q							
					内面	外面			内面	外面						
上部端栓部	使用末期	被覆管内外圧差														
		管壁温度勾配														
		軸方向温度勾配														
		流体力振動											0.01			
		湾曲抑制											-0.01			
		ワイヤ・被覆管相互作用														
		端栓部の圧力不連続	1.05			3.22	-3.22	3.96							1.30	1.30
		端栓部の温度不連続				0.00	0.00								-1.30	-1.30
		プレナムスプリング力						0.31							-0.12	0.02
		下部端栓取付角度誤差													-1.91	-2.04
上部端栓部	使用末期	スエリシグマ			0.05	0.16								10.34	-10.34	
		合計	1.05		3.27	-3.06	3.67							0.00	0.00	
		Pm (PL)	1.05				3.67									
		Pm (PL) + Pb														
		Pm (PL) + Pb + Q														
		設計比														

強度評価 (評価温度 615 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	36.0 (3.67)	203 (20.8) (Sm)	0.178
Pm (PL) + Pb	36.1 (3.68)	305 (31.2) (1.5Sm)	0.119
Pm (PL) + Pb + Q	147.2 (15.01)	324 (33.1) (Sq)	0.455

第3.1.21表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、上部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q				
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面			
上部端栓部	使用初期	被覆管内外圧差																			
		管壁温度勾配																			
		軸方向温度勾配																			
		流体力振動																			
		湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続	0.12																		
		端栓部の温度不連続																			
		プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
上部端栓部	使用初期	スエリシグマ																			
		合計	0.12																		
		Pm (PL)	0.12																		
		Pm (PL) + Pb																			
		Pm (PL) + Pb + Q																			
		内面	0.48																		
		外面																			
		許容応力強さ																			
		設計比																			
		Pm (PL)	6.7 (0.68)																		
Pm (PL) + Pb	6.8 (0.69)																				
Pm (PL) + Pb + Q	28.3 (2.88)																				

強度評価 (評価温度 695 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	6.7 (0.68)	216 (22.1) (Sm)	0.032
Pm (PL) + Pb	6.8 (0.69)	324 (33.1) (1.5Sm)	0.021
Pm (PL) + Pb + Q	28.3 (2.88)	423 (43.2) (Sc)	0.067

第3.1.22表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、上部端栓部、使用中における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力														
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q						
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面					
上部端栓部	使用中	被覆管内外圧差																					
		管壁温度勾配																					
		軸方向温度勾配																					
		流体力振動																					
		湾曲抑制																					
		ワイヤ・被覆管相互作用																					
		端栓部の圧力不連続	0.55																				
		端栓部の温度不連続																					
		プレナムスプリング力																					
		下部端栓取付角度誤差																					
上部端栓部	使用中	スエリソング差																					
		合計	0.55																				
		Pm (PL)	0.55																				
		Pm (PL) + Pb																					
		Pm (PL) + Pb + Q																					
		内面	2.26																				
		外面																					
		許容応力強さ																					
		設計比																					
		Pm (PL)	20.2 (2.05)																				
Pm (PL) + Pb	20.3 (2.06)																						
Pm (PL) + Pb + Q	77.8 (7.93)																						

強度評価 (評価温度 695 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	20.2 (2.05)	176 (18.0) (Sm)	0.115
Pm (PL) + Pb	20.3 (2.06)	264 (27.0) (1.5Sm)	0.077
Pm (PL) + Pb + Q	77.8 (7.93)	310 (31.7) (Sq)	0.251

第3.1.24表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、下部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力													
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q										
											内面	外面	内面	外面						
下部端栓部	使用初期	被覆管内外圧差																		
		管壁温度勾配																		
下部端栓部	使用初期	軸方向温度勾配																		
		流体力振動										0.01								
		湾曲抑制										-0.01								
		ワイヤ・被覆管相互作用																		
下部端栓部	使用初期	端栓部の圧力不連続	0.11			0.31	-0.31													
		端栓部の温度不連続				-0.80	-2.71													
		プレナムスプリング力																		
		下部端栓取付角度誤差																		
		スエリシグ差				0.00	0.00													
		合計	0.11			-0.49	-3.02						0.01							
下部端栓部	使用初期	Pm (PL)	0.11									0.63								
		Pm (PL) + Pb		0.11									0.64							
		Pm (PL) + Pb + Q											0.62							
下部端栓部	使用初期	許容応力強さ																		
		設計比																		
下部端栓部	使用初期	許容応力強さ																		
		設計比																		
		設計比																		

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	6.2 (0.63)	287 (29.3) (5m)	0.022
Pm (PL) + Pb	6.3 (0.64)	430 (43.9) (1.55m)	0.015
Pm (PL) + Pb + Q	111.4 (11.35)	862 (87.9) (35m)	0.130

第 3.1.29 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、下部端栓部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q				
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面			
下部端栓部	使用末期	被覆管内外圧差																			
		管壁温度勾配																			
		軸方向温度勾配																			
		流体力振動																			
		湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続	1.05																		
		端栓部の温度不連続																			
		プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
スエリシグ差																					
合計																					
Pm (PL)																					
Pm (PL) + Pb																					
Pm (PL) + Pb + Q																					

強度評価 (評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
	応力強さの種類	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	37.1 (3.78)	287 (29.3) (5m)	0.130
Pm (PL) + Pb	37.2 (3.79)	430 (43.9) (1.55m)	0.087
Pm (PL) + Pb + Q	623.5 (63.57)	862 (87.9) (35m)	0.724

第 3. 1. 32 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、最大発熱部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力													
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q											
						内面	外面				内面	外面										
最大発熱部	使用末期	被覆管内外圧差	8.08																			
		管壁温度勾配			-8.39	8.39																
	使用末期	軸方向温度勾配			0.00	0.00																
		流体力振動																				
	使用末期	湾曲抑制	湾曲抑制																			
			ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続	端栓部の圧力不連続																			
			端栓部の温度不連続																			
	最大発熱部	使用末期	プレナムスプリング力																			
			下部端栓取付角度誤差																			
スエリソング差																						
合計			8.08			-8.39	8.39															
Pm (PL)			8.08																			
Pm (PL) + Pb				8.08																		
最大発熱部	使用末期	Pm (PL) + Pb + Q																				
		合計																				

強度評価	種類	515 (°C)		設計比	
		応力強さ	許容応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)		79.3 (8.08)	251 (25.6) (Sm)		0.316
Pm (PL) + Pb		79.3 (8.08)	376 (38.4) (1.5Sm)		0.211
Pm (PL) + Pb + Q		185.9 (18.95)	395 (40.3) (Sc)		0.471

第 3. 1. 33 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、最大発熱部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力											
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q									
						内面	外面				内面	外面								
最大発熱部	使用初期	被覆管内外圧差	0.83																	
		管壁温度勾配			-8.39	8.39				0.42										
	軸方向温度勾配			0.00	0.00															
	流体力振動																			
	湾曲抑制																			
	ワイヤ・被覆管相互作用																			
	端栓部の圧力不連続																			
	端栓部の温度不連続																			
	プレナムスプリング力																			
	下部端栓取付角度誤差																			
スエリシグ差																				
合計			0.83		-8.39	8.39			0.75											
Pm (PL)			0.83						0.75											
Pm (PL) + Pb				0.83						0.76										
Pm (PL) + Pb + Q																				

強度評価 (評価温度 595 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	8.2 (0.83)	246 (25.1) (Sm)	0.034
Pm (PL) + Pb	8.2 (0.83)	368 (37.6) (1.5Sm)	0.023
Pm (PL) + Pb + Q	121.9 (12.43)	459 (46.9) (Sc)	0.266

第 3. 1. 34 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、最大発熱部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q				
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面			
最大発熱部	使用中	被覆管内外圧差	4.11																		
		管壁温度勾配																			
	大発熱部	軸方向温度勾配																			
		流体力振動																			
	中期	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
		端栓部の圧力不連続																			
		端栓部の温度不連続																			
		プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
ス	エリソング差																				
	合計	4.11																			
	Pm (PL)	4.11																			
Pm (PL) + Pb																					
		4.11																			
Pm (PL) + Pb + Q																					
		-4.28																			
			内面			外面			内面			外面			内面			外面			
			-4.28			12.50			-2.54			-11.73			14.61			4.68			

強度評価 (評価温度 595 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	40.4 (4.11)	233 (23.8) (Sm)	0.174
Pm (PL) + Pb	40.4 (4.11)	350 (35.7) (1.5Sm)	0.116
Pm (PL) + Pb + Q	143.3 (14.61)	385 (39.3) (Sq)	0.373

第 3.1.39 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、最高温度部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力												
			Pm	PL	Pb	Q		Pm	PL	Pb	Q										
						内面	外面				内面	外面									
最高温度部	使用初期	被覆管内外圧差	0.83																		
		管壁温度勾配				-4.46	4.46														
	最高温度部	軸方向温度勾配				-1.84	-0.51														
		流体力振動																			
	最高温度部	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
	最高温度部	端栓部の圧力不連続																			
		端栓部の温度不連続																			
	最高温度部	プレナムスプリング力																			
		下部端栓取付角度誤差																			
最高温度部	スエリシグ差																				
	合計	0.83			-6.30	3.95															
最高温度部	Pm (PL)	0.83																			
	Pm (PL) + Pb		0.83																		
最高温度部	Pm (PL) + Pb + Q																				

強度評価	種類	(評価温度 700 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)		8.2 (0.83)	188 (19.2) (Sm)		0.044
Pm (PL) + Pb		8.2 (0.83)	282 (28.8) (1.5Sm)		0.030
Pm (PL) + Pb + Q		104.4 (10.64)	403 (41.1) (Sc)		0.260

第 3. 1. 43 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、上部端栓部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力												
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q									
											内面	外面	内面	外面					
上部	使用中	被覆管内外圧差																	
		管壁温度勾配																	
端栓部	中期	軸方向温度勾配																	
		流体力振動										0.01							
端栓部	中期	湾曲抑制																	
		ワイヤ・被覆管相互作用																	
端栓部	中期	端栓部の圧力不連続	0.51			1.56	-1.56												
		端栓部の温度不連続				0.00	0.00												
端栓部	中期	プレナムスプリング力																	
		下部端栓取付角度誤差																	
端栓部	中期	スエリソング差				0.02	0.06												
		合計	0.51			1.58	-1.50												
端栓部	中期	Pm (PL)	0.51																
		Pm (PL) + Pb		0.51															
端栓部	中期	Pm (PL) + Pb + Q																	
			2.09																
端栓部	中期	Pm (PL)																	
端栓部	中期	Pm (PL) + Pb																	
端栓部	中期	Pm (PL) + Pb + Q																	

強度評価 (評価温度 615 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	19.0 (1.93)	183 (18.7) (Sm)	0.104
Pm (PL) + Pb	19.1 (1.94)	274 (28.0) (1.5Sm)	0.070
Pm (PL) + Pb + Q	71.3 (7.27)	320 (32.7) (Sq)	0.223

第 3. 1. 44 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、上部端栓部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力													
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q										
											内面	外面	内面	外面						
上部	使用末期	被覆管内外圧差																		
		管壁温度勾配																		
端栓部	使用末期	軸方向温度勾配																		
		流体力振動										0.01								
端栓部	使用末期	湾曲抑制																		
		ワイヤ・被覆管相互作用																		
端栓部	使用末期	端栓部の圧力不連続	1.09																	
		端栓部の温度不連続																		
端栓部	使用末期	プレナムスプリング力																		
		下部端栓取付角度誤差																		
端栓部	使用末期	スエリソング差																		
		合計	1.09																	
端栓部	使用末期	Pm (PL)	1.09																	
		Pm (PL) + Pb		1.09																
端栓部	使用末期	Pm (PL) + Pb + Q																		
			4.46																	
端栓部	使用末期	許容応力強さ																		
		設計比																		
端栓部	使用末期	許容応力強さ																		
		設計比																		
端栓部	使用末期	許容応力強さ																		
		設計比																		

強度評価 (評価温度 615 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	37.4 (3.81)	179 (18.3) (Sm)	0.209
Pm (PL) + Pb	37.5 (3.82)	268 (27.4) (1.5Sm)	0.140
Pm (PL) + Pb + Q	152.9 (15.59)	317 (32.4) (Sc)	0.483

第 3.1.45 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、上部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力												
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q									
											内面	外面	内面	外面					
上部	使用初期	被覆管内外圧差																	
		管壁温度勾配																	
端栓部	使用初期	軸方向温度勾配																	
		流体力振動										0.01							
端栓部	使用初期	湾曲抑制																	
		ワイヤ・被覆管相互作用																	
端栓部	使用初期	端栓部の圧力不連続	0.12			0.36	-0.36												
		端栓部の温度不連続				0.00	0.00												
端栓部	使用初期	プレナムスプリング力																	
		下部端栓取付角度誤差																	
端栓部	使用初期	スエリシグ差				0.00	0.00												
		合計	0.12			0.36	-0.36												
端栓部	使用初期	Pm (PL)	0.12			0.66													
		Pm (PL) + Pb		0.12		0.67													
端栓部	使用初期	Pm (PL) + Pb + Q				2.12													
			0.48			-0.47													

強度評価		(評価温度 695 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比		
Pm (PL)	6.5 (0.66)	191 (19.5) (Sm)	0.035		
Pm (PL) + Pb	6.6 (0.67)	286 (29.2) (1.5Sm)	0.024		
Pm (PL) + Pb + Q	28.1 (2.86)	405 (41.4) (Sc)	0.070		

第 3. 1. 46 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、上部端栓部、使用中における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力							
			Pm	PL	Q		Pm	PL	Q					
					内面	外面			内面	外面				
上部	使用中	被覆管内外圧差												
		管壁温度勾配												
端栓部	中期	軸方向温度勾配												
		流体力振動									0.01			
栓部	中期	湾曲抑制											0.59	0.59
		ワイヤ・被覆管相互作用											-0.59	-0.59
		端栓部の圧力不連続	0.56			1.70	-1.70	1.78					-0.12	0.02
		端栓部の温度不連続			0.00	0.00	0.00						-1.90	-2.03
		プレナムスプリング力						0.31					5.46	-5.46
		下部端栓取付角度誤差											0.00	0.00
ス	合計	エリソング差	0.56		0.02	0.06							-0.07	0.07
		合計	0.56		1.72	-1.64	2.09					0.01	5.93	-4.85
		Pm (PL)	0.56				2.09					-0.01	2.97	-8.08
Pm (PL) + Pb	Pm (PL) + Pb + Q	内面	2.28	0.56			2.10							
		外面						2.08						
		合計												
Pm (PL) + Pb + Q	Pm (PL) + Pb + Q	内面					8.03							
		外面						5.05						
		合計												
強度評価	種類	許容応力強さ												
		設計比												
		695 (°C)												
Pm (PL)	20.5 (2.09)	148 (15.1) (Sm)	0.139											
Pm (PL) + Pb	20.6 (2.10)	221 (22.6) (1.5Sm)	0.094											
Pm (PL) + Pb + Q	78.8 (8.03)	288 (29.4) (Sq)	0.274											

強度評価	(評価温度 695 °C)	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	20.5 (2.09)	148 (15.1) (Sm)	0.139
Pm (PL) + Pb	20.6 (2.10)	221 (22.6) (1.5Sm)	0.094
Pm (PL) + Pb + Q	78.8 (8.03)	288 (29.4) (Sq)	0.274

第 3. 1. 47 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、上部端栓部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力								
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q					
											内面	外面	内面	外面	
上部	使用末期	被覆管内外圧差													
		管壁温度勾配													
端栓部	使用末期	軸方向温度勾配													
		流体力振動			0.01							0.01			
端栓部	使用末期	湾曲抑制													
		ワイヤ・被覆管相互作用													
		端栓部の圧力不連続	1.19												
		端栓部の温度不連続				3.65									
		プレナムスプリング力				0.00									
		下部端栓取付角度誤差													
スエリソング差	合計		1.19												
		Pm (PL)	1.19												
		Pm (PL) + Pb		1.19											
Pm (PL) + Pb + Q	合計		4.87												
		内面													
		外面													

強度評価	種類	(評価温度 695 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計	比
Pm (PL)		40.6 (4.13)	145 (14.8) (Sm)		0.280
Pm (PL) + Pb		40.6 (4.14)	217 (22.2) (1.5Sm)		0.188
Pm (PL) + Pb + Q		169.3 (17.26)	286 (29.2) (Sc)		0.592

第 3.1.48 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、下部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力													
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q										
											内面	外面	内面	外面						
下部端栓部	使用初期	被覆管内外圧差																		
		管壁温度勾配																		
		軸方向温度勾配																		
		流体力振動										0.01								
		湾曲抑制										-0.01								
		ワイヤ・被覆管相互作用																		
		端栓部の圧力不連続	0.11																	
		端栓部の温度不連続																		
		プレナムスプリング力																		
		下部端栓取付角度誤差																		
スエリシグ差																				
合計																				
Pm (PL)																				
Pm (PL) + Pb																				
Pm (PL) + Pb + Q																				

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	6.2 (0.63)	286 (29.2) (5m)	0.022
Pm (PL) + Pb	6.3 (0.64)	429 (43.8) (1.55m)	0.015
Pm (PL) + Pb + Q	111.6 (11.38)	859 (87.6) (35m)	0.130

第 3. 1. 49 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、下部端栓部、使用中期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力										
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q							
											内面	外面	内面	外面			
下部端栓部	使用中	被覆管内外圧差															
		管壁温度勾配															
下部端栓部	使用中期	軸方向温度勾配										0.01					
		流体力振動										-0.01					
		湾曲抑制													0.46	0.46	
		ワイヤ・被覆管相互作用													-0.46	-0.46	
		端栓部の圧力不連続	0.47												-0.08	0.05	
		端栓部の温度不連続													-1.85	-1.98	
下部端栓部	使用中期	プレナムスプリング力												4.79	-4.79		
		下部端栓取付角度誤差												2.46	-2.46		
		スエリシグ差															
		合計	0.47														
		Pm (PL)	0.47	0.47													
		Pm (PL) + Pb		0.47													
下部端栓部	使用中期	Pm (PL) + Pb + Q	内面		外面		内面		外面		内面		外面				
			6.60		14.93		-6.06		23.09								
							-21.21		7.68								

強度評価	種類	350 °C (評価温度)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
		応力強さ	許容応力強さ	設計比	設計比
Pm (PL)		18.1 (1.84)	286 (29.2) (Sm)		0.064
Pm (PL) + Pb		18.2 (1.85)	429 (43.8) (1.5Sm)		0.043
Pm (PL) + Pb + Q		272.8 (27.81)	859 (87.6) (3Sm)		0.318

第 3. 1. 50 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、下部端栓部、使用末期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力						軸方向応力													
			Pm		PL		Pb		Q		Pm		PL		Pb		Q					
			内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面				
下部端栓部	使用末期	被覆管内外圧差																				
		管壁温度勾配																				
		軸方向温度勾配																				
		流体力振動																				
		湾曲抑制																				
		ワイヤ・被覆管相互作用																				
		端栓部の圧力不連続	0.96																			
		端栓部の温度不連続																				
		プレナムスプリング力																				
		下部端栓取付角度誤差																				
スエリソング差																						
合計																						
Pm (PL)																						
Pm (PL) + Pb																						
Pm (PL) + Pb + Q																						

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	34.3 (3.49)	286 (29.2) (5m)	0.120
Pm (PL) + Pb	34.4 (3.50)	429 (43.8) (1.55m)	0.081
Pm (PL) + Pb + Q	517.4 (52.76)	859 (87.6) (35m)	0.603

第 3.1.51 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、下部端栓部、使用初期における応力評価結果

解析位置	時期	応力の原因	周方向応力				軸方向応力								
			Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q					
											内面	外面	内面	外面	
下部端	使用初期	被覆管内外圧差													
		管壁温度勾配													
端栓部	使用初期	軸方向温度勾配													
		流体力振動									0.01				0.40
端栓部	使用初期	湾曲抑制									-0.01				0.40
		ワイヤ・被覆管相互作用													-0.40
		端栓部の圧力不連続	0.11			0.34	-0.34	0.37							-0.08
		端栓部の温度不連続				-0.77	-2.61								-1.85
		プレナムスプリング力						0.29							1.14
		下部端栓取付角度誤差													2.46
スエリシグ	使用初期	スエリシグ				0.00	0.00							6.21	
		合計	0.11			-0.43	-2.95	0.66			0.01			-6.21	
		Pm (PL)												0.00	
下部端栓部	使用初期	Pm (PL) + Pb												10.13	
		Pm (PL) + Pb + Q												-4.86	
		合計	0.11											3.06	
下部端栓部	使用初期	Pm (PL)												0.66	
		Pm (PL) + Pb												0.67	
		Pm (PL) + Pb + Q												0.65	
下部端栓部	使用初期	Pm (PL) + Pb												10.80	
		Pm (PL) + Pb + Q												-4.21	
		合計	-0.32											3.73	
下部端栓部	使用初期	Pm (PL) + Pb												10.80	
		Pm (PL) + Pb + Q												-4.21	
		合計	-0.32											3.73	

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm (PL)	6.5 (0.66)	286 (29.2) (5m)	0.023
Pm (PL) + Pb	6.6 (0.67)	429 (43.8) (1.55m)	0.016
Pm (PL) + Pb + Q	113.2 (11.54)	859 (87.6) (35m)	0.132

3.2 クリープ強度

クリープ寿命分数和の計算結果を第 3.2.1 表に示す。

最も厳しくなるのは炉内滞在時間が最大となる第 5 列であり、第 5 列の条件で評価した。第 5 列での使用時間は 17,500 時間である。

クリープ寿命分数和の評価式（炉心燃料要素内ガス圧力の算出方法、一次膜応力強さの算出方法、クリープ強度データ）は【クリープ寿命分数和の計算：別紙 7】に示す。

クリープ寿命分数和の最大（評価部位：最高温度部）は、被覆管材質：高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）については 0.1 以下、被覆管材質：SUS316 相当ステンレス鋼については約 0.2 であり、設計方針の 1.0 以下を満足している。

第 3.2.1 表 クリープ寿命分数和の評価結果

	高 Ni オーステナイト系 ステンレス鋼（A）	SUS316 相当 ステンレス鋼	制限値	判定
最大発熱部	0.001	0.001	1.0 以下	○
最高温度部	0.007	0.108		○
上部端栓部	0.001	0.002		○

3.3 疲労解析

通常の原子炉の起動・停止及びスクラム時の熱衝撃により炉心燃料要素に生じる疲労損傷を評価した。被覆管応力評価の評価部位の「最大発熱部」、「最高温度部」、「上部端栓部」、「下部端栓部」のうち、「下部端栓部」では通常時及び運転時の異常な過渡変化時の温度変化が小さく熱衝撃がほとんどないため、疲労評価では「最大発熱部」、「最高温度部」、「上部端栓部」を評価部位とした。

解析方法は下記のとおりである。

- ① 歪範囲としては、出力変動によって変化する二次応力に対応する歪を考える。
- ② 相当歪範囲 ($\Delta\varepsilon_{eq}$) を次式で求める。

$$\Delta\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} [\{\Delta(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)\}^2 + \{\Delta(\varepsilon_2 - \varepsilon_3)\}^2 + \{\Delta(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)\}^2]^{1/2}$$

(ASME Sec. III Code Case N-47)

- ③ 弾性的に最大歪量を求め、設計曲線によって許容サイクルを求め、発生回数との比によって疲労損傷和を求める。【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙 10 参照】

炉心燃料要素の疲労評価の計算結果を第 3.3.1 表に示す。この結果より、疲労損傷和は設計方針の 1.0 以下を満足している。

また、疲労損傷和とクリープ寿命分数和を加えた累積損傷和の結果を第 3.3.2 表及び第 3.3.3 表に示す。この結果より、累積損傷和も許容値の 1.0 を下回っている。

第 3.3.1 表 疲労損傷和の評価結果

	高 Ni オーステナイト系 ステンレス鋼 (A)	SUS316 相当ステンレス鋼	制限値	判定
最大発熱部	2.69×10^{-4}	3.18×10^{-4}	1.0 以下	○
最高温度部	2.77×10^{-4}	2.56×10^{-4}		○
上部端栓部	6.21×10^{-2}	4.86×10^{-2}		○

第 3.3.2 表 累積損傷和の評価結果 (被覆管材質: 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A))

	クリープ 寿命分数和	疲労損傷和	累積損傷和	制限値	判定
最大発熱部	0.1 以下	0.1 以下	0.1 以下	1.0 以下	○
最高温度部	0.1 以下	0.1 以下	0.1 以下		○
上部端栓部	0.1 以下	0.1 以下	0.1 以下		○

第 3.3.3 表 累積損傷和の評価結果 (被覆管材質: SUS316 相当ステンレス鋼)

	クリープ 寿命分数和	疲労損傷和	累積損傷和	制限値	判定
最大発熱部	0.1 以下	0.1 以下	0.1 以下	1.0 以下	○
最高温度部	約 0.2	0.1 以下	約 0.2		○
上部端栓部	0.1 以下	0.1 以下	0.1 以下		○

3.4 燃料温度

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時のそれぞれの最大線出力のもと、燃料最高温度を評価した。

計算に用いた最大線出力条件は次のとおりである。

通常運転時	330 W/cm
運転時の異常な過渡変化時 (過出力時)	360 W/cm

評価結果を第 3.4.1 表に示す。

燃料最高温度は、通常運転時において約 2,300°C、運転時の異常な過渡変化時において約 2,410°C であり、設計方針の 2,650°C を満足している。

評価方法の詳細は、【炉心燃料要素の熱設計計算式: 別紙 2】に示す。

第 3.4.1 表 燃料最高温度評価結果

運転状態	燃料最高温度	設計方針
通常運転時 (定格出力時)	約2,300℃	2,650℃以下
運転時の異常な過渡変化時 (過出力時)	約2,410℃	

3.5 被覆管歪

被覆管の外径は、高速中性子照射下における核分裂生成ガスの蓄積による内圧に起因するクリープ変形、スエリング等により、原子炉内における使用期間中徐々に増加する。

評価結果を第 3.5.1 表に示す。高速中性子照射量は最大となる第 2 列の値（炉心中心の最大発熱部で $14.3 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ ）とした。クリープ及びスエリングによる変形の評価式は【被覆管歪に係る主要な材料特性式：別紙 4】に示す。

被覆管の外径増加の計算を行った結果、最大発熱部における照射条件である、照射温度 515℃、高速中性子照射量 $14.3 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ のもと、クリープ変形及びスエリングに起因するものは、被覆管材質：高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）については 4.2%未満であり、被覆管材質：SUS316 相当ステンレス鋼については 3.6%未満であった。いずれも、歪の制限 7%【被覆管歪の制限：別紙 5 参照】を下回っている。

第 3.5.1 表 被覆管歪の評価結果

	スエリング歪	照射クリープ歪	熱クリープ歪	合計	制限値	判定
高 Ni オーステナイト系 ステンレス鋼（A）	1.8%	1.7%	0.7%	4.2%	7%	○
SUS316 相当 ステンレス鋼	1.8%	1.7%	0.1%	3.6%		○

地震時の強度評価について

1. 地震時の設計基準

地震時の強度評価に際して、燃料要素に対して以下の設計基準を設定する。

(1) 燃料要素は、基準地震動 S_s の地震に対し、被覆管の健全性が確保されること。

この設計基準は、実用炉設置許可基準規則第 4 条第 5 項における被覆材の密封機能の要求も参考に、燃料破損はプラントの安全性に影響を与えること、を考慮したものである。

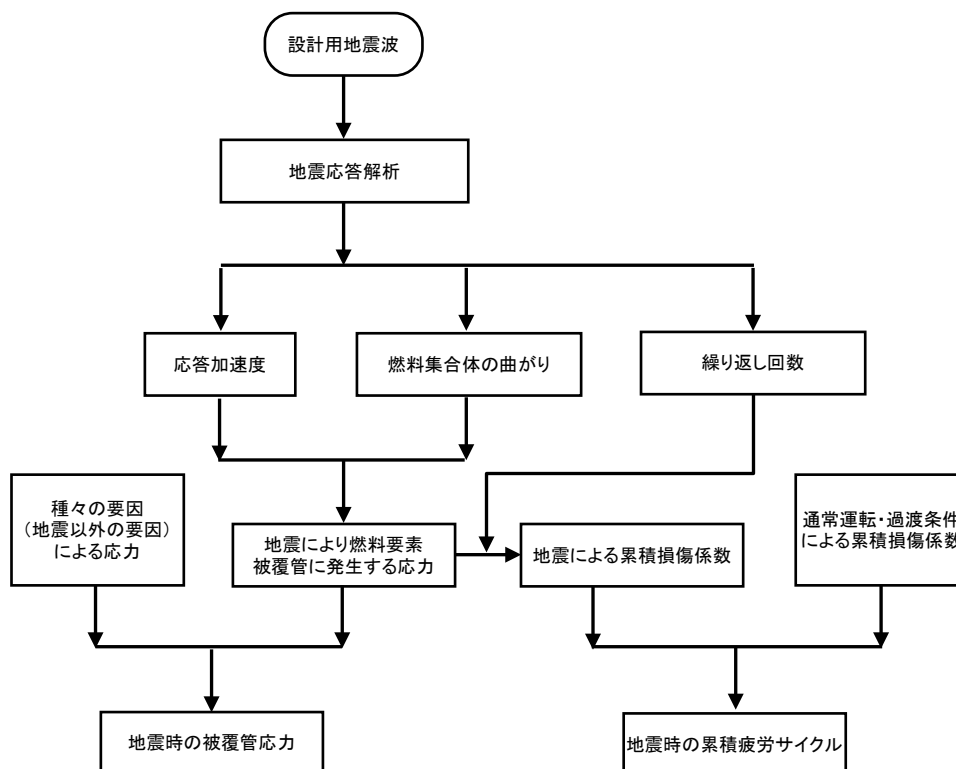
第 1.1 表 実用炉設置許可基準規則第 4 条第 5 項における要求事項（参考）

要求事項（参考）
<p>5 炉心内の燃料被覆材は、基準地震動による地震力に対して放射性物質の閉じ込めの機能が損なわれるおそれがないものでなければならない。</p> <p>【解釈】</p> <ul style="list-style-type: none"> 「基準地震動による地震力に対して放射性物質の閉じ込めの機能が損なわれるおそれがない」とは、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に生じるそれぞれの荷重と基準地震動による地震力を組み合わせた荷重条件により塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルに留まって破断延性限界に十分な余裕を有し、放射性物質の閉じ込めの機能に影響を及ぼさないことをいう。

2. 地震時の強度評価方法

地震時の強度評価として、地震時の被覆管に発生する応力と地震による疲労損傷を評価する【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙 6 参照】。

地震時の強度評価の流れを第 2.1 図に示す。



第 2.1 図 地震時の強度評価の流れ

3. 地震応答解析

3.1 解析方法

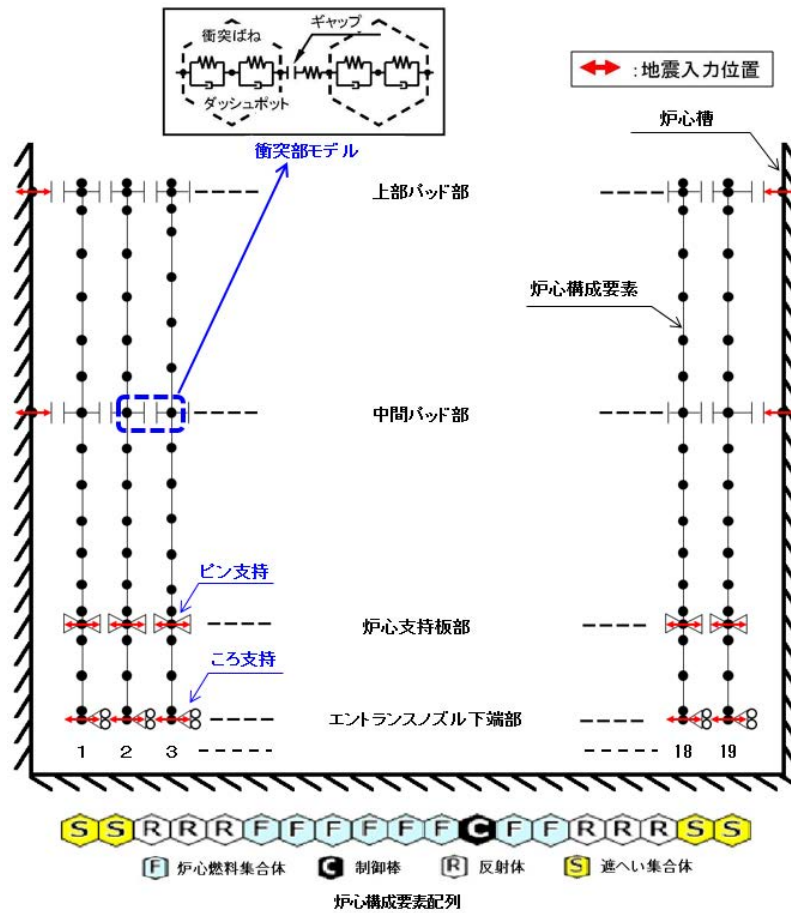
(1) 解析条件

炉心の単列構成要素群の時刻歴応答解析を行う。解析には FINAS コードを用いる。入力地震動等の解析条件は以下の通りである。

- (i) 入力地震動は、基準地震動 S_s に対する炉心支持板位置における時刻歴応答波（加速度）とする。
- (ii) 考慮する地震動は水平方向のみとする¹。
- (iii) 解析対象列は、制御棒を含む最大列とする。

(2) 解析モデル

解析モデルの概要を第 3.1 図に示す。同図の下方に、対象とした集合体配列を示す。炉心構成要素の寸法は、室温での公差を見込まないノミナル寸法とする。



第 3.1 図 解析モデル（概要）

¹ 鉛直方向加速度に基づく評価から、炉心構成要素の鉛直方向の跳び上がりは生じず、パッド外れも生じない。（添付 1 参照）

3.2 解析結果

炉心燃料集合体における中間パッド部の加速度の最大を第 3.1 表に、集合体頂部変位の最大を第 3.2 表に示す。

第 3.1 表 Ss 各波に対する炉心燃料集合体の中間パッド部最大加速度

地震波	加速度 (燃料集合体最大)	備考
Ss-D	31.1 m/s ² (3.2 G)	5 列
Ss-1	17.1 m/s ² (1.7 G)	2 列
Ss-2	20.9 m/s ² (2.1 G)	4 列
Ss-3	37.7 m/s ² (3.8 G)	5 列
Ss-4	36.3 m/s ² (3.7 G)	1 列
Ss-5	21.2 m/s ² (2.2 G)	5 列

第 3.2 表 Ss 各波に対する炉心燃料集合体の集合体最大頂部変位

地震波	集合体頂部変位 (燃料集合体最大)	備考
Ss-D	17.5 mm	5 列
Ss-1	16.4 mm	5 列
Ss-2	15.4 mm	5 列
Ss-3	16.8 mm	5 列
Ss-4	17.6 mm	5 列
Ss-5	11.5 mm	5 列

4. 地震時の応力評価

4.1 応力評価方法

炉心燃料要素の応力評価は、地震による加速度によって発生する応力と、炉心湾曲によって発生する応力を組合せて行う。

地震により炉心燃料要素に発生する応力は、次に示すものを考慮する。

① 加速度に基づく応力

地震により外筒部が振動する結果、その内部に収納された炉心燃料要素に働く加速度により発生する応力である。

② 外筒部のたわみに基づく応力

地震により外筒部がたわむ結果、その内部に収納された炉心燃料要素が強制変位を受けることにより発生する応力である。

以下にこれらの詳細について示す。

(1) 評価条件

(i) 使用材料

- ① 被覆管材質：高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) *
- ② 被覆管材質：SUS316相当ステンレス鋼*

* 冷間加工度 $20 \pm 5\%$

(ii) 温度条件

		通常運転時	運転時の異常な過渡変化時 (1次冷却材流量減少)
下部端栓部	BOL	350 °C	350 °C
	EOL	350 °C	350 °C
最大発熱部	BOL	515 °C	595 °C
	EOL	515 °C	595 °C
最高温度部	BOL	620 °C	700 °C
	EOL	620 °C	700 °C
上部端栓部	BOL	615 °C	695 °C
	EOL	615 °C	695 °C

(iii) 地震時水平方向震度 4.00 G

「3. 地震応答解析」の中間パッド部の最大加速度 (第3.1表) から設定。

(iv) 集合体曲率半径 1.69×10^5 mm

「3. 地震応答解析」の集合体頂部の最大変位量 (第3.2表) から設定 (添付2参照)。

(v) 基本寸法

被覆管寸法については、公差を考慮した最小値にナトリウムによる外面腐食及びF.P.による内面腐食を考慮し、最も厳しい条件となる使用末期における被覆管寸法を使用する。

① 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)	
平均半径	2.575 mm
肉厚	0.207 mm
② SUS316相当ステンレス鋼	
平均半径	2.575 mm
肉厚	0.196 mm

(vi) 許容応力

地震と組み合わせるプラントの運転状態における圧力荷重と基準地震動 S_s により定まる地震力との組み合わせに対して、許容限界を以下のとおりとする。

$$\text{一次膜応力(PL)} + \text{一次曲げ応力(Pb)} \leq \text{設計降伏点(Sy)}$$

※燃料集合体の耐震設計方針【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙6参照】では、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として、基準地震動 S_s の地震に対しては設計引張強さ(S_u)を下回ることを、弾性設計用地震動 S_d の地震に対しては設計降伏点(S_y)を下回ることをしている。ここでは、基準地震動 S_s の地震に対して弾性設計用地震動 S_d の地震の許容限界である S_y 以下であることを確認することで、弾性設計用地震動 S_d の地震の評価も包含させている。

(2) 曲げ応力の評価

(i) 使用記号一覧表

σ_x	: 軸方向応力	(kgf/mm ²)
M	: 曲げモーメント	(kgf・mm)
Z	: 断面係数	(mm ³)
ρ	: 単位長さ当たりの重量	(kgf)
α	: 加速度	(G)
L	: 支持点間距離	(mm)
E	: ヤング率	(kgf/mm ²)
I	: 断面二次モーメント	(mm ⁴)
γ	: 外筒部の曲率半径	(mm)

(ii) 応力計算式

① 加速度に基づく応力の計算式

$$\sigma_x = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{1}{12} \rho \alpha L^2$$

② 外筒部のたわみに基づく応力の計算式

$$\sigma_x = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{EI}{\gamma}$$

4.2 応力評価結果

地震時の強度評価結果を第4.1表及び第4.2表に示す。

いずれの位置においても設計比は1以下であり、炉心燃料要素の地震時の健全性は確保されている。

第4.1表 地震時の強度評価結果（高Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A））（1/2）

[単位 N/mm² (kgf/mm²)]

運転状態	評価位置	評価時期	使用初期		使用末期	
		応力分類	<PL+Pb>		<PL+Pb>	
通常運転時	下部栓部	応力強さ	13.0	(1.32)	41.1	(4.18)
		運転中	6.3	(0.64)	34.4	(3.50)
		地震時	6.66	(0.679)	6.66	(0.679)
		加速度		(0.399)		(0.399)
		たわみ		(0.280)		(0.280)
		許容値	498	(50.8)	498	(50.8)
		設計比	0.03		0.09	
	最大発熱部	応力強さ	14.4	(1.46)	96.3	(9.81)
		運転中	7.5	(0.76)	88.3	(9.00)
		地震時	6.87	(0.700)	7.95	(0.810)
		加速度		(0.440)		(0.550)
		たわみ		(0.260)		(0.260)
		許容値	471	(48.1)	430	(43.9)
		設計比	0.04		0.23	
	最高温度部	応力強さ	14.4	(1.47)	105.0	(10.70)
		運転中	7.6	(0.77)	96.8	(9.87)
		地震時	6.79	(0.692)	8.13	(0.829)
		加速度		(0.446)		(0.584)
		たわみ		(0.246)		(0.245)
		許容値	417	(42.6)	291	(29.7)
		設計比	0.04		0.37	
上部栓部	応力強さ	12.9	(1.31)	42.7	(4.35)	
	運転中	6.4	(0.65)	36.1	(3.68)	
	地震時	6.41	(0.653)	6.54	(0.666)	
	加速度		(0.406)		(0.420)	
	たわみ		(0.247)		(0.246)	
	許容値	421	(43.0)	298	(30.4)	
	設計比	0.04		0.15		

第 4.1 表 地震時の強度評価結果 (高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)) (2/2)

[単位 N/mm² (kgf/mm²)]

運転状態	評価位置	評価時期	使用初期		使用末期	
		応力分類	<PL+Pb>		<PL+Pb>	
運転時の異常な過渡変化時	下部端栓部	応力強さ	13.3	(1.35)	43.9	(4.47)
		運転中	6.6	(0.67)	37.2	(3.79)
		地震時	6.66	(0.679)	6.66	(0.679)
		加速度		(0.399)		(0.399)
		たわみ		(0.280)		(0.280)
		許容値	498	(50.8)	498	(50.8)
		設計比	0.03		0.09	
	最大発熱部	応力強さ	15.1	(1.53)	104.4	(10.63)
		運転中	8.2	(0.83)	96.4	(9.82)
		地震時	6.87	(0.700)	7.95	(0.810)
		加速度		(0.440)		(0.550)
		たわみ		(0.260)		(0.260)
		許容値	435	(44.4)	397	(40.5)
		設計比	0.04		0.27	
	最高温度部	応力強さ	15.1	(1.54)	113.9	(11.60)
		運転中	8.3	(0.84)	105.7	(10.77)
		地震時	6.79	(0.692)	8.13	(0.829)
		加速度		(0.446)		(0.584)
		たわみ		(0.246)		(0.245)
		許容値	345	(35.2)	240	(24.5)
		設計比	0.05		0.48	
	上部端栓部	応力強さ	13.3	(1.35)	45.8	(4.66)
		運転中	6.8	(0.69)	39.2	(3.99)
		地震時	6.41	(0.653)	6.54	(0.666)
加速度			(0.406)		(0.420)	
たわみ			(0.247)		(0.246)	
許容値		350	(35.7)	247	(25.2)	
設計比		0.04		0.19		

第 4.2 表 地震時の強度評価結果 (SUS316 相当ステンレス鋼) (1/2)

[単位 N/mm² (kgf/mm²)]

運転 状態	評価 位置	評価時期	使用初期		使用末期	
		応力分類	<PL+Pb>		<PL+Pb>	
通 常 運 転 時	下 部 端 栓 部	応力強さ	13.1	(1.33)	41.2	(4.19)
		運転中	6.3	(0.64)	34.4	(3.50)
		地震時	6.72	(0.685)	6.72	(0.685)
		加速度		(0.399)		(0.399)
		たわみ		(0.286)		(0.286)
		許容値	505	(51.5)	505	(51.5)
		設計比	0.03		0.09	
	最 大 発 熱 部	応力強さ	14.3	(1.45)	87.3	(8.90)
		運転中	7.4	(0.75)	79.3	(8.08)
		地震時	6.86	(0.699)	7.97	(0.812)
		加速度		(0.439)		(0.552)
		たわみ		(0.260)		(0.260)
		許容値	461	(47.1)	377	(38.5)
		設計比	0.04		0.24	
	最 高 温 度 部	応力強さ	14.1	(1.44)	110.7	(11.28)
		運転中	7.4	(0.75)	102.2	(10.42)
		地震時	6.69	(0.682)	8.41	(0.857)
		加速度		(0.439)		(0.616)
		たわみ		(0.243)		(0.241)
		許容値	393	(40.1)	276	(28.2)
		設計比	0.04		0.41	
上 部 端 栓 部	応力強さ	12.7	(1.29)	44.2	(4.50)	
	運転中	6.3	(0.64)	37.5	(3.82)	
	地震時	6.31	(0.643)	6.31	(0.643)	
	加速度		(0.399)		(0.437)	
	たわみ		(0.244)		(0.241)	
	許容値	398	(40.6)	280	(28.6)	
	設計比	0.04		0.16		

第 4.2 表 地震時の強度評価結果 (SUS316 相当ステンレス鋼) (2/2)

[単位 N/mm² (kgf/mm²)]

運転状態	評価位置	評価時期	使用初期		使用末期	
		応力分類	<PL+Pb>		<PL+Pb>	
運転時の異常な過渡変化時	下部端栓部	応力強さ	13.4	(1.36)	44.0	(4.48)
		運転中	6.6	(0.67)	37.2	(3.79)
		地震時	6.72	(0.685)	6.72	(0.685)
		加速度		(0.399)		(0.399)
		たわみ		(0.286)		(0.286)
		許容値	505	(51.5)	505	(51.5)
		設計比	0.03		0.09	
	最大発熱部	応力強さ	15.1	(1.53)	94.4	(9.63)
		運転中	8.2	(0.83)	86.4	(8.81)
		地震時	6.86	(0.699)	7.97	(0.812)
		加速度		(0.439)		(0.552)
		たわみ		(0.260)		(0.260)
		許容値	414	(42.3)	338	(34.5)
		設計比	0.04		0.28	
	最高温度部	応力強さ	14.9	(1.52)	120.1	(12.23)
		運転中	8.2	(0.83)	111.6	(11.37)
		地震時	6.69	(0.682)	8.41	(0.857)
		加速度		(0.439)		(0.616)
		たわみ		(0.243)		(0.241)
		許容値	301	(30.7)	211	(21.6)
		設計比	0.05		0.57	
	上部端栓部	応力強さ	13.0	(1.32)	47.3	(4.82)
		運転中	6.6	(0.67)	40.6	(4.14)
		地震時	6.31	(0.643)	6.65	(0.678)
加速度			(0.399)		(0.437)	
たわみ			(0.244)		(0.241)	
許容値		307	(31.4)	216	(22.1)	
設計比		0.05		0.22		

5. 地震時の疲労評価

5.1 疲労評価条件

疲労損傷またはクリープ疲労損傷値は通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の損傷値に地震時の損傷値を加えて評価する。ただし、地震時のクリープ損傷は短期間であることから評価しない。

疲労損傷 (Df) の算出方法は地震以外の要因によるものと同じである【疲労損傷和及び累積損傷和の計算：別紙10参照】。評価部位も地震以外の要因によるものと同じ「最大発熱部」、「最高温度部」、「上部端栓部」である。

(1) 歪条件

Ss 各波の応答の中で、最大値をすべて包含する値で計算する。「4.1 応力評価方法」の地震時水平方向震度 (4G) と集合体曲率半径量 (1.69×10^5 mm) での応力に対する歪とする。

(2) 繰り返しサイクル条件

設計地震荷重を考慮した燃料被覆管累積疲労評価における繰り返し回数は 200 回とする。

なお、燃料集合体の地震応答解析結果 (3.1) に基づき、Ss-D 地震動の加速度と変位の実際の時刻歴 (0s~100s) からレインフロー法により上部端栓部における繰り返し回数を計数すると第 5.1 表のとおりであり、200 回を十分下回る。

第5.1表 Ss-D (0s~100s) における上部端栓部の繰り返し回数 (等価サイクル数)

歪範囲 ($\times 10^{-4}$)	発生回数 (Ni)	係数 (α)	等価回数 (Neq = $\alpha \cdot Ni$) $\epsilon_t = 4.82 \times 10^{-4}$ ($N_d = 10^6$) 相当
2~4.82	0	1	0
1~2	2	0.00174	1 (0.00348)
0.5~1	36	1.16×10^{-5}	1 (4.18×10^{-4})
0.2~0.5	129	7.76×10^{-8}	1 (1.01×10^{-5})
0.1~0.2	174	1.03×10^{-10}	1 (1.80×10^{-8})
計			4 (0.0039)

5.2 疲労評価結果

地震による疲労評価結果を第5.2表及び第5.3表に、地震以外の要因と併せた燃料要素の疲労評価結果を第5.4表及び第5.5表に示す。すべて制限値1以下であり、炉心燃料要素の地震時の健全性は確保されている。

第 5.2 表 地震による疲労損傷和の評価結果（高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A））

評価部位	発生回数 (n)	歪範囲 ($\times 10^{-4}$)	許容回数 (Nd)	疲労損傷和 (n/Nd)
最大発熱部	200	1.01	10^6	2.00×10^{-4}
最高温度部	200	1.10	10^6	2.00×10^{-4}
上部端栓部	200	2.63	10^6	2.00×10^{-4}

第 5.3 表 地震による疲労損傷和の評価結果（SUS316 相当ステンレス鋼）

評価部位	発生回数 (n)	歪範囲 ($\times 10^{-4}$)	許容回数 (Nd)	疲労損傷和 (n/Nd)
最大発熱部	200	1.02	10^6	2.00×10^{-4}
最高温度部	200	1.15	10^6	2.00×10^{-4}
上部端栓部	200	2.71	10^6	2.00×10^{-4}

第 5.4 表 地震時の疲労評価結果（高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A））

評価部位	地震	通常・過渡	地震+通常・過渡
最大発熱部	2.00×10^{-4}	2.69×10^{-4}	4.69×10^{-4}
最高温度部	2.00×10^{-4}	2.77×10^{-4}	4.77×10^{-4}
上部端栓部	2.00×10^{-4}	6.21×10^{-2}	6.23×10^{-2}

第 5.5 表 地震時の疲労評価結果（SUS316 相当ステンレス鋼）

評価部位	地震	通常・過渡	地震+通常・過渡
最大発熱部	2.00×10^{-4}	3.18×10^{-4}	5.18×10^{-4}
最高温度部	2.00×10^{-4}	2.56×10^{-4}	4.56×10^{-4}
上部端栓部	2.00×10^{-4}	4.86×10^{-2}	4.88×10^{-2}

6. 地震時の強度評価のまとめ

燃料要素は、Ss 地震に対し、被覆管の健全性が確保される設計とする。ここでは、被覆管応力と疲労損傷を評価した。通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に被覆管の各部に生じる応力に、加速度に基づく応力及び外筒部のたわみに基づく応力を考慮しても設計比は1以下であり、また、使用期間中の疲労損傷和に地震による疲労損傷を加えても疲労損傷和が設計上の制限値を下回っており、地震に被覆管の健全性が確保されることを確認した。なお、地震応答解析（炉心群振動解析）との整合から、鉛直方向地震力に対して燃料集合体が跳び上がらないことも確認した。

(参考) 実用炉設置許可基準規則第4条第5項

(地震による損傷の防止)

第四条 (省略)

2 (省略)

3 (省略)

4 (省略)

5 炉心内の燃料被覆材は、基準地震動による地震力に対して放射性物質の閉じ込めの機能が損なわれるおそれがないものでなければならない。

6 (省略)

7 (省略)

鉛直方向の跳び上がりについて

炉心構成要素が炉心支持板から最初の跳び上がりが生じるのは、炉心支持板の下向き加速度が、炉心構成要素の見かけの重力加速度（浮力などの流体力を考慮した重力加速度）を超えた場合である（第 1 図参照）。

炉心構成要素の見かけの重力加速度 g' は以下の式で計算される。

$$g' = \frac{(m_{InNa} \cdot g + f_{upw} + f_{wmass})}{(m_{InAir} + w_{Na})}$$

$$f_{wmass} = w_{mass} \cdot \ddot{z}_0$$

ここで、

m_{InAir} : 気中質量 (56.0 kg)

m_{InNa} : 液中質量 (50.4 kg)

w_{Na} : 内部流体質量 (5.9 kg)

w_{mass} : 排除質量 (11.5 kg)

g : 重力加速度 (-9.81 m/s^2)

f_{upw} : 差圧による流体力 (142 N) ※第 2 図参照

f_{wmass} : 流体慣性力 ※第 3 図参照

\ddot{z}_0 : 炉心支持板鉛直方向加速度

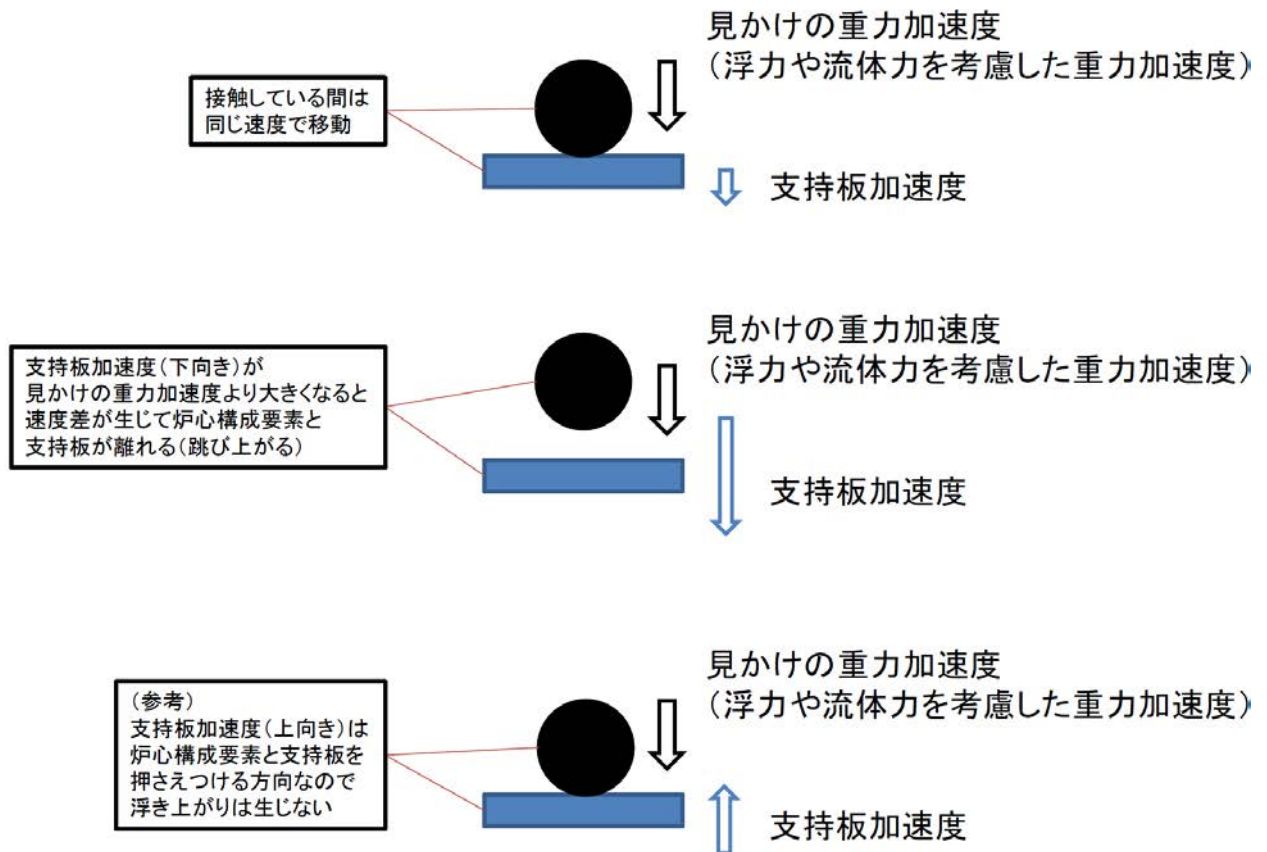
である。

上式で計算される炉心構成要素の見かけの重力加速度 g' が炉心支持板鉛直方向加速度 \ddot{z}_0 と等しくなる加速度が、炉心構成要素が跳び上がり始める加速度となり、炉心燃料集合体に対しては跳び上がり始める加速度は -6.99 m/s^2 となる。

各基準地震動に対する炉心支持板の下向き加速度の最大は第 1 表に示すとおりであり、いずれも炉心燃料集合体が跳び上がり始める下向き加速度 6.99 m/s^2 より小さく、炉心燃料集合体が跳び上がることはない。

第 1 表 基準地震動に対する炉心支持板の下向き加速度（最大）

地震波	下向き加速度（最大）	備考
Ss-D	5.08 m/s^2	第 4 図
Ss-1	4.97 m/s^2	第 5 図
Ss-2	4.35 m/s^2	第 6 図
Ss-3	5.95 m/s^2	第 7 図
Ss-4	4.24 m/s^2	第 8 図
Ss-5	4.62 m/s^2	第 9 図

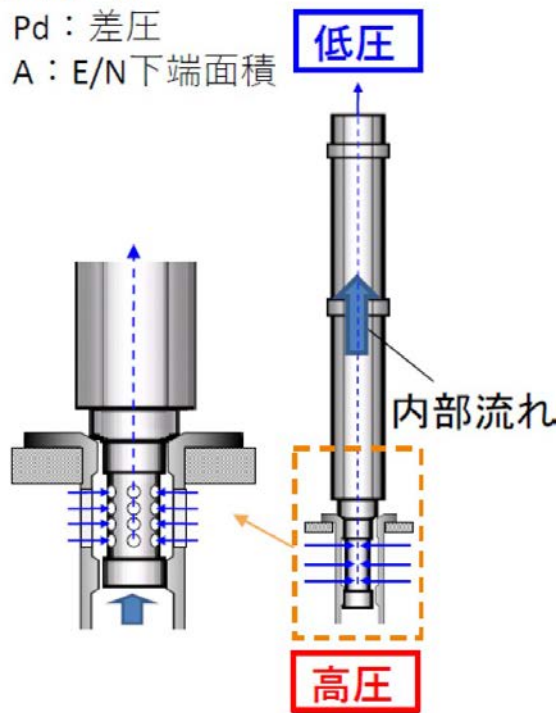


第1図 飛び上がり発生の概念図

$$F = Pd \cdot A$$

Pd : 差圧

A : E/N 下端面積

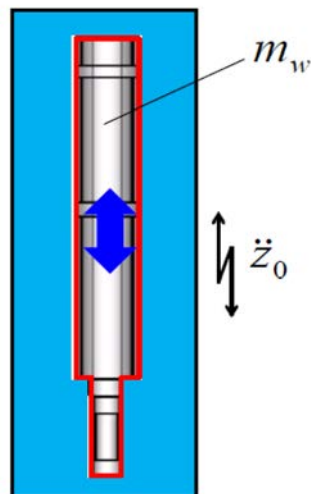


第 2 図 差圧による流体力

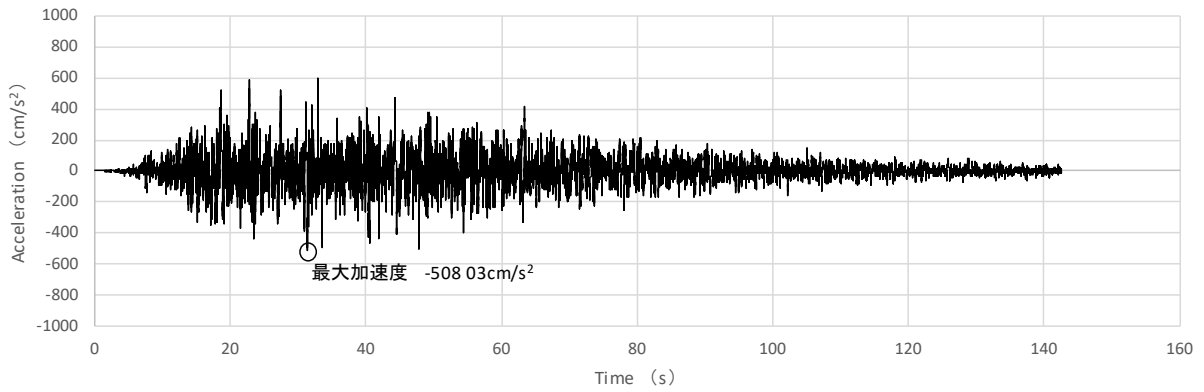
$$F = m_w \cdot \ddot{z}_0$$

m_w : 炉心構成要素が排除した水の質量

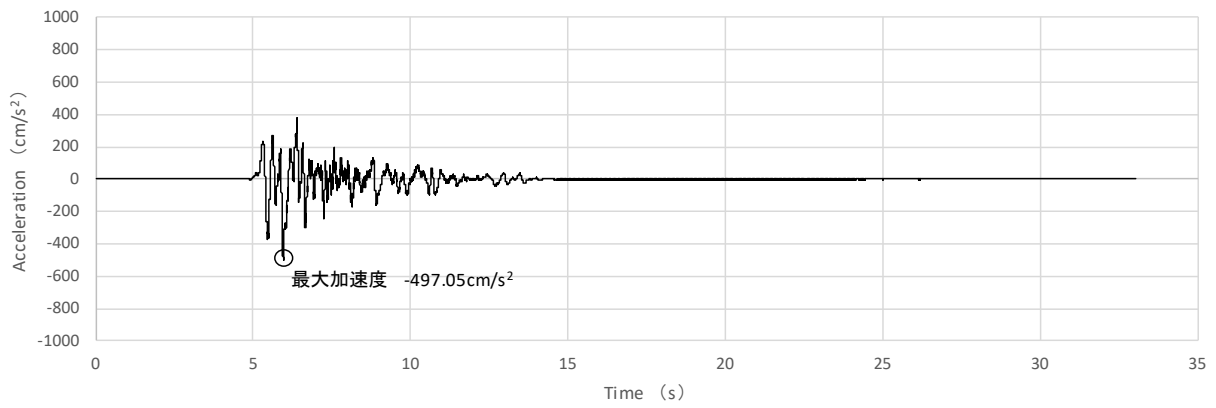
\ddot{z}_0 : 上下加振加速度



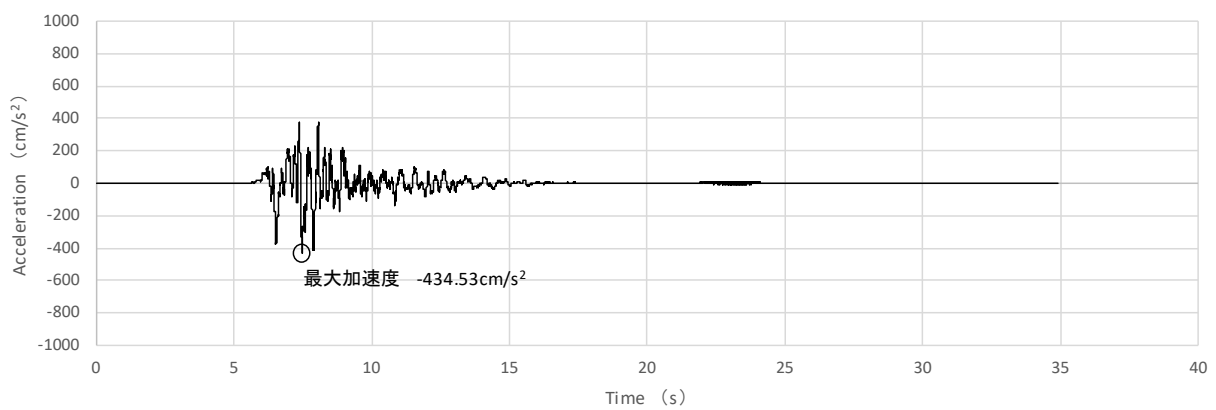
第 3 図 流体慣性力



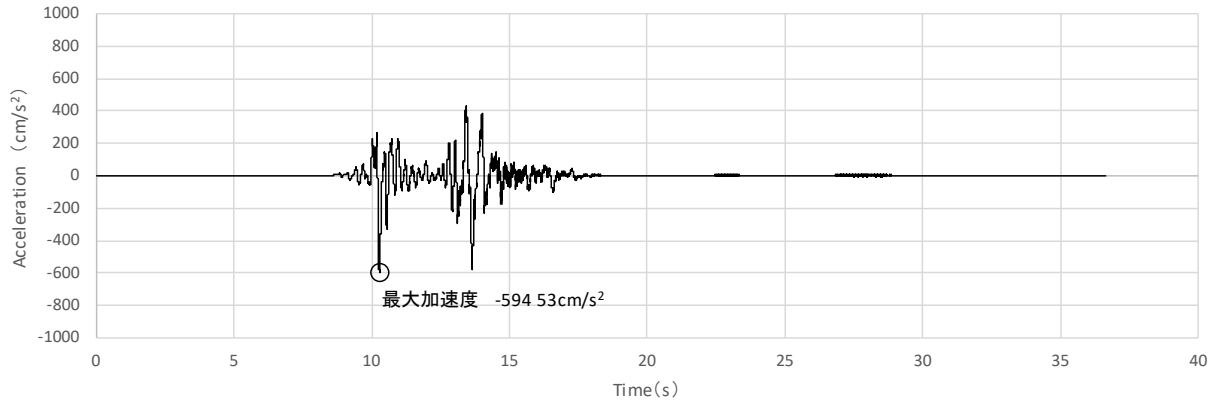
第 4 図 Ss-D に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



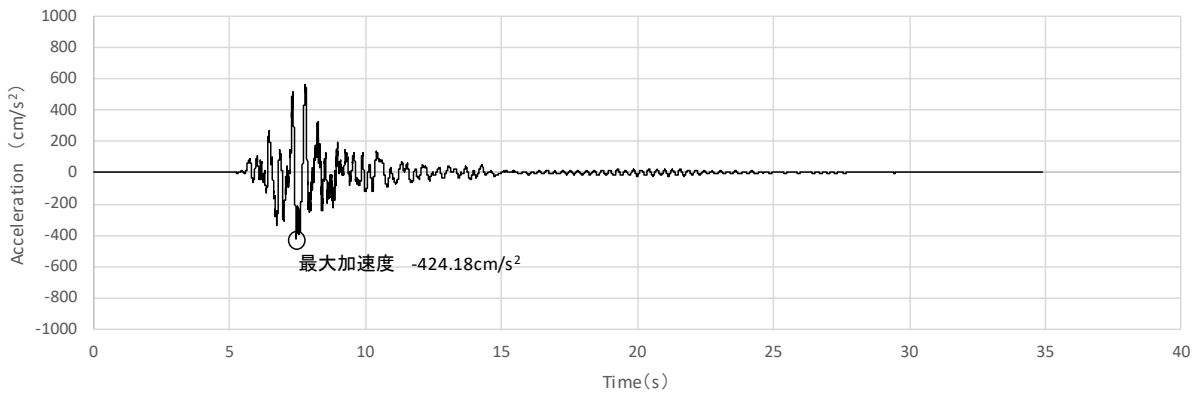
第 5 図 Ss-1 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



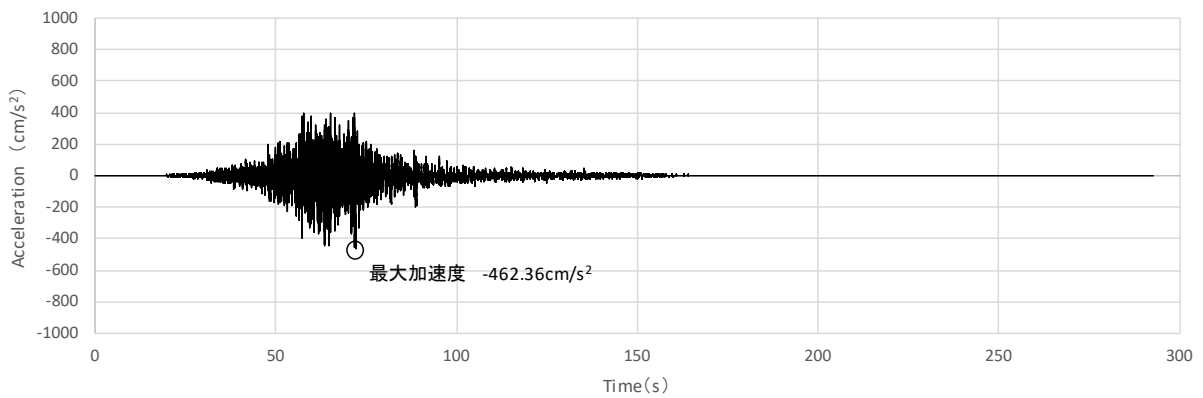
第 6 図 Ss-2 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



第 7 図 Ss-3 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



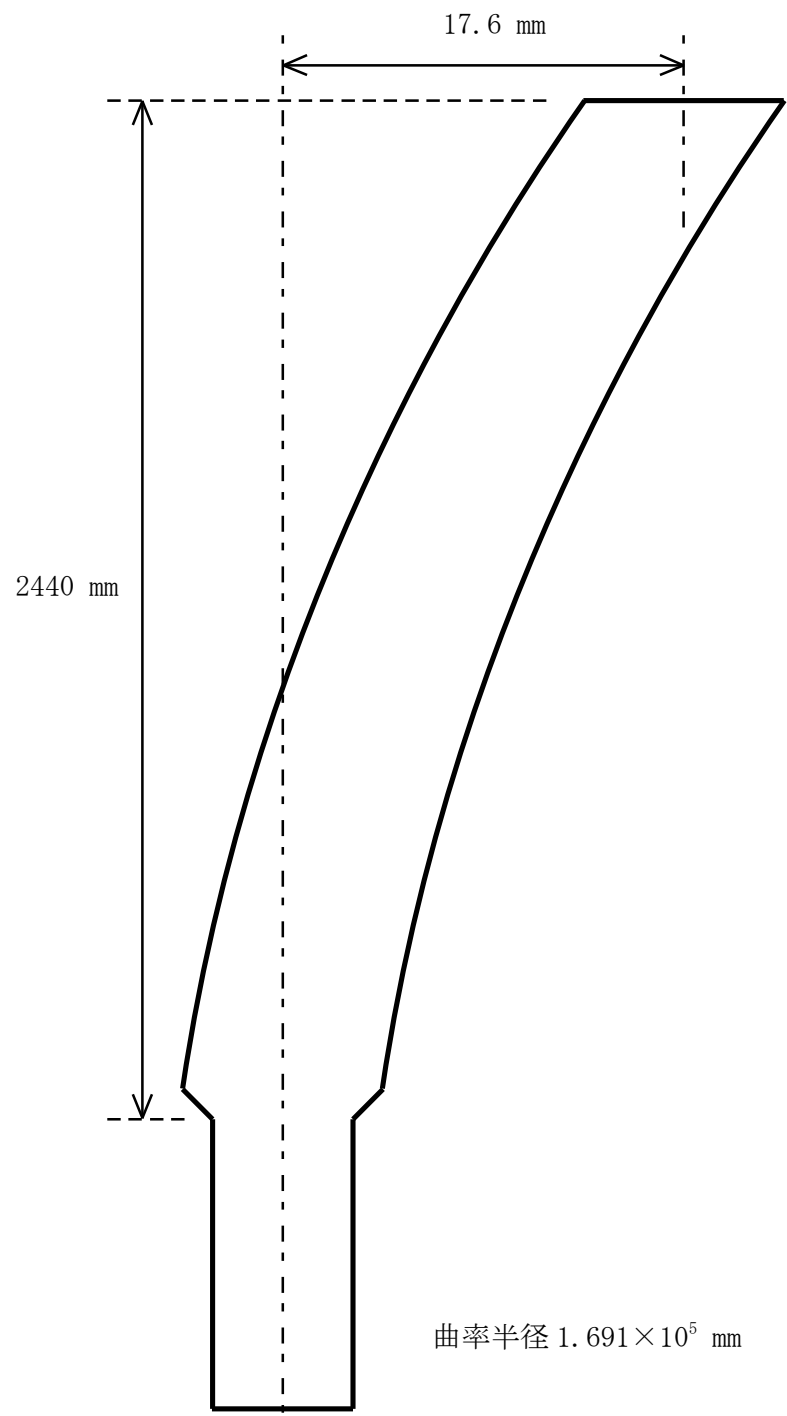
第 8 図 Ss-4 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



第 9 図 Ss-5 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)

集合体曲率半径の計算について

Ss 各波に対する炉心燃料集合体の頂部変位の最大値 (17.6 mm) より、第 1 図のように曲率半径を計算した。



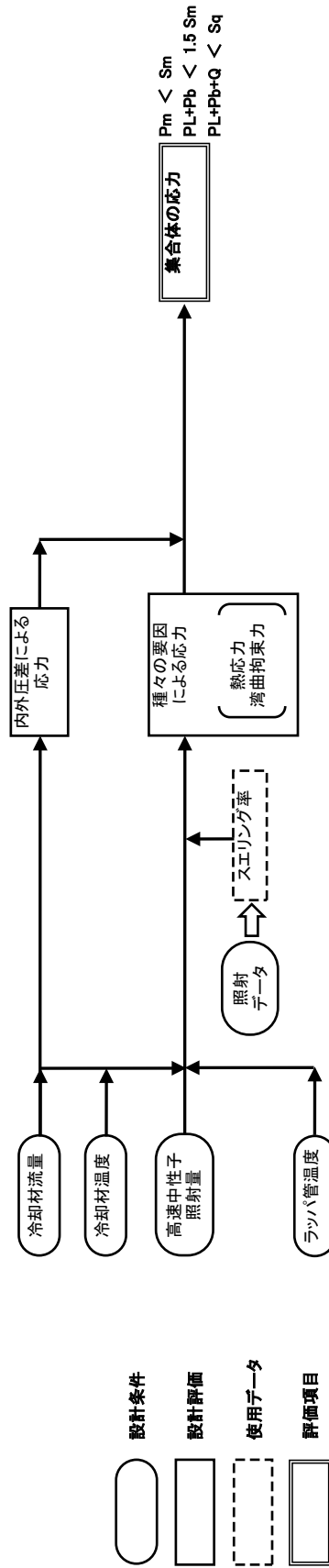
第 1 図 集合体の曲率半径

燃料集合体の機械設計の流れ

燃料集合体の機械設計の流れを第 1 図に示す。燃料集合体の機械設計において、その健全性を確保するための確認項目は、「集合体各部の応力」である。当該項目について、設計方針、評価基準及び評価方法を整理した結果を第 1 表に示す。また、各項目の評価にあたり、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。

第1表 燃料集合体の機械設計における確認項目に係る設計方針、評価基準及び評価方法

項目	設計方針	評価基準	評価方法
燃料集合体各部の 集合体各部の 応力	原則として ASME Sec. IIIの基準に準拠 して設計する。	一次一般膜応力 ≦ 設計応力強さ (S_m) 一次局所膜応力 + 一次曲げ応力 ≦ $1.5 \times S_m$ 一次応力の最大 + 二次応力 ≦ 設計許容応力 (S_q)	・ 冷却材内外圧、温度勾配、スエリング差、湾曲拘束 パッド部反力等による各種応力を評価する。



第1図 機械設計の流れ

集合体各部の応力計算式

1. 集合体各部応力評価について

燃料集合体の機械設計において、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。

集合体の各部応力評価については、「通常運転時」と「運転時の異常な過渡変化時」を対象に行う。集合体に発生する応力としては、第1表に示す応力を考慮し、その原因に応じて一次応力と二次応力に分類している。集合体の応力評価を行う部位については、「エントランスノズル部」、「エントランスノズルラップ管接合部」、「中間パッド部」、「ハンドリングヘッドラップ管接合部」、「上部パッド部」を対象に評価を行う。

第1表 応力要因

応力要因	応力分類
冷却材圧力	一次一般膜応力、一次曲げ応力
管壁温度差による熱応力	二次応力
軸方向温度差による熱応力	二次応力
湾曲拘束による応力	二次応力
湾曲拘束によるパッド部反力による応力	二次応力
接合部構造不連続による応力	一次膜応力、二次応力
接合部温度差による応力	二次応力
接合部スエリング差による応力	二次応力

2. 使用記号一覧表

炉心燃料集合体の応力評価式に用いる記号は次のとおり定義する。

記号	項目	単位
P_{mr}	半径方向一次一般膜応力	(kgf/mm ²)
$P_{m\theta}$	円周方向一次一般膜応力	(kgf/mm ²)
P_{mz}	軸方向一次一般膜応力	(kgf/mm ²)
$P_{L\theta}$	円周方向一次局部膜応力	(kgf/mm ²)
P_{Lz}	軸方向一次局部膜応力	(kgf/mm ²)
$P_{b\theta}$	円周方向一次曲げ応力	(kgf/mm ²)
P_{bz}	軸方向一次曲げ応力	(kgf/mm ²)
$Q_{in\theta}$	円周方向二次応力 (集合体内面)	(kgf/mm ²)
Q_{inz}	軸方向二次応力 (集合体内面)	(kgf/mm ²)
$Q_{out\theta}$	円周方向二次応力 (集合体外面)	(kgf/mm ²)
Q_{outz}	軸方向二次応力 (集合体外面)	(kgf/mm ²)
P	内外圧力差	(kgf/mm ²)
a_i	エントランスノズル内径	(mm)
a_o	エントランスノズル外径	(mm)
D_i	ラップ管内対辺間距離	(mm)
t	ラップ管肉厚	(mm)
E	ヤング率	(kgf/mm ²)
ν	ポアソン比	—

記号	項目	単位
α	熱膨張率	(1/°C)
ΔT	管壁温度差	(°C)
a	上部パッド部内半径	(mm)
Do	上部パッド部外対辺間距離	(mm)
A ₀	ラップ管外面辺長	(mm)
A ₁	ラップ管内面辺長	(mm)
Z	断面係数	(mm ³)
Fu	上部パッド部にかかる荷重	(kgf)
Fm	中間パッド部にかかる荷重	(kgf)
xi	集合体支持部から評価位置までの距離	(mm)
li	集合体支持部から荷重作用点までの距離	(mm)
Re	等価半径 (= $\sqrt{3} \cdot D_i / \pi$)	(mm)
ϕt	高速中性子照射量 [E > 0.1MeV]	(n/cm ²)
T ₁	温度	(°C)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{AN}$	アニール材のスエリング率	(%)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{1520CW}$	高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) のスエリング率	(%)
$\left(\frac{\Delta r}{r}\right)_{SUS316CW}$	SUS316相当ステンレス鋼のスエリング率	(%)

3. 応力計算式

(i) 冷却材圧力による応力

炉心燃料集合体内外面の冷却材の圧力差により発生する応力は、以下の計算式で算出する。

① エントランスノズル部

$$P_{mr} = -P \quad (\text{内面}) \quad P_{mr} = 0.0 \quad (\text{外面})$$

$$P_{m\theta} = \frac{\sigma_{\theta_{\max}} + \sigma_{\theta_{\min}}}{2}$$

$$P_{mz} = 0.0$$

$$P_{b\theta} = \sigma_{\theta_{\max}} - P_{m\theta} \quad (\text{内面}) \quad P_{b\theta} = \sigma_{\theta_{\min}} - P_{m\theta} \quad (\text{外面})$$

$$P_{bz} = 0.0 \quad (\text{内面}) \quad P_{bz} = 0.0 \quad (\text{外面})$$

$$\sigma_{\theta_{\max}} = \frac{ao^2 + ai^2}{ao^2 - ai^2} \times P \quad (\text{内面})$$

$$\sigma_{\theta_{\min}} = \frac{2 \cdot P \cdot ai^2}{ao^2 - ai^2} \quad (\text{外面})$$

② 中間パッド部

$$P_{m\theta} = \frac{P \cdot Di}{2 \cdot t}$$

$$P_{mz} = 0.0$$

$$P_{b\theta} = \pm \frac{6 \cdot Mo}{t^2}$$

$$Mo = -\frac{P \cdot a^2}{4} \cdot \frac{(u - \tanh u)}{u^2 \cdot \tanh u}$$

$$u = \sqrt{\frac{s \cdot a^2}{4 \cdot D}}$$

$$s = \frac{P \cdot Di}{2}$$

$$D = \frac{E \cdot t^3}{12(1 - \nu^2)}$$

$$a = \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot Di$$

$$P_{bz} = 0.0$$

③ 上部パッド部

$$P_{m\theta} = P_{mz} = 0.0$$

$$P_{b\theta} = P_{bz} = 0.0$$

(ii) 管壁温度勾配による熱応力

ラップ管内外面の温度差により生じる熱膨張差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

① ハンドリングヘッドーラップ管接合部、中間パッド部

$$Q_{in\theta} = \frac{-\alpha \cdot E \cdot \Delta T}{2(1-\nu)} \qquad Q_{out\theta} = \frac{\alpha \cdot E \cdot \Delta T}{2(1-\nu)}$$

$$Q_{inz} = Q_{in\theta} \qquad Q_{outz} = Q_{out\theta}$$

② 上部パッド部

$$Q_{in\theta} = 0.85 \cdot \frac{\alpha \cdot E \cdot \Delta T}{2(1-\nu) \log_e(b/a)} \cdot \left(1 - \frac{2b^2}{b^2 - a^2} \log_e(b/a)\right)$$

$$Q_{out\theta} = 0.85 \cdot \frac{\alpha \cdot E \cdot \Delta T}{2(1-\nu) \log_e(b/a)} \cdot \left(1 - \frac{2a^2}{b^2 - a^2} \log_e(b/a)\right)$$

$$b = D_o/\sqrt{3}$$

$$Q_{inz} = Q_{in\theta} \qquad Q_{outz} = Q_{out\theta}$$

(iii) 軸方向温度勾配による熱応力

炉心燃料集合体の軸方向温度勾配は小さく、応力は発生しない。

① 中間パッド部

$$Q_{in\theta} = Q_{out\theta} = 0.0 \qquad Q_{inz} = Q_{outz} = 0.0$$

② 上部パッド部

$$Q_{in\theta} = Q_{out\theta} = 0.0 \qquad Q_{inz} = Q_{outz} = 0.0$$

(iv) 湾曲拘束による応力

炉心燃料集合体の径方向温度分布・照射量の不均一に起因する湾曲により発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{in\theta} = v \cdot Q_{inz} \quad Q_{out\theta} = v \cdot Q_{outz}$$

$$Q_{inz} = \pm \frac{M}{Z} \quad Q_{outz} = Q_{inz}$$

① ハンドリングヘッドーラッパ管接合部

$$Z = \frac{5\sqrt{3}}{16} \cdot \frac{A_0^4 - A_1^4}{A_0}$$

$$M = Fu(l_2 - x_3)$$

② 中間パッド部

$$Z = \frac{5\sqrt{3}}{16} \cdot \frac{A_0^4 - A_1^4}{A_0}$$

$$M = Fu(l_2 - l_1)$$

③ エントランスノズルーラッパ管接合部

$$Z = \frac{5\sqrt{3}}{16} \cdot \frac{A_0^4 - A_1^4}{A_0}$$

$$M = Fu(l_2 - x_1) + Fm(l_1 - x_1)$$

④ エントランスノズル部

$$Z = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{a_0^4 - a_1^4}{a_0}$$

$$M = Fu \cdot l_2 + Fm \cdot l_1$$

(v) 湾曲拘束によるパッド部反力による応力

① 上部パッド部、中間パッド部

別途、構造解析コードで得られた評価結果を使用する。

(vi) 接合部構造不連続による応力

エントランスノズル及びハンドリングヘッドとラップ管の取付部位において、冷却材の内外圧力差により発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$P_{L\theta} = 0.0$$

$$P_{Lz} = 0.0$$

$$Q_{in\theta} = v \cdot Q_{inz} + 0.55 \cdot \frac{P \cdot Re}{t}$$

$$Q_{out\theta} = -v \cdot Q_{inz} + 0.55 \cdot \frac{P \cdot Re}{t}$$

$$Q_{inz} = 2 \cdot \frac{3 \cdot Di}{\pi \cdot t} \cdot \frac{1}{\sqrt{1-v^2}} \cdot P \qquad Q_{outz} = -Q_{inz}$$

(vii) 接合部温度差による応力

ハンドリングヘッドとラップ管の取付部位における温度差に起因して生じる熱膨張の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式で算出する。

$$Q_{in\theta} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T - v \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha \cdot \Delta T$$

$$Q_{out\theta} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T + v \sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha \cdot \Delta T$$

$$Q_{inz} = -\sqrt{\frac{3}{1-v^2}} E \cdot \alpha \cdot \Delta T$$

$$Q_{outz} = -Q_{inz}$$

(viii) 接合部スエリング差による応力

エントランスノズル及びハンドリングヘッドとラッパ管の取付部位において、材料の違いによるスエリング歪の差が拘束されることにより発生する応力は、以下の計算式により算出する。

$$Q_{inZ} = E \cdot \sigma \sqrt{\frac{3}{1 - \nu^2}}$$

$$Q_{outZ} = -Q_{inZ}$$

$$Q_{in\theta} = \nu \cdot Q_{inZ} - E \cdot \sigma$$

$$Q_{out\theta} = \nu \cdot Q_{outZ} - E \cdot \sigma$$

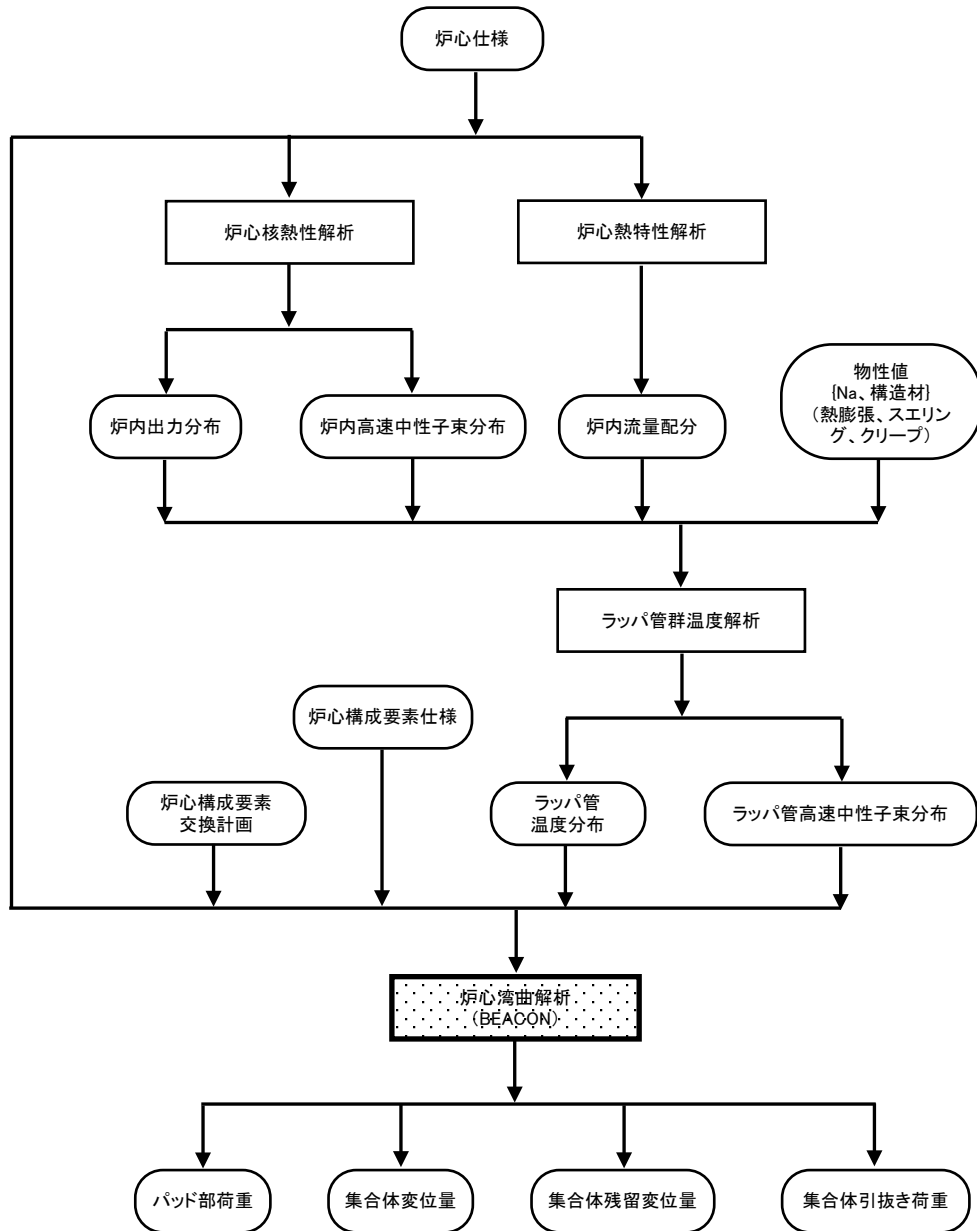
$$\sigma = \left\{ \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{1520CW, SUS316CW} - \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{AN} \right\} \times 10^{-2}$$

湾曲拘束による応力について

1. 炉心湾曲計算の概要

高速炉炉心では、径方向温度分布・照射量の不均一に起因して炉心構成要素の湾曲が生じる。炉心温度分布・中性子束分布及び炉心湾曲計算の流れを第 1.1 図に示す。

炉心湾曲解析コード“BEACON”では、計算されたラップ管の温度分布及び中性子束分布等を入力とし、真直ビームモデルにより、ラップ管面に垂直な 3 方向について熱膨張、スエリング、クリープによる変位を計算し、これをベクトル合成することにより、各集合体の原子炉運転中の変位量、原子炉停止中の残留変位、接触荷重等を計算する。



第 1.1 図 炉心湾曲計算の流れ

2. 炉心湾曲計算に用いる解析コード

炉心湾曲計算には、炉心湾曲解析コード“BEACON”を用いる。

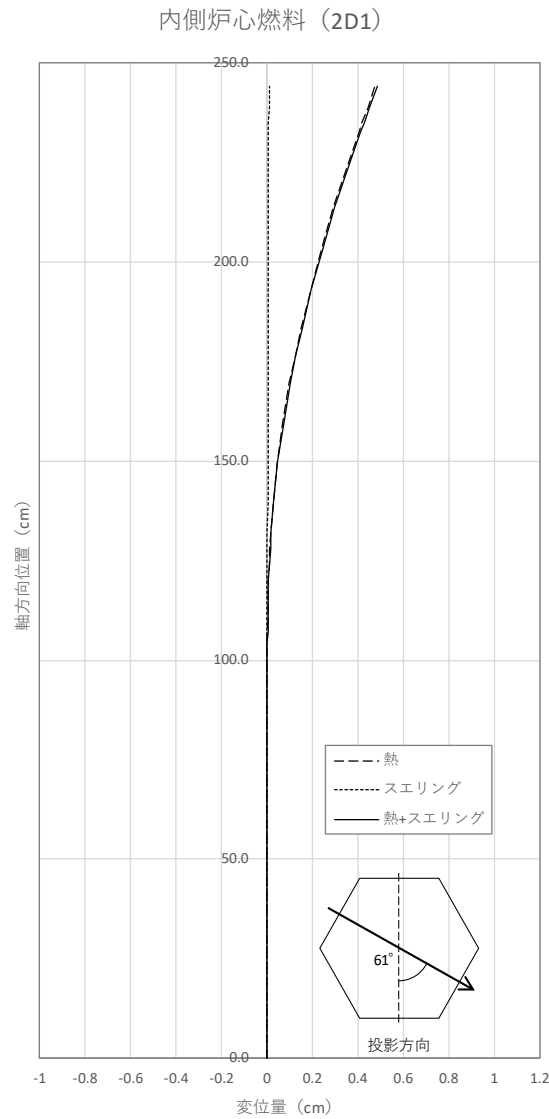
“BEACON”コードは、原子炉の起動から停止に至るまでの炉心変形現象を3次元的に解析し、各炉心構成要素の3次元湾曲形状及び炉心構成要素に作用する荷重と応力を原子炉運転中の時点毎に計算するコードである^[1]。解析炉心形状として全炉心モデル及び回転対象炉心モデルに加え、単体モデルや単列群モデルの解析も可能である。

“BEACON”コードの検証・妥当性について添付1に示す。なお、添付1に示すように、炉心湾曲では限られた条件の中での妥当性検証となっているが、解析条件に余裕を持たせることで解析結果に保守性を持たせる。

3. 全炉心解析による炉心燃料集合体の湾曲変形の概要（熱及びスエリングによる湾曲変形）

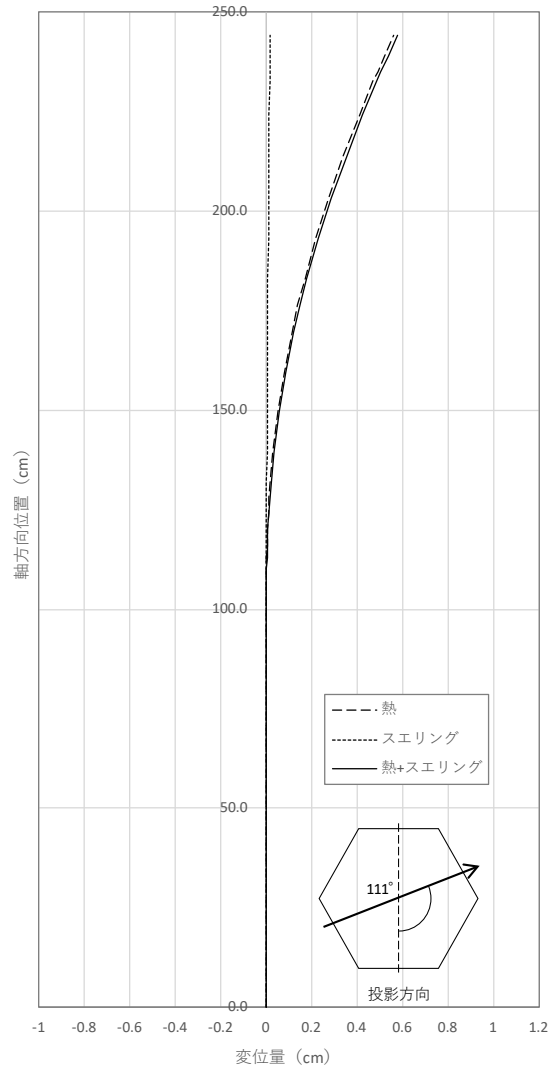
MK-III炉心条件での全炉心解析による炉心燃料集合体の熱及びスエリングによる湾曲変位を、内側炉心燃料集合体と外側炉心燃料集合体それぞれについて第 3.1 図及び第 3.2 図に示す。

内側炉心燃料集合体も外側炉心燃料集合体も、制御棒と隣接する集合体において、燃料に接するラップ管面と制御棒に接するラップ管面の温度差が大きいため、熱による湾曲が顕著になっている。また、内側、外側ともスエリングによる湾曲は小さなものとなっている。



第 3.1 図 内側炉心燃料集合体の炉心湾曲

外側炉心燃料 (5C3)



第 3.2 図 外側炉心燃料集合体の炉心湾曲

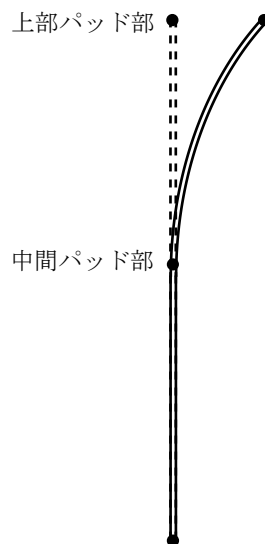
4. 集合体単体解析による湾曲拘束条件の計算

4.1 計算方法

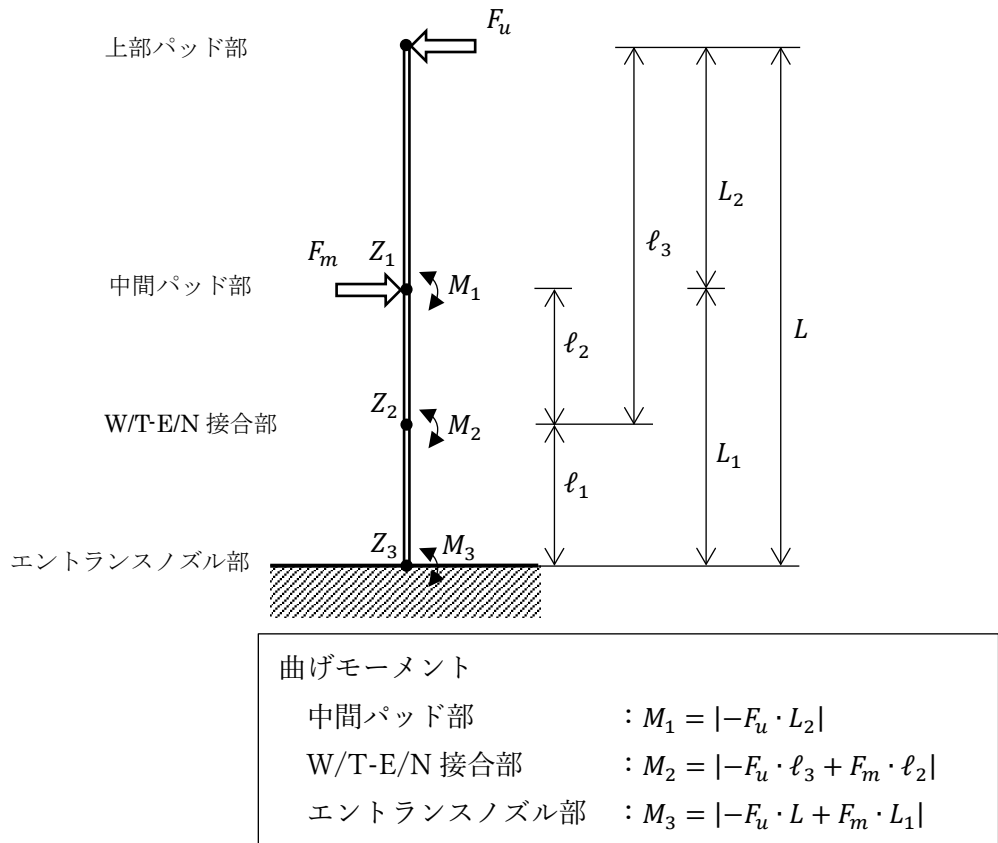
第3.1図及び第3.2図に示すように炉心構成要素の軸方向曲がりモードは、第4.1図のように表される。この曲がりモードにおいて、上部パッド部及び中間パッド部の湾曲変位を強制的に0とするため、上部パッド部及び中間パッド部に F_u , F_m を同時に作用させる（第4.2図）。発生するパッド部荷重からパッド部荷重から曲げモーメントを計算する。

発生する曲げ荷重は、上部及び中間パッド部で、作用させた荷重 F_u , F_m 、また、発生する曲げモーメントは、 M_1 , M_2 , M_3 である。

炉心の複数の集合体について炉心湾曲解析コード“BEACON”の集合体解析を行い、真直矯正するときに発生する曲げ荷重を計算する。



第4.1図 炉心構成要素軸方向曲がりモード



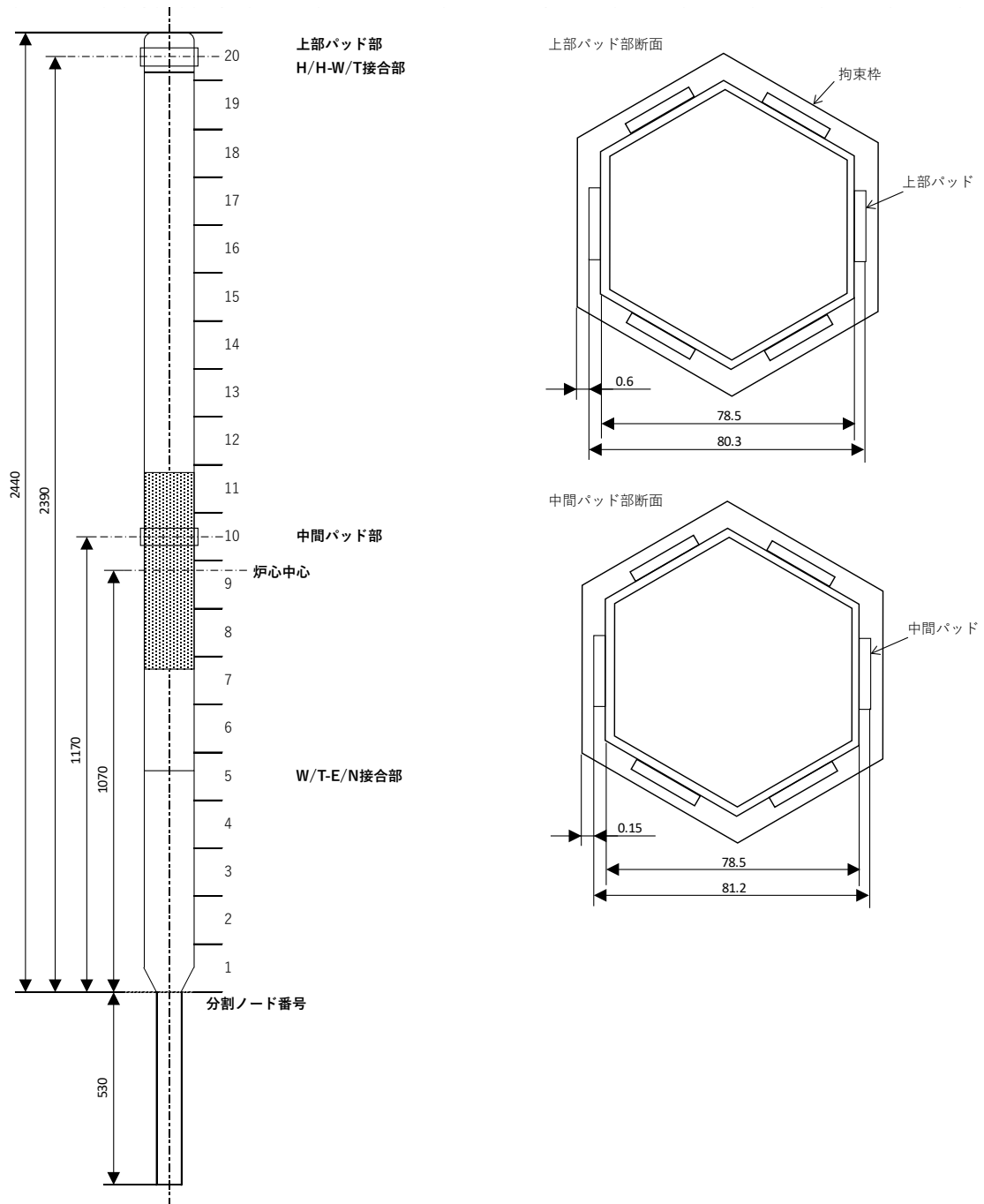
第 4.2 図 曲げモーメント算出方法

4.2 解析条件

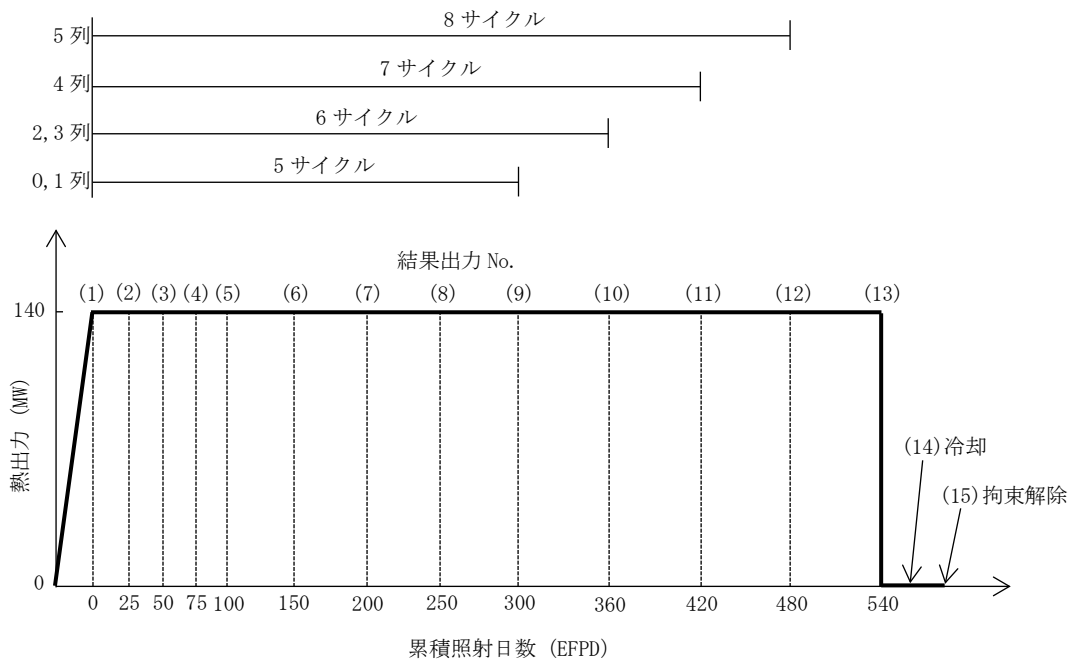
MK-IV炉心で使用する燃料集合体はMK-III炉心で使用していた炉心燃料集合体と同じであり、仕様を変更しない。MK-III炉心で使用していた炉心燃料集合体を継続使用する。炉心燃料集合体においては、湾曲は主に熱湾曲であり、熱湾曲条件はMK-III炉心条件の方が厳しくなる。そのため、保守的にMK-III炉心での条件をもとに解析条件を設定する。

解析モデルを第 4.3 図に示す。解析は、炉心支持板（球面座）より上の集合体領域 2440mm を軸方向に均等に 20 分割し、周囲に拘束枠を設定した単体解析モデルで行う。上部及び中間パッド部の拘束枠とのギャップは、実際に炉内に装荷される時の隣接集合体とのギャップの 1/2 としている。

解析日数は第 4.4 図に示す分割で行った。ただし、燃料装荷位置によって照射期間が異なるため、得られた値は各位置（各列）で定められている照射期間までの値を使用する。



第 4.3 図 集合体モデル



第 4.4 図 解析日数

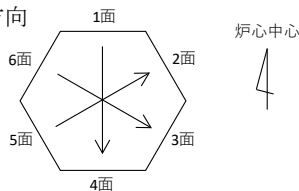
4.3 解析結果

照射開始時の熱湾曲に起因する応力が最も大きく、最大応力の発生する集合体についての結果を第 4.1 表に示す。

第 4.1 表 BEACON 単体解析結果 (最大)

ラッパ管解析面*1	パッド部荷重		備考
	上部パッド部	中間パッド部	
1 面			<ul style="list-style-type: none"> 照射期間(1) 照射日数 0 EFPD*2 照射量 0 n/cm² 装荷位置 2D1
4 面			
6 面		41.29 kgf	
3 面	-17.23 kgf		
5 面		9.14 kgf	
2 面	-3.90 kgf		

*1 ラッパ管解析面定義と荷重方向



*2 Effective Full Power Day (定格出力運転日数)

4.4 応力評価のための湾曲拘束条件

第 4.2 表及び第 4.3 表に応力評価に用いる湾曲拘束条件一覧を示す。

第 4.2 表 湾曲拘束条件 (通常運転時)

部位	最大曲げ荷重	最大曲げモーメント
エントランスノズル部	—	0.7130×10^4 kgf/mm
W/T-E/N 接合部	—	0.7066×10^4 kgf/mm
中間パッド部	41.29 kgf	2.102×10^4 kgf/mm
H/H-W/T 接合部	—	0.1103×10^4 kgf/mm
上部パッド部	-17.23 kgf	—

第 4.3 表 湾曲拘束条件 (運転時の異常な過渡変化時)

部位	最大曲げ荷重	最大曲げモーメント
エントランスノズル部	—	1.051×10^4 kgf/mm
W/T-E/N 接合部	—	0.9618×10^4 kgf/mm
中間パッド部	58.21 kgf	2.940×10^4 kgf/mm
H/H-W/T 接合部	—	0.1543×10^4 kgf/mm
上部パッド部	-24.10 kgf	—

参考文献

- [1] 株式会社日立製作所, 「炉心湾曲解析コードの改良 (平成 2 年度作業)」, PNC-TJ9124 91-002, 1991 年 3 月.

炉心湾曲解析コード“BEACON”の妥当性について

1980年代後半、IAEA IWGFR (International Working Group on Fast Reactors) において、炉心湾曲解析コードに関する国際的な共同研究プログラム (Intercomparison of LMFBR Core Mechanics Codes) が実施され、その中で国内外主要組織の炉心湾曲解析コードの検証・妥当性に係る検討が行われている^[1,2]。本共同研究プログラムには、9カ国 (ベルギー、チェコスロバキア、フランス、ドイツ、インド、イタリア、日本、イギリス、ソ連) 11組織が参加しており、各組織の炉心湾曲解析コードについて、ベンチマーク解析が行われた。JAEA (当時 PNC) も、当時、JAEA と日立で開発していた“BEACON”コードについて本共同研究プログラムに参加していた。

本共同研究プログラムにおける検証・妥当性の評価は2つのステージからなり、ステージ1では、検証として、シンプルなモデルを対象としたコード間の比較評価が行われた。また、ステージ2では、妥当性に関し、数は少ないが当時実施された一部の炉外試験データの解析に取り組んでいた。各ステージでは、幾つかのベンチマーク用の例題が設定され (ステージ1: 19問、ステージ2: 4問)、その例題を対象に各組織で炉心湾曲解析コードによる解析が実施された。ベンチマーク用の例題としては、集合体1体の自由熱湾曲や拘束された条件での熱湾曲、中性子照射による集合体湾曲など単体や炉心配置を模擬した典型的な集合体湾曲に係る問題が設定されている。各コードによる解析結果の検証については、単体の自由熱湾曲などシンプルな例題は手計算で求めた解析解、それ以外については、各コードの解析結果の平均値を解として比較評価が行われた¹。また、妥当性について、炉外試験で取得された試験結果との比較が行われた。

“BEACON”コードについても、これら例題を対象とした解析が行われている。本変更申請における「常陽」燃料の湾曲挙動評価では、別添1本文の記述にあるように、変形の主要因である熱湾曲の寄与が重要であるため、ここでは、熱湾曲に係る代表的な例題の例として、以下にステージ1の例題1、3A、4、ステージ2の例題2-2について、解析結果の概略を示す。

- ・ 例題1は、集合体1体の自由熱湾曲を想定した問題である。第1図にモデルを示すが、集合体1体の水平対角方向に図中右図のような温度差 (500°C-550°C) を与え、自由熱湾曲による変形量の評価している。変形は集合体上端の上部パッド部で最も大きく、“BEACON”コードで評価した変形量は解析解と一致する結果が示されている。
- ・ 例題3Aと例題4は、炉心配置で拘束された条件での熱湾曲を想定した問題である。例題3Aのモデルを第2図に、例題4のモデルを第3図に示した。例題3Aでは、炉心中心の1体の集合体に、例題1と同様の熱湾曲を与えた時の各集合体の変形・荷重を評価している。例題4では、炉心中心の5列目の集合体に外側方向の熱湾曲を与えた時の各集合体の変形・荷重を評価している。例題3Aで隣接集合体と接触するパッド部の荷重が最大となるのは、集合体1の上部パッド部、例題4

¹ 各コードの解析結果の差が小さい範囲に収まっていれば、その平均値はある程度の信頼性を有する解と考えられ、本プログラムにおける検討に有効として設定された。

で最大となるのは、集合体 44 の中間パッド部となるが、いずれのパッド部荷重の評価値についても、各コードの解析結果の平均値との差は数%程度に収まる結果が示されている。

- 例題 2-2 は、1 列に配置した集合体を模擬し実施した熱湾曲試験を設定した問題である。第 4 図に試験体系を示すが、集合体 10 体を水平方向 1 列に配置し端部の集合体のパッド部（上部・中間）で拘束するものとし、ヒーターで熱湾曲を生じさせ、端部集合体のパッド部荷重のデータを取得している。“BEACON” コードで評価した端部集合体のパッド部荷重は、参考文献[1]の時点では試験結果を適切に表現できておらず、集合体下部支持モデルについて課題が指摘されていた。そのため、現状の“BEACON” コードでは、集合体下部支持モデルの改良を行っており、第 1 表に示したようにパッド部荷重の評価は改善された結果が得られている。

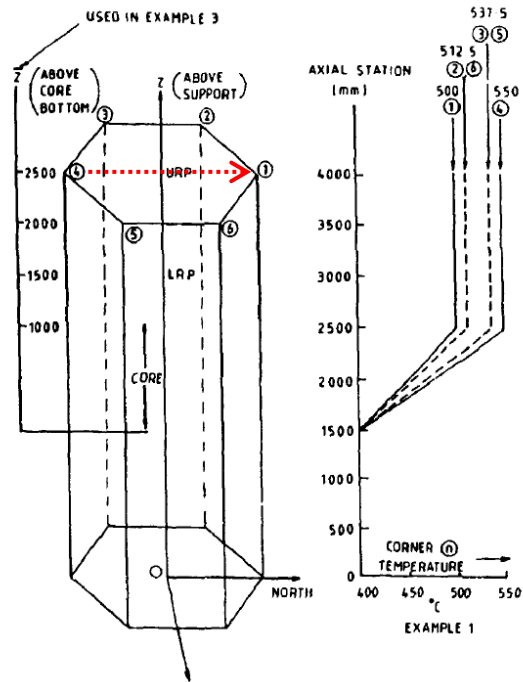
このように、炉心湾曲解析コードに関する共同研究プログラムの中で、熱湾曲に係る代表的なベンチマーク用の例題について、“BEACON” コードで評価された変形・荷重は他組織の解析コードの結果と比較して同等レベルであり、かつ、限られた炉外試験ではあるが試験結果も再現することが示されている。“BEACON” コードについては、概ね妥当な解析結果を示しているものとする。

参考文献

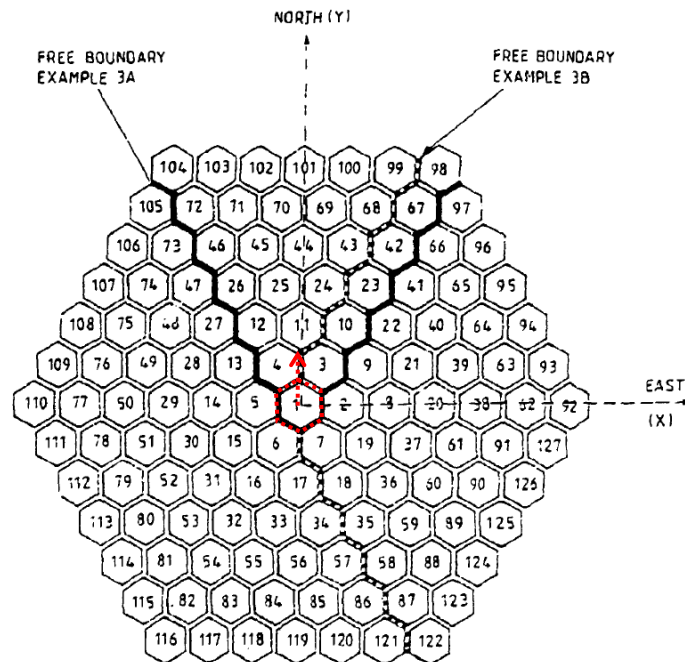
- [1] IAEA IWGFR, “Verification and validation of LMFBR static core mechanics codes Part I”, IWGFR/75, (1990).
- [2] IAEA IWGFR, “Verification and validation of LMFBR static core mechanics codes Part II”, IWGFR/76, (1990).

第 1 表 集合体 1 列配置熱湾曲試験に対する解析結果（例題 2-2）

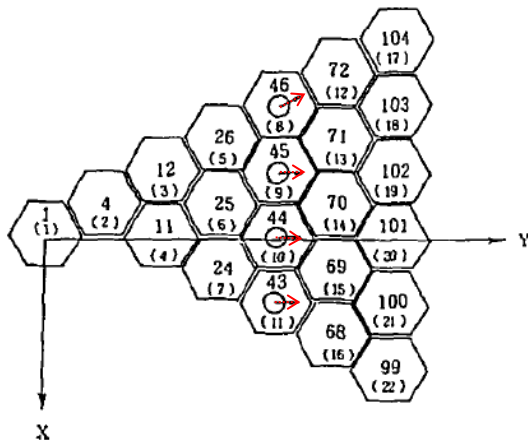
集合体番号	パッド位置	パッド部接触荷重 [N]		
		解析結果		試験結果
		集合体下部支持モデル改良前 ^[1]	集合体下部支持モデル改良後	
集合体 No. 0	上部パッド部	91	145	177
	中間パッド部	0	170	147
集合体 No. 9	上部パッド部	237	265	196
	中間パッド部	0	0	0




第1図 集合体1体の自由湾曲解析モデル例 (例題1^[1])

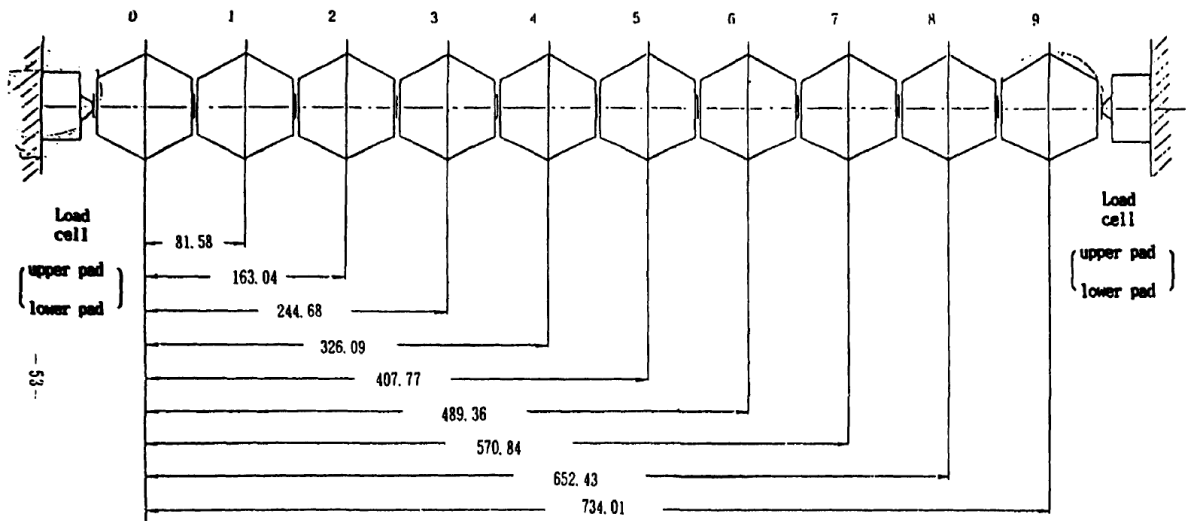


第2図 炉心配置中の集合体湾曲解析モデル例 (例題3A^[1])



-  ; Thermal bowing wrapper.
- 4 ; The number of S/A without parenthesis is specified in the Example.
- (2) ; The number of S/A with parenthesis is used in HIBEACON code.

第3図 炉心配置中の集合体湾曲解析モデル例 (例題4^[2])



- 0 ~ 4 core subassembly
- 5 ~ 8 blanket subassembly 5 inner
- 6~8 outer
- 9 reflector

第4図 集合体1列配置熱湾曲試験の試験体系 (例題2-2^[1])

MK-IV炉心における炉心燃料集合体の機械設計結果等の整理

1. 設置変更許可及び設工認における炉心燃料集合体の設計について

炉心燃料集合体は、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、その健全性を確保する。また、炉心燃料集合体が他の構成部品の機能を阻害することがないようにする。

このため、下記の方針を満足するように炉心燃料集合体を設計する。

なお、設計に当たっては、燃料密度変化、核分裂生成ガスの生成及び放出、被覆管のクリープ及びスエリング、燃焼に伴って変化する他の諸性質の効果等を考慮する。

(1) 輸送及び取扱い時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。

(2) 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、炉心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。

設計フローについては【燃料集合体の機械設計の流れ：別紙 12】に示す。

輸送及び取扱い時に受ける荷重の評価については【輸送時及び取扱い時の評価の整理：別紙 15】に示す。

2. MK-Ⅳ炉心で使用する炉心燃料集合体の設工認申請書に記載する設計条件・設計仕様

2.1 設計条件

設工認申請書に記載する炉心燃料集合体の主要な設計条件を第2.1.1表に示す。なお、MK-Ⅲ炉心から使用している炉心燃料集合体の一部についてはMK-Ⅳ炉心でも継続使用する。

第2.1.1表 設工認で定める主要な設計条件

項目	区分 ^{*1}	設置変更許可記載	備考
熱出力	(a)	100MW	
1次冷却材種類	(a)	ナトリウム	
1次冷却材流量	(a)	約2,700t/h	
原子炉入口温度	(a)	約350℃	
最高燃焼度	(a)	90,000MWd/t	
最大線出力密度	(a)	約330W/cm	<ul style="list-style-type: none"> • MK-Ⅲ炉心から継続使用するものについては、MK-Ⅲ炉心での使用期間中は約420W/cm
被覆管最高温度	(a)	620℃	<ul style="list-style-type: none"> • 被覆管の熱的制限値を保守的に初期条件として使用する。 • MK-Ⅲ炉心から継続使用するものについては、MK-Ⅲ炉心での使用期間中は675℃

2.2 設計仕様

設工認申請書に記載する炉心燃料集合体の主要な設計仕様のうち、集合体に関連する設計仕様を第 2.2.1 表に示す。

第 2.2.1 表 設工認で定める主要な設計仕様

項目	区分 ^{※1}	設置変更許可記載	備考
ラップ管材料	(a)	SUS316 相当ステンレス鋼または高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)	
ラップ管組成	(b)	—	※3
ハンドリングヘッド材料	(a)	SUS316 ステンレス鋼	
ハンドリングヘッド組成	(d)	—	
エントランスノズル材料	(a)	SUS316 ステンレス鋼	
エントランスノズル組成	(d)	—	
ラップ管 パッド部外対辺間距離	(d)	—	※2
対辺間距離 (六角内辺) (管端)	(d)	—	※2
ラップ管肉厚 (管端)	(d)	—	※2
ハンドリングヘッド パッド部外対辺間距離	(d)	—	※2
ハンドリングヘッド内径	(d)	—	※2
エントランスノズル外径	(d)	—	※2
球面座半径	(d)	—	※2
集合体全長	(c)	約 297cm	

※1： 設置変更許可に設定した制限項目等について、設工認における取扱い方法を以下に示すように区分した。

	㉞ 設工認において設置変更許可の制限等をそのまま使用する項目	㉟ 設置変更許可における制限の範囲において設工認で仕様や条件等を設定する項目	㊱ 設置変更許可に記載がなく設工認で仕様や条件等を設定する項目
① 設置変更許可の安全上の制限等とする項目	(a)		
② 安全上の制限等の決定因子である項目			
③ 上記①又は②に該当するが運用・製造の観点で、制限すべき値等を超えないことが明確な項目	(c)		(b)
④ 上記①～③に該当しないが、基本設計にあたり基本仕様・条件として設置変更許可に記載した項目			
⑤ 上記①～④以外			(d)

※2： 製造上の観点や核的・熱的影響の観点（核熱設計は均質評価であり、設計結果に影響を与えないよう）から製造上の品質管理としてその範囲を制限しているが、設置変更許可の安全上の制限等又は当該制限等の決定因子に該当しない。

※3： 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）は、添付書類八追補1「IX. 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）、（B）の成分範囲について」に仕様の記載がある。

3. MK-IV炉心のみで使用する炉心燃料集合体における設工認申請書での強度計算例

前項の設工認で設定する仕様や条件についても直近の製造実績をもとに条件を設定し、設置変更許可申請書に記載する基本設計にとどまらず、設工認申請書の強度計算書に記載する詳細設計まで実施した。

3.1 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度評価

(1) 強度評価条件

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に考慮する応力を第3.1.1表に示す。これらの応力についてはその要因によって一次応力と二次応力に分類している。評価時期は、使用初期 (BOL)、使用中期 (MOL)、使用末期 (EOL) とする。強度評価における応力評価部位としては、エントランスノズル部、エントランスノズルラップ管接合部、中間パッド部、ハンドリングヘッドラップ管接合部及び、上部パッド部の5か所を対象としている。

第3.1.1表 応力要因

応力要因	応力分類
冷却材圧力による応力	一次一般膜応力、一次曲げ応力
管壁温度勾配による熱応力	二次応力
軸方向温度勾配による熱応力	二次応力
湾曲拘束による応力	二次応力
湾曲拘束によるパッド部反力による応力	二次応力
接合部の構造不連続による応力	一次応力、二次応力
接合部温度差による応力	二次応力
接合部スエリング差による応力	二次応力

(2) 炉心燃料集合体主要仕様

設計上の主要寸法を以下に示す。

MK-IV炉心においてはMK-III炉心から炉心燃料集合体の構造を変更せず、MK-III炉心で使われる炉心燃料集合体を継続使用することから、ここではMK-III炉心第2次取替炉心燃料集合体の製作仕様とする。

炉心燃料集合体

全長	2,970.0 ^{+2.5} _{-3.0}	mm
炉心燃料要素数		
炉心燃料要素	127	
要素配列 (ピッチ)	正三角形 (6.47mm)	
スペーサ型式	ワイヤスペーサ型	
ワイヤスペーサ		
材料	高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A) *	

	またはSUS316相当ステンレス鋼*	
直径	0.90±0.01	mm
	* 冷間加工度20±5%	
エントランスノズル		
材料	SUS316ステンレス鋼	
外径（球面座の上）	57.00±0.02	mm
球面座半径	35.00±0.25	mm
ラップ管		
材料	高Niオーステナイト系ステンレス鋼（A）*または SUS316相当ステンレス鋼*	
内対辺間距離（管端）	74.70±0.30	mm
肉厚	1.90±0.13	mm
パッド部外対辺間距離	81.20 ⁺⁰ _{-0.05}	mm
	* 冷間加工度20±5%	
ハンドリングヘッド		
材料	SUS316ステンレス鋼	
内径	56.0±0.1	mm
上部パッド部外対辺間距離	80.3±0.1	mm

(3) 評価条件

(i) 内外圧力差冷却材圧力条件

集合体内外の冷却材流量と集合体形状から決まる圧力損失等から算出する。集合体内外圧力差は第3.1.2表に示す通り設定する。

第3.1.2表 集合体内外圧力差

	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
ハンドリングヘッド	0.029 MPa	0.039 MPa
ーラップ管接合部	(0.3 kgf/cm ²)	(0.4 kgf/cm ²)
中間パッド部	0.19 MPa	0.23 MPa
	(1.9 kgf/cm ²)	(2.3 kgf/cm ²)
エントランスノズル	0.25 MPa	0.30 MPa
ーラップ管接合部	(2.6 kgf/cm ²)	(3.1 kgf/cm ²)
エントランスノズル部	0.32 MPa	0.37 MPa
	(3.2 kgf/cm ²)	(3.8 kgf/cm ²)

(ii) 温度条件

炉心燃料集合体の入口、出口温度を基に第3.1.3表に示すとおり設定する。

第 3.1.3 表 集合体入口温度出口温度

	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
上部パッド部	520 °C	575 °C
ハンドリングヘッド ーラップ管接合部	520 °C	575 °C
中間パッド部	435 °C	455 °C
エントランスノズル ーラップ管接合部	350 °C	350 °C
エントランスノズル部	350 °C	350 °C

(iii) 管壁温度差集合体温度条件

炉心燃料集合体内側及び外側の冷却材温度評価結果から、第 3.1.4 表に示す温度とする。

第 3.1.4 表 集合体管壁温度差

	通常運転時	運転時の異常な過渡変化時
上部パッド部	28 °C	37 °C
ハンドリングヘッド ーラップ管接合部	28 °C	37 °C
中間パッド部	28 °C	37 °C

(4) 各部応力計算式

集合体各部の応力計算式は【集合体各部の応力計算式：別紙 13】に示す。

(5) 各部応力評価結果

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に炉心燃料集合体各部にかかる応力計算結果を第 3.1.5 表～第 3.1.64 表に示す。

炉心燃料集合体各部にかかる応力計算結果は、ラップ管材質：高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）、SUS316 相当ステンレス鋼のどちらも、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時においてすべて設計許容応力以下である。

第 3.1.7 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、エントランスノズル部、使用末期における応力評価結果

評価位置	エントランスノズル部						運転状態			通常運転時						評価時期					
	径方向応力						周方向応力			軸方向応力						使用末期					
	P _m *	PL	Pb	Q			P _m	PL	Pb*	Q			P _m	PL	Pb	Q					
応力の原因				内側	外側				内側	外側						内側	外側				
冷却材圧力	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38		0.00		0.00		1.24	1.24				
湾曲拘束	0.00							-0.02	-0.38	-0.38						-1.24	-1.24				
応力の合計	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38		0.00		0.00		1.24	1.24				
P _m (PL)	0.00					0.15		-0.02	-0.38	-0.38						-1.24	-1.24				
P _m (PL)+Pb	-0.04 (内)					0.17 (内)		0.17 (内)				0.00		0.00							
P _m (PL)+Pb+Q	0.00 (外)					0.13 (外)		0.13 (外)				0.00		0.00							
	内面		外面			内面		外面				内面		外面		内面		外面			
	-0.04		0.00			0.55		0.51				1.24		1.24		1.24		1.24			
						-0.21		-0.25				-1.24		-1.24		-1.24		-1.24			

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
P _m (PL)	1.9 (0.19)	125 (12.8) (Sm)	0.02
P _m (PL)+Pb	2.1 (0.21)	188 (19.2) (1.5Sm)	0.02
P _m (PL)+Pb+Q	12.6 (1.28)	376 (38.4) (3Sm)	0.04

第3.1.8表 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、エントランスノズル部、使用初期における応力評価結果

評価位置	エントランスノズル部						運転状態			運転時の異常な過渡変化時						評価時期						使用初期	
	径方向応力						周方向応力			周方向応力						軸方向応力							
	Pm*	PL	Pb	Q			Pm	PL	Pb*	Q		Pm		PL	Pb	Q							
応力の原因				内側	外側				内側	外側								内側	外側				
冷却材圧力	-0.04					0.17		0.02	0.55	0.55		0.00		0.00				1.82	1.82				
湾曲拘束	0.00							-0.02	-0.55	-0.55								-1.82	-1.82				
応力の合計	-0.04					0.17		0.02	0.55	0.55				0.00				1.82	1.82				
Pm(PL)	0.00					0.17		-0.02	-0.55	-0.55				0.00				-1.82	-1.82				
Pm(PL)+Pb	-0.04		(内)			0.17	0.19							0.00				1.82	1.82				
Pm(PL)+Pb+Q	0.00		(外)			0.17	0.15							0.00				-1.82	-1.82				
		内面	外面				内面	外面	内面	外面			内面	外面				内面	外面				
		-0.04	0.00				0.74	0.70					1.82	1.82				1.82	1.82				
							-0.36	-0.40					-1.82	-1.82				-1.82	-1.82				

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価	種類	評価温度 (350 °C)	単位 (kg/mm ²)	設計比
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	設計比
Pm(PL)	2.1 (0.21)	125 (12.8) (Sm)		0.02
Pm(PL)+Pb	2.3 (0.23)	188 (19.2) (1.5Sm)		0.02
Pm(PL)+Pb+Q	18.3 (1.86)	376 (38.4) (3Sm)		0.05

第3.1.11表 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、モトランス/スルーラップ管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	モトランス/スルーラップ管接合部			通常運転時			使用初期		
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q	
		内面	外面	内面	外面	内面	外面	内面	外面
応力の原因									
湾曲拘束		0.24	0.24	0.24	0.24			0.79	0.79
接合部構造不連続		-0.24	-0.24	-0.24	-0.24			-0.79	-0.79
接合部スエリング差		1.00	-0.33					2.21	-2.21
		0.00	0.00					0.00	0.00
応力の合計		1.24	-0.09	1.24	-0.09			3.00	-1.42
		0.76	-0.57	0.76	-0.57			1.42	-3.00
Pm(PL)	0.00					0.00			
Pm(PL)+Pb		0.00				0.00			
Pm(PL)+Pb+Q		1.24	-0.09			3.00			
		0.76	-0.57			1.42			

強度評価 (評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8) (Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2) (1.5Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	29.5 (3.00)	376 (38.4) (3Sm)	0.08

第3.1.12表 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、モトランス/スルーラップ管接合部、使用中期における応力評価結果

評価位置	モトランス/スルーラップ管接合部			通常運転時			使用中期		
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q	
				内面 外面				内面 外面	
湾曲拘束				0.24 -0.24	0.24 -0.24			0.79 -0.79	
接合部構造不連続				1.00	-0.33			2.21	-2.21
接合部スエリング差				2.12	7.19			-8.45	8.45
応力の合計				3.36 2.88	7.10 6.62			-5.45 -7.03	7.03 5.45
Pm(PL)	0.00			0.00					
Pm(PL)+Pb		0.00		0.00					
Pm(PL)+Pb+Q		3.36 2.88		7.10 6.62		-5.45 -7.03		7.03 5.45	

強度評価 (評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8) (Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2) (1.5Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	97.2 (9.91)	376 (38.4) (3Sm)	0.26

第 3.1.14 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、モトランス/ズル-ラッパ管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	モトランス/ズル-ラッパ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用初期	
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力	
	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	内面	外面
応力の原因														
湾曲拘束				0.32	-0.32	0.32							1.07	-1.07
接合部構造不連続				1.19	-0.40								2.64	-2.64
接合部スエリシグ差				0.00	0.00								0.00	0.00
応力の合計				1.51	-0.08								3.71	-1.57
Pm(PL)	0.00			0.87	-0.72		0.00						1.57	-3.71
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00						
Pm(PL)+Pb+Q		1.51		-0.08						3.71			-1.57	
		0.87		-0.72						1.57			-3.71	

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8) (Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2) (1.5Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	36.4 (3.71)	376 (38.4) (3Sm)	0.10

第 3.1.15 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、モトランス/ズル-ラッパ管接合部、使用中期における応力評価結果

評価位置	モトランス/ズル-ラッパ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用中期
	周方向応力			軸方向応力			周方向応力			軸方向応力			
	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
応力の原因													
湾曲拘束				0.32	0.32	0.32				1.07	1.07	1.07	
接合部構造不連続				-0.32	-0.32	-0.32				-1.07	-1.07	-1.07	
接合部スエリング差				1.19	-0.40	-0.40				2.64	-2.64	-2.64	
				2.12	7.19	7.19				-8.45	8.45	8.45	
応力の合計				3.63	7.11	7.11				-4.74	6.88	6.88	
				2.99	6.47	6.47				-6.88	4.74	4.74	
Pm(PL)	0.00						0.00						
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00					
Pm(PL)+Pb+Q				7.11	6.47					6.88	4.74		

強度評価 (評価温度 350 °C)		単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	96.8 (9.87)	376 (38.4)	0.26

第 3.1.16 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、モトランス/ズル-ラッパ管接合部、使用末期における応力評価結果

評価位置	モトランス/ズル-ラッパ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用末期				
	周方向	周方向	周方向	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
応力の原因	Pm	PL	Pb	Q			軸方向			軸方向			Q				
湾曲拘束				0.32	-0.32	0.32				1.07	-1.07	1.07				1.07	-1.07
接合部構造不連続				1.19	-0.40					2.64						2.64	-2.64
接合部スエリング差				4.63	15.68					-18.43						-18.43	18.43
応力の合計				6.14	15.60					-14.72						-14.72	16.86
				5.50	14.96					-16.86						-16.86	14.72
Pm(PL)	0.00			0.00			0.00			0.00							
Pm(PL)+Pb	0.00			0.00			0.00			0.00							
Pm(PL)+Pb+Q	6.14			15.60			-14.72			16.86							
	5.50			14.96			-16.86			14.72							

強度評価	(評価温度)	単位	N/mm ²	(kg/mm ²)
応力強さの種類	350 °C			
応力強さ	設計比			
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125	(12.8)	(Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188	(19.2)	(1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	219.3 (22.36)	376	(38.4)	(3Sm)
				0.59

第 3.1.17 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、中間パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			周方向応力			軸方向応力			使用初期	
	運転状態			通常運転時			評価時期				
	Pm	PL	Pb [*]	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb		内面
応力の原因											
冷却材圧力	0.41		5.69 -5.69				0.00		0.00		
管壁温度勾配				-6.19	6.19					-6.19	6.19
軸方向温度勾配				0.00	0.00					0.00	0.00
湾曲拘束				0.70	0.70					2.33	2.33
				-0.70	-0.70					-2.33	-2.33
湾曲拘束によるハット部反力				-13.48	13.48					-4.05	4.05
				-18.97	20.37					-7.91	12.57
応力の合計	0.41		5.69 -5.69	-20.37	18.97		0.00		0.00	-12.57	7.91
Pm(PL)	0.41										
		6.10 (内) -5.28 (外)									
Pm(PL)+Pb									0.00		
				内面	外面					内面	外面
Pm(PL)+Pb+Q		-12.87 -14.27		15.09	13.69				-7.91 -12.57	12.57	7.91

*) 上段 : 内面 下段 : 外面

強度評価 (評価温度 435 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.1 (0.41)	286 (29.2) (Sm)
Pm(PL)+Pb	59.9 (6.10)	429 (43.8) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	148.0 (15.09)	493 (50.3) (Sq)

第 3.1.19 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、中間パッド部、使用末期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			周方向応力			軸方向応力			評価時期	使用末期
	運動状態	通常運転時	運動状態	通常運転時	運動状態	通常運転時	運動状態	通常運転時			
応力の原因	Pm	PL	Pb [*]	Q	Q	Pm	PL	Pb	Q	内面	外面
	冷却材圧力	0.41		5.69 -5.69			0.00		0.00		
管壁温度勾配										-6.19	6.19
軸方向温度勾配										0.00	0.00
湾曲拘束										0.70	2.33
湾曲拘束によるハット部反力										-0.70	-2.33
応力の合計	0.41		5.69 -5.69			0.00		0.00		-13.48	4.05
Pm(PL)	0.41					0.00		0.00		-18.97	12.57
Pm(PL)+Pb										-20.37	7.91
Pm(PL)+Pb+Q										0.00	
										6.10 (内)	
										-5.28 (外)	
										0.00	
										内面	外面
										-12.87	15.09
										-14.27	13.69

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 435 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.1 (0.41)	286 (29.2) (Sm)
Pm(PL)+Pb	59.9 (6.10)	429 (43.8) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	148.0 (15.09)	493 (50.3) (Sq)

第 3.1.20 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、中間パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部	周方向応力				軸方向応力				使用初期
		Pm	PL	Pb [*]	Q	Pm	PL	Pb	Q	
応力の原因					内面	外面			内面	外面
冷却材圧力	0.49			6.88 -6.88			0.00		0.00	
管壁温度勾配					-8.18	8.18				-8.18 8.18
軸方向温度勾配					0.00	0.00			0.00	0.00
湾曲拘束					0.98 -0.98	0.98 -0.98				3.25 -3.25
湾曲拘束によるハット部反力					-14.27	14.27				-4.29 4.29
応力の合計	0.49			6.88 -6.88	-21.47 -23.43	23.43 21.47			0.00	-9.22 -15.72 9.22
Pm(PL)	0.49						0.00			
Pm(PL)+Pb		7.37 (内) -6.39 (外)					0.00			
Pm(PL)+Pb+Q		内面 -14.10 -16.06			外面 17.04 15.08		内面 -9.22 -15.72			外面 15.72 9.22

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 455 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.9 (0.49)	285 (29.1) (Sm)
Pm(PL)+Pb	72.3 (7.37)	427 (43.6) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	167.2 (17.04)	492 (50.2) (Sq)

第 3.1.21 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、中間パッド部、使用中における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			周方向応力			軸方向応力			使用中		
	評価位置	運転状態	運転時の異常な過渡変化時	Pm	PL	Pb*)	Q	PL	Pm		Pb	Q
応力の原因							内面				内面	外面
冷却材圧力				0.49		6.88 -6.88			0.00	0.00		
管壁温度勾配							-8.18				-8.18	8.18
軸方向温度勾配							0.00				0.00	0.00
湾曲拘束							0.98 -0.98				3.25 -3.25	3.25 -3.25
湾曲拘束によるハット部反力							-14.27				-4.29	4.29
応力の合計				0.49		6.88 -6.88	-21.47 -23.43		0.00	0.00	-9.22 -15.72	15.72 9.22
Pm(PL)				0.49					0.00			
Pm(PL)+Pb					7.37 (内) -6.39 (外)						0.00	
Pm(PL)+Pb+Q							外 面				内 面	外 面
					-14.10 -16.06		17.04 15.08				-9.22 -15.72	15.72 9.22

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 455 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.9 (0.49)	285 (29.1) (Sm)
Pm(PL)+Pb	72.3 (7.37)	427 (43.6) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	167.2 (17.04)	492 (50.2) (Sq)

第 3.1.22 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、中間パッド部、使用末期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			周方向応力			軸方向応力			使用末期		
	評価位置	運転状態	運転時の異常な過渡変化時	Pm	PL	Pb*)	Q	PL	Pm		Pb	Q
応力の原因	冷却材圧力			0.49		6.88 -6.88	内面		0.00		内面	
							外面				外面	
管壁温度勾配							-8.18				-8.18	8.18
軸方向温度勾配							0.00				0.00	0.00
							0.98				0.98	
湾曲拘束							-0.98				-0.98	-3.25
湾曲拘束によるパッド部反力				0.49		6.88 -6.88	-14.27				-4.29	4.29
応力の合計				0.49			-21.47				-9.22	15.72
Pm(PL)				0.49			-23.43		0.00		-15.72	9.22
Pm(PL)+Pb					7.37 (内) -6.39 (外)				0.00			
Pm(PL)+Pb+Q							外 面				外 面	
							17.04		-9.22		15.72	
							15.08		-15.72		9.22	

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 455℃)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.9 (0.49)	285 (29.1) (Sm)
Pm(PL)+Pb	72.3 (7.37)	427 (43.6) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	167.2 (17.04)	492 (50.2) (Sq)

第3.1.23表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、ハットリングヘッドラップ管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	ハットリングヘッドラップ管接合部			運動状態			通常運転時			評価時期			使用初期
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力			
	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
管壁温度勾配				-5.87	5.87					-5.87	5.87		
湾曲拘束				0.04	0.04					0.13	0.13		
接合部構造不連続				-0.04	-0.04					-0.13	-0.13		
接合部温度差				0.12	-0.04					0.26	-0.26		
接合部スエリシグ差				0.14	0.46					-0.54	0.54		
応力の合計				0.00	0.00					0.00	0.00		
Pm(PL)	0.00												
Pm(PL)+Pb		0.00											
Pm(PL)+Pb+Q				6.33	6.33					-6.02	6.28		
				-5.57	-5.65					-6.28	6.02		

強度評価 (評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	62.1 (6.33)	116 (11.9)	0.54

第3.1.24表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、ハットリングヘッドラップ管接合部、使用中期における応力評価結果

評価位置	ハットリングヘッドラップ管接合部			通常運転時			評価時期			(単位 kg/mm ²)	
	周方向応力			軸方向応力			使用中				
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
管壁温度勾配				-5.87	5.87					-5.87	5.87
湾曲拘束				0.04	0.04					0.13	0.13
				-0.04	-0.04					-0.13	-0.13
接合部構造不連続				0.12	-0.04					0.26	-0.26
接合部温度差				0.14	0.46					-0.54	0.54
接合部スエリシグ差				0.05	0.17					-0.20	0.20
				-5.52	6.50					-6.22	6.48
				-5.60	6.42					-6.48	6.22
応力の合計	0.00						0.00				
Pm(PL)											
Pm(PL)+Pb		0.00							0.00		
Pm(PL)+Pb+Q				内面	外面					内面	外面
		-5.52		6.50					-6.22	6.48	
		-5.60		6.42					-6.48	6.22	

強度評価 (評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	63.8 (6.50)	116 (11.9) (Sq)

第3.1.25表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、ハットリングヘッドラップ管接合部、使用末期における応力評価結果

評価位置	ハットリングヘッドラップ管接合部			通常運転時			評価時期			使用末期
	周方向応力			軸方向応力						
応力の原因	Pm	PL	Pb	Q	Pm	PL	Pb	Q	内面	外面
	管壁温度勾配				内面 -5.87 外面 5.87				内面 -5.87 外面 5.87	
湾曲拘束				内面 0.04 外面 -0.04				内面 0.13 外面 -0.13		
接合部構造不連続				内面 0.12 外面 -0.04				内面 0.26 外面 -0.26		
接合部温度差				内面 0.14 外面 0.46				内面 -0.54 外面 0.54		
接合部スエリシグ差				内面 0.10 外面 0.34				内面 -0.40 外面 0.40		
応力の合計				内面 -5.47 外面 6.67				内面 -6.42 外面 6.68		
Pm(PL)	0.00			0.00				0.00		
Pm(PL)+Pb		0.00		0.00				0.00		
Pm(PL)+Pb+Q				内面 -5.47 外面 6.67				内面 -6.42 外面 6.68		

強度評価 (評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	65.6 (6.68)	116 (11.9) (Sq)

第3.1.26表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、ハンドリングヘッドラック管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッドラック管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			軸方向応力			使用初期
	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
応力の原因													
管壁温度勾配				-7.75	7.75					-7.75	7.75		
湾曲拘束				0.06	0.06					0.18	0.18		
接合部構造不連続				-0.06	-0.06					-0.18	-0.18		
接合部温度差				0.16	-0.06					0.35	-0.35		
接合部スエリシグ差				0.27	0.91					-1.07	1.07		
応力の合計				0.00	0.00					0.00	0.00		
Pm(PL)	0.00						0.00						
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00					
Pm(PL)+Pb+Q				内面	外面								
				-7.26	8.66					-8.29	8.65		
				-7.38	8.54					-8.65	8.29		

強度評価 (評価温度 575 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	85.0 (8.66)	114 (11.7) (Sq)

第3.1.27表 高Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、ハンドリングヘッドラック管接合部、使用中における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッドラック管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用中
	周方向	軸方向	軸方向	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
管壁温度勾配				-7.75	7.75					-7.75	7.75		
湾曲拘束				0.06	0.06					0.18	0.18		
接合部構造不連続				-0.06	-0.06					-0.18	-0.18		
接合部温度差				0.16	-0.06					0.35	-0.35		
接合部スエリシグ差				0.27	0.91					-1.07	1.07		
応力の合計				0.07	0.22					-0.26	0.26		
Pm(PL)				-7.19	8.88					-8.55	8.91		
Pm(PL)+Pb				-7.31	8.76					-8.91	8.55		
Pm(PL)+Pb+Q				0.00	0.00					0.00	0.00		
				0.00	0.00					0.00	0.00		
				内面	外面					内面	外面		
				-7.19	8.88					-8.55	8.91		
				-7.31	8.76					-8.91	8.55		

強度評価 (評価温度 575 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	87.4 (8.91)	114 (11.7) (Sq)

第3.1.28表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、ハンドリングヘッドラック管接合部、使用末期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッドラック管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用末期
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力			
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
管壁温度勾配				-7.75	7.75	7.75							
湾曲拘束				0.06	0.06	0.06							
接合部構造不連続				-0.06	-0.06	-0.18							
接合部温度差				0.16	-0.06	-0.35							
接合部スエリシグ差				0.27	0.91	1.07							
応力の合計				0.13	0.44	0.51							
Pm(PL)	0.00			-7.13	9.10	9.16	0.00						
Pm(PL)+Pb		0.00		-7.25	8.98	8.80							
Pm(PL)+Pb+Q				9.10	8.98	8.80							

強度評価 (評価温度 575 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	89.9 (9.16)	114 (11.7) (Sq)
設計比	0.00	0.79

第 3.1.30 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、上部パッド部、使用中における応力評価結果

評価位置	上部パッド部						運転状態						通常運転時						評価時期						使用中		
	径方向応力						周方向応力						周方向応力						軸方向応力								
	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側			
応力の原因																											
冷却材圧力								0.00							0.00												
管壁温度勾配																											
軸方向温度勾配																											
湾曲拘束によるハット部反力																											
応力の合計																											
Pm(PL)	0.00							0.00							0.00												
Pm(PL)+Pb		0.00																									
Pm(PL)+Pb+Q																											

強度評価	種類	評価温度 (520 °C)	単位 (kg/mm ²)	設計比
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)		0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)		0.00
Pm(PL)+Pb+Q	65.3 (6.65)	116 (11.9) (Sq)		0.57

第 3.1.31 表 高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、通常運転時、上部パッド部、使用末期における応力評価結果

評価位置	上部パッド部			運転状態			通常運転時			評価時期			(単位 kg/mm ²)		
	径方向応力			周方向応力			軸方向応力			使用末期					
	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側			
応力の原因															
冷却材圧力							0.00		0.00			0.00			
管壁温度勾配										-5.38	4.59		-5.38	4.59	
軸方向温度勾配										0.00	0.00		0.00	0.00	
湾曲拘束によるハット部反力										-1.27	1.27		-0.39	0.39	
応力の合計							0.00		0.00				0.00		
Pm(PL)	0.00						0.00		0.00				0.00		
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00							
Pm(PL)+Pb+Q															
		内面	外面		内面	外面		内面	外面		内面	外面		内面	外面
		0.00	0.00		-6.65	5.86		0.00	5.86		-5.77	4.98		-5.77	4.98

強度評価の種類	評価温度 (520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	許容応力強さ	設計比
応力強さの種類	応力強さ			
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)		0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)		0.00
Pm(PL)+Pb+Q	65.3 (6.65)	116 (11.9) (Sq)		0.57

第3.1.32表 高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (A)、運転時の異常な過渡変化時、上部パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	上部パッド部						運転状態						運転時の異常な過渡変化時						評価時期						使用初期		
	径方向応力			周方向応力			周方向応力			周方向応力			周方向応力			周方向応力			周方向応力			周方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	内側	外側	
応力の原因																											
冷却材圧力							0.00						0.00						0.00								
管壁温度勾配																											
軸方向温度勾配																											
湾曲拘束によるハット部反力																											
応力の合計																											
Pm(PL)	0.00						0.00						0.00						0.00								
Pm(PL)+Pb																											
Pm(PL)+Pb+Q																											

強度評価	種類	評価温度 (575 °C)	単位 (N/mm ²)	設計比
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比	
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb+Q	87.2 (8.89)	114 (11.7) (Sq)	0.77	

第 3.1.35 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、エントランスノズル部、使用初期における応力評価結果

評価位置	エントランスノズル部						運転状態			通常運転時						評価時期						使用初期	
	径方向応力						周方向応力			周方向応力						軸方向応力							
	P _m [*]	PL	Pb	Q			P _m	PL	Pb [*]	Q		P _m	PL	Pb	Q		P _m	PL	Pb	Q			
応力の原因				内側	外側				内側	外側					内側	外側				内側	外側		
冷却材圧力	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38	0.00			0.00						1.24	1.24		
湾曲拘束	0.00							-0.02	-0.38	-0.38					-1.24	-1.24				-1.24	-1.24		
応力の合計	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38	0.00			0.00					1.24	1.24			
P _m (PL)	0.00					0.15		-0.02	-0.38	-0.38					-1.24	-1.24				-1.24	-1.24		
P _m (PL)+Pb	-0.04 (内)					0.15	0.17 (内)				0.00												
P _m (PL)+Pb+Q	0.00 (外)					0.15	0.13 (外)				0.00												
		内面	外面				内面	外面			内面	外面			内面	外面				内面	外面		
		-0.04	0.00				0.55	-0.21			0.51	-0.25			1.24	-1.24				1.24	-1.24		

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価	種類	評価温度 (°C)	単位 (kg/mm ²)	設計比
応力強さの種類	応力強さ	350	N/mm ² (kg/mm ²)	
P _m (PL)	1.9 (0.19)	125 (12.8) (Sm)		0.02
P _m (PL)+Pb	2.1 (0.21)	188 (19.2) (1.5Sm)		0.02
P _m (PL)+Pb+Q	12.6 (1.28)	376 (38.4) (3Sm)		0.04

第 3. 1. 36 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、エントランスノズル部、使用中における応力評価結果

評価位置	エントランスノズル部						運転状態			通常運転時						評価時期						(単位 kg/mm ²)
	径方向応力						周方向応力			軸方向応力						使用中						
	P _m [*]	PL	Pb	Q			P _m	PL	Pb [*]	Q			P _m	PL	Pb	Q						
応力の原因				内側	外側				内側	外側						内側	外側					
冷却材圧力	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38		0.00		0.00		1.24	1.24					
湾曲拘束	0.00							-0.02	-0.38	-0.38						-1.24	-1.24					
応力の合計	-0.04					0.15		0.02	0.38	0.38		0.00		0.00		1.24	1.24					
P _m (PL)	0.00					0.15		-0.02	-0.38	-0.38						-1.24	-1.24					
P _m (PL)+Pb	-0.04 (内)					0.15	0.17 (内)					0.00										
P _m (PL)+Pb+Q	0.00 (外)						0.13 (外)					0.00										
	内面		外面			内面	外面		外面		内面	外面		内面	外面		内面	外面				
	-0.04		0.00			0.55	0.51		0.51		1.24	1.24		1.24	1.24		1.24	1.24				
						-0.21	-0.25		-0.25		-1.24	-1.24		-1.24	-1.24		-1.24	-1.24				

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)		
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比
P _m (PL)	1.9 (0.19)	125 (12.8) (Sm)	0.02
P _m (PL)+Pb	2.1 (0.21)	188 (19.2) (1.5Sm)	0.02
P _m (PL)+Pb+Q	12.6 (1.28)	376 (38.4) (3Sm)	0.04

第 3.1.42 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、エントランス/スルーラップ管接合部、使用中における応力評価結果

評価位置	エントランス/スルーラップ管接合部			運転状態			評価時期			(単位 kg/mm ²)	
	周方向応力			軸方向応力			使用中				
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
湾曲拘束				0.24	-0.24	0.24				0.79	-0.79
接合部構造不連続				1.00		-0.33				2.21	-2.21
接合部スエリング差				1.93		6.54				-7.68	7.68
応力の合計				3.17		6.45				-4.68	6.26
Pm(PL)	0.00			2.69		5.97				-6.26	4.68
Pm(PL)+Pb							0.00				
Pm(PL)+Pb+Q											

強度評価	(評価温度 350 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	87.8 (8.95)	376 (38.4) (3Sm)
		設計比
		0.00

第 3. 1. 46 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、エントランス/スルーラップ管接合部、使用末期における応力評価結果

評価位置	エントランス/スルーラップ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			軸方向応力			使用末期
	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
応力の原因													
湾曲拘束				0.32	0.32	0.32				1.07	1.07	1.07	
接合部構造不連続				-0.32	-0.32	-0.32				-1.07	-1.07	-1.07	
接合部スエリング差				1.19	-0.40	-0.40				2.64	-2.64	-2.64	
				5.62	19.06	19.06				-22.40	22.40	22.40	
応力の合計				7.13	18.98	18.98				-18.69	20.83	20.83	
Pm(PL)	0.00			6.49	18.34	18.34				-20.83	18.69	18.69	
Pm(PL)+Pb							0.00						
Pm(PL)+Pb+Q													

強度評価	評価温度	単位	N/mm ² (kg/mm ²)
応力強さの種類	350 °C		
応力強さ	許容応力強さ	設計比	
Pm(PL)	0.0 (0.00)	125 (12.8)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	188 (19.2)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	268.0 (27.32)	376 (38.4)	0.72

第 3. 1. 47 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、中間パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			運転状態			評価時期			使用初期		
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb [*]	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q
応力の原因												
冷却材圧力	0.41		5.69 -5.69				0.00		0.00			
管壁温度勾配				-6.02	6.02					-6.02	6.02	
軸方向温度勾配				0.00	0.00					0.00	0.00	
湾曲拘束				0.70	0.70					2.33	2.33	
湾曲拘束によるハット部反力				-0.70	-0.70					-2.33	-2.33	
応力の合計	0.41		5.69 -5.69	-13.64 -18.96 -20.36	13.64 20.36 18.96		0.00		0.00	-4.10 -7.79 -12.45	4.10 12.45 7.79	
Pm(PL)	0.41						0.00					
Pm(PL)+Pb		6.10 (内) -5.28 (外)						0.00				
Pm(PL)+Pb+Q		-12.86 -14.26		15.08 13.68				-7.79 -12.45		12.45 7.79		

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 435 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.1 (0.41)	280 (28.6) (Sm)
Pm(PL)+Pb	59.9 (6.10)	420 (42.9) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	147.9 (15.08)	496 (50.6) (Sq)

第 3. 1. 48 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、中間パッド部、使用中期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			運転状態			評価時期			使用中期		
	周方向応力			軸方向応力			通常運転時			評価時期		
応力の原因	Pm	PL	Pb*)	Q		Pm	PL	Pb	Q	軸方向応力		
			内面	外面	内面		外面					
冷却材圧力	0.41		5.69 -5.69			0.00		0.00		内面	外面	
管壁温度勾配				-6.02	6.02					-6.02	6.02	
軸方向温度勾配				0.00	0.00					0.00	0.00	
湾曲拘束				0.70	0.70					2.33	2.33	
				-0.70	-0.70					-2.33	-2.33	
湾曲拘束によるハット部反力				-13.64	13.64					-4.10	4.10	
応力の合計	0.41		5.69 -5.69	-18.96	20.36	0.00		0.00		-7.79	12.45	
				-20.36	18.96					-12.45	7.79	
Pm(PL)	0.41					0.00						
Pm(PL)+Pb		6.10 (内) -5.28 (外)						0.00				
Pm(PL)+Pb+Q		内面 -12.86 -14.26		外面 15.08 13.68				内面 -7.79 -12.45		外面 12.45 7.79		

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 435 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.1 (0.41)	280 (28.6) (Sm)
Pm(PL)+Pb	59.9 (6.10)	420 (42.9) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	147.9 (15.08)	496 (50.6) (Sq)

第 3. 1. 49 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、中間パッド部、使用末期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			運転状態			評価時期			使用末期		
	周方向応力			軸方向応力			軸方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb [*]	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q
応力の原因												
冷却材圧力	0.41		5.69 -5.69				0.00		0.00			
管壁温度勾配				-6.02	6.02					-6.02	6.02	
軸方向温度勾配				0.00	0.00					0.00	0.00	
湾曲拘束				0.70	0.70					2.33	2.33	
湾曲拘束によるハット部反力				-0.70	-0.70					-2.33	-2.33	
応力の合計	0.41		5.69 -5.69	-13.64 -18.96 -20.36	13.64 20.36 18.96		0.00		0.00	-4.10 -7.79 -12.45	4.10 12.45 7.79	
Pm(PL)	0.41						0.00					
Pm(PL)+Pb		6.10 (内) -5.28 (外)						0.00				
Pm(PL)+Pb+Q		内面 -12.86 -14.26		外面 15.08 13.68				内面 -7.79 -12.45		外面 12.45 7.79		

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 435 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.1 (0.41)	280 (28.6) (Sm)
Pm(PL)+Pb	59.9 (6.10)	420 (42.9) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	147.9 (15.08)	496 (50.6) (Sq)

第 3.1.50 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、中間パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用初期	
	周方向応力			軸方向応力			周方向応力			軸方向応力			周方向応力	
	Pm	PL	Pb*)	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	内面	外面
応力の原因														
冷却材圧力	0.49		6.88 -6.88				0.00		0.00					
管壁温度勾配				-7.96	7.96								-7.96	7.96
軸方向温度勾配				0.00	0.00								0.00	0.00
湾曲拘束				0.98	0.98								3.25	3.25
				-0.98	-0.98								-3.25	-3.25
湾曲拘束によるパッド部反力				-14.45	14.45								-4.34	4.34
				-21.43	23.39								-9.05	15.55
応力の合計	0.49		6.88 -6.88	-23.39	21.43		0.00		0.00				-15.55	9.05
Pm(PL)	0.49						0.00							
Pm(PL)+Pb		7.37 (内) -6.39 (外)							0.00					
Pm(PL)+Pb+Q		内面 -14.06 -16.02		外面 17.00 15.04					内面 -9.05 -15.55				外面 15.55 9.05	

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 455℃)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.9 (0.49)	278 (28.4) (Sm)
Pm(PL)+Pb	72.3 (7.37)	417 (42.6) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	166.8 (17.00)	494 (50.4) (Sq)

第 3.1.51 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、中間パッド部、使用中期における応力評価結果

評価位置	中間パッド部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用中期	
	周方向応力			軸方向応力			周方向応力			軸方向応力			周方向応力	
	Pm	PL	Pb [*]	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	内面	外面
応力の原因														
冷却材圧力	0.49		6.88 -6.88				0.00		0.00					
管壁温度勾配				-7.96	7.96								-7.96	7.96
軸方向温度勾配				0.00	0.00								0.00	0.00
湾曲拘束				0.98	0.98								3.25	3.25
				-0.98	-0.98								-3.25	-3.25
湾曲拘束によるパッド部反力				-14.45	14.45								-4.34	4.34
				-21.43	23.39								-9.05	15.55
応力の合計	0.49		6.88 -6.88	-23.39	21.43		0.00		0.00				-15.55	9.05
Pm(PL)	0.49						0.00							
Pm(PL)+Pb		7.37 (内) -6.39 (外)							0.00					
Pm(PL)+Pb+Q		内面 -14.06 -16.02		外面 17.00 15.04					内面 -9.05 -15.55				外面 15.55 9.05	

*) 上段：内面 下段：外面

強度評価 (評価温度 455℃)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	4.9 (0.49)	278 (28.4) (Sm)
Pm(PL)+Pb	72.3 (7.37)	417 (42.6) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	166.8 (17.00)	494 (50.4) (Sq)

第 3.1.53 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、ハンドリングヘッド・ラック・管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッド・ラック管接合部			運転状態			評価時期			(単位 kg/mm ²)	
	周方向応力			軸方向応力			使用初期				
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
管壁温度勾配				-5.87	5.87					-5.87	5.87
湾曲拘束				0.04	0.04					0.13	0.13
接合部構造不連続				-0.04	-0.04					-0.13	-0.13
接合部温度差				0.12	-0.04					0.26	-0.26
接合部スエリシグ差				0.14	0.46					-0.54	0.54
応力の合計				0.00	0.00					0.00	0.00
Pm(PL)	0.00						0.00				
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00			
Pm(PL)+Pb+Q		-5.57		6.33	6.33			-6.02		6.28	6.28
		-5.65		6.25	6.25			-6.28		6.02	6.02

強度評価	(評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	62.1 (6.33)	116 (11.9) (Sq)
		設計比
		0.00

第 3.1.54 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、ハンドリングヘッド・ラップ管接合部、使用中期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッド・ラップ管接合部			運転状態			評価時期			(単位 kg/mm ²)	
	周方向応力			軸方向応力			使用中				
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
管壁温度勾配				-5.87	5.87					-5.87	5.87
湾曲拘束				0.04	0.04					0.13	0.13
接合部構造不連続				-0.04	-0.04					-0.13	-0.13
接合部温度差				0.12	-0.04					0.26	-0.26
接合部スエリシグ差				0.14	0.46					-0.54	0.54
応力の合計				0.05	0.16					-0.19	0.19
Pm(PL)	0.00			-5.52	6.49					-6.21	6.47
Pm(PL)+Pb	0.00			-5.60	6.41					-6.47	6.21
Pm(PL)+Pb+Q	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
		内面	外面	内面	外面	内面	内面	外面	内面	外面	外面
		-5.52	6.49	-6.21	6.41	-6.21	-6.21	6.47	-6.47	6.21	6.21
		-5.60	6.41	-6.47	6.41	-6.47	-6.47	6.21	-6.47	6.21	6.21

強度評価 (評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ 設計比
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	63.7 (6.49)	116 (11.9) (Sq)

第 3.1.55 表 SUS316 相当ステンレス鋼、通常運転時、ハンドリングヘッド・ラップ管接合部、使用末期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッド・ラップ管接合部			運転状態			評価時期			(単位 kg/mm ²)	
	周方向応力			軸方向応力			使用末期				
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面
管壁温度勾配				-5.87	5.87					-5.87	5.87
湾曲拘束				0.04	0.04					0.13	0.13
接合部構造不連続				-0.04	-0.04					-0.13	-0.13
接合部温度差				0.12	-0.04					0.26	-0.26
接合部スエリシグ差				0.14	0.46					-0.54	0.54
応力の合計				0.09	0.31					-0.36	0.36
Pm(PL)	0.00			-5.48	6.64					-6.38	6.64
Pm(PL)+Pb	0.00			-5.56	6.56					-6.64	6.38
Pm(PL)+Pb+Q				0.00	0.00		0.00				
				内面	外面		内面	外面		内面	外面
				-5.48	6.64		-6.38	6.64		6.64	6.64
				-5.56	6.56		-6.64	6.38		6.38	6.38

強度評価 (評価温度 520 °C)	単位 N/mm ² (kg/mm ²)	
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ
Pm(PL)	0.0 (0.00)	105 (10.8) (Sm)
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	158 (16.2) (1.5Sm)
Pm(PL)+Pb+Q	65.2 (6.64)	116 (11.9) (Sq)
		設計比
		0.00
		0.00
		0.57

第 3.1.56 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、ハンドリングヘッド・ラップ管接合部、使用初期における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッド・ラップ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用初期	
	周方向	周方向	周方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向	軸方向
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	内面	外面
管壁温度勾配				-7.75	7.75								-7.75	7.75
湾曲拘束				0.06	0.06								0.18	0.18
接合部構造不連続				-0.06	-0.06								-0.18	-0.18
接合部温度差				0.16	-0.06								0.35	-0.35
接合部スエリシグ差				0.27	0.91								-1.07	1.07
応力の合計				0.00	0.00								0.00	0.00
Pm(PL)	0.00						0.00							
Pm(PL)+Pb		0.00						0.00						
Pm(PL)+Pb+Q				内面	外面								内面	外面
		-7.26		8.66	8.66								-8.29	8.65
		-7.38		8.54	8.54								-8.65	8.29

強度評価	(評価温度	575 °C)	単位	N/mm ² (kg/mm ²)
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比	
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7)	(Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5)	(1.5Sm)	0.00
Pm(PL)+Pb+Q	85.0 (8.66)	114 (11.7)	(Sq)	0.75

第 3.1.57 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、ハンドリングヘッド・ラップ管接合部、使用中における応力評価結果

評価位置	ハンドリングヘッド・ラップ管接合部			運転状態			運転時の異常な過渡変化時			評価時期			使用中
	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	周方向	
応力の原因	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	Pm	PL	Pb	内面	外面	Q	
	管壁温度勾配				-7.75	7.75					-7.75	7.75	
湾曲拘束				0.06	0.06					0.18	0.18		
接合部構造不連続				-0.06	-0.06					-0.18	-0.18		
接合部温度差				0.16	-0.06					0.35	-0.35		
接合部スエリシグ差				0.27	0.91					-1.07	1.07		
応力の合計				0.06	0.21					-0.24	0.24		
Pm(PL)	0.00			-7.20	8.87					-8.53	8.89		
Pm(PL)+Pb				-7.32	8.75					-8.89	8.53		
Pm(PL)+Pb+Q				0.00	0.00					0.00	0.00		
				内面	外面					内面	外面		
				-7.20	8.87					-8.53	8.89		
				-7.32	8.75					-8.89	8.53		

強度評価	(評価温度	575 °C)	単位	N/mm ² (kg/mm ²)
応力強さの種類	応力強さ	許容応力強さ	設計比	
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb+Q	87.2 (8.89)	114 (11.7) (Sq)	0.77	

第 3.1.62 表 SUS316 相当ステンレス鋼、運転時の異常な過渡変化時、上部パッド部、使用初期における応力評価結果

評価位置	上部パッド部						運転状態						運転時の異常な過渡変化時						評価時期						使用初期		
	径方向応力			周方向応力			径方向応力			周方向応力			径方向応力			周方向応力			径方向応力			周方向応力			軸方向応力		
	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	Pm	PL	Pb	Q	内側	外側	内側	外側	
応力の原因																											
冷却材圧力							0.00						0.00						0.00								
管壁温度勾配																											
軸方向温度勾配																											
湾曲拘束によるハット部反力																											
応力の合計																											
Pm(PL)	0.00						0.00						0.00						0.00								
Pm(PL)+Pb																											
Pm(PL)+Pb+Q																											

強度評価	種類	評価温度 (575 °C)	単位 (N/mm ² (kg/mm ²))	設計比
応力強さの種類	応力強さ		許容応力強さ	
Pm(PL)	0.0 (0.00)	95 (9.7) (Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb	0.0 (0.00)	142 (14.5) (1.5Sm)	0.00	
Pm(PL)+Pb+Q	87.2 (8.89)	114 (11.7) (Sq)	0.77	

輸送時及び取扱い時の評価の整理

1. ノックバーにかかる曲げ応力

(1) 記号の説明

M_{\max}	: 最大曲げモーメント	(kgf・mm)
Z	: 断面係数	(mm ³)
W	: ノックバーにかかる荷重	(kg)
l	: ノックバー最大スパン	(mm)
b	: ノックバーの板厚	(mm)
h	: ノックバーの高さ	(mm)
σ_b	: 曲げ応力	(kgf/mm ²)
τ	: せん断応力	(kgf/mm ²)

(2) 応力計算

W	: 8.74	kgf
l	: 84	mm
b	: 1.8	mm
h	: 4.95	mm

$$\tau = \frac{W}{b \times h} = \frac{8.74}{1.8 \times 4.95} = 0.98 \text{kgf/mm}^2$$

$$M_{\max} = \frac{W \times l}{12} = \frac{8.74 \times 84}{12} = 61.18 \text{kgf} \cdot \text{mm}$$

$$Z = \frac{b \times h^2}{6} = \frac{1.8 \times (4.95)^2}{6} = 7.35 \text{mm}^3$$

$$\sigma_b = \frac{M_{\max}}{Z} = \frac{61.18}{7.35} = 8.32 \text{kgf/mm}^2$$

(3) 結果の評価

ノックバーの材料である SUS316 ステンレス鋼の許容応力 (1.5Sm 値) は 208N/mm² (21.3kgf/mm²) である。これに対し応力の計算結果は 91.2N/mm² (9.30kgf/mm²) であり、設計許容応力以下である。

2. 組枠にかかる応力

(1) 記号の説明

M_{\max}	:	最大曲げモーメント	(kgf・mm)
Z	:	断面係数	(mm ³)
W	:	組枠にかかる荷重	(kg)
b	:	組枠の幅	(mm)
h	:	組枠の厚さ	(mm)
τ	:	せん断応力	(kg/mm ²)

(2) 座屈荷重の計算

W	:	17.56	kgf
b	:	1.8	mm
h	:	1.3	mm

$$\tau = \frac{W}{2 \times b \times h} = \frac{17.56}{2 \times 1.8 \times 1.3} = 3.75 \text{kgf/mm}^2$$

(3) 結果の評価

組枠の材料であるSUS316ステンレス鋼の許容応力（Sm値）は139N/mm²（14.2kgf/mm²）である。これに対し応力の計算結果は36.8N/mm²（3.75kgf/mm²）であり、設計許容応力以下である。

3. プレナムスリーブの座屈防止

(1) 記号の説明

Pcr	:	最小座屈荷重	(kgf)
I	:	断面 2 次モーメント (薄肉円筒)	(mm ⁴)
r	:	外半径	(mm)
t	:	肉厚	(mm)
l	:	高さ	(mm)
E	:	ヤング率	(kgf/mm ²)

(2) 座屈荷重の計算式

r	:	2.0	mm
t	:	0.1	mm
l	:	430	mm
E	:	2.06×10 ⁴	kgf/mm ²

$$I = \pi \times r^3 \times t = 2.513\text{mm}^4$$
$$P_{cr} = \frac{\pi^2 \times E \times I}{l^2} = 2.76\text{kgf}$$

(3) 結果の評価

プレナムスリーブの座屈荷重は、27.1N (2.76kgf) である。

一方、炉心燃料要素 1 本当りのペレット及び上部反射体等の重量は、1.34N (0.137kgf) であり、6G の加速度が加わった場合の荷重は 8.06N (0.822kgf) となる。

したがって、輸送及び取扱い中にプレナムスリーブにかかる荷重は座屈荷重に対して小さく、プレナムスリーブが座屈することはない。

4. ペレットの移動防止

(1) 記号の説明

P	:	スプリング力	(kgf)
k	:	バネ定数	(kgf/mm)
l	:	使用中長さ	(mm)
lo	:	自由長	(mm)

(2) プレナムスプリングのスプリング力

k	:	0.05	kgf/mm
l	:	150	mm
lo	:	172	mm

$$P = k(lo - l) = 1.10\text{kgf}$$

(3) 結果の評価

プレナムスプリングのスプリング力は、10.8N (1.10kgf) である。

一方、炉心燃料要素 1 本当りのペレット及び上部反射体等の荷重は 6G の加速度が加わった場合、8.06N (0.822kgf) である。

したがって、プレナムスプリング力は加速度が加わった場合の荷重に比べて大きく、輸送及び取扱い中にペレットが移動することはない。

MK-Ⅲ炉心から継続して使用する炉心燃料集合体について

1. 炉心燃料集合体のMK-Ⅲ炉心からの継続使用

MK-Ⅲ炉心からMK-Ⅳ炉心への移行にあたり、MK-Ⅲ炉心で使用した炉心燃料集合体も継続使用する。MK-Ⅳ炉心の炉心燃料集合体はMK-Ⅲ炉心の炉心燃料集合体と同じであり、仕様を変更しない。そのため、MK-Ⅲ炉心で使用していた炉心燃料集合体はMK-Ⅳ炉心で継続使用することが可能である。

MK-Ⅳ炉心で継続使用する炉心燃料集合体の最高燃焼度（燃料要素軸方向平均）は、最大約 6×10^4 MWd/t である。なお、継続使用する炉心燃料集合体の被覆管材質・ラッパ管材質はすべて高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼（A）である。

MK-Ⅲ炉心は2007年5月以降、原子炉は運転を停止している。そのため継続して使用する集合体は、炉心内で使用された後、ナトリウム中で長期保管された状態にある。

MK-Ⅲ炉心から継続して使用する場合の影響は、①MK-Ⅲ炉心（熱出力140MW）からMK-Ⅳ炉心（熱出力100MW）へ炉心を変更する影響と、②炉心に長期滞在することによる長期保管の影響、との2つに分けられる。

①の炉心変更の影響では

・設計条件（温度、高速中性子束、使用時間等）の変更

があり、②の長期保管の影響には

・ α 崩壊及び燃料組成変化

・保管中の腐食

が含まれる。

2. 炉心条件の変更による影響

MK-Ⅲ炉心条件とMK-Ⅳ炉心条件の比較を第 2.1 表に示す。

燃料の使用条件のうち、最高燃焼度は変更しない（そのため中性子照射量は変わらない）。出力が下がるため、最高燃焼度に到達するまでの燃焼時間は長くなる。

被覆管最高温度（熱的制限値）は 675℃から 620℃以下となる。

第 2.1 表 炉心条件の比較

	MK-Ⅲ炉心	MK-Ⅳ炉心
熱出力	140 MW	100 MW
線出力密度	約 420 W/cm	約 330 W/cm
最高燃焼度 (燃料要素軸方向平均)	90,000 MWd/t	90,000 MWd/t
使用時間	11,520 h (最長第 5 列)	17,500 h (最長第 5 列)
原子炉出入口温度	入口 350℃ 出口 500℃	入口 350℃ 出口 456℃
被覆管最高温度 (肉厚中心) (最高温度部)	通常 (熱的制限値) 675℃ 過渡 (1 次冷却材流量減少) 769℃	通常 (熱的制限値) 620℃ 過渡 (1 次冷却材流量減少) 700℃
燃料最高温度	通常 (熱的制限値) 2,530℃	通常 (熱的制限値) 2,350℃

第 2.1 表に示したMK-Ⅲ炉心条件とMK-Ⅳ炉心条件の比較で、MK-Ⅳ炉心条件の方が設計上厳しくなる項目としては使用時間の増加（出力の低下による 90,000MWd/t に到達するまでの燃焼時間の増加）である。その他、線出力の低下や各温度条件の低下は、設計上MK-Ⅲ炉心条件の方が厳しくなる。

炉心条件の変更が燃料設計に与える影響について以下に記す。

(1) 被覆管肉厚への影響

ナトリウム腐食は時間に比例し、腐食速度は温度に依存する【クリープ寿命分数和の計算：別紙 7 参照】。ナトリウムによる定常腐食速度（高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)）を比較すると、MK-Ⅲ炉心条件（最高温度部：被覆管外面温度 662℃）では 2.4×10^{-6} mm/h、MK-Ⅳ炉心条件（最高温度部：被覆管外面温度 609℃）では 5.1×10^{-7} mm/h となり、腐食速度の比は (MK-Ⅲ炉心条件)/(MK-Ⅳ炉心条件) = 約 4.76 となる。一方、MK-Ⅲ炉心条件とMK-Ⅳ炉心条件の使用時間は出力比に反比例し、使用時間の比は (MK-Ⅲ炉心条件)/(MK-Ⅳ炉心条件) = 約 0.7 である。よって、MK-Ⅳ炉心条件の方がナトリウム腐食は進まず、外面腐食量は小さくなる。

また、内面腐食については、FP 腐食は温度と燃焼度に依存する。MK-Ⅳ炉心条件（最高温度部：

被覆管内面温度 631℃) ではMK-Ⅲ炉心条件(最高温度部:被覆管内面温度 688℃)よりも被覆管温度は低下し、最高燃焼度もMK-Ⅲ炉心条件の 90,000Mwd/t のまま変わらないため、MK-Ⅳ炉心条件の内面腐食量がMK-Ⅲ炉心条件の腐食量より大きくなることはない。

(2) 設計応力強さ及び設計クリープ強度への影響

被覆管温度が上昇するほど設計応力強さ及び設計クリープ強度は低くなる【クリープ寿命分数和の計算:別紙7参照】【設計応力強さ(S_m)設定におけるASMEの適用:別紙9参照】。よって、MK-Ⅳ炉心条件(最高温度部:被覆管肉厚中心温度 620℃)では許容値が大きくなるため、MK-Ⅲ炉心条件(最高温度部:被覆管肉厚中心温度 675℃)より裕度が増大する。

3. 継続照射燃料の長期保管による影響

MK-Ⅲ炉心から継続して使用する炉心燃料集合体の炉心での長期保管による影響として、 α 崩壊及び組成変化による影響、保管中の腐食による影響、の二つについて考慮する。それぞれの影響について以下に記す。

3.1 α 崩壊及び燃料組成変化

2007年5月以降、原子炉は運転を停止しており、炉心に装荷されている燃料は、炉停止期間中において主に ^{238}Pu の α 崩壊、 ^{241}Pu の β 崩壊による ^{241}Am の蓄積が生じ、燃料内圧及び燃料物性へ影響を及ぼす。

(1) 燃料内圧への影響

長期保管中に蓄積された ^{238}Pu の α 崩壊によるHeガスの生成に加え、 ^{241}Am に起因して、燃焼中に ^{242}Cm に核変換され、この α 崩壊に伴ってHeガスが生成される。燃焼により発生するFPガスに加え、これらのHeガスの生成があるので、実効的なガス生成の収率が増加する。

(2) 燃料物性への影響

長期保管中に ^{241}Am が蓄積されることで、燃料融点及び熱伝導度が低下する。

なお、以上、(1)(2)の影響を考慮し、今回の補正申請では設置変更許可申請書の中で ^{241}Am の存在を明示化している。

3.2 保管中の腐食

保管中の腐食の燃料健全性への影響としては、被覆管肉厚への影響がある。長期保管中に腐食が過度に進んで被覆管肉厚が薄くなった場合、被覆管応力が許容値を上回る可能性がある。

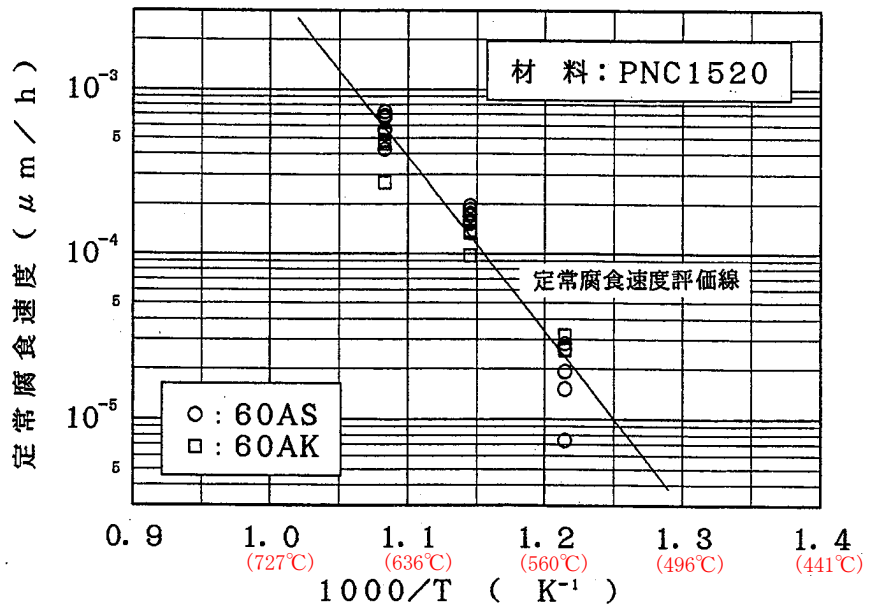
(1) 被覆管肉厚への影響

ナトリウムによる腐食は、材料中の特定構成元素が液相のナトリウム中へ溶出して腐食されるものと、ナトリウム中の不純物、特に酸素と構成元素（主にFe）との化学的な反応によって腐食が進行するものがある。

ナトリウム腐食速度は温度が高いほど、また、酸素濃度が高いほど大きくなる【クリープ寿命分数和の計算：別紙7参照】。流動ナトリウム中実験結果によれば、 500°C より低温側では主要な構成元素の溶出は殆ど生じない。また、不純物としてナトリウム中に酸素が混入するとそれが材料中のFeと反応して複合酸化物を形成し腐食が進行する。しかし、約 400°C 以下では複合酸化物より Na_2O の方が安定な条件となり、Feの腐食は生じない。

参考として、第3.1図にナトリウム定常腐食速度と温度との関係を示す。

また、FPによる腐食は、被覆管内面温度約 470°C 以下では、内面腐食の発生は確認されていない。



第 3.1 図 定常腐食速度と温度との関係
(高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼 (A)、酸素濃度約 1ppm)

4. 継続使用燃料の設計評価

4.1 燃料最高温度への影響

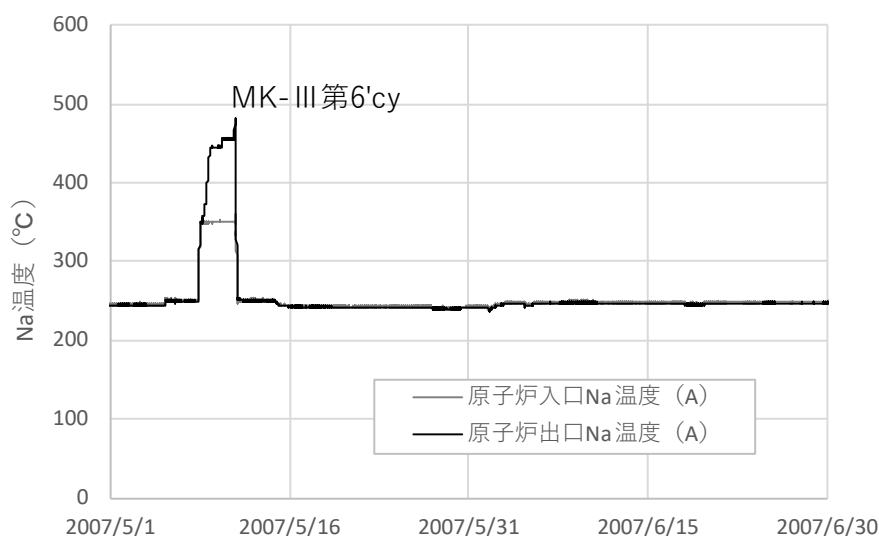
燃料の融点、熱伝導度への影響は、【炉心燃料要素の熱設計計算式：別紙 2 別添 1】にて示すように、 ^{241}Pu の崩壊によって ^{241}Am が蓄積する影響を考慮して設定している。

燃料最高温度は【炉心燃料要素の熱設計計算式：別紙 2 別添 1】に示すとおり、MK-IV炉心において最も温度が高くなるのは燃焼初期である。よって、MK-III炉心から継続して使用する炉心燃料集合体の場合、新しく使用を開始する燃料よりも低い温度となるため、運転時の異常な過渡変化時においても熱設計基準値を満足する。

4.2 保管中のナトリウムによる被覆管外面腐食

原子炉停止中のナトリウム温度は、主に、原子炉停止直後においては主冷却器により冷却制御され、崩壊熱が自然放熱レベルまで低下した後は、ナトリウム予熱設備により予熱制御される。MK-III炉心第6' サイクル前後の原子炉出入口ナトリウム温度履歴を第 4.1 図に示す。MK-III炉心第6' サイクル停止翌日から現在までの炉心部のナトリウム温度は 260°C を超えない。

よって、長期炉停止中の炉心燃料集合体のナトリウム腐食及びFP腐食は無視できる。



第 4.1 図 原子炉出入口ナトリウム温度履歴

4.3 クリープ強度への影響

継続使用燃料要素の場合、 α 崩壊及び組成変化により燃料要素内圧に影響する。燃料設計においては、クリープ破断をクリープ寿命分数和で制限しており【燃料集合体の機械設計の制限について：別紙 6】、燃料要素内圧の上昇による影響を確認する必要がある。

4.3.1 評価方法、評価条件

MK-IV炉心で継続使用する燃料要素では、MK-IIIの使用期間までMK-III炉心条件で使用期間中の被覆管損耗（内面・外面腐食）、ガス内圧を計算し、クリープ寿命分数和を評価する。引き続いて、

その条件（被覆管肉厚、燃焼度、ガス発生数）を初期条件として、MK-IV炉心条件でクリープ寿命分数和を評価し、MK-III期間中のクリープ寿命分数和との合計により燃料要素使用期間中のクリープ寿命分数和を評価する。

また、継続して使用する燃料要素では、MK-III後の長期保管期間中の²³⁸Puによるα崩壊及び²⁴¹Amの蓄積によるHeガス増加により実効的なガス生成の収率は増加することになる。継続使用する全燃料を対象に実効的なガス生成収率を求めた結果、炉内の使用期間が長い炉心外周部の燃料で最も大きくなる傾向があり0.29 atoms/fissionであった。本検討では、MK-IV炉心での使用期間については、保守的に全ての継続使用燃料要素に対し0.29 atoms/fissionを適用することとした。クリープ疲労寿命分数和計算でのMK-III炉心とMK-IV炉心の計算で考慮する主な条件の比較を第4.1表に示す。

「2. 炉心条件の変更による影響」で述べたように、被覆管腐食量と許容値への影響から、MK-IV炉心条件の方が裕度は大きい。MK-IV炉心では、使用期間が長く実効的なガス生成収率も増加するが、クリープ疲労寿命分数和が最も大きくなるのはMK-III炉心条件での照射期間が長い燃料であった。そのため、保守的にMK-III炉心条件での照射期間を長くし、MK-III炉心条件で67,500MWd/t、残り90,000MWd/tまでをMK-IV炉心条件として評価した。

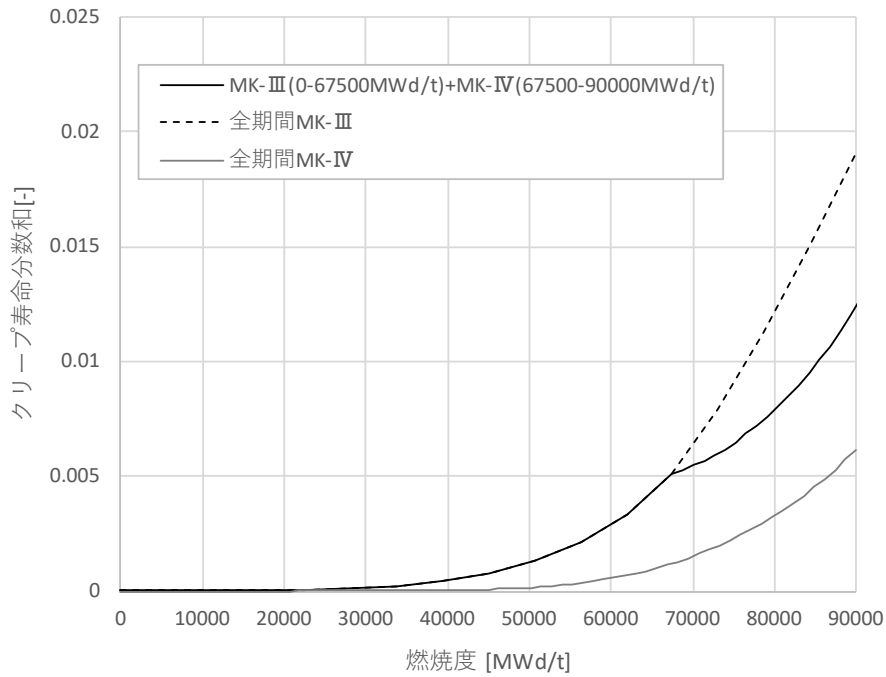
第4.1表 MK-III炉心とMK-IV炉心の計算条件

	MK-III炉心使用時	MK-IV炉心使用時
1核分裂当たりのFPガス発生率	0.27	0.29
被覆管最高温度	675℃	620℃
使用期間	0～8,640 h	8,640～13,140 h
燃焼度	0～67,500 MWd/t	67,500～90,000 MWd/t

4.3.2 評価結果

クリープ寿命分数和が大きくなる最高温度部の評価結果を第4.2図に示す。参考に、全期間MK-III炉心で燃焼させた場合と全期間MK-IV炉心で燃焼させた場合も併せて示す。

クリープ寿命分数和は約0.013で制限値1以下であり、全期間MK-IV炉心で燃焼させた場合（約0.007）より大きい値となるが、全期間MK-III炉心で燃焼させた場合（約0.020）よりも小さな値となっている。



第 4.2 図 MK-III炉心から継続する場合のクリープ寿命分数和時刻歴（最高温度部）

4.4 被覆管応力への影響

継続使用燃料要素の場合、 α 崩壊及び組成変化により燃料要素内圧に影響する。また、炉心条件の変更により被覆管腐食量も変化する。よって、内外圧差による応力等への影響が考えられるため、被覆管応力を評価する。

応力が厳しくなる被覆管最高温度部・使用末期の運転時の異常な過渡変化時における応力計算結果を第 4.2 表に示す。「4.3 クリープ強度への影響」と同じく、MK-III炉心条件で 67,500MWd/t まで、残り 90,000MWd/t までをMK-IV炉心条件として評価した。また、参考として全期間MK-IV炉心で燃焼させた場合の結果を第 4.3 表に示す。

全期間MK-IV炉心で燃焼させた場合よりも評価結果は厳しくなるが、設計比はいずれも 1 以下であり、健全性に問題はない。

添付 1 設置許可申請書における記載

5. 試験研究用等原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備

ハ. 原子炉本体の構造及び設備

原子炉本体は、燃料体（試験用燃料体を含む。）、反射材、制御材、炉心構造物及び原子炉容器等から構成する。原子炉容器の上部には回転プラグを、原子炉容器の外側には遮へいグラファイト及び生体遮へい体を放射線遮蔽体として設ける。

(2) 燃料体

燃料集合体は、炉心燃料集合体及び照射燃料集合体から構成する。炉心燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の炉心燃料集合体に加わる負荷に耐え、かつ、輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないように設計する。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、さらに、放射性物質の漏えい量を抑制するための措置を講じることができるよう設計する。

炉心燃料集合体は、核分裂性プルトニウム富化度等が異なる内側燃料集合体と外側燃料集合体の2種類から構成する。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のための試験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。

(i) 燃料材の種類

炉心燃料集合体の燃料ペレット部及び熱遮へいペレット部、照射燃料集合体の燃料部及び熱遮へい部の燃料材の種類は第3表のとおりである。

(ii) 被覆材の種類

炉心燃料集合体及び照射燃料集合体の被覆材（被覆管）の種類（材料）は第3表のとおりである。

(iii) 燃料要素の構造

a. 炉心燃料集合体

炉心燃料集合体の燃料要素は、燃料材を有する炉心燃料要素（内側）及び炉心燃料要素（外側）の2種類から構成する。炉心燃料要素は、円筒形のステンレス鋼の被覆管にプルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット等を挿入し、その被覆管の両端を密封した構造とする。主要仕様は第3表のとおりである。

(iv) 燃料集合体の構造

a. 炉心燃料集合体

炉心燃料集合体は、燃料要素、ステンレス鋼の六角形のラップ管、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。燃料要素は、**ワイヤスペーサ**

を巻いた状態で、正三角格子状に配列して、ラップ管に納められる。主要仕様は第4表のとおりである。

(v) 最高燃焼度

a. 炉心燃料集合体

燃料要素の燃料ペレット部の燃焼度の軸方向平均の最高（以下「燃料要素最高燃焼度」という。）は、90,000MWd/tとする。

第3表 燃料要素の主要仕様 (1/3)

項目	燃料材										燃料要素有効長さ			
	燃料ペレット部					熱遮へいペレット部					材料	外径 (mm)	肉厚 (mm)	燃料ペレット部
	種類	プルトニウム含有率*1	核分裂性プルトニウム富化度*2	プルトニウム同位体組成比	ウラン濃縮度	種類	ウラン酸化物*3 焼結ペレット	約18wt%	原子炉級	約16wt%				
											約16wt%	約21wt%	約0.35	約50cm
集合体 炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	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%	原子炉級	約18wt%	ウラン酸化物*3 焼結ペレット	約18wt%	原子炉級	約16wt%	約21wt%	約0.35	約5.5	約0.35	約50cm
	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上
炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上	同上

第3表 燃料要素の主要仕様 (3/3)

項目	燃料材						被覆管			燃料要素有効長さ 燃料部
	燃料部			熱遮へい部			材料	外径(mm)	肉厚(mm)	
	種類	プルトニウム含有率*1	核分裂性プルトニウム富化度*2	プルトニウム同位体組成比	ウラン濃縮度	種類				
集合体 照射燃料集合体 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	プルトニウム・ウラン混合酸化物 焼結ペレット 同上 同上	32wt%以下 同上 同上	約16wt% 約21wt% —	原子炉級 同上 同上	約18wt% 同上 26wt%以下	ウラン酸化物*3 焼結ペレット 同上 同上	オーステナイト系 ステンレス鋼 同上 同上	約5.5 同上 6.4~7.5	約0.35 同上 0.4~0.6	50cm以下*5 同上 同上

- * 1 : $\text{Pu} / (\text{Pu} + {}^{241}\text{Am} + \text{U})$
- * 2 : $({}^{239}\text{Pu} + {}^{241}\text{Pu}) / (\text{Pu} + {}^{241}\text{Am} + \text{U})$
- * 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は、55cm以下とする。
- * 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4表 燃料集合体の主要仕様 (1/4)

項目	集合体
装填燃料要素個数 燃料要素ピッチ	炉心燃料集合体 127本 約6.5mm

添付2 設置許可申請書の添付書類における記載（安全設計）

添付書類八

1. 安全設計の考え方

1.1 安全設計の方針

1.1.2 炉心等の設計に関する基本方針

原子炉施設は、原子炉固有の出力抑制特性を有するとともに、原子炉の反応度を制御することにより核分裂の連鎖反応を制御できる能力を有するものとし、かつ、炉心は、通常運転時又は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の許容設計限界を超えないものとする。

(4) 炉心燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の炉心燃料集合体に加わる負荷に耐え、かつ、輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じ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。燃料集合体は、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、その健全性を確保する。

添付 3 設置許可申請書の添付書類における記載（適合性）

添付書類八

1. 安全設計の考え方

1.8 「設置許可基準規則」への適合

原子炉施設は、「設置許可基準規則」に適合するように設計する。各条文に対する適合のための設計方針は次のとおりである。

(炉心等)

第三十二条 試験研究用等原子炉施設は、原子炉固有の出力抑制特性を有するとともに、試験研究用等原子炉の反応度を制御することにより核分裂の連鎖反応を制御できる能力を有するものでなければならない。

2 炉心は、通常運転時又は運転時の異常な過渡変化時に試験研究用等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の許容設計限界を超えないものでなければならない。

3 燃料体、減速材及び反射材並びに炉心支持構造物は、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、試験研究用等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ものでなければならない。

4 燃料体は、次に掲げるものでなければならない。

一 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における試験研究用等原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の燃料体に加わる負荷に耐えるものとする。

二 輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないものとする。

適合のための設計方針

4 について

炉心燃料集合体は、127本の燃料要素を束ねたものをステンレス鋼製のラップ管内に収納したものであり、各燃料要素はその下部端栓部に差し込まれた板状のノックバーを、エントランスノズルに溶接された正六角形の組棒に固定することで支持されている。

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、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、燃料集合体の健全性が損なわれない設計とする。ここでは、寸法公差や各部温度などの評価条件を保守的に設定するものとしても、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において集合体各部の応力が設計許容応力を超えないことを確認した。また、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ることがないように設計する。ここでは、輸送時及び取扱い時に各部にかかる応力が設計許容応力を超えないことを確認した。

燃料要素は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及びび歪等を制限することにより、その健全性が損なわれない設計とする。ここでは、寸法公差や発生ガス量、各部温度、熱過渡条件などの評価条件を保守的に設定するものとしても、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料中心温度が熱設計基準値を満足すること、被覆管歪が十分小さいこと、被覆管内圧によるクリープ破断が生じないこと、被覆管各部の応力が設計許容応力を超えないこと、累積疲労サイクルが制限値を超えないことを確認した。また、設計加速度6Gに対する荷重に対して十分な強度を有し、その機能が阻害されることがないように

に設計する。ここでは、輸送時及び取扱い時にプレナムスリーブが座屈しないこと、ペレットが移動しないことを確認した。

添付書類八の以下の項目参照

3. 原子炉本体
5. 原子炉冷却系統施設
6. 計測制御系統施設

添付書類十の以下の項目参照

2. 運転時の異常な過渡変化
3. 設計基準事故

添付書類八

3. 原子炉本体

3.7 燃料集合体

3.7.1 概要

燃料集合体は、炉心燃料集合体及び照射燃料集合体から構成する。炉心燃料集合体は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の炉心燃料集合体に加わる負荷に耐え、かつ、輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないように設計する。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。

炉心燃料集合体は、核分裂性プルトニウム富化度等が異なる内側燃料集合体と外側燃料集合体の 2 種類から構成する。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っては、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。

3.7.2 炉心燃料集合体

3.7.2.1 設計方針

(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。なお、設計に当たっては、燃料密度変化、核分裂生成ガスの生成及び放出、被覆管のクリープ及びスエリング、燃焼に伴って変化する他の諸性質の効果等を考慮する。

(i) 燃料最高温度は、2,650℃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、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。この時、当該基準に準拠して設定した 620℃における S U S 3 1 6 相当ステンレス鋼の S_m 値は $176\text{N}/\text{mm}^2$ 、高 Ni オーステナイト系ステンレス鋼(A)の S_m 値は $201\text{N}/\text{mm}^2$ である。

(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設計する。なお、設計疲労曲線は、A S M E Sec. IIIに準拠した曲線を使用する。

(2) 燃料集合体

燃料集合体は、種々の荷重に基づく応力及び変形を制限することにより、その健全性を確保する。また、燃料集合体が他の構成部品の機能を阻害することがないようにする。このため、以下の方針を満足するように燃料集合体を設計する。

(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。

3.7.2.2 使用条件

炉心燃料集合体の使用条件を第 3.7.1 表に示す。

3.7.2.3 主要設備

(1) 燃料要素

燃料要素の主要仕様を第 3.7.2 表に示す。燃料要素は、燃料材を有する炉心燃料要素（内側）及び炉心燃料要素（外側）の 2 種類から構成する。炉心燃料要素は、第 3.7.1 図に示すように、燃料ペレット（プルトニウム・ウラン混合酸化物焼結ペレット）を被覆管に挿入し、その上下に熱遮へいペレット（ウラン酸化物焼結ペレット（劣化ウラン））を、上部の熱遮へいペレットの上部に上部反射体ペレット、プレナムスプリング及びプレナムスリーブを入れ、また、下部の熱遮へいペレットの下部に下部反射体ペレットを入れて、両端に端栓を溶接した密封構造とし、内部にヘリウムガスを封入したものとする。燃料ペレットは、プルトニウム・ウラン混合酸化物粉末を円柱状にプレス成形し、約 94%理論密度になるよう焼結したものとする。なお、燃料ペレットは、照射中の焼きしまりが小さくなるように製作する。燃料ペレット及び熱遮へいペレットと被覆管との間には適当な間隙を確保し、かつ、上部反射体ペレットの上部にガスプレナムを設け、燃料ペレットから放出される核分裂生成ガス、燃料ペレット及び熱遮へいペレットと被覆管との熱膨張差、燃焼に伴う燃料ペレットの密度変化等により、被覆管及び端栓溶接部に過大な応力が生じることを防止する。また、燃料ペレット、熱遮へいペレット及び上部・下部反射体ペレットが取扱中に移動することがないように、プレナムスリーブ及びプレナムスプリングによって支持する構造とする。隣接する燃料要素間の間隙を保持するため、燃料要素にはワイヤスペーサを巻く。

(2) 燃料集合体

炉心燃料集合体の概略構造を第 3.7.2 図に示す。また、その主要仕様を第 3.7.3 表に示す。炉心燃料集合体は、燃料要素、ラップ管、ハンドリングヘッド、下部反射体及びエントランスノズル等から構成し、127 本の燃料要素を正三角格子状に配列して、こ

れらをラップ管に納め、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。燃料要素は、隣接する燃料要素間の間隙を保持するためのワイヤスペーサを巻いた状態で、その下部端栓に差し込まれた板状のノックバーを、エントランスノズルに溶接された正六角形の組枠に固定することにより支持される。ハンドリングヘッドは、ラップ管の上部に溶接固定される。なお、ハンドリングヘッド下端と燃料要素上端との間には、燃料要素の膨張による干渉を防止するため、約 84mm の間隙を設ける。また、下部反射体は、6 枚の羽根を有するスクリュ形状とし、エントランスノズルに固定する。エントランスノズルには、炉心支持板の構造と相まって、冷却材流量を調節するためのオリフィス孔を複数個設ける。

3.7.2.4 評価

(1) 構成材料

燃料ペレットは、炉心の運転温度及び圧力において、被覆管及び充填ガス（ヘリウムガス）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。

ステンレス鋼は、吸収断面積が小さく中性子経済性に優れ、燃料ペレットと被覆管の相互作用及び被覆管の内外圧力差による変形に十分耐える強度を有し、1 次冷却材、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料、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。

(2) 燃料要素

燃料要素の性能評価は、核分裂生成ガスの生成及び放出、燃料ペレットの密度変化及び熱膨張、被覆管のスエリング、クリープ及び弾性変形、燃料ペレットと被覆管の相互作用等の原子炉運転中に生ずる諸現象を考慮して行う。本原子炉で使用する燃料要素と類似仕様の燃料要素の照射実績は、追補 1 「3. 原子炉及び炉心」の追補の「V. 燃料要素の照射実績」に示すように、本燃料要素の過出力（定格出力に過出力因子を乗じた出力であって、燃料ペレットの最高温度が運転時の異常な過渡変化時に達する最高温度を包絡する出力をいう。以下同じ。）時の最大線出力密度である約 360W/cm を上回る線出力密度で、本燃料要素の燃料要素最高燃焼度を上回る約 110,000MWd/t の燃焼度が達成されており、また、本燃料要素の燃料要素最高燃焼度 90,000MWd/t 以上の燃焼度を達成した照射実績は多数あり、こうした高燃焼度までの燃料要素の健全性が確認されている。

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。なお、内側燃料集合体の燃料要素と外側燃料集合体の燃料要素とは、燃料ペレットのプルトニウム混合比等がわずかに異なるのみで、その他の寸法、構造、材料等の仕様及び炉内使用条件が同様であるので、それぞれの評価結果に有意な差が生じることはない。

(i) 燃料最高温度

燃料最高温度は、定格出力時最大線出力密度約 330W/cm において約 2,300°C、過出力時最大線出力密度約 360W/cm において約 2,410°C であり、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料の融点⁽¹⁾に原子炉内における使用期間中の変化を考慮して設定した燃

料最高温度に関する熱設計基準値 2,650°Cを超えることはない。

(ii) 被覆管の歪

被覆管の外径は、高速中性子照射下における核分裂生成ガスの蓄積による内圧に起因するクリープ変形、スエリング等により、原子炉内における使用期間中徐々に増加する。

被覆管の外径増加は主にクリープ及びスエリングに起因するが、その増加量は、前者によるものが燃焼末期で約 2.4%以下、後者によるものが燃焼末期で約 1.8%以下であり、原子炉内における使用期間中約 4.2%以下に保つことができる。

なお、クリープ及びスエリングによる変形は、直接被覆管の健全性を損なうものではないことが照射実績により示されている。一方、1次冷却材流路断面積を確保して燃料集合体の健全性を保持するという観点からは、米国のEBR-II、仏国のラプソディ及びフェニックス等における照射実績により、7%程度の外径増加は燃料集合体の健全性に問題がないことが確認されている。

(iii) 被覆管の内圧

被覆管内圧は、製造時に封入するヘリウムガス、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、約 0.2 である。なお、クリープ寿命分数和の計算において、核分裂生成ガスの蓄積量は当機構製造の燃料要素の照射試験により設定し、使用末期において 100%の核分裂生成ガスが放出するものとして評価する。被覆管の内圧クリープ破断強度はナトリウムによる影響等を考慮して設定する。

(iv) 被覆管の応力

被覆管の応力は、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 kg/cm²[gage] (約 0.29MPa [gage]) とがほぼ等しいので、被覆管応力は小さい。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し、被覆管には引張応力が生ずるが、ガस्पレンラムの体積を十分に大きくとっているため、燃焼末期においても過度に大きくなることはない。さらに、燃料ペレットが膨張して被覆管に接触することにより応力が発生するが、燃料ペレットのクリープ並びに被覆管のクリープ及びスエリングによる応力緩和が生ずるので、過大な応力が発生することはない。

被覆管応力としては、これらの応力のほかに熱応力、地震による応力、わん曲拘束による応力、ワイヤスペーサとの接触による応力、流力振動による応力等を考慮するが、これらの応力を組み合わせた場合の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の最大値は 112N/mm² であり、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 Sm 値を下回る。

(v) 疲労サイクル

原子炉内における使用期間中に被覆管に生ずる熱応力及び内外圧力差による応力は、原子炉の起動停止や運転時の異常な過渡変化により変動し、応力サイクルが生ずる。これらによる疲労寿命分数和は、0.1 以下である。

この疲労寿命分数和にクリープ寿命分数和を加えた被覆管の累積損傷和は約0.2以下であり、設計上の制限値である1.0を下回る。

(3) 燃料集合体

燃料集合体には、輸送中又は取扱中、通常運転時並びに運転時の異常な過渡変化時に種々の荷重が加わるが、以下のように燃料集合体の健全性は確保される。なお、内側燃料集合体と外側燃料集合体とは、それぞれの燃料要素の仕様がほぼ同様であり、燃料集合体の寸法、構造、材料等の仕様及び炉内使用条件が同様であるので、それぞれの評価結果に有意な差が生じることはない。

(i) 輸送中又は取扱中における健全性

燃料集合体は、輸送中又は取扱中に加わる荷重として設定する6Gに対して十分な強度を有し、その機能が阻害されることはない。

(ii) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における健全性

燃料集合体には過大な応力がかからず、燃料要素にスパイラル状に巻いたワイヤスペーサにより、適切な冷却材流路が確保される。

被覆管のクリープ、スエリング及び熱膨張による燃料要素の軸方向変位は、燃料要素の上端を自由に伸びられるようにすることにより吸収される。

燃料要素には1次冷却材の流動に伴う抗力が働くため、燃料要素の下端をノックバーにより固定する。

水流動試験及び高温ナトリウム中耐久試験の結果から、1次冷却材の流動により燃料集合体が受ける影響が小さいことを確認している。

3.7.4 参考文献

- (1) 加藤正人他、「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、Vol. 7, No. 4, p420(2008)

第3.7.1表 燃料集合体の使用条件 (1/4)

	燃料最高温度		被覆管最高温度 (肉厚中心)	最高燃焼度
	定格出力時	過出力時		
炉心燃料集合体				
炉心燃料要素 (内側)	2,350°C	2,650°C	620°C	90,000MW d / t
炉心燃料要素 (外側)	2,350°C	2,650°C	620°C	90,000MW d / t
	燃料集合体の挿入量		炉心挿入位置	
炉心燃料集合体			内側燃料領域	
内側燃料集合体	最大19体		外側燃料領域	
外側燃料集合体	最大60体			

第3.7.2表 炉心燃料要素の主要仕様

		燃料材				
		燃料ペレット部				
種類	ブルトニウム含有率*1	核分裂性*2 ブルトニウム富化度	ブルトニウム 同位体組成比	ウラン濃縮度		
					燃料ペレット初期密度	燃料ペレット長さ
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	ブルトニウム・ ウラン混合酸化物 焼結ペレット	32wt%以下	原子炉級	約18wt%		
炉心燃料要素 (外側)	同上	約21wt%	同上	同上		
燃料材						
燃料ペレット部						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	約94%理論密度	約4.6mm	燃料ペレット*3 焼結ペレット	約9mm		
炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上		
燃料ペレット部						
燃料ペレット (中実) 直径						
燃料ペレット初期密度						
燃料ペレット長さ						
燃料ペレット種類						
その他の部品の材料						
端栓						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	約5.5mm	SUS316 ステンレス鋼、 SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	約0.35mm		
炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上		
材料						
被覆管						
外径						
肉厚						
その他の部品の材料						
ワイヤスパーサ						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)	同上	燃料要素有効長さ (燃料ペレット部)	約50cm		
炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上		
燃料ペレット部						
燃料要素有効長さ						
燃料要素全長						
炉心燃料集合体 炉心燃料要素 (内側)	約0.1mm	約55cm	燃料要素全長	約154cm		
炉心燃料要素 (外側)	同上	同上	同上	同上		

第3.7.2表 燃料要素の主要仕様 (6/6)

	燃料ペレット 被覆管間隙 (半径)	ガスブレナム長さ	燃料要素有効長さ (燃料部)	燃料要素全長
照射燃料集合体				
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+²⁴¹Am+U)。

* 2 : (²³⁹Pu+²⁴¹Pu)/(Pu+²⁴¹Am+U)。

* 3 : 劣化ウラン。

* 4 : 天然ウランまたは劣化ウラン。

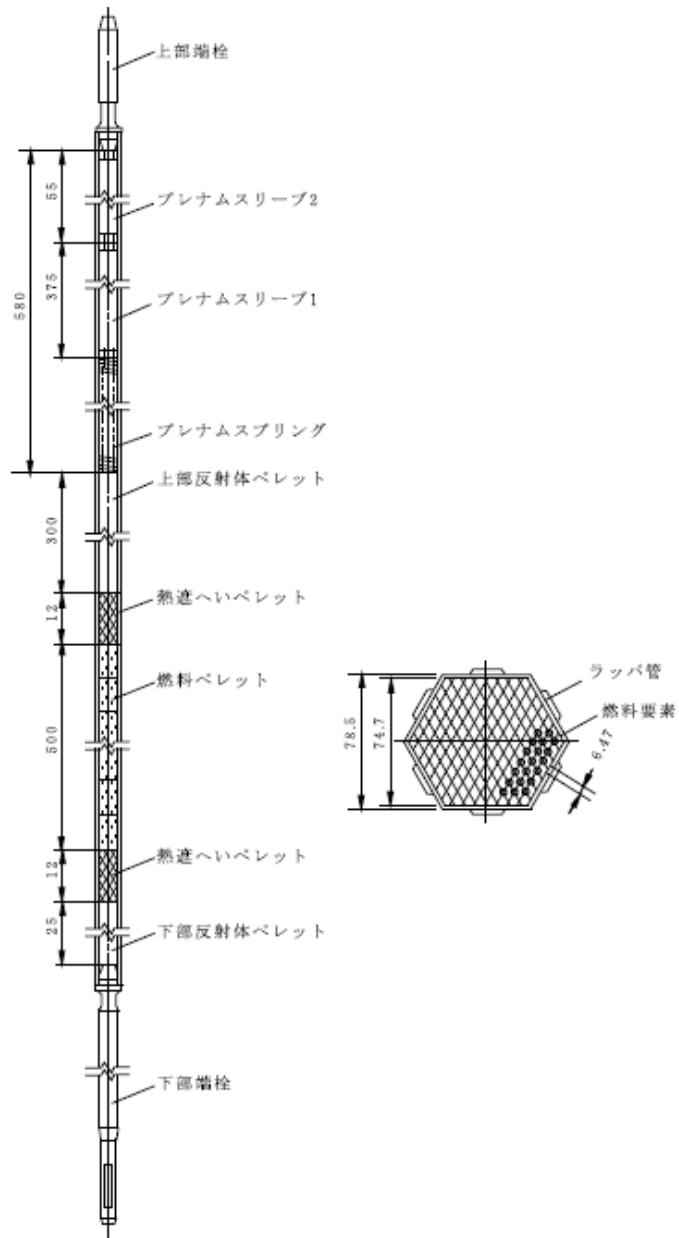
* 5 : MK-II炉心から継続して使用する燃料要素の場合。

* 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。

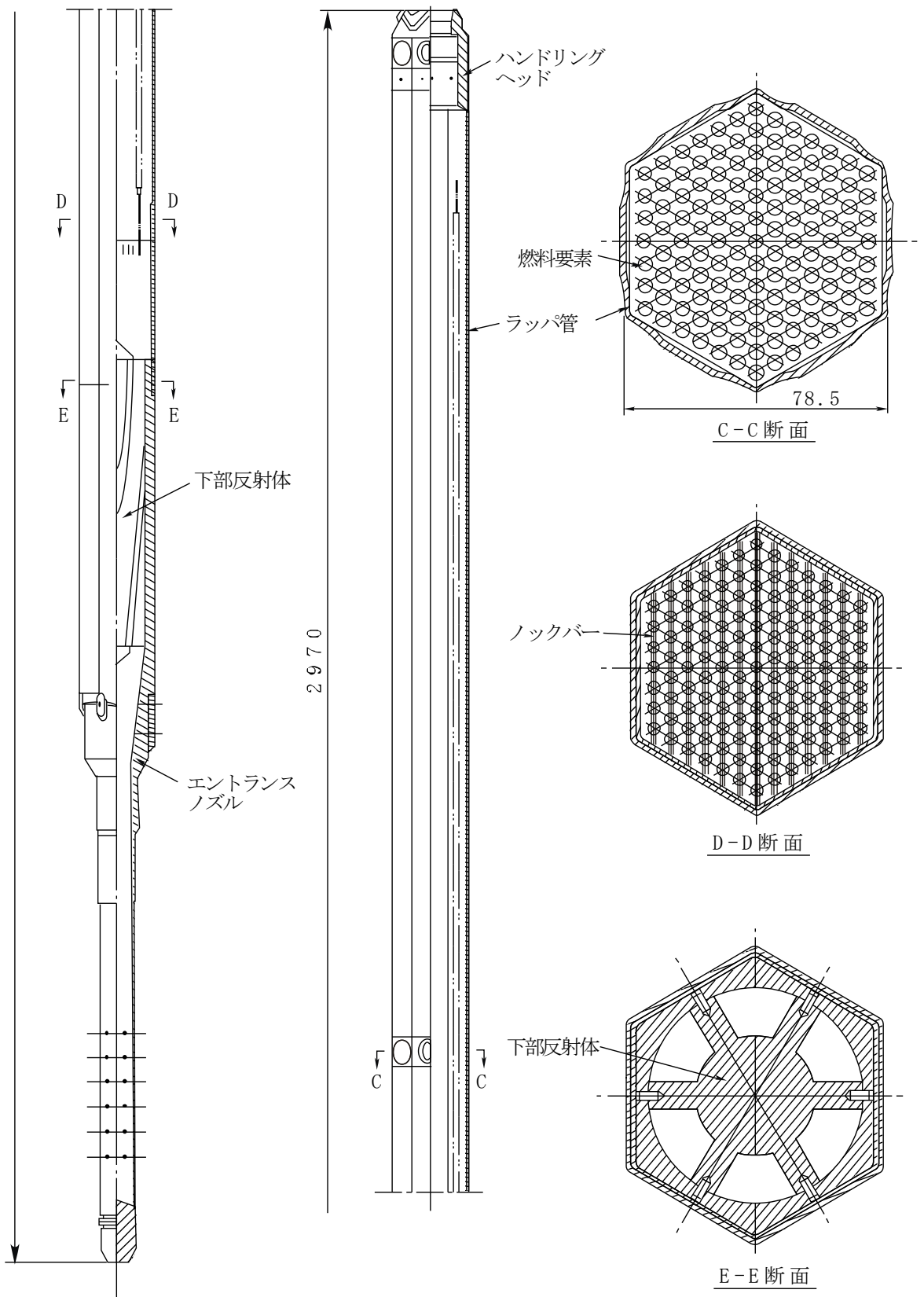
* 7 : ペレットでない酸化物の場合、O/M比を調整するため、ウラン金属を混入させる場合がある。ただし、ウラン金属の最大混入割合は10wt%とする。

第3.7.3表 燃料集合体の主要仕様 (1/6)

	炉心燃料集合体	
	内側燃料集合体	外側燃料集合体
ラップ管材料	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A) 約78.5mm	SUS316相当 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A) 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
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
装填燃料要素個数	127本	127本
炉心燃料要素 (内側)	127本	127本
炉心燃料要素 (外側)	—	—
燃料要素ピッチ	約6.47mm	約6.47mm
燃料要素配列	正三角格子配列	正三角格子配列
燃料要素間隔保持方式	ワイヤスパーサ型	ワイヤスパーサ型
燃料集合体全長	約297cm	約297cm
その他の部品の材料	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
ノックバー	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
組枠	SUS316 ステンレス鋼	SUS316 ステンレス鋼
下部反射体	SUS316 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)、(B)	SUS316 ステンレス鋼または 高Niオーステナイト系 ステンレス鋼(A)、(B)



第 3.7.1 図 炉心燃料要素



第 3.7.2 図 炉心燃料集合体