

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）に係る説明書
（その 2：第 32 条第 4 項）

2020 年 3 月 2 日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構
大洗研究所高速実験炉部

1. 要求事項の整理
2. 要求事項への適合性
 - 2.1 炉心燃料集合体の概要
 - 2.2 設計方針
 - 2.3 使用条件
 - 2.4 評価
 - 2.5 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

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。

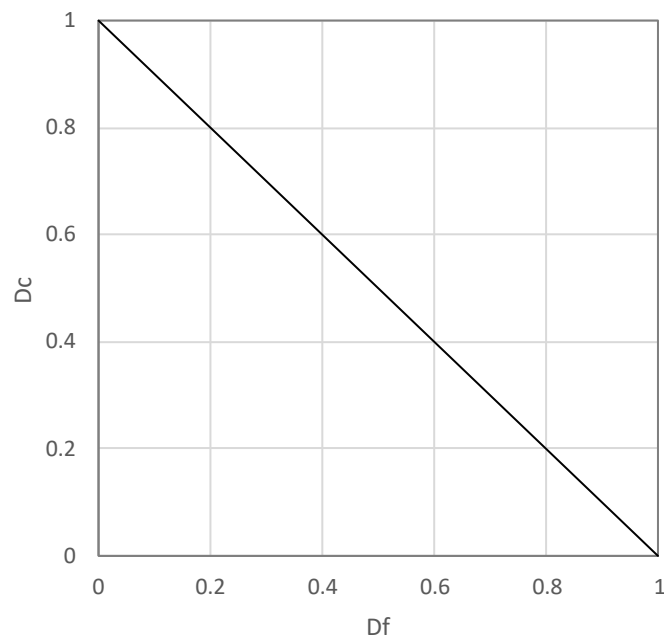
$$\sum_i \frac{n_i}{N_{di}} \leq 1.0$$

(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. (5) のクリープ疲労破損の制限を満足することとする。

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

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。

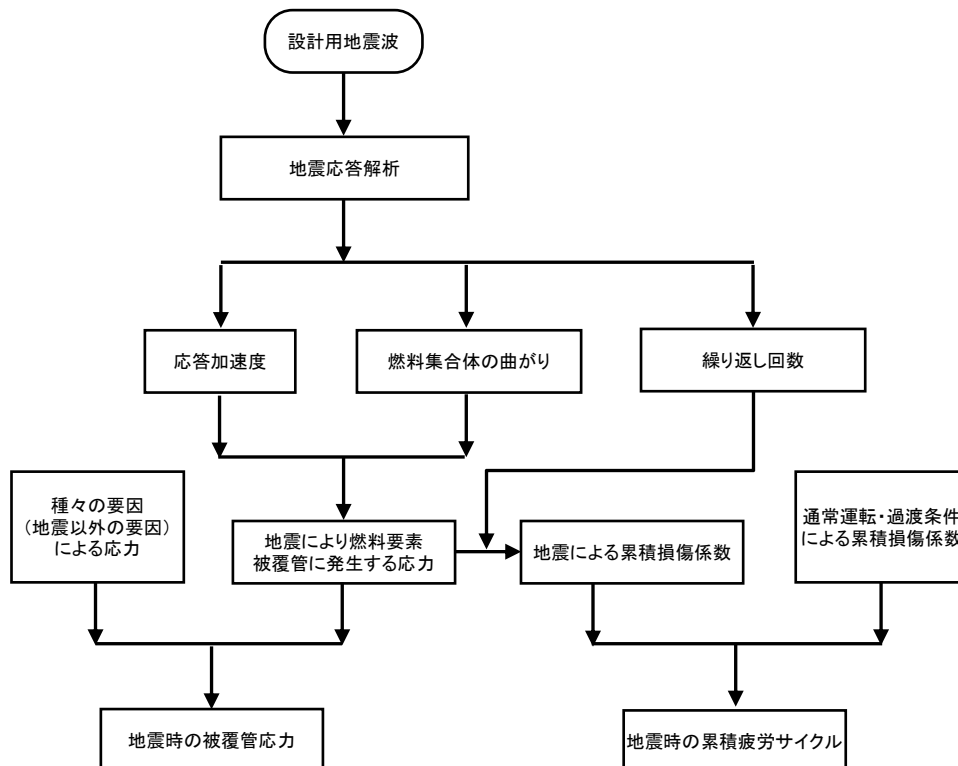
第 1.1 表 実用炉設置許可基準規則第 4 条第 5 項における要求事項（参考）

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

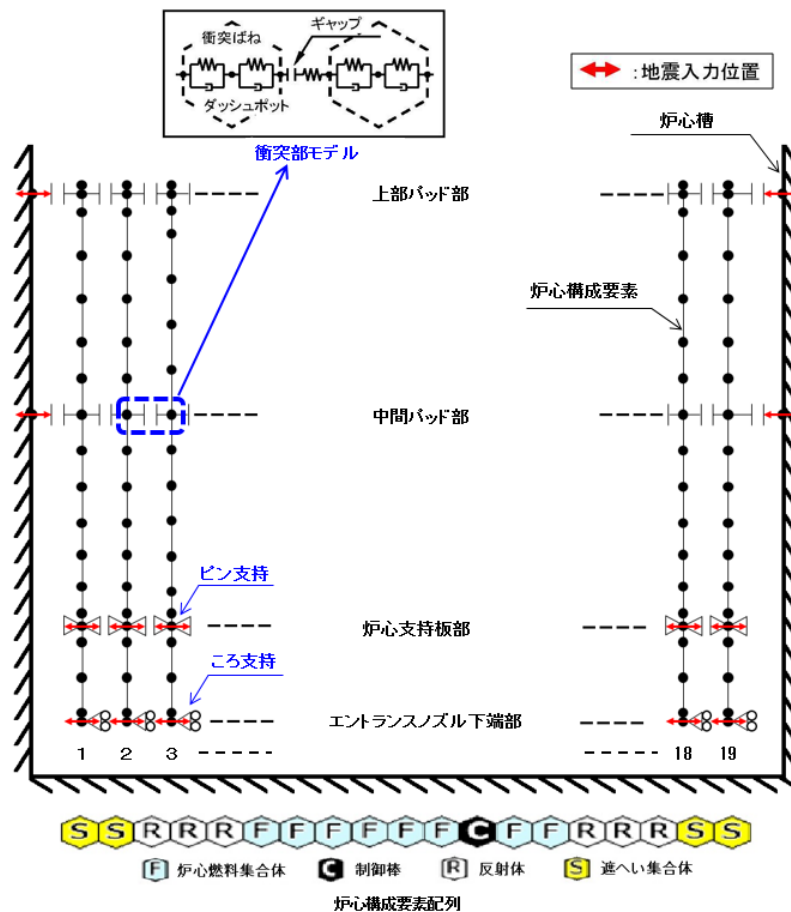
(1) 解析条件

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)を下回ることで、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)を下回ることとしている。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】。

(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。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/s²)
- f_{upw} : 差圧による流体力 (142 N)
- f_{wmass} : 流体慣性力
- \ddot{z}_0 : 炉心支持板鉛直方向加速度

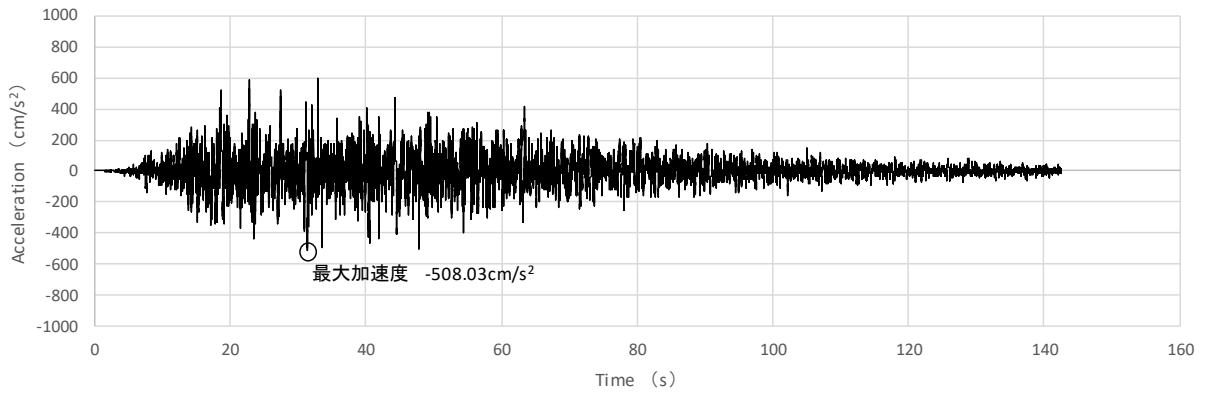
である。

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/s²となる。

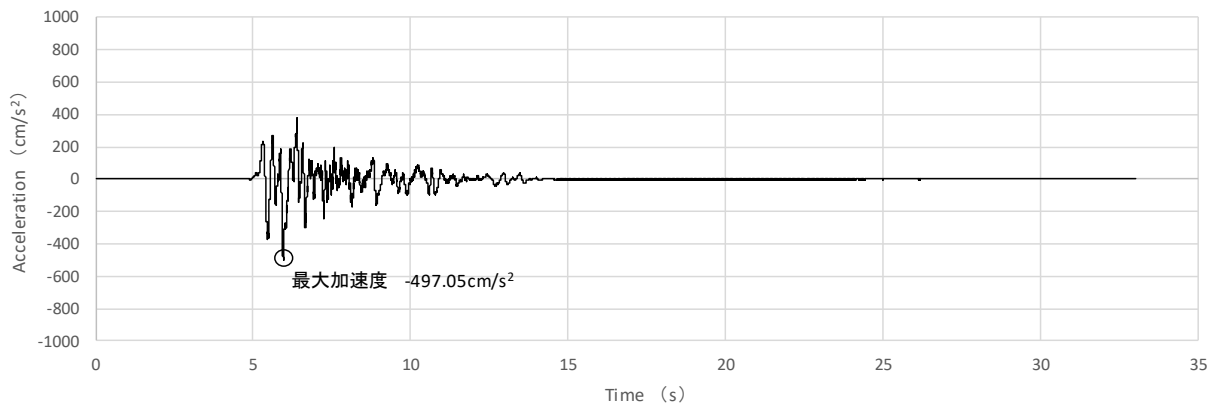
各基準地震動に対する炉心支持板の下向き加速度の最大は第 1 表に示すとおりであり、いずれも炉心燃料集合体が跳び上がり始める下向き加速度 6.99 m/s²より小さく、炉心燃料集合体が跳び上がることはない。

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）

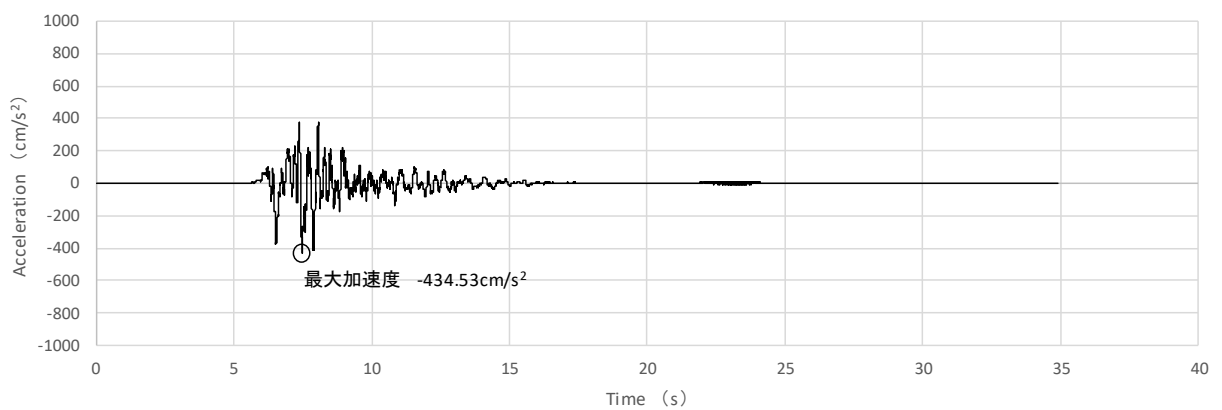
地震波	下向き加速度（最大）	備考
Ss-D	5.08 m/s ²	第 1 図
Ss-1	4.97 m/s ²	第 2 図
Ss-2	4.35 m/s ²	第 3 図
Ss-3	5.95 m/s ²	第 4 図
Ss-4	4.24 m/s ²	第 5 図
Ss-5	4.62 m/s ²	第 6 図



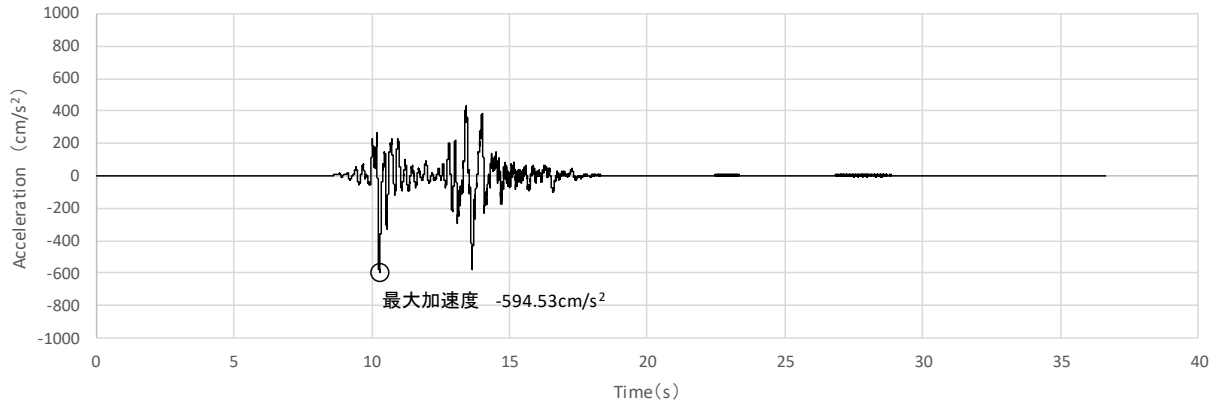
第 1 図 Ss-D に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



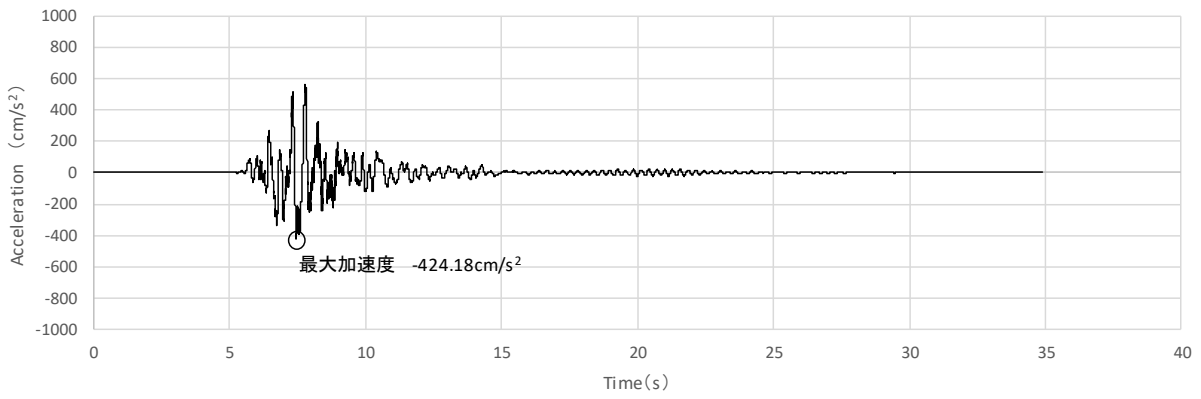
第 2 図 Ss-1 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



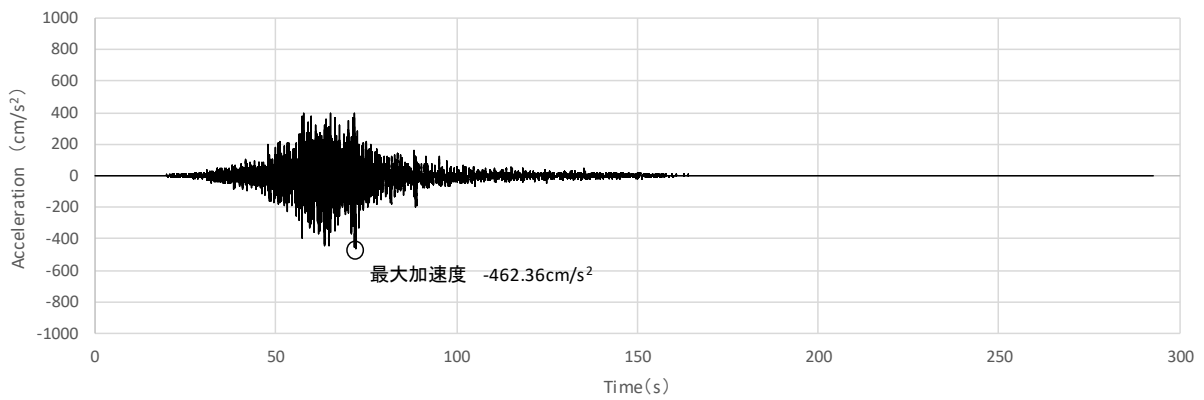
第 3 図 Ss-2 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



第 4 図 Ss-3 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



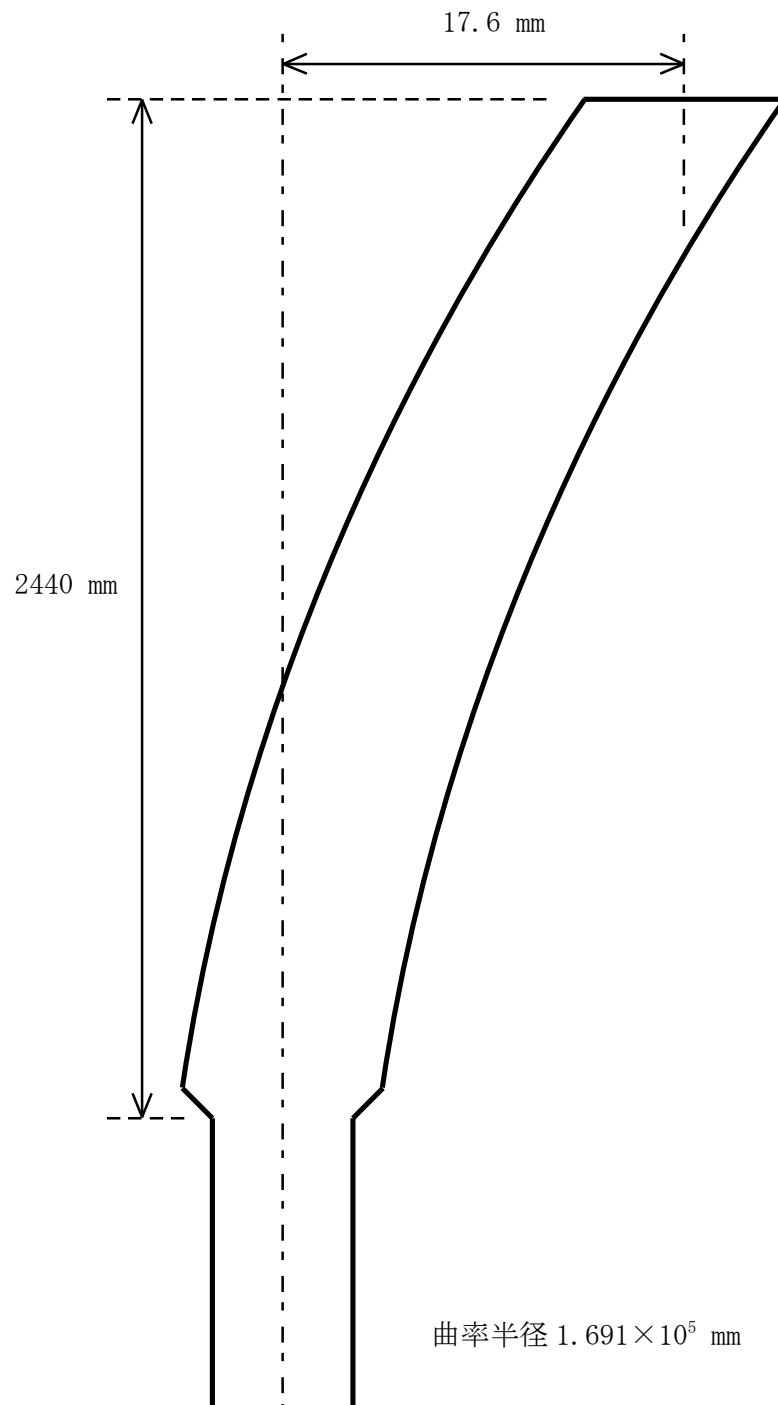
第 5 図 Ss-4 に対する炉心支持板応答 (鉛直方向加速度)



第 6 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

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。

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

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

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プ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。

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

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

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

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

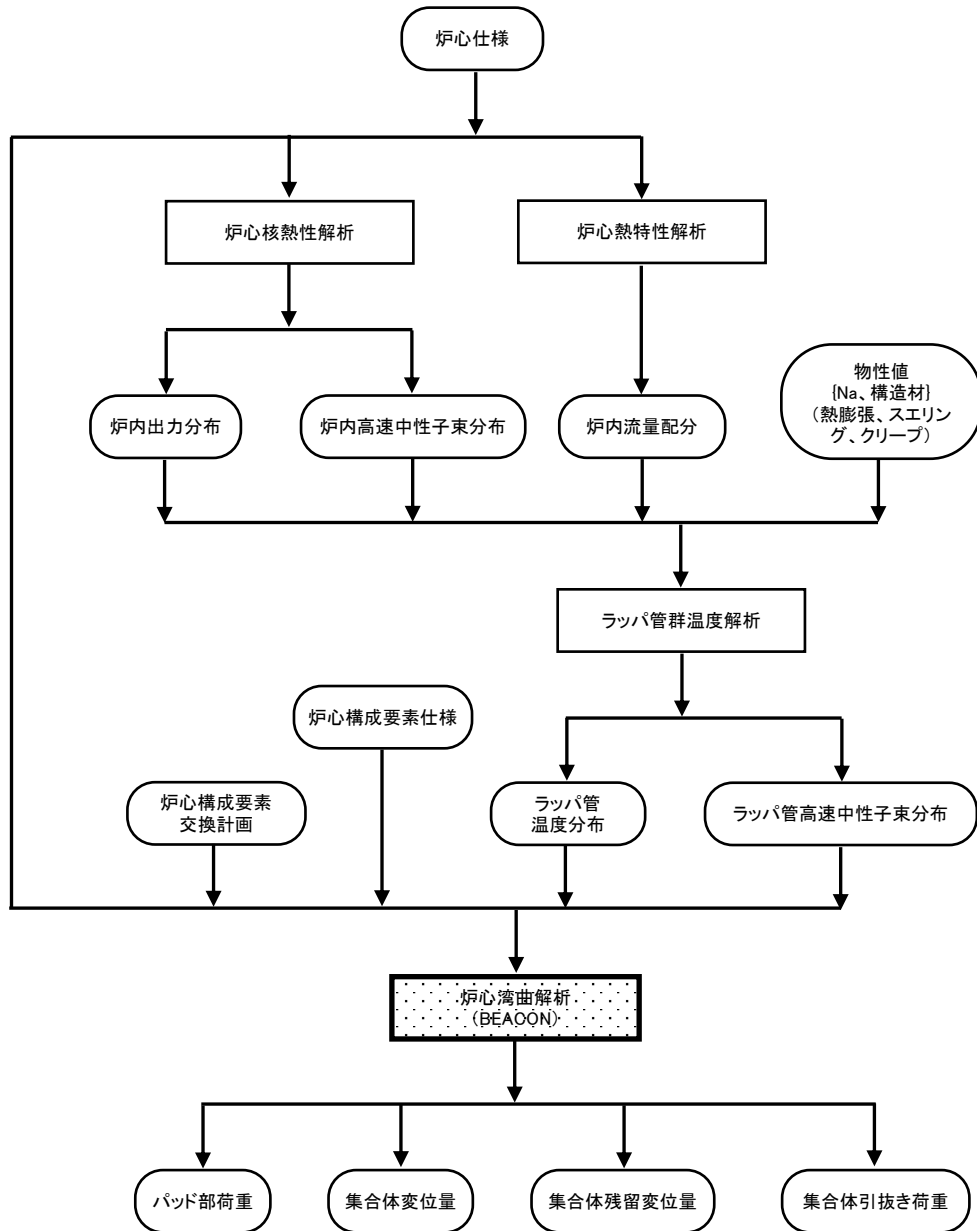
$$\sigma = \left\{ \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{1520CW, SUS316CW} - \left(\frac{\Delta r}{r} \right)_{AN} \right\} \times 10^{-2}$$

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。

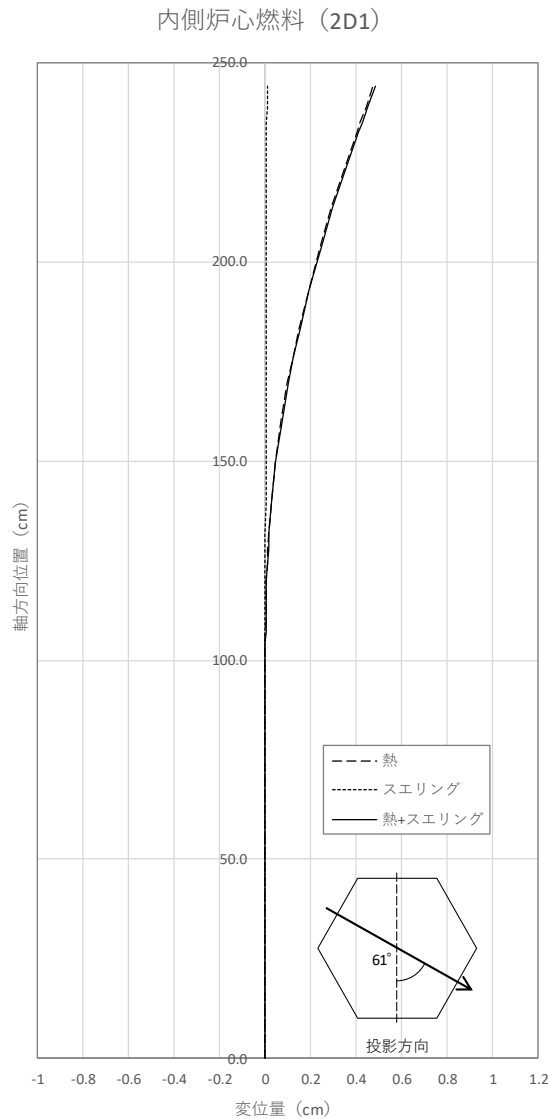
“BEACON”コードは、原子炉の起動から停止に至るまでの炉心変形現象を3次元的に解析し、各炉心構成要素の3次元湾曲形状及び炉心構成要素に作用する荷重と応力を原子炉運転中の時点毎に計算するコードである^[1]。解析炉心形状として全炉心モデル及び回転対象炉心モデルに加え、単体モデルや単列群モデルの解析も可能である。

“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）

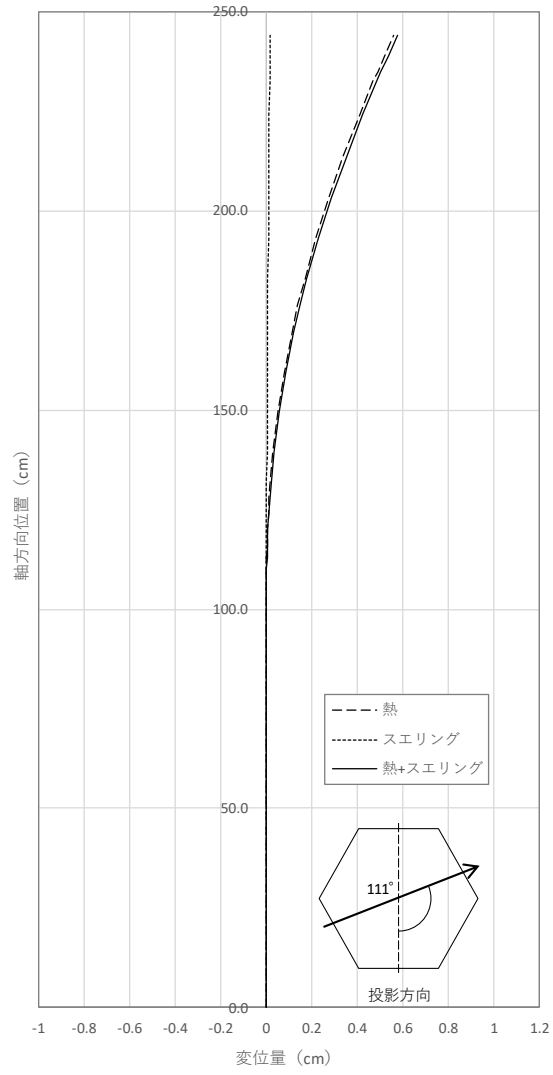
MK-III炉心条件での全炉心解析による炉心燃料集合体の熱及びスエリングによる湾曲変位を、内側炉心燃料集合体と外側炉心燃料集合体それぞれについて第 3.1 図及び第 3.2 図に示す。

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

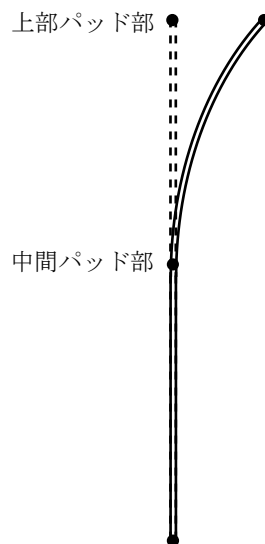
4. 集合体単体解析による湾曲拘束条件の計算

4.1 計算方法

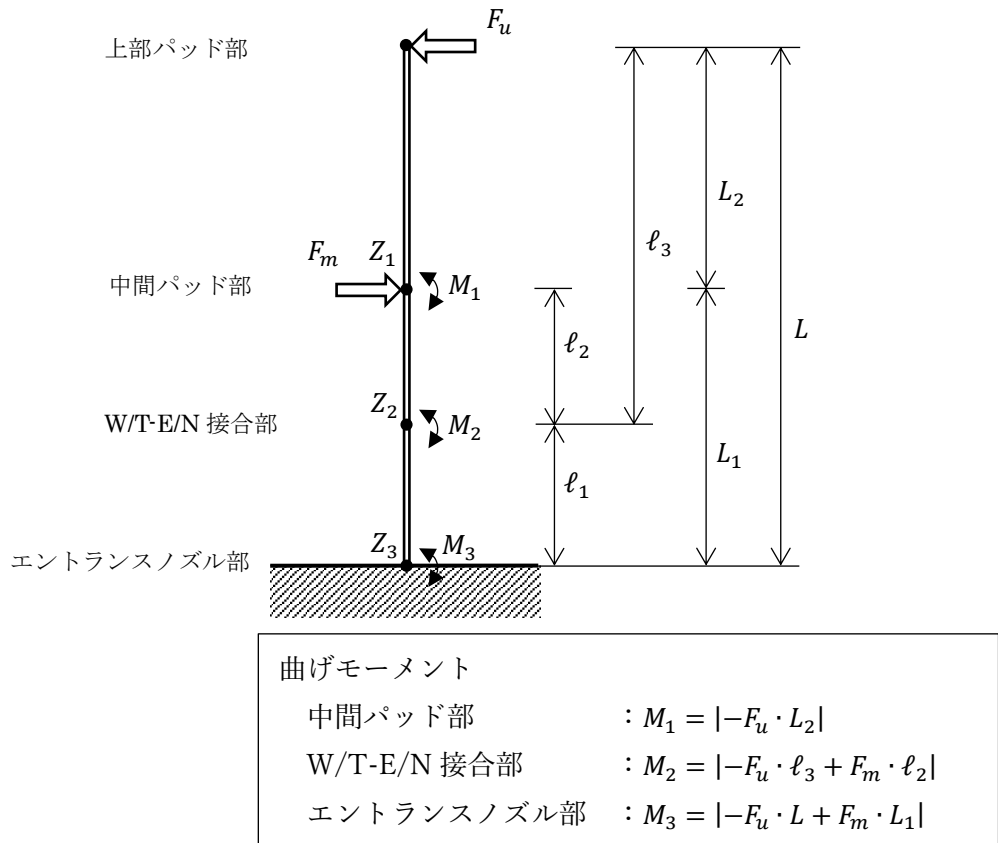
第3.1図及び第3.2図に示すように炉心構成要素の軸方向曲がりモードは、第4.1図のように表される。この曲がりモードにおいて、上部パッド部及び中間パッド部の湾曲変位を強制的に0とするため、上部パッド部及び中間パッド部に F_u , F_m を同時に作用させる（第4.2図）。発生するパッド部荷重からパッド部荷重から曲げモーメントを計算する。

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



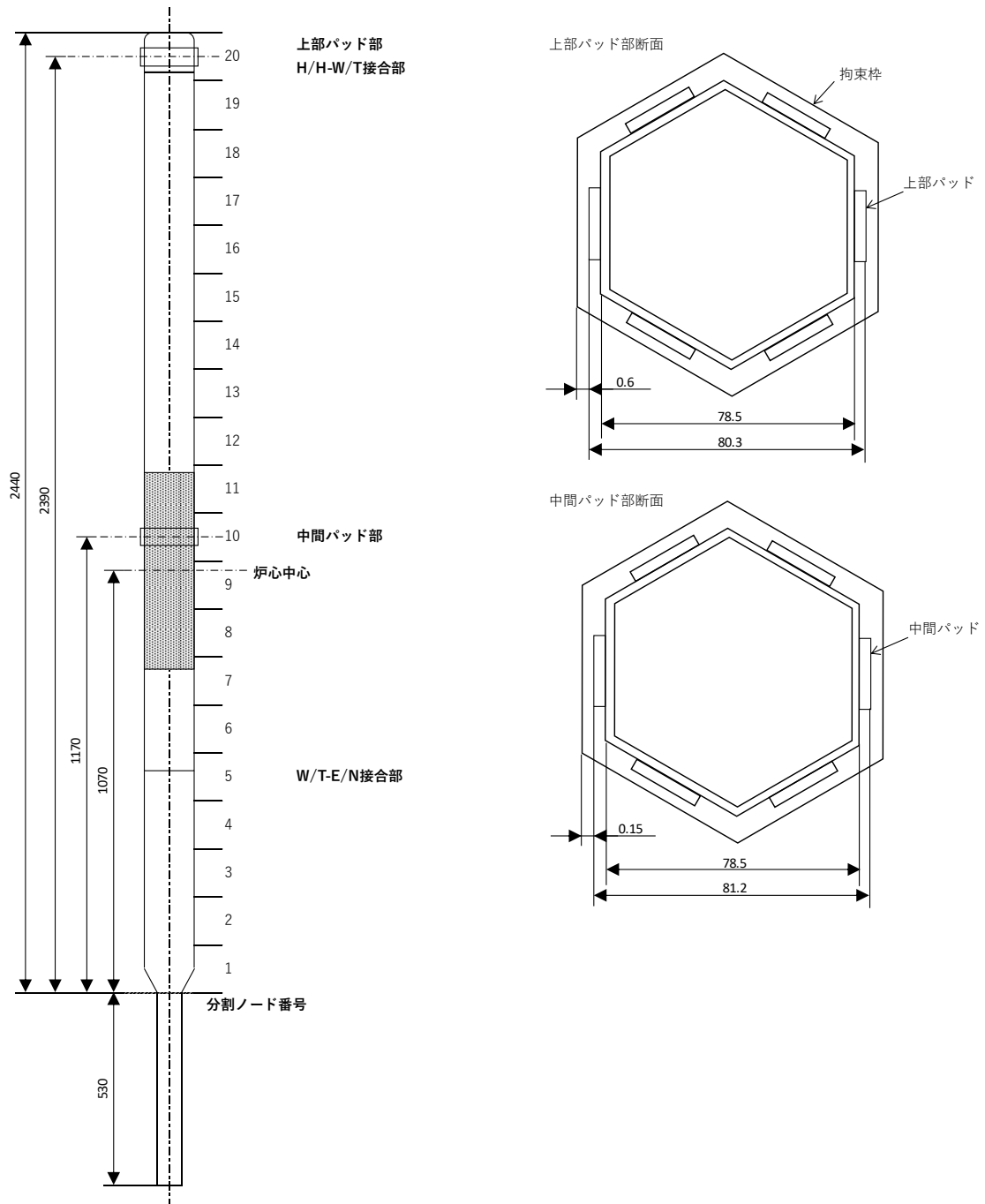
第 4.2 図 曲げモーメント算出方法

4.2 解析条件

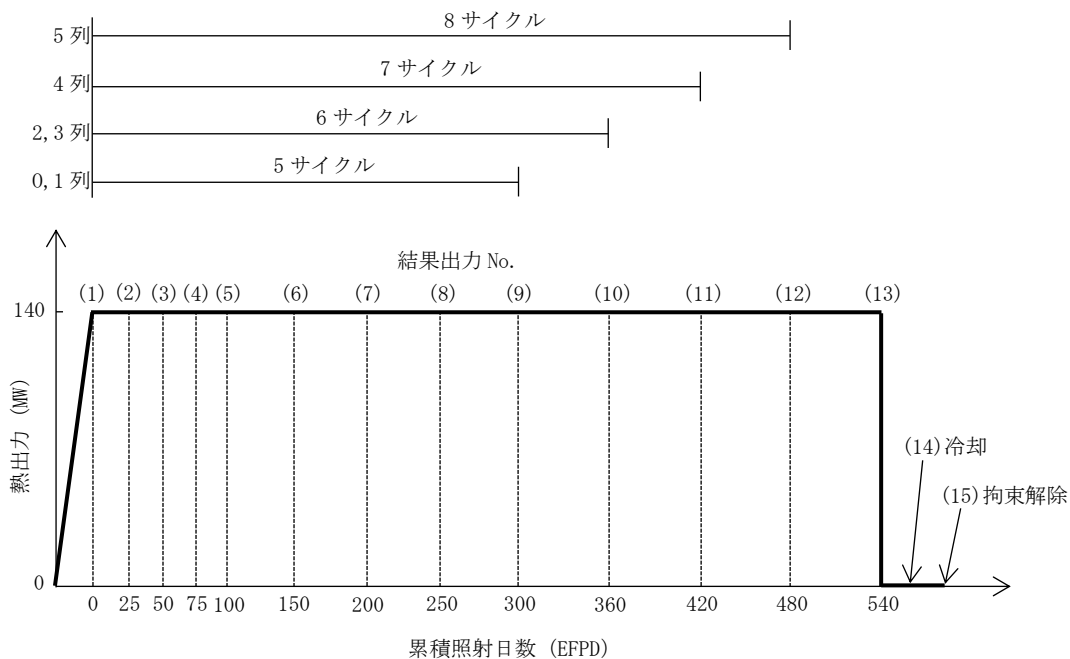
MK-IV炉心で使用する燃料集合体はMK-III炉心で使用していた炉心燃料集合体と同じであり、仕様を変更しない。MK-III炉心で使用していた炉心燃料集合体を継続使用する。炉心燃料集合体においては、湾曲は主に熱湾曲であり、熱湾曲条件はMK-III炉心条件の方が厳しくなる。そのため、保守的にMK-III炉心での条件をもとに解析条件を設定する。

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

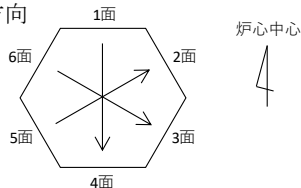
4.3 解析結果

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。

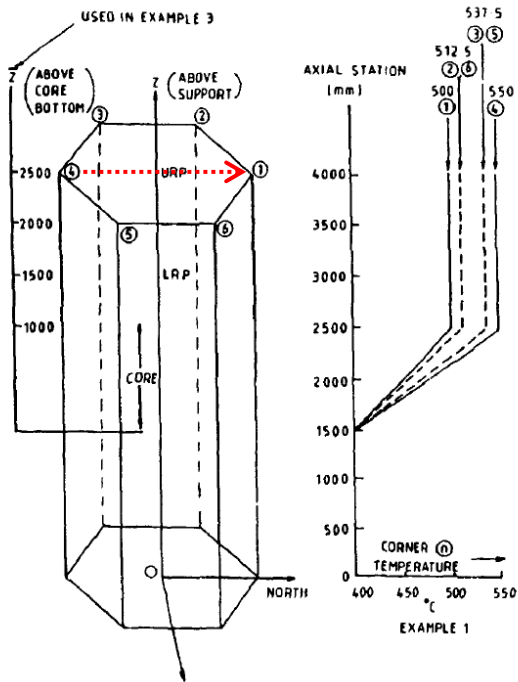
このように、炉心湾曲解析コードに関する共同研究プログラムの中で、熱湾曲に係る代表的なベンチマーク用の例題について、“BEACON” コードで評価された変形・荷重は他組織の解析コードの結果と比較して同等レベルであり、かつ、限られた炉外試験ではあるが試験結果も再現することが示されている。“BEACON” コードについては、概ね妥当な解析結果を示しているものとする。

参考文献

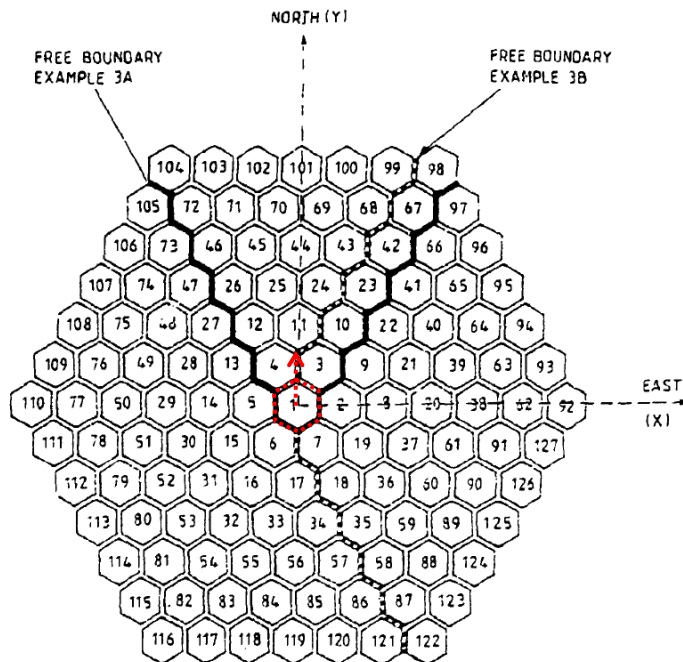
- [1] IAEA IWGFR, “Verification and validation of LMFBR static core mechanics codes Part I”, IWGFR/75, (1990).
- [2] IAEA IWGFR, “Verification and validation of LMFBR static core mechanics codes Part II”, IWGFR/76, (1990).

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）

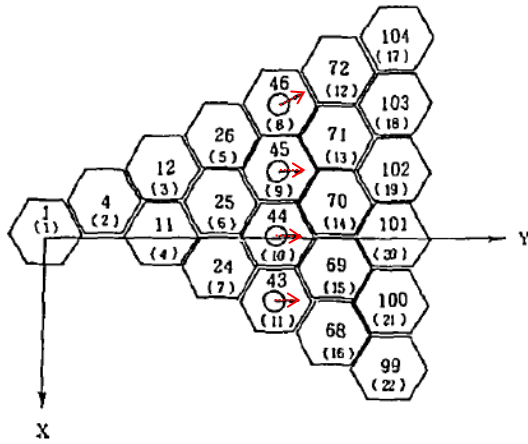
集合体番号	パッド位置	パッド部接触荷重 [N]		
		解析結果		試験結果
		集合体下部支持モデル改良前 ^[1]	集合体下部支持モデル改良後	
集合体 No. 0	上部パッド部	91	145	177
	中間パッド部	0	170	147
集合体 No. 9	上部パッド部	237	265	196
	中間パッド部	0	0	0




第1図 集合体1体の自由湾曲解析モデル例 (例題1^[1])

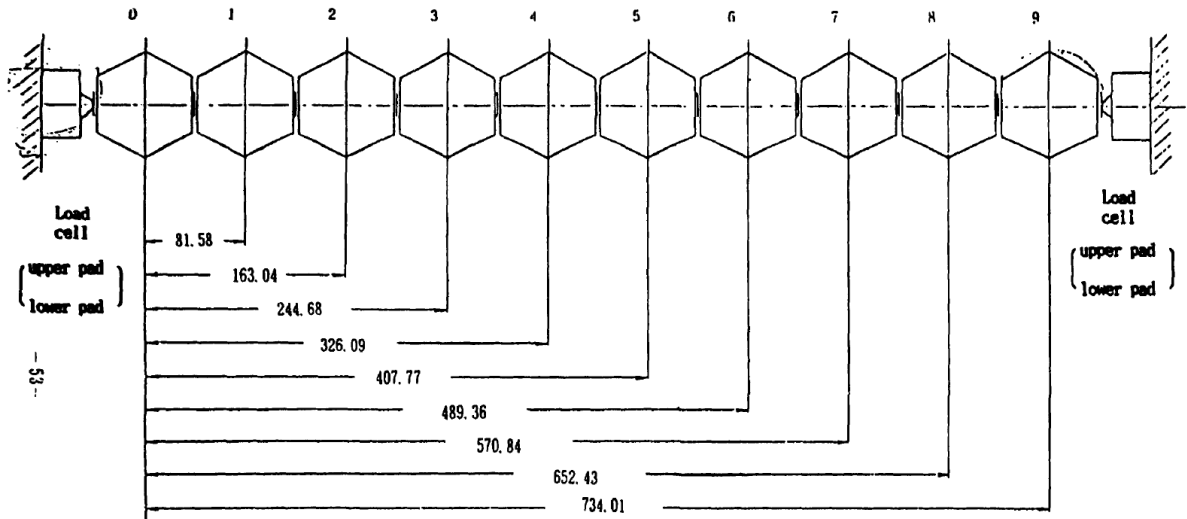


第2図 炉心配置中の集合体湾曲解析モデル例 (例題3A^[1])



-  ; 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-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・ラップ管材質はすべて高 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	11,520h (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 (Sm) 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。

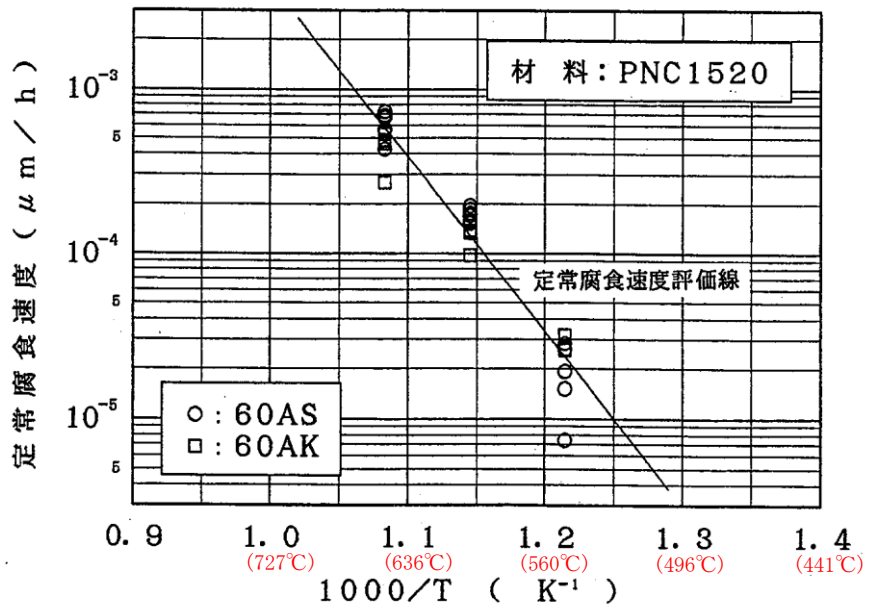
(1) 被覆管肉厚への影響

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

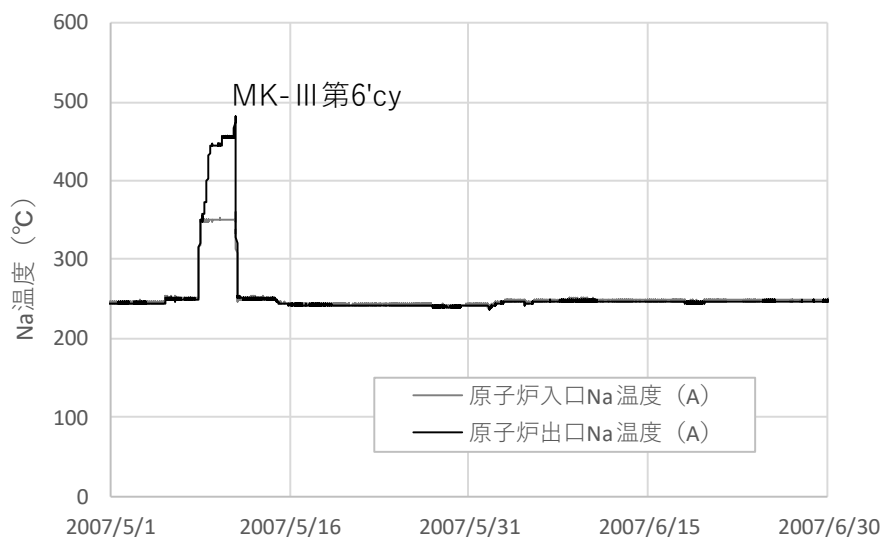
燃料の融点、熱伝導度への影響は、【炉心燃料要素の熱設計計算式：別紙 2 別添 1】にて示すように、 ^{241}Pu の崩壊によって ^{241}Am が蓄積する影響を考慮して設定している。

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。

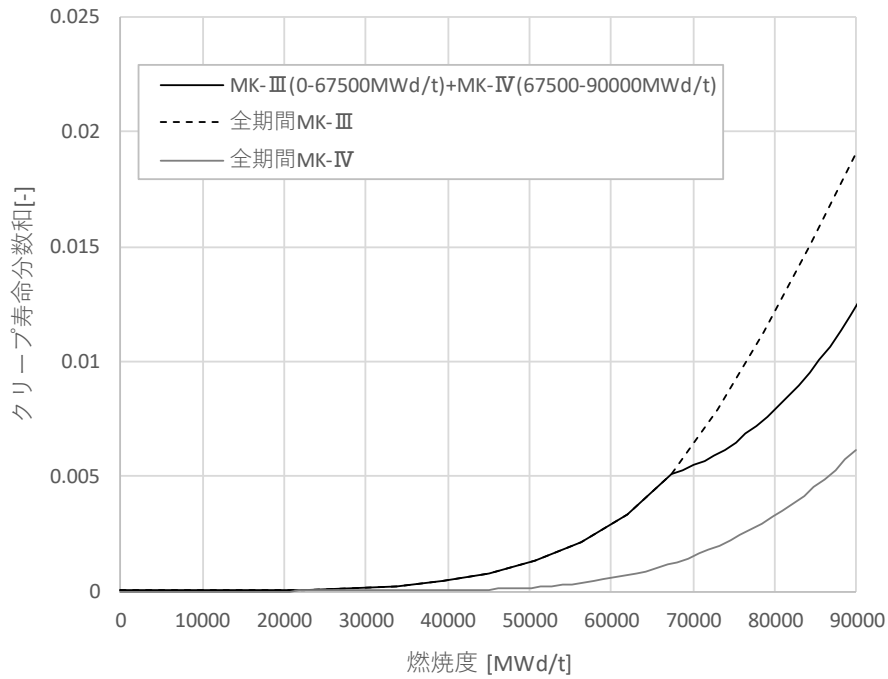
第4.1表 MK-III炉心とMK-IV炉心の計算条件

	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 67,500 MWd/t まで、残り 90,000 MWd/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。

第 4.2 表 MK-III (0-67500MWd/t) + MK-IV (67500-90000MWd/t)、各部の応力 (最高温度部、運転時の異常な過渡変化時、使用末期)

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	10.99																		
		管壁温度勾配				-4.69	4.69	5.50													
最高温度部	使用末期	軸方向温度勾配				-1.93	-0.54														
		流れ力振動										0.01									
最高温度部	使用末期	湾曲抑制																			
		ワイヤ・被覆管相互作用																			
最高温度部	使用末期	端栓部の圧力不連続																			
		端栓部の温度不連続																			
最高温度部	使用末期	プレナムスプリング力										0.49									
		下部端栓取付角度誤差																			
最高温度部	使用末期	スエリング差																			
		合計	10.99			-6.62	4.15	5.99													
最高温度部	使用末期	Pm (PL)	10.99					5.99													
		Pm (PL) + Pb		10.99						6.00											
最高温度部	使用末期	Pm (PL) + Pb + Q																			
			4.37			15.14		8.06													
			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	内面	外面	

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
Pm (PL)		107.8 (10.99)	169 (17.3) (Sm)	0.638	
Pm (PL) + Pb		107.8 (10.99)	253 (25.9) (1.5Sm)	0.427	
Pm (PL) + Pb + Q		219.4 (22.37)	293 (29.9) (Sq)	0.749	

