

資料1-5

Doc No. 22-180-I-106 Rev. 6

2024年2月1日

トランスニュークリア株式会社

補足説明資料16-6

16条

燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設

材料・構造健全性（長期健全性）に関する説明資料

本資料のうち、枠囲みについては商業機密のため非公開とします。

## 目 次

1. 要求事項.....	1
2. 要求事項への適合性.....	3
3. 参考文献.....	15

別紙1 特定兼用キャスク構成部材等の経年変化要因について

別紙2 参考文献の概要について

別紙3 中性子遮蔽材の質量減損率について

## 1. 要求事項

特定機器の設計の型式証明申請において、特定兼用キャスクの材料・構造健全性（長期健全性）に関する要求事項は、以下のとおりである。

### (1) 設置許可基準規則要求事項

- a. 設置許可基準規則第16条第2項第一号ハ  
燃料体等が臨界に達するおそれがないものとする。
- b. 設置許可基準規則第16条第4項第一号  
使用済燃料からの放射線に対して適切な遮蔽能力を有するものとする。
- c. 設置許可基準規則第16条第4項第二号  
使用済燃料の崩壊熱を適切に除去することができるものとする。
- d. 設置許可基準規則第16条第4項第三号  
使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込めることができ、かつ、その機能を適切に監視することができるものとする。
- e. 設置許可基準規則解釈別記4第16条第5項  
第16条第2項第1号ハ及び同条第4項各号を満たすため、兼用キャスクは、当該兼用キャスクを構成する部材及び使用済燃料の経年変化を考慮した上で、使用済燃料の健全性を確保する設計とすること。ここで、「兼用キャスクを構成する部材及び使用済燃料の経年変化を考慮した上で、使用済燃料の健全性を確保する設計」とは、以下を満たす設計をいう。
  - ・設計貯蔵期間を明確にしていること。
  - ・設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境条件下での経年変化を考慮した材料及び構造であること。

(2) 原子力発電所敷地内での輸送・貯蔵兼用乾式キャスクによる使用済燃料の貯蔵に関する  
審査ガイド確認事項

「4. 自然現象等に対する兼用キャスクの設計 4.5 材料・構造健全性」には、以下のよう  
に記載されている。

【審査における確認事項】

『

設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境及び当該環境下での兼用キャスクの経年変化に  
対して十分な信頼性を有する材料及び構造であること。また、貯蔵建屋を設置しない場合  
には、雨水等により兼用キャスクの安全機能が喪失しないよう対策が講じられていること。  
輸送荷姿等の緩衝体を装着した状態で貯蔵を行う場合は、緩衝体の経年変化についても考  
慮していること。

』

【確認内容】

『

- (1) 安全機能を維持する上で重要な兼用キャスクの構成部材は、兼用キャスクの最低使用  
温度における低温脆性を考慮したものであること。また、設計貯蔵期間中の温度、放  
射線等の環境及び当該環境下での腐食、クリープ、応力腐食割れ等の経年変化の影響  
を、設計入力値（例えば、寸法、形状、強度及び材料物性値）又は設計基準値の算定  
に際し考慮していること。さらに、必要に応じて防食措置等が講じられていること。
- (2) 兼用キャスク内部の不活性環境を維持し、温度を制限される範囲に収めることにより、  
兼用キャスクに収納される使用済燃料の経年変化を低減又は防止する設計であること。

』

## 2. 要求事項への適合性

### (1) 設置許可基準規則への適合性

TK-26型の材料・構造健全性については、以下のとおり設置許可基準規則に適合している。

#### e. 設置許可基準規則解釈別記4第16条第5項

第16条第2項第1号ハ及び同条第4項各号を満たすため、兼用キャスクは、当該兼用キャスクを構成する部材及び使用済燃料の経年変化を考慮した上で、使用済燃料の健全性を確保する設計とすること。ここで、「兼用キャスクを構成する部材及び使用済燃料の経年変化を考慮した上で、使用済燃料の健全性を確保する設計」とは、以下を満たす設計をいう。

- ・設計貯蔵期間を明確にしていること。
- ・設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境条件下での経年変化を考慮した材料及び構造であること。

TK-26型は、特定兼用キャスクの構成部材について、設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境及びその環境下での腐食、クリープ、応力腐食割れ等の経年変化に対して十分な信頼性のある材料を選定し、その必要とされる強度及び性能を維持することで使用済燃料集合体の健全性を確保する設計とする。

また、TK-26型は、特定兼用キャスク本体内面、バスケット及び使用済燃料集合体の腐食等を防止するために、使用済燃料集合体収納時にその内部空間を真空乾燥し、使用済燃料集合体を不活性ガスであるヘリウムとともに封入する。さらに、特定兼用キャスク本体及び蓋部表面の必要な箇所には、塗装等による防錆措置を講じる。

表1にTK-26型の主要な構成部材とその材質を示す。設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境及び当該環境下での腐食、クリープ、応力腐食割れ等の経年変化要因に対する影響について、表2から表4に示すTK-26型の構成部材の温度及び放射線照射量を条件として、文献及び試験データに基づき、別紙1に示す観点から評価を行った。TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料（燃料被覆管）の評価結果を表5に示す。評価結果より、経年変化要因に対して、主要な構成部材の経年変化を考慮した上で、使用済燃料集合体の健全性が維持されることを確認した。

## (2) 審査ガイドへの適合性

審査ガイドでは、兼用キャスク（特定兼用キャスク）の有する安全機能（臨界防止機能、遮蔽機能、除熱機能及び閉じ込め機能）に係る設計の基本方針の妥当性を確認することが定められており、TK-26型の材料・構造健全性については、以下の通り審査ガイドの確認内容に適合している。

## [確認内容]

- (1) 安全機能を維持する上で重要な兼用キャスクの構成部材は、兼用キャスクの最低使用温度における低温脆性を考慮したものであること。また、設計貯蔵期間中の温度、放射線等の環境及び当該環境下での腐食、クリープ、応力腐食割れ等の経年変化の影響を、設計入力値（例えば、寸法、形状、強度及び材料物性値）又は設計基準値の算定に際し考慮していること。さらに、必要に応じて防食措置等が講じられていること。

表5に示したとおり、構成部材には最低使用温度における低温脆性破壊のおそれがない材料を使用している。

また、表5に示した主要な構成部材の経年変化の影響については、安全機能評価における設計入力値又は設計基準値として考慮されており、その結果、各安全機能が維持されることを確認している（補足説明資料16-2「臨界防止機能に関する説明資料」、補足説明資料16-3「遮蔽機能に関する説明資料」、補足説明資料16-4「除熱機能に関する説明資料」、補足説明資料16-5「閉じ込め機能に関する説明資料」参照）。

なお、閉じ込め機能については、蓋間圧力を測定することにより閉じ込め機能を監視できる設計としており、蓋間圧力を測定するための圧力センサ（圧力計）及び圧力センサケーブルは、蓋間圧力を維持した状態で圧力センサ及び圧力センサケーブルの保守及び交換が可能な構造としている。蓋間圧力を維持することで、使用済燃料集合体等を内封する空間を外部と隔離している状態を維持できる設計としていることから、閉じ込め機能に係る長期健全性は維持される（補足説明資料16-5「閉じ込め機能に関する説明資料」参照）。

さらに、2. (1) 設置許可基準規則への適合性に示したとおり、特定兼用キャスク本体及び蓋部表面の必要な箇所には、塗装等による防錆措置を講じている。

[確認内容]

- (2) 兼用キャスク内部の不活性環境を維持し、温度を制限される範囲に収めることにより、兼用キャスクに収納される使用済燃料の経年変化を低減又は防止する設計であること。

2. (1)設置許可基準規則への適合性に示したとおり、TK-26型は、特定兼用キャスク本体内面、バスケット及び使用済燃料集合体の腐食等を防止するために、使用済燃料集合体収納時にその内部空間を真空乾燥し、使用済燃料集合体を不活性ガスであるヘリウムと共に封入する。さらに、表5に示すとおり、温度を制限される範囲に収めることにより、特定兼用キャスクに収納する使用済燃料集合体の健全性が維持される設計としている。

表1 TK-26型の主要な構成部材の材質

構成部材	材質
特定兼用キャスク本体	
胴	炭素鋼 (GLF1 又は GLF1 相当材(SA-350M Gr. LF1)) (注1)
底板	炭素鋼 (GLF1 又は GLF1 相当材(SA-350M Gr. LF1)) (注1)
外筒	炭素鋼 (SGV480) (注2)
底部中性子遮蔽材カバー	炭素鋼 (SGV480) (注2)
上下部端板	炭素鋼 (SGV480) (注2)
トラニオン	析出硬化系ステンレス鋼 (SUS630)
伝熱フィン	銅 (C1020)
中性子遮蔽材 (底部、側部)	レジン (エチレンプロピレン系ゴム)
バスケット	
バスケット格子材	ほう素添加アルミニウム合金
バスケットサポート	ほう素添加アルミニウム合金 又はアルミニウム合金
バスケット補助プレート	ステンレス鋼 (SUS340)
蓋部	
一次蓋	炭素鋼 (GLF1 又は GLF1 相当材(SA-350M Gr. LF1)) (注3)
二次蓋	炭素鋼 (GLF1 又は GLF1 相当材(SA-350M Gr. LF1)) (注3)
蓋部中性子遮蔽材カバー	炭素鋼 (SGV480) (注2)
一次蓋ボルト	ニッケルクロムモリブデン鋼 (SNB23-1) (注4)
二次蓋ボルト	ニッケルクロムモリブデン鋼 (SNB23-1) (注4)
中性子遮蔽材 (蓋部)	レジン (エチレンプロピレン系ゴム)
金属ガスケット	ニッケル基合金/アルミニウム合金

(注1) 胴の表面のうち、一次蓋及び二次蓋との接触面は  を、胴及び底板の内面は  を、胴及び底板の外面のうち大気に触れる部分については塗装を施す。

(注2) 外筒、底部中性子遮蔽材カバー、蓋部中性子遮蔽材カバー及び上下部端板の外表面には塗装を施す。

(注3) 一次蓋及び二次蓋のうち、胴との接触面は  を、一次蓋の内面には  を施す。また、その他の表面には塗装を施す。

(注4) 一次蓋ボルト及び二次蓋ボルトの表面にはメッキを施す。



表2 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の温度条件

部材	最高温度 (°C) (注1)
胴	151
底板	146
外筒	127
上下部端板 (注2)	122
一次蓋 (ボルト含む)	107
二次蓋 (ボルト含む)	102
蓋部中性子遮蔽材カバー	95
底部中性子遮蔽材カバー	133
中性子遮蔽材 (蓋部、側部、底部) (注3)	143
金属ガスケット (一次蓋、二次蓋) (注4)	106
バスケット格子材、バスケットサポート、及びバスケット補助プレート (注5)	225
伝熱フィン (注6)	151
トラニオン (注6)	151
使用済燃料 (燃料被覆管)	255247

(注1) 除熱解析 (補足説明資料16-4「除熱機能に関する説明資料」参照) から得られた結果を示す。

(注2) 上下部端板のうち最も高い温度を示す。

(注3) 蓋部、側部、底部のうち最も高い温度を示す。

(注4) 一次蓋、二次蓋のうち最も高い温度を示す。

(注5) バスケット格子材、バスケットサポート、及びバスケット補助プレートのうち最も高い温度を示す。

(注6) 保守的に胴の値と同じとした。

表3 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の中性子照射量

部材	中性子照射量 <sup>(注1)</sup> (n/cm <sup>2</sup> )
胴	8.0×10 <sup>14</sup>
底板 <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
外筒 <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
上下部端板 <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
トラニオン <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
蓋部 <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
底部中性子遮蔽材カバー <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
中性子遮蔽材（蓋部、側部、底部） <sup>(注3)</sup>	1.3×10 <sup>14</sup>
バスケット格子材、バスケットサポート、 及びバスケット補助プレート <sup>(注4)</sup>	2.0×10 <sup>15</sup>
伝熱フィン <sup>(注2)</sup>	8.0×10 <sup>14</sup>
使用済燃料（燃料被覆管）	2.0×10 <sup>15</sup>

(注1) 遮蔽解析（補足説明資料16-3「遮蔽機能に関する説明資料」参照）から得られた貯蔵初期の中性子束が60年間一定であると仮定して算出した値。

(注2) 保守的に胴の値と同じとした。

(注3) 蓋部、側部、底部のうち最も大きい値を示す。

(注4) 保守的に使用済燃料（燃料被覆管）の値と同じとした。

表4 TK-26型の中性子遮蔽材に対する吸収線量

部材	吸収線量 <sup>(注1)、(注2)</sup> (Gy)
中性子遮蔽材（蓋部、側部、底部）	4.0×10 <sup>3</sup>

(注1) 蓋部、側部、底部のうち最も大きい値を示す。

(注2) 中性子及びガンマ線の両方を考慮した吸収線量で評価した。

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について(1/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
胴(内面、中性子遮蔽材側) 底板(内面、中性子遮蔽材側) 底部中性子遮蔽材カバー(内面) 上下部端板(内面) 外筒(内面) 一次蓋 二次蓋(内面、中性子遮蔽材側) 蓋部中性子遮蔽材カバー(内面) 一次蓋ボルト 【材質】 炭素鋼 ニッケルクロムモリブデン鋼	腐食	●構造強度：腐食による構造強度の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>1%燃料破損相当の燃料棒内ガス中のヨウ素ガスを含む実機模擬環境における、鉄系材料の最大腐食速度により、60年間の腐食量を保守的に推定しても0.5mm程度である<sup>(1)</sup>。</li> </ul>	使用環境： ・ヘリウム雰囲気 ・中性子遮蔽材と接触	<ul style="list-style-type: none"> <li>胴(内面)、底板(内面)、一次蓋、二次蓋(内面)及び一次蓋ボルトは、不活性ガス雰囲気維持される限り、腐食しない。仮に1%燃料破損相当の燃料棒内ガスの存在を考慮しても、胴(内面)の腐食による構造強度への影響はない。</li> <li>胴(中性子遮蔽材側)、底板(中性子遮蔽材側)、底部中性子遮蔽材カバー(内面)、上下部端板(内面)、外筒(内面)、二次蓋(内面、中性子遮蔽材側)及び蓋部中性子遮蔽材カバー(内面)には、中性子遮蔽材の熱劣化により水が僅かに生じるが、中性子遮蔽材設置空間は閉鎖環境にあり、酸素が連続的に供給されないため、腐食による構造強度への影響はない。</li> </ul>
	熱	●構造強度：熱による亀裂・破損	<ul style="list-style-type: none"> <li>金属キャスク構造規格<sup>(2)</sup>(設計・建設規格(2007年追補版まで含む)<sup>(3)</sup>参照)では、-30℃から300℃又は425℃までの設計用強度が規定されている。</li> <li>クリープによる変形を無視できなくなる温度は融点[絶対温度]の1/3に相当する約300℃を超える場合である<sup>(4)、(5)</sup>。</li> <li>ニッケルクロムモリブデン鋼は-20℃において低温脆性破壊のおそれはない<sup>(6)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20~160℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>設計用強度が規定された温度範囲で使用するため、熱により亀裂・破損することなく、構造強度への影響はない。</li> <li>使用環境温度は300℃よりも十分低く、クリープを考慮する必要はないため、構造強度への影響はない。</li> <li>密封容器を構成する炭素鋼は金属キャスク構造規格<sup>(2)</sup>の靱性要求を満足するように製造するため、-20℃において低温脆性破壊のおそれはない。</li> </ul>
	照射	●構造強度：照射による機械的特性の変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量が<math>10^{16}\text{n/cm}^2</math>までは、顕著な機械的特性変化は認められない<sup>(7)</sup>。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{15}\text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下であり、構造強度への影響はない。</li> </ul>
胴(外面) 底板(外面) 外筒(外面) 上下部端板(外面) 二次蓋(外面) 蓋部中性子遮蔽材カバー(外面) 二次蓋ボルト 【材質】 炭素鋼 ニッケルクロムモリブデン鋼	腐食	●構造強度：腐食による構造強度の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>各種金属材料の16年間の海浜大気曝露試験結果から、最も定常腐食速度の大きい炭素鋼のデータ(21<math>\mu\text{m}/\text{年}</math>)で60年間の腐食量を推定しても1.26mm程度<sup>(8)</sup>である。</li> </ul>	使用環境： ・外気(海塩粒子雰囲気) ・結露水	<ul style="list-style-type: none"> <li>胴(外面)、底板(外面)、外筒(外面)、上下部端板(外面)、二次蓋(外面)及び二次蓋ボルトは、防錆処置により腐食しない。</li> </ul>
	熱	●構造強度：熱による亀裂・破損	<ul style="list-style-type: none"> <li>金属キャスク構造規格<sup>(2)</sup>(設計・建設規格(2007年追補版まで含む)<sup>(3)</sup>参照)では、-30℃から300℃又は425℃までの設計用強度が規定されている。</li> <li>クリープによる変形を無視できなくなる温度は融点(絶対温度)の1/3に相当する約300℃を超える場合である<sup>(4)、(5)</sup>。</li> <li>ニッケルクロムモリブデン鋼は-20℃において低温脆性破壊のおそれはない<sup>(6)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20~160℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>設計用強度が規定された温度範囲で使用するため、熱により亀裂・破損することなく、構造強度への影響はない。</li> <li>使用環境温度は300℃よりも十分低く、クリープを考慮する必要はないため、構造強度への影響はない。</li> <li>密封容器を構成する炭素鋼は金属キャスク構造規格<sup>(2)</sup>の靱性要求を満足するように製造するため、-20℃において低温脆性破壊のおそれはない。</li> </ul>
	照射	●構造強度：照射による機械的特性の変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量が<math>10^{16}\text{n/cm}^2</math>までは、顕著な機械的特性変化は認められない<sup>(7)</sup>。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{15}\text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下であり、構造強度への影響はない。</li> </ul>

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について(2/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
トランニオン 【材質】 析出硬化系 ステンレス 鋼	腐食	● 構造強度： 腐食による構造 強度の低下	・0.2%耐力相当の応力を負荷した条件における海浜環境 での長期曝露試験において、応力腐食割れは認められ ない <sup>(9)</sup> 。	使用環境： ・外気（海塩粒 子雰囲気） ・結露水	・実機よりも厳しい使用環境（応力及び雰囲気）におい ても応力腐食割れに対する高い耐食性を有し、腐食によ る構造強度への影響はない。
	熱	● 構造強度： 熱による亀裂・ 破損	・金属キャスク構造規格 <sup>(2)</sup> （設計・建設規格（2007年追補 版まで含む） <sup>(3)</sup> 参照）では、-30℃から350℃又は425℃ までの設計用強度が規定されている。 ・クリープによる変形を無視できなくなる温度は融点 （絶対温度）の1/3に相当する約280℃を超える場合 である <sup>(4)</sup> 。 ・トランニオンに使用される材料は、金属キャスク構造規 格 <sup>(2)</sup> で破壊靱性に関する材料検査が要求されている。	使用環境温度： -20～160℃	・設計用強度が規定された温度範囲で使用するため、熱 により亀裂・破損することはない。構造強度への影響 はない。 ・使用環境温度は280℃よりも十分低く、クリープを考 慮する必要はないため、構造強度への影響はない。 ・析出硬化系ステンレス鋼は金属キャスク構造規格 <sup>(2)</sup> の 破壊靱性要求を満足するように製造するため、-20℃ において低温脆性破壊のおそれはない。
	照射	● 構造強度： 照射による機械 的特性の変化	・中性子照射量が $10^{17}$ n/cm <sup>2</sup> までは、顕著な機械的特性変 化は認められない <sup>(10) (11)</sup> 。	中性子照射量： $10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> 未満 （60年間一定）	・中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下 であり、構造強度への影響はない。
伝熱フィン 【材質】 銅	腐食	● 除熱機能： 腐食による亀 裂・破損	・胴（炭素鋼）-外筒（炭素鋼）の閉鎖環境であり、銅 の電極電位は鉄に比べて高く、イオン化傾向の低い金 属であるため、銅は腐食しない <sup>(12)</sup> 。 なお、密閉静止した淡水環境における、銅が接続さ れた鋼の腐食試験において、鋼の腐食速度は鋼単体 のそれと同程度である <sup>(13)</sup> 。	使用環境： ・胴と外筒間の 閉鎖環境 ・中性子遮蔽材 と接触	・銅に比べて鉄はイオン化傾向の高い金属であり、銅が 選択的に腐食されることはなく、伝熱フィンが亀裂・ 破損することはない。 ・中性子遮蔽材の熱劣化により水が僅かに生じるが、中 性子遮蔽材設置空間は閉鎖環境にあり、酸素が連続的 に供給されないため、伝熱フィンと胴及び外筒との接 合部において異種金属接触による腐食促進の影響は小 さく、除熱性能への影響はない。
	熱	● 除熱機能： 熱による亀裂・ 破損	・日本産業規格（JIS）では200℃までの設計用強度・物 性値が規定されている <sup>(14)</sup> 。	使用環境温度： -20～160℃	・使用環境温度は200℃よりも低く、熱により亀裂・破 損することはないため、除熱機能への影響はない。
	照射	● 除熱機能： 照射による亀 裂・破損	・中性子照射量が $10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> までは、顕著な機械的特性の 変化は認められない <sup>(15)</sup> 。	中性子照射量： $10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> 未満 （60年間一定）	・中性子照射量は、機械的特性に変化が認められる値以 下であり、材料の健全性が維持されることから除熱機 能への影響はない。

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について (3/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
バスケット格子材 【材質】 ほう素添加アルミニウム合金	腐食	● 構造強度：腐食による構造強度及び未臨界機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>・キャスク内部に残留する酸素量が全てバスケットの腐食に費やされたとして評価しても腐食量は <math>1\mu\text{m}</math> 以下であり、1%燃料破損相当の燃料棒内ガス中のヨウ素ガスを含む実機模擬環境においても表面の酸化被膜が維持され母材の腐食を防止する<sup>(1)</sup>。</li> <li>・使用済燃料収納時における使用済燃料プール水(ほう酸水)による腐食量は <math>0.127\text{mm/年}</math>以下である<sup>(8)</sup>。</li> </ul>	使用環境： ヘリウム雰囲気	<ul style="list-style-type: none"> <li>・不活性ガス雰囲気維持される限り、腐食しない。仮に1%燃料破損相当の燃料棒内ガスの存在を考慮しても、構造強度への影響はない。</li> <li>・使用済燃料収納時に使用済燃料プール水中に置かれる期間は最大でも数日程度であり、腐食による構造強度への影響はない。</li> </ul>
	熱	● 構造強度：熱による構造強度の低下及び亀裂・破損	<ul style="list-style-type: none"> <li>・バスケット格子材に用いるほう素添加アルミニウム合金は<math>-40^{\circ}\text{C}</math>から<math>250^{\circ}\text{C}</math>までの温度において、設計貯蔵期間中の熱による材料特性変化を考慮した材料特性試験データに基づき設計用強度が設定されている<sup>(16)</sup>。</li> <li>・バスケット格子材に用いるほう素添加アルミニウム合金は、クリープひずみが0.1%から1.0%程度の範囲において、クリープひずみが材料の機械的特性に影響を与えることはない<sup>(1)</sup>。</li> <li>・設計貯蔵期間(60年間)経過後のクリープひずみが0.1%となるためには、4MPa程度の応力が必要である。</li> <li>・初期材及び設計貯蔵期間中の熱による材料変化を考慮した材料においても、<math>-40^{\circ}\text{C}</math>において低温脆性破壊のおそれはない<sup>(16)</sup>。</li> <li>・バスケット格子材に用いるほう素添加アルミニウム合金は、Mg添加量1.0mass%に相当するMg固溶強化が設計貯蔵期間(60年間)後も低下せず、また、粒子分散強化に寄与するMn化合物は殆ど変化しない<sup>(17) (18)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： $-20\sim 230^{\circ}\text{C}$	<ul style="list-style-type: none"> <li>・貯蔵期間中の熱による材料特性変化を考慮して設計許容値が設定されており、熱により亀裂・破損することはない温度範囲で使用するため、構造強度への影響はない。</li> <li>・貯蔵期間中にバスケット格子材に発生する応力は1MPa未満であることからクリープひずみによる機械的特性への影響はない。</li> <li>・主な強化機構であるMgによる固溶強化及びMn化合物による粒子分散強化は貯蔵期間中も維持され、機械的特性が低下することはない。</li> </ul>
	照射	● 構造強度：照射による機械的特性の変化 ● 臨界防止機能：照射による臨界防止機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>・中性子照射量が<math>10^{19}\text{n/cm}^2</math>までは、顕著な機械的特性変化は認められない<sup>(19) (20)</sup>。</li> <li>・設計貯蔵期間中(60年間)の<math>^{10}\text{B}</math>の減損割合は、保守的に全中性子束を用いて評価しても<math>10^{-6}</math>程度である。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{16}\text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下であり、構造強度への影響はない。</li> <li>・<math>^{10}\text{B}</math>の減損割合は無視できる程度であるため臨界防止機能への影響はない。</li> </ul>

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について(4/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
バスケットサポート 【材質】 ほう素添加アルミニウム合金、又はアルミニウム合金	腐食	● 除熱機能：腐食による除熱機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>キャスク内部に残留する酸素量が全てバスケットの腐食に費やされたとして評価しても腐食量は1μm以下であり、1%燃料破損相当の燃料棒内ガス中のヨウ素ガスを含む実機模擬環境においても表面の酸化被膜が維持され母材の腐食を防止する<sup>(1)</sup>。</li> <li>使用済燃料収納時における使用済燃料プール水(ほう酸水)による腐食量は0.127mm/年以下である<sup>(8)</sup>。</li> </ul>	使用環境： ヘリウム雰囲気	<ul style="list-style-type: none"> <li>不活性ガス雰囲気維持される限り、腐食しない。仮に1%燃料破損相当の燃料棒内ガスの存在を考慮しても、除熱機能への影響はない。</li> <li>使用済燃料収納時に使用済燃料プール水中に置かれる期間は最大でも数日程度であり、腐食による除熱機能への影響はない。</li> </ul>
	熱	● 除熱機能：熱による除熱機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>ほう素添加アルミニウム合金は、設計貯蔵期間中の熱履歴を考慮しても熱物性が初期材と同等又はそれ以上であることが確認されている<sup>(16)</sup>。</li> <li>ほう素化合物は、設計貯蔵期間中の熱履歴を考慮しても非常に安定な化合物であることが確認されている<sup>(16)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20～230℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>貯蔵期間中の熱履歴を考慮しても熱物性が低下することはない、除熱機能への影響はない。</li> <li>ほう素化合物は貯蔵期間中の熱履歴を考慮しても非常に安定な化合物であることからアルミニウム合金の熱物性に影響はない。</li> </ul>
	照射	● 除熱機能：照射による除熱機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量が<math>10^{19}\text{n/cm}^2</math>までは、顕著な機械的特性変化は認められない<sup>(19)</sup><sup>(20)</sup>。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{16}\text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下であり、材料の健全性が維持されることから除熱機能への影響はない。</li> </ul>
バスケット補助プレート 【材質】 ステンレス鋼	腐食	● 遮蔽機能：腐食による遮蔽機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>1%燃料破損相当の燃料棒内ガス中のヨウ素ガスを含む実機模擬環境における、ステンレス鋼の最大腐食速度により、設計貯蔵期間中(60年間)の腐食量を推定しても10μm程度である<sup>(1)</sup>。</li> <li>ステンレス鋼は軽水炉の一次冷却水である純水又はほう酸水に浸漬された場合において実用上問題になるような腐食を生じない<sup>(21)</sup>。</li> </ul>	使用環境： ヘリウム雰囲気	<ul style="list-style-type: none"> <li>不活性ガス雰囲気維持される限り、腐食しない。仮に1%燃料破損相当の燃料棒内ガス中ヨウ素ガスの存在を考慮しても、腐食による遮蔽機能への影響はない。</li> <li>使用済燃料収納時に使用済燃料プール水中に置かれる期間は最大でも数日程度であり、腐食による遮蔽機能への影響はない。</li> </ul>
	熱	● 遮蔽機能：熱による遮蔽機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>金属キャスク構造規格(2007年版)<sup>(2)</sup>(設計・建設規格(2007年追補版まで含む)<sup>(3)</sup>参照)では、-30℃から425℃までの設計用強度・物性値が規定されている。</li> <li>-20℃において低温脆性破壊のおそれはない<sup>(6)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20～230℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>使用環境温度以上の温度まで設計用強度が規定されており、熱により亀裂・破損することはない温度範囲で使用するため、材料の健全性が維持されることから遮蔽機能への影響はない。</li> </ul>
	照射	● 遮蔽機能：照射による遮蔽機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量が<math>10^{17}\text{n/cm}^2</math>までは、顕著な機械的特性の変化は認められない<sup>(10)</sup><sup>(11)</sup>。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{16}\text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量は機械的特性に変化が認められる値以下であり、材料の健全性が維持されることから遮蔽機能への影響はない。</li> </ul>

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について (5/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
金属ガスケット 【材質】 ニッケル基合金 アルミニウム合金	腐食	●閉じ込め機能： 腐食による閉じ込め機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>アルミニウム合金（金属ガスケットの外皮）の腐食量は、各種金属材料の16年間の海浜大気曝露試験結果から、定常腐食速度(0.25μm/年)で60年の腐食を推定しても15μm程度である<sup>(8)</sup>。</li> <li>蓋部縮小モデルにおける3年間の塩水噴霧試験では、漏えい率に変化はない<sup>(22)</sup>。</li> </ul>	使用環境： 一次蓋、二次蓋 内側：ヘリウム 雰囲気 二次蓋外側： 外気(海塩粒子 雰囲気) 結露水	<ul style="list-style-type: none"> <li>一次蓋の金属ガスケット及び二次蓋の金属ガスケット内側は、不活性ガス雰囲気維持される限り、腐食しない。</li> <li>二次蓋の金属ガスケット外側は、実機の使用環境より厳しい塩水噴霧環境においても漏えい率に変化はなく、閉じ込め機能への影響はない。</li> </ul>
	熱	●閉じ込め機能： 熱による閉じ込め機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>初期の閉じ込め機能(<math>1 \times 10^{-10} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}</math>以下)を保持できる限界ラーソン・ミラー・パラメータ(LMP)は、定数Cが20の場合において約<math>11.0 \times 10^3</math><sup>(23),(24)</sup> また、定数Cが14の場合には約<math>8.0 \times 10^3</math>である<sup>(25)</sup>。</li> <li>長期密封性能試験において130℃~140℃(19年以上)で閉じ込め性能が維持されている<sup>(26)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20~110℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>同等以上の条件で長期間閉じ込め性能が維持された試験実績がある。</li> <li>金属ガスケットの使用環境温度から設計貯蔵期間(60年間)に相当するLMPを算出すると、定数Cが20の場合において約<math>9.9 \times 10^3</math>、定数Cが14の場合において約<math>7.6 \times 10^3</math>であり、限界LMP値以下であることから設計貯蔵期間を通じて閉じ込め機能への影響はない。</li> </ul>
	照射	●閉じ込め機能： 照射による機械的特性の変化に伴う閉じ込め機能の低下	<ul style="list-style-type: none"> <li>ニッケル基合金は中性子照射量が<math>10^{17} \text{n}/\text{cm}^2</math>程度以下では、顕著な機械的特性の変化は認められない<sup>(27)</sup>。</li> <li>アルミニウム合金は中性子照射量が<math>10^{19} \text{n}/\text{cm}^2</math>程度以下では、顕著な機械的特性の変化は認められない<sup>(19),(20)</sup>。</li> </ul>	中性子照射量： $10^{15} \text{n}/\text{cm}^2$ 未満 (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>中性子照射量は、各材料の機械的特性に変化が認められる値以下であり、材料の健全性が維持されることから閉じ込め機能への影響はない。</li> </ul>
中性子遮蔽材 【材質】 レジン(エチレン プロピレン系 ゴム)	腐食 熱	●遮蔽機能： 質量減損の有無	<ul style="list-style-type: none"> <li>長期加熱試験データ<sup>(28)</sup>に基づいて評価した熱による設計貯蔵期間中(60年間)の質量減損率は <span style="border: 1px solid black; padding: 2px;">          </span> である。</li> </ul>	使用環境： 閉鎖環境 使用環境温度： -20~150℃	<ul style="list-style-type: none"> <li>遮蔽解析では、設計貯蔵期間及び使用環境温度から評価した質量減損率 <span style="border: 1px solid black; padding: 2px;">          </span> に対し、保守的に <span style="border: 1px solid black; padding: 2px;">          </span> の減損率があるとして評価しているため遮蔽機能への影響はない。</li> </ul>
	照射	●遮蔽機能： 質量減損の有無	<ul style="list-style-type: none"> <li>加熱・照射試験(140℃、<math>8.5 \times 10^4 \text{ Gy}</math>程度<sup>(注2)</sup>)の質量減損率は加熱試験(140℃)の結果とほぼ等しく0.05%以下であり、設計貯蔵期間中(60年間)の熱による質量減損率に比較して非常に小さいことから質量減損に及ぼす放射線照射の影響は小さい<sup>(28)</sup>。</li> </ul>	吸収線量： $4.0 \times 10^3 \text{ Gy}$ (60年間一定)	<ul style="list-style-type: none"> <li>照射中加熱試験は設計条件を超える照射量で行っており、照射による質量減損を考慮する必要はない。</li> </ul>

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値

(注2) 照射試験条件を本中性子遮蔽材の吸収線量に換算した値

表5 TK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価について (6/6)

部材及び材質	要因	主な評価の観点	各部材の材質に対する経年変化に係わるデータ	設計条件 <sup>(注1)</sup>	評価
燃料被覆管 【材質】 ジルカロイ	腐食	●腐食による亀裂・破損	・残存水分が 10wt%以下の不活性ガス雰囲気にある燃料被覆管の酸化量及び水素吸収量は無視できる程度である <sup>(29)</sup> 。	使用環境： ヘリウム雰囲気	・燃料被覆管は、不活性ガス雰囲気が維持される限り腐食による影響はなく、亀裂・破損は生じない。
	熱	●熱による亀裂・破損	<ul style="list-style-type: none"> <li>・熱による経年変化としては、クリープひずみの進行による燃料被覆管の破損、照射硬化の回復による燃料被覆管強度の低下、及び燃料被覆管中の水素化物再配向による燃料被覆管の脆化について評価する必要がある<sup>(30)</sup>。</li> <li>・クリープひずみの進行による燃料被覆管の破損については、クリープ予測式に基づく累積クリープひずみが 1%以下となるよう制限することで燃料被覆管の破損を防止できる<sup>(30)</sup>。以下に示す燃料被覆管の水素化物再配向に係る制限範囲では、累積クリープひずみが 1%を超えることはない。</li> <li>・国内の軽水炉で照射された PWR 燃料集合体の燃料被覆管を用いた照射硬化回復試験の結果では、硬化の回復のしきい値は 300℃近傍である<sup>(30)</sup>。しきい値以下であれば照射硬化の回復の可能性は小さく、燃料被覆管の温度を制限することにより照射硬化の回復を防止できる。</li> <li>・国内の軽水炉で照射された PWR 燃料集合体の燃料被覆管を用いた水素化物再配向試験及び機械的特性試験の結果、被覆管周方向の機械的特性が低下しない燃料被覆管の温度が 275℃以下、周方向応力が 100MPa 以下と求められており、燃料被覆管温度と周方向応力を制限することによって、機械的特性の劣化を防止できる<sup>(30)</sup>。</li> <li>・応力腐食割れについては、燃料ペレットの温度上昇による腐食性核分裂生成ガスの放出はなく、また、原子炉運転中に燃料ペレットから放出されたヨウ素はヨウ化セシウムとして安定に存在することから応力腐食割れが発生する化学的雰囲気となっていない<sup>(30)</sup>。</li> </ul>	使用環境温度： -20～260℃	・熱による経年変化要因のうち、燃料被覆管中の水素化物再配向を防止することにより、他の事象の発生も同時に防ぐことができる。設計貯蔵期間中の燃料被覆管の温度は 275℃を超えず、燃料被覆管の周方向応力については別紙 4 の評価結果から、100MPa を超えないことから、熱による影響はなく、亀裂・破損は生じない。
	照射	●照射による亀裂・破損	・ジルコニウム合金は、中性子照射量が炉内の中性子照射量 ( $10^{21} \sim 10^{22} \text{n/cm}^2$ 程度) に対して十分低い場合、照射の影響は無視でき機械的特性に影響しないと評価されている <sup>(30)</sup> 。	中性子照射量： $10^{16} \text{n/cm}^2$ 未満 (60年間一定)	・中性子照射量は、各材料の機械的特性に変化が認められる値以下であり、亀裂・破損は生じない。

(注1) 温度及び中性子照射量は、それぞれ表2及び表3から切り上げた値



### 3. 参考文献

- (1) (独) 原子力安全基盤機構、「平成15年度 金属キャスク貯蔵技術確証試験 報告書 最終報告」、(2004)
- (2) (一社) 日本機械学会、「使用済燃料貯蔵施設規格 金属キャスク構造規格(2007年版) (JSME S FA1-2007)」、(2007)
- (3) (一社) 日本機械学会、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格(2007年追補版まで含む) <第I編 軽水炉規格> (JSME S NC1-2005/2007)」、(2007)
- (4) ステンレス協会、「ステンレス鋼便覧 第3版」、日刊工業新聞社、(1995)
- (5) (公社) 日本金属学会、「改訂6版 金属便覧」、丸善(株)、(2000)
- (6) (一社) 日本原子力学会、「使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準:2013(AESJ-SC-F006:2013)」、(2014)
- (7) K. Farrell, et al., "An evaluation of low temperature radiation embrittlement mechanisms in ferritic alloys", Journal of Nuclear Materials, Vol. 210, (1994)
- (8) (一社) 日本アルミニウム協会、「アルミニウムハンドブック(第7版)」、(2007)
- (9) R. R. Gaugh, "Stress corrosion cracking of precipitation-hardening stainless steels", Materials Performance, Vol. 26, No. 2, (1987)
- (10) 土肥謙次ら、「304 ステンレス鋼のSCC特性に及ぼす中性子照射効果(その2)-熱鋭敏化材のSCC感受性に及ぼす照射影響-」、(一財)電力中央研究所、(1997)
- (11) J. P. Robertson, et al., "Temperature dependence of the deformation behavior of type 316 stainless steel after Low temperature neutron irradiation", ASTM STP 1325, (1999)
- (12) 北村義治ら、「防蝕技術(第2版)」、(株)地人書館、(2002)
- (13) 能登谷武紀、「密閉系淡水における鋼-銅系のガルバニック腐食」、伸銅技術研究会誌 33巻、(1994)
- (14) (一財) 日本規格協会、「圧力容器の設計 JIS B 8267:2015」、(2015)
- (15) S. J. Zinkle, et al., "Low-Load Microhardness Changes in 14-MeV Neutron Irradiated Copper Alloys", The use of small scale specimens for testing irradiated material, ASTM STP888, (1986)
- (16) トランスニュークリア(株)、(株)神戸製鋼所、「補足説明資料1-7 バスケット用ほう素添加アルミニウム合金(1B-A3J04-O)について」、18-180-I-017 Rev. 3、(2021)
- (17) 篠崎崇ら、「Al-Mn-Mg合金における $\beta$ 相の析出挙動に及ぼすMg添加量の影響とそのモデル化」、軽金属、Vol. 70、No. 2、(2020)
- (18) 篠崎崇ら、「Al-Mn-Mg-B合金における $\beta$ 相の析出挙動に及ぼすB添加の影響」、軽金属、Vol. 72、No. 12、(2022)
- (19) J. A. Dunlap, et al., "Effect of irradiation in a spallation neutron environment on tensile properties and microstructure of aluminum alloys 5052 and 6061", Effects of Radiation on Materials:17th Int. Sympo., ASTM STP 1270, (1996)
- (20) H. Yoshida, et al., "Reactor irradiation effects on Al 1100", Proc. Jpn. Congr.

- Mater. Res., Vol. 24, (1981)
- (21) 前川立夫ら、「ステンレス鋼の高温ホウ酸水中における腐食」、防蝕技術、Vol. 17、No. 3、(1967)
  - (22) 小崎明朝、「使用済燃料貯蔵中の耐久性に関する海外動向他」、(株)日本原子力情報センター主催セミナー「使用済燃料貯蔵技術の現状と課題」、(1998)
  - (23) 加藤治ら、「使用済燃料貯蔵キャスクの長期密封性能評価手法の開発」、日本原子力学会誌、Vol. 38、No. 6、(1996)
  - (24) (一財)原子力発電技術機構、「平成12年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術確証試験(金属キャスク貯蔵技術確証試験)報告書」、(2001)
  - (25) (一財)電力中央研究所、「使用済核燃料貯蔵の基礎」、(株)ERC出版、(2014)
  - (26) (一財)電力中央研究所、「平成21年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等(中間貯蔵設備等長期健全性等試験)報告書」、(2010)
  - (27) T. S. Byun, et al., “Tensile properties of Inconel 718 after low temperature neutron irradiation”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 318, (2003)
  - (28) A. Oishi, et al., “Evaluation of neutron shielding materials, TN VYAL B™ and KOBESH EPR™ resin for interim storage casks”, The 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials, PATRAM 2013, August 18-23, 2013, San Francisco, CA, USA.
  - (29) (一社)日本原子力学会、「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2021 (AESJ-SC-F002:2021)」、(2021)
  - (30) 総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 核燃料サイクル安全小委員会 中間貯蔵ワーキンググループ 輸送ワーキンググループ、「金属製乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵施設における金属製乾式キャスクとその収納物の長期健全性について」、(2009)

## 特定兼用キャスク構成部材等の経年変化要因について

### 1. 特定兼用キャスク構成部材及び使用済燃料の経年変化要因と設計対応

特定兼用キャスクの構成部材及び使用済燃料について、設計特性上考慮すべき経年変化要因は以下とされている<sup>(1)</sup>。

#### (1) 腐食

全面腐食、隙間腐食、応力腐食割れ、異種材料接触部の化学反応及びジルカロイにおける水素吸収・酸化

#### (2) 熱

低温又は高温での材料組成・材料組織の変化、強度・延性・脆性・クリープ・その他物性値の変化及び質量減少

#### (3) 放射線照射

ガンマ線及び中性子照射による材料組成・材料組織の変化及び強度・延性・脆性・その他物性値の変化

特定兼用キャスクの構成部材及び使用済燃料については、安全機能（安全機能部材）及び構造強度（構造強度部材及び使用済燃料）への影響について、経年変化の影響を防止するための特定兼用キャスクの設計対応（防食措置等）を踏まえ、経年変化を考慮する必要の有無を文献や試験データに基づき判定する。また、設計対応を考慮した上でも経年変化による安全機能及び構造強度への影響が生じることが考えられるものについては、経年変化の影響を考慮して設計及び評価を行う。

## 2. 特定兼用キャスク構成部材の経年変化の評価の観点

1. の (1)～(3)に示した3つの経年変化要因に対して、特定兼用キャスクの構成部材及び使用済燃料の評価における、主な評価の観点について、別紙1-1表に示す。

別紙1-1表 特定兼用キャスクの構成部材及び使用済燃料の主な評価の観点

経年変化要因	主な評価の観点
腐食	特定兼用キャスク構成部材及び使用済燃料（燃料被覆管）の材質及び使用環境を踏まえ、腐食の有無又は腐食の程度を算定し、腐食による構造強度（構造強度部材）又は安全機能（安全機能部材）への影響について評価する。
熱	特定兼用キャスク構成部材及び使用済燃料（燃料被覆管）の材質及び使用温度を踏まえ、主に強度部材に対しては、低温での脆性破壊、高温でのクリープの有無について、また、安全機能部材に対しては、熱による物性値や質量等への影響について評価する。
放射線照射	特定兼用キャスク構成部材及び使用済燃料（燃料被覆管）の材質及び放射線照射量を踏まえ、主に強度部材に対しては、照射による機械的特性の変化への影響、また、安全機能部材に対しては、照射による安全機能への影響について評価する <sup>(注1)</sup> 。

(注1) 放射線照射の影響について、金属材料に対するガンマ線の影響は中性子に比べて小さいため、中性子照射に対する影響について評価する。

## 3. 参考文献

- (1) (一社)日本原子力学会、「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2021 (AESJ-SC-F002:2021)」、(2021)

参考文献の概要について

表5に示したTK-26型の主要な構成部材及び使用済燃料の経年変化に対する評価に用いた参考文献の概要を別紙2-1表に示す。

別紙2-1表 参考文献の概要

参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
1	(独) 原子力安全基盤機構、「平成15年度金属キャスク貯蔵技術確証試験 報告書 最終報告」、(2004)	<ul style="list-style-type: none"> <li>鉄系材料(A350 LF5)の腐食速度は、6ヶ月間の腐食試験(ヨウ素ガス濃度<math>3\text{g}/\text{m}^3</math>;1%の燃料破損率相当)では最大<math>2.3\mu\text{m}/\text{年}</math>であり、この腐食速度が60年間維持されたとしても<math>138\mu\text{m}</math>程度となり、問題となる腐食量ではない。容器底部の高濃度条件下(<math>20.5\text{g}/\text{m}^3</math>)でも<math>8\mu\text{m}/\text{年}</math>程度であり、60年間の腐食量は<math>500\mu\text{m}</math>程度となり、問題となる腐食量ではない。</li> <li>鉄系材料(SUSF304)の腐食速度は、6ヶ月間の腐食試験(ヨウ素ガス濃度<math>3\text{g}/\text{m}^3</math>;1%の燃料破損率相当)では最大<math>0.13\mu\text{m}/\text{年}</math>(SUSF304)であり、この腐食速度が60年間維持されたとしても<math>7.8\mu\text{m}</math>程度となり、問題となる腐食量ではない。</li> <li>アルミ系材料は、キャスク内に残留する酸素が全てバスケットの腐食に使用されたとしても、平均被膜厚さは<math>1\mu\text{m}</math>以下であり、1%燃料破損相当程度のヨウ素ガス濃度では、酸化被膜が維持されることで母材の腐食が防止される。</li> <li>アルミニウム合金のクリープ特性試験より、クリープひずみが0.1%~1.0%程度の範囲では、機械強度に影響がないことが確認されている。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>本文献の腐食試験結果は、特定兼用キャスクの収納物が健全燃料であるのに対して燃料破損率1%の条件、及び特定兼用キャスク内部の最高温度(燃料集合体最高温度: <math>255^\circ\text{C}</math>)に対して試験温度が<math>270^\circ\text{C}</math>の条件のもと得られた結果であり、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の環境に比べて厳しい条件下で得られた結果であるため、参考文献として妥当である。</li> <li>本文献におけるキャスクとTK-26型で、空間容積が同等であるため、適用することは妥当である。</li> <li>本文献のクリープ特性試験は、複数のアルミニウム合金に対して0.1%~1.0%程度のクリープひずみを付与した条件で引張試験を行い、機械強度に影響がないことを確認しており、参考文献として妥当である。</li> </ul>
2	(一社) 日本機械学会、「使用済燃料貯蔵施設規格金属キャスク構造規格(2007年版)(JSME S FA1-2007)」(2007)	<ul style="list-style-type: none"> <li>想定される材料温度において、破壊靱性に対する要求(破壊靱性試験の要否、試験内容、試験の判定基準)が規定されている。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>本文献には、機器区分毎に破壊靱性要求、試験内容が示されており、参考文献として妥当である。</li> </ul>
3	(一社) 日本機械学会、「発電用原子力設備規格設計・建設規格(2007年追補版まで含む)<第I編 軽水炉規格>(JSME S NC1-2005/2007)」(2007)	<ul style="list-style-type: none"> <li>炭素鋼及びニッケルクロムモリブデン鋼は、<math>-30^\circ\text{C}</math>~<math>300^\circ\text{C}</math>又は<math>425^\circ\text{C}</math>の温度範囲において、ステンレス鋼は、<math>-30^\circ\text{C}</math>~<math>425^\circ\text{C}</math>の温度範囲において、設計用強度が規定されている。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>本文献には、特定兼用キャスク各部材の設計用強度(クリープの影響を考慮)の規格値が示されている。文献の温度範囲は、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の温度範囲を包絡しており、参考文献として妥当である。</li> </ul>

参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
4	ステンレス協会、「ステンレス鋼便覧(第3版)」、日刊工業新聞社、(1995)	金属材料は、融点(絶対温度)の1/3を超えるとクリープによる変形量が無視できなくなる。また、SUS304の融点は1398℃～1453℃、SUS630の融点は1397℃～1435℃である。	○本文献は、金属材料においてクリープを考慮すべき温度、及びステンレス鋼材の基礎データ(融点)を示すものであり、参考文献として妥当である。
5	(公社)日本金属学会「金属便覧(改訂6版)」、丸善(株)、(2000)	炭素鋼の融点は、1492℃である。	○本文献は、炭素鋼の基礎データ(融点)を示すものであり、参考文献として妥当である。
6	(一社)日本原子力学会、「使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準:2013(AESJ-SC-F006:2013)」、(2014)	ニッケルクロムモリブデン鋼及びステンレス鋼で、-20℃において低温脆化が生じない材料が示されている。	○本文献は、特定兼用キャスク各部材の最低温度である-20℃を含む低温特性評価が示されており、参考文献として妥当である。
7	K. Farrell, et al., "An evaluation of low temperature radiation embrittlement mechanisms in ferritic alloys", Journal of Nuclear Materials, Vol. 210, (1994)	様々な組成の鋼及び合金鋼の照射材を用いたシャルピー衝撃試験及び引張試験の結果、中性子照射量が $10^{16}\text{n/cm}^2$ 以下では、未照射材の機械的特性(遷移温度及び降伏強さ)との有意な差は見られない。	○炭素鋼及びニッケルクロムモリブデン鋼と同等の組成の鋼への中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。本文献には、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量( $10^{15}\text{n/cm}^2$ 未満)を上回る中性子照射量( $10^{16}\text{n/cm}^2$ )と遷移温度変化及び降伏強さの変化の関係が示されており、機械的特性へ影響が無い中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。
8	(一社)日本アルミニウム協会、「アルミニウムハンドブック(第7版)」、(2007)	炭素鋼及びアルミニウムの各種金属材料を用いた16年間の海浜大気曝露試験の結果、定常腐食速度はそれぞれ $21\mu\text{m/年}$ 、 $0.25\mu\text{m/年}$ 程度である。 アルミニウムのほう酸水に対する腐食量は、 $0.127\text{mm/年}$ 以下である。	○本文献は、炭素鋼及びアルミニウムの海浜大気曝露試験における腐食速度を示す文献である。特定兼用キャスクの設置が想定される最も厳しい環境での腐食影響を示すものであり、参考文献として妥当である。 ○本文献は、アルミニウムのほう酸水に対する腐食量を示す文献である。PWR使用済燃料プールのほう酸濃度を上回る濃度100%までのデータであり、参考文献として妥当である。
9	R. R. Gaugh, "Stress corrosion cracking of precipitation-hardening stainless steels", Materials Performance, Vol. 26, No. 2, (1987)	0.2%耐力相当の応力を負荷した条件におけるステンレス鋼の海浜環境での長期曝露試験において、応力腐食割れは認められない。	○ステンレス鋼の応力腐食試験結果を示す文献である。特定兼用キャスクの使用環境(応力及び雰囲気)よりも厳しい環境での試験結果を示すものであり、参考文献として妥当である。
10	土肥謙次ら、「304ステンレス鋼のSCC特性に及ぼす中性子照射効果(その2) -熱鋭敏化材のSCC感受性に及ぼす照射影響-」、(一財)電力中央研究所、(1997)	ステンレス鋼の照射材を用いた引張試験の結果、中性子照射量が $10^{18}\text{n/cm}^2$ 以下では、未照射材に対する機械的特性(0.2%耐力及び一様伸び)の有意な差はみられない。	○ステンレス鋼への中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。本文献には、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量( $10^{16}\text{n/cm}^2$ 未満)を上回る中性子照射量( $10^{18}\text{n/cm}^2$ )と0.2%耐力及び一様伸びの関係が示されており、機械的特性への影響がない中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。

参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
11	J. P. Robertson, et al., "Temperature dependence of the deformation behavior of type 316 stainless steel after low temperature neutron irradiation", ASTM STP 1325, (1999)	<ul style="list-style-type: none"> <li>ステンレス鋼の照射材を用いた引張試験の結果、中性子照射量が0.0003dpa (<math>10^{17}</math>n/cm<sup>2</sup>程度)以下では、未照射材に対する降伏応力の有意な差はみられない。</li> </ul>	○ステンレス鋼への中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。本文献には、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量 ( $10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> 未満)を上回る中性子照射量 ( $10^{17}$ n/cm <sup>2</sup> )と降伏応力の関係が示されており、機械的特性への影響がない中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。
12	北村義治ら、「防蝕技術(第2版)」、(株)地人書館、(2002)	<ul style="list-style-type: none"> <li>銅の電極電位は鉄に比べて高く、イオン化傾向の低い金属である。</li> </ul>	○本文献は、金属の熱力学的貴卑を示す基礎データであり、参考文献として妥当である。
13	能登谷武紀、「密閉系淡水における鋼-銅系のガルバニック腐食」、伸銅技術研究会誌33巻、(1994)	<ul style="list-style-type: none"> <li>密閉した水道水において銅を接続した鋼の腐食試験の結果、鋼の腐食速度は、1週間以内に約2桁減少した。銅を接続した鋼の腐食速度は、比液量、表面積比、溶液の電気伝導度等に依存するが、腐食反応に伴う溶存酸素の消費により、鋼の腐食速度は短時間に減少し、鋼単独の場合の腐食速度と同程度となる。</li> </ul>	○本文献には、特定兼用キャスクの伝熱フィンと同じ材料である銅と胴又は外筒と同じ材料である炭素鋼を用いた腐食試験の結果が示されている。本試験は、貯蔵中の伝熱フィンと同じ淡水条件(中性子遮蔽材により生じる水分に相当)及び酸素が供給されない条件(密閉環境)であるため、参考文献として妥当である。
14	(一財)日本規格協会、「圧力容器の設計 JIS B 8267:2015, (2015)	<ul style="list-style-type: none"> <li>200°Cまでの温度範囲において、設計用強度が規定されている。</li> </ul>	○本文献には、銅の設計用強度の規定値が示されている。文献の温度範囲は特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の温度範囲を包絡しており、参考文献として妥当である。
15	S. J. Zinkle, et al., "Low-Load Microhardness Changes in 14-MeV Neutron Irradiated Copper Alloys", The use of small scale specimens for testing irradiated material, ASTM STP 888, (1986)	<ul style="list-style-type: none"> <li>銅の照射材を用いた硬さ試験の結果、中性子照射量が <math>10^{16}</math>n/cm<sup>2</sup>以下では、未照射材に対する機械的特性(ピッカース硬さ)の有意な差はみられない。</li> </ul>	○本文献は、銅への中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。本文献は、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量 ( $10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> 未満)を上回る中性子照射量 ( $10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> )とピッカース硬さの関係が示されており、機械的特性への影響がない中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。
16	トランスニュークリア (株)、(株)神戸製鋼所、「補足説明資料1-7 バスケット用ほう素添加アルミニウム合金 (1B-A3J04-O) について」、18-180-I-017 Rev.3、(2021)	<ul style="list-style-type: none"> <li>ほう素添加アルミニウム合金 (1B-A3J04-O) は、-40°C~250°Cの温度範囲において、設計用強度と物性値が規定されている。</li> <li>ほう素添加アルミニウム合金 (1B-A3J04-O) は、設計貯蔵期間中に受ける熱履歴によって金属組織及びMn化合物及びB化合物が変化せず、当該材料の強度特性に影響を及ぼすことがないことが示されている。</li> <li>ほう素添加アルミニウム合金 (1B-A3J04-O) は、-40°C~250°Cの温度範囲におけるシャルピー衝撃値に温度依存性は殆ど認められていない。また、破壊靱性試験結果を基に9m落下事象を想定した許容欠陥寸法評価の結果、延性き裂進展に対して十分な裕度を有する。</li> </ul>	○本文献には、バスケット格子材に使用するほう素添加アルミニウム合金の設計用強度及び物性値等が規定されている。また、設計用強度は、設計貯蔵期間中に当該材料が受ける熱履歴を包絡する加速試験条件で熱処理した材料を用いて設定されていることから、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間の本材料の健全性を示すための参考文献として妥当である。



参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
17	篠崎崇ら、「Al-Mn-Mg合金におけるβ相の析出挙動に及ぼすMg添加量の影響とそのモデル化」、軽金属、Vol. 70、No. 2、(2020)	<ul style="list-style-type: none"> <li>Al-Mn-Mg合金におけるβ相 (Al<sub>3</sub>Mg<sub>2</sub>) の析出挙動に及ぼすMg添加量の影響について、TTP線図を過飽和度と拡散距離を指標としたダイアグラムであるSLP線図を見出し、この図における析出開始線を利用して、キャスクにおける60年間の使用環境下で懸念すべき固溶強化の低下を生じないAl-Mn-Mg合金のMg添加量が1.0mass%であることが示されている。</li> </ul>	○本文献には、バスケット格子材に使用するほう素添加アルミニウム合金の母材と同じ成分を有するAl-Mn-Mg合金について、当該合金の主要強化機構であるMg固溶強化が60年後も維持されるMg添加量について論じられていることから、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間の本材料の健全性を示すための参考文献として妥当である。
18	篠崎崇ら、「Al-Mn-Mg-B合金におけるβ相の析出挙動に及ぼすB添加の影響」、軽金属、Vol. 72、No. 12、(2022)	<ul style="list-style-type: none"> <li>Al-Mn-Mg-B合金におけるβ相 (Al<sub>3</sub>Mg<sub>2</sub>) の析出挙動に及ぼすB添加の影響が評価されており、TTP線図及びSLP線図にB添加が殆ど影響しないことが示されている。</li> <li>Mg添加量が1.0mass%であれば、キャスクにおける60年間の使用環境下で懸念すべきMgの固溶強化の低下は生じないことが示されている。</li> <li>粒子分散強化に寄与するMn化合物が60年間の使用環境下で殆ど変化しないことが述べられている。</li> </ul>	○本文献には、バスケット格子材に使用するほう素添加アルミニウム合金と同じ成分を有するAl-Mn-Mg-B合金について、当該合金の主要強化機構であるMgの固溶強化が60年後も維持されるMg添加量が1.0mass%程度であること、また、粒子分散強化に寄与するMn化合物は60年間の使用環境下で殆ど変化しないことが述べられていることから、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間の本材料の健全性を示すための参考文献として妥当である。
19	J. A. Dunlap, et al., "Effect of Irradiation in a Spallation Neutron Environment on Tensile Properties and Microstructure of Aluminum Alloys 5052 and 6061", Effects of Radiation on Materials: 17th Int. Sympo., ASTM STP 1270, (1996)	<ul style="list-style-type: none"> <li>アルミニウム (6061及び5052) の照射材を用いた引張試験の結果、中性子照射量が10<sup>21</sup>n/cm<sup>2</sup>以下では未照射材に対する機械的特性 (引張強さ及び伸び) の有意な差はみられない。</li> </ul>	○各種のアルミニウム合金に対する、中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。これらの文献には、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量 (10 <sup>16</sup> n/cm <sup>2</sup> 未満) を上回る中性子照射量 (10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup> ~10 <sup>21</sup> n/cm <sup>2</sup> ) と機械的特性の関係が示されており、機械的特性へ影響が無い中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。
20	H. Yoshida, et al., "Reactor irradiation effects on Al 1100", Proc. Jpn. Congr. Mater. Res., Vol.24, (1981)	<ul style="list-style-type: none"> <li>アルミニウム (1100) の照射材を用いた引張試験の結果、中性子照射量が10<sup>19</sup>n/cm<sup>2</sup>以下では未照射材に対する機械的特性 (引張強さ及び伸び) の有意な差はみられない。</li> </ul>	
21	前川立夫ら、「ステンレス鋼の高温ホウ酸水中における腐食」、防蝕技術、Vol. 17、No. 3、(1967)	<ul style="list-style-type: none"> <li>ステンレス鋼を用いた高温ホウ酸水中における腐食試験の結果、腐食量は純水中と大差がなく、10,000時間の平均腐食量は軽水炉の設計上一般に採用されている腐食量をはるかに下回っている。</li> </ul>	○本文献での試験条件は、使用済燃料収納時に想定される環境よりも厳しい条件で実施されており、使用環境における材料の健全性を示す参考文献として妥当である。
22	小崎明朝、「使用済燃料貯蔵中の耐久性に関する海外動向他」、(株)日本原子力情報センター主催セミナー「使用済燃料貯蔵技術の現状と課題」、(1998)	<ul style="list-style-type: none"> <li>金属ガスケット (外被材: アルミニウム合金、内被材及びコイルスプリング: ニッケル基合金) の性能について、実機より厳しい環境である塩水噴霧環境において、3年間漏えい率に変化がないことが確認されている。</li> </ul>	○本文献での試験は、特定兼用キャスクで使用する金属ガスケットと同じ材質で行われている。また、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の環境より厳しい塩水噴霧環境下で得られた結果であり、使用環境における閉じ込め機能への影響評価を示す参考文献として妥当である。

参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
23	加藤治ら、「使用済燃料貯蔵キャスクの長期密封性能評価手法の開発」、日本原子力学会誌、Vol. 38、No. 6、(1996)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・LMPは以下の式で示される。  <math>LMP = T \times (C + \log(t))</math>  T: 温度 (K)  C: LMPの定数  t: 時間 (h)</li> <li>・金属ガスケット(外被材: アルミニウム合金、内被材及びコイルスプリング: ニッケル基合金)の応力緩和による漏えい率の影響について、金属ガスケットの漏えい率とLMPの関係が示されており、初期の密封性能 (<math>1 \times 10^{-10} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}</math>以下) を保持できる限界のLMPは、定数Cが20の場合、<math>11.0 \times 10^3</math>と求められている。</li> </ul>	○本文献での試験は、特定兼用キャスクで使用する金属ガスケットと同じ材料で行われている。また、金属ガスケット断面の外径( $\phi 5.5\text{mm}$ )は、特定兼用キャスクの一次蓋及び二次蓋のガスケット断面の外径と同等又は小さい。したがって、一次蓋及び二次蓋用金属ガスケットに対しては、同等又はより厳しい条件下で得られた結果である。さらに、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間を上回る金属ガスケットのLMPと漏えい率の関係が示されており、参考文献として妥当である。
24	(一財) 原子力発電技術機構、「平成12年度リサイクル燃料資源貯蔵技術確証試験(金属キャスク貯蔵技術確証試験) 報告書」、(2001)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・金属ガスケット(外被材: アルミニウム合金、内被材及びコイルスプリング: ニッケル基合金)の密封性能試験について、金属ガスケットの漏えい率とLMPの関係が示されており、断面径が大きいものほど高いLMPまで漏れにくい傾向があり、初期の密封性能 (<math>1 \times 10^{-10} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}</math>以下) を保持できる限界のLMPは、定数Cが20の場合、<math>\phi 2.0\text{mm}</math>で<math>1.0 \times 10^4</math>、<math>\phi 3.3\text{mm}</math>で<math>1.06 \times 10^4</math>と評価されている。</li> </ul>	○本文献での試験は、特定兼用キャスクで使用する金属ガスケットと同じ材料で行われている。また、金属ガスケット断面の外径( $\phi 2.0\text{mm}$ 、 $\phi 3.3\text{mm}$ )は、特定兼用キャスクの一次蓋及び二次蓋のガスケット断面の外径よりも小さい。したがって、一次蓋及び二次蓋用金属ガスケットに対しては、厳しい条件下で得られた結果である。さらに、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間を上回る金属ガスケットのLMPと漏えい率の関係が示されており、参考文献として妥当である。
25	(一財) 電力中央研究所、「使用済核燃料貯蔵の基礎」、ERC出版、(2014)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・金属ガスケット(外被材: アルミニウム合金、内被材及びコイルスプリング: ニッケル基合金)の限界のLMPについて、定数Cが14の場合、8,050であることが示されている。</li> </ul>	○本文献には、特定兼用キャスクで使用する金属ガスケットと同じ材料で行われた試験結果についてまとめられている。また、金属ガスケット断面の外径( $\phi 5.5\text{mm}$ )は、特定兼用キャスクの一次蓋及び二次蓋のガスケット断面の外径と同等又は小さい。したがって、一次蓋及び二次蓋用金属ガスケットに対しては、同等又はより厳しい条件下で得られた結果である。さらに、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間を上回る金属ガスケットのLMPと漏えい率の関係が示されており、参考文献として妥当である。

参考文献			参考文献としての妥当性
番号	文献名	文献概要	
26	(一財) 電力中央研究所、「平成21年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等(中間貯蔵設備等長期健全性等試験)報告書」、(2010)	・金属ガスケット(外被材:アルミニウム合金、内被材及びコイルスプリング:ニッケル基合金)の性能について、ガスケット部の温度を約130℃~140℃で一定とし、定期的に密封性能を測定した結果、試験開始から19年以上が経過しても密封部の漏えい率の変化はなく、良好な密封性能を保持していることが確認された。	○本文献での試験は、特定兼用キャスクで使用される金属ガスケットと同じ材料で行われている。また、金属ガスケット断面の外径(φ6.1mm)は、特定兼用キャスクの一次蓋及び二次蓋のガスケット断面外径(φ10mm)よりも小さい。さらに、試験におけるガスケット部の温度(約130℃~140℃)は、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の熱解析結果で得られた金属ガスケット部温度(約110℃)より高い。したがって、一次蓋及び二次蓋用金属ガスケットにおいて、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の環境より厳しい条件下で得られた結果であり、参考文献として妥当である。
27	T. S. Byun, et al., "Tensile properties of Inconel 718 after low temperature neutron irradiation", Journal of Nuclear Materials, Vol.318, (2003)	・ニッケル基合金であるインコネルの照射材を用いた引張試験の結果、中性子照射量が0.00057dpa(3.7×10 <sup>17</sup> n/cm <sup>2</sup> 程度)以下では未照射材に対する機械的特性(引張強さ及び伸び)の有意な差はみられない。	○金属ガスケットに使用するニッケル基合金に対する、中性子照射による機械的特性への影響を示した文献である。本文献には、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量(10 <sup>15</sup> n/cm <sup>2</sup> 未満)を上回る中性子照射量(3.7×10 <sup>17</sup> n/cm <sup>2</sup> )と機械的特性の関係が示されており、機械的特性への影響がない中性子照射量の範囲を示すための参考文献として妥当である。
28	A. Oishi, et al., "Evaluation of Neutron Shielding Materials, TN VYAL B™ and KOBESH EPR™ Resin for Interim Storage Casks" The 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials, PATRAM 2013, August 18-23, 2013, San Francisco, CA, USA.	・閉鎖系環境でのエチレンプロピレン系ゴムを主材としたレジン材料の加熱試験及び照射試験により、当該レジン材料の質量減損率には、照射の影響は認められなかった。また、質量減損率は、温度及び加熱時間を基に劣化パラメータを用いた整理による以下の式で評価ができる。 $\Delta w = 6.18 \times 10^{-4} \times E_p - 5.99$ $\Delta w: \text{中性子遮蔽材の質量減損率 (\%)}$ $E_p: \text{劣化パラメータ} = T \times (17 + \ln(t))$ $T: \text{中性子遮蔽材温度 (K)}$ $t: \text{中性子遮蔽材加熱時間 (h)}$	○本文献での試験は、特定兼用キャスクの中性子遮蔽材と同じレジン材料を用い、特定兼用キャスクと同じ閉鎖系条件で行われており、本材料の熱劣化の影響を示す参考文献として妥当である。
29	(一社) 日本原子力学会、「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準:2021(AESJ-SC-F002:2021)」、(2021)	・残留水分が10wt%以下の不活性ガス雰囲気にある燃料被覆管の酸化量及び水素吸収量は無視し得るほど小さい。	○本文献は、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の環境に対し、キャスク内部雰囲気、キャスク内部体積及び燃料有効部の被覆管表面積が同等の条件で得られた結果であり、燃料被覆管の影響評価を示す参考文献として妥当である。

参考文献		参考文献としての妥当性
番号	文献名	
30	<p>総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 核燃料サイクル安全小委員会 中間貯蔵ワーキンググループ 輸送ワーキンググループ、「金属製乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵施設における金属製乾式キャスクとその収納物の長期健全性について」、(2009)</p>	<p>参考文献概要</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・熱による経年変化としては、クリープひずみの進行による燃料被覆管の破損、照射硬化の回復による燃料被覆管強度の低下、燃料被覆管中の水素化物再配向による燃料被覆管の脆化、及び応力腐食割れについて評価する必要がある。</li> <li>・クリープ <ul style="list-style-type: none"> <li>国内の軽水炉で照射されたジルカロイ-4被覆管を用いたクリープ試験が実施され、1%以上の変形能力を有することが確認されている。設計貯蔵期間中には、温度を制限することでクリープひずみを1%以下に制限でき、クリープ破損を防止することができる。</li> </ul> </li> <li>・照射硬化 <ul style="list-style-type: none"> <li>燃料被覆管は炉内照射により強度が増し、延性が低下するが、高温条件に長時間保持されると照射硬化が徐々に回復する。国内の軽水炉で照射されたジルカロイ-4被覆管を用いた照射硬化回復試験が実施され、約300℃では照射硬化の回復の可能性は小さいことが確認されている。</li> </ul> </li> <li>・水素化物再配向 <ul style="list-style-type: none"> <li>貯蔵中は燃料棒の内圧が外圧より高いため、燃料被覆管には周方向応力が発生している。国内の軽水炉で照射されたジルカロイ-4被覆管を用いた水素化物再配向試験及び機械特性試験が実施され、機械特性が劣化しない条件が求められており、被覆管温度を275℃以下、周方向応力を100MPa以下に制限することにより、機械特性の劣化を防止することができる。</li> </ul> </li> <li>・応力腐食割れ <ul style="list-style-type: none"> <li>燃料ペレットの温度上昇による腐食性核分裂生成ガスの放出はなく、また、原子炉運転中に燃料ペレットから放出されたヨウ素はヨウ化セシウムとして安定に存在することから、応力腐食割れが発生する化学的雰囲気となっていない。</li> </ul> </li> <li>・照射劣化 <ul style="list-style-type: none"> <li>貯蔵期間中の中性子照射量は、<math>10^{15} \sim 10^{16} \text{ n/cm}^2</math>程度と評価されており、炉内照射に伴う中性子照射量<math>10^{21} \sim 10^{22} \text{ n/cm}^2</math>程度に比べて無視できるものであり、貯蔵中の中性子照射は機械特性に影響しないと評価されている。</li> </ul> </li> </ul> <p>参考文献としての妥当性</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>○本文献には、特定兼用キャスクに収納するPWRの照射済48GWd/t燃料を対象とし、実燃料と同じ材料を用いた試験結果に基づく評価結果が示されている。これらの評価結果は、特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の条件を包絡したものとなっており、参考文献として妥当である。</li> <li>○本文献には、燃料被覆管に使用するジルカロイに対する、中性子照射による機械特性への影響が示されている。特定兼用キャスクの設計貯蔵期間中の中性子照射量(<math>10^{16} \text{ n/cm}^2</math>以下)は、炉内の中性子照射量(<math>10^{21} \sim 10^{22} \text{ n/cm}^2</math>)と比較して無視でき、貯蔵中の中性子照射による機械特性の変化がないことを示すための参考文献として妥当である。</li> </ul>

## 中性子遮蔽材の質量減損率について

設計貯蔵期間経過後の中性子遮蔽材の質量減損率の評価を行い、経年変化を考慮した原子個数密度を遮蔽解析に用いている。

質量減損率は、劣化パラメータを用いて次式で表される<sup>(1)</sup>。

$$\Delta w = 6.18 \times 10^{-4} \times E_p - 5.99$$

ここで、

- $\Delta w$  : 中性子遮蔽材の質量減損率 (%)
- $E_p$  : 劣化パラメータ =  $T \times (17 + \ln(t))$
- $T$  : 中性子遮蔽材温度 (K)
- $t$  : 中性子遮蔽材加熱時間 (h)

貯蔵中は、使用済燃料**集合体**の崩壊熱量の低下に伴い、中性子遮蔽材の温度も低下する。設計貯蔵期間経過後の中性子遮蔽材の質量減損率の算定に当たっては、貯蔵初期の最高温度を用いて温度一定の条件で質量減損率を算定する方法もあるが、より合理的な算定方法として、中性子遮蔽材の温度低下を考慮して質量減損率を算定する。温度低下を考慮する際には、劣化パラメータを用いた質量減損率の算定式を、時間区分して適用する。ここで、中性子遮蔽材の温度は部位(蓋部、側部及び底部)により異なり、また、各部位の中性子遮蔽材内においても温度分布を有しているが、保守的に各部位の中性子遮蔽材の最高温度を包絡する温度を用いて算定する。

温度の低下を考慮すると、設計貯蔵期間の劣化パラメータは、各部位のうち温度の最も高い底部中性子遮蔽材で貯蔵初期の最高温度を保守的に基準値である150℃に切り上げて評価すると約□□となり質量減損率は約□□となる。遮蔽解析ではこれらに裕度を考慮し□□の質量減損があるものとして評価する。また、蓋部中性子遮蔽材及び側部中性子遮蔽材についても保守的に同様の質量減損率を適用する。

なお、中性子遮蔽材から放出される主なガス成分は二酸化炭素及び比較的低分子の炭化水素である<sup>(1)</sup>。遮蔽解析においては、中性子遮蔽材の密度が低下するものとして評価している。中性子遮蔽に最も寄与する水素に着目した場合、中性子遮蔽材の密度が□□低下するものとして評価した水素減損量は、発生ガスによる水素減損量より大きく、保守的であることが確認されている。

(参考文献)

- (1) A. Oishi, et al., “Evaluation of Neutron Shielding Materials, TN VYAL B<sup>TM</sup> and KOBESH EPR<sup>TM</sup> Resin for Interim Storage Casks” The 17th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials, PATRAM 2013, August 18-23, 2013, San Francisco, CA, USA.

## 燃料被覆管の周方向応力について

## 1. はじめに

燃料被覆管（以下、「被覆管」という。）の水素化物再配向による機械的特性が低下しない条件については、国内の軽水炉で照射されたPWR燃料集合体の被覆管を用いた水素化物再配向試験及び機械的特性試験の結果から、被覆管の温度が275℃以下、周方向応力が100MPa以下と評価されている<sup>(1)</sup>。その周方向応力の評価を行うために使用する圧力は、燃料の軸方向の温度分布を考慮した平均的な圧力を用いる~~のが合理的であることとした~~。本別紙では、TK-26型の三次元熱解析結果を用い~~た合理的な方法により~~て軸方向の温度分布を考慮した平均的な被覆管の内圧を求め、被覆管の周方向応力を評価した。（補足説明資料16-4の別紙6参照）

なお、15×15燃料を収納する場合は、周方向応力100MPa以下を満足するように~~崩壊熱量発熱量~~の制限値を設定した。

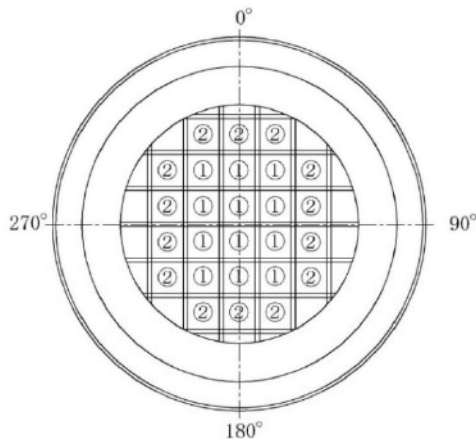
## 2. 被覆管の周方向応力の評価

2.1 ~~崩壊熱量発熱量~~制限の設定

15×15燃料のみを収納する場合、又は、17×17燃料及び15×15燃料を混載する場合、~~使用済燃料集合体の崩壊熱量発熱量~~を以下のとおり制限する（補足説明資料16-1参照）。ここで、~~崩壊熱量~~は燃焼度と冷却期間の組合せで決まるため、制限値は~~崩壊熱量~~で直接設定する。

~~ただし~~、被覆管の温度及び内圧評価においては、この制限値に対して5%の保守性を考慮する。なお、17×17燃料のみを収納する場合は、補足説明資料16-4の~~崩壊熱量発熱量~~と同じである。

- ・ 特定兼用キャスク1基当たりの~~崩壊熱量発熱量~~  以下
- ・ 中央部（①）に収納する~~使用済燃料集合体の崩壊熱量発熱量~~： 以下
- ・ 外周部（②）に収納する~~使用済燃料集合体の崩壊熱量発熱量~~： 以下



- ①： 燃焼度が48,000Mwd/t以下（17×17燃料）、  
又は、47,000Mwd/t以下（15×15燃料）の使  
用済燃料集合体の収納位置
- ②： 燃焼度が44,000Mwd/t以下（17×17燃料）、  
又は、43,000Mwd/t以下（15×15燃料）の使  
用済燃料集合体の収納位置

別紙4-1図 使用済燃料集合体燃料の収納位置条件

## 2.2 被覆管の初期内圧及び温度

被覆管の初期内圧及び温度を別紙4-1表に示す。この条件を初期条件としてTK-26型に貯蔵された場合の被覆管の周方向応力を評価した。

別紙4-1表 被覆管の初期内圧及び温度

燃料型式	初期温度 (T <sub>0</sub> ) <sup>(注1)</sup>	初期内圧 (P <sub>0</sub> ) <sup>(注2)</sup>
17×17燃料		
15×15燃料		

(注1) 供用中定格出力時の被覆管表面温度

(注2) 供用中のサイクル末期における燃料棒内圧

## 2.3 被覆管の内圧評価

被覆管の内圧は、TK-26型の三次元モデルによる熱解析の結果を用いて以下の方法で評価した。ここで、17×17燃料については、補足説明資料16-4に示す崩壊熱量発熱量を、15×15燃料については、補足説明資料16-1に示す被覆管周方向応力を100MPa以下とするために設定した制限崩壊熱量発熱量の値を、それぞれ設定して行った。

なお、TK-26では通常貯蔵状態の被覆管温度が真空乾燥時の温度を上回ることを確認している。

- (1) 別紙4-2図に示すTK-26型の三次元モデルによる熱解析の結果から、最も温度が高くなるバスケット中央部に収納されている使用済燃料集合体の軸方向温度を抽出する。なお、解析条件は補足説明資料16-4と同じである。



- (2) 上記(1)の**使用済**燃料集合体の別紙4-2表に示す①～⑦の軸方向の断面において、その周囲のバスケット格子材の温度を抽出する。
- (3) 上記(2)で抽出したバスケット格子材の温度を境界条件として、燃料集合体モデルにより被覆管の最高温度を評価する。
- (4) 上記(3)により評価した**使用済**燃料集合体の各断面における被覆管最高温度を基にして、上記(1)で求めた**使用済**燃料集合体の軸方向温度分布に合わせて、燃料有効部  及び上部プレナム部  の温度をそれぞれ求める。
- (5) 上記(4)で求めた各領域(i)の温度( $T_i$ )と被覆管内空間体積 ( $V_i$ ) から平均内圧 ( $P_a$ ) を以下の式により求める。

$$P_a = (P_0 \cdot V_0 / T_0) / \sum (V_i / T_i)$$

ここで、

$P_0$  : 初期内圧 (MPa)

$V_0$  : 被覆管内空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

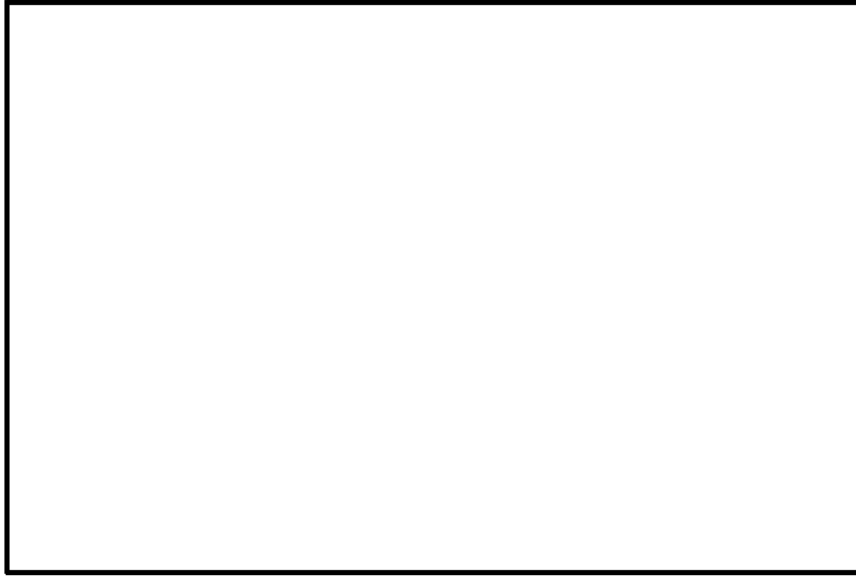
$T_0$  : 初期温度 (K)

$V_i$  : 領域iの被覆管内空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

$T_i$  : 領域iの被覆管温度 (K)

別紙4-2表 バスケット格子材の温度抽出位置

評価位置



別紙4-2図 三次元熱解析モデル

## 2.4 被覆管の周方向応力

### (1) 評価方法

#### a. 公称応力

燃料被覆管の周方向応力( $\sigma$ )は、以下に示す薄肉円筒の周方向応力評価式を用いて公称応力条件で評価した。

$$\sigma = P_a \cdot D_a / 2t$$

ここで、

$P_a$  : 被覆管内圧 (MPa)

$D_a$  : 被覆管平均径 (mm)

$t$  : 被覆管厚さ (mm)

公称応力とは、被覆管の腐食を考慮しない初期厚さで評価した周方向応力のことである。参考文献(1)で水素化物再配向による機械的特性が低下しない条件として、被覆管温度が275℃以下、周方向応力が100MPa以下と評価されているが、その周方向応力の制限値は公称応力を用いて結論付けられている。

#### b. 現実的な応力 (参考)

上記の公称応力に加えて、現実的な条件として被覆管の腐食減肉を考慮した場合の周方向応力についても参考に評価した。本参考評価で用いる被覆管の温度及び内圧は、使用済燃料集合体の崩壊熱量発熱量として、軸方向燃焼度分布として設定したピーキングファクター (PF) の保守性を合理化した条件<sup>(注1)</sup>で評価した値を用いた。

(注1) 使用済燃料集合体の軸方向燃焼度分布として設定したPFは、燃焼度の平均値を1として規格化した軸方向燃焼度分布に対して平均値は□であり、燃料有効部全体で崩壊熱量発熱量を約□高く評価している。よって、PFの保守性を合理化した条件は、特定兼用キャスクの周囲温度 (50℃) を基準として、被覆管と周囲温度との差が崩壊熱量発熱量に比例し□低下するとして被覆管温度を補正した。

被覆管の腐食量については、機械的健全性の観点から10%以下が目安とされていることから10%と設定した。

また、燃料ペレット (UO<sub>2</sub>)、被覆管 (ジルカロイ4) 及びプレナムスプリング (ステンレス鋼) の熱膨張についても合理的に考慮して被覆管内の空間体積を以下のとおり評価した。評価条件を別紙4-3表に示す。

## (a) 初期状態

## &lt;燃料有効部の空間体積&gt;

$$V_{0(\text{fuel})} = V_{0(\text{clad-f})} - V_{0(\text{pellet})}$$

$$V_{0(\text{clad-f})} = L_{\text{fuel}} \cdot (D_{\text{in}} \cdot (1 + \alpha_{\text{clad}}) \Delta T)^2 \cdot \pi / 4 \quad (\text{注2})$$

$$V_{0(\text{pellet})} = L_{\text{fuel}} \cdot (D_p \cdot (1 + \alpha_{\text{pellet}}) \Delta T)^2 \cdot \pi / 4 \quad (\text{注2})$$

ここで、

$V_{0(\text{fuel})}$  : 初期温度における燃料有効部の空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{0(\text{clad-f})}$  : 初期温度における燃料有効部の被覆管内の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{0(\text{pellet})}$  : 初期温度における燃料ペレット ( $\text{UO}_2$ ) の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$L_{\text{fuel}}$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における燃料有効部長さ (mm) <sup>(注2)</sup>

$D_{\text{in}}$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における被覆管内径 (mm)

$D_p$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における燃料ペレット外径 (mm)

$\alpha_{\text{clad}}$  : ジルカロイ4(被覆管)の線膨張係数 (1/K)

$\alpha_{\text{pellet}}$  : 燃料ペレット ( $\text{UO}_2$ ) の線膨張係数 (1/K)

$\Delta T$  : 初期温度と室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) との温度差 (K)

## &lt;上部プレナム部の空間体積&gt;

$$V_{0(\text{plenum})} = V_{0(\text{clad-p})} - V_{0(\text{spring})}$$

$$V_{0(\text{clad-p})} = L_{\text{clad}} \cdot (D_{\text{in}} \cdot (1 + \alpha_{\text{clad}}) \Delta T)^2 \cdot \pi / 4 \quad (\text{注2})$$

$$V_{0(\text{spring})} = (w_{\text{spring}} / \rho_{\text{spring}}) \cdot ((1 + \alpha_{\text{spring}}) \Delta T)^3$$

ここで、

$V_{0(\text{plenum})}$  : 初期温度における上部プレナム部の空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{0(\text{clad-p})}$  : 初期温度における上部プレナム部の被覆管内の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{0(\text{spring})}$  : 初期温度におけるステンレス鋼(プレナムスプリング)の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$L_{\text{clad}}$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における上部プレナム部長さ (mm) <sup>(注2)</sup>

$w_{\text{spring}}$  : ステンレス鋼(プレナムスプリング)の重量 (kg)

$\rho_{\text{spring}}$  : ステンレス鋼(プレナムスプリング)の密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )

$\alpha_{\text{spring}}$  : ステンレス鋼(プレナムスプリング)の線膨張係数 (1/K)

(注2) 軸方向長さは保守的に熱膨張を考慮しない。

## (b) 貯蔵状態

## &lt;燃料有効部の空間体積&gt;

$$V_{1(\text{fuel})} = V_{1(\text{clad-f})} - V_{1(\text{pellet})}$$

$$V_{1(\text{clad-f})} = \sum_{(i)} \{L_{(\text{fuel})i} \cdot (D_{\text{in}} \cdot (1 + \alpha_{\text{clad}}) \Delta T_i)^2 \cdot \pi / 4\} \quad (\text{注3})$$

$$V_{1(\text{pellet})} = \sum_{(i)} \{L_{(\text{fuel})i} \cdot (D_p \cdot (1 + \alpha_{\text{pellet}}) \Delta T_i)^2 \cdot \pi / 4\} \quad (\text{注3})$$

ここで、

$V_{1(\text{fuel})}$  : 貯蔵状態における燃料有効部の空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{1(\text{clad-f})}$  : 貯蔵状態における被覆管内の体積 (燃料有効部) ( $\text{mm}^3$ )

$V_{1(\text{pellet})}$  : 貯蔵状態における燃料ペレット ( $\text{UO}_2$ ) の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$L_{(\text{fuel})i}$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における軸方向領域  $i$  における軸方向長さ ( $\text{mm}$ ) <sup>(注3)</sup>

$\Delta T_i$  : 貯蔵状態の軸方向領域  $i$  における温度と室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) との温度差 ( $\text{K}$ )

## &lt;上部プレナム部の空間体積&gt;

$$V_{1(\text{plenum})} = V_{1(\text{clad-p})} - V_{1(\text{spring})}$$

$$V_{1(\text{clad-p})} = \sum_{(i)} L_{(\text{clad})i} \cdot (D_{\text{in}} \cdot (1 + \alpha_{\text{clad}}) \Delta T_i)^2 \cdot \pi / 4 \quad (\text{注3})$$

$$V_{1(\text{spring})} = \sum_{(i)} (W_{(\text{spring})i} / \rho_{\text{spring}}) \cdot ((1 + \alpha_{\text{spring}}) \Delta T_i)^3$$

ここで、

$V_{1(\text{plenum})}$  : 貯蔵状態における上部プレナム部の空間体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{1(\text{clad-p})}$  : 貯蔵状態の軸方向領域  $i$  における上部プレナム部の被覆管内の  
体積 ( $\text{mm}^3$ )

$V_{1(\text{spring})}$  : 貯蔵状態の軸方向領域  $i$  におけるステンレス鋼 (プレナムスプリング)  
の体積 ( $\text{mm}^3$ )

$L_{(\text{clad})i}$  : 室温 ( $20^\circ\text{C}$ ) における軸方向領域  $i$  における上部プレナム部の  
軸方向長さ ( $\text{mm}$ ) <sup>(注3)</sup>

$W_{(\text{spring})i}$  : 貯蔵状態の軸方向領域  $i$  におけるステンレス鋼 (プレナムスプリング)  
の重量 ( $\text{kg}$ )

(注3) 軸方向長さは保守的に熱膨張を考慮しない。

別紙4-3表 被覆管内の空間体積の評価条件

項目	記号(単位)	評価条件		備考
		17×17 燃料	15×15 燃料	
燃料有効部長さ	$L_{fuel}$ (mm)	3648	3642	
室温の被覆管内径	$D_{in}$ (mm)	8.36	9.48	
室温の燃料ペレット 外径	$D_p$ (mm)	8.19	9.29	
燃料ペレットの線膨 張係数	$\alpha_{pellet}$ (1/K)	$9.828 \times 10^{-6} - 6.390 \times 10^{-10} \times T + 1.33 \times 10^{-12} \times T^2 - 1.757 \times 10^{-17} \times T^3$ (T:温度(K))		参考文献(2)
ジルカロイ4の線膨 張係数	$\alpha_{clad}$ (1/K)	$6.0 \times 10^{-6}$		参考文献(3)
上部プレナム部長さ	$L_{clad}$ (mm)	168	179	
ステンレス鋼の重量	$w_{spring}$ (kg)	4.3	4.9	プレナムスプリング
ステンレス鋼の密度	$\rho_{spring}$ (g/cm <sup>3</sup> )	7.93		参考文献(4)
ステンレス鋼の線膨 張係数	$\alpha_{spring}$ (1/K)	$1.72 \times 10^{-6}$ (*1)	$1.53 \times 10^{-6}$ (*2)	参考文献(5) (*1) 保守的に 600K の値 (*2) 保守的に 400K の値

(2) 評価結果

a. 公称応力

公称応力条件における被覆管の平均内圧( $P_a$ ) の評価条件及び結果、被覆管周方向応力( $\sigma$ )の評価条件及び結果を、別紙4-43表及び別紙4-54表にそれぞれ示す。本評価では、保守的に被覆管の肉厚が小さいA型燃料で代表して評価した。別紙4-54表に示すとおり、被覆管周方向応力は制限値である100MPa以下を満足することを確認した。

b. 現実的な応力 (参考)

現実的な条件として被覆管の腐食減肉を考慮した場合の被覆管の平均内圧( $P_a$ ) の評価条件及び結果、被覆管周方向応力( $\sigma$ )の評価条件及び結果を別紙4-65表及び別紙4-76表に示す。別紙4-76表に示すとおり、現実的な応力評価条件においても、被覆管の周方向応力は制限値である100MPa以下を満足することを確認した。

別紙4-43表 被覆管の平均内圧の評価条件及び結果（公称応力）

(a) 17×17燃料

項目	記号(単位)	設定条件又は評価値	備考
崩壊熱量発熱量	Q (kW/基)		PF を考慮した A 型燃料の崩壊熱量発熱量
初期内圧	P <sub>0</sub> (MPa)		供用中のサイクル末期における燃料棒内圧
初期温度	T <sub>0</sub> (°C)		供用中定格出力時の被覆管表面温度
被覆管内空間体積	V <sub>0</sub> (mm <sup>3</sup> )		上部プレナム部及び燃料有効部の合計
初期条件による定数	nR (mJ/K)		P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> =nRT <sub>0</sub> より、nR=P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> / T <sub>0</sub>
Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )	Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> ) (mm <sup>3</sup> /K)		
被覆管内圧	P <sub>a</sub> (MPa)		P <sub>a</sub> =nR / Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )

(b) 15×15燃料

項目	記号(単位)	設定条件又は評価値	備考
崩壊熱量発熱量	Q (kW/基)		PF を考慮した制限崩壊熱量発熱量
初期内圧	P <sub>0</sub> (MPa)		供用中のサイクル末期における燃料棒内圧
初期温度	T <sub>0</sub> (°C)		供用中定格出力時の被覆管表面温度
被覆管内空間体積	V <sub>0</sub> (mm <sup>3</sup> )		上部プレナム部及び燃料有効部の合計
初期条件による定数	nR (mJ/K)		P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> =nRT <sub>0</sub> より、nR=P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> / T <sub>0</sub>
Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )	Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> ) (mm <sup>3</sup> /K)		
被覆管内圧	P <sub>a</sub> (MPa)		P <sub>a</sub> =nR / Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )

別紙4-54表 被覆管の周方向応力の評価条件及び結果（公称応力）

(a) 17×17燃料

被覆管	記号(単位)	設定条件又は 評価値	備考
被覆管内圧	$P_a$ (MPa)	88.4	A型燃料の条件
被覆管最高温度(参考)	$T_{max}$ (°C)		
被覆管厚さ	$t$ (mm)		
被覆管外径	$D_o$ (mm)		
被覆管内径	$D_i$ (mm)		
被覆管平均径	$D_a$ (mm)		
被覆管周方向応力	$\sigma$ (MPa)	88.4	$\sigma = P_a \cdot D_a / 2t$
制限値	(MPa)	100 以下	参考文献(1)による設定値

(b) 15×15燃料

被覆管	記号(単位)	設定条件又は 評価値	備考
被覆管内圧	$P_a$ (MPa)	94.6	A型燃料の条件
被覆管最高温度(参考)	$T_{max}$ (°C)		
被覆管厚さ	$t$ (mm)		
被覆管外径	$D_o$ (mm)		
被覆管内径	$D_i$ (mm)		
被覆管平均径	$D_a$ (mm)		
被覆管周方向応力	$\sigma$ (MPa)	94.6	$\sigma = P_a \cdot D_a / 2t$
制限値	(MPa)	100 以下	参考文献(1)による設定値



別紙4-65表 被覆管の平均内圧の評価条件及び結果（現実的な応力（参考））

(a) 17×17燃料

項目	記号(単位)	設定条件 又は評価値	備考
崩壊熱量発熱量	Q (kW/基)		PF の設定裕度を合理化した A 型燃料の崩壊熱量発熱量
初期内圧	P <sub>0</sub> (MPa)		供用中のサイクル末期における燃料棒内圧
初期温度	T <sub>0</sub> (°C)		供用中定格出力時の被覆管表面温度
被覆管内空間体積	V <sub>0</sub> (mm <sup>3</sup> )		各部材の熱膨張 <sup>(註)</sup> を考慮した上部プレナム部 (V <sub>0(plenum)</sub> ) 及び燃料有効部 (V <sub>0(fuel)</sub> ) の合計
初期条件による定数	nR (mJ/K)		P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> =nRT <sub>0</sub> より、nR=P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> / T <sub>0</sub>
Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )	Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> ) (mm <sup>3</sup> /K)		
被覆管内圧	P <sub>a</sub> (MPa)		P <sub>a</sub> =nR / Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )

~~(注) UO<sub>2</sub>ペレットの線膨張係数(1/K) : 9.828×10<sup>-6</sup>-6.390×10<sup>-10</sup>×T+1.33×10<sup>-12</sup>×T<sup>2</sup>-1.757×10<sup>-17</sup>×T<sup>3</sup>  
(T:温度(K))<sup>(4)</sup>~~

~~ジルカロイ4の線膨張係数(1/K) : 6.0×10<sup>-6</sup><sup>(4)</sup>~~

~~ステンレス鋼の線膨張係数(1/K) : 1.72×10<sup>-6</sup> (保守的に600Kの値で評価)<sup>(4)</sup>~~

(b) 15×15燃料

項目	記号(単位)	設定条件 又は評価値	備考
崩壊熱量発熱量	Q (kW/基)		PF の設定裕度を合理化した制限崩壊熱量発熱量
初期内圧	P <sub>0</sub> (MPa)		供用中のサイクル末期における燃料棒内圧
初期温度	T <sub>0</sub> (°C)		供用中定格出力時の被覆管表面温度
被覆管内空間体積	V <sub>0</sub> (mm <sup>3</sup> )		各部材の熱膨張 <sup>(註)</sup> を考慮した上部プレナム部 (V <sub>0(plenum)</sub> ) 及び燃料有効部 (V <sub>0(fuel)</sub> ) の合計
初期条件による定数	nR (mJ/K)		P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> =nRT <sub>0</sub> より、nR=P <sub>0</sub> ・V <sub>0</sub> / T <sub>0</sub>
Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )	Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> ) (mm <sup>3</sup> /K)		
被覆管内圧	P <sub>a</sub> (MPa)		P <sub>a</sub> =nR / Σ (V <sub>i</sub> /T <sub>i</sub> )

~~(注) UO<sub>2</sub>ペレットの線膨張係数(1/K) : 9.828×10<sup>-6</sup>-6.390×10<sup>-10</sup>×T+1.33×10<sup>-12</sup>×T<sup>2</sup>-1.757×10<sup>-17</sup>×T<sup>3</sup>  
(T:温度(K))<sup>(4)</sup>~~

~~ジルカロイ4の線膨張係数(1/K) : 6.0×10<sup>-6</sup><sup>(4)</sup>~~

~~ステンレス鋼の線膨張係数(1/K) : 1.53×10<sup>-6</sup> (保守的に400Kの値で評価)<sup>(4)</sup>~~

別紙4-76表 被覆管の周方向応力の評価条件及び結果（現実的な応力（参考））

(a) 17×17燃料

項目	記号 (単位)	設定条件 又は評価値	備考
被覆管内圧	$P_a$ (MPa)		A型燃料の条件
被覆管最高温度(参考)	$T$ (°C)		
被覆管初期厚さ	$t_0$ (mm)		
被覆管初期外径	$D_o$ (mm)		
被覆管の腐食率	$\alpha$ (%)	10	被覆管の機械的健全性の観点からの設定値
被覆管腐食減肉厚さ	$\Delta t$ (mm)		$\Delta t = \alpha \cdot t_0 / 100$
被覆管厚さ(減肉後)	$t'$ (mm)		$t' = t_0 - \Delta t$
被覆管外径(減肉後)	$D_o'$ (mm)		$D_o' = D_o - 2\Delta t$
被覆管内径	$D_i$ (mm)		$D_i = D_o' - 2t'$
被覆管平均径(減肉後)	$D_a$ (mm)		$D_a = (D_o' + D_i) / 2$
被覆管周方向応力	$\sigma$ (MPa)	94.3	$\sigma = a \cdot P_a \cdot D_a / 2t'$

(b) 15×15燃料

項目	記号 (単位)	設定条件 又は評価値	備考
被覆管内圧	$P_a$ (MPa)		A型燃料の条件
被覆管最高温度(参考)	$T$ (°C)		
被覆管初期厚さ	$t_0$ (mm)		
被覆管初期外径	$D_o$ (mm)		
被覆管の腐食率	$\alpha$ (%)	10	被覆管の機械的健全性の観点からの設定値
被覆管腐食減肉厚さ	$\Delta t$ (mm)		$\Delta t = \alpha \cdot t_0 / 100$
被覆管厚さ(減肉後)	$t'$ (mm)		$t' = t_0 - \Delta t$
被覆管外径(減肉後)	$D_o'$ (mm)		$D_o' = D_o - 2\Delta t$
被覆管内径	$D_i$ (mm)		$D_i = D_o' - 2t'$
被覆管平均径(減肉後)	$D_a$ (mm)		$D_a = (D_o' + D_i) / 2$
被覆管周方向応力	$\sigma$ (MPa)	99.2	$\sigma = a \cdot P_a \cdot D_a / 2t'$

### 3. 参考文献

- (1) (独) 原子力安全基盤機構、「平成18年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終成果報告書）」、(2007)
- (2) (国研) 産業技術総合研究所、「分散型熱物性データベース」、(2006)
- (3) ATI corporate, 「Zirconium Alloys Technical Data Sheet」, (2015)
- (4) (一社) 日本機械学会、「伝熱工学資料 改訂第4版」、(1986)
- (5) (一財) 日本規格協会、「JIS G4303 ステンレス棒鋼」、日本産業規格、(2021)