

Doc No. 18-180-I-001-013 Rev.0

2021年1月8日

トランスニュークリア株式会社

補足説明資料 1-3

TK-26 型の閉じ込め設計に関する説明資料

本資料のうち、枠囲いの内容は、商業機密等に属しますので公開できません。

目 次

1. 設計方針	1
2. 閉じ込め機能に関する構造及び評価.....	2
3. 参考文献	5

別紙1 基準漏えい率及びリークテスト判定基準の評価方法及び評価結果

別紙2 (一財)電力中央研究所の密封性能試験結果を適用することの妥当性

1. 設計方針

TK-26 型は、使用済燃料集合体を限定された空間に閉じ込めるため、設計貯蔵期間（60年）を通じて使用済燃料を封入する空間を負圧に維持する設計とする。また、TK-26 型は、一次蓋及び二次蓋による二重の閉じ込め構造とし、一次蓋と二次蓋との間（以下「蓋間」という。）を正圧に維持することにより、使用済燃料集合体を封入する空間を金属キャスク外部から隔離する設計とする。さらに、蓋間の圧力を測定することにより、閉じ込め機能について監視ができる設計とする。

2. 閉じ込め機能に関する構造及び評価

(1) 閉じ込め機能に関する構造

TK-26 型の閉じ込め構造を第 1 図に、シール部詳細を第 2 図に、金属ガスケット構造（ばね入りメタルCリング、眼鏡型）を第 3 図に示す。

TK-26 型には、使用済燃料を限定された区域に閉じ込めるため、以下の配慮が行われる。

- a. 金属キャスク本体及び蓋部により使用済燃料集合体を封入する空間を金属キャスク外部から隔離し、設計貯蔵期間を通じて負圧に維持する。
- b. 蓋部を一次蓋、二次蓋の二重閉じ込め構造とし、その蓋間をあらかじめ正圧とし圧力障壁を形成することにより、放射性物質を金属キャスク本体内部に閉じ込める。また、使用済燃料集合体を封入する空間に通じる貫通孔のシール部が一次蓋に設置されている。
- c. 蓋及び蓋貫通孔のシール部には、長期にわたって閉じ込め機能を維持する観点から金属ガスケットを用いる。金属ガスケットの漏えい率は、設計貯蔵期間を通じて、蓋間の空間に充填されているヘリウムガスが蓋間の圧力を一定とした条件下で使用済燃料集合体を封入する空間側に漏えいし、かつ、燃料被覆管からの核分裂生成ガスの放出を仮定しても、使用済燃料集合体を封入する空間を負圧に維持できるように設定し、その漏えい率を満足していることを気密漏えい検査により確認する。さらに、その蓋間の圧力を測定することにより閉じ込め機能を監視する。
- d. 一次蓋と二次蓋から成る閉じ込め機能が喪失した場合であっても、三次蓋を取り付けて閉じ込め機能を維持し、輸送できる設計とする。

(2) 閉じ込め評価

閉じ込め評価フローを第 4 図に示す。TK-26 型の閉じ込め評価においては、以下の考え方にに基づき評価する。

- a. 閉じ込め評価では、設計貯蔵期間（60 年）にわたって金属キャスク内部圧力が負圧を維持できる漏えい率（以下「基準漏えい率 Q_s 」という。）を求める。（具体的な評価方法を別紙 1 に示す。）
- b. 基準漏えい率 Q_s を求めるに当たっては、蓋間圧力は一定とし、蓋間空間のガスは金属キャスク本体内部側にのみ漏えいするものとして漏えい率の計算を行う。大気圧は、気象変化による圧力変動を考慮した値として $9.7 \times 10^4 \text{Pa}^{(1)}$ とする。また、封入された使用済燃料の破損によるガス放出による圧力上昇を考慮する。なお、使用済燃料の破損率は、米国の使用済燃料の乾式貯蔵中における漏えい燃料発生率（約 0.01%⁽¹⁾）、及び日本の軽水炉における運転中の漏えい燃料発生率（約 0.002%以下⁽¹⁾）を考慮し、保守的な値として 0.1%とする。

- c. 設計貯蔵期間後の金属キャスク本体内部の圧力は、蓋間圧力と内部圧力の圧力差のもとで、ある漏えい率をもつシール部を通して金属キャスク本体内部へ流入する気体の漏えい量を積分することによって求められる。ここで、漏えい率は、シールされる流体、シール部の温度、及びシール部の上流側と下流側の圧力に依存する。
- d. 使用する金属ガスケットが設計貯蔵期間を通じて確保可能な漏えい率（以下「金属ガスケットの設計漏えい率 Q_n 」という。）は TK-26 型の閉じ込め評価の基準となる基準漏えい率 Q_s を満足できるものでなければならない。
- e. なお、貯蔵開始前の気密漏えい検査で確認される漏えい率の判定基準（以下「リークテスト判定基準 Q_t 」という。）は、基準漏えい率 Q_s を下回るように設定する。

(3) 閉じ込め評価結果

使用環境を考慮して評価した結果、TK-26 型の基準漏えい率 Q_s は、 $2.2 \times 10^{-6} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ となる。評価の詳細を別紙 1 に示す。

次に、金属ガスケットの性能は、金属キャスクのシール部が比較的高温下にあるため、長期貯蔵中のクリープによる応力緩和を考慮した上で評価する必要がある。応力緩和による漏えい率への影響については、ラーソン・ミラー・パラメータ（以下「LMP」という。）の考え方をを用いて評価する。ここで、（一財）電力中央研究所で実施された長期密封性能試験結果においては LMP の定数 C を $20^{(2)}$ 又は $16^{(3)}$ とした場合が報告されている。一方、原子力安全基盤機構における金属ガスケットの密封性能試験等では LMP の定数 C を $14^{(4)}$ とした場合が報告されている。LMP と漏えい率の関係は定数 C が 20 の場合は第 5 図⁽²⁾に、14 の場合は第 6 図⁽⁵⁾に示すとおり整理されている。ここで LMP の定数 C を 20 及び 14 とした場合に対し、それぞれの金属ガスケットの LMP が約 11×10^3 及び 8.0×10^3 を超えないように設計すれば、応力緩和を考慮しても初期の漏えい率が維持され、設計貯蔵期間を通じて $10^{-10} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 以下を確保できることが示されている。

TK-26 型の除熱評価の結果から、金属ガスケット部の温度は 110°C 以下である。この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、LMP の定数 $C=20$ の場合は約 9.9×10^3 、 $C=14$ の場合は約 7.6×10^3 となり、設計貯蔵期間を通じて初期の漏えい率が維持されると判断される。なお、第 5 図及び第 6 図の LMP 計算式に示すとおり LMP は定数 C に関して単調増加の傾向を示すことから、 $C=16$ の場合は $C=14$ と $C=20$ に包絡される。

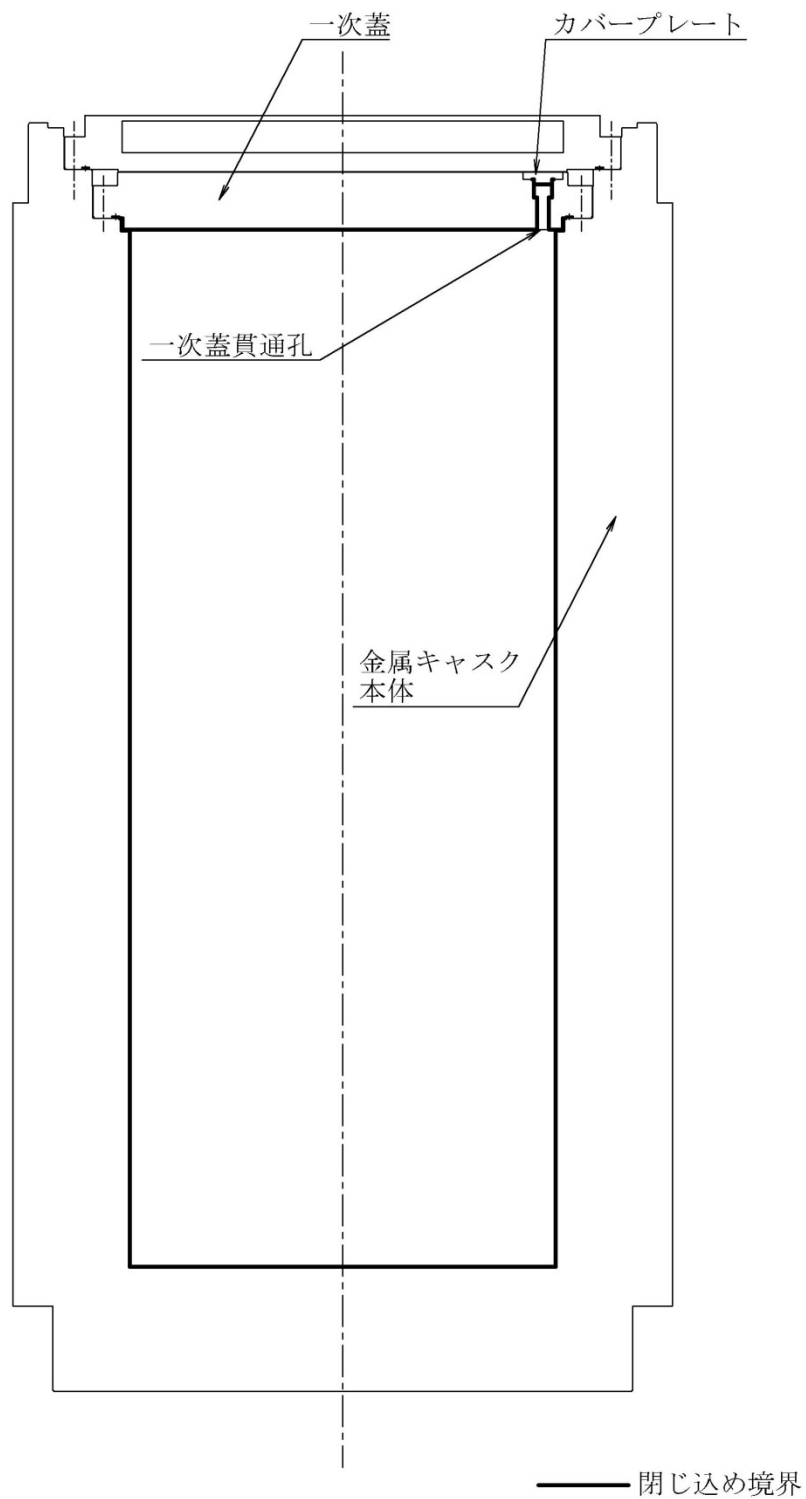
また、第 7 図に示す（一財）電力中央研究所で実施された実規模の金属キャスクの蓋モデルによる長期密封性能試験結果において、試験開始から 19 年以上（平成 2 年 10 月から平成 22 年 1 月）が経過した二次蓋閉じ込め部の漏えい率に変化はなく、金属

ガスケットは試験開始時と同等の閉じ込め機能を保持することが確認されている⁽⁶⁾。
さらに、日本原子力発電株式会社東海第二発電所で行われた乾式貯蔵容器の調査において、約7年間経過した金属ガスケットの一次蓋シール部の漏えい率は、貯蔵初期と同程度（約 $10^{-10}\text{Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ ）に維持されているとの知見が得られている⁽⁷⁾。

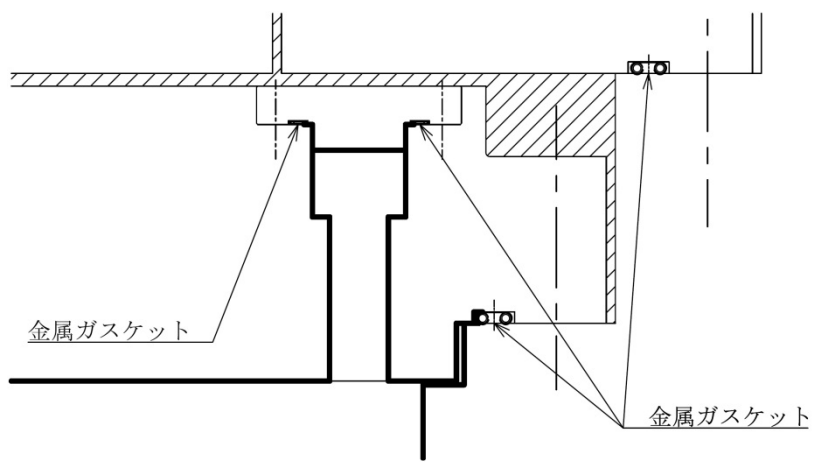
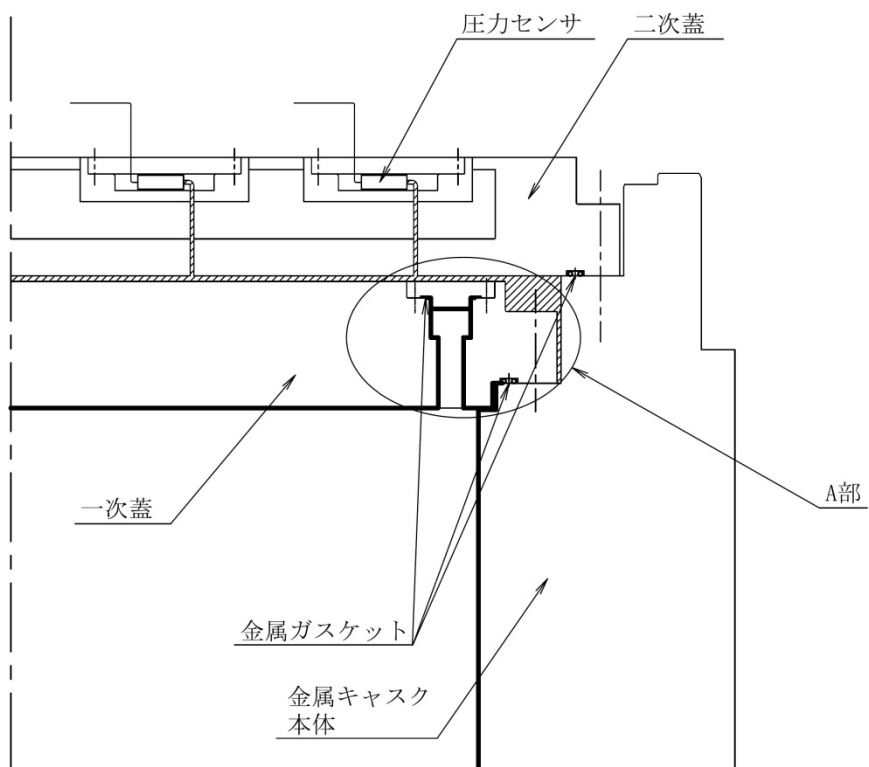
以上より、TK-26型で使用する金属ガスケットの設計漏えい率 Q_n は、使用環境を考慮しても基準漏えい率 Q_s ($2.2\times 10^{-6}\text{Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$) を満足する。

3. 参考文献

- (1) (一社)日本原子力学会、「日本原子力学会標準 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：2010(AESJ-SC-F002:2010)」、(2010年7月)
- (2) 加藤治、伊藤千浩、「電力中央研究所報告 使用済燃料貯蔵容器用ガスケットの長期密封特性」、(一財)電力中央研究所、U92009、(平成4年7月)
- (3) 南波宏介、白井孝治、亘真澄、「実物大金属キャスク蓋部モデルを用いた長期密封性能試験 (5)アルミニウム外被材の圧縮クリープ特性を考慮した残留復元力評価」、日本原子力学会「2012年秋の大会」、(2012年9月)
- (4) (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」、(平成16年6月)
- (5) (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年4月20日)
- (6) (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」、(平成22年3月)
- (7) 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」、(平成21年6月25日)

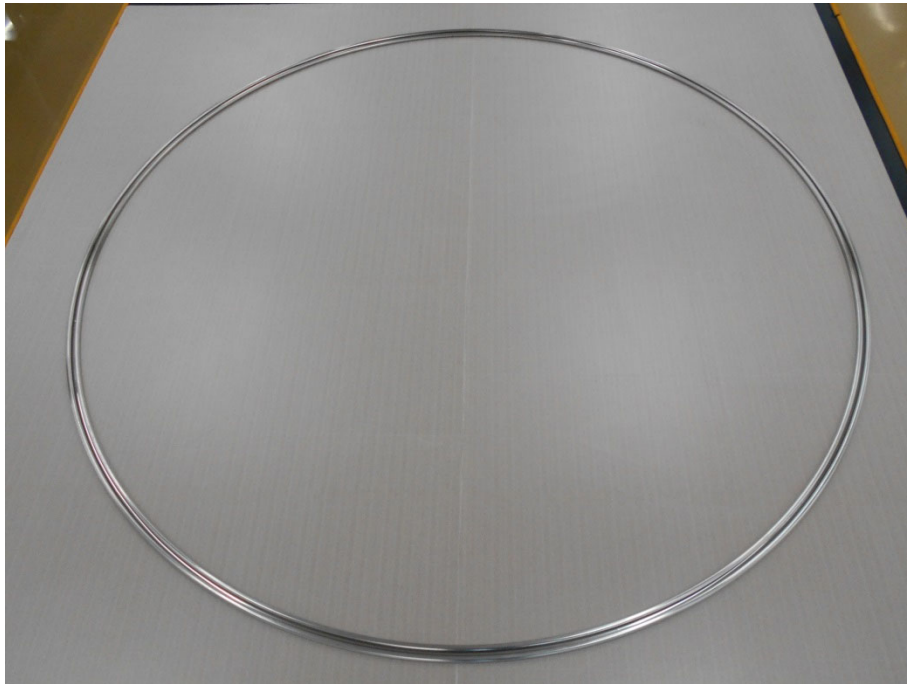


第1図 TK-26型の閉じ込め構造

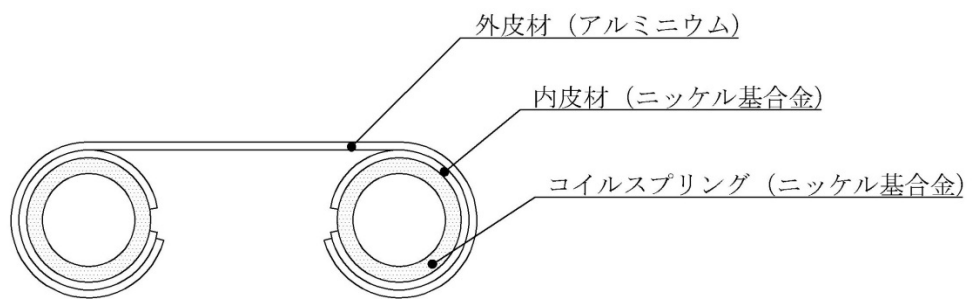


- 閉じ込め境界 (負圧)
- 閉じ込め監視圧力空間 (正圧)

第2図 TK-26型のシール部詳細

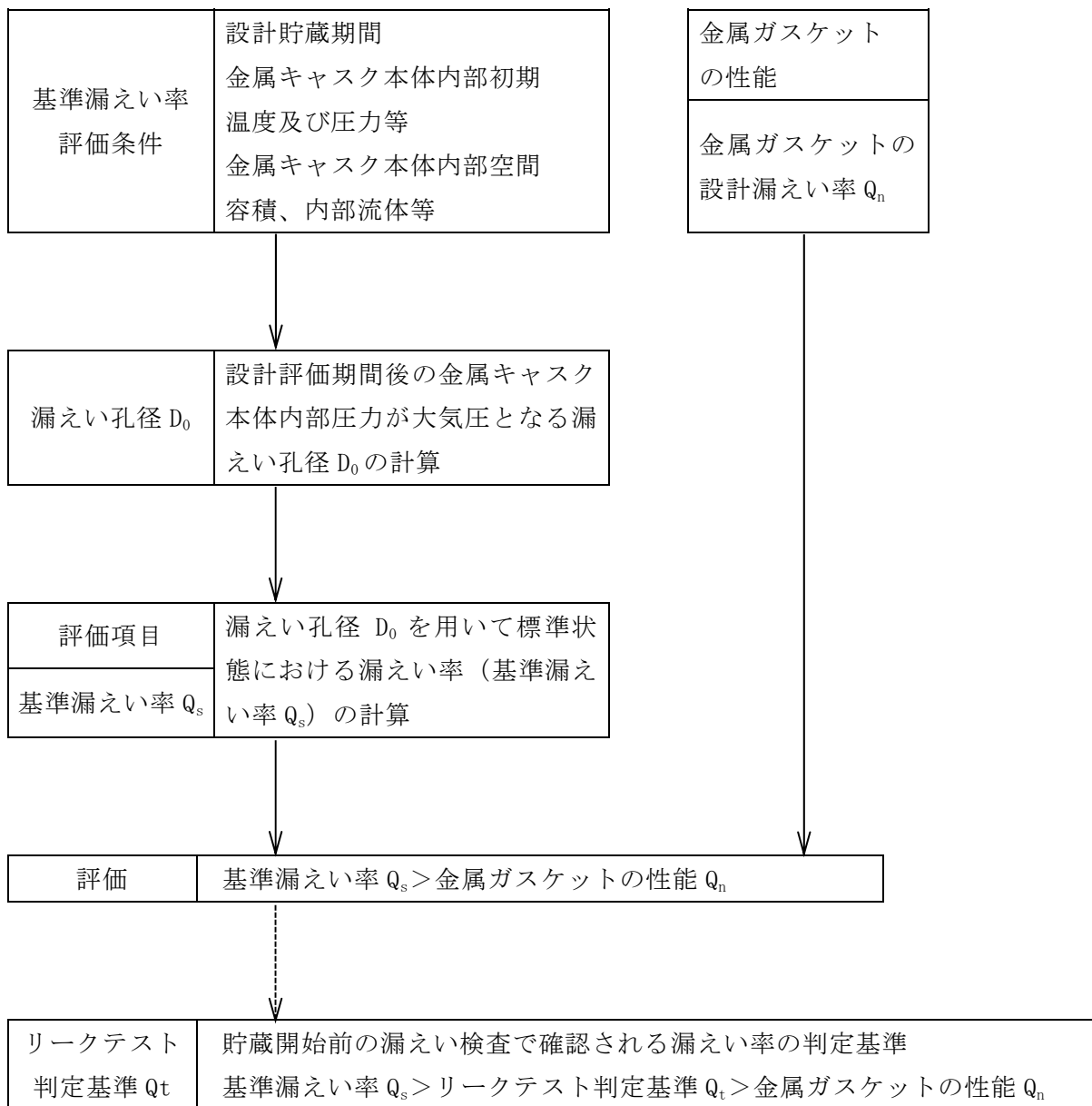


(a) 外観

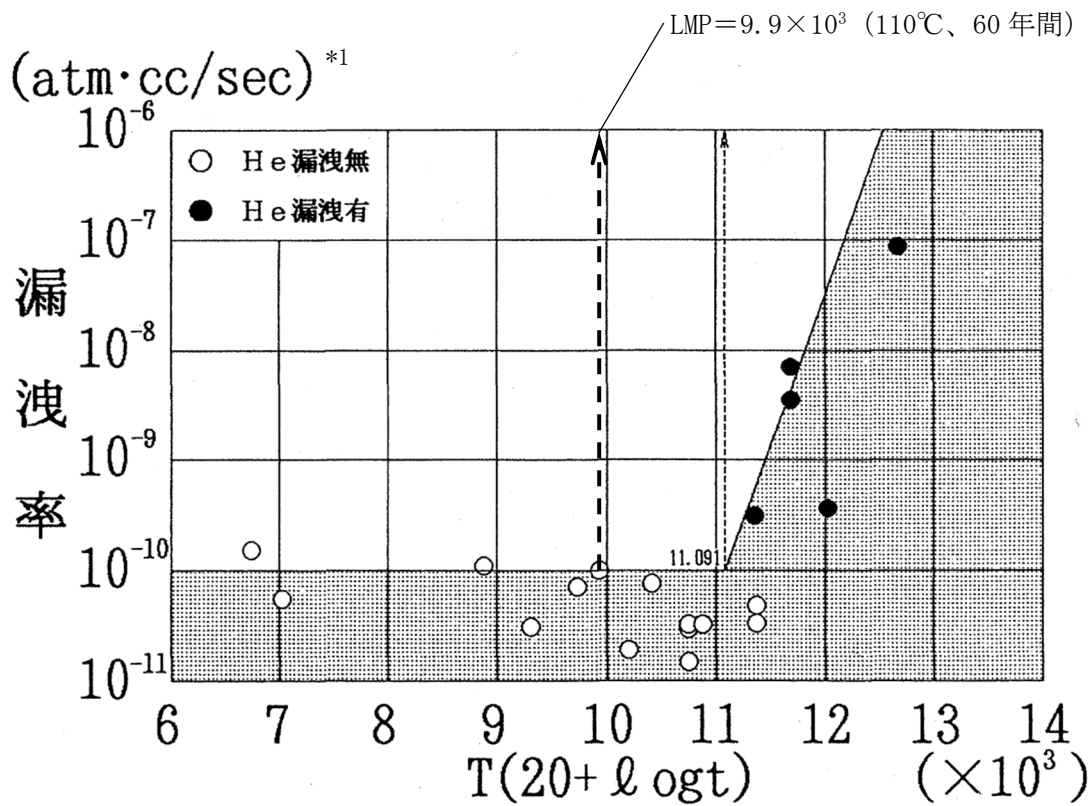


(b) 断面図

第3図 金属ガスケット構造 (ばね入りメタルCリング、眼鏡型)



第4図 閉じ込め評価フロー



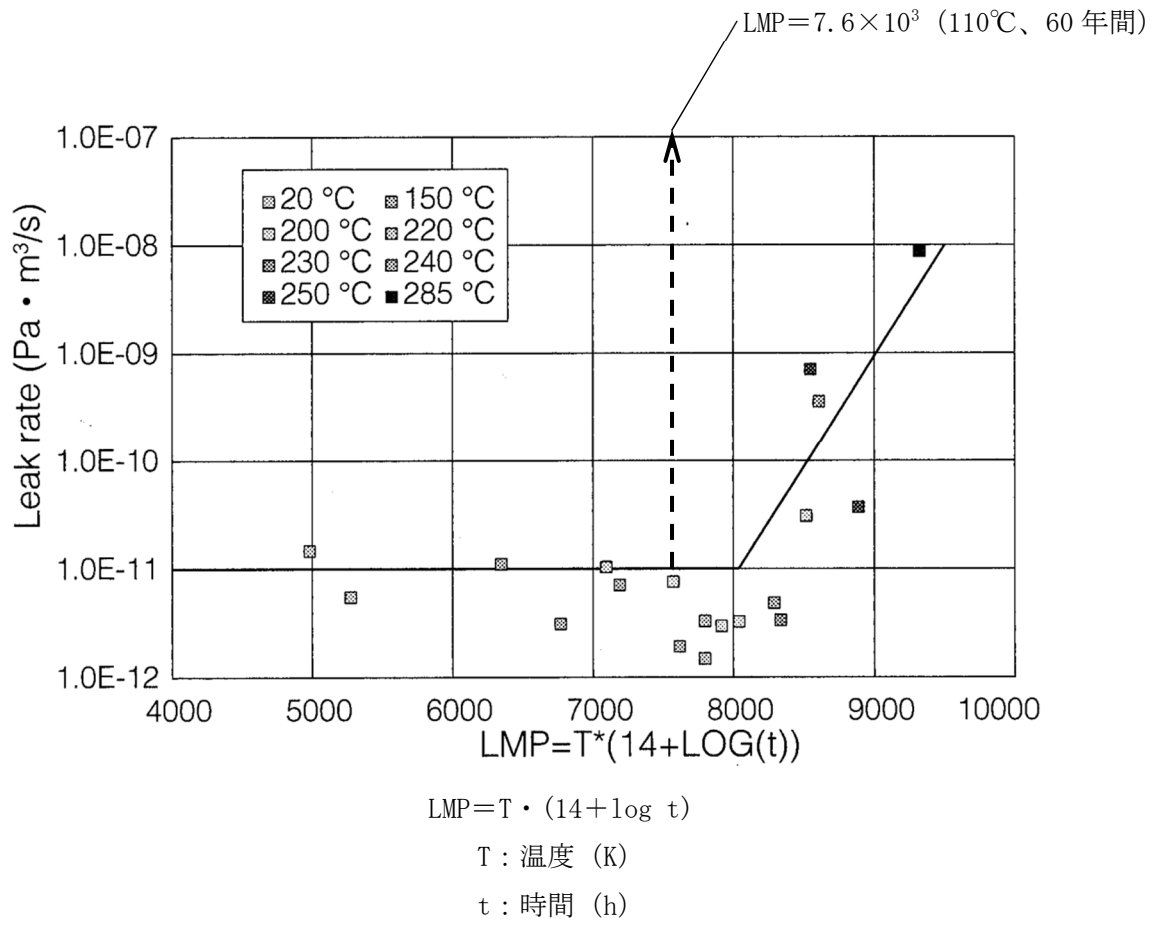
*1 : 1 atm · cc/sec \doteq 1×10^{-1} Pa · m³/s

$$LMP = T \cdot (20 + \log t)$$

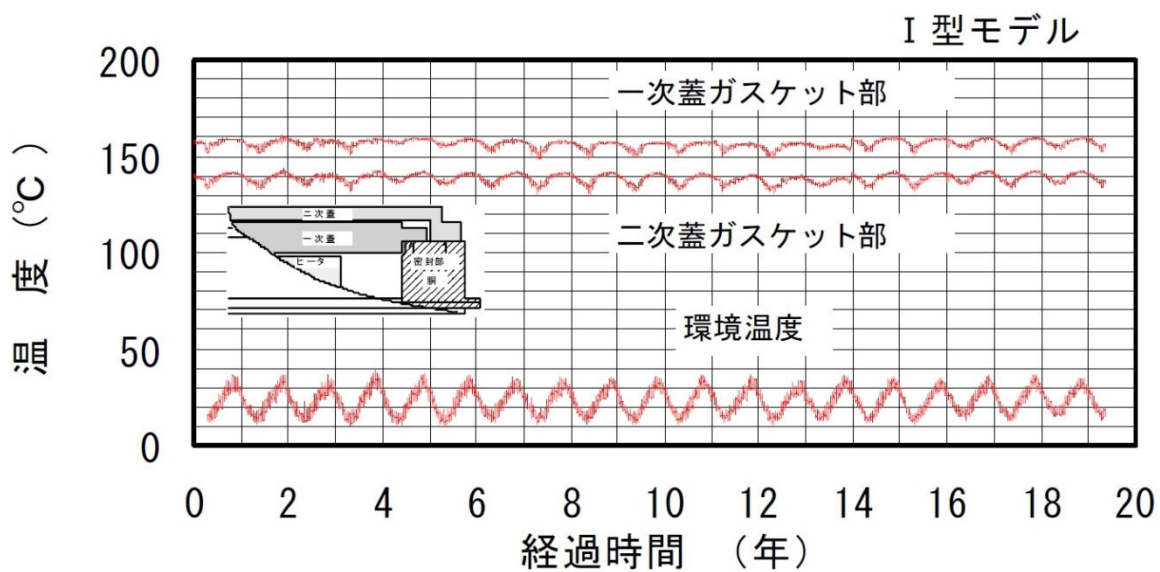
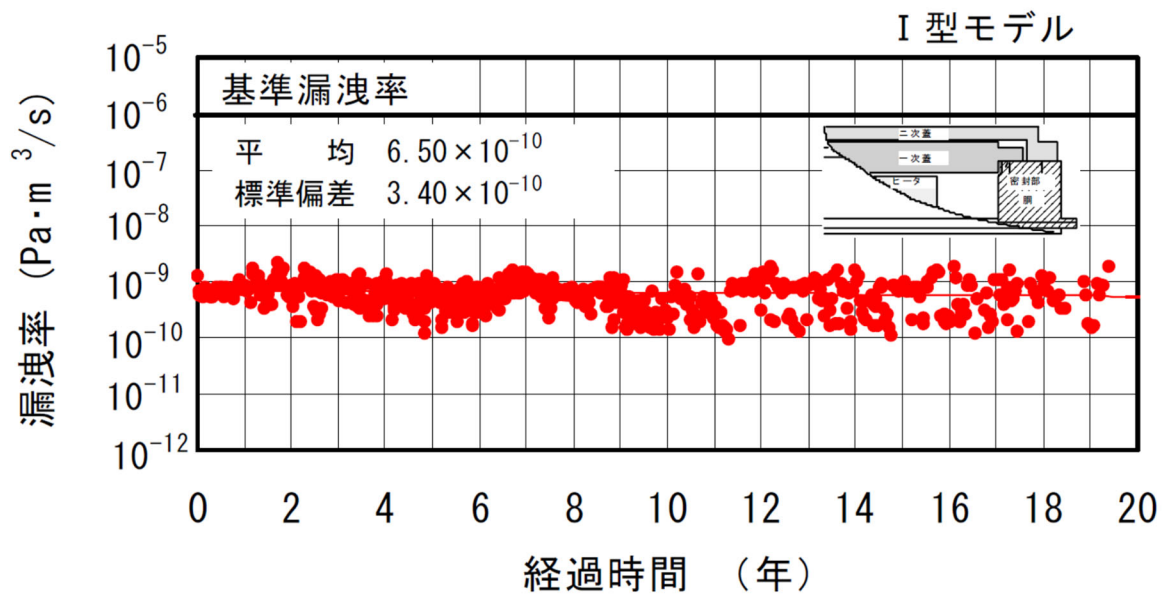
T : 温度 (K)

t : 時間 (h)

第5図 LMPの定数C=20におけるLMPと漏えい率の関係⁽²⁾



第6図 LMP の定数 C=14 における LMP と漏えい率の関係⁽⁵⁾



第7図 金属ガスケット（二次蓋）の長期密封性能試験結果（眼鏡型）⁽⁶⁾

基準漏えい率及びリークテスト判定基準の評価方法及び評価結果

1. 評価方法

TK-26 型の基準漏えい率 Q_s 及びリークテスト判定基準 Q_t の計算フローを別紙 1-1 図に示す。また、漏えい率計算の概要を別紙 1-2 図に示す。

TK-26 型の閉じ込め評価の基準となる基準漏えい率 Q_s は、設計貯蔵期間（60 年）経過後に金属キャスク本体内部の負圧が維持できるシール部の標準状態（大気圧、25°C）での漏えい率である。

基準漏えい率は、貯蔵時における TK-26 型の温度、本体内部の空間容積及び圧力等を基に、金属キャスク本体内部の圧力が設計貯蔵期間経過後に大気圧となるように求めた漏えい孔径 D_0 を用い、標準状態における漏えい率として算出される。

基準漏えい率の計算過程を以下に示す。

漏えい率は、日本原子力学会標準⁽¹⁾に基づき、以下の式①、②から求めている。時間 dt の間に金属キャスク本体内部の圧力が dP_d だけ変化する漏えい率を Q とすれば、金属キャスク本体内部空間容積は一定であることから、金属キャスク本体内部圧力の時間変化は、温度の違いを考慮してボイル・シャルルの法則により次式で与えられる。

$$\frac{dP_d}{dt} = \frac{Q}{V_d} \cdot \frac{T_d}{T} \quad \text{①}$$

ここで、

dP_d : 金属キャスク本体内部圧力の変化 (Pa)

T_d : 金属キャスク本体内部温度 (K)

Q : 金属キャスク本体内部圧力 P_d のときのシール部の漏えい率 (Pa・m³/s)

T : シール部の代表温度（漏えいガスの温度）(K)

V_d : 金属キャスク本体内部の空間容積 (m³)

t : 時間 (s)

また、漏えい率 Q は以下の式で求められる。

$$Q = L \cdot P_a$$

$$L = (F_e + F_m) \cdot (P_u - P_d)$$

$$F_e = \frac{\pi}{128} \times \frac{D_0^4}{a \cdot \mu}$$

$$F_m = \frac{\sqrt{2 \pi R_0}}{6} \times \frac{D_0^3 \sqrt{T}}{a \cdot P_a}$$

ここで、

- Q : 漏えい率 ($\text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$)
 L : 圧力 P_a における体積漏えい率 (m^3/s)
 F_e : 連続流のコンダクタンス係数 ($\text{m}^3/(\text{Pa} \cdot \text{s})$)
 F_m : 自由分子流のコンダクタンス係数 ($\text{m}^3/(\text{Pa} \cdot \text{s})$)
 P_u : 上流側の圧力 (Pa)
 P_d : 下流側の圧力 (Pa)
 D_0 : 漏えい孔径 (m)
 a : 漏えい孔長 (m)
 P_a : 流れの平均圧力 (Pa)、 $P_a=(P_u+P_d)/2$
 μ : 漏えいガスの粘性係数 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
 T : シール部の代表温度 (漏えいガスの温度) (K)
 M : 漏えいガスの分子量 (kg/mol)
 R_0 : ガス定数 ($\text{J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$)

式②を式①に代入すると

$$\frac{dP_d}{dt} = \frac{T_d}{V_d \cdot T} \times \left\{ \frac{1}{2} F_e \cdot (P_u^2 - P_d^2) + F_m \cdot P_a \cdot (P_u - P_d) \right\} \quad \text{③}$$

蓋間圧力 (上流側の圧力) P_u (Pa) を一定として、式③を時間 t で積分すれば、ある時間 t における金属キャスク本体内部圧力 $P_d = P_d(t)$ が得られる。つまり、

$$P_d(t) = \frac{P_u \cdot \left\{ F_e' \cdot (P_u + P_{d0}) + F_m' \right\} - \left(F_e' \cdot P_u + F_m' \right) \cdot (P_u - P_{d0}) \cdot \exp \left\{ - \frac{T_d \cdot (2F_e' \cdot P_u + F_m')}{V_d \cdot T} \cdot t \right\}}{F_e' \cdot (P_u + P_{d0}) + F_m' + F_e' \cdot (P_u - P_{d0}) \cdot \exp \left\{ - \frac{T_d \cdot (2F_e' \cdot P_u + F_m')}{V_d \cdot T} \cdot t \right\}} \quad \text{④}$$

ここで、

$$F_e' = \frac{1}{2} F_e = \frac{1}{2} \times \frac{\pi}{128} \times \frac{D_0^2}{a \cdot \mu}$$

$$F_m' = F_m \cdot P_a = \frac{\sqrt{2 \pi R_0}}{6} \times \frac{D_0^3 \sqrt{M}}{a \cdot P_a} \times P_a = \frac{\sqrt{2 \pi R_0}}{6} \times \frac{D_0^3 \sqrt{M}}{a}$$

である。

式④に、TK-26 型についての以下の値を代入して、金属キャスク本体内部圧力 P_d が 0.1% の燃料破損⁽¹⁾ によるガス放出を想定した圧力上昇 P_1 を考慮しても負圧を維持できる圧力 (気象変化による圧力変動を考慮した大気圧 : $9.7 \times 10^4 \text{Pa}$ から P_1 を減じた圧力) となる漏えい孔径を繰り返し計算により求める。

- T_d : 金属キャスク本体内部温度 (K) (533.15K (260°C) : 評価値 (内部ガス最高温度))
 T : シール部の代表温度 (K) (243.15K (-30°C) : 設計値 (最低気温))
 V_d : 金属キャスク本体内部の空間容積 (m^3) (m^3 : 設計値)
 P_u : 上流側 (蓋間) の圧力 (Pa) (Pa : 設計値 (初期圧力一定))
 P_{d0} : 下流側 (金属キャスク本体内部) の初期圧力 (Pa) (Pa : 設計値)
 a : 漏えい孔長 (m) (m)、 $a = \sqrt{D^2 - H^2}$ (別紙 1-3 図参照)
 D : 金属ガスケットの断面径 (mm) (mm : 設計値)
 H : 一次蓋の金属ガスケット溝深さ (mm) (mm : 設計値)
 μ : He の粘性係数 ($Pa \cdot s$) ($1.73 \times 10^{-5} Pa \cdot s$: 文献値⁽²⁾ (-30°C の値))
 M : He の分子量 (kg/mol) ($4.002602 \times 10^{-3} kg/mol$: 文献値⁽³⁾)
 R_0 : ガス定数 ($J/(mol \cdot K)$) ($8.3144598 J/(mol \cdot K$: 文献値⁽³⁾)
 t : 設計貯蔵期間 (60 年 = $60 \times 365.25 \times 24 \times 60 \times 60 sec = 1.893 \times 10^9 sec$)

ここで、0.1%の燃料破損によるガス放出を想定した圧力上昇 P_1 は次のとおり求められる。

$$P_1 = (P_f \times V_p) / (V_d + V_p)$$

ここで、

- P_1 : 燃料破損による金属キャスク本体内部の圧力上昇量 (MPa)
 P_f : 貯蔵中の燃料棒内圧力 (MPa) (12.9 MPa) (注1)
 V_d : 金属キャスク本体内部の空間容積 (m^3) (m^3)
 V_p : 燃料棒内のガス体積 (m^3)
 $V_p = V_{p0} \times n \times N \times \alpha$
 V_{p0} : 燃料棒のプレナム体積 (m^3) (m^3)
 n : 燃料集合体 1 体あたりの燃料棒本数 (264 本)
 N : 金属キャスク 1 基あたりの燃料集合体収納体数 (26 本)
 α : 燃料棒破損率 (0.001)

(注1) 貯蔵中の燃料棒内圧力 P_f は以下のとおり算出される。

$$\begin{aligned}
 P_f &= P_0 \times T_f / T_0 \\
 &= 12.9 \text{ MPa}
 \end{aligned}$$

ここで、

- P_f : 貯蔵中の燃料棒内圧力 (MPa)
 P_0 : 供用中のサイクル末期における燃料棒最大内圧 (MPa) (MPa)
 T_f : 貯蔵中の燃料被覆管表面温度 (K) (533.15 K (260°C))
 T_0 : 供用中定格出力時の燃料被覆管表面温度 (K) (K ($^{\circ}C$))

したがって、金属キャスク本体内部の圧力上昇量 P_1 は、

$$P_1 = 2.65 \times 10^2 \text{ Pa}$$

以上より、漏えい孔径を繰り返し計算により求めると、漏えい孔径 D_0 は以下のようになる。

$$P_d(t=60 \text{ 年}) = 9.7 \times 10^4 - 2.65 \times 10^2 = 9.67 \times 10^4 \text{ Pa のとき、} D_0 = 5.34 \times 10^{-6} \text{ m}$$

また、リークテスト判定基準としては、0.1%の燃料破損によるガス放出を想定した圧力上昇及び設計貯蔵期間経過後にさらに蓋間空間ガス全量の金属キャスク本体内部への流入を仮定した圧力上昇を考慮した許容圧力 ($8.91 \times 10^4 \text{ Pa}$) においても負圧を維持できる値とする。基準漏えい率と同様に計算すると、以下のようになる。

$$P_d(t=60 \text{ 年}) = 8.91 \times 10^4 \text{ Pa のとき、} D_0 = 4.55 \times 10^{-6} \text{ m}$$

次に、標準大気圧における基準漏えい率とリークテスト判定基準を算出する。標準状態の算出条件を別紙 1-1 表に示す。基準漏えい率 Q_s 及びリークテスト判定基準は、先に得られた $D_0 = 5.34 \times 10^{-6} \text{ m}$ 及び $D_0 = 4.55 \times 10^{-6} \text{ m}$ の漏えい孔に対して別紙 1-1 表の条件を式②に代入することで求められる。

2. 評価結果

前章 1. 評価方法に基づき評価した結果、TK-26 型の基準漏えい率 Q_s は $2.2 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 、リークテスト判定基準は $1.0 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ となる。

評価条件及び漏えい率評価結果を別紙 1-2 表に示す。

3. 参考文献

- (1) (一社)日本原子力学会、「日本原子力学会標準 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：2010(AESJ-SC-F002:2010)」、(2010年7月)
- (2) (一社)日本機械学会、「伝熱工学資料 改訂第4版」、(1986)
- (3) 「国立天文台編 理科年表 平成28年」、丸善株、(2016)

別紙 1-1 表 標準状態の算出条件

項目	評価条件	備考
圧力	上流側圧力 : 0.101 MPa 下流側圧力 : 0 MPa	大気圧
温度	25°C	
内部流体	ヘリウム 分子量 : 4.002602×10^{-3} kg/mol 粘性係数 : 1.98×10^{-5} Pa · s	

別紙 1-2 表 評価条件及び漏えい率評価結果

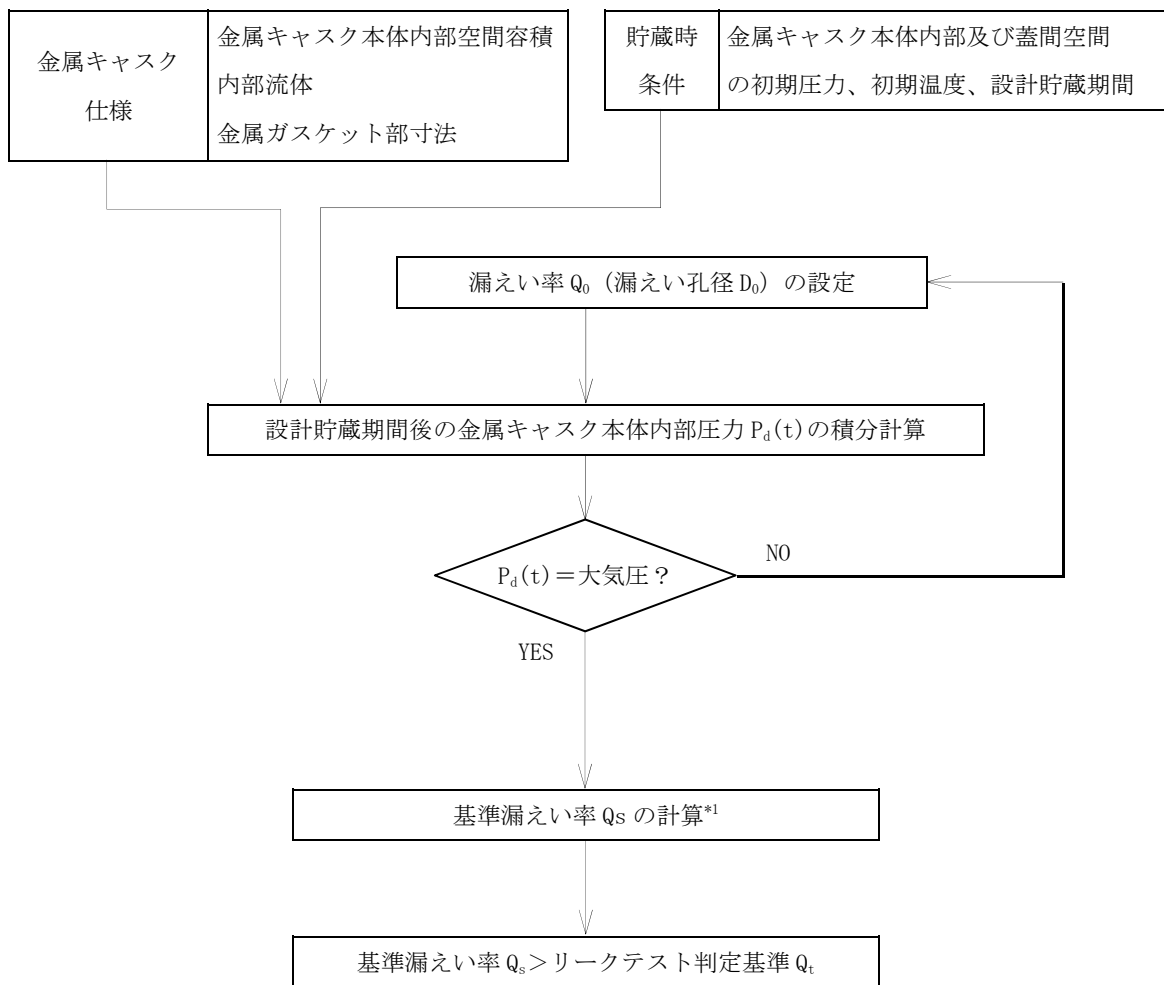
項目		記号	評価条件及び漏えい率評価結果
圧力	金属キャスク本体内部（初期）	P_{d0}	<input type="text"/> Pa abs ^(注1)
	蓋間空間（初期）	P_{u0}	<input type="text"/> Pa abs
	大気圧	—	9.7×10^4 Pa abs
空間容積	金属キャスク本体内部 ^(注2)	V_d	<input type="text"/> m ³
温度	金属キャスク本体内部 ^(注3)	T_d	260℃
	漏えいガス ^(注4)	T	-30℃
漏えいガス		—	ヘリウム
設計貯蔵期間		—	60年
基準漏えい率		Q_s	2.2×10^{-6} Pa・m ³ /s
リークテスト判定基準		Q_t	1.0×10^{-6} Pa・m ³ /s

(注1) 基準漏えい率の計算に当たっては使用済燃料の破損（0.1%）によるガス放出による圧力上昇分を考慮する。また、リークテスト判定基準の計算に当たっては、使用済燃料の破損（0.1%）に加えて設計貯蔵期間経過後に蓋間空間ガス全量の金属キャスク本体内部への流入を仮定した圧力上昇分を考慮する。

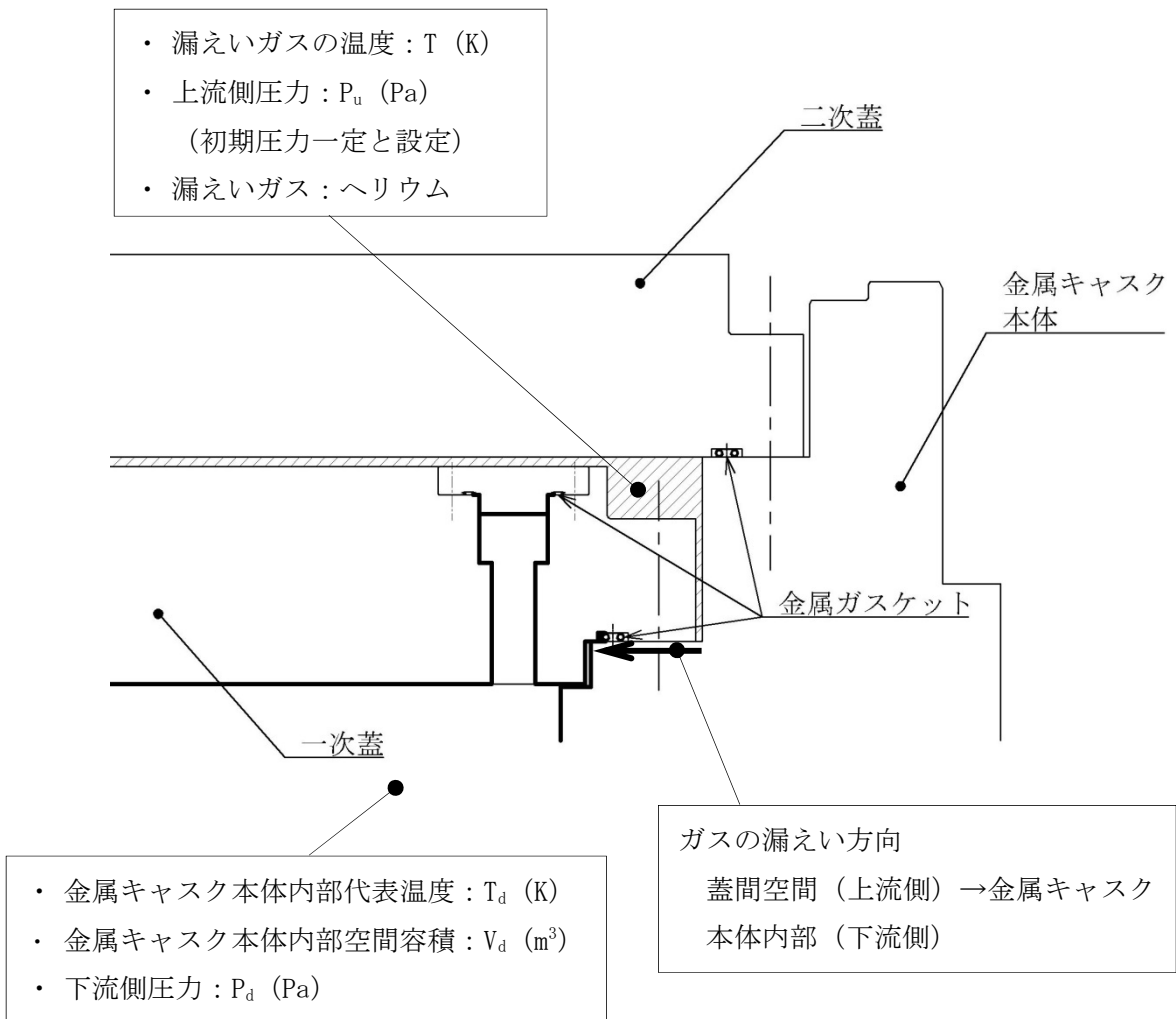
(注2) 金属キャスク本体内部の全空間容積から燃料集合体及びバスケット容積を除いた空間容積を示す。

(注3) 金属キャスク本体内部ガスの最高温度とする（補足説明資料 1-4「TK-26 型の除熱設計に関する説明資料」に記載される燃料集合体最高温度を保守的に設定した値）。

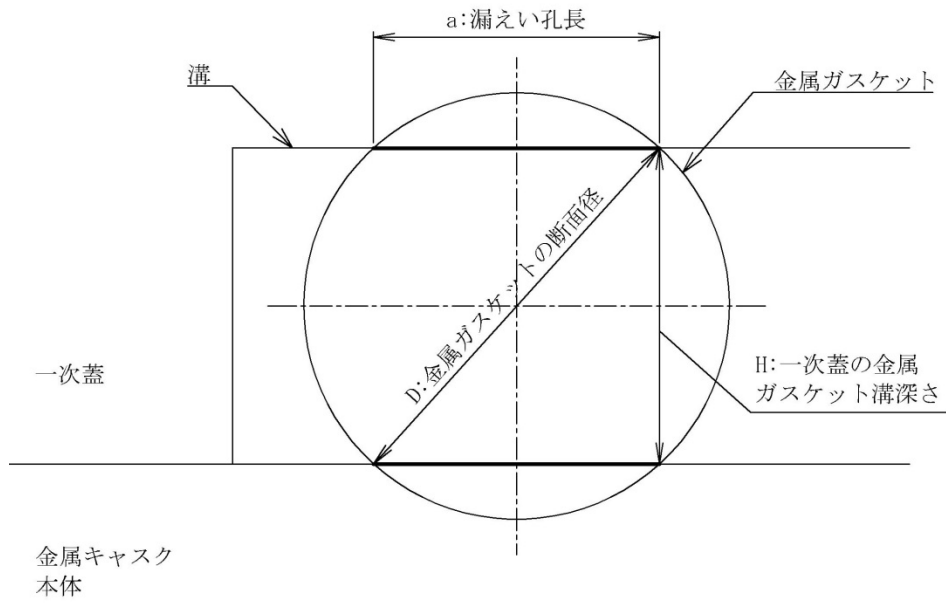
(注4) 金属キャスク周囲最低温度とする。



別紙 1-1 図 基準漏えい率及びリークテスト判定基準の計算フロー



別紙 1-2 図 漏えい率計算の概要



漏えい孔長 $a = \sqrt{D^2 - H^2}$

別紙 1-3 図 漏えい孔長の算出

(一財)電力中央研究所の密封性能試験結果を適用することの妥当性



1. 妥当性の説明

TK-26 型の閉じ込め評価では、第 5 図に示す (一財) 電力中央研究所で実施された長期密封性能試験結果⁽¹⁾を基に、TK-26 型に使用する金属ガスケットは長期貯蔵中における応力緩和による漏えい率への影響を考慮しても、設計貯蔵期間 (60 年) を通じて初期の漏えい率が維持できることとしている。

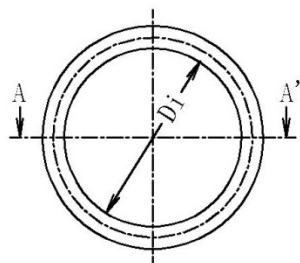
また、上記に加え、第 7 図に示す (一財) 電力中央研究所で実施された実機大のキャスク蓋部モデルによる長期密封性能試験結果⁽²⁾からも金属ガスケットの漏えい率が維持できることを補足的に説明している。

これらの試験で使用した金属ガスケットと TK-26 型の金属ガスケットの仕様比較及び仕様相違点に対する評価を別紙 2-1 表に示す。別紙 2-1 表に示すとおり、仕様の一部 (断面径及び内径) について相違点はあるが、TK-26 型の閉じ込め評価において (一財) 電力中央研究所の試験結果を適用することは妥当である。

別紙 2-1 表 金属ガスケットの仕様比較

項目	(一財)電力中央研究所の 長期密封性能試験結果		TK-26 型	相違点に対する評価
	要素試験 ⁽¹⁾	実規模試験 ⁽²⁾		
タイプ	ばね入りメタルCリング			相違なし
材質	外被材：アルミニウム 内被材：ニッケル基合金 コイルスプリング：ニッケル基合金			相違なし
H：断面径 (mm)	一次蓋	5.5	6.1 ^{*1}	 (一財)原子力発電技術機構で実施された金属ガスケットの密封性能試験において、断面径が大きいものほど高いLMP 値まで漏れにくい傾向があることが報告されている ⁽³⁾ 。 TK-26 型の金属ガスケット断面径及び閉じ込め性能は(一財)電力中央研究所の試験と同等である。
Di：内径 (mm)	一次蓋	176	1767 ^{*1}	 金属ガスケットの周長の違いによるクリープ変形の閉じ込め性能への影響は無いと評価されている ⁽⁴⁾ 。したがって、内径の違いは、初期の漏えい率の長期間維持という観点では影響はない。

*1：実規模試験の断面径 (H) 及び内径 (Di) は、漏えい率測定を実施した二次蓋の値を示す。



2. 参考文献

- (1) 加藤治、伊藤千浩、「電力中央研究所報告 使用済燃料貯蔵容器用ガスケットの長期密封特性」、(一財)電力中央研究所、U92009、(平成4年7月)
- (2) (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」、(平成22年3月)
- (3) (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」、(平成13年3月)
- (4) 加藤治、伊藤千浩、三枝利有、「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)