

原子炉格納容器からの漏えいに関する
エアロゾル粒子の捕集効果の設定について

平成 31 年 4 月

東 北 電 力 株 式 会 社
東京電力ホールディングス株式会社
中 部 電 力 株 式 会 社
北 陸 電 力 株 式 会 社
中 国 電 力 株 式 会 社
日本原子力発電株式会社
電 源 開 発 株 式 会 社

目次

1. はじめに	1
2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路	2
2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所	2
3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見	9
3.1 試験概要	15
3.2 試験結果	18
3.3 エアロゾル捕集特性試験	19
4. NUPEC 試験の実機への適用性	21
4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察	23
4.2 シール材の差異に対する考察	30
4.3 圧力条件に対する考察	34
4.4 蒸気条件に対する考察	34
4.5 破損時と健全時の電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する考察	34
5. まとめ	39

1. はじめに

重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価においては、原子炉格納容器の限界温度、限界圧力を下回る領域において、最高使用圧力に応じた設計漏えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。

ここで、原子炉格納容器からのエアロゾル粒子の漏えいは、原子炉格納容器フランジのシール部や電気配線貫通部のシール部において重大事故等時の条件下で漏えい孔が生じた場合、これを主たる経路として発生すると考えられる。

漏えい経路は非常に狭く複雑な形状を示すことから、エアロゾル粒子が捕集される効果が期待される。

本資料は、重大事故等時の BWR の原子炉格納容器 (Mark-I, Mark-II 及びそれぞれの改良型並びに RCCV) からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を表す捕集係数 (以下「DF」という。) に関し、「重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証事業) に関する総括報告書 (原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月)」で報告されている放射性物質捕集特性試験の実機への適用性の確認及び適用可能な DF についてまとめたものである。

2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路

BWR の原子炉格納容器は Mark-I , Mark-II 及びそれぞれの改良型並びに ABWR で採用している鉄筋コンクリート一体型の RCCV といった種類があり, その構造は前者が鋼鉄製の容器, 後者が鉄筋コンクリートの表面を鋼材でライニングした構造であるかの違いはあるが, そのバウンダリ部は溶接又はガスケット等でシールされており, 放射性物質を閉じ込めるための気密性の高い構造となっている。

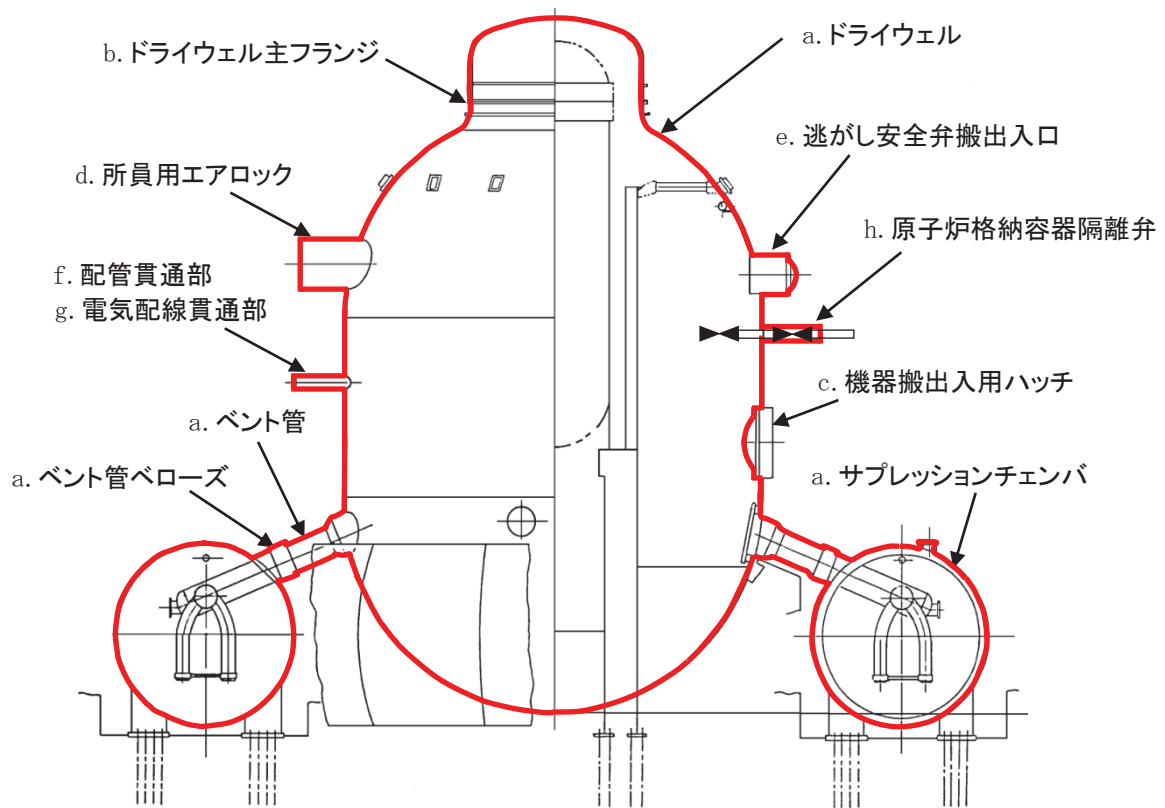
そのため放射性物質が原子炉格納容器外へ放出される際には, これらのガスケット等のシール部から漏えいするものと考えられる。以下に実機の構造と漏えい想定箇所について Mark-I 改良型で示す。(その他型式は別添参照)

2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所

原子炉格納容器の構造から漏えい箇所を想定するにあたり, Mark-I 改良型の原子炉格納容器の概要図を図 2-1 に示す。

原子炉格納容器バウンダリの構成部について, 重大事故等時における放射性物質の閉じ込め機能を喪失させる要因(以下「機能喪失要因」という。)として, 原子炉格納容器内の温度, 圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う以下の要因が想定される。

原子炉格納容器バウンダリの構成部を機能喪失要因別に分類し表 2-1 に示す。



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- a. 原子炉格納容器本体（ドライウェル、サプレッションチェンバ、ベント管（ベント管ベローズ含む））
- b. ドライウェル主フランジ
- c. 機器搬出入用ハッチ
- d. 所員用エアロック
- e. 逃がし安全弁搬出入口
- f. 配管貫通部
- g. 電気配線貫通部
- h. 原子炉格納容器隔離弁

図 2-1 BWR (Mark-I 改良型) の原子炉格納容器の概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

表 2-1 BWR (Mark-I 改良型) の原子炉格納容器バウンダリの構成部における機能喪失要因 (女川原子力発電所 2 号炉の場合)

構成部		機能喪失要因	
		構造部	シール部
a. 原子炉格納容器本体	胴部等及びドライウエル基部	延性破壊	—
	ベント管ベローズ	疲労破壊	—
b. ドライウエル主フランジ	フランジ	延性破壊	開口, シール能力低下
	締付ボルト	延性破壊	—
c. 機器搬出入用ハッチ	円筒胴取付部	延性破壊	—
	円筒胴	延性破壊	変形, シール能力低下
	鏡板	座屈	—
d. 所員用エアロック	扉及び隔壁	延性破壊	変形, シール能力低下
	円筒胴	延性破壊	—
	シール部 (扉以外)	—	シール能力低下
e. 逃がし安全弁搬出入口	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ	延性破壊	開口, シール能力低下
	ヒンジボルト	延性破壊	—
f. 配管貫通部	貫通配管	延性破壊	—
	スリーブ	延性破壊, 座屈	—
	端板	延性破壊	—
	ボルト締付平板	延性破壊	—
	フランジ	延性破壊	開口, シール能力低下
	締付ボルト	延性破壊	—
	閉止板	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	—
g. 電気配線貫通部	短管	延性破壊	—
	スリーブ	延性破壊	—
	アダプタ	延性破壊	—
	ヘッド	延性破壊	—
h. 原子炉格納容器隔離弁	モジュール	—	シール能力低下
	耐圧部材	延性破壊	—
	シール部	—	シール能力低下

上記の原子炉格納容器バウンダリの構成部のうち、構造部については鋼材で構成されており連続構造であることから漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

一方、シール部については、シール材と鋼材を密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。

ここで、各構成部のシール部はその構造及び漏えいのメカニズムから、以下の三つに分類できる。(女川原子力発電所を例に主なシール部の構造を図 2-2 から図 2-9 に示す。)

- ① フランジ構造のシール部 (b. ドライウェル主フランジ, c. 機器搬出入用ハッチ, d. 所員用エアロック, e. 逃がし安全弁搬出入口, f. 配管貫通部)
- ② 電気配線貫通部のシール部 (g. 電気配線貫通部)
- ③ 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (h. 原子炉格納容器隔離弁)

重大事故等環境下での原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の設定という本資料の目的に照らすと、前記①から③のうち原子炉格納容器の気相部から原子炉建屋の空間への漏えいが評価の対象となる。本資料で適用している実機想定の実験でのエアロゾル粒子の捕集効果は、フランジ構造や電気配線貫通部のシール部の漏えい経路において測定したものであり、原子炉格納容器全体の漏えい率に相当する大きな経路のものとなっている。

さらに、原子炉格納容器隔離弁のシール部は以下の a. ～d. のような配管構成等であり、原子炉格納容器隔離弁漏えい率試験^{※1}の実績も踏まえると、フランジ構造や電気配線貫通部のシール部からの漏えいに着目することが適切である。

- a. 液相に接続する配管（封水の効果を期待できる）
- b. 原子炉格納容器の内外で閉じた系を構成する配管
- c. 気相に接続する配管のうち事故時に閉となる隔離弁を持つ配管（原子炉格納容器の限界温度及び圧力に対する健全性を確認した二つの隔離弁を設けている）
- d. 気相に接続する配管のうち事故時に開となる隔離弁を持つ配管（計装等）（原子炉建屋への漏えい経路となり得る計器等と配管の取り合い部は、シール材を使用しており、また少数かつ小口径である）

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

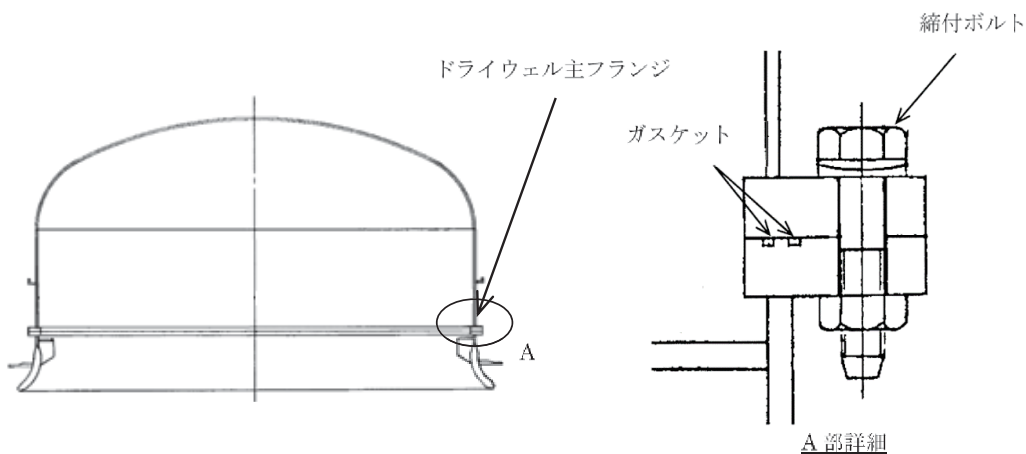


図 2-2 ドライウェル主フランジシール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

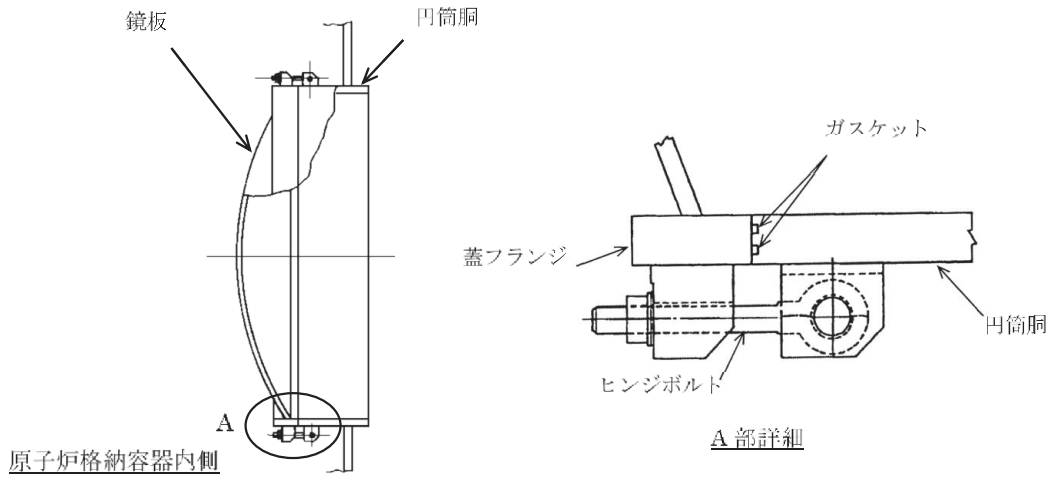


図 2-3 機器搬出入用ハッチシール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

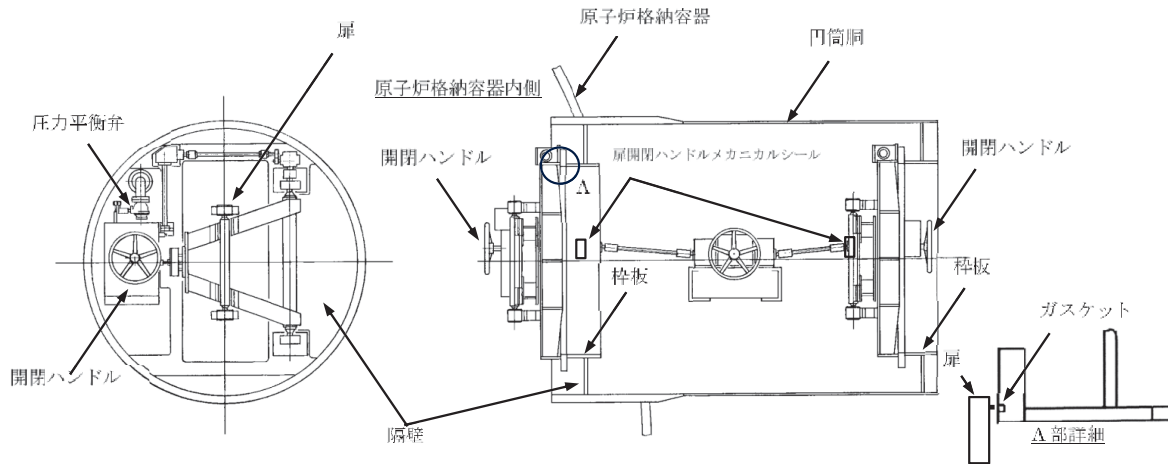


図 2-4 所員用エアロックシール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

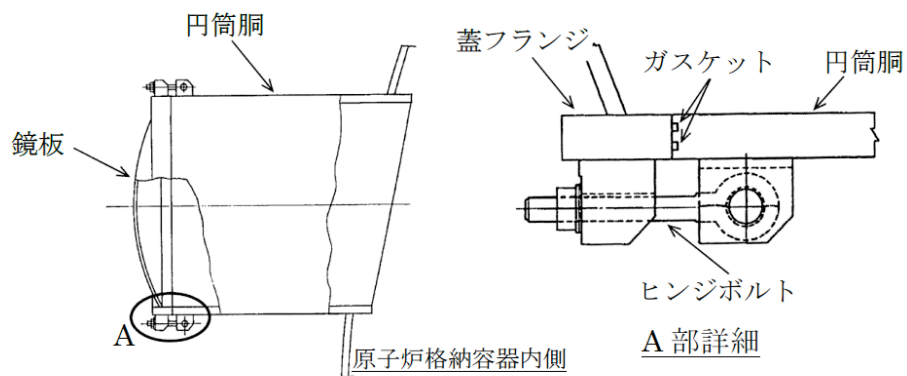


図 2-5 逃がし安全弁搬出入口シール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

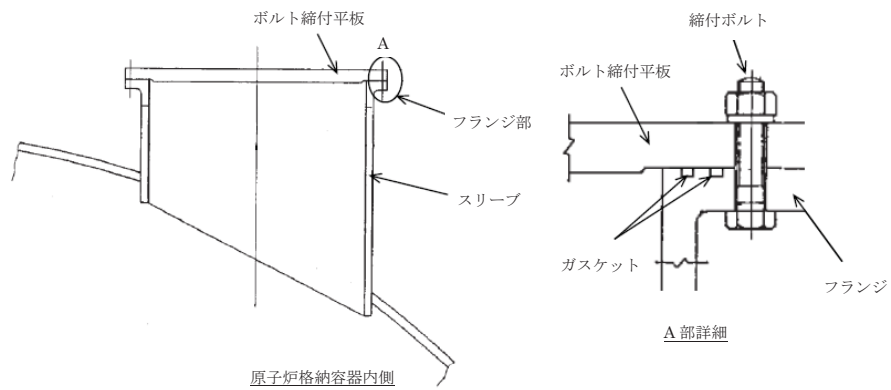


図 2-6 配管貫通部シール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

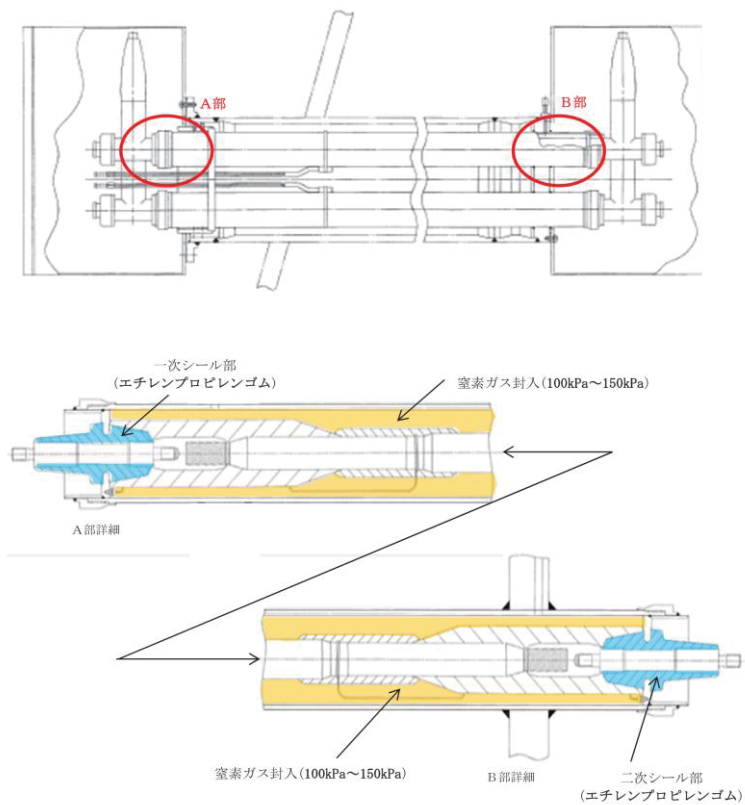


図 2-7 電気配線貫通部 (高電圧) シール部概要図
(女川原子力発電所 2 号炉の場合)

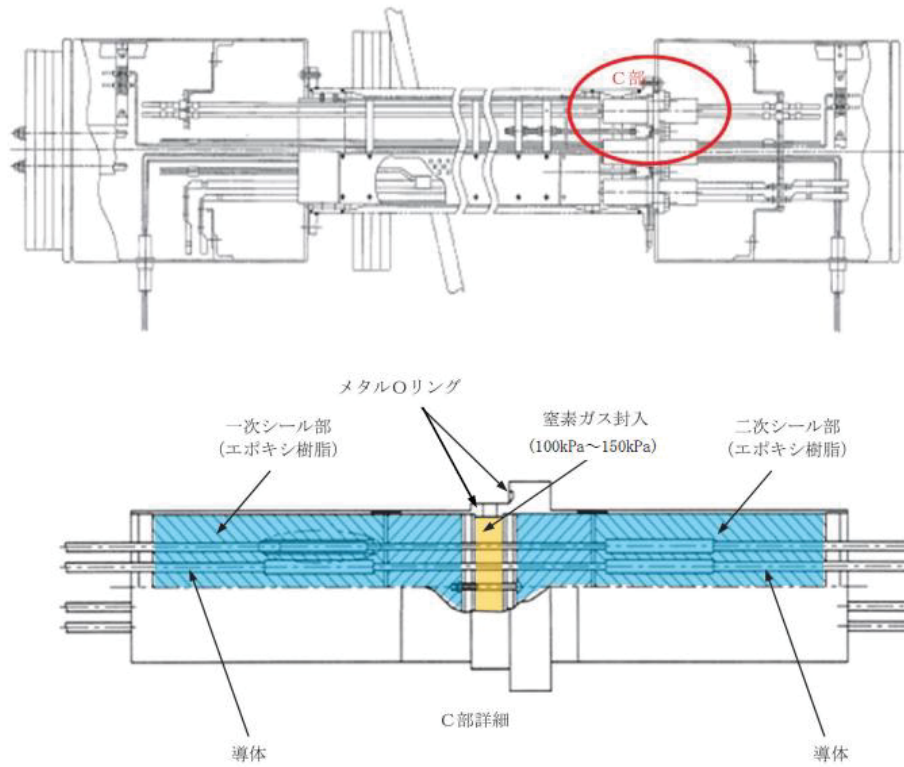


図 2-8 電気配線貫通部（低電圧）シール部概要図
（女川原子力発電所 2 号炉の場合）

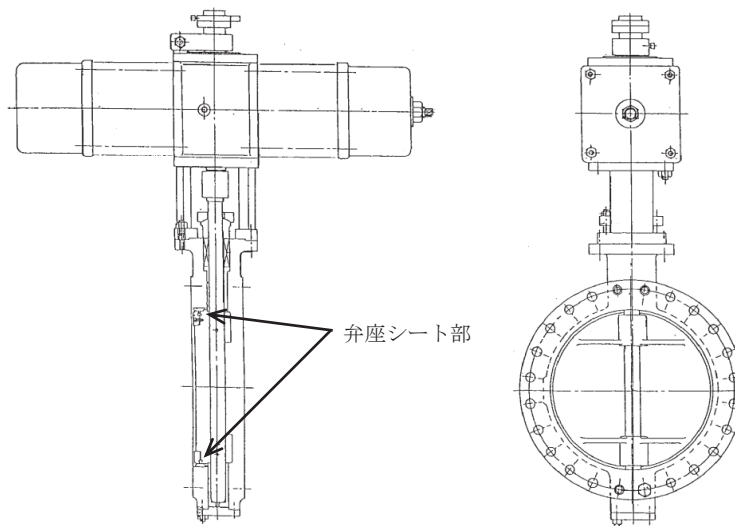


図 2-9 原子炉格納容器隔離弁シール部概要図（例）
（女川原子力発電所 2 号炉の場合）

3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見

漏えい経路を通るエアロゾル輸送の理論的及び実験的研究に関しては、米国サンディア国立研究所報告書「SAND2009-1701」^{*1}において文献が調査されている。ここではエアロゾルによる流路の閉塞に関する実験データをレビューしてエアロゾル輸送を予測するための簡易モデルを提唱した Morewitz et al.^{*2}の研究をはじめ、毛細管やスロットなどでの小規模実験、コンクリートクラックや原子炉格納容器貫通部からの漏えい試験などが報告されている。

また、軽水炉のシビアアクシデント安全研究分野でのヨーロッパ及び各国の研究結果をまとめた「Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology」^{*3}においても核分裂生成物の輸送と放出についていくつかの試験データが報告されている。原子炉格納容器からの漏えいに係るエアロゾルの捕集特性に関連する試験を表 3-1 にまとめる。

これらの試験はその目的に応じ様々な条件下において漏えい経路でのエアロゾルの捕集効果、蒸気の凝縮やエアロゾルによる閉塞効果が確認されている。また、近年ではコンクリートクラックを通るエアロゾル輸送をモデル化する研究^{*4}が進められており、エアロゾルの捕集には、原子炉格納容器内部の圧力や温度などの熱水力学特性や亀裂の幾何学的特性、エアロゾルの濃度や粒径分布等が考慮すべきパラメータとされている。

重大事故等時に原子炉格納容器貫通部に漏えいが生じた場合の漏えい部でのエアロゾル捕集効果については、実機と同様の貫通部を用いた試験は行われていなかった。そのような背景から、旧原子力安全・保安院の委託事業「原子炉格納容器信頼性実証事業」において、原子力発電技術機構により「放射性物質捕集特性試験^{*5}」（以下「NUPEC 試験」という。）が行われ、原子炉格納容器のフランジや電気配線貫通部のシール部の実機模擬試験体を用いて実証試験が実施された。

以上のことから、原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を検討する本資料においては、実機の原子炉格納容器貫通部のシール部からの漏えいに着目し重大事故等時の環境下を想定して実験を行った NUPEC 試験について確認することとした。

表 3-1 原子炉格納容器からの漏えい経路でのエアロゾル粒子の捕集特性に関する試験

試験名	概要	試験体	主な条件	得られた知見と適用性の考察
CSE 試験 ^{※6,7} (米国) (1964年-1970年)	原子炉格納容器内でのFPの自然捕集、スプレイ捕集及び漏えい経路での除去等による環境への漏えい量の減衰を評価	1000MWe 級 PWR 格納容器 1/5 モデル 漏えい経路 (ステンレス鋼管 (直径 4.57mm), ニードル弁で構成) (図 3-1 参照)	122°C 0.24 MPa [gage] Cs, I 等エアロゾル 通気時間 10-120 分	<ul style="list-style-type: none"> 捕集の程度は漏えい経路の幾何学的形状, 材料ならびにFPの化学的・物理的形態に依存するとの知見が得られた。 DF10 から 100 程度と評価されているが, 漏えい経路の形状, 規模, 材質が今回検討の対象とする原子炉格納容器貫通部と異なるため適用できない。
Nelson らの試験 ^{※8} (米国) (1975年)	毛細管を通るエアロゾルの閉塞までの時間等を評価	様々なサイズの毛細管 直径 0.52~1.57mm, 長さ 4.9~7.6cm (図 3-2 参照)	NaOH 等エアロゾル エアロゾル濃度 数 mg/m ³ ~20g/m ³	<ul style="list-style-type: none"> 高濃度で生成された大きな粒子が閉塞に効果的であるとの知見が得られた。 エアロゾル濃度と毛細管サイズによる閉塞までの時間に着目しており DF は評価していないため適用できない。
Morewitz らの試験 ^{※2} (米国) (1979年)	複雑な流路を通るエアロゾル輸送試験から簡易モデルを提案	幅 0.79~1.25mm の複雑流路 (図 3-3 参照)	Na ₂ O, Na ₂ CO ₃ エアロゾル UO ₂ エアロゾル等 エアロゾル濃度 数百 g/m ³	<ul style="list-style-type: none"> 高濃度では閉塞までの時間が非常に短い (数秒) との知見が得られた。 閉塞までの時間とリーク量に着目しており DF は評価していないため適用できない。
NUPEC 試験 ^{※5} (日本) (1989年-1997年)	重大事故等時の原子炉格納容器貫通部の漏えい及びエアロゾル捕集特性を評価	電気配線貫通部及びびフレンジ・ガスケットのシール部を損傷させ漏えい経路を設定	100~200°C ドライ条件 0.11~0.60 MPa [gage] CsI エアロゾル エアロゾル濃度 10~300mg/m ³ 通気時間 4-5 時間	<ul style="list-style-type: none"> DF10~1000 以上 (低電圧モジュールとフレンジ・ガスケットの DF の違いは漏えい経路の形状の違いによる) であり, 重大事故等時の環境下での実機模擬試験による定量的な知見が得られた。 本資料での適用性を次項で確認する。
IRSN 試験 ^{※4,9} (欧州) (2000年代)	亀裂の入ったコンクリート壁でのエアロゾル挙動を評価	コンクリート壁 (幅 128cm×高さ 75cm×厚さ 10cm) にせん断応力により亀裂を発生 (図 3-4 参照)	フルオレセイン粒子を異なる粒径で実験 (60nm, 0.8, 1.1, 4.1 μm)	<ul style="list-style-type: none"> 粒径を変化させた実験結果から狭隙部では慣性沈着や乱流沈着が作用するとの知見が得られた。 コンクリートクラックでの沈着モデルに着目しており DF は評価していないため適用できない。
COLIMA 試験 ^{※10} (欧州) (2008年)	シビアアクシデント条件下でコンクリート内の亀裂部に捕集されるエアロゾル量を評価	円筒形コンクリート (直径 13cm×高さ 30cm) を分割・亀裂 (幅 0.5mm 範囲 13cm 長さ 30cm) を設定 (図 3-5 参照)	110°C ドライ条件 コリウム由来エアロゾル (I, Cs, Te 等) 通気時間 5-10 分	<ul style="list-style-type: none"> 入口からの距離に応じ堆積物の組成を分析。ほとんどのエアロゾルが亀裂の始まり 10cm 以内で捕集されたとの知見が得られた。 捕集率 95% (DF20) と評価されているが, 漏えい経路の形状, 規模, 材質が今回検討の対象とする原子炉格納容器貫通部と異なるため適用できない。

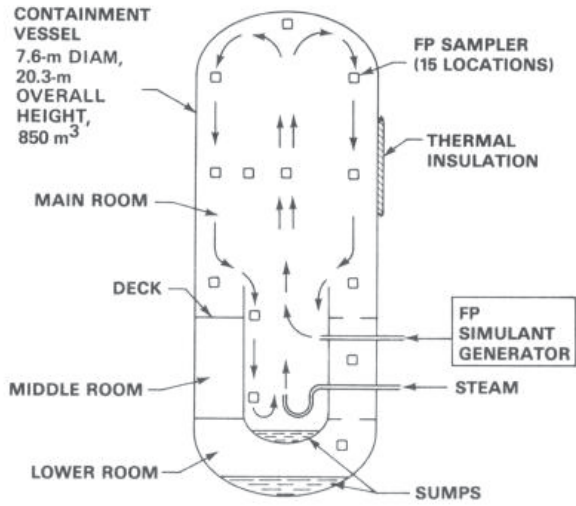


Fig. 3. Schematic arrangement for FP transport tests.

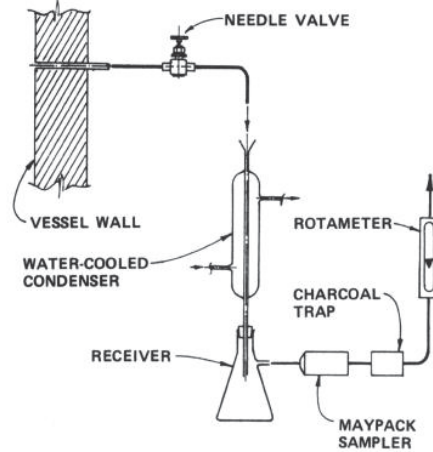


Fig. 9. Sampling train used to collect leaked FPs.

図 3-1 CSE 試験体系とサンプリング装置^{※6}

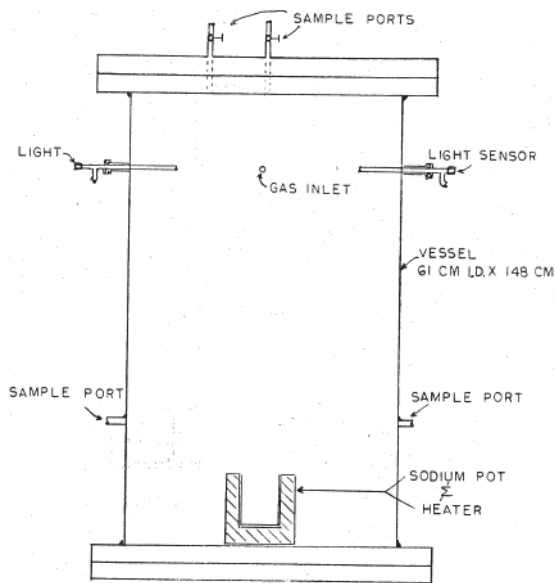


FIGURE 1. TEST VESSEL

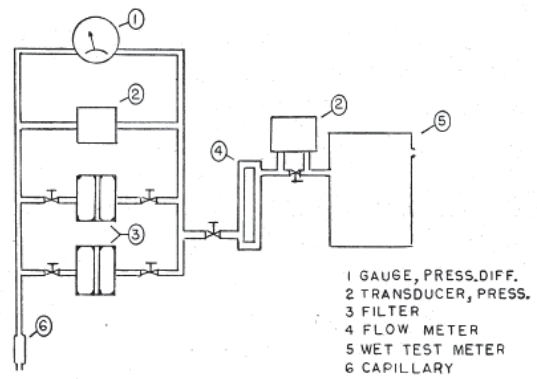


FIGURE 2. SAMPLE MANIFOLD

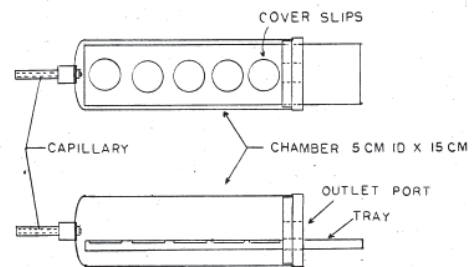


FIGURE 3. FALLOUT CHAMBER

図 3-2 Nelson らの試験体系とサンプリング装置^{※8}

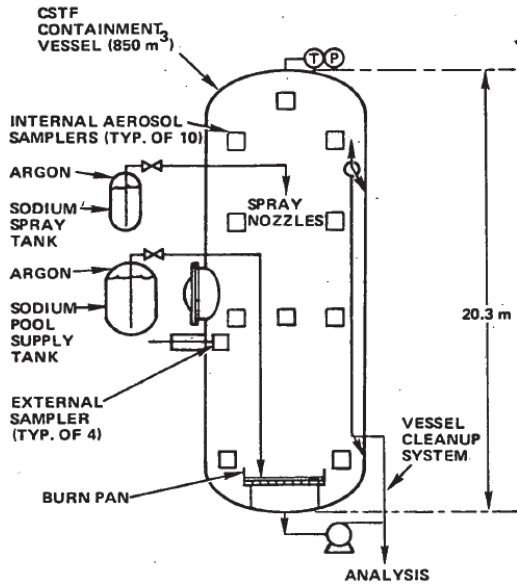


Figure 5. Schematic of Experimental Equipment for CSTF

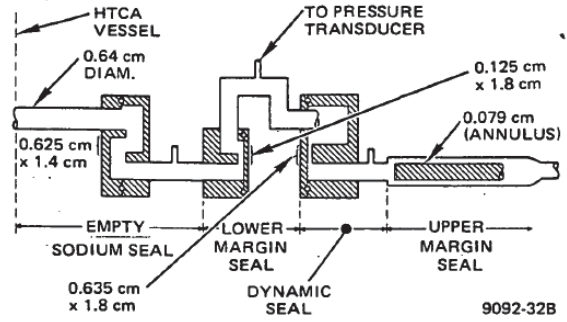


Figure 4. Multiple Band Leak Path

図 3-3 Morewitz らの試験体系と漏えい経路^{※2}

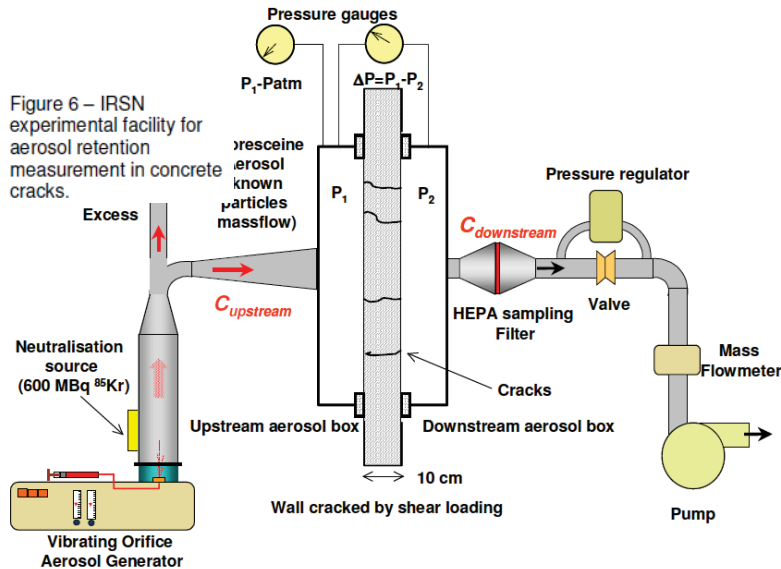


Figure 6 – IRSN experimental facility for aerosol retention measurement in concrete cracks.

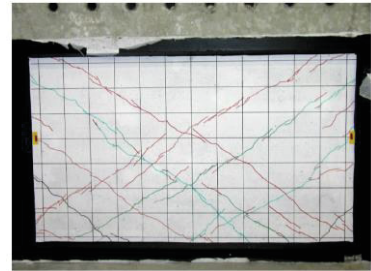


Fig. 7 – The cracks network reproduced in IRSN test.

図 3-4 IRSN 試験体系とコンクリートサンプル^{※4}

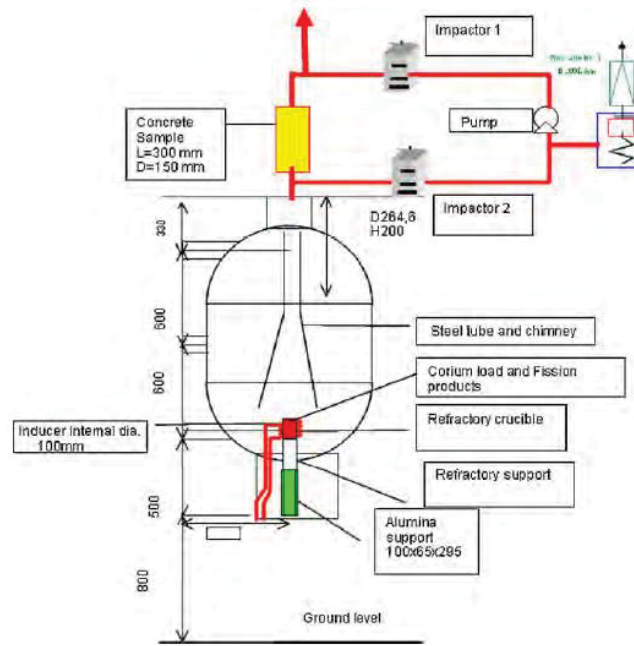


Fig. 1. Schematization of the test COLIMA on the concrete crack sample.

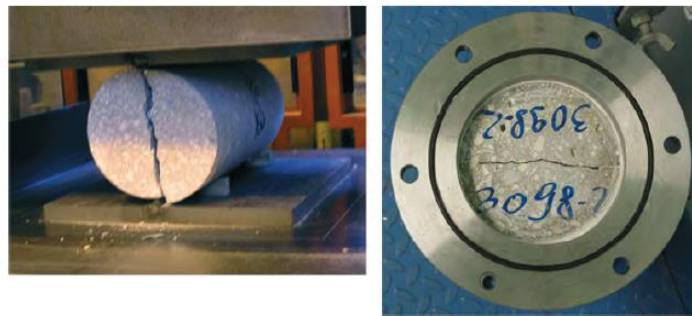


Fig. 2. Instant of the splitting of one of the cylindrical samples (left), and view of the inlet of a crack sample positioned and sealed in the flanged steel holder (right).

図 3-5 COLIMA 試験体系とコンクリートサンプル※¹⁰

※参考文献

- 1 Dana A. Powers, Aerosol Penetration of Leak Pathways -An Examination of the Available Data and Models, SAND2009-1701, 2009
- 2 H. A. Morewitz et al., Attenuation of Airborne Debris from Liquid-metal Fast Breeder Reactor Accidents, HEDL-SA-1665, Hanford Engineering Development Laboratory, 1978
- 3 Bal Raj, Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology, Support provided by the SARNET (Severe Accident Network) in the Framework Programmes of Research of the European Commission, 2012
- 4 F. Parozzi et al., Investigations on aerosol transport in containment cracks, International Conference on Nuclear Energy for New Europe, Bled, Slovenia, September 5-8, 2005.
- 5 原子力発電技術機構「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書（平成15年3月）」
- 6 R. K. Hilliard, A. K. Postma, Large-Scale Fission Product Containment Tests, Nuclear Technology, vol. 53, n. 2, pp163-175, May 1981.
- 7 M. E. Witherspoon, A. K. Postma, Leakage of Fission Products from Artificial Leaks in the CSE Containment Vessel, BNWL-1582, Battelle-Pacific Northwest Laboratories (June 1971).
- 8 C. T. Nelson, R. P. Johnson, “Aerosol Leakage Tests”, Status of Safety Technology for Radiological Consequences Assessment of Postulated Accidents in Liquid Metal Fast Breeder Reactors, Energy Research and Development Administration, ERDA-56, 1975.
- 9 T. Gelain, J. Vendel, Research works on contamination transfers through cracked concrete walls, Nuclear Engineering and Design 238 (2008) 1159-1165
- 10 F. Parozzi et al., The COLIMA experiment on aerosol retention in containment leak paths under severe nuclear accidents, Nuclear Engineering and Design 261 (2013) 346-351

3.1 試験概要

シビアアクシデント条件下での原子炉格納容器シール部の漏えい経路におけるエアロゾルの捕集特性を評価するに先立って、アクシデントマネジメント条件下での健全性を確認するため、加熱モード、雰囲気ガス、放射線エージング等をパラメータにとり、原子炉格納容器貫通部の健全性確認試験を実施している。その後、破損温度を把握することを目的にリーク発生条件評価試験を行い、リークが生じた試験体（電気配線貫通部（低電圧モジュール）及びフランジ・ガスケット）について、その試験体に対しエアロゾルを供給し、入口及び出口のエアロゾル濃度等を測定することで漏えい経路におけるエアロゾル捕集特性を確認している。

NUPEC 試験条件を表 3-2～表 3-4 に、試験装置の概略図を図 3-6 に示す。

表 3-2 NUPEC 試験における試験条件（健全性確認試験）

	NUPEC 試験における試験条件
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム
環境条件	定温度加熱：200°C/230°Cで20h以上保持， 圧力0.8MPa一定 周期的温度加熱：120～200°Cで数十h加熱， 圧力0.1～0.8MPaで変化 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy

表 3-3 NUPEC 試験における試験条件（リーク発生条件評価試験）

	NUPEC 試験における試験条件
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム
環境条件	圧力：0.4～1.0MPa 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy 昇温速度：約 0.5℃/min ^{※1}

- ※1 25℃毎に1時間程度保持させた後、リークが生じなければさらに加温した。加温は最大 400℃までとしている。また、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内外の温度差を模擬するため、試験体の入口側のみを加熱し、出口側は保温のみとした

表 3-4 NUPEC 試験における試験条件（エアロゾル捕集特性試験）

	NUPEC 試験における試験条件
試験を実施した対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット：シリコンゴム
エアロゾル濃度	10～300 mg/m ³ (CsI)
エアロゾル粒子の粒径	1～2 μm (CsI)
環境条件	温度：100～200℃ ^{※1} 圧力：0.11～0.60MPa （ドライ条件） ^{※2}

- ※1 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を 200℃以上（最大約 270～350℃まで）の環境で約 20 時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している
- ※2 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

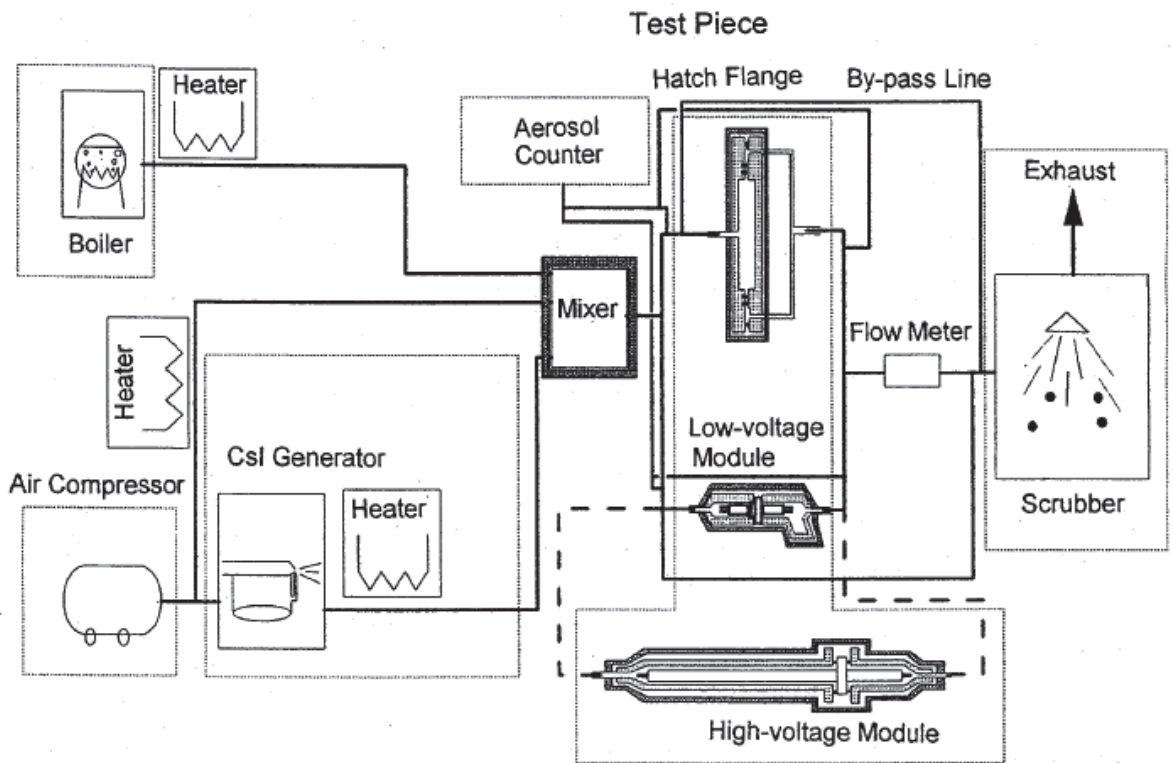


図 3-6 試験装置概略図 (NUPEC 試験)

3.2 試験結果

3.2.1 健全性確認試験

リーク発生条件評価試験に先立って行った健全性確認試験の結果を表 3-5 に示す。アクシデントマネジメント条件下ではいずれの試験体においても、加熱試験中にリークは見られなかった。

表 3-5 NUPEC 試験での健全性確認試験結果¹⁾

試験体	放射線 エージング	加熱ガス	温度 (°C)	試験時間 (hr)	漏えい の有無
低電圧モジュール					
0.9mm ²	無	空気	230	24	無 ²⁾
0.9mm ²	有	水蒸気	120-200 ³⁾	27	無
0.9mm ²	有	水蒸気	200	20	無
同軸ケーブル	有	水蒸気	200	20	無
100mm ²	有	水蒸気	200	20	無
2mm ²	有	水蒸気	200	20	無
高電圧モジュール					
500mm ²	無	空気	230	24	無
500mm ²	有	水蒸気	200	20	無
500mm ²	有	水蒸気	120-200 ³⁾	42	無
フランジ・ガスケット					
甲丸タイプ	無	空気	230	24	無 ²⁾
甲丸タイプ	有	水蒸気	120-200 ³⁾	50	無
グループ&タンクタイプ	有	水蒸気	120-200 ³⁾	54	無

1) 圧力：0.8MPa

2) 室温降下時に微小漏えいが発生

3) 圧力：0.1-0.8MPa に相当

3.2.2 リーク発生条件評価試験

リーク発生条件評価試験の結果を表 3-6 に示す。リーク発生温度条件は、低電圧モジュールで 266～324°C であり、フランジ・ガスケットで 276～349°C であった。高電圧モジュールの場合は、400°C までの加熱の間ではリークは確認されなかった。

表 3-6 リーク発生条件評価試験結果 (NUPEC 試験)

試験体	放射線 エージング	加熱ガス	圧力 (MPa)	破損温度 (°C)
低電圧モジュール				
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	303
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	284
0.9mm ²	有	水蒸気	0.4	284
0.9mm ²	無	水蒸気	1.0	266
0.9mm ² (T/C) ※1	有	水蒸気	0.8	324
0.9mm ² (T/C)	無	水蒸気	0.8	285
同軸ケーブル	有	水蒸気	0.8	301
100mm ²	有	水蒸気	0.8	280
2mm ²	有	水蒸気	0.8	286
高電圧モジュール				
500mm ²	無	空気	0.8	400°Cまで昇温後室温 降下時に微小漏えい
500mm ²	有	水蒸気	0.8	400°Cまで漏えい無し
フランジ・ガスケット				
甲丸タイプ	無	空気	0.8	310
甲丸タイプ	無	水蒸気	0.8	276
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	303
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	324
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.4	349
グループ&タングタイプ	有	水蒸気	0.8	345

※1 熱電対

3.3 エアロゾル捕集特性試験

NUPEC 試験により得られた、電気配線貫通部とフランジ・ガスケットでの DF の試験結果を図 3-7、図 3-8、表 3-7 に示す。

低電圧モジュールの DF は 40~22000 の範囲、フランジ・ガスケットの DF は 11~25 の範囲との結果が得られている。この DF の違いは、リークパスの形状の複雑さの違いに起因するものと考えられる。

すなわち、低電圧モジュールの場合には、シール材のエポキシ樹脂が繊維フィルタ状となっているため DF が大きくなったと考えられる。一方、フランジ・ガスケットの場合は、リークパスが比較的単純な構造（シリコンゴムに亀裂が入った状態で損傷）となっているため、DF は低電圧モジュールほどは大きくならなかったと考えられる。

NUPEC 試験の結論として、リークパスでのエアロゾル捕集効果に関して、DF 値として少なくとも 10 以上を考慮することが可能であると報告している。

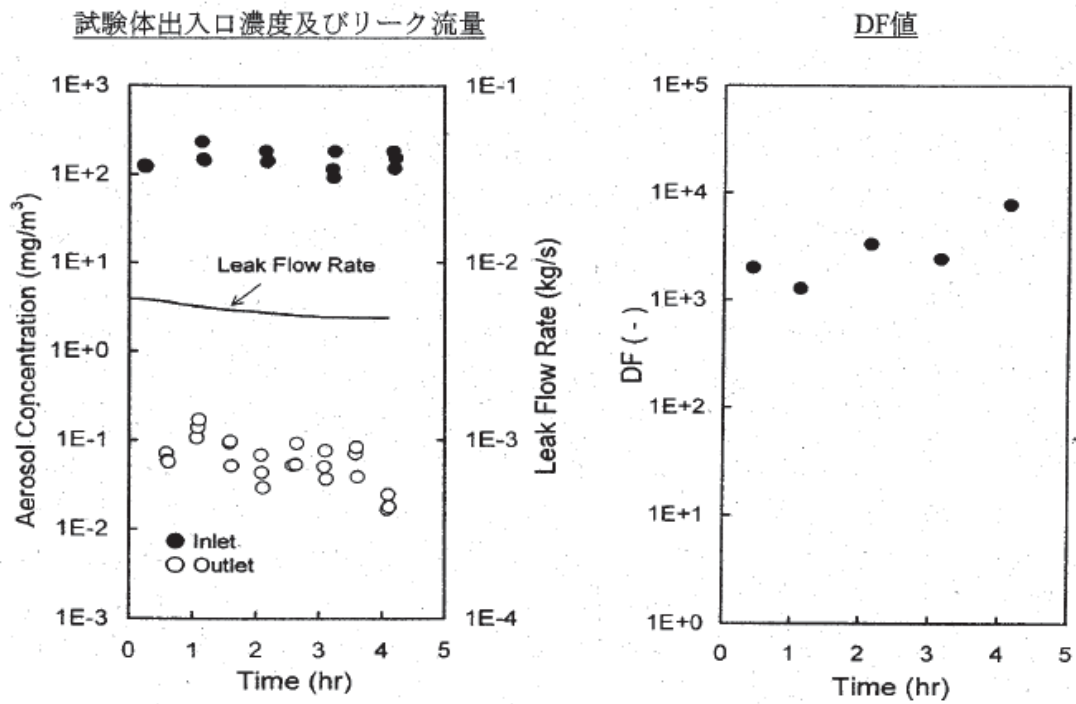


図 3-7 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF 値の経時変化
（電気配線貫通部の一例）（NUPEC 試験）

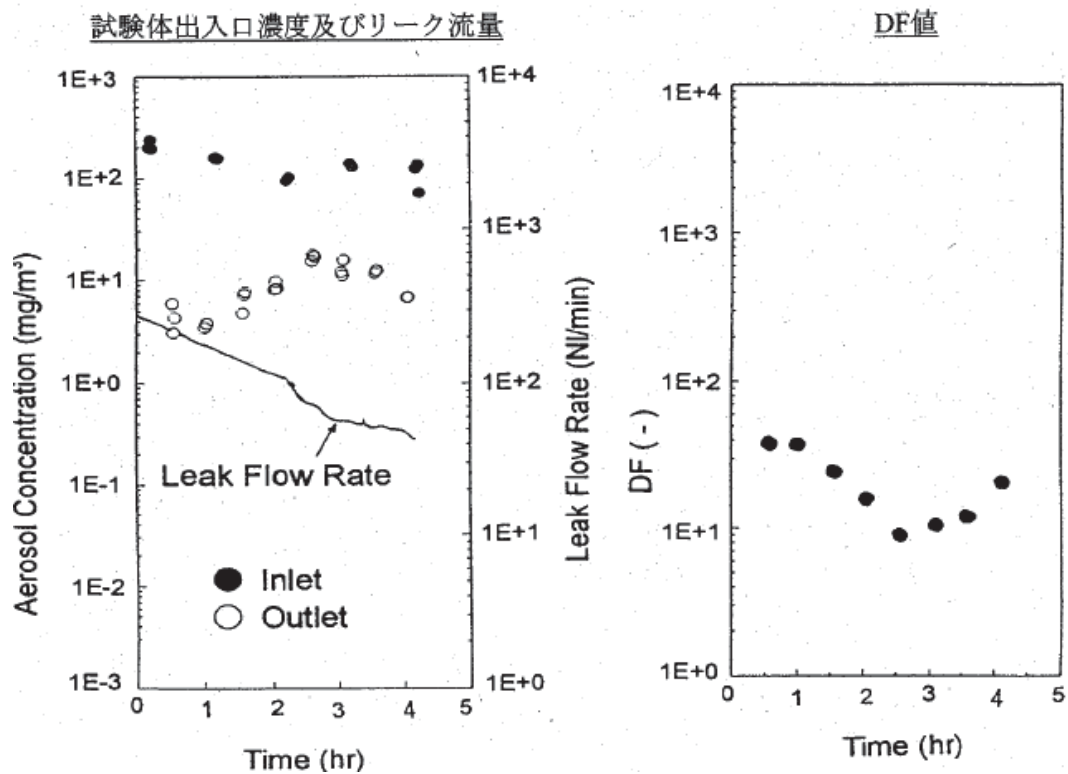


図 3-8 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF 値の経時変化，
（フランジ・ガスケットの一例）（NUPEC 試験）

表 3-7 試験により得られた DF (NUPEC 試験)

試験体	放射線 エージ ング※2	加熱 ガス※2	圧力※2 (MPa)	破損 温度※2 (°C)	DF
					全粒径範囲 (0.5~5 ミクロン)
低電圧モジュール					
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	303	1300
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	284	620
0.9mm ²	有	水蒸気	0.4	284	22000
0.9mm ²	無	水蒸気	1.0	266	2500
0.9mm ² (T/C) ※1	有	水蒸気	0.8	324	280
0.9mm ² (T/C)	無	水蒸気	0.8	285	160
同軸ケーブル	有	水蒸気	0.8	301	270
100mm ²	有	水蒸気	0.8	280	340
2mm ²	有	水蒸気	0.8	286	40
フランジ・ガスケット					
甲丸タイプ	無	水蒸気	0.8	276	11
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	303	11
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	324	13
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.4	349	20
グループ&タンクタイプ	有	水蒸気	0.8	345	25

※1 熱電対

※2 3.2.2 リーク発生条件評価試験時の試験条件

4. NUPEC 試験の実機への適用性

NUPEC 試験での試験条件と、BWR の原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件を比較し、実機への適用性を確認した。

条件比較の結果を表 4-1 にまとめ、条件ごと（漏えいを想定する対象，エアロゾル粒子の粒径，シール材の材質，環境条件（シール材の劣化状態，圧力条件，蒸気条件））に適用性について考察した。

表 4-1 NUPEC 試験での試験条件と BWR 原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件の比較

	NUPEC 試験における試験条件	MARK-I (改良型含む)	MARK-II (改良型含む) RCCV	比較結果・考察
漏えいを想定する対象	電気配線貫通部 ・フランジ・ガスケット	電気配線貫通部 ・フランジ・ガスケット	電気配線貫通部 ・フランジ・ガスケット	漏えい想定箇所は、「2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所」に記載のとおりで、試験条件と同等である。
エアロゾル粒径	1~2 μ m (CsI) DF 値評価範囲 0.5~5 μ m	数 μ m (事象初期 (格納容器スプレイ実施前))	数 μ m (事象初期 (格納容器スプレイ実施前))	重大事故等時における粒径分布として放出量に支配的な事象初期 (格納容器スプレイ実施前) では数 μ m 程度を想定している。NUPEC 試験では DF 値を 0.5~5 μ m で評価しており、重大事故等時の条件と同等であることから適用可能である。 【4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察】
シール材の材質	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット： シリコンゴム	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂、メタル製又はエチレンプロピレンゴム製 0 リング※1 フランジ・ガスケット： 改良 EPDM	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂、メタル製又はエチレンプロピレンゴム製 0 リング※1 フランジ・ガスケット： 改良 EPDM	電気配線貫通部について、試験で用いたシール材と実機のシール材が同様であることを確認した。 ・フランジ・ガスケットについて、試験で用いたシール材と実機のシール材は異なるが、試験の材質よりも実機の方が長期にわたり高温環境下においてシール機能を維持できることから、NUPEC 試験結果を適用できると考えられる。 【4.2 シール材の差異に対する考察】
環境条件	温度：100~200℃※2 圧力：0.11~0.60MPa[gage] (ドライ条件) ※3	温度：~200℃ 圧力：~0.853 MPa[gage] ~0.854 MPa[gage] (ウェット条件) ※3	温度：~200℃ 圧力：~0.620 MPa[gage] (ウェット条件) ※3	重大事故等時に想定する温度条件は、試験における測定時の条件とほぼ同等であることを確認した。 ・実験に用いたシール材は最大約 270~350℃の環境で曝露し、リークが発生したものをを用いている。一方、実機においては 200℃以下であり、曝露環境試験においても漏えいがないことを確認している。 【4.2 シール材の差異に対する考察】
				重大事故等時に想定する圧力は、試験における測定時の圧力と差異があるが、NUPEC 試験によると DF と流量には明確な依存性がないことから、DF と圧力に対しても明確な依存性がないと考えられ、NUPEC 試験結果は適用可能である。 【4.3 圧力条件に対する考察】
				試験環境はドライ条件であるが、実機で想定する環境はウェット条件であるため、水蒸気凝縮やエアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待でき、実機の方が DF が大きくなると考えられる。 【4.4 蒸気条件に対する考察】

※1 0 リングはメタル製又はエチレンプロピレンゴム製 0 リングを使用しているが、重大事故等時の環境下においてシール機能を維持できることを確認している

※2 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を 200℃以上 (最大約 270~350℃まで) の環境で約 20 時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している

※3 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察

エアロゾル粒子の粒径分布は事故の状態, 事象進展によっても変化していくものである。エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構としては, 図 4-1 に示すように原子炉格納容器内でのエアロゾル粒子の凝集や壁面への沈着等によるものと考えられる。凝集は拡散と重力沈降の過程でエアロゾル粒子が衝突することで, 小粒径のエアロゾル粒子が集まり, より粒径の大きい粒子が作られ, 粒径分布はより大きい方向にシフトする。沈着は, 重力沈降によりエアロゾル粒子が壁面等に沈着することであり, 粒径が大きいエアロゾル粒子ほど沈着し易いため, 大粒径のエアロゾル粒子ほど多く除去され, 粒径分布はより小さい方向にシフトする。

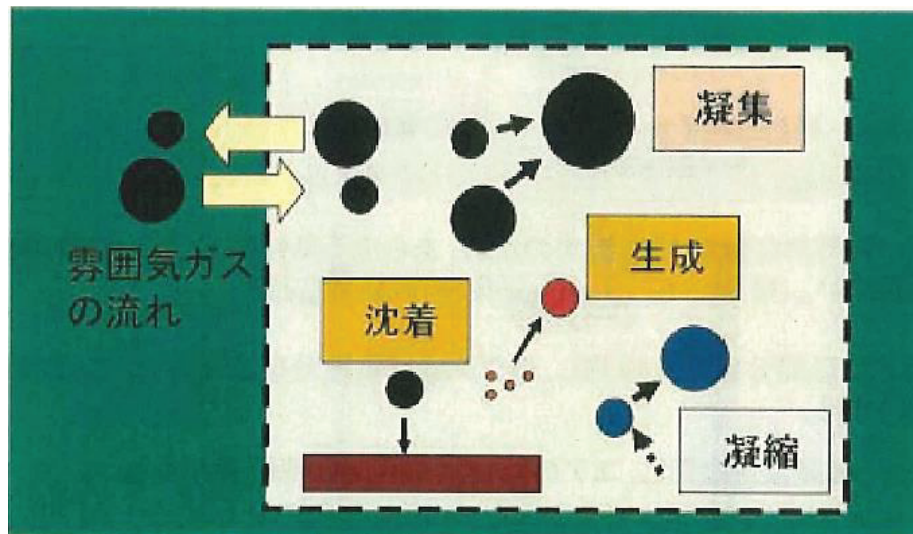


図 4-1 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

重大事故等時における原子炉格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒子の粒径分布として $0.1\mu\text{m}\sim 5\mu\text{m}$ の範囲であることは, 粒径分布に関して実施されている既往の研究から知られている。

重大事故等時には原子炉格納容器内にスプレー等による注水が実施されることから, 重大事故等時の粒径分布を想定し, 「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された表 4-2 の②, ⑤に示す試験等を調査した。さらに, 重大事故等時のエアロゾル粒子の粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために, 海外の規制機関 (NRC 等) や各国の合同で実施されている重大事故等時のエアロゾルの挙動の試験等 (表 4-2 の①, ③, ④) を調査した。以上の調査結果を表 4-2 に示す。

この表で整理した試験等は, 想定するエアロゾル発生源, 存在する場所 (原子炉格納容器, 一次冷却材配管等), 水分の有無等に違いがあるが, エアロゾル粒子の粒径の範囲に大きな違いはなく, 原子炉格納容器内環境でのエアロゾル粒子の粒径はこれらのエアロゾル粒子の粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

また、実機の解析結果によると重大事故等時における原子炉格納容器からの放出に支配的な事象初期（格納容器スプレイ実施前）では、エアロゾル粒子の粒径分布は数 μm 程度である。

NUPEC 試験においても、重大事故等時を想定し、 $1\sim 2\mu\text{m}$ の粒径を目標として CsI エアロゾル粒子を生成し、リーク発生条件評価試験においてリークの発生した試験体に供給し、試験体前後のエアロゾル濃度を測定し（図 4-3 「NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布」）、 $0.5\sim 5\mu\text{m}$ の範囲で DF 値を評価している。

以上より、NUPEC 試験で評価している粒径の範囲は、実機で想定される重大事故等時における原子炉格納容器から放出されるエアロゾル粒子の粒径分布の支配的な範囲を包含しており、NUPEC 試験の結果は適用可能と考える。

表 4-2 重大事故等時に著しい炉心の損傷が発生した場合の
エアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は報告書名等	エアロゾル粒径 (μm)	備考
①	LACE LA2 ^{※1}	約 0.5~5 (図 4-2 参照)	重大事故等時の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件で実施した比較試験
②	NUREG/CR-5901 ^{※2}	0.25~2.5 (参考 1-1)	原子炉格納容器内に水が存在し、熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECL が実施した試験 ^{※3}	0.1~3.0 (参考 1-2)	重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD ^{※3}	0.29~0.56 (参考 1-2)	重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP ^{※3}	0.5~0.65 (参考 1-2)	重大事故等時の FP 挙動の実験 (左記のエアロゾル粒子の粒径は PHEBUS FP 実験の原子炉格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

参考文献

- ※1 J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) LA2, ORNL
- ※2 D. A. Powers and J. L. Sprung, NUREG/CR-5901, A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete
- ※3 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS, NEA/CSNI/R (2009)5

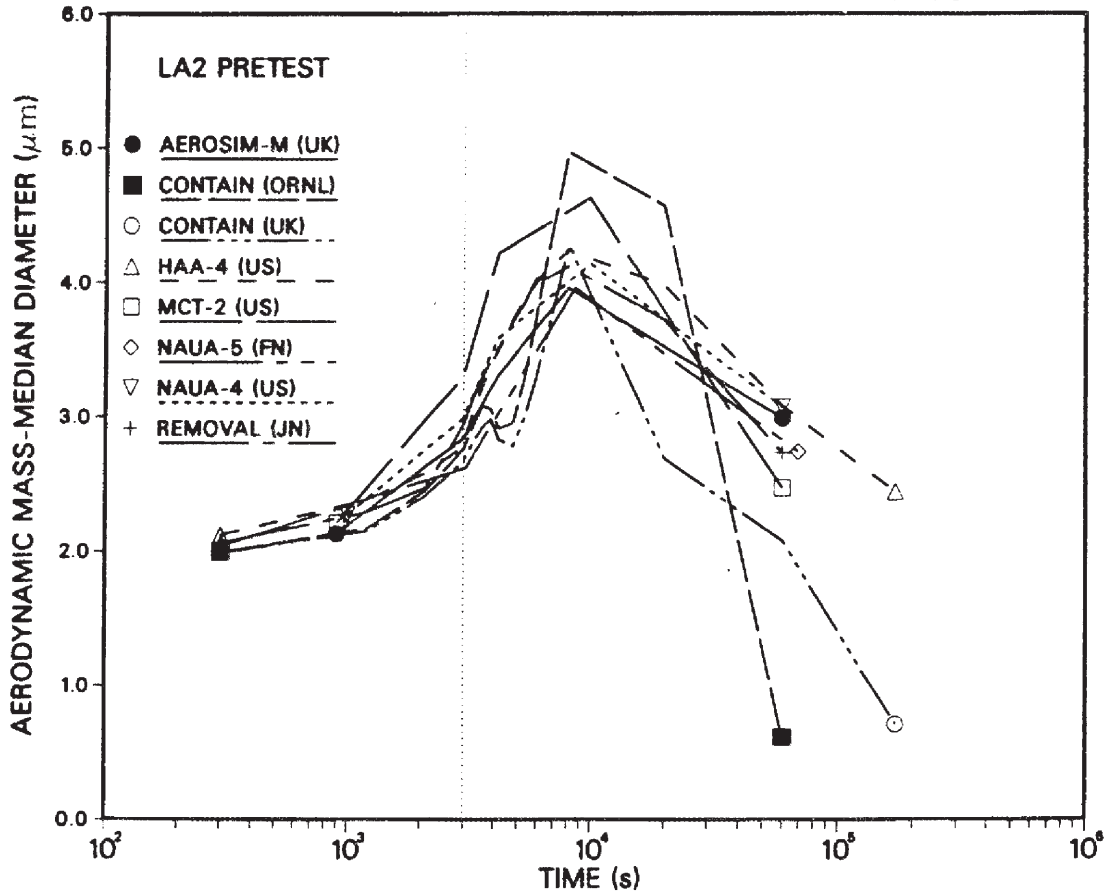


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

図 4-2 LACE LA2 でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒子の粒径の時間変化グラフ

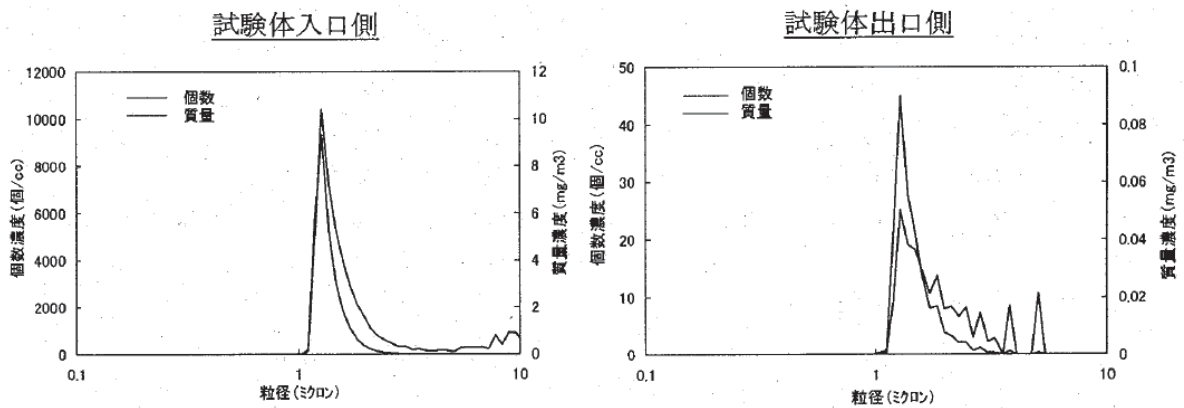


図 4-3 NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO₂, H₂, and H₂O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$ to $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$.

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) or SiO₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) from the concrete and UO₂ ($\rho = 10 \text{ g/cm}^3$) or ZrO₂ ($\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm³. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO₂ will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be $S\sigma(w)$ where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable ϵ is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where $\sigma(w)$ is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1 μm in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.

Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$ to $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$.

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete, UO_2 with a solid density of around 10 g/cm^3 is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about 5.5 g/cm^3 and condensed products of concrete decomposition such as Na_2O , K_2O , Al_2O_3 , SiO_2 , and CaO with densities of 1.3 to 4 g/cm^3 become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of 1.5 to 10.0 g/cm^3 .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the $-1/3$ power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left(\frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where ϵ is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_l / g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of 20 to 120° . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

9.2.1 Aerosols in the RCS

9.2.1.1 AECL

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3 μm formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0 μm in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U: while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

9.2.1.2 PBF-SFD

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56 μm (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56 μm) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and “below detection limit” is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

9.2.2 Aerosols in the containment

9.2.2.1 PHEBUS FP

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4 μm at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5 μm before stabilizing at 3.35 μm ; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0 μm . Geometric-mean diameter (d_{50}) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65 μm ; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of some of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

試験名又は報告書名等	試験の概要
AECL が実施した試験	CANDU のジルカロイ被覆管燃料を使用した、1 次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国のアイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS-FP	フランスのカダラッシュ研究所の PHEBUS 研究炉で実施された、重大事故等時の条件下での炉心燃料から 1 次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

4.2 シール材の差異に対する考察

4.2.1 フランジ・ガスケット

NUPEC 試験ではフランジ・ガスケットとしてシリコンゴムを使用したシール材を用いて試験を実施している。

また、NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、フランジ・ガスケットのシール材の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、200℃を超える環境下でフランジ・ガスケットからのリーク発生条件が確認されている。そのシール材の損傷状態は図 4-4 で示すように劣化によって発生したひびがシール材の内側から外側に向けて貫通している。エアロゾル捕集特性試験は、リーク発生条件評価試験によりシール材が破損した試験体に対して実施され、エアロゾル粒子の DF が確認されている。

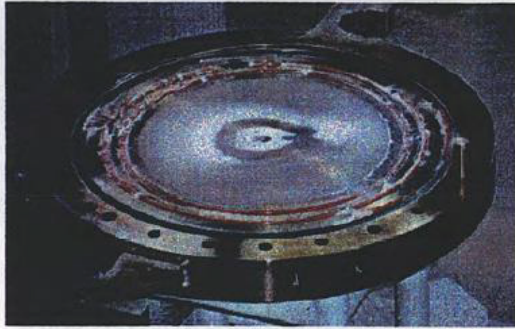
実機では、従前は NUPEC 試験で用いたシール材と同様にシリコンゴムを使用したシール材を用いていたが、東京電力株式会社福島第一原子力発電所事故の知見を踏まえ、ドライウェル主フランジ、機器搬出入用ハッチ等について高温耐性に優れた改良 EPDM を使用したシール材へ交換することとしている。

これら原子炉格納容器の各シール部の健全性については、原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価において、重大事故等時の環境下において放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認している。^{※1}

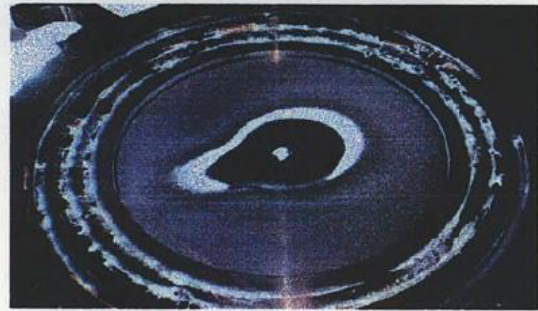
なお、NUPEC 試験及び原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価において確認した実機フランジ模擬試験は、実機のフランジ部の内側から加圧されることによるフランジ合わせ面の開きを模擬し、ガスケットとフランジ部が僅かに接触した状態において試験を行っている。NUPEC 試験及び実機フランジ模擬試験におけるフランジ断面形状を表 4-3 に示す。

以上のとおり、実機のフランジシール部については NUPEC 試験で使用している従来のシール材よりも長期にわたり、高温条件下においてシール機能を維持できる。その場合、漏えい経路は狭くなりより大きな DF を期待できることから、NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。

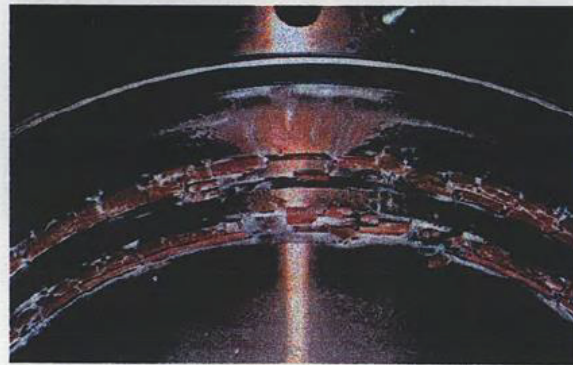
※1 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」



試験体入口側
(白い粉末はCsIエアロゾル)



試験体出口側
(白い粉末はCsIエアロゾル)



ガスケット拡大部分 (白い粉はCsIエアロゾル)

図 4-4 試験で用いたフランジ・ガスケットの損傷状態
(200°Cを超過して約 0.5°C/min の昇温速度で加熱, 漏えい発生後,
温度を低下させ, エアロゾル捕集特性試験を実施した後の状態)

表 4-3 NUPEC 試験及び実機フランジ模擬試験におけるフランジ断面形状

	NUPEC 試験※ ¹	実機フランジ模擬試験※ ²
フランジ断面形状		
フランジ面の開きの模擬	<p>フランジ面に勾配を設けることで開きを模擬。勾配は内側ガスケットと上部フランジが接触する程度として 1/25 を設定。</p>	<p>フランジ面間に調整シムを設置することで開きを模擬。ガスケットの押し込み量は、リークが発生しない程度に設定。</p>

※1 原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成6年3月）」

※2 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」

4.2.2 電気配線貫通部

NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、電気配線貫通部の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、電気配線貫通部についても 200℃を超える環境下で曝露し、シール材が損傷した際の状態について確認している。電気配線貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果を図 4-5 に示す。漏えいが発生するまで入口側の温度を上昇させた結果、約 300℃近くで漏えいが発生している。

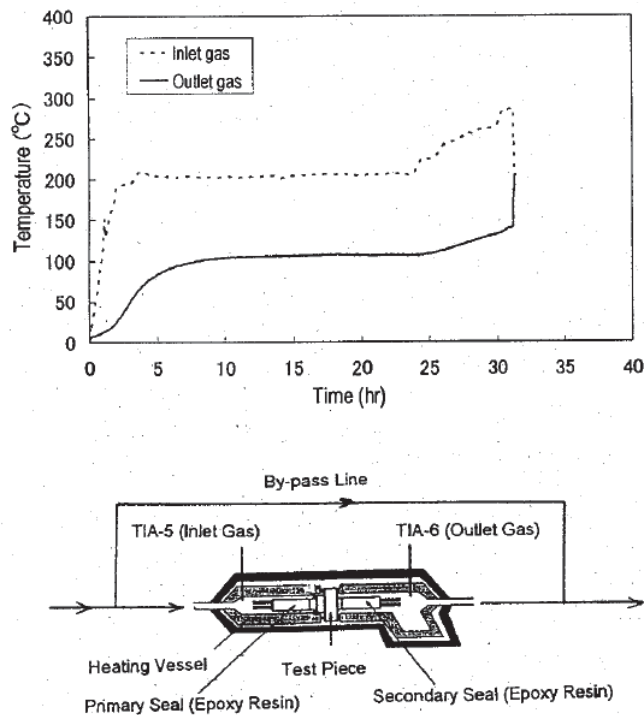


図 4-5 電気配線貫通部（低電圧）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果（NUPEC 試験，200℃を超える環境下）

実機の電気配線貫通部のシール材については、NUPEC 試験で使用したシール材と同様であり差異はなく、実機での原子炉格納容器の各シール部の健全性については、原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価において、重大事故等時の環境下において閉じ込め機能を確保できることを確認^{*1}している。

シール部が健全な場合には、漏えい経路は狭くなりより大きな DF を期待できることから、NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。

※1 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」

4.3 圧力条件に対する考察

NUPEC 試験における測定時の圧力と重大事故等時で想定する圧力の差については、一般に圧力の上昇に伴い漏えいガス流量は増えることとなるが、図 3-7、図 3-8 に示すとおり、DF と流量には明確な依存性が確認できないことから、DF は圧力に対して明確な依存性はないと考えられ NUPEC 試験における測定結果を実機に適用することが可能であると考えられる。

4.4 蒸気条件に対する考察

NUPEC 試験における蒸気環境について、重大事故等時で想定するウェット条件では水蒸気による劣化(加水分解)の影響を受けるものの、蒸気により空気中の酸素量が少なくなるため、シール材の劣化が抑制されると考えられる。さらに、ウェット条件では漏えい経路での水蒸気凝縮、エアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待できる。そのため、試験条件（ドライ条件）に比べて重大事故等時で想定する条件（ウェット条件）の方がエアロゾル粒子の DF が大きくなると考えられる。

4.5 破損時と健全時の電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する考察

4.5.1 リーク形態について

シール部における気体のリーク形態は、分子拡散や分子流などの分子レベルでのリークと、連続流体の流れに分類できる。分子拡散によるリークは、気体分子が高分子材料等の表面から浸透し材料内を拡散して生じるものであり、分子流によるリークは、気体分子の平均自由行程（窒素分子の場合 $0.01\mu\text{m}\sim 0.1\mu\text{m}$ 程度のオーダー）と同等以下の極めて小さいリークパスで考慮されるものである。分子レベルでのリークにおいては、実機で考慮すべき粒径数 μm 程度のエアロゾル粒子は漏えいしないと考えられる。

実機の原子炉格納容器における漏えいとしては、このような分子レベルでのリークは有意な影響を与えず、連続流体の流れを考慮すればよいとされており^{※1}、NUPEC 試験での破損後のシール部材においても連続流体の流れの状態での測定されたデータにより DF が確認された。

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

4.5.2 リーク面積について

NUPEC 試験の DF 測定に用いられた破損後の部材（電気配線貫通部及びフランジ・ガスケット）と、健全な部材との差としては、部材一つ当たりのリーク面積の大きさとリークパスの形状の違いが挙げられる。

実機の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定すると、漏えい率から算出される総リーク面積は等価面積で 10mm^2 前後^{※2} となる。また、原子炉格納容器内の健全な部材一つ一つが微小なリーク面積を有し、全部材のリーク面積の和が総リーク面積であると仮定すると、健全な部材一つ当たりのリーク面

積は NUPEC 試験で使用された破損後の部材のリーク面積（等価面積で数 mm²）に比べ 1 桁程度小さいと考えられる。

※2 重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価では、最高使用圧力に応じた設計漏えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。この漏えい量に相当するリーク面積（等価面積）の導出過程を別添 3 に示す。ここでは AEC の評価式^{※3}を用いて算出した漏えい率に相当する気体の漏えい量から、圧縮性流体の式を用いてリーク面積を求めており、これは漏えい経路の長さや形状などによるエネルギー損失を含めた形で表わされた面積である。なお、格納容器圧力が最高使用圧力を超えた場合（1Pd～2Pd）、10mm²前後に相当する。

※3 United States Atomic Energy Commission report "reactor containment leakage testing and surveillance report USAEC technical safety guide Dec. 1966"

原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成 10 年 3 月）」では、等価面積と DF との相関について検討が行われている。等価面積は、試験体に供給される流量と圧力の測定結果から以下の式により得られる面積であり、電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットの部材の形状並びにエポキシ樹脂、エチレンプロピレンゴム及びシリコンゴムといった材質の相違は直接取り扱われていないものの、複雑な流路形状を持つ漏えい経路の圧力損失等の効果が含まれている。なお、表 4-4 に示すとおり、NUPEC 試験で使用された低電圧モジュール（破損時）では、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されている。これはシール材のエポキシ樹脂が熱膨張し、ケーブルや SUSハウジングとの隙間が収縮したためと考えられる。フランジ・ガスケット（破損時）では明確な温度依存性は確認されていない。

等価面積と DF との相関を考える場合、エアロゾル粒子の捕集メカニズムはリークパスの形状に依存するため、厳密にはリークパス形状の複雑な低電圧モジュールと、リークパス形状の単純なフランジ・ガスケットを別々に考える必要があるが、同報告書では、リークパス内の摩擦及び圧力損失等を考慮した等価面積を用いることで、近似的には両者を同一線上で比較することも可能であると判断している。なお、同報告書において等価面積の中にリークパス形状や摩擦等による圧力損失を示す K （流路係数）や C （流量係数）を含む形としたのは、試験体のリークパス形状が複雑であり、それらの係数を各々評価するのが困難なためとされており、実験で得られたデータを下記式の右辺へ代入することで等価面積として評価している。

$$K \cdot C \cdot Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{(\gamma+1)/\gamma} \right\}}}$$

m : 質量流量(kg/s) Ae : 等価面積(m²)

K : 流路係数(-) C : 流量係数(-)

P_0 : 1次側圧力(Pa) P_b : 2次側圧力(大気圧)(Pa)

γ : 比熱比(-) T_0 : 1次側温度(K)

R : 空気のガス定数(287J/kgK)

図 4-6 に、1.28 μ m ~ 1.38 μ m の粒径範囲（実機の粒径に近く、試験結果から DF を十分に評価できる粒径範囲として選定）における、等価面積と DF との関係（雰囲気温度 100°C での試験結果）を示す。図 4-6 では、低電圧モジュールはモジュール 1 体当たり、フランジ・ガスケットはガスケット 1m 当たりの等価面積で整理している。なお、前述の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定した場合の総リーク面積（等価面積で 10mm² 前後）の全てがフランジ・ガスケットに起因するものと仮定すると、ガスケット 1m 当たりの等価面積は 0.1mm² のオーダーとなる。（同報告書では、ABWR の場合、フランジ・ガスケット周長の合計は 70m 程度であると整理）

図 4-6 に破線で示しているとおおり、等価面積と DF にはある程度の相関があり、等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向となっている。低電圧モジュールとフランジ・ガスケットのリークパス形状の複雑さに相違があるにも係わらず、等価面積で整理すると相関が見られることから、仮に雰囲気温度を 200°C（格納容器限界温度）とした場合でも、各部材のリークパス形状が変化する可能性はあるものの、等価面積と DF との相関関係は図 4-6 からほとんど変わらないと予想される。

また、同報告書では、上記の粒径範囲以外での DF についても言及しており、約 1 μ m の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍、約 2 μ m の場合には約 2 倍となると報告している。重大事故等時における実機の粒径が、放出量に支配的な事象初期（格納容器スプレイ実施前）で数 μ m 程度と想定されることを踏まえると、実機においては、等価面積に対する DF は図 4-6 に示されるものと同程度以上になると考えられる。

健全時の部材のリークパスの形状には不確実性があるが、NUPEC 試験で使用されたフランジ・ガスケット（破損時）のリークパスが比較的単純な構造であること、健全時の部材のリーク面積が破損時に比べ小さくその分 DF が大きくなると予想されることから、破損時のフランジ・ガスケットの DF を、健全時の電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットに対して適用することは妥当であると考えられる。

表 4-4 試験体のリーク面積の温度依存性

表3.1-13 試験体のリーク面積(等価面積)評価結果^{注1)}

単位: mm²

	室温	373K	473K	個数比率(%) ^{注6)}
低電圧モジュール				
0.9mm ²	6.1 (2.3-13) ^{注2)}	5.9 (2.9-12) ^{注2)}	1.6(0.82-2.4) ^{注3)}	30
0.9mm ² (T/C)	17 (9.4-24) ^{注3)}	11 (7.6-15) ^{注3)}	-	10
2mm ²	-	2.6	1.7	45
100mm ²	3.5	2.9	1.7	5
同軸	19	11	-	10
平均 (単純平均)	11	6.7	1.7	
平均 (個数の重み考慮)	10	5.3	1.7	
フランジ・ガスケット				
甲丸	14 (12-17) ^{注4)}	16 (11-22) ^{注4)}	15 (9-18) ^{注5)}	-
グループ・タンク	10	10	10	-
平均 (単純平均)	12 ^{注7)}	13 ^{注7)}	13 ^{注7)}	

注1) 低電圧モジュールはモジュール1体当たり、フランジ・ガスケットはガスケット1m当たりのリーク面積

注2)~注5) はそれぞれ試験のデータ数が4、2、5、3の平均値、()内はその範囲

注6) 低電圧モジュールの個数比率は、その他のタイプを除いた概算比率

注7) フランジ・ガスケットの場合は、甲丸とグループ・タンクの比率を同程度と仮定し、単純平均を採用

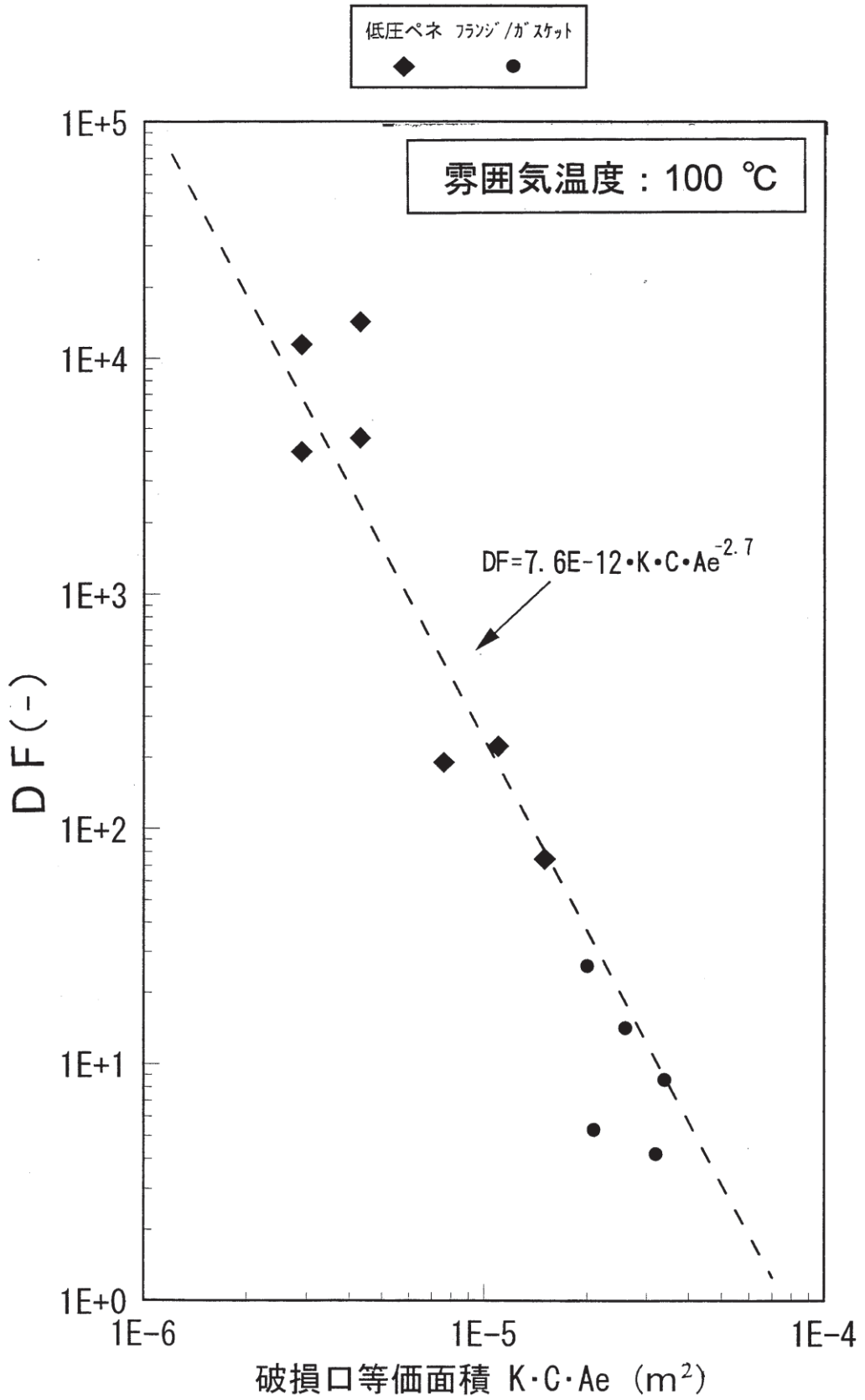


図 4-6 1.28 μm ~ 1.38 μm の粒径範囲における破損口等価面積と DF との関係

5. まとめ

重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果について、原子炉格納容器の漏えい箇所の想定と、漏えい孔におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見として NUPEC 試験の実機への適用性について考察し、適用可能であることを以下のとおり確認した。

- a. NUPEC 試験では、シビアアクシデント時に原子炉格納容器からの漏えいポテンシャルを有する部位として、有機シールなど非金属で構成される貫通部に着目し、原子炉格納容器貫通部を模擬した電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットを対象に健全性確認及び漏えい試験を行っている。Mark-I、Mark-II 及びそれぞれの改良型並びに ABWR における原子炉格納容器の構造を確認した結果、貫通部等のバウンダリ構成はいずれも同様であり、これらのシール部の試験結果に着目することは適切である。
- b. NUPEC 試験では、シール部が破損し漏えいが確認された試験体でエアロゾル捕集特性試験を行っており、以下の事項が確認された。
 - 粒径分布が $1.28 \mu\text{m}$ ～ $1.38 \mu\text{m}$ の粒径範囲において、破損口の流路係数などを含めた等価面積と DF にはある程度の相関性があり、等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向であることが示されている。
 - DF の支配的な因子としてエアロゾル粒子径が挙げられるが、約 $1 \mu\text{m}$ の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍、約 $2 \mu\text{m}$ の場合には約 2 倍となることが確認されている。
 - 等価面積の温度による依存性は、低電圧モジュールでは、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されているが、フランジ・ガスケットでは明確な温度依存性は確認されていない。
- c. 重大事故等時における原子炉格納容器貫通部のエアロゾル捕集効果として NUPEC 試験の試験結果を実機へ適用するにあたり、実機で想定される各種条件と比較した結果、以下の事項が確認された。
 - シール材の材質、環境条件（圧力、蒸気条件）について NUPEC 試験条件と実機条件とを比較し、NUPEC 試験は実機に適用可能である。
 - NUPEC 試験において、破損後のシール部材の DF は連続流体の漏えい状態で評価されているものである。実機での分子流による漏えいとはごくわずかであり、設計漏えい率を前提とした場合でもリーク形態は連続流体の流れにより生ずるものである。
 - 設計漏えい率を仮定した場合に算出される総リーク面積は、等価面積で数 mm^2 前後と想定しており、これが各貫通部からの微小な漏えいに起因すると仮定すると、NUPEC 試験における破損後の部材のリーク面積（等価面積で数 mm^2 ）よりも 1 桁程度小さいと想定でき、等価面積に対する DF との関係からすると、DF は数 100 よりさらに大きい桁の値となると想定できる。一方で、ある特定のフラン

ジ・ガスケットからのリークに起因するものと仮定しても、DF は 100 程度となると想定できる。

—エアロゾル粒子の粒径は、数 μm 程度を想定しており、NUPEC 試験における粒子径の傾向によれば、等価面積に対する DF はより大きな値になると推定される。

以上のことから、重大事故等時の原子炉格納容器貫通部からの漏えいにおいて、貫通部におけるエアロゾル粒子の DF は数 100 程度を期待できる。よって、重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の値として、これに 1 桁程度の余裕をみて DF=10 とすることは妥当であると考えられる。

別添 1 東海第二発電所における原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所 (Mark-II)

別添 2 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉における原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所 (RCCV)

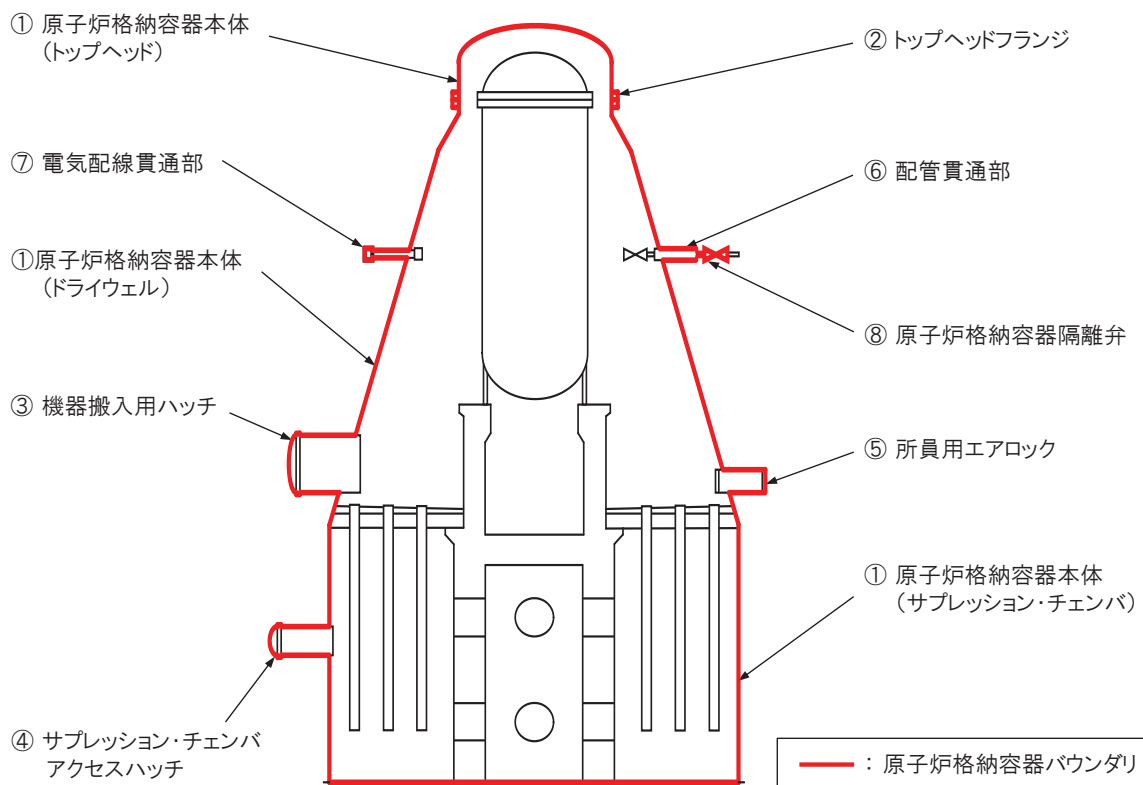
別添 3 原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の総リーク面積について

東海第二発電所における原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所 (Mark-II)

原子炉格納容器の構造から漏えい箇所を想定するに当たり、Mark-II型の原子炉格納容器の概要図を図1に示す。

原子炉格納容器バウンダリの構成部について、重大事故等時における放射性物質の閉じ込め機能を喪失させる要因（以下「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う以下の要因が想定される。

原子炉格納容器バウンダリの構成部における機能喪失要因を表1に示す。



- ① 原子炉格納容器本体
- ② トップヘッドフランジ
- ③ 機器搬入用ハッチ
- ④ サプレッション・チェンバアクセスハッチ
- ⑤ 所員用エアロック
- ⑥ 配管貫通部
 - ・ 接続配管
 - ・ スリーブ
 - ・ 平板類※, セーフエンド, 伸縮継手
 - ※ 平板, 穴あき平板, フランジ, ボルト締め平板, フルードヘッド
- ⑦ 電気配線貫通部
 - ・ アダプタ, ヘッダ, モジュール
- ⑧ 原子炉格納容器隔離弁

図1 原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要図

表 1 評価対象における機能喪失要因

評価対象		機能喪失要因	
		構造部	シール部
①原子炉格納容器本体 (トップヘッド, ドライウエル, サプレッション・チェンバ)	一般構造部	延性破壊	—
	構造不連続部	延性破壊	—
②トップヘッドフランジ	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
③機器搬入用ハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
④サプレッション・チェンバ アクセスハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
⑤所員用エアロック	円筒胴, 隔壁	延性破壊	—
	扉板	—	開口, シール材劣化
	シール部 (扉以外)	—	シール材劣化
⑥配管貫通部	接続配管	延性破壊	—
	スリーブ (本体・取付部)	延性破壊	—
	平板類	延性破壊	開口, シール材劣化
	セーフエンド	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	—
⑦電気配線貫通部	アダプタ	延性破壊	—
	ヘッダ	延性破壊	—
	モジュール	—	シール材劣化
⑧原子炉格納容器隔離弁	耐圧部 (弁箱)	延性破壊	—
	シール部	—	シール材劣化

上記の原子炉格納容器バウンダリの構成部のうち、構造部については鋼材で構成されており溶接部も含め連続構造であることから、漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

一方、シール部については、シール材と鋼材を密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。各構成部のシール部の構造は図 2 のとおりであり、その構造及び漏えいのメカニズムから、以下の三つに分類できる。

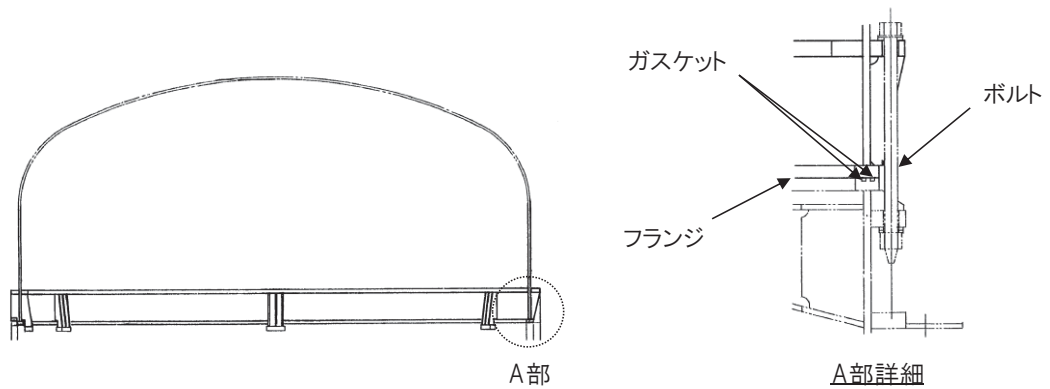
- a. フランジ構造のシール部 (②トップヘッドフランジ, ③機器搬入用ハッチ,

④サプレッション・チェンバアクセスハッチ, ⑤所員用エアロック, ⑥配管貫通部)

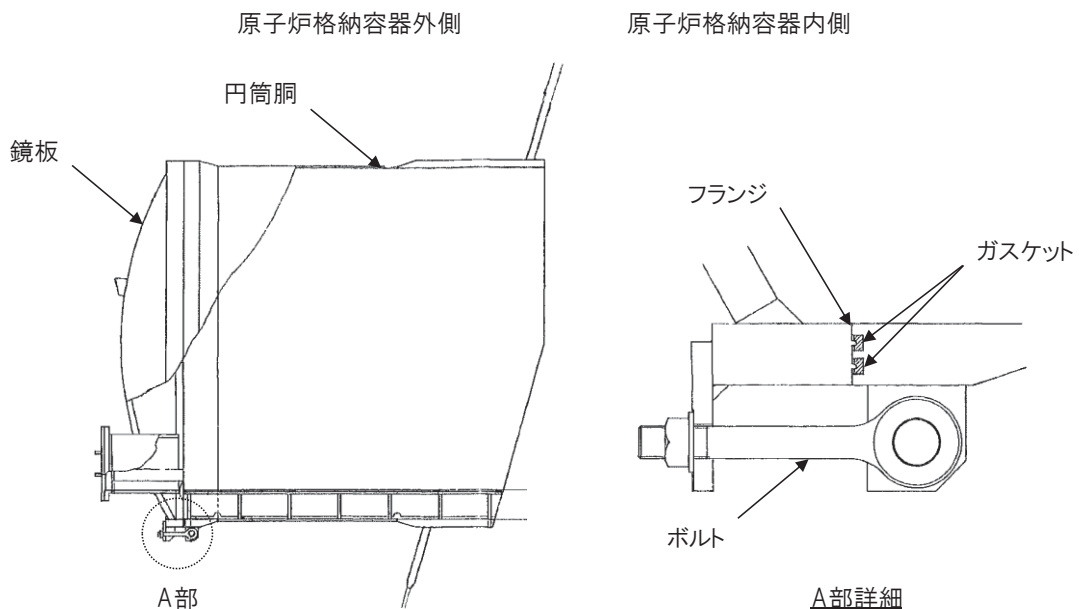
b. 電気配線貫通部のシール部 (⑦電気配線貫通部)

c. 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (⑧原子炉格納容器隔離弁)

これらの各シール部の構造は Mark-I 改良型と同様である。したがって, 原子炉格納容器外への主たる漏えい経路としては, Mark-I 改良型と同様にフランジ構造や電気配線貫通部のシール部に着目することが適切である。

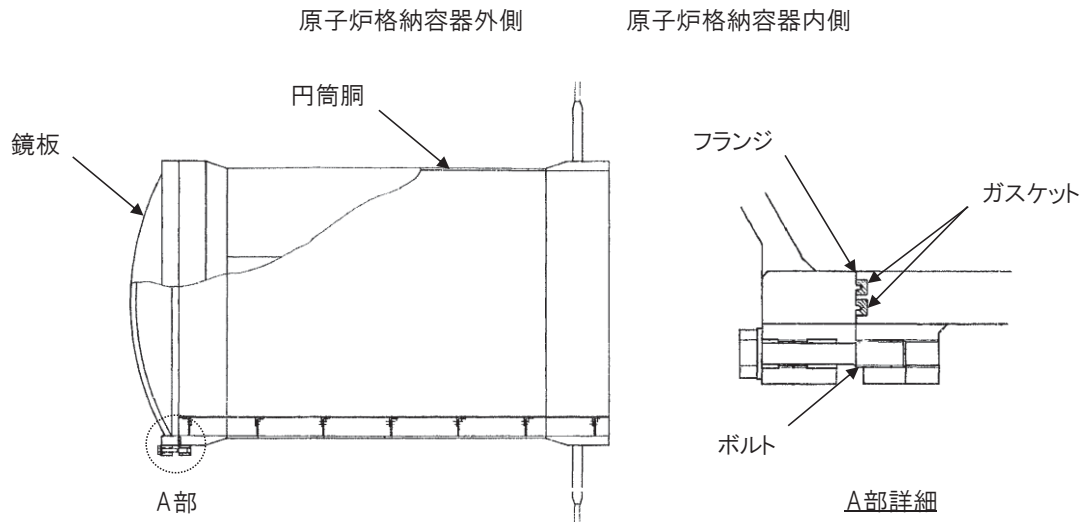


トップヘッドフランジ

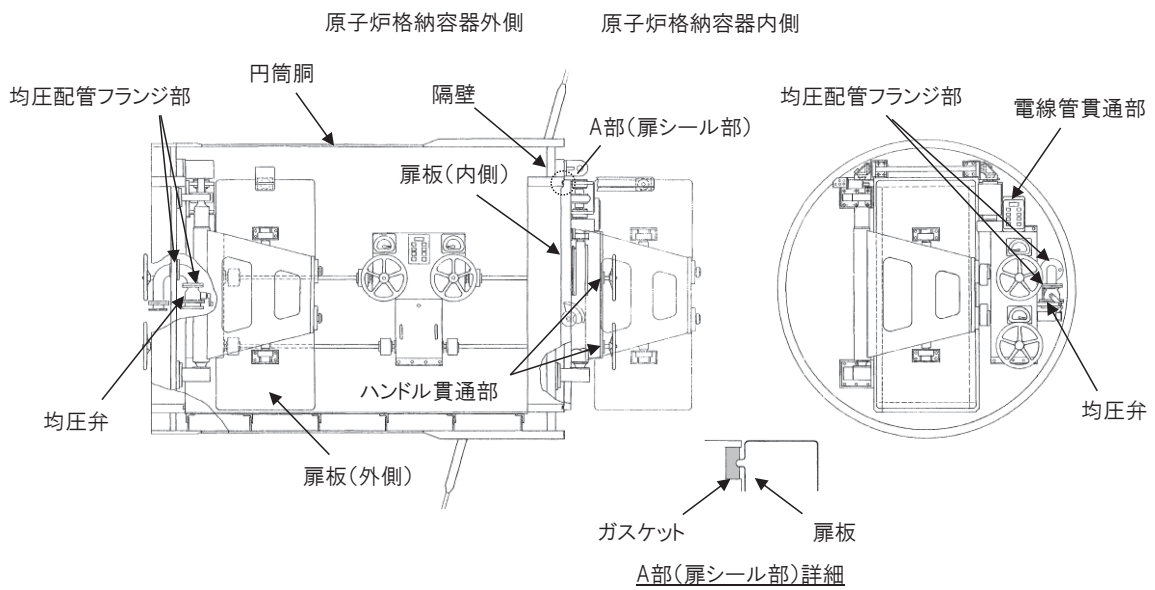


機器搬入用ハッチ

図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (1/5)

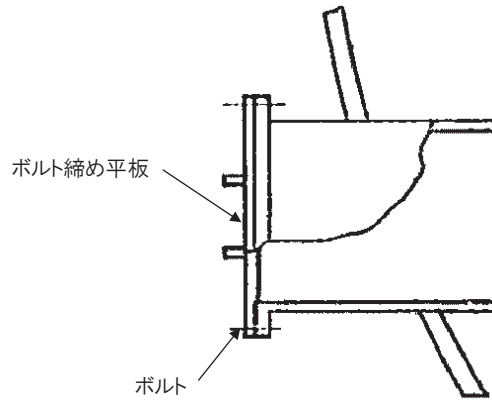


サプレッション・チェンバアクセスハッチ



所員用エアロック

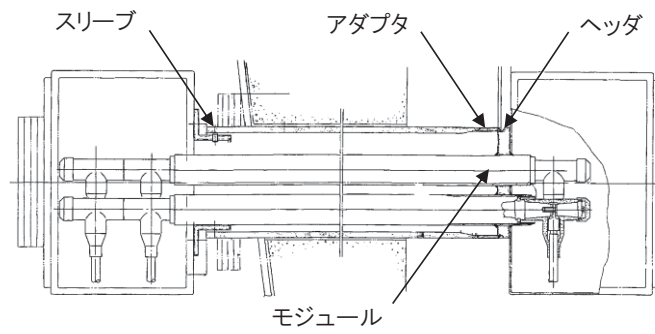
図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (2/5)



配管貫通部（平板類）

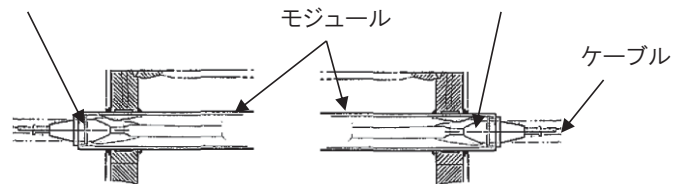
原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側



一次シール材(EPゴム)

二次シール材(EPゴム)

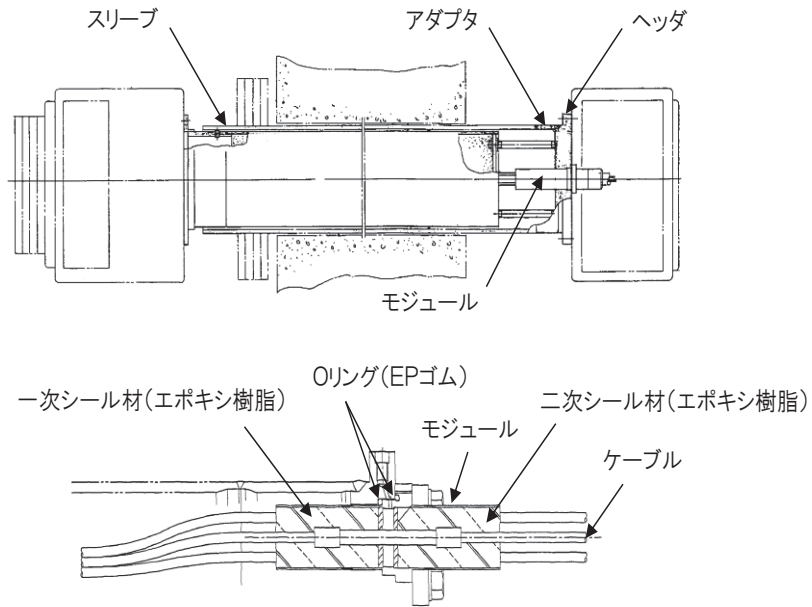


電気配線貫通部（高圧用）

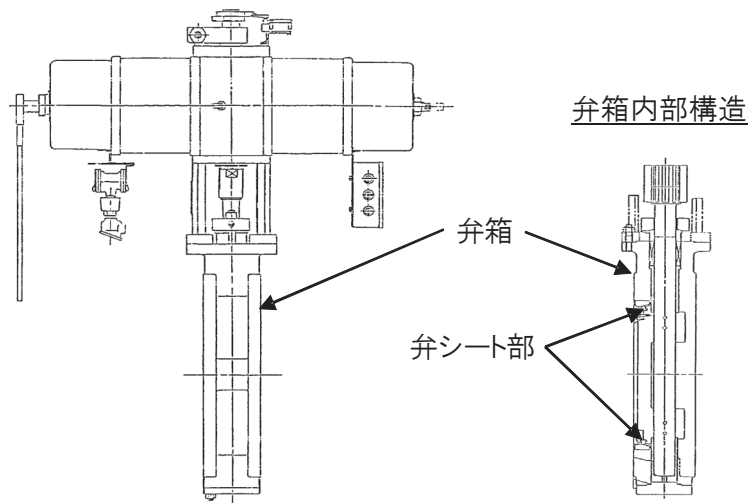
図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (3/5)

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側

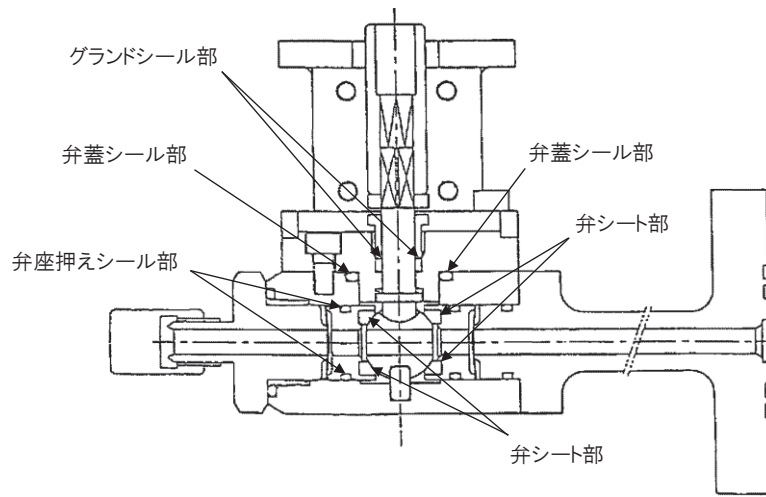


電気配線貫通部 (低圧用)



原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁)

図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (4/5)



原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）

図 2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (5/5)

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉における原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所 (RCCV)

原子炉格納容器の構造から漏えい箇所を想定するに当たり、RCCV 型の原子炉格納容器の概要図を図 1 に示す。

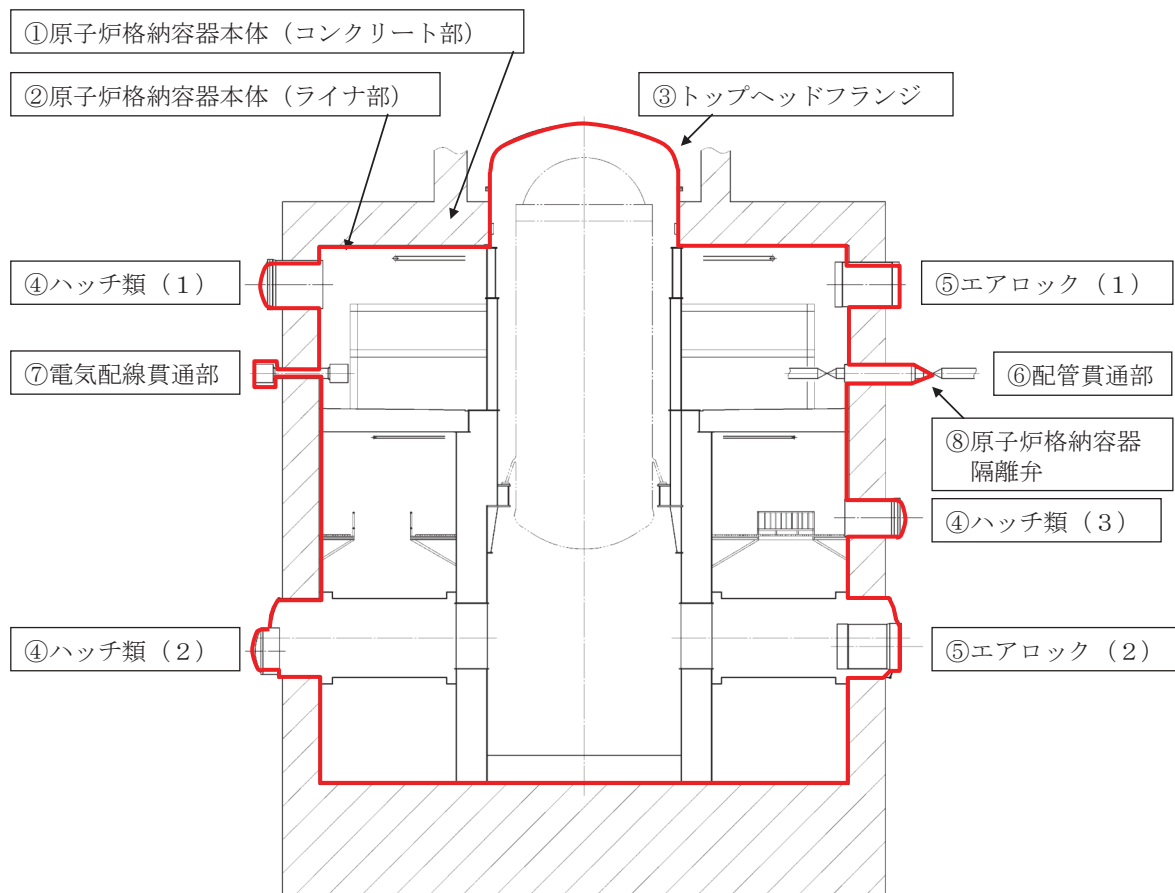
原子炉格納容器バウンダリを構成する各機器のうち、鋼材で構成されている部位については、溶接部も含め連続構造であることから、漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

一方、フランジ部やシール部については、シール材を鋼材や鋼板に密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。原子炉格納容器バウンダリ構成機器のうち、漏えいが生じる可能性がある部位を表 1 に示す。

各構成部のシール部の構造は図 2 及び図 3 のとおりであり、その構造及び漏えいのメカニズムから以下の三つに分類できる。

- a. フランジ構造のシール部 (③原子炉格納容器トップヘッドフランジ, ④ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等), ⑤エアロック, ⑥配管貫通部)
- b. 電気配線貫通部のシール部 (⑦電気配線貫通部 (高電圧 : 高電圧動力, 低電圧 : 低電圧動力及び計測制御))
- c. 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (⑧原子炉格納容器隔離弁)

これらの各シール部の構造は Mark-I 改良型と同様である。したがって、原子炉格納容器外への主たる漏えい経路としては、Mark-I 改良型と同様にフランジ構造や電気配線貫通部のシール部に着目することが適切である。



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
- ③原子炉格納容器トップヘッドフランジ
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
- ⑤エアロック
- ⑥配管貫通部（貫通配管，スリーブ，端板，閉止フランジ，閉止板）
- ⑦電気配線貫通部
- ⑧原子炉格納容器隔離弁

- ハッチ類（１） 上部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（２） 下部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（３） サプレッション・チェンバ出入口
- エアロック（１） 上部ドライウエル所員用エアロック
- エアロック（２） 下部ドライウエル所員用エアロック

図 1 原子炉格納容器の概要図

表1 原子炉格納容器バウンダリ構成機器のうち、漏えいが生じる可能性がある部位

機器名称	構造	漏えい 想定	理由
① 原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	鉄筋コンクリート 構造物	—	原子炉格納容器バウンダリではない
② 原子炉格納容器本体 (ライナ部)	鋼製ライナ	×	溶接で接合された鋼板であるため
③ 原子炉格納容器トップヘ ッドフランジ	本体：鋼製	×	溶接で接合された鋼板であるため
	フランジ部： ガスケット	○	
④ ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	本体：鋼製	×	溶接で接合された鋼板であるため
	シール部： ガスケット	○	
⑤ エアロック	本体：鋼製	×	溶接で接合された鋼板であるため
	シール部： ガスケット	○	
⑥ 配管貫通部	貫通配管：鋼管	×	鋼管であるため
	スリーブ：鋼板	×	溶接で接合された鋼板であるため
	端板：鋼板	×	鋼板であるため
	閉止板：鋼板	×	鋼板であるため
	フランジ部： ガスケット	○	
⑦ 電気配線貫通部 (高電圧：高電圧動力) (低電圧：低電圧動力及び 計測制御)	本体：鋼板	×	溶接で接合された鋼板であるため
	シール部： エポキシ樹脂	○	
⑧ 原子炉格納容器隔離弁	本体：鋼製	×	鋼材であるため
	弁シート： メタル・ゴム等	○	

※漏えい想定：×・・・可能性は極めて低い，○・・・可能性あり

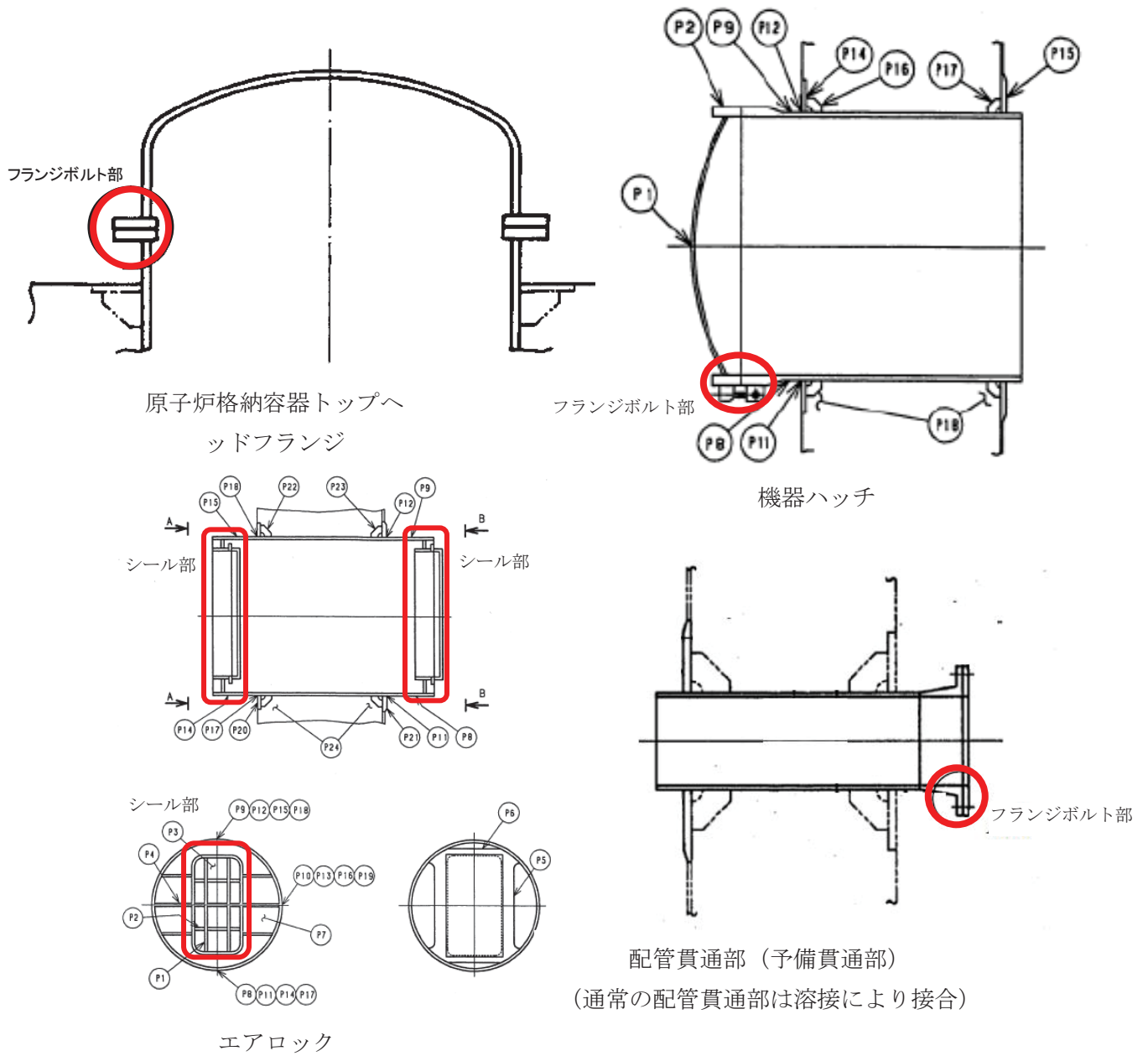
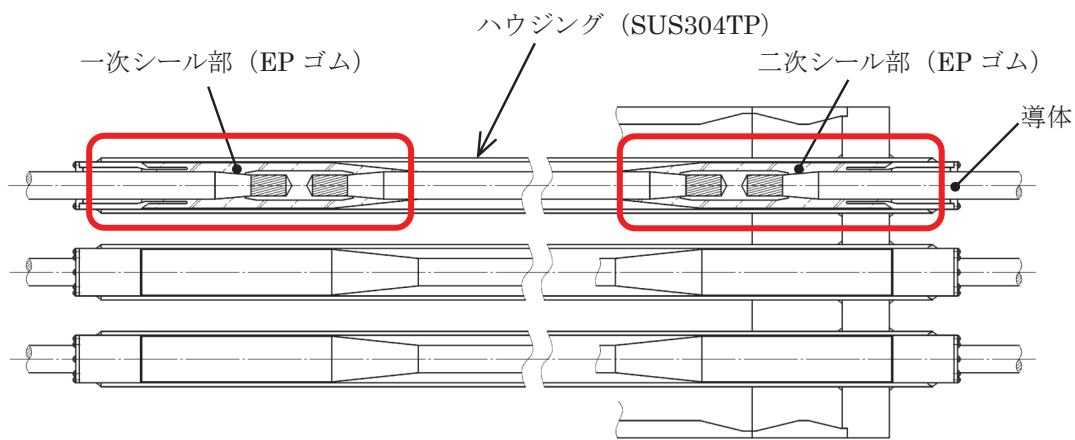
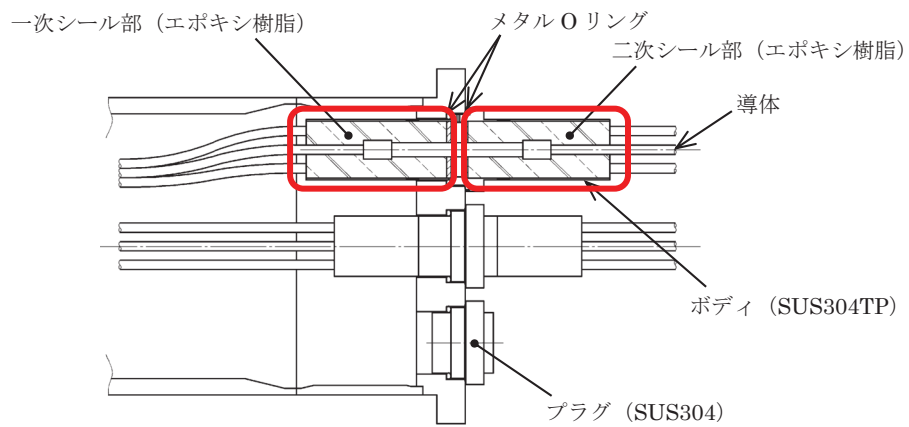


図2 フランジ構造のシール部



高電圧用モジュール（高電圧動力用）



低電圧用モジュール（低電圧動力用及び計測制御用）

図3 電気配線貫通部のシール部

原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の総リーク面積について

原子炉格納容器の漏えい率の設定方法及び原子炉格納容器の総リーク面積の算定方法を以下に示す。

1. 原子炉格納容器の漏えい率

原子炉格納容器の漏えい率は、格納容器温度・圧力に応じるものとし、原子炉格納容器の設計漏えい率及びAECの評価式を用いて算出した漏えい率に基づき設定している。

○AECの評価式※1

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}}$$

L : 事故時の格納容器漏えい率(%/日) L₀ : 設計漏えい率(%/日)
P_t : 事故時の格納容器内圧力(kPa[abs]) P_d : 設計圧力(kPa[abs])
P_a : 格納容器外の圧力(kPa[abs]) R_t : 事故時の気体定数(J/kg・K)
R_d : 空気の気体定数(J/kg・K) T_t : 事故時の格納容器内温度(K)
T_d : 設計格納容器内温度(漏えい試験時の温度)(K)

※1 United States Atomic Energy Commission report "reactor containment leakage testing and surveillance report USAEC technical safety guide Dec. 1966"

2. 原子炉格納容器の総リーク面積

原子炉格納容器の総リーク面積は、リーク流体として圧縮性流体（理想気体）を仮定し、以下の式から算出することができる。この式は、リーク流が臨界流となる場合に参照される式として、MAAP コードの中にも組み込まれている。

MAAP 解析の結果得られる原子炉格納容器の漏えい率が、前述の漏えい率を再現するような総リーク面積（等価面積）を求めると、格納容器圧力が最高使用圧力以下で数 mm²、最高使用圧力を超過した場合で 10mm² 前後という結果が得られる。

なお、原子炉格納容器の漏えい率は、質量流量（m）、原子炉格納容器の空間容積及び流体密度から評価することができる。

$$m = A \cdot C \cdot \left[\frac{2P_0 \gamma r^{\frac{2}{\gamma}} \left(1 - r^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right)}{v \cdot (\gamma - 1)} \right]^{1/2}$$

$$r = \max(\eta_{\text{crit}}, P_b/P_0)$$

$$\eta_{\text{crit}} = \left(\frac{2}{1 + \gamma} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$$

m : 質量流量 (kg/s) A : 漏えい経路の開口面積 (m²)

C : 流量係数 (≤ 1) (-)

P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)

γ : 比熱比 (-) v : 比容積 (-)

理想気体の状態方程式 ($P_0 = v \cdot R \cdot T_0$) を用いて上式を整理すると、次のとおり、NUPEC 報告書の等価面積の定義式と同様の式となる。この式は NUPEC 報告書と異なり流路係数 (K) を使用しない式となっており、流路係数 (K) は等価面積 (A) に含まれる形となっていると解釈される。

また、等価面積 ($C \cdot A$) の算出に当たり、流量係数 (C) として 1 以下の値を用いているため、 $C \cdot A \leq A$ となる。

$$C \cdot A = \frac{m \cdot \sqrt{R T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1} \left(\left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right)}}$$

$$\eta_{\text{crit}} = \left(\frac{2}{1+\gamma} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$$

A : 漏えい経路の開口面積 (m²) C : 流量係数 (-)
 m : 質量流量 (kg/s) T_0 : 1 次側温度 (K)
 P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)
 γ : 比熱比 (-) R : ガス定数 (J/kgK)
 ($P_b/P_0 < \eta_{\text{crit}}$ の場合, P_b/P_0 の代わりに η_{crit} を使用)