

(参考文献)

- [1] Analysis of OECD/CSNI ISP-42 Phase A PANDA Experiment Using RELAP5/mod3.3 and GOthic 7.2a Codes (International Conference Nuclear Energy for New Europe 2009)
- [2] アクシデントマネジメント 知識ベース整備に関する報告書=格納容器内多次元流動解析手法の検証と自然対流冷却 AM 策への適用 (JNES/SAE06-057 H18 年 8 月)
- [3] SIMULATIONS OF BASIC GAS MIXING TESTS WITH CONDENSATION IN THE PANDA FACILITY USING THE GOthic CODE (Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering ICONE16)

添付3 代替格納容器スプレイポンプの攪拌効果について

(財)原子力発電技術機構による平成11年度「格納容器内水素挙動解析評価に関する報告書」(参考文献1)では、重大事故等発生による水素成層化時における代替格納容器スプレイでの攪拌効果について検討がなされている。概要を以下にまとめる。

(1) 解析モデル概要

同検討では、INSPAT/CVコード(α -FLOWコードの非圧縮性流体解析モジュールに液滴、液膜モデル及びコンパートメントモデルを追加したコード)を用いて、原子炉格納容器上部での水素成層化状態におけるスプレイの攪拌挙動が解析されている。

解析は付図3-1に示されるとおり、原子炉格納容器の上部コンパートメントを対象に、約22,000メッシュに空間分割したモデルにより解析が実施される。解析の初期条件としては以下のとおり。

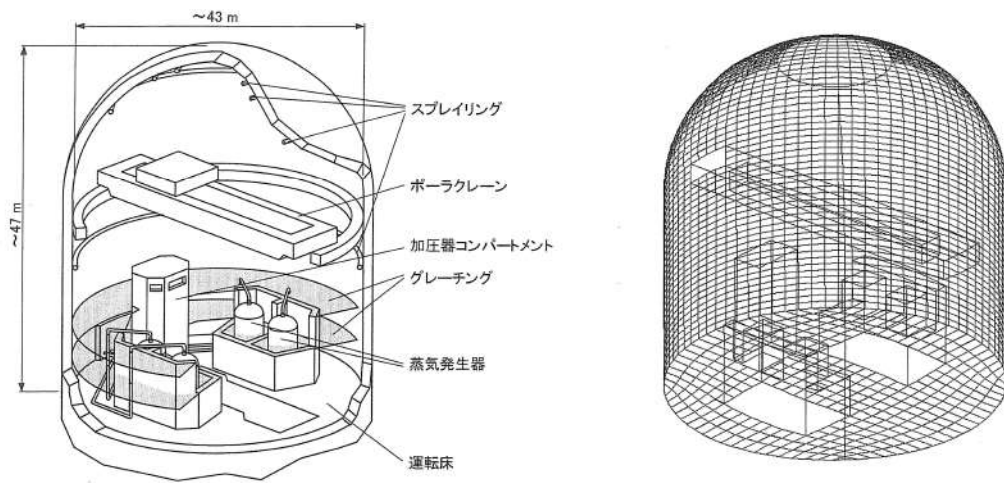
- ・水素は上部に滞留(上部にモル分率1.0, 下部は大気条件(平均モル分率約0.21))
- ・初期圧力: 0.3MPa(定格使用圧力の約1/2)
- ・初期温度: 400K(飽和温度相当)
- ・代替格納容器スプレイポンプ流量: 120m³/h/台(本設スプレイ定格流量の約1/10)

(2) 解析結果

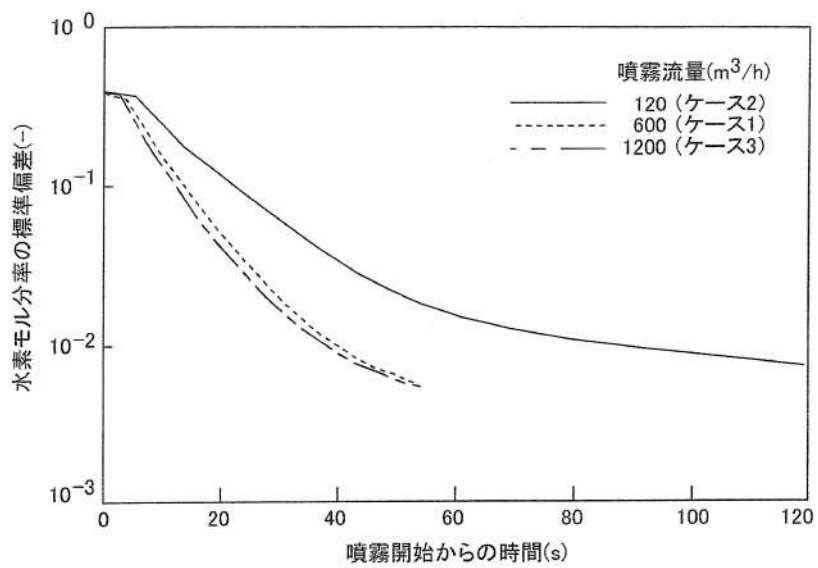
混合挙動に関するスプレイ流量の依存性を付図3-2に示すが、スプレイ流量が本設スプレイ流量の1/10となった場合においても、混合までの時間は長くなる傾向とはなるが、スプレイ開始から120秒後には原子炉格納容器内の水素モル分率の分布の標準偏差が 10^{-2} にまで低下し、水素は原子炉格納容器内で混合することが確認される。

(3) 結論

原子炉格納容器のドーム部で水素が滞留(成層化)した場合のスプレイによる水素濃度分布の攪拌について、INSPAT/CVコードを用いた解析により評価した。スプレイ流量が低下すると攪拌効果も遅れる傾向となるが、代替格納容器スプレイポンプとして想定される流量(本設スプレイ流量の約1/10)とした場合においても、スプレイ開始後の120秒程度で水素濃度が均一化することが確認された。



付図 3-1 原子炉格納容器概略構造と解析メッシュ



付図 3-2 水素モル分率の時間変化のスプレー流量依存性

(参考文献)

- [1] (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年度「格納容器内水素挙動解析評価に関する報告書」(平成 12 年 3 月)

(第5部 COCO コード)

目 次

－ 第5部 COCO コード －

| | |
|------------------------------------|------|
| 1. はじめに | 5-3 |
| 2. 重要現象の特定 | 5-4 |
| 2.1 事故シーケンスと評価指標 | 5-4 |
| 2.2 ランクの定義 | 5-5 |
| 2.3 物理現象に対するランク付け | 5-6 |
| 3. 解析モデルについて | 5-8 |
| 3.1 コード概要 | 5-8 |
| 3.2 解析モデル | 5-8 |
| 3.3 入出力 | 5-11 |
| 4. 妥当性確認 | 5-14 |
| 4.1 重要現象に対する妥当性確認方法 | 5-14 |
| 4.2 CVTR試験 | 5-15 |
| 4.3 実機解析への適用性 | 5-20 |
| 5. 有効性評価への適用性 | 5-22 |
| 5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点） | 5-22 |
| 5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点） | 5-22 |
| 6. 参考文献 | 5-23 |
| | |
| 添付1 解析コードにおける解析条件 | 5-24 |
| 添付2 CVTR Test-3 測定温度について | 5-25 |
| 添付3 NUPEC試験（M-3シリーズ）について | 5-27 |

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、COCO Ver.1（以下、「COCO コード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

COCO コードが適用される、炉心損傷防止対策における重要事故シーケンスグループについて、具体的な重要事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策のシーケンスグループ

(1) 全交流動力電源喪失 (RCP シール LOCA が発生する場合)

全交流動力電源喪失は、原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、重要度が特に高い安全機能を有する構築物、系統及び機器の交流電源が喪失する事象を想定する(全交流動力電源喪失発生)。

その後、全交流動力電源喪失による原子炉補機冷却水系の機能喪失に伴い、1次冷却材ポンプシール部へのシール水注入機能及びサーマルバリアの冷却機能が喪失し、1次冷却材ポンプシール部からの冷却材喪失に至り、ECCS 等による冷却材の補給が行われない場合には炉心損傷に至る。また、原子炉格納容器内に1次冷却材が放出されることから、原子炉格納容器内の圧力及び温度が上昇し格納容器スプレイ等の除熱手段が作動しない場合には格納容器破損に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、タービン動補助給水および主蒸気逃がし弁を用いた2次冷却系強制冷却があり、1次冷却系を冷却及び減圧し、蓄圧注入を促進させることで事故初期の炉心冷却を確保することができる。また、代替交流電源の確立後は、燃料取替用水タンクを水源とした代替炉心注入手段により、炉心損傷を防止することができる。また、格納容器破損防止策としては、再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却を実施することで、原子炉格納容器内の圧力及び温度の上昇を抑制する事ができる。

COCO コードによる評価は、原子炉格納容器の健全性に問題がない事を確認することが目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度」である。

(炉心冷却能力については M-RELAP5 コードによる解析で確認する)

(2) 原子炉補機冷却機能喪失

(1) 全交流動力電源喪失と同様である。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちCOCOコードで評価する事象において、考慮すべき物理現象を対象に、表2-1の定義に従って「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表2-1 ランクの定義

| ランク | ランクの定義 | 本資料での取り扱い |
|-----|---------------------------|---|
| H | 評価指標に対する影響度が大きいと考えられる現象 | 物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標及び運転員等操作への影響を評価する |
| M | 評価指標に対する影響が中程度と考えられる現象 | 事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転員等操作への影響を評価する必要はないが、本資料では実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする |
| L | 評価指標に対する影響が小さいと考えられる現象 | 事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転員等操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証及び妥当性評価は記載しない |
| I | 評価指標に対し影響を与えないか、又は重要でない現象 | 評価指標及び運転員等操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証及び妥当性評価は記載しない |

2.3 物理現象に対するランク付け

原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価指標とし、表 2-1 の定義に従い評価指標に対する影響度合いに応じて、事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、表 2-2 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要事象として抽出した。

なお、COCO コードを適用する事故シーケンスとしては「全交流動力電源喪失」時及び「原子炉補機冷却機能喪失」時の格納容器健全性評価である。両シーケンスに対する炉心冷却性確認のための解析は M-RELAP5 コードで実施しているが、解析としては共通である。したがって、本資料中では「全交流動力電源喪失」を代表として記載するものとする。

2.3.1 原子炉格納容器関連

(1) 放出質量流量，放出エネルギー流量（1次冷却系からの冷却材放出）



(2) 気液界面の熱伝達



(3) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導



(4) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 各物理現象に対して重要度の分類

| 分類 | 物理現象 | 評価指標 |
|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| | | |
| | | 全交流動力電源喪失 (原子炉補機冷却機能喪失) |
| | | 原子炉格納容器圧力 原子炉格納容器内温度 |
| 原子 炉 格 納 容 器 | 放出質量流量・放出エネルギー流量 | H (COCO コードでは計算しないため「I」) |
| | 気液界面熱伝達 | L |
| | 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 | H |
| | 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却 | H (COCO コードでは計算しないため「I」) |

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

COCO コード(Ref. [1])は, LOCA 時の原子炉格納容器内の圧力, 温度変化の評価を主目的に, 米国 Westinghouse 社により開発された原子炉格納容器内圧解析コードであり, 原子炉格納容器内を気相系と液相系に大別し, 各系内では状態は一樣とし, 各々の系について質量及びエネルギー保存則を解く。

気相部の蒸気については過熱及び飽和状態, 液相部の水については飽和及び未飽和状態を模擬することができ, どの状態にあるかは圧力, 流体温度を内蔵された蒸気表に照らして蒸気及び水の状態を判別して, 対応した状態方程式を用いる。また, 原子炉格納容器スプレイ設備等の減圧系のみならず, 原子炉格納容器内構造物との間の熱の授受もモデルとして組み込まれている。

3.2 解析モデル

COCO コードの評価モデル図を図 3-1 及び図 3-2 に示す。

3.2.1 ノード

対象とする流体としては空気, 蒸気を取扱い, 空気は理想気体として取扱う。ノードは単一であり, ノードの中は空気-蒸気混合相と液相の 2 相に分離し, 各相内の温度, 圧力は均一であるとして取扱う。ノード内の状態量は次の 4 区分に分けて模擬する。

- (i) 過熱蒸気とサブクール水
- (ii) 飽和蒸気とサブクール水
- (iii) 過熱蒸気と飽和水
- (iv) 飽和蒸気と飽和水

3.2.2 保存則

原子炉格納容器内の空気-蒸気混合相, 液相の温度, 圧力は質量保存式, エネルギーの保存式, 体積方程式, 状態方程式等を数値解法により解き求めている。

<質量保存則>

$$\frac{dM_a}{dt} = \sum (m_a)_v$$

$$\frac{d[M_{s1} + M_{w1}]}{dt} = \sum (m_s)_i + \sum [(m_s)_v - m_C + m_B] \quad \dots \textcircled{1}$$

$$\frac{d(M_{w2})}{dt} = \sum (m_w)_i - m_R + m_{SP} + m_C - m_B$$

ここで,

- M_a : 空気質量
- $(m_a)_v$: 空気ベント流量
- M_{s1} : 蒸気質量 (蒸気相)
- M_{w1} : 水質量 (蒸気相)
- $(m_s)_i$: 放出質量流量 (蒸気相)
- $(m_s)_v$: 蒸気ベント流量
- m_c : 凝縮質量流量
- m_B : 沸騰質量流量
- M_{w2} : 水質量 (液相)
- $(m_w)_i$: 放出質量流量 (液相)
- m_R : 格納容器再循環サンプル取水流量
- m_{SP} : 格納容器スプレイ流量

サンプル水がサブクール水の場合には沸騰質量流量 $m_B=0$ となり、蒸気が過熱状態の場合には凝縮質量流量 $m_c=0$ となる。

質量保存則は原子炉格納容器内の空気、蒸気、水に対し各々考慮している。①式の右辺は各相への質量の収支を表すが、破断流の他、蒸気相に対しては凝縮による減少、格納容器再循環サンプル水の沸騰による増加も考慮している。また、水 (液相) に対しては、さらに格納容器再循環サンプルからの再循環時の取水による減少、格納容器スプレイ水による増加も考慮している。

<エネルギー保存則>

$$\frac{d(M_i h_i)}{dt} - V \frac{dP}{dt} = \sum(m_i h_i) + \sum Q \dots \textcircled{2}$$

但し、 M_i : 原子炉格納容器内の各相質量 (i = 空気 - 蒸気, 液相)

h_i : エンタルピー (i = 空気 - 蒸気, 液相)

t : 時間

V : 原子炉格納容器有効体積

P : 圧力

m : 原子炉格納容器内の質量流量

Q : 熱量

エネルギー保存則は原子炉格納容器内の空気 - 蒸気相、水 (液相) に対し各々考慮している。②式の右辺の第1項は、原子炉格納容器内各相への放出エネルギー流量である。右辺の第2項は原子炉格納容器減圧装置 (スプレイ系, 空調系), ヒートシンク, 再循環運転に起因して流出入する熱量である。

<体積方程式>

$$V = V_{as} + V_{\ell} \cdots \textcircled{3}$$

但し、 V : 原子炉格納容器有効体積
 V_{as} : 空気-蒸気相体積
 V_{ℓ} : 液相体積

原子炉格納容器体積は一定であるので、原子炉格納容器内の空気-蒸気相体積と液相体積の合計が保存される。

3.2.3 ヒートシンク

原子炉格納容器本体及び内部構造物は平板として模擬され、表面熱伝達係数は修正田上-内田の式が内蔵されている。全交流動力電源喪失時の格納容器健全性評価においては内田の式を適用している。

ヒートシンクとしての原子炉格納容器本体及び構造物内部の温度は厚み方向の分布を考慮し、縦、横方向の分布は一定であるとする。ヒートシンクの温度分布は、一般的な1次元熱伝導方程式(④式)を厚さ方向に分割して解く事により求める。但し、内表面及び外表面については雰囲気との熱伝達も考慮する。

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = \frac{d}{dX} \left[k \frac{dT}{dX} \right] \cdots \textcircled{4}$$

但し、 ρ : 密度
 C_p : 定圧比熱
 T : 温度
 t : 時間
 k : 熱伝導率
 X : 厚さ方向位置

3.2.4 その他

工学的に必要とされる以下の項目を選択模擬して評価することができる。

- ① 格納容器スプレイによる除熱量計算
- ② 格納容器空調装置による除熱量の計算
- ③ 格納容器再循環サンプル水温度、格納容器スプレイ冷却器、余熱除去冷却器、原子炉

補機冷却水冷却器間の熱平衡量の計算とこれらによる空気-蒸気混合相、液相からの除熱量の計算

- ④ ノードへの空気の添加，除去の影響
- ⑤ 外気との熱伝達（太陽熱，輻射，対流）の影響

3.3 入出力

COCO コードによる評価の入出力を図 3-1 に示す。また，主要なインプットデータは以下の通り構成される。インプットデータの元となる「原子炉格納容器関連データ」，「境界条件データ」を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉格納容器の自由体積
- ② 原子炉格納容器内構造物の形状，数量，物性，初期温度など
- ③ 格納容器スプレイ，減圧系の特性及び作動パラメータ
- ④ 原子炉格納容器圧力，温度，湿度などの初期条件
- ⑤ 破断流（放出質量流量及び放出エネルギー流量）（全交流動力電源喪失時の評価で M-RELAP5 コードの計算結果を入力）

上記をインプットデータとして，原子炉格納容器内圧解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉格納容器圧力変化
- ② 原子炉格納容器内温度変化
- ③ 格納容器再循環サンプル水の温度変化
- ④ 熱構造体（ヒートシンク）温度

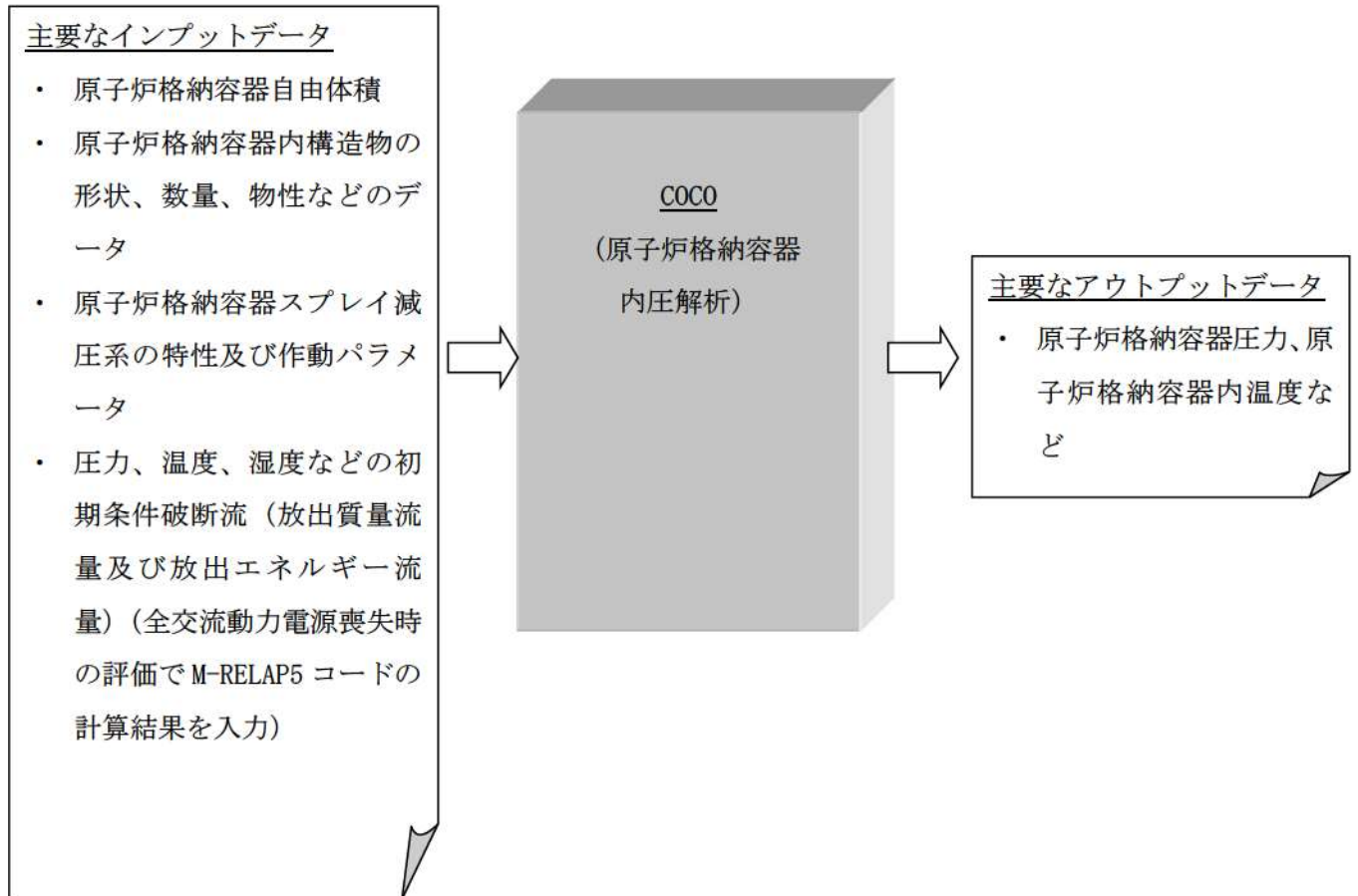


図 3-1 COCO コードモデル

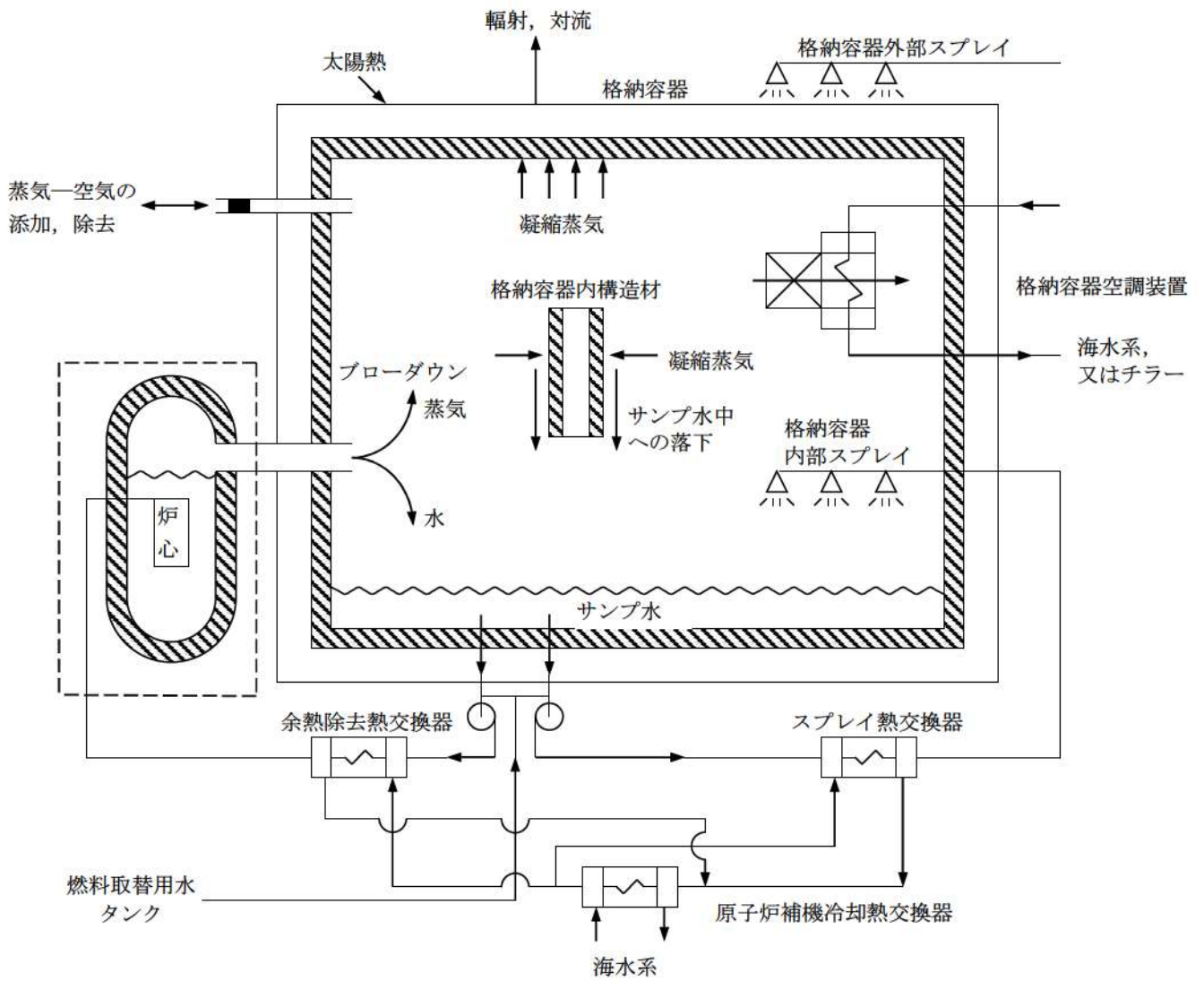


図 3-2 COCO コードモデル概念図

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

COCO コードの原子炉格納容器健全性評価への適用性検証のため、CVTR (Carolina Virginia Tube Reactor) 実験解析を実施した。CVTR 実験は設計基準事故 (DBA) を模擬した総合試験であるが、前述の通り、重要となる原子炉格納容器への放出質量流量及び放出エネルギー流量に対する原子炉格納容器の除熱性能を確認するための試験データとして採用する。対象とした実験ケースは Test-3 であり、一定時間の蒸気放出後、格納容器スプレイを作動させずに蒸気の凝縮及び自然対流による減圧挙動を観測したケースである。

また、表 4-1 に「H」ランクとして抽出された重要現象とその妥当性確認方法を示す。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

| 分類 | 物理現象 | CVTR Test-3 実験解析 | 関連モデル |
|-------------|---------------------|---------------------|-------------------------------|
| 原子炉格 納容器 | 構造材との熱伝達 及び内部熱伝導 | 図 4-3 図 4-4 | ヒートシンク熱伝達モデル ヒートシンク内熱伝導モデル |

4.2 CVTR 試験

実験は 1969 年に U. S. Atomic Energy Commission's Water Reactor Safety Program の一部として実施された。このプロジェクトの目的は、CVTR 格納容器を用いて発電用原子炉の安全評価に直接適用可能な情報を得ることにあつた。(Ref. [2])

4.2.1 試験装置の概要

(a) 格納容器

格納容器は鉄筋コンクリート製で、平らな底板のあるシリンダ構造物に半円球ドームをかぶせた構造になっている。自由体積は約 6,400m³である。

(b) 蒸気注入設備

試験で用いる蒸気は、格納容器近隣にある石炭火力発電所より供給される。

(c) 格納容器スプレイ

格納容器の減圧用散水スプレイシステムが DBA 模擬実験のために設置された。スプレイノズルは格納容器をカバーできるように配置されている。

(d) 計測設備

CVTR 試験では格納容器内圧力、格納容器内空気温度、格納容器壁面温度などが計測されている。

4.2.2 試験条件 (Test-3)

初期格納容器圧力：大気圧

初期格納容器温度：約 27 (°C)

注入質量流量：45 (kg/sec)

エネルギー注入流量：3×10⁴ (kcal/sec)

蒸気注入終了時刻：166.4 (sec)

格納容器スプレイ：作動無し

4.2.3 試験結果 (Test-3)

最高圧力：1.27 (kg/cm²G)

最高圧力発生時刻：163 (sec)

最高温度：113 (°C)

最高温度発生時刻：163 (sec)

4.2.4 解析結果

図 4-1 に COCO コードの解析モデル概念図を、図 4-2 に CVTR 格納容器構造の概略図を

示す。COCO コードでは、原子炉格納容器内部の熱的状态を単一ノードで模擬し、その内部で空気-飽和蒸気混合相と液相の2相に分離し各相内の圧力、温度は均一であるとして扱われる。

ヒートシンク表面の熱伝達モデルとしては修正内田の式を使用している。なお、本モデルは全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用しているモデルと同様である。なお、解析においては外部との熱伝達を考慮せず、断熱扱いとしている。また、自由体積やヒートシンクデータについては特に保守性を考慮せずに As Built データを使用している。

COCO コードを用いた検証解析の結果を図 4-3、図 4-4 に示す。図 4-3 に示すように、原子炉格納容器圧力については解析結果が実験結果（原子炉格納容器最高圧力）を上回って推移していることが確認できる。また、原子炉格納容器内温度については、解析結果が測定位置を勘案して算出した CVTR 実験装置の平均温度を上回って推移していることが確認できる。これは修正内田の式がヒートシンク表面の熱伝達を過小評価していることを示しており、これにより試験結果に対してピーク圧力は約 1.6 倍、ピーク温度は約 40° F（約 20°C）それぞれ高めの解析値を得ている。

従って、放出された蒸気がヒートシンク表面で凝縮するような事象に対して、熱伝達モデルとして修正内田の式を使用した COCO コードによる解析は原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高めに評価しているといえる。

表 4-2 CVTR と実機 PWR の比較

| | CVTR | PWR プラント(注 1) |
|---------------------------|--------|-------------------------|
| 格納容器自由体積(m ³) | 6,400 | 約 42,000～約 73,000 |
| 放出質量流量 (kg/sec) | 45 | 約 85～5 (注 2) |
| 放出エネルギー流量 (kcal/sec) | 30,000 | 約 27,000～1,000 (注 2) |

(注 1) 代表 2, 3, 4 ループプラント

(注 2) 全交流動力電源喪失事象における 24 時間までの解析結果

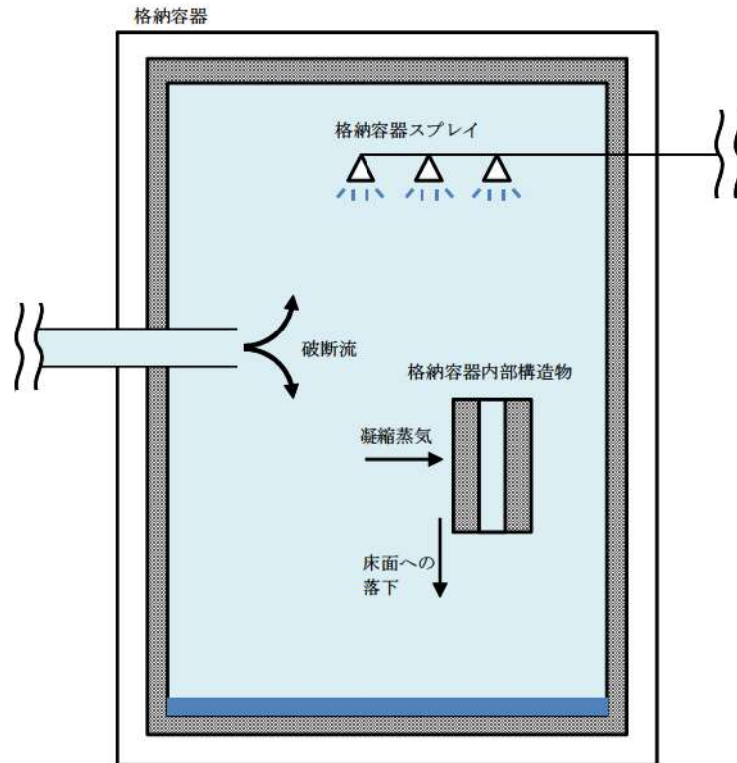


図 4-1 COCO コード解析モデル概念図

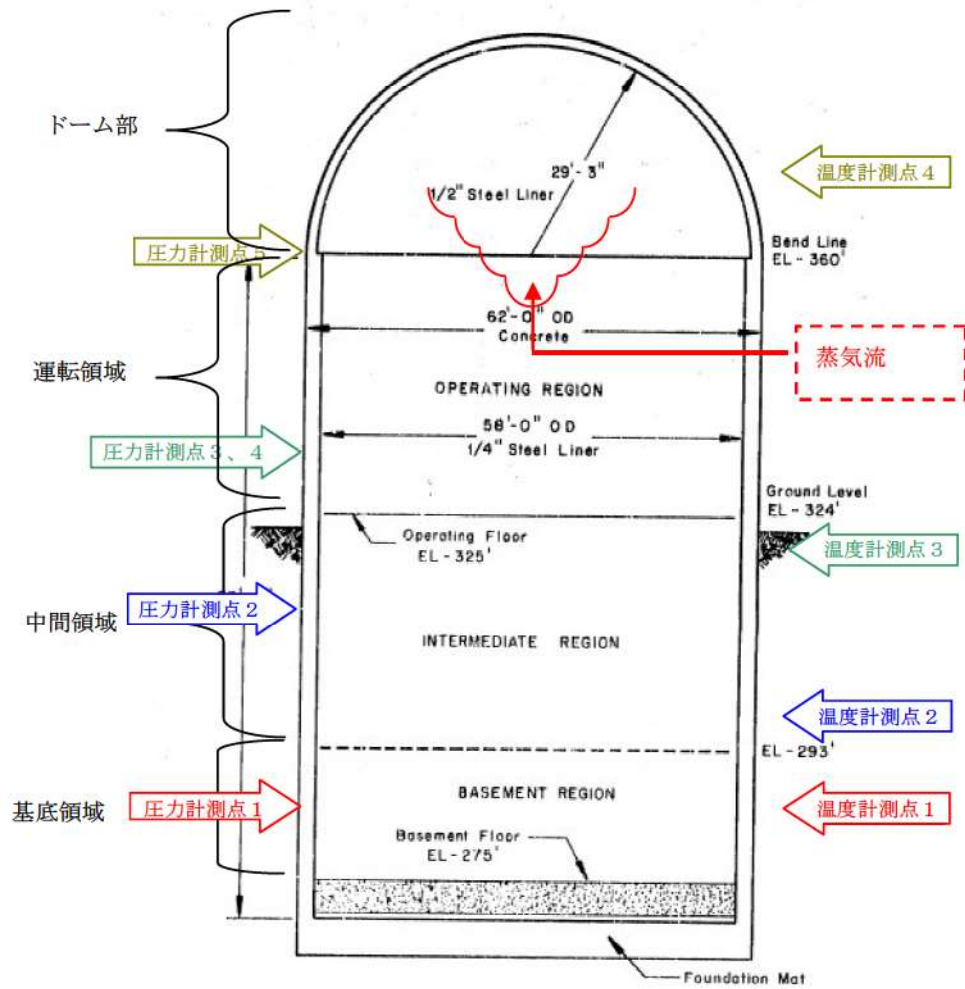


図 4-2 CVTR 格納容器構造概要図

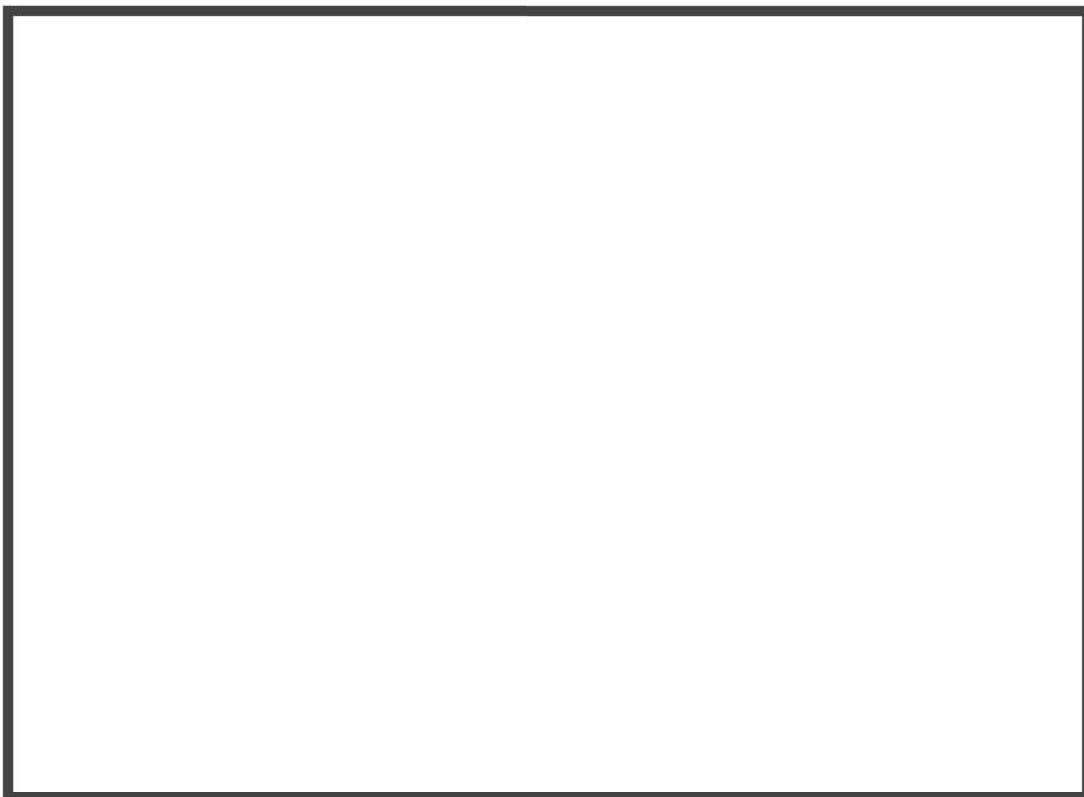


図 4-3 CVTR 実験 (Test-3) 圧力変化

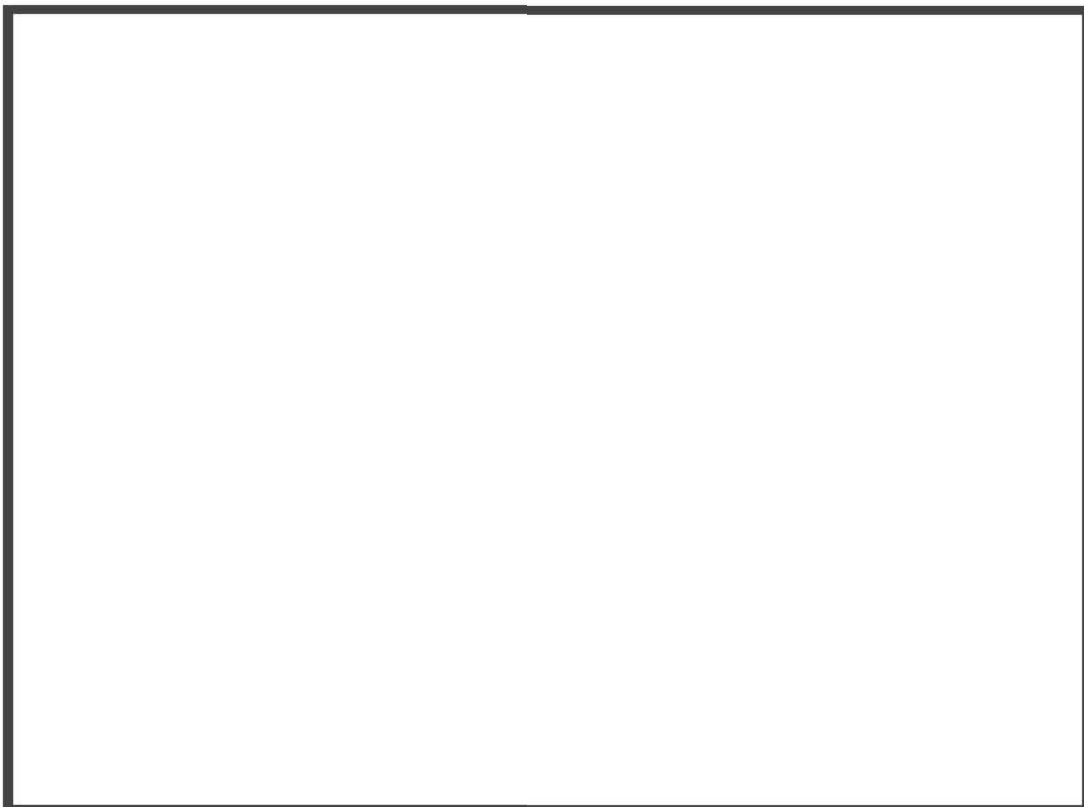


図 4-4 CVTR 実験 (Test-3) 温度変化

枠囲いの内容は、商業機密に属
しますので公開できません。

4.3 実機解析への適用性

COCO コードを使用した実機解析で対象とする事故シーケンスは全交流動力電源喪失であり、RCP シール部の破損により 1 次冷却材が原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器内圧、雰囲気温度が上昇する状況を COCO コードにより解析評価を実施している。内圧及び温度の上昇を抑制する効果としては原子炉格納容器内の構造物によるヒートシンク効果しか期待できないため、検証解析としては CVTR 試験 Test-3 を選定している。この試験は 4.2 で述べたとおり、格納容器内に蒸気を一定時間放出させて、その後ヒートシンク効果により減圧及び冷却させており、内圧及び温度の抑制効果として、ヒートシンクにのみ期待している点が全交流動力電源喪失事象と類似している。CVTR 試験装置と実機 PWR の比較を表 4-2 に示す。自由体積は実機 PWR に対して 1/10 程度であるが、放出質量流量及び放出エネルギー流量については、実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」のそれらとほぼ同等である。この点が、実験検証と実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の条件の大きな違いであるものの、添付 3 に示す漏えい量の小さい NUPEC 試験の知見(Ref. [3][4])から、COCO コードを実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に用いることは妥当であるといえる。

また、ヒートシンク表面における熱伝達の不確かさについては、熱伝達モデルとして修正内田の式を適用することで、格納容器圧力についてはピーク圧力を約 1.6 倍高く、格納容器雰囲気温度については約 40° F(約 20°C)高めに評価することを確認している。したがって、CVTR 試験 Test-3 で妥当性が確認された COCO コードを実機 PWR の「全交流動力電源喪失」時の原子炉格納容器健全性解析に使用することは妥当である。

CVTR 検証解析では、格納容器自由体積やヒートシンク物量として最適値を使用しているが、格納容器圧力及び温度を高めに予測している。この過大評価の傾向はヒートシンク表面の凝縮熱伝達を小さく見積もることによるが、特にドーム部についてフルスケール規模に外挿すると、自由体積、即ち熱源となる蒸気量に対してヒートシンクとなる壁面の割合が相対的に小さくなることから、過大評価傾向は緩和される傾向になるものと考察される。しかし、熱伝達による凝縮を小さく予測するモデルであること、さらには実機 PWR の解析では不確かさを考慮して自由体積やヒートシンク物量がそれぞれ小さく設定されることから、実機 PWR の原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度を高めに評価されると判断できる。

実機の「全交流動力電源喪失」事象に対する有効性評価解析では事故後 24 時間までの解析を実施しており、CVTR 実験や NUPEC 試験よりも長期間となるが、放出された蒸気が原子炉格納容器内の構造物(ヒートシンク)との熱伝達により凝縮することで原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度の上昇を抑制するという現象は事象発生直後から長期に至るまで継続する。したがって、CVTR 実験に対する検証解析や NUPEC 試験の結果から得られる COCO コードの実機解析への適用性は、長期にわたる有効性評価解析に対しても当てはまると判断

できる。

また、COCO コードによる解析は原子炉格納容器を単一ノードとした原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度等の解析であることから、ループ数が異なるプラントにおいても適用が可能である。

以上より、COCO コードは実機の「全交流動力電源喪失」への適用性を有するとともに、本章の検証及び妥当性確認によりヒートシンク熱伝達モデル及びヒートシンク内部熱伝導モデルの不確かさについても、実機の「全交流動力電源喪失」に適用できるといえる。

5. 有効性評価への適用性

4章にて議論した実験解析を踏まえ、COCO コードでHランクとした物理現象の不確かさについては、下記の通りである。

構造材との熱伝達については修正内田の式を用いることで、熱伝達率を小さく見積もることができ、評価指標である原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価できることが確認された。

以下においては、COCO コードを用いて評価を実施する重要事故シーケンスにおいて評価指標の視点及び運転員等操作の視点から、上記の不確かさがどのような影響を与えるか考察を行った。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

COCO コードが適用される重要事故シーケンスは炉心損傷防止対策における「全交流動力電源喪失（RCP シール LOCA）」である。本事象では、1次冷却材ポンプシールからの1次冷却材漏えいが発生し、漏えいに伴い質量及びエネルギーの放出が生じるが、原子炉格納容器内のヒートシンクによる除熱により、圧力及び雰囲気温度の上昇が抑制される。従って、1次冷却系からの放出質量流量及び放出エネルギー流量と原子炉格納容器内ヒートシンクによる吸熱が重要な物理現象となり、COCO コードではプラント過渡解析コードであるM-RELAP5 コードで計算される放出質量流量及び放出エネルギー流量を境界条件として与え、原子炉格納容器内のヒートシンク量やヒートシンク表面の熱伝達係数を小さく設定（修正内田の式を適用）することで、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価することができる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点）

本事象における運転員等操作としては、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力まで上昇した時に、格納容器再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度の上昇を抑制することであるが、最高使用圧力に到達するまでには十分な時間余裕があるため、不確かさが運転員等操作に影響を与えることはない。

6. 参考文献

- [1] 三菱PWR原子炉格納容器内圧評価解析手法, MHI-NES-1016, 改0 三菱重工業, 平成12年
- [2] R. C. Schmitt, et al., “Simulated Design Basic Accident Tests of The Carolinas Virginia Tube Reactor Containment”, TID-4500, Dec. 1970
- [3] 財団法人 原子力発電技術機構, 原子炉格納容器信頼性実証試験 可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験 (最終試験報告書), 平成5年3月 (非公開資料)
- [4] 独立行政法人 原子力安全基盤機構 (財団法人 原子力発電技術機構), 「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4年度)」, 平成5年3月

添付1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

| 分 類 | 解析条件 | |
|------------------|---------------------------------------|-----------------------|
| 原子炉格納容器関連 データ | 原子炉格納容器内自由体積 | |
| | 初期温度 | |
| | 初期圧力 | |
| | ヒートシンク（伝熱面，表 面積，厚さ，材質の物性， 初期温度） | 原子炉格納容器ドーム部およびリングガータ |
| | | 原子炉格納容器シリンダ部 |
| | | 原子炉格納容器コンクリート |
| | | スチールラインドコンクリート |
| | | 雑鋼材（炭素鋼） |
| | | 雑鋼材（ステンレス・スチール） |
| | | 雑鋼材（銅フィン・チューブ） |
| | | 配管（ステンレス・スチール（内部に水有）） |
| | | 配管（ステンレス・スチール（内部に水無）） |
| | | 配管（炭素鋼（内部に水有）） |
| 配管（炭素鋼（内部に水無）） | | |
| 検出器等（アルミニウム） | | |
| 境界条件データ | 破断流 | 放出質量流量 |
| | | 放出エネルギー流量 |

添付2 CVTR Test-3 測定温度について

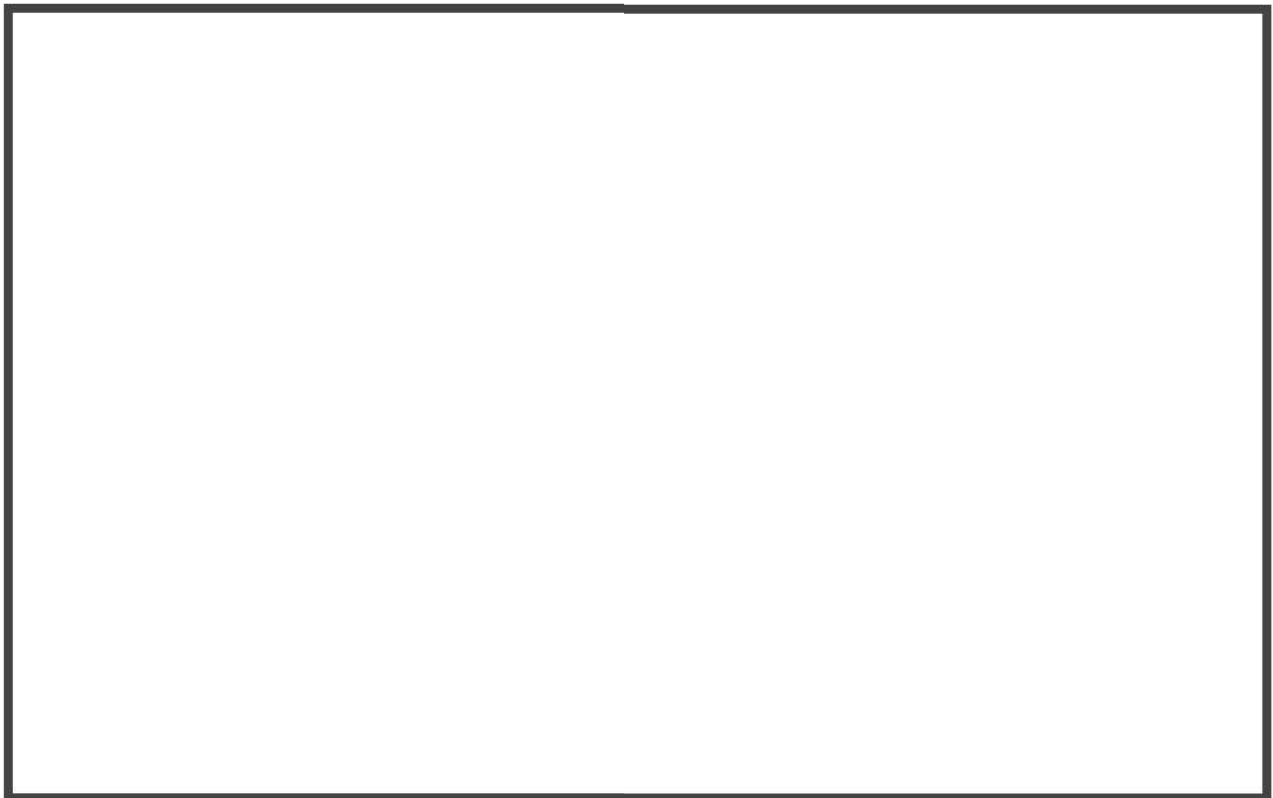
CVTR 試験では、4カ所の異なる高さ位置に温度計を設置して温度測定を実施している。
(Ref. [2])

付図 2-1 に 4カ所での測定値と COCO コードでの解析値を示す。Test-3 試験では格納容器の上部に直接蒸気を放出しているため、上部の温度が高くなりやすい傾向にある。放出蒸気によって暖められた空気-蒸気の混合気体が拡散することで下部の温度も上昇しているが均一に混ざるには至っていない。

一方、COCO コードでは解析体系を 1 ノードで扱うため、算出された温度は系全体の平均温度となる。COCO コードによる解析結果と試験結果を比較するために、試験結果の平均値を算出した。平均温度の算出方法は次項に示す。

この平均温度と比較して COCO コードの解析結果は全解析期間にわたって高めの温度を予測していることから、全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用している熱伝達モデル(修正内田の式)を使えば試験結果を高めに予測できるといえる。

なお、本試験では高温蒸気を格納容器の上部に放出しているため、密度差による対流が起こりにくい状況であると考えられるが、PWR プラントにおける SBO 時 RCP シール LOCA の事象では格納容器の下部に高温の 2 相流体が放出され、蒸気が密度差によって原子炉格納容器上部に拡散すると考えられるため、Test-3 のような広い空間における顕著な温度分布は生じないと考えられる。



付図 2-1 CVTR Test-3 測定温度と COCO コードの解析結果の比較

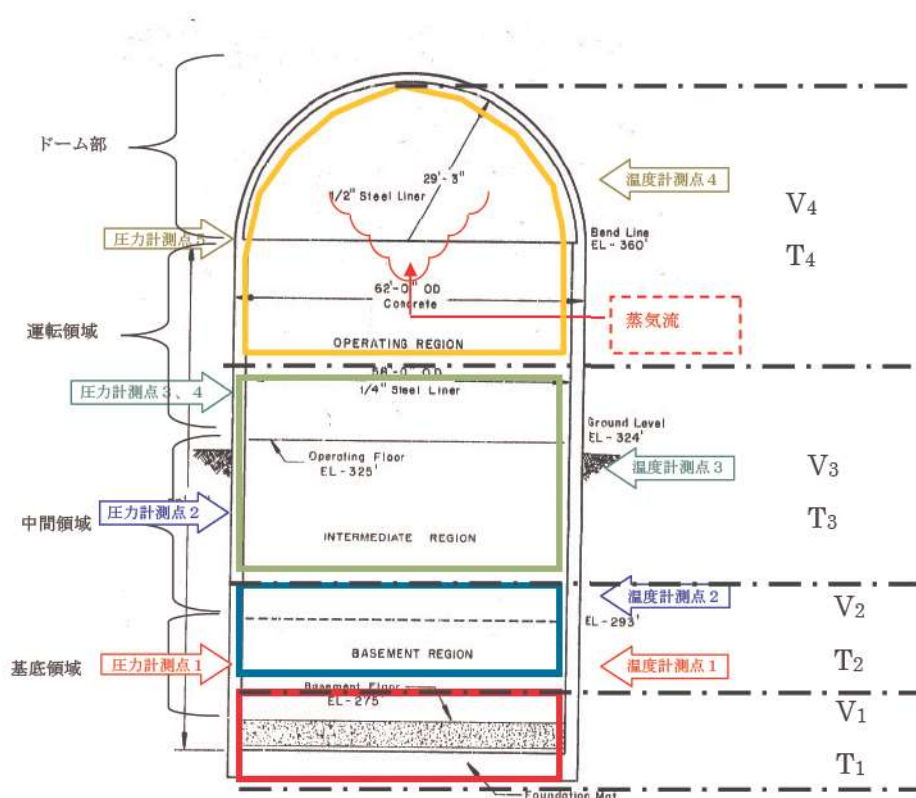
<平均温度の算出方法>

各測定点（高さ）の担当範囲の境界を測定点の中間高さとして、担当範囲の体積を求めて、各測定点の担当体積に応じた重みを掛けて平均温度を算出した。

$$T_{avg} = \frac{T_1 \times V_1 + T_2 \times V_2 + T_3 \times V_3 + T_4 \times V_4}{V_1 + V_2 + V_3 + V_4}$$

V_i : 測定点 i の担当する体積

T_i : 測定点 i における測定温度



付図 2-2 平均温度算出のための体積区分

添付3 NUPEC 試験 (M-3 シリーズ) について

(財)原子力発電技術機構 (NUPEC) において昭和 62 年～平成 4 年に実施された可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験であり、炉心損傷事故時における格納容器内水素の濃度分布と混合挙動及び格納容器内水素の燃焼挙動を把握するとともに、放出蒸気等による水素燃焼抑制効果も併せて確認し、また格納容器内の放射性物質の捕集特性の把握ならびに格納容器の耐圧機能限界の把握を行い、格納容器の健全性について総合的評価を実施したものである。

一連の試験の中で、格納容器内に水蒸気のみを放出した試験が実施されており (M-3 シリーズ)、ここではこの試験結果を参照して COCO コードの実機解析への適用の妥当性について確認する。

<試験の概要>

(1) 格納容器

格納容器はドライ型 4 ループ PWR の 1/4 規模であり、4 ループ相当の区画が模擬されており、自由体積は 1,300m³である。付図 3-1 に試験設備の概要図を示す (Ref. [4])。

(2) 蒸気供給設備

配管破断時の放出蒸気を模擬するため蒸気供給設備を設けている。

(3) 計測設備

雰囲気温度、圧力、格納容器壁面温度、区画壁面温度が計測されている。圧力は区画間圧力損失が微小であることからドーム部の圧力を代表して測定している。区画壁面温度及び空間温度は熱電対により計測している。

<試験条件 (M-3 シリーズ) >

放出水蒸気による格納容器内循環確認試験として、格納容器内に水蒸気のみを流入させて、各区画内温度分布、圧力計測を実施している。

M-3-1～4 の各試験条件を付表 3-1 に示す (Ref. [4])。

<試験結果 (M-3 シリーズ) >

試験結果を付図 3-2～5 に示す (Ref. [3])。ドーム部及び一般部について複数の高さ位置について温度が計測されているが、いずれの試験においてもドーム部については各測定位置で顕著な温度差は認められない。これは放出水蒸気により格納容器内循環が発生しており、ドーム部において温度成層化していない事を示している。

<COCO コードの実機解析への適用性>

本試験は水蒸気の放出量として実機の「全交流動力電源喪失」時相当若しくはそれよりも

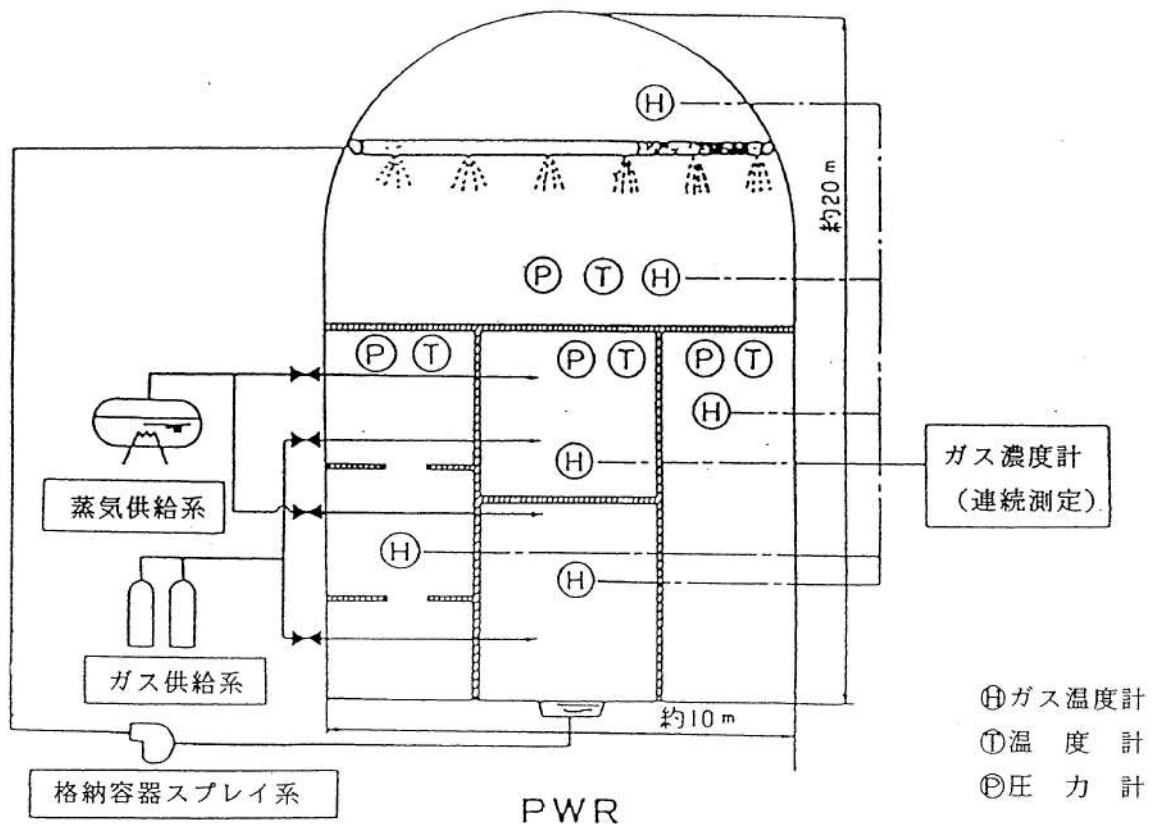
少ない条件において試験を実施している。本試験結果からもドーム部においては有意な温度成層化は認められていない。したがって、本試験のように小さい漏えい量においても原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に原子炉格納容器内を1ノードで模擬するCOCOコードを用いることは妥当であるといえる。

付表 3-1 NUPEC 試験の試験条件 (M-3 シリーズ)

| Run No. | 格納容器初期温度 (°C) | 水蒸気放出 | | | 放出位置 | 格納容器自由体積 (m ³) |
|-------------------|---------------|---------------------------|----------|----------------------|------------------|----------------------------|
| | | 流量 (kg/sec) | 時間 (min) | 気体温度 (°C) | | |
| M-3-1 | 室温 | 0.08 | 30 | 105 | SG ループ室 下部基礎部 | 1,300 |
| M-3-2 | 室温 | 0.33 | 30 | 128 | SG ループ室 下部基礎部 | |
| M-3-3 | 82 | 0.33 | 30 | 130 | SG ループ室 下部基礎部 | |
| M-3-4 | 室温 | 0.33 | 30 | 128 | 加圧器逃し タンク | |
| (参考) 実機 PWR (注 1) | 約 50°C | 約 85~5 (二相放出) (注 2) | — | 約 300 (1次冷却系初期温度) | SG ループ室 下部 | 約 42,000~ 約 73,000 |

(注 1) 代表 2, 3, 4 ループの「全交流動力電源喪失事象」における解析条件及び解析結果

(注 2) NUPEC 試験における水蒸気放出量を実機の規模に換算した場合、約 19~3kg/sec



付図 3-1 NUPEC 試験設備概念図



付図 3-2 NUPEC 試験 (M-3-1) 試験結果



付図 3-3 NUPEC 試験 (M-3-2) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。



付図 3-4 NUPEC 試験 (M-3-3) 試験結果



付図 3-5 NUPEC 試験 (M-3-4) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。

| | |
|-------------|---------------|
| 泊発電所3号炉審査資料 | |
| 資料番号 | SAE10 r. 5. 0 |
| 提出年月日 | 令和5年8月31日 |

泊発電所3号炉
重大事故等対策の有効性評価

付録4 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

令和5年8月
北海道電力株式会社

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

目 次

| | 頁 |
|---|----|
| 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 | 1 |
| 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 | 11 |
| 3.1 NUPEC 試験概要 | 18 |
| 3.2 NUPEC 試験結果 | 21 |
| 4. NUPEC 試験の実機への適用性 | 24 |
| 4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察 | 26 |
| 4.2 シール材の差異に対する考察 | 33 |
| 4.3 圧力条件に対する考察 | 41 |
| 4.4 蒸気条件に対する考察 | 41 |
| 4.5 破損時と健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する 考察 | 41 |
| 5. まとめ | 48 |

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 PWR 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を表す除染係数（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）」（以下「NUPEC 総括報告書」という。）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

PWR の原子炉格納容器は鋼製円筒型格納容器（鋼製 CV）及びプレストレストコンクリート製格納容器（PCCV）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。

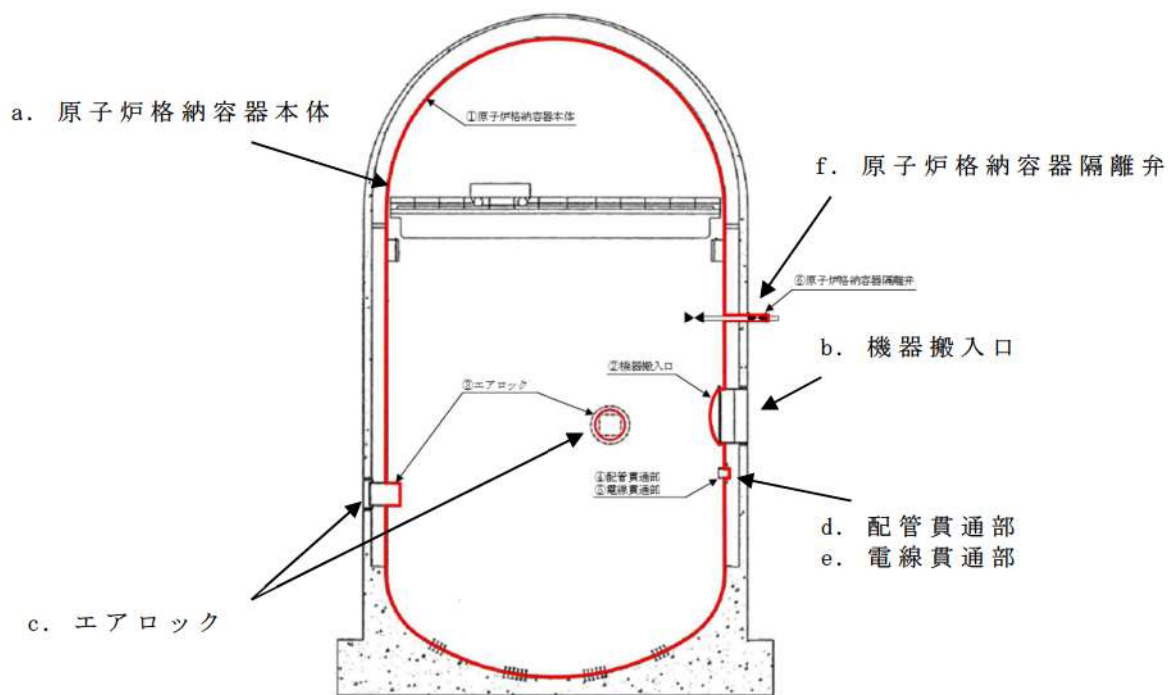
そのため放射性物質が原子炉格納容器外へ放出される際には、これらのガスケット等のシール部から漏えいするものと考えられる。以下に実機の構造と漏えい想定箇所について泊発電所3号炉で採用している鋼製CVで示す。

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、鋼製CV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（一般部及び局部）
- b. 機器搬入口
- c. エアロック
- d. 配管貫通部
- e. 電線貫通部
- f. 原子炉格納容器隔離弁

図 2-1 PWR（鋼製 CV）の原子炉格納容器の概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

表 2-1 PWR の原子炉格納容器（鋼製 CV）バウンダリの
構成部における機能喪失要因（泊発電所 3 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 | 一般部及び局部 | 延性破壊 | — |
| b. 機器搬入口 | 蓋 | 座屈 | — |
| | フランジ | 延性破壊 | — |
| | ボルト | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形, 高温劣化 |
| c. エアロック | 隔壁 | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形, 高温劣化 |
| d. 配管貫通部 | 貫通配管 | 延性破壊 | — |
| | スリーブ | 延性破壊 | — |
| | 端板 | 延性破壊 | — |
| | 閉止フランジ | 延性破壊 | シール能力不足による漏えい |
| | 閉止板 | 延性破壊 | — |
| | 伸縮継手 | 疲労破壊 | — |
| | 短管 | 圧壊 | — |
| e. 電線貫通部 | 本体及び端板 | 延性破壊 | — |
| | モジュール | — | エポキシ樹脂付着力低下, Oリング変形 |
| f. 原子炉格納容器隔離弁 | 耐圧部材 | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形 |

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。(泊発電所3号炉を例に主なシール部の構造を図2-2から図2-6に示す。)

- ① フランジ構造のシール部 (b. 機器搬入口, c. エアロック, d. 配管貫通部)
- ② 電線貫通部のシール部 (e. 電線貫通部)
- ③ 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (f. 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格納容器外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試験でのエアロゾル粒子の捕集効果は、フランジ構造や電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)

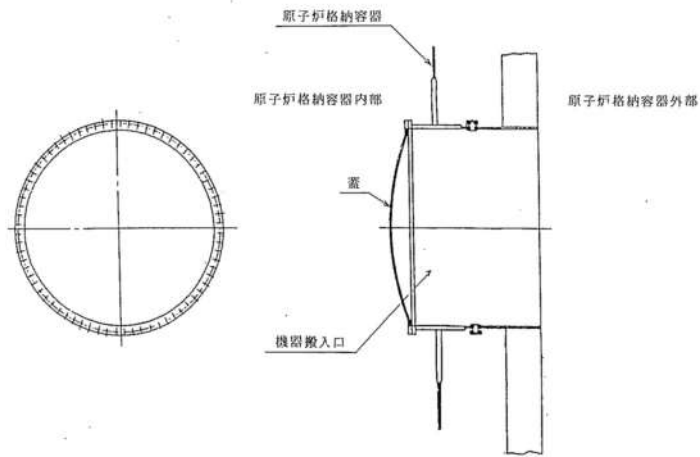


図 2-2 機器搬入口概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

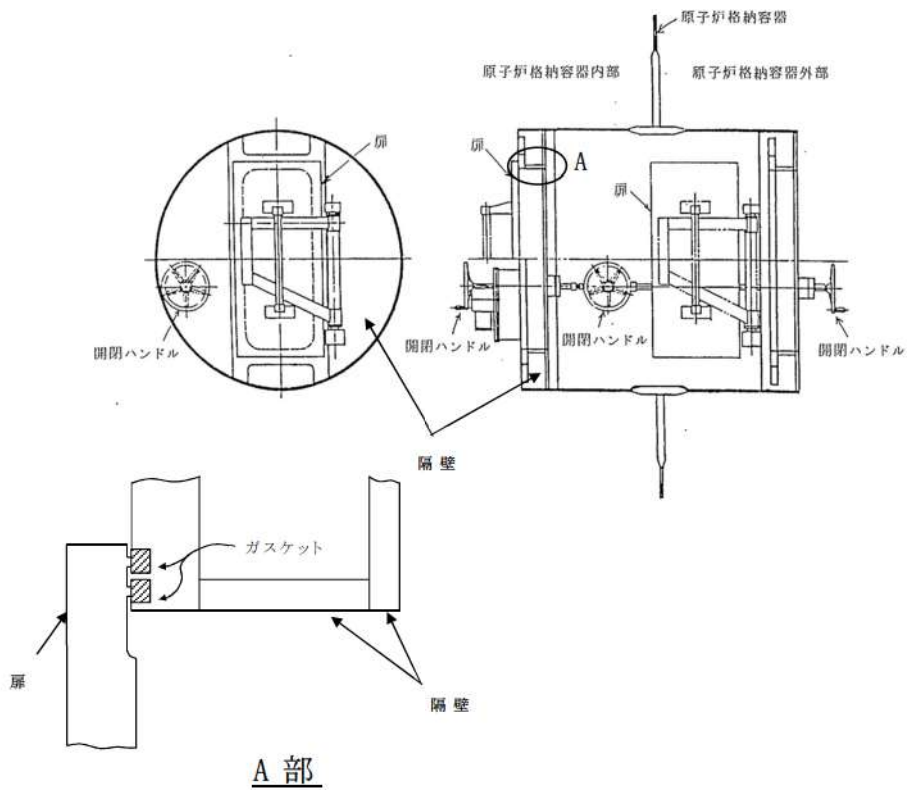


図 2-3 エアロック概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

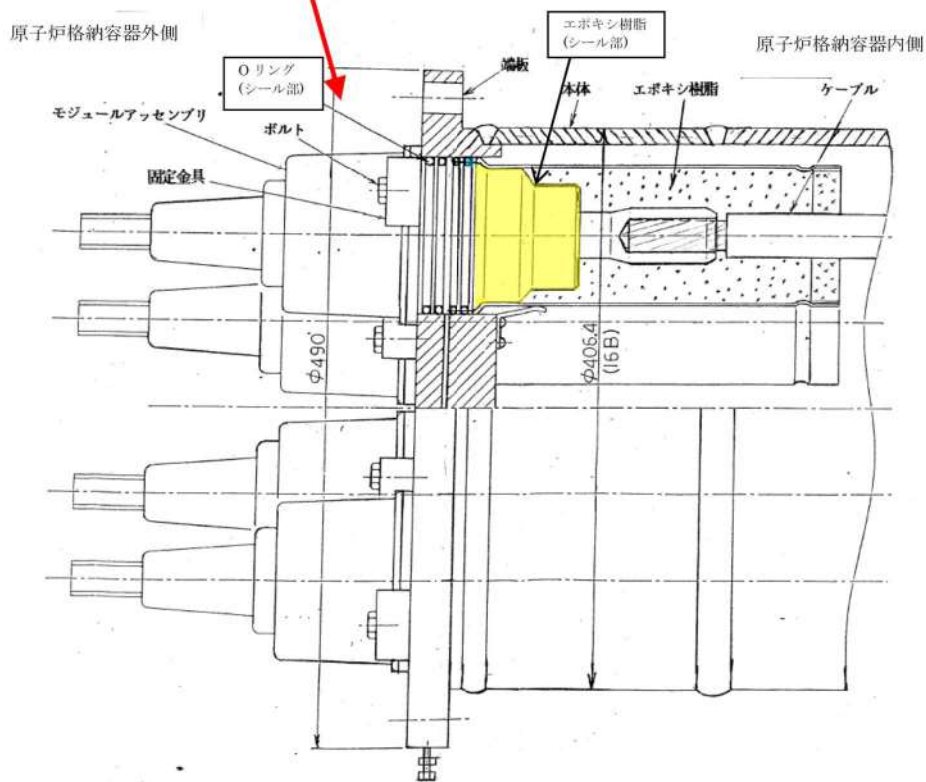
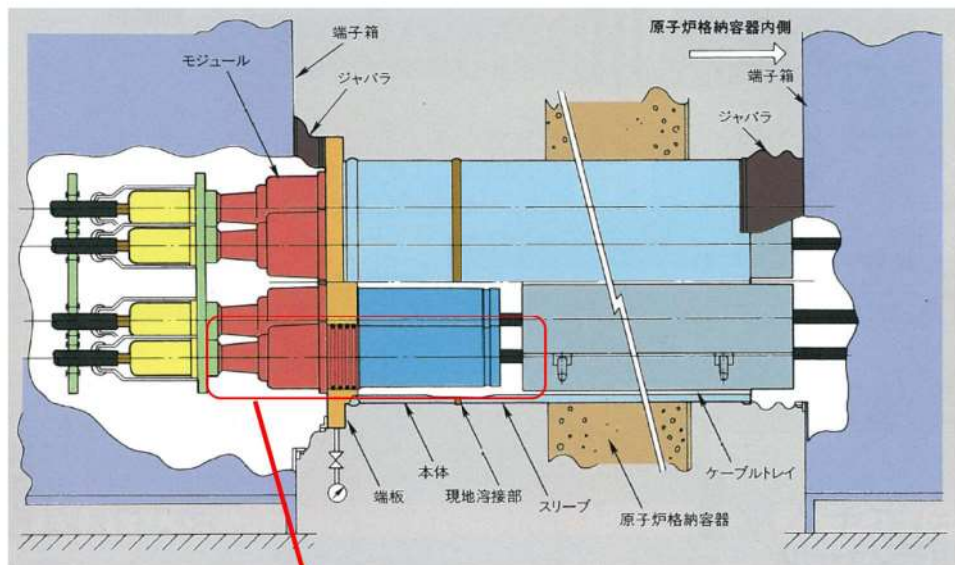


図 2-4 電線貫通部（モジュラー型／高電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

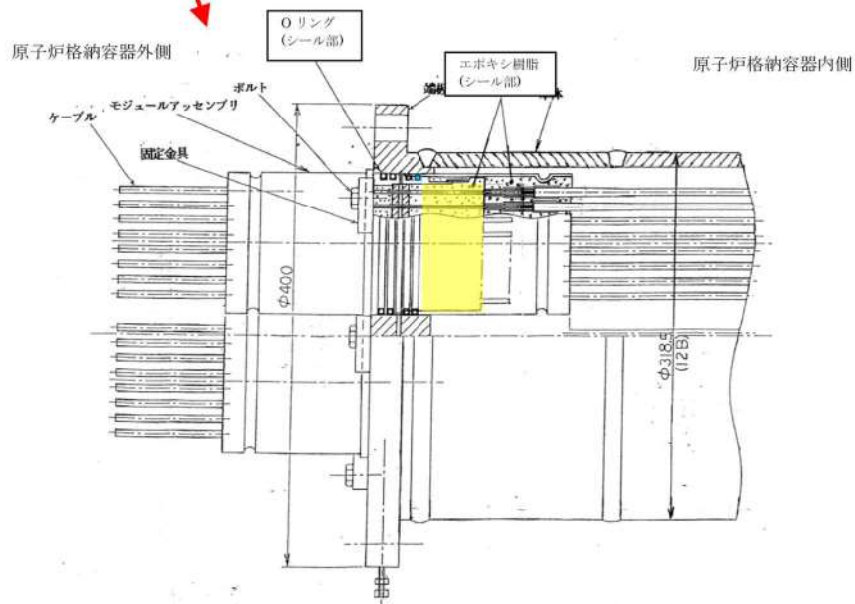
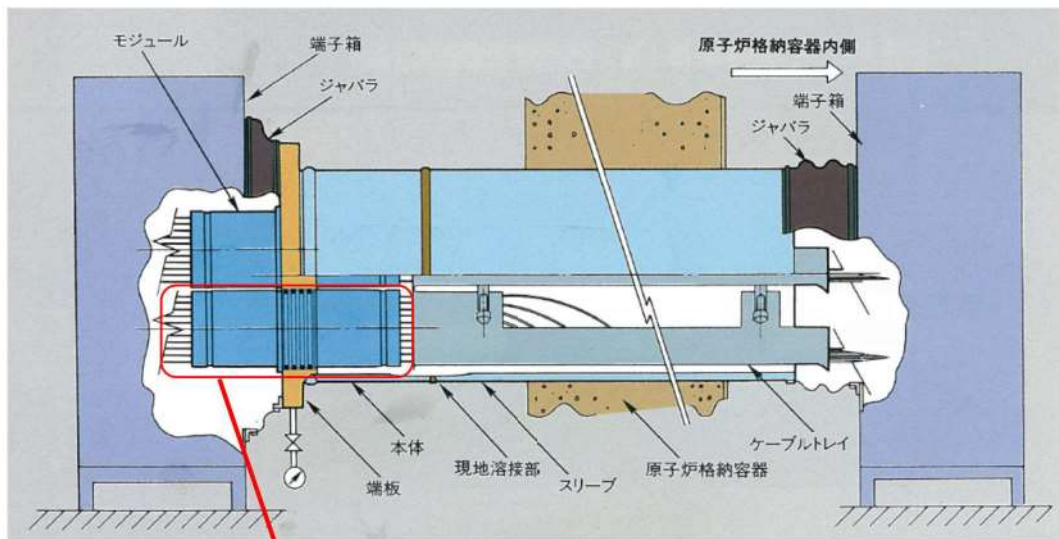


図 2-5 電線貫通部（モジュラー型／低電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

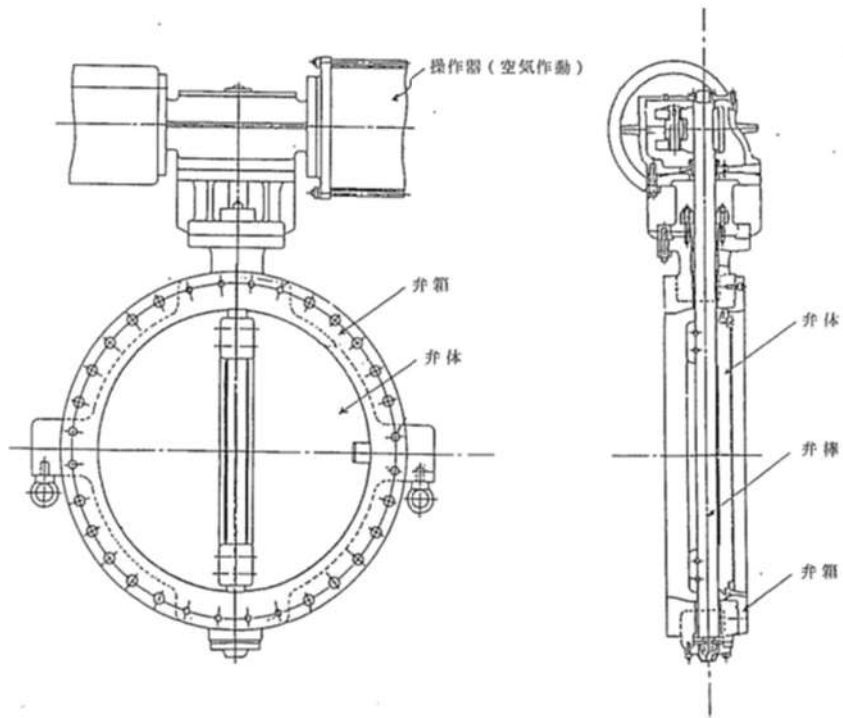


図 2-6 空調用バタフライ弁 (例)
(泊発電所 3 号炉の場合)

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.の研究」^{※2}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的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) | 原子炉格納容器内の自然捕集、スプレイ経路で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) | 約 250°F (121°C), 約 50psia (0.345 MPa) 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、材料並びに 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、エアロゾル除去効果 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 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) (1978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 Ox, 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フ ラージ・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 状の速いによる) であり、重大事故等時の環 境下での実規模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 4. で確認する。 |
| IRSN 試験 ^{*4,9} (欧州) (2000 年代) | 亀裂の入った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, 4.1μ m) | <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) | シビア条件下でのエアロゾル捕集量を評価 | 円筒形コンクリート (直径 15cm×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) 通気時間約 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。 |

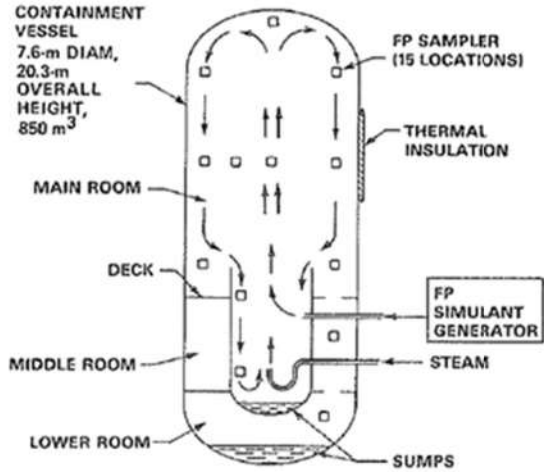


Fig. 3. Schematic arrangement for FP transport tests.

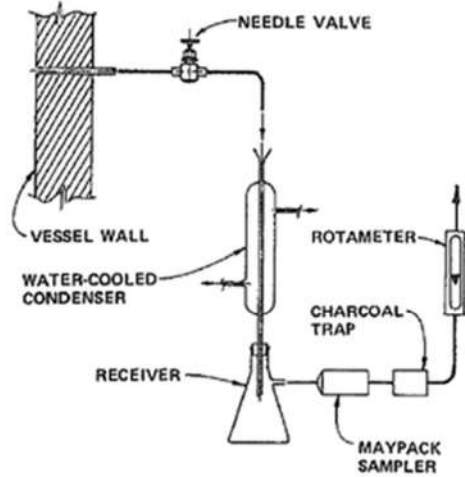


Fig. 9. Sampling train used to collect leaked FPs.

図 3-1 CSE 試験体系とサンプリング装置^{※6}

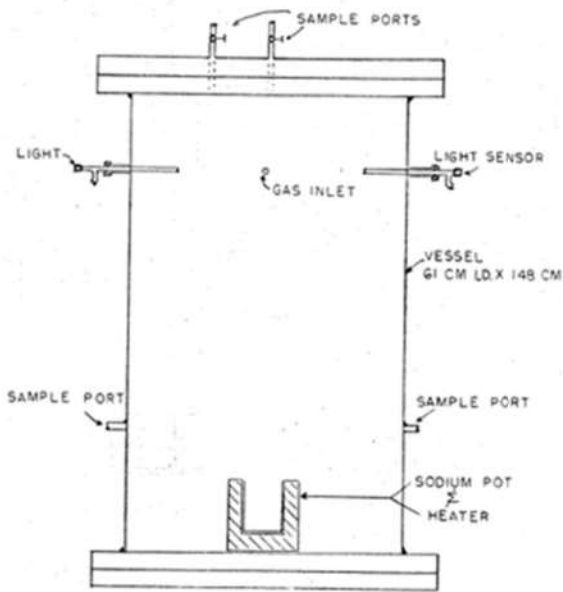


FIGURE 1. TEST VESSEL

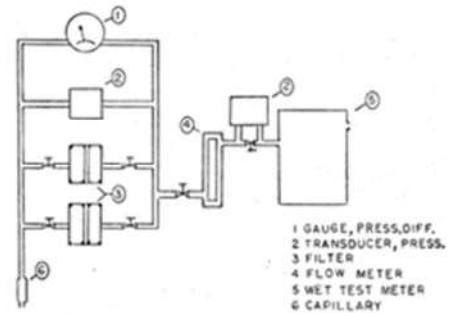


FIGURE 2. SAMPLE MANIFOLD

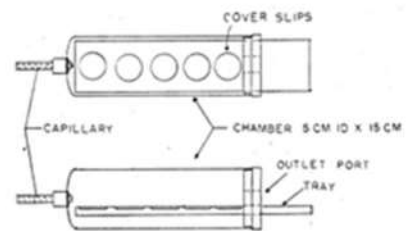


FIGURE 3. FALLOUT CHAMBER

図 3-2 Nelson らの試験体系とサンプリング装置^{※8}

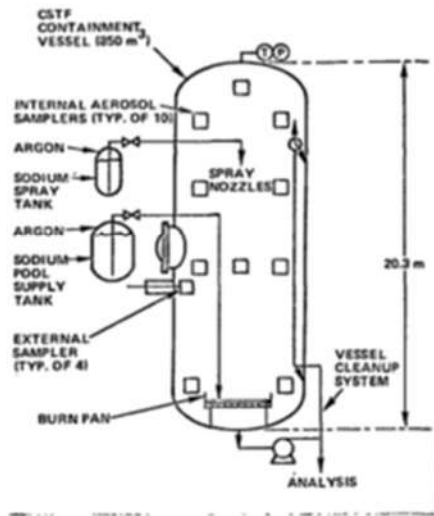


Figure 5. Schematic of Experimental Equipment for CSTF

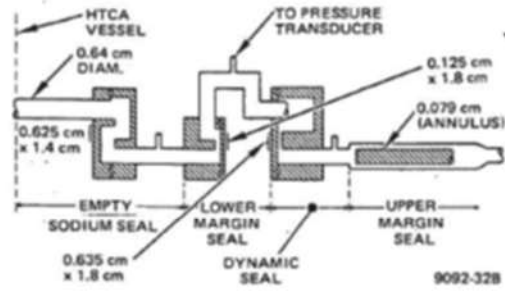


Figure 4. Multiple Band Leak Path

図 3-3 Morewitz らの試験体系と漏えい経路^{※2}

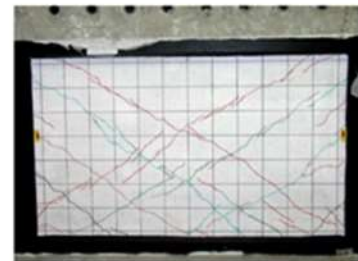
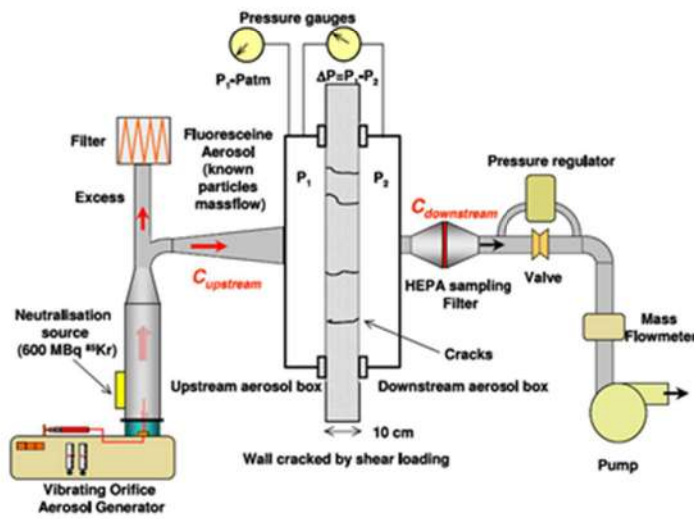


Fig. 7 - The cracks network reproduced in IRSN test.

図 3-4 IRSN 試験体系とコンクリートサンプル^{※4}

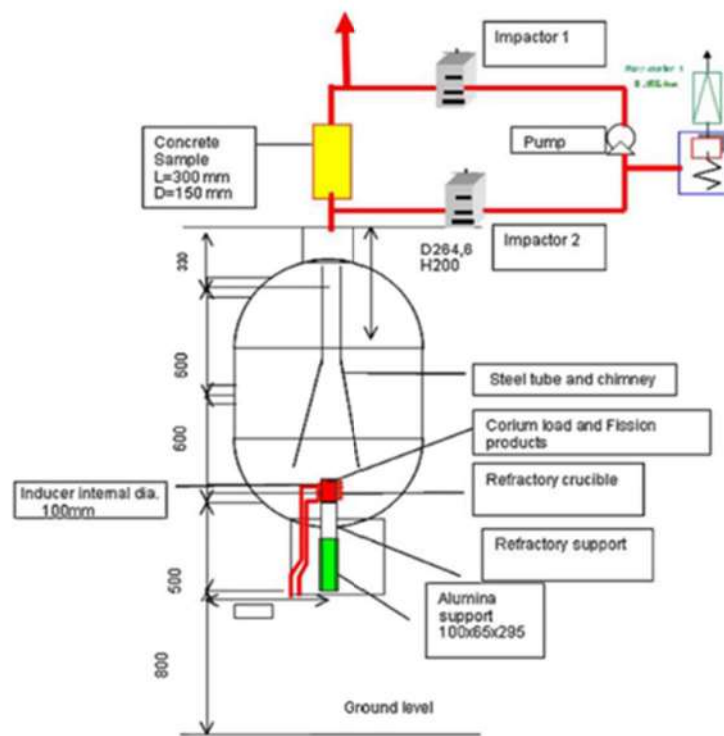


Fig. 1. Schematization of the test COLIMA on the concrete crack sample.

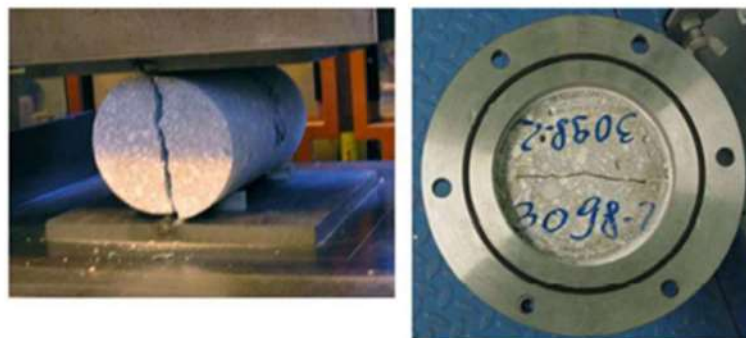


Fig. 2. Instant of the splitting of one of the cylindrical samples (left), and view of the inlet of a crack sample positioned and sealed in the flanged steel holder (right).

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 Sehgal (Ed.), “Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology” , 1st ed., 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 2005, Bled, Slovenia, September 5-8, 2005.
- 5 「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）
- 6 R. K. Hilliard, A. K. Postma, “Large-Scale Fission Product Containment Tests” , Nuclear Technology, vol. 53, n. 2, (1981) 163-175.
- 7 M. E. Witherspoon, A. K. Postma, “Leakage of Fission Products from Artificial Leaks in the Containment System Experiment” , BNWL-1582, Battelle-Pacific Northwest Laboratories, 1971.
- 8 C. T. Nelson, R. P. Johnson, “Aerosol Leakage Tests” , Status of Safety Technology for Radiological Consequence 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 NUPEC 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℃/230℃で 20h 以上保持, 圧力 0.8MPa 一定 |
| | 周期的温度加熱 | : 120～200℃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

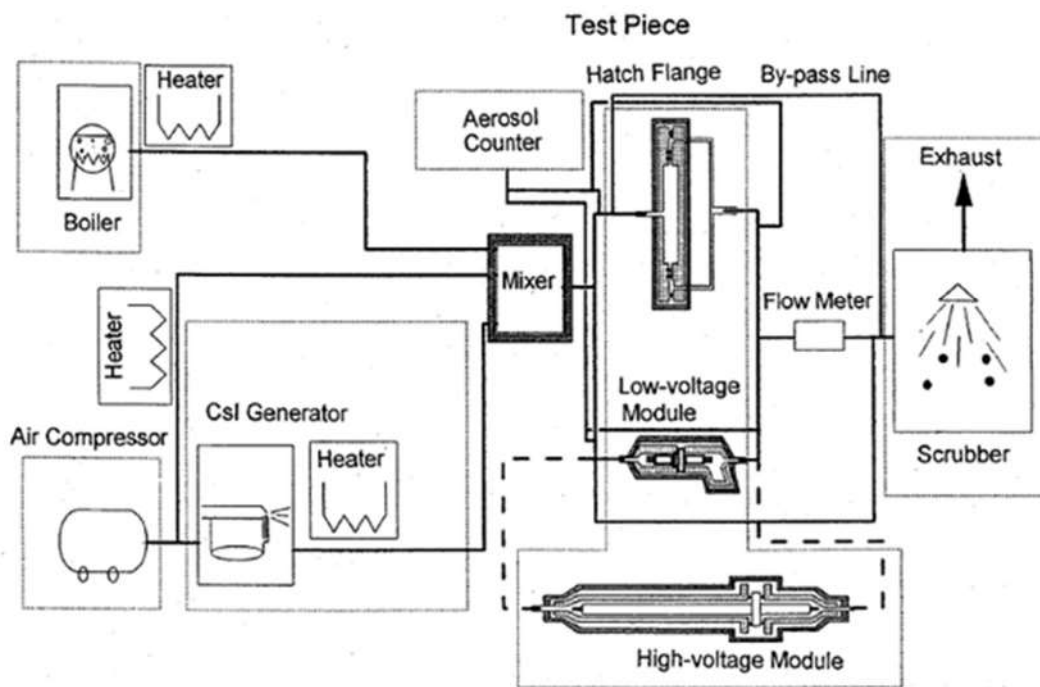


图 3-6 試驗装置概略图 (NUPEC 試驗)

3.2 NUPEC 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&タンクタイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 345 |

※1 熱電対

3.2.3 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 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。

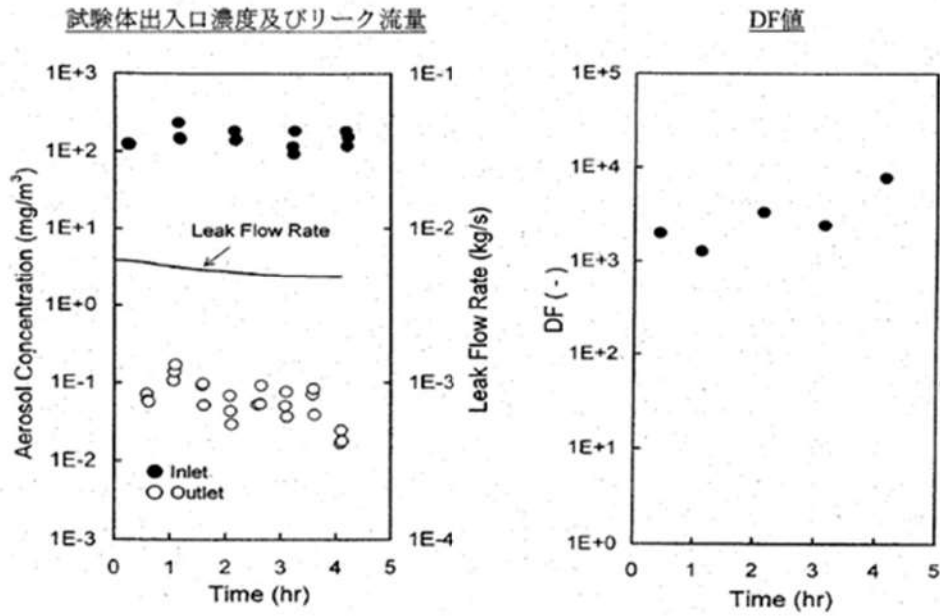


図 3-7 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（電気配線貫通部の一例）（NUPEC 試験）

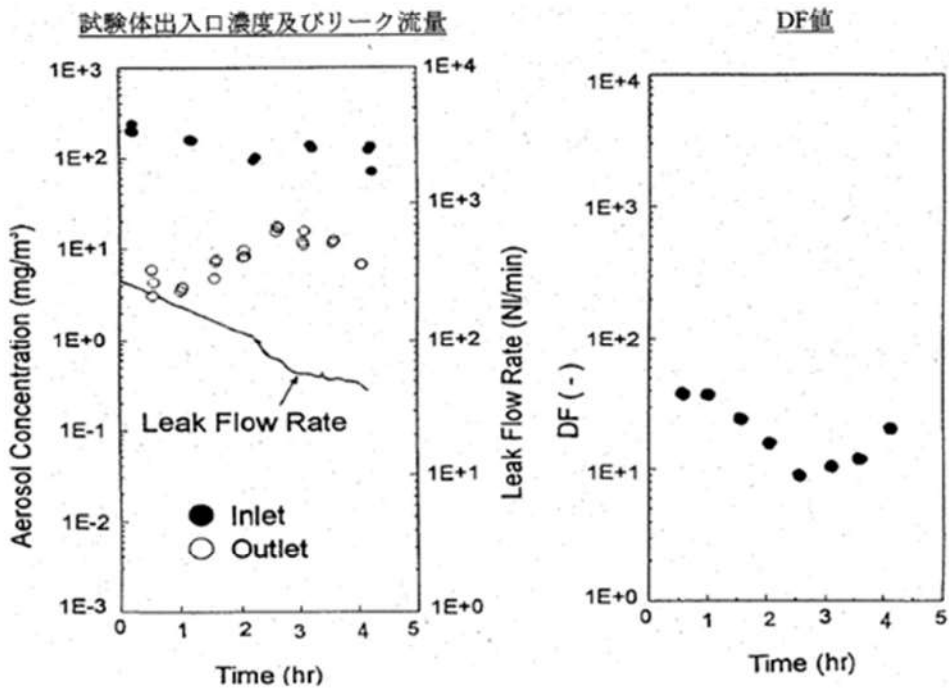


図 3-8 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（フランジ・ガスケットの一例）（NUPEC 試験）

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 (℃) | DF |
|-----------------------------|--------------------|------------|---------------|-------------------|---------------------|
| | | | | | 全粒径範囲 (0.5~5 μm) |
| 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、PWR 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（温度条件，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 PWR 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 | 鋼製 CV | PCCV | 比較結果・考察 |
|-------------------|--|---|---|--|
| 漏えい 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 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的的な事象初期 (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 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) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレン ゴム製 Oリング 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) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレン ゴム製 Oリング フランジ・ガスケット： シリコンゴム | ・ 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が同様であることを確認した。 ・ 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は若干の違いはあるものの、リークパスの長さによって DF が変化する傾向は変わらないと考えられることから、電気配線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくない傾向は同じと考えられる。 【4.2 シール材の差異に対する考察】 |
| 環境条件 | 温度：100~200℃ ^{*1} 圧力：0.11~ 0.60MPa [gage] (ドライ条件) ^{*2} | 温度：~200℃ 圧力：~0.6 MPa [gage] (ウェット条件) ^{*2} | 温度：~200℃ 圧力：~0.8MPa [gage] (ウェット条件) ^{*2} | ・ 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 貫通部のシール機能が健全な場合に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

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つくられ、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。

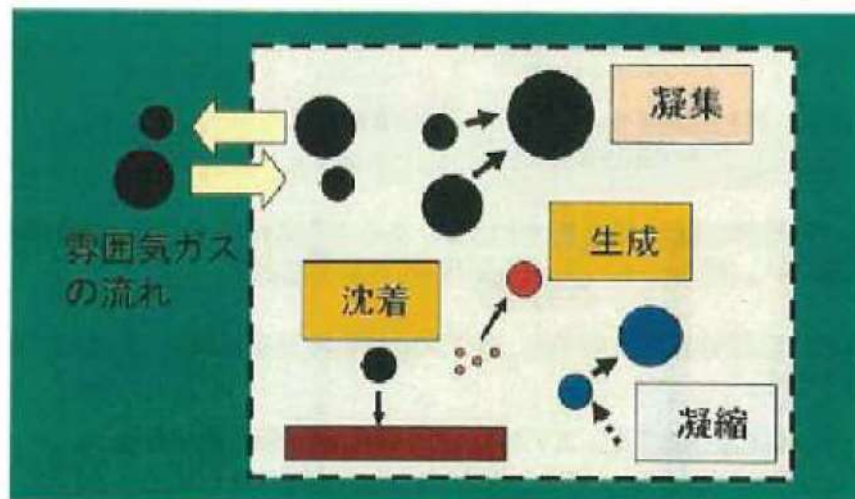


図 4-1 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

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，1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 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) Test LA2”, ORNL/M-331, 1987.
- ※2 D. A. Powers and J. L. Sprung, “A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete”, NUREG/CR-5901, 1993.
- ※3 H. J. Allelein, et al., “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols”, NEA/CSNI/R (2009)5, 2009.

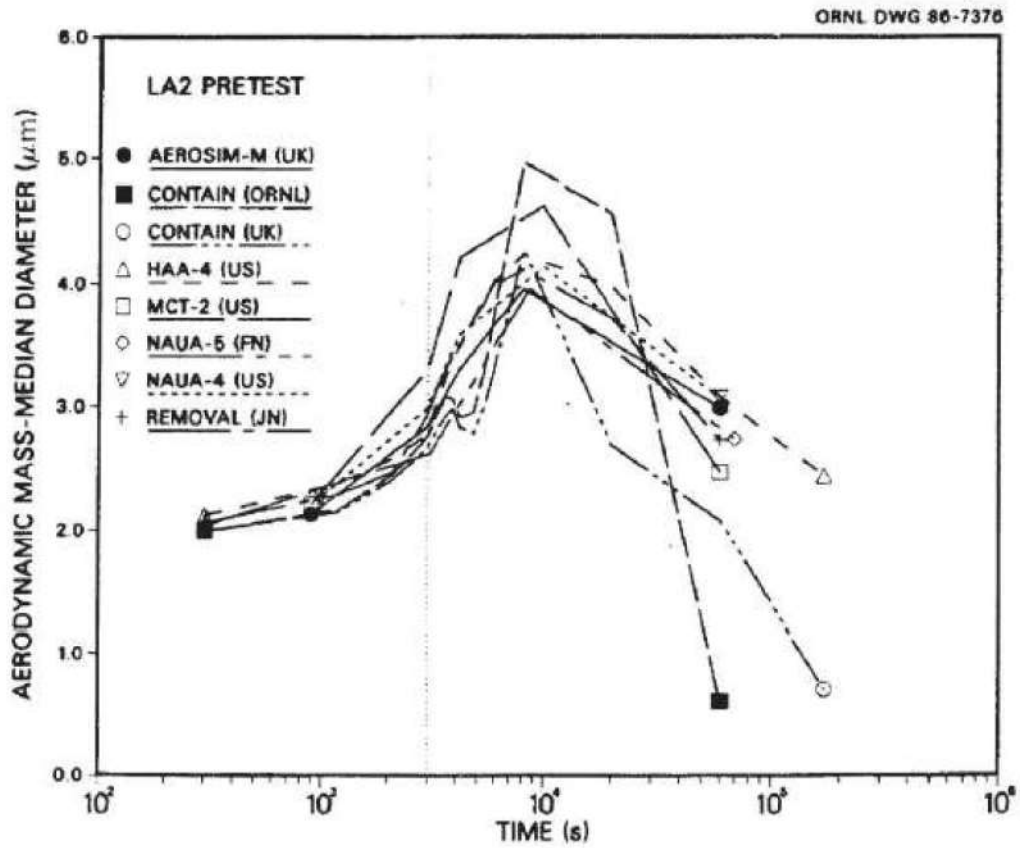


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

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

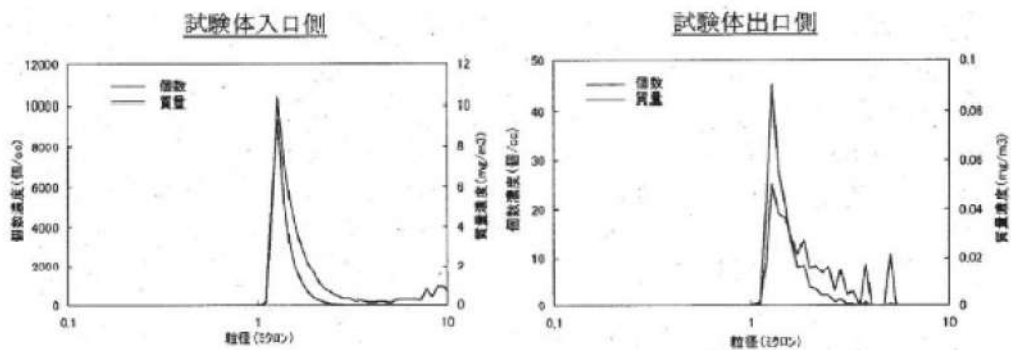


図 4-3 NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布

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:

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

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:

参考 1-2 “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols” ,
NEA/CSNI/R (2009) 5 の抜粋及び試験の概要

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。

PWR 実機では、いずれのプラントについても NUPEC 試験と同様のシール材が用いられており、材質に差異はない。また、NUPEC 試験では 200℃を超える環境下で発生したリークに対し DF を測定しているが、実機の原子炉格納容器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（200℃，2 Pd）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 試験のフランジは、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が、PWR 実機フランジにおいては、CV 内圧が上昇するとフランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機にお

けるフランジ面の開きは NUPEC 試験体よりも小さくなると考えられる。NUPEC 試験及び実機におけるフランジ断面形状を表 4-3 に示す。

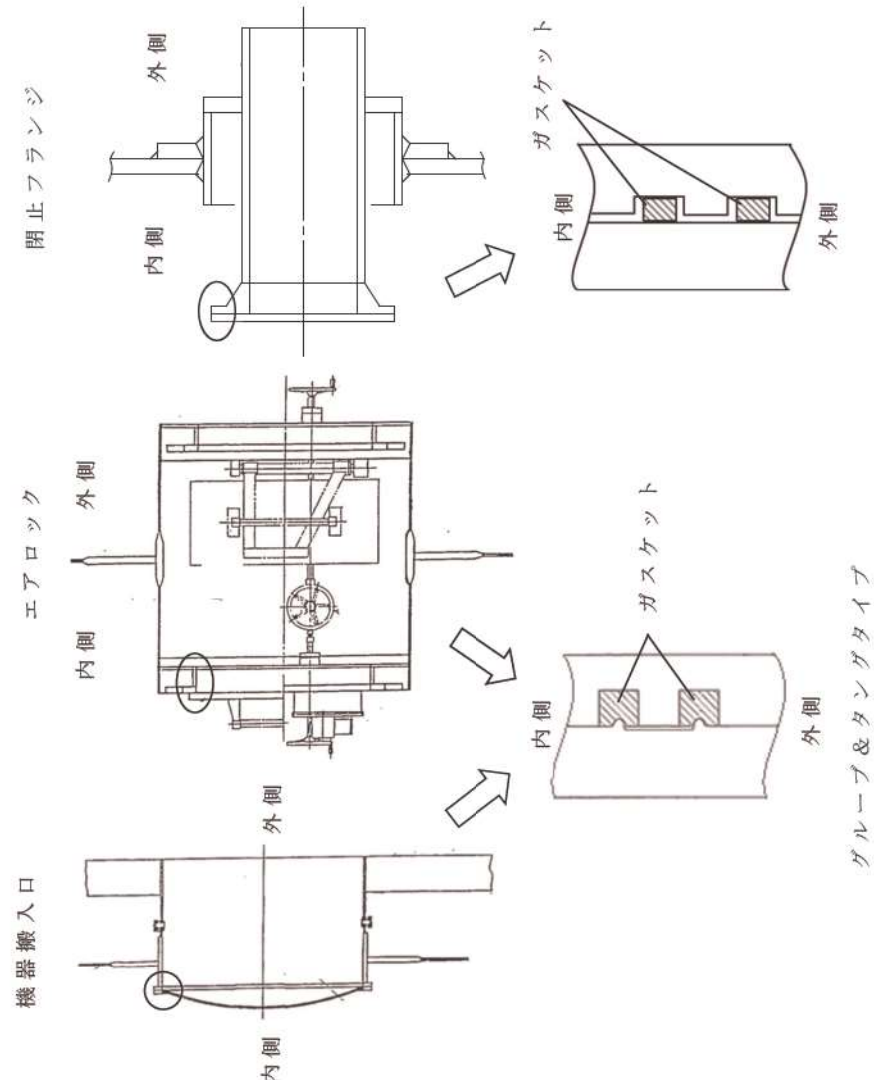
以上のとおり，実機のフランジシール部については NUPEC 試験よりも漏えい経路は狭くなり，より大きな DF を期待できることから，NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。

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



図 4-4 NUPEC 試験で用いたフランジ・ガスケットの損傷状態
(200℃を超過して約 0.5℃/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 における フランジ 断面 形状

| | | |
|-----------------------|--|--|
| <p>NUPEC 試験 ※ 1</p> | <p>実機フランジ</p>  <p>グループ & タンクタイプ</p> | <p>フランジの 断面 形状</p> <p>フランジ面 の 開きの 模擬</p> |
| <p>フランジ面 の 開きの 模擬</p> | <p>実機では CV 内圧 が 上昇 すると、フランジ 面 の 隙間 が 小さく なる 方向 に 圧力 が かかる ため、実機 が なる と 考え られる。</p> <p>グループ & タンクタイプ</p> | <p>フランジ 面 の 開き 程度 を とり とし て 1/25 を 設定。 模擬 面 を とり とし て 1/25 を 設定。 配管 接合 部 の 位置 を とり とし て 1/25 を 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）」

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。

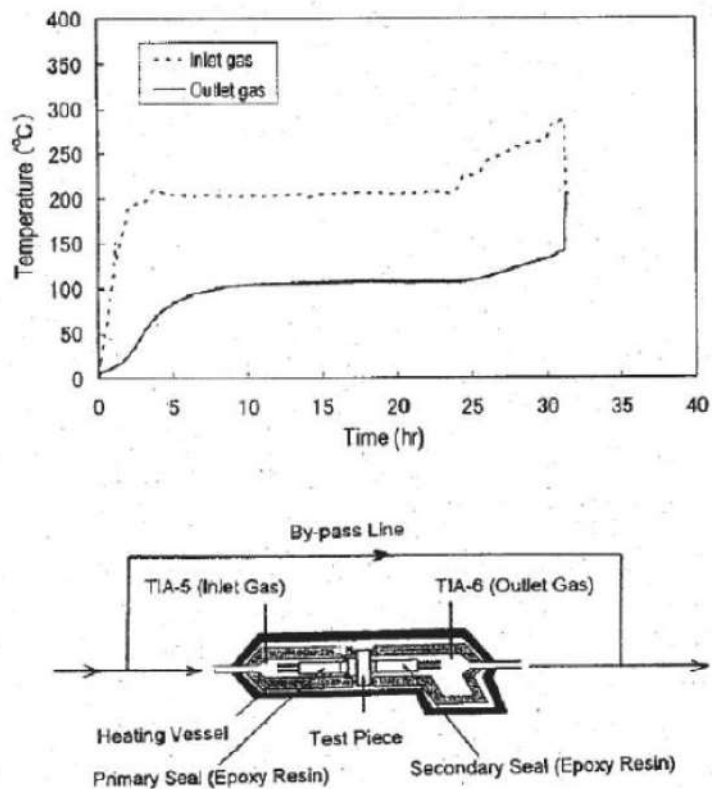


図 4-5 電気配管貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果（NUPEC 試験，200℃を超える環境下）

PWR 実機の電線貫通部のシール材については、高電圧用モジュールタイプのシール部はエポキシ樹脂、低電圧用モジュールタイプについてもエポキシ樹脂が使用されている。また、Oリングには EP ゴムが使用されている。これに対し、NUPEC 試験では高電圧用のモジュールタイプにエチレンプロピレンゴム、低電圧用のモジュールタイプにエポキシ樹脂が用いられている。

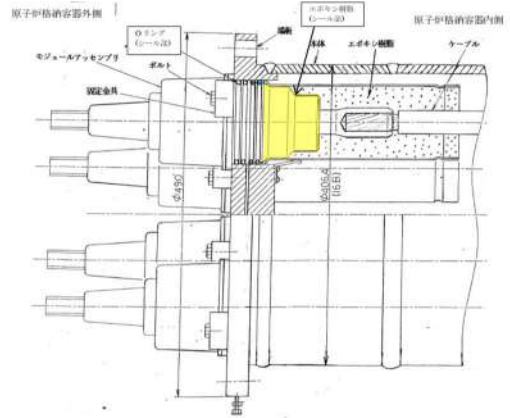
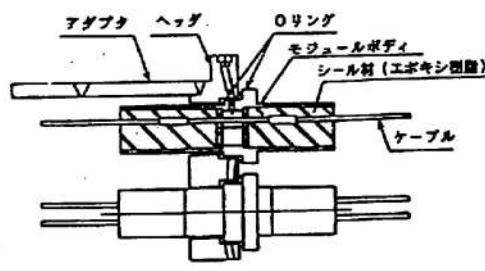
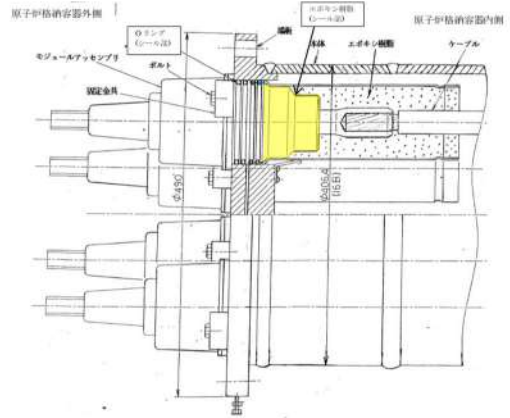
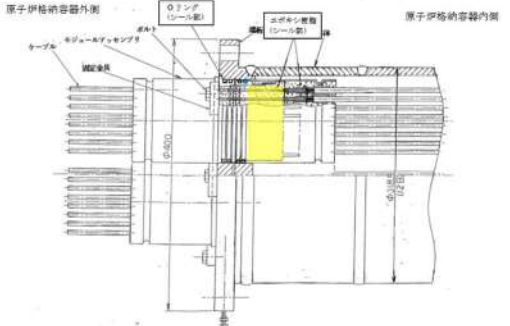
NUPEC 試験での電気配線貫通部を対象とした試験の結果、得られた DF はフランジ・ガスケットを対象とした DF よりも大きな値が得られている。これは電線貫通部におけるリークパスがフランジ・ガスケット部におけるリークパスよりも長いため、DF が高くなったものと考えられている。NUPEC 試験では BWR 実機に用いられる電気配線貫通部（低電圧モジュール）を用いて試験が実施されており、PWR 実機の電線貫通部と比較し表 4-4 に示すとおり形状の違いはあるものの、電線が通る貫通部本体にエポキシ樹脂を充填してシールしている構造は、高電圧モジュールタイプ、低電圧モジュールタイプともに同等である。このため、PWR 実機においてもリークパスの長さによって DF が変化する傾向は変わらないと考えられ、電線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくなる傾向は同じと考えられる。よって、DF=10 以上を考慮することが可能であり、評価条件として保守的に DF=10 とすることは適用性があるものと考えられる。

なお、PWR 実機の電線貫通部についても原子炉格納容器の限界温度・限界圧力に関する評価^{*1}において、事故条件を模擬した試験の結果、200℃、2 Pd の条件下でシール性能を維持で

きることを確認している。参考としてモジュールタイプの電気貫通部による試験を図 4-6, 図 4-7 に示す。200℃, 2 Pd を大幅に超える環境である 1.12MPa, 292℃に至るまで漏えいは生じていない。

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

表 4-4 NUPEC 試験及び PWR 実機配線貫通部における形状

| | NUPEC 試験 (BWR 実機電気配線貫通部) | PWR 実機電線貫通部 |
|-----------|--|---|
| 貫通部 形状 | <p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p>  | <p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p>  |

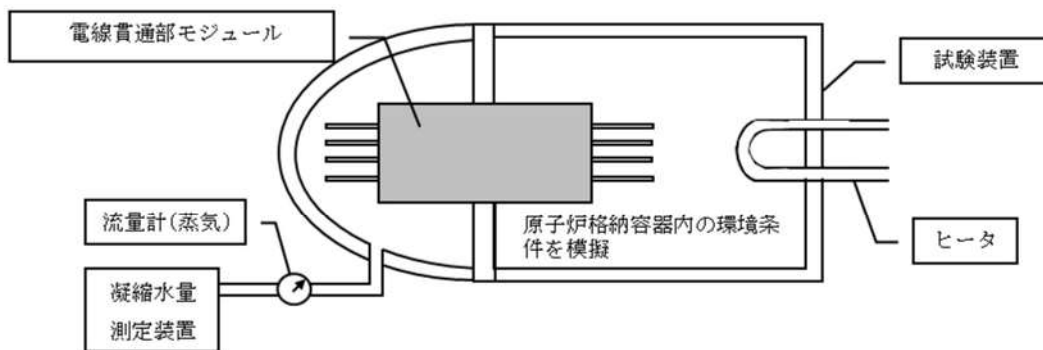


図 4-6 試験装置概要

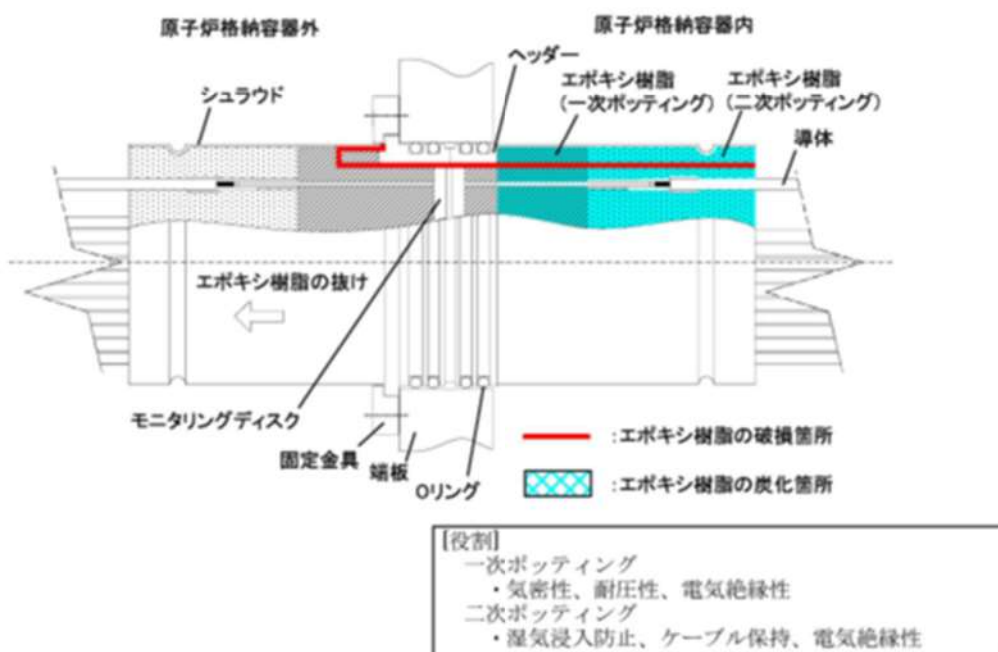


図 4-7 PWR 電線貫通部モジュール破損箇所

(1.12MPa, 292℃で破損を確認)

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える。

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 $0.01 \mu\text{m}$ ～

0.1 μm 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 5mm^2 以下^{※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 mm^2) 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、最高使用圧力の 0.9 倍に応じた設計漏

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 1 に示す。ここでは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（1 Pd～2 Pd）、 5 mm^2 以下に相当する。

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 4-5 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 : 空気の気体定数 (287J/(kg・K))

図 4-8 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℃での試験結果）を示す。図 4-8 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 1 m 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 5 mm² 以下）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 1 m 当たりの等価面積は 0.1mm^2 のオーダーとなる。(PWR の場合、フランジ・ガスケット周長の合計は 30m 程度であると整理)

図 4-8 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 4-8 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 $1\ \mu\text{m}$ 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 μm 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 4-8 に示されるものと同等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 4-5 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 | |
| フレンジ・ダクト | | | | |
| 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、フレンジ・ダクトはダクト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) フレンジ・ダクトの場合は、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

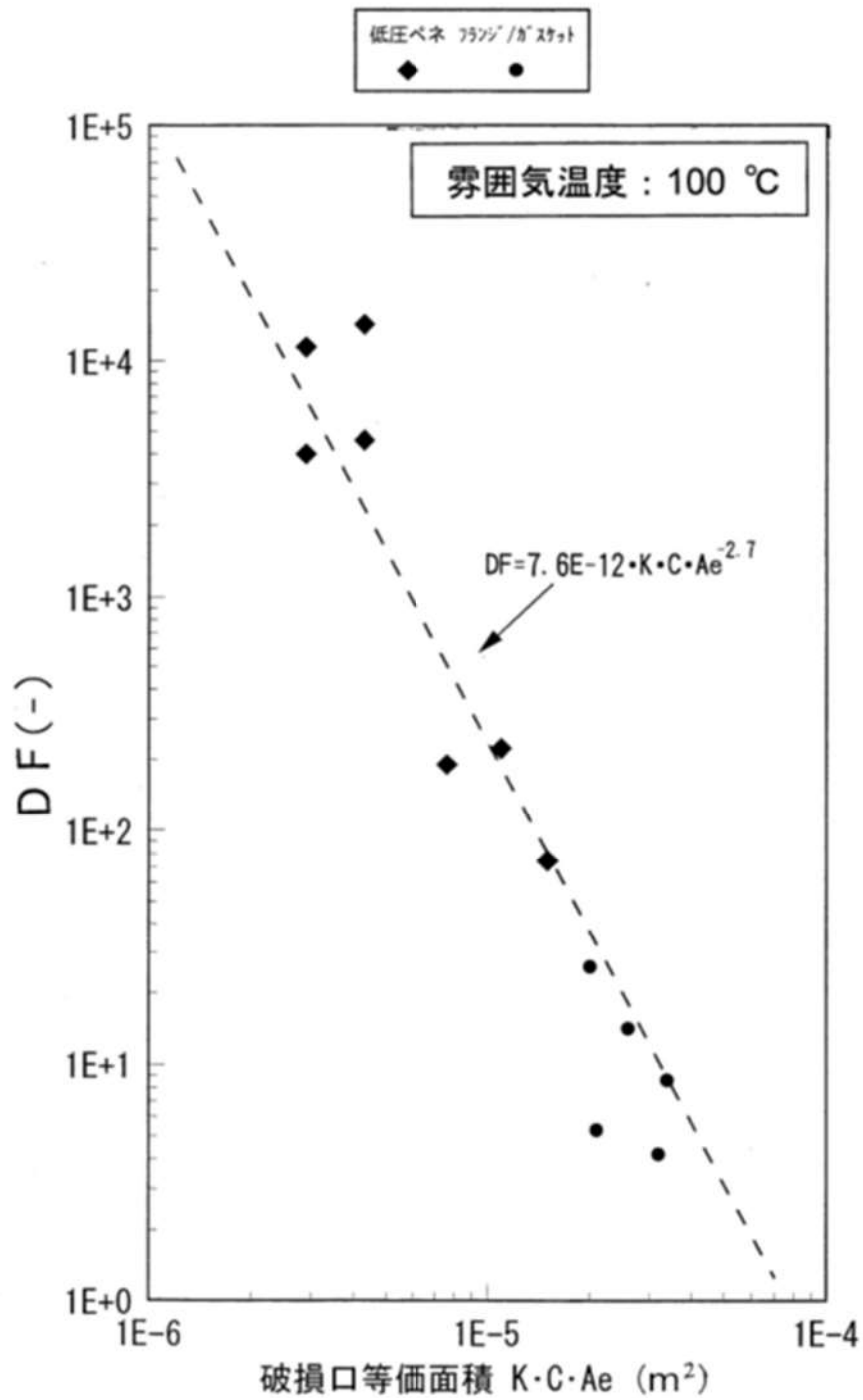


図 4-8 1.28 μm ~ 1.38 μm の粒径範囲における
破損口等価面積と DF との関係

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。PWR 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 μm 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はい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 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、格納容器圧力、及び物性値（格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合は密度、0.9 倍を上回る場合は密度、粘性係数、比熱比に対し温度の影響を考慮）に応じるものとし、原子炉格納容器の設計漏えい率及び格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍の圧力以下の場合は(1)に示す式を、超える場合は(2)に示す式を用いて算出した漏えい率に基づき設定している。

(1) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合

最高使用圧力の 0.9 倍以下の漏えい率を保守的に評価するために差圧流の式（これまでの設計基準事象で使用）より算出する。

$$\frac{L_t}{L_d} = \sqrt{\frac{\Delta P_t}{\Delta P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t}}$$

L : 漏えい率

L_d : 設計漏えい率

ΔP : 原子炉格納容器内外差圧

ρ : 原子炉格納容器内密度

- d : 添え字 “ d ” は漏えい試験時の状態を表す
 t : 添え字 “ t ” は事故時の状態を表す

(2) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合

圧力が上昇すれば、流体は圧縮性流体の挙動を示すため、格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合は圧縮性流体の層流・乱流の状態を考慮する。漏えい率は差圧流の式、圧縮性流体の層流、または乱流を考慮した式の 3 式から得られる値の内、最大の値とする。

$$\frac{L_t}{L_d} = \max \left[\begin{array}{l} \frac{\mu_d}{\mu_t} \cdot \frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{1}{k_t}} - \frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{1}{k_d}} - \frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)} \\ \left(\frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{2}{k_t}} - \left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{k_t+1}{k_t}} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{2}{k_d}} - \left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{k_d+1}{k_d}} \right)} \right)^{\frac{1}{2}} \\ \left(\frac{\Delta P_t}{\Delta P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \right)^{\frac{1}{2}} \end{array} \right]$$

圧縮性流体（層流）

圧縮性流体（乱流）

差圧流

- P : 原子炉格納容器内圧力
 P_{leak} : 漏えい口出口での圧力
 ρ_{leak} : 漏えい口出口での気体密度
 μ : 原子炉格納容器内の気体の粘性係数
 k : 原子炉格納容器内の気体の比熱比
 P_{atm} : 大気圧

$$\frac{P_{leak,t}}{P_t} = \max \left(\left(\frac{2}{k_t+1} \right)^{\frac{k_t}{k_t-1}}, \frac{P_{atm}}{P_t} \right)$$

$$\frac{P_{leak,d}}{P_d} = \max \left(\left(\frac{2}{k_d+1} \right)^{\frac{k_d}{k_d-1}}, \frac{P_{atm}}{P_d} \right)$$

2. 原子炉格納容器の総リーク面積

PWR 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、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）」と同様の式で算出する。

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

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 : 空気の気体定数 (287J/(kg·K))

上記式中の 1 次側及び 2 次側のパラメータは、それぞれ格納容器内外の値を使用する。また、格納容器内のパラメータは、設計漏えいにおける圧力、温度、及び質量流量とし、格納容器外の圧力は大気圧として評価する。

なお、格納容器貫通部、及び開口部のシール部は 2 Pd、200℃での機能維持を確認しており、事故時においても事故前の高い気密性は維持される。