

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

柏崎刈羽原子力発電所 6号及び7号炉

重大事故等対策の有効性評価について
(補足説明資料)

平成29年3月

東京電力ホールディングス株式会社

目次

1. 原子炉の減圧操作について
2. 重要事故シーケンスの起因とする過渡事象の選定について
3. G 値について
4. 格納容器内における気体のミキシングについて
5. 深層防護の考え方について
6. 原子炉圧力挙動の解析上の取扱いについて
7. 原子炉隔離時冷却系（RCIC）の運転継続及び原子炉減圧の判断について
8. 6/7号炉 原子炉冷却材再循環ポンプからのリークの有無について
9. 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）における平均出力燃料集合体での燃料被覆管最高温度の代表性について
10. 非常用ディーゼル発電機が起動成功した場合の影響について（崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合））
11. 原子炉注水手段がない場合の原子炉減圧の考え方について
12. 熔融炉心・コンクリート相互作用に対するドライウェルサンプの影響について
13. 水蒸気爆発評価の解析コードについて
14. エントレインメントの影響について
15. 復水補給水系（MUWC）の機能分散について
16. サプレッション・チェンバのスクラビングによるエアロゾル捕集効果
17. 再循環流量制御系の運転モードによる評価結果への影響
18. ほう酸水注入系（SLC）起動後の炉心状態（冷却材保有量等）について
19. 給水ポンプ・トリップ条件を復水器ホットウェル枯渇とした場合の評価結果への影響
20. 給水流量をランアウト流量（68%）で評価することの妥当性
21. 実効 G 値に係る電力共同研究の追加実験について
22. 想定事故 2 においてサイフォン現象を想定している理由について
23. 使用済燃料プール（SFP）ゲートについて
24. サイフォン現象による SFP 水の漏えい停止操作について
25. 格納容器過圧・過温破損シナリオにおける原子炉冷却材再循環ポンプからのリークの有無について
26. 炉心損傷及び原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方
27. 常設重大事故等対処設備を可搬型設備に置き換えた場合の成立性
28. 高圧・低圧注水機能喪失及び LOCA 時注水機能喪失シナリオにおける原子炉圧力の最大値の差異について
29. 有効性評価「水素燃焼」における、ドライウェル及びサプレッション・チェンバの気体組成の推移についての補足説明
30. 最長許容炉心露出時間及び水位不明判断曲線

: 今回のご説明範囲

31. 原子炉水位及びインターロックの概要
32. 格納容器下部(ペDESTAL)外側鋼板の支持能力について
33. 格納容器下部ドライウェル(ペDESTAL)に落下する溶融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮
34. 初期炉心流量 90%としたケースにおける給水ポンプ・トリップ後の流量低下について(原子炉停止失敗)
35. 高温環境下での逃がし安全弁の開保持機能維持について
36. 原子炉格納容器への窒素注入について
37. KK6/7 ペDESTAL水位調整設備の基本設計方針について
38. 大 LOCA シナリオ想定と異なる事象について
39. ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)
40. ドライウェルサンプへの溶融炉心流入防止対策に期待した場合の溶融炉心・コンクリート相互作用の影響について
41. TBP 対策の概要について
42. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所
43. G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価の位置付けと手順との関係
44. 原子炉格納容器の漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数について
45. 原子炉格納容器漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数(DF)を変更することによる評価結果への影響について
46. 逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能の確認実績
47. 原子炉減圧に関する各種対策及び逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能向上に向けた今後の取り組みについて

40.ドライウェルサンプへの熔融炉心流入防止対策に期待した場合の 熔融炉心・コンクリート相互作用の影響について

1. サンプに対する熔融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性

原子炉格納容器下部の床面には、格納容器内で発生した廃液の収集のために、図 1-1、図 1-2 のとおり高電導度廃液サンプと低電導度廃液サンプが設置されている。

熔融炉心の落下時及び落下後の挙動には不確かさが大きいと考えられるが、これまでの知見を参照し、基本的には速やかに床面に拡がり、一様な厚さで堆積するものとして取り扱うこととしている。

この様に取り扱う場合、熔融炉心がサンプ内に流入することを考慮する必要があるが、サンプは底部と鋼製ライナまでの距離が約 20cm と近く、原子炉格納容器下部床面を掘り下げた形状となっているため、原子炉格納容器下部床面よりも熔融炉心が厚く堆積する可能性があることから、熔融炉心・コンクリート相互作用(以下、「MCCI」という。)による原子炉格納容器バウンダリ(鋼製ライナ)の損傷リスクが高くなると考えられる。

これらの理由から、以下の 2. の通りにサンプにおける MCCI への対策を検討し、3. の通り、コリウムシールドの設置等によりサンプへの流入を防止することとした。また 4. の通り、コリウムシールドに期待する場合の原子炉格納容器下部における MCCI の影響評価を実施した。

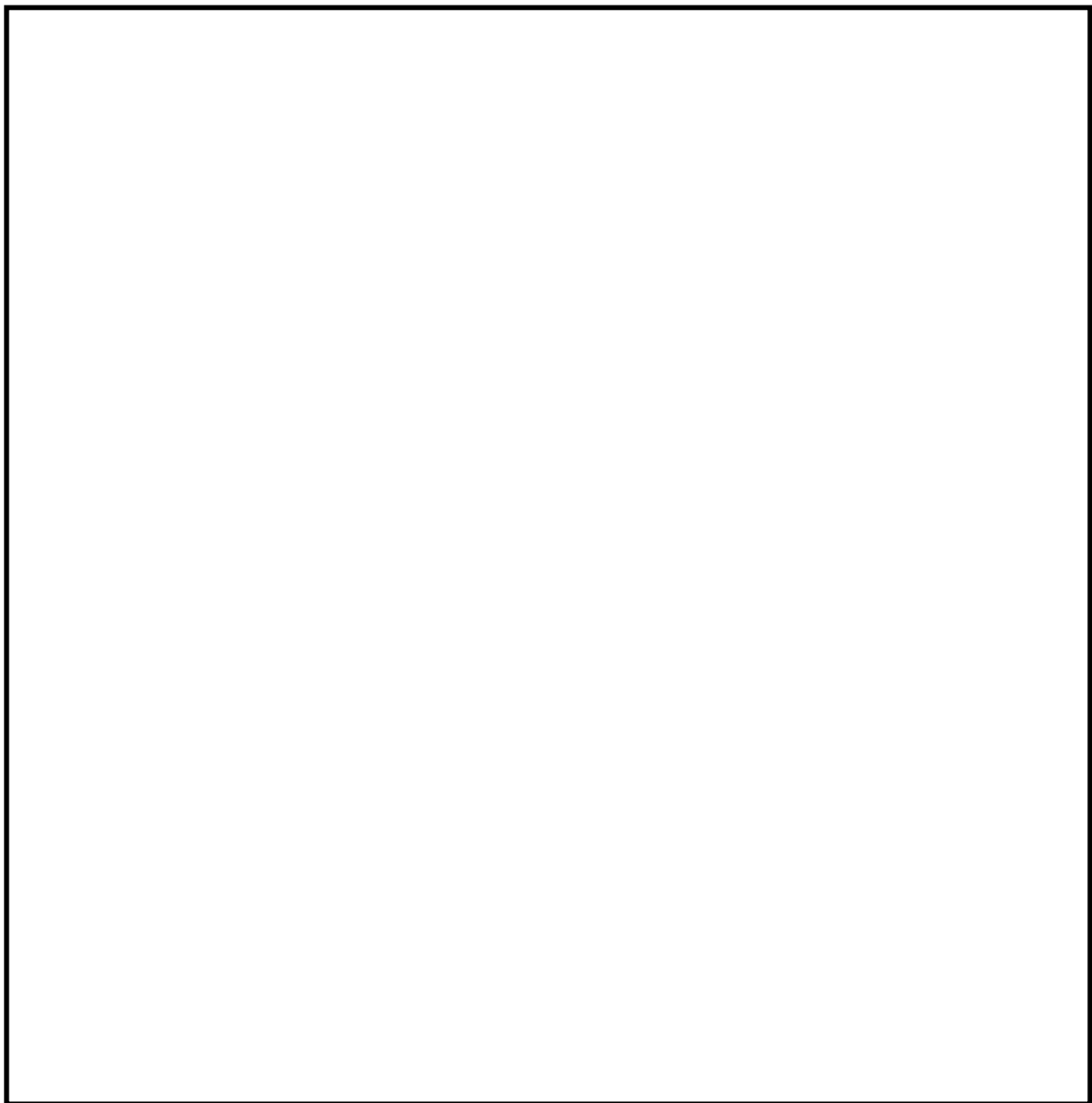


図 1-1 格納容器の構造図(ABWR, RCCV 型格納容器)

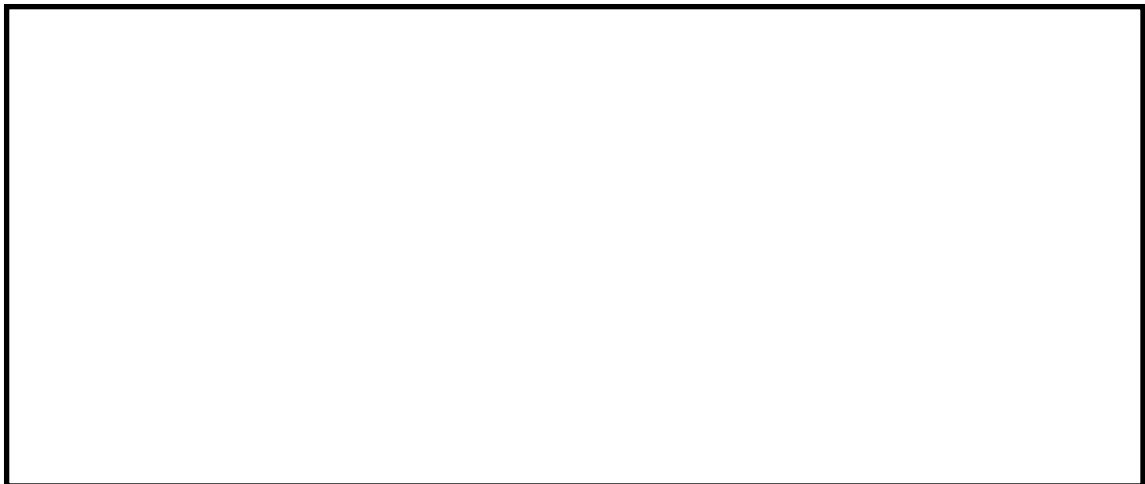


図 1-2 ドライウェルサンプルの配置(7号炉の例)

2. サンプにおける MCCI 対策の必要性

(1) サンプにおける MCCI 対策が必要と考える理由

炉心損傷後、原子炉圧力容器内で十分な冷却が行われず、熔融炉心が原子炉圧力容器の底部から落下した場合、原子炉格納容器下部での熔融炉心の挙動には不確かさがあり、原子炉格納容器下部の端に位置するサンプに流入するか否かは不確かさが大きいと考える。また、初期水張りをしていることから水中を進む間に熔融炉心が固化し、空隙が生じて、空隙から浸入した水によって除熱される等、緩和側に働く要因もいくつか考えられる。

しかしながら、上記の緩和要因を定量的に見込むことは困難なため、保守的な評価体系でサンプ流入時の影響を評価する。

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、サンプのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプの床面積に合わせた円柱で模擬した。サンプの床面積は6号炉と7号炉を比較して、サンプ越流時の流入量が多く、サンプ床面積が小さく上面から水への除熱量が少なくなる7号炉で代表させた。サンプ侵食量の評価体系を図 2-1 に示す。
- ・ 熔融炉心の堆積厚さは、サンプ深さの 1.4 m に、下部ドライウェル床面に均一に拡がってサンプの熔融炉心の上に堆積する高さ 0.5 m を加えた 1.9 m とした。

b. 評価条件

- ・ 評価ケース 2-1：有効性評価「熔融炉心・コンクリート相互作用」における熔融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約 7 時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。
- ・ 評価ケース 2-2：事象発生から 6 時間後の崩壊熱及び 800kW/m² 一定の上面熱流束を用いた評価。

c. 評価結果

- ・ 評価ケース 2-1：図 2-2 に示す通り、サンプの侵食量は床面で約 0.13m であり、鋼製ライナの損傷には至らないことを確認した。
- ・ 評価ケース 2-2 ではサンプの侵食量は床面で約 0.78m であり、鋼製ライナに到達することを確認した。

以上の通り、崩壊熱及び上面熱流束を保守的に考慮しており、熔融炉心の落下量、水中落下後の挙動にも不確かさがあると考えられる状態の評価結果であるが、鋼製ライナの損傷を防止できない評価結果が得られたことを考慮し、サンプにおける MCCI 対策を講じることとした。

(2) コリウムシールドの選定理由

これまでは、サンプの位置や水中落下後の挙動の不確かさ、評価条件の保守性等を考慮し、当初は鋼製ライナの損傷に至るまでの侵食がサンプにおいて生じる状態は想定していなかったものの、現象の不確かさを踏まえ、サンプの防護のための自主対策としてコリウムシールドを設置していた。

対策の検討に際しては、サンプ及びサンプポンプ等の既存の設備の機能を阻害しない観点で検討を実施した。図 2-3 にサンプ内の構造を示す。サンプポンプの吸込みがサンプの底部から約 0.23m の高さであり、ファンネルからの流入口がサンプの底部から約 0.35m の位置にある等、サンプの底部付近には様々な機器、構造物があることを考慮し、サンプの防護のための対策としてコリウムシールドを選定した。

機器、構造物の設置高さを見直し、サンプの底上げを行う等、大規模な工事を伴う対策を講じることは、技術的には不可能ではないと考えるが、既に設置しているコリウムシールドであっても、サンプの防護の観点で十分な性能を有していると考え、コリウムシールドを重大事故等緩和設備に位置付けることとした。

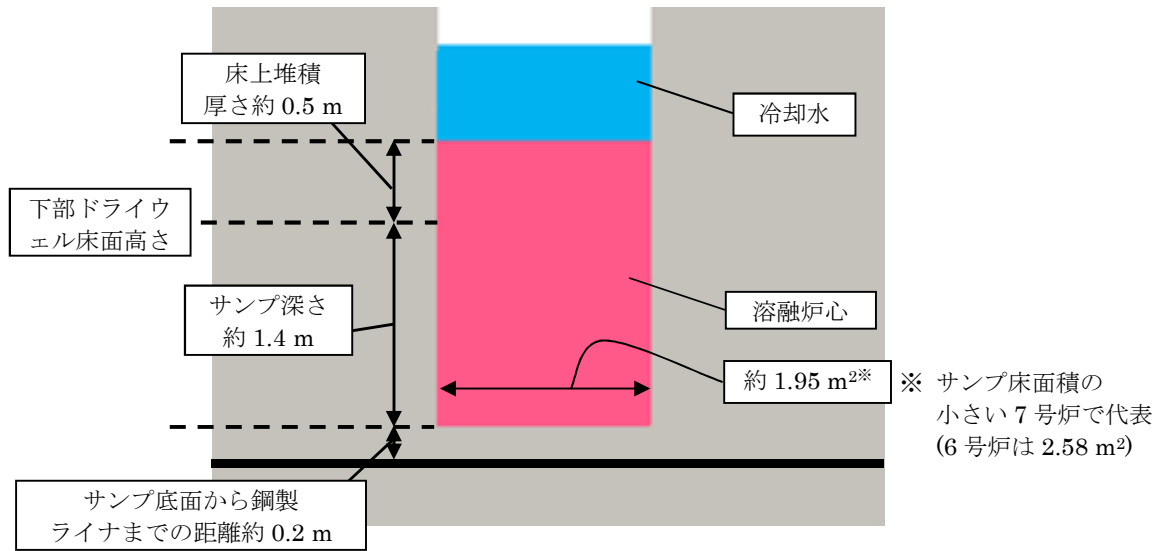


図 2-1 サンプル領域の解析体系(円柱で模擬)

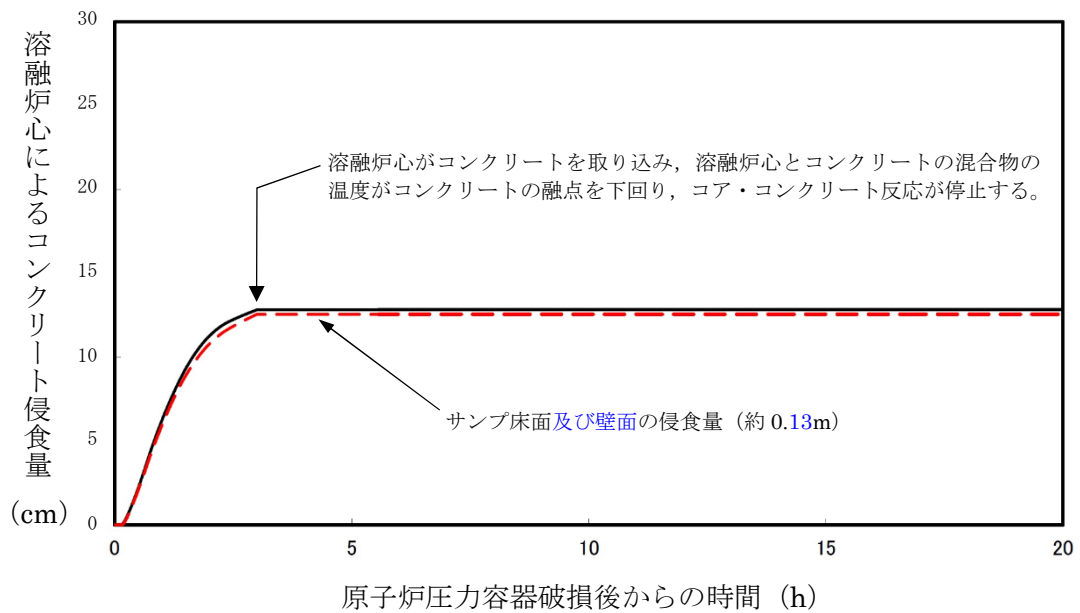


図 2-2 サンプル床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 2-1)

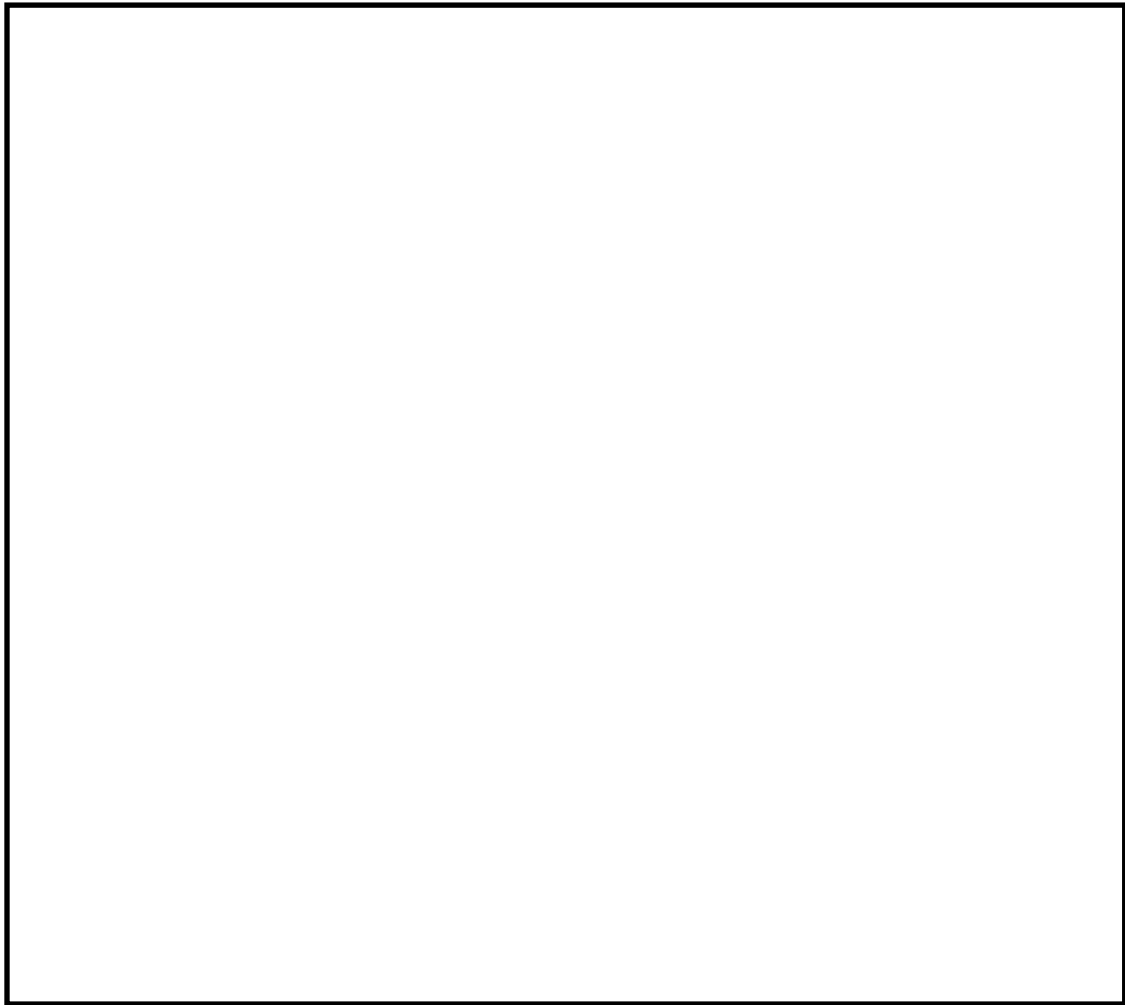


図 2-3 サンプの構造図(側面図, 7号炉高電導度廃液サンプ)

3. 設備の概要

3.1 設置目的

炉心損傷後に原子炉圧力容器底部が破損し、原子炉格納容器下部ドライウエルへの熔融炉心の落下に至り、落下してきた熔融炉心がドライウエル高電導度廃液サンプ及びドライウエル低電導度廃液サンプ(以下、「ドライウエルサンプ」という。)内に流入する場合、ドライウエルサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリである鋼製ライナまでの距離が小さいことから、サンプ底面コンクリートの侵食により熔融炉心が鋼製ライナに接触し、原子炉格納容器のバウンダリ機能が損なわれるおそれがある。ドライウエルサンプへの熔融炉心の流入を防ぎ、かつ原子炉格納容器下部注水設備と合わせて、サンプ底面のコンクリートの侵食を抑制し、熔融炉心が原子炉格納容器バウンダリに接触することを防止するために、原子炉格納容器下部にコリウムシールドを設置する。

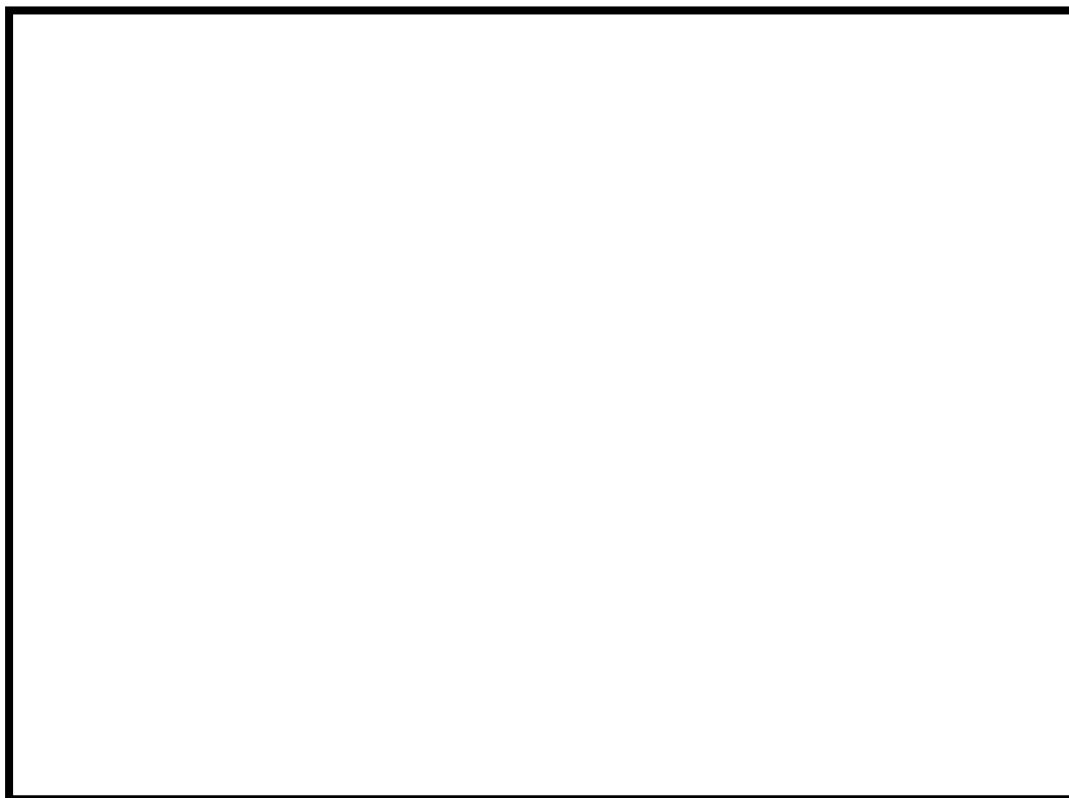


図 3-1 コリウムシールド外観 (7号炉)

表 3-1 コリウムシールド仕様

| | 6号炉 | 7号炉 |
|--------|---------------------------|-----|
| 耐熱材 | ジルコニア (ZrO ₂) | |
| 耐熱材融点 | 2677°C | |
| 高さ | | |
| 厚さ | | |
| スリット長さ | | |
| 耐震性 | S s 機能維持 | |

3.2 コリウムシールド構造

(1) コリウムシールド設計条件

a. 想定する事故シナリオ

コリウムシールドを設計するための前提条件となる事故シナリオは以下のとおり。

- ・ TQUV（過渡事象後の低圧での炉心冷却失敗）及び原子炉注水失敗を想定（有効性評価における MCCI シナリオと同様）
- ・ 原子炉圧力容器破損前の原子炉格納容器下部注水（水張高さ 2m）は成功、その後も注水は継続実施

MAAP 解析結果またシュラウド下部の構造から、溶融した炉心は直下の炉心支持板を損傷し、下部プレナムに落下、それに伴い原子炉圧力容器下鏡の中央部（炉底部）における熱的な損傷が大きくなり、原子炉圧力容器が破損、溶融炉心が原子炉圧力容器外に流出（落下）すると想定される。原子炉圧力容器から落下した溶融炉心はそのほとんどが垂直に落下し原子炉格納容器下部に到達。その後、原子炉格納容器下部床面を水平方向に拡散し、ドライウェルサンプへ流入すると想定される。溶融炉心の総量は と想定。

表 3-2 溶融炉心組成内訳

| |
|--|
| |
| |
| |
| |
| |
| |
| |
| |
| |
| |

b. コリウムシールド設計要求事項

- ・ 崩壊熱レベル : 事故後約 7 時間後に原子炉圧力容器が破損することを考慮し、事故後 6 時間相当とする。(ジルコニウム-水反応熱も考慮)
- ・ 床面積 : コリウムシールド設置による床面積減少分を考慮し、74m²とする。(7号炉の値。6号炉は 60m²)
- ・ 溶融炉心質量 : 原子炉圧力容器内の主要設備（表 3-2 に記載）の溶融を考慮し、 とする。
- ・ 溶融炉心初期温度 : MAAP 解析における、原子炉圧力容器が破損し、溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下した直後の温度、 とする。
- ・ 溶融炉心除熱量 : 有効性評価よりも保守的な、 とする。
- ・ 初期水張条件 : 原子炉圧力容器破損前から原子炉格納容器下部に注水を行うことを考慮し、高さ 2m とする。

(2) コリウムシールド基本構造

コリウムシールドの外形及び基本構造を図 3-2, 図 3-3 に示す。コリウムシールドは溶融炉心のドライウェルサンプへの流入を防ぐため、ドライウェルサンプを囲うように設置する。また、コリウムシールドはドライウェルサンプへの溶融炉心流入を防ぐための「堰」と原子炉格納容器下部床面コンクリート侵食を防ぐための「床防護部」、及び原子炉格納容器下部壁面コンクリート侵食を防ぐための「壁防護部」により構成され、耐熱材を鋼製の補強フレームにて支持する構造とする。

なお、耐熱材材質としては溶融炉心落下時に熱的に損傷しないことに加え、溶融炉心による化学的侵食(共晶反応, 酸化還元反応, 合金化等)まで考慮し、ジルコニア (ZrO_2) を選定した。ジルコニア (ZrO_2) 耐熱材については、国内外の鉄鋼業界において十分な導入実績があり、かつ、既往の研究において、ジルコニア (ZrO_2) 耐熱材が高い耐熱性・耐侵食性を持つことが確認されている(別紙 - 1 参照)。



図 3-2 コリウムシールド外形 (7号炉)



図 3-3 コリウムシールド基本構造 (7号炉)

(3) コリウムシールド各部寸法 (7号炉)

a. 堰の高さについて

原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心の総量は と想定しており、落下した溶融炉心がコリウムシールドを乗り越えてドライウェルサンプに流入することがないように、堰の高さを決定する。溶融炉心の組成は表 3-2 のとおりであるが、原子炉圧力容器の下部には制御棒駆動機構等の既設設備が存在しており、溶融炉心が原子

炉圧力容器から流出した際には、既設設備の一部が溶融し、溶融炉心の総量が増加する可能性がある。溶融炉心の堆積高さの算出式を以下に示す。

$$H_d = \frac{\frac{m_d}{\rho_d} + \frac{m_m}{\rho_{SUS}} + V_s}{A_{pd}}$$

ここで、 H_d : 溶融炉心堆積高さ[m]、 m_d : 溶融炉心総量[kg]、 ρ_d : 溶融炉心密度[kg/m³]、 m_m : 原子炉圧力容器の下部に存在する機器重量[kg]、 ρ_{SUS} : SUS密度[kg]、 A_{pd} : コリウムシールド及びコリウムシールドに囲われる部分の面積を除いたペDESTAL床面積[m²]、 V_s : 溶融炉心に埋没する耐熱材容積[m³]とする。

上記の式に各値を代入した結果を表 3-3 に示す。ただし、 $m_d = \square$ 、 $\rho_d = \square$ 、 $m_m = \square$ 、 $\rho_{SUS} = \square$ 、 $A_{pd} = \square$ 、 $V_s = \square$ とする。

表 3-3 より、制御棒駆動機構等、原子炉格納容器の下部に存在する主要設備が溶融した場合、溶融炉心の堆積高さは、 \square となる。

なお、溶融炉心の粘性が非常に小さく、落下経路に存在する原子炉圧力容器下部の既設設備に長時間接触する可能性は低いと考えられること、また、原子炉格納容器下部には原子炉圧力容器破損前に水張りがされており、かつ継続的に注水されていることにより、落下した溶融炉心は冷却され、原子炉格納容器の下部に存在する主要設備が全て溶融する可能性は低いと考えられることから、コリウムシールドの堰の高さを \square とする。

表 3-3 溶融する構造物の量に対する溶融炉心堆積高さ [m]

| |
|--|
| |
|--|

b. 床防護部寸法について

溶融炉心が原子炉格納容器下部床コンクリートを侵食する場合、コリウムシールドと床面との間に間隙が発生する。その間隙から、溶融炉心が補強フレームのアンカーボルトに接触し損傷させること、及びドライウェルサンプへの溶融炉心の流入を防止するため、コリウムシールドには床防護部を設ける。床面の水平方向の侵食量は、MAAP解析による原子炉格納容器下部壁面の侵食量と同じく \square とする。従って、床防護部の寸法をコンクリート侵食量 \square に余裕をみて \square とする。

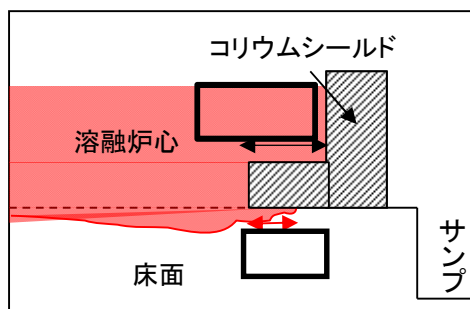


図 3-4 床面侵食イメージ図



図 3-5 コンクリート侵食量評価結果

c. 壁防護部寸法について

原子炉格納容器下部壁面コンクリートについても、床面コンクリートと同様に溶融炉心により侵食され、溶融炉心のドライウェルサンプルへの流入経路となる可能性がある。よって、原子炉格納容器下部壁面コンクリート防護のためにコリウムシールドに壁防護部を設ける。原子炉格納容器下部壁面の侵食量は [] であることから、壁防護部の寸法はコンクリート侵食量に余裕をみて [] とする。

d. 耐熱材基本構成について

図 3-3 に示すとおり耐熱材は [] 二層構造 [] としている。 [] の厚さについては、耐熱材厚さ方向の熱伝導評価により、溶融炉心と接触する部分の温度時間変化を求め、最高温度が耐熱材材質であるジルコニアの融点を超えない厚さとする。

ジルコニア融点については、ジルコニア単体の融点は 2677℃であるが、共晶反応及び酸化還元反応・合金化反応により融点が下がることを考慮し、2100℃とした。一般に $UO_2 - ZrO_2$ の共晶温度は約 2500℃であることが知られており、 $UO_2 - ZrO_2$ の共晶温度を考慮しても十分に低い融点を設定している。また、耐熱材の熱伝導評価においては保守的に、図 3-7 に示すとおり溶融炉心と接触する耐熱材表面の温度として、溶融炉心初期温度を上回る [] を初期条件として与えている。加えて、溶融炉心の水への除熱量を、有効性評価にて用いている値 (800kW/m²) よりも小さい [] とすることで、溶融炉心が高温である時間が長くなり、より侵食量が増える評価条件としてい

る。

なお、評価結果から耐熱材の侵食量は [] 以下であるが、コリウムシールド設計においては耐熱材の厚さに十分な余裕を見込み、 [] の厚さは [] とする。

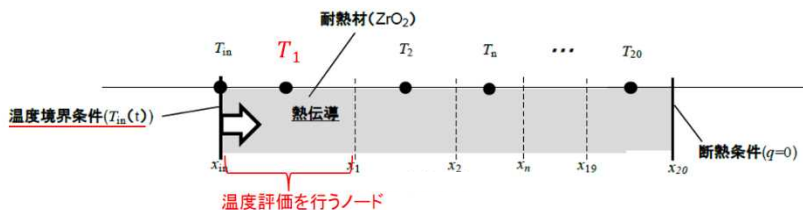


図 3-6 解析モデル



図 3-7 熔融炉心温度変化 (温度境界条件 $T_{in}(t)$)

※破線：MAAP 解析結果，実線：解析結果を包絡する評価用温度を表す



図 3-8 デブリと接触するノードの温度変化

[]

また、定期検査時の取外・取付を鑑み、耐熱材は鋼製のカバープレート ([]) にて覆う構造とした。

e. スリット部の構造について

ドライウェル高電導度廃液サンプの前に設置するコリウムシールドについては、ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能を維持するため、コリウムシールド下部 (床面との間) にスリットを設置する。スリット寸法については、ドライウェル高

電導度廃液サンプルへの漏えい水の流入量が 1gpm (0.228m³/h) 以上となるように設定する。同時に、スリットが溶融炉心のサンプルへの有意な流入経路とならないことを確認する。

(i) スリット内の溶融炉心凝固評価について

溶融炉心のスリット内凝固評価は実溶融炉心を用いた試験による確認が困難であることから、複数の評価モデルで凝固評価を実施し、各々の結果を包絡するようにスリット長さを決定する。なお、凝固評価においては、事前注水成功によりスリット内に水が存在すると考えられるものの、スリット部が非常に狭隘であることから、水は存在しないものとして評価を行った。

凝固評価に用いたモデルを表 3-4 に、各モデルでの凝固評価結果を表 3-5 に示す。モデルの違いにより溶融炉心の凝固評価結果に多少の差異があるものの、最大でも あれば溶融炉心はスリット内で凝固することから、溶融炉心の凝固距離に余裕を見込んで、スリット長さを とする。

表 3-4 デブリ凝固評価モデル比較

| 評価モデル | 概要 | 適用実績 |
|----------------------|----------------------------------|--|
| <input type="text"/> | 平行平板間で溶融デブリが凝固し流路が閉塞することを想定したモデル | <ul style="list-style-type: none"> ・米国 NRC に認可されたモデル ・US-ABWR は本モデルに基づき標準設計認証を取得 |
| <input type="text"/> | 円管内での溶融デブリの流動距離を評価するモデル | <ul style="list-style-type: none"> ・MAAP の RPV 下部プレナムにおける核計装管等の貫通部配管でのデブリ凝固評価に用いられている ・EPRI によって行われた模擬デブリの凝固試験結果と、本モデルの評価結果とが、おおよそ一致していることが確認されている |
| <input type="text"/> | 流路周長全体を伝熱面とし、壁面への伝熱を評価するモデル | <ul style="list-style-type: none"> ・溶融デブリに対する凝固評価には使用実績なし ・鋳造分野で使用されている |

表 3-5 スリット内デブリ凝固評価結果

| 評価モデル | 流動距離 (凝固するまでの距離) |
|----------------------|----------------------|
| <input type="text"/> | <input type="text"/> |
| <input type="text"/> | <input type="text"/> |
| <input type="text"/> | <input type="text"/> |

(ii) 漏えい検出機能への影響について

原子炉格納容器下部床面には勾配が無く、床面全体に漏えい水が広がった時点で初めてドライウェル高電導度廃液サンプルに流入し、漏えいが検出されることから、漏えい水の水位がスリット高さ未満であれば、スリット部通過に伴う圧損が発生せず、コリウムシールドの有無に関わらず漏えい検出機能への影響はない。

従って、漏えい水の水位＝スリット高さとなる場合のスリット通過後の流量を求め、漏えい検出に必要な流量との比較を行う。

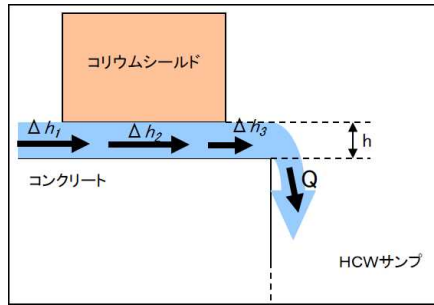


図 3-9 スリット部流路概念

入口圧損 (Δh_1)，流路圧損 (Δh_2)，出口圧損 (Δh_3) とするとスリット部全体の圧損 (h) は以下の式で表される。

$$h = \Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3$$

上式の各項を展開し， $h =$ (スリット高さ)，またスリット幅 とするとスリット通過後の流量 (Q) は

$$Q =$$
 (スリット 1 ヶ所あたり)

となり，漏えい検出に必要なとなる流量 (1gpm (0.228m³/h)) を上回る。

従って，ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能に影響はない。

なお，スリット設置にあたっては，スリットが何らかの原因で閉塞することを鑑み，床面レベルに高さ ，幅 ，長さ のスリットを ヶ所，更に床面から の高さに，高さ ，幅 ，長さ のスリットを ヶ所設置する。

(4) コリウムシールドと原子炉压力容器との離隔距離

炉心溶融事故発生時の原子炉压力容器の破損個所として，原子炉压力容器下鏡中央部が想定される。原子炉压力容器の中心からコリウムシールドまでは約 3.2m，ドライウェルサンプまでは約 3.7m 離れていることから原子炉压力容器から流出した溶融炉心がドライウェルサンプに直接流入することはないと考えている。



図 3-10 原子炉压力容器中心からの離隔距離 (7号炉)

(5) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無

a. 原子炉格納容器下部注水系への悪影響の有無

コリウムシールドが設置される原子炉格納容器下部には原子炉格納容器下部注水系の注水口が設置されているが、注水口とコリウムシールド設置位置とは水平距離で [] 離隔されていることから、原子炉格納容器下部注水系の機能を阻害することはない。

なお、原子炉格納容器下部注水系の注水口は大量の溶融炉心が直接接触しない様に設置されていることから、溶融炉心により原子炉格納容器下部注水系の機能が喪失することはない。

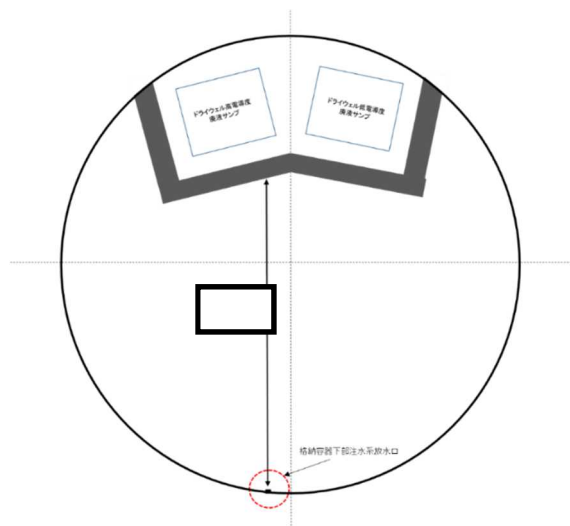


図 3-11 コリウムシールドと原子炉格納容器下部注水系注水口との設置位置概要図

(6) 機器ファンネルからサンプルへの溶融炉心の流入について

7号炉原子炉格納容器下部床面には機器ファンネルが存在し、溶融炉心が原子炉格納容器下部床面に堆積した場合には、溶融炉心の堆積高さが機器ファンネル高さを超えることから、機器ファンネルに溶融炉心が流入する。機器ファンネルの位置及びドレン配管の敷設状況について図 3-12 に示す。

機器ファンネルからドライウェルサンプルへと繋がるドレン配管は、最短でも約 3.6m 以上の配管長を有しており、かつ b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について 及び別紙 - 2 に示すとおり、ドレン配管内の溶融炉心の凝固距離は最大でも約 [] と、ドライウェルサンプルに溶融炉心が流入することはない。しかしながら、ドレン配管内の溶融炉心の凝固挙動の不確かさを考慮し、ドライウェルサンプルまでのドレン配管長が 5m 以下の機器ファンネルについては、コンクリート等により閉止を行う。

なお、6号炉原子炉格納容器下部床面には機器ファンネルが存在しない。

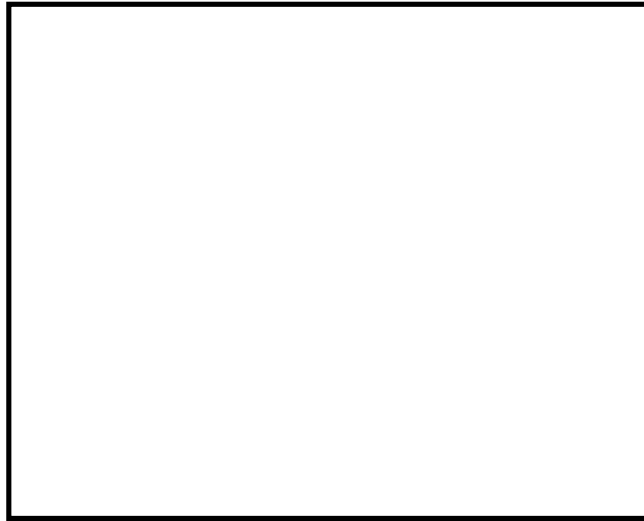


図 3-12 機器ファンネル配置及びドレン配管敷設状況 (7号炉)

EPRI (Electric Power Research Institute) 及び FAI (FAUSKE & ASSOCIATE, LLC) が、下部プレナムを模擬した試験体に模擬熔融炉心 (Al_2O_3) を流入させる試験を行っている。同試験の試験体系が、比較的、7号炉のドレン配管 (80A) に近い体系となっていることから、その試験結果に基づき、ドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について評価を行う。

a. EPRI/FAI 試験の概要

図 3-13 に試験装置概要を示す。酸化鉄とアルミニウムによるテルミット反応により、模擬熔融炉心である熔融した Al_2O_3 が生成される。模擬熔融炉心はテルミットレシーバに流入し、密度差により鉄と Al_2O_3 とで成層化が起こる。密度差から Al_2O_3 は鉄より上層にあることにより、 Al_2O_3 によりセメント製のキャップが熔融し、 Al_2O_3 のみ Lower Chamber に移行する。このとき、Lower Chamber 及びドレン配管は水で満たされており、熔融炉心が原子炉格納容器下部へと落下してくる際の実機の条件と類似している。試験の結果、模擬熔融炉心の流動距離 (凝固距離) は 0.79m であった。

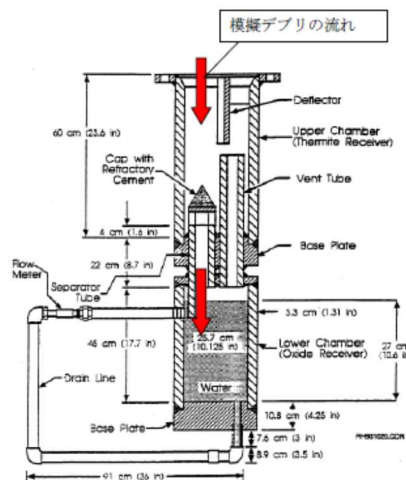


図 3-13 EPRI 試験装置概要

b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について

ドレン配管内の溶融炉心の溶融凝固特性は流入する溶融炉心の保有熱量と、配管外部への放熱量に依存するものと考えられる。そこで、ドレン配管体系について、溶融炉心の物性の違いも考慮して、溶融炉心の保有熱量及び配管外への放熱量（配管系に依存）の比率に基づき流動距離を推定する。

表 3-6 に評価に使用する溶融炉心とコンクリートの物性値を示す。Al₂O₃ の溶融潜熱（h_{fs}=1.16×10⁶J/kg）に密度（ρ=3800kg/m³）を乗じると、流動停止までの保有熱量は4408MJ/m³となる。一方、溶融炉心の流動停止までの保有熱量は顕熱と溶融潜熱の和として次式で表される。

$$h_{ab} = \{ (T_d - T_{sol})C_p + h_{fs} \}$$

ここで、h_{ab}:溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和(J), T_d:溶融炉心温度(°C), T_{sol}:溶融炉心固相線温度(°C), C_p:溶融炉心比熱(J/kg°C), h_{fs}:溶融炉心溶融潜熱(J/kg)である。

このとき、h_{ab}は約 [] となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると約 [] となり、Al₂O₃の約 [] 倍となる。

また、ドレン配管（80A）の配管直径(d_f)を8cmと仮定すると、EPRI/FAI試験のドレンライン d_{tes}（5cm）より、配管径の比は約1.6倍である。配管径の比、保有熱量比を用いて、ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）を次の様に評価する。

$$L = L_{tes} \times d_f/d_{tes} \times (h_{ab} \rho_{db}) / (h_{al} \rho_{al})$$

ここで、L:ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）、L_{tes}:EPRI/FAI試験の流動距離、d_f/d_{tes}:配管直径比、(h_{ab} ρ_{db}) / (h_{al} ρ_{al}):流動停止までの保有熱量比である。

EPRI/FAI試験の流動距離0.79mを基に、上記式によってドレン配管内の溶融炉心の凝固距離を評価すると、凝固距離は [] となる。

機器ファンネルからドライウェルサンプまでのドレン配管長は、最短でも約3.6m以上であることから、機器ファンネルに流入した溶融炉心は、ドレン配管内で凝固するため、ドライウェルサンプ内に到達することはないと考えられる。

表 3-6 評価に使用する溶融炉心物性値及びコンクリート物性値*

| | |
|--|--|
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |

※溶融炉心物性値については、MAAP 解析における、原子炉圧力容器破損直前の下部プレナム内の物性値を使用した。また、コンクリート物性値については、原子炉格納容器のコンクリートの密度とし、また、既往の研究 (NURREG/CR-2282) より融点及び溶融潜熱を引用した。

(7) 6号炉コリウムシールドの構造について

6号炉のコリウムシールドについても、上述の7号炉コリウムシールドと同様の設計方針に基づき、設計を行った。号炉間の既設設備の差異により、6号炉コリウムシールドと7号炉コリウムシールドとでは一部形状が異なる。なお、使用している耐熱材材質に変更はなし。6号炉コリウムシールド外形を図3-14に示す。

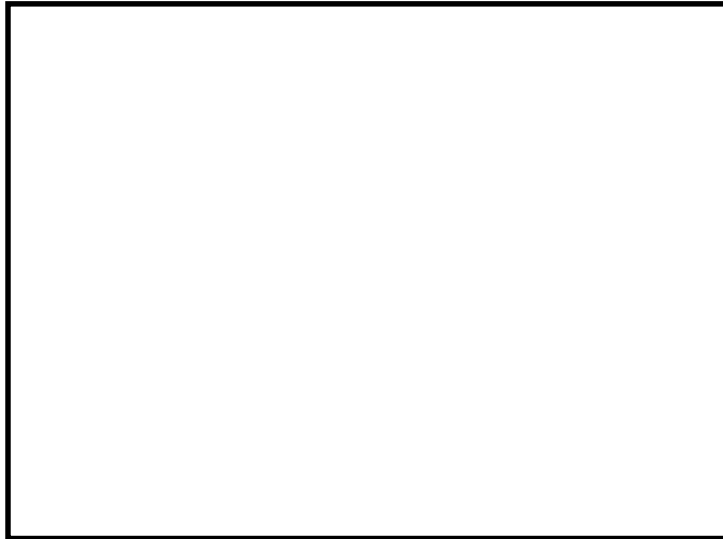


図 3-14 コリウムシールド外形図 (6号炉)

耐熱材と模擬熔融炉心との相互作用試験結果について

原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点で且つ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては \square 、 \square 、 ZrO_2 等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に熔融 Zr 及び模擬熔融炉心 ($\text{UO}_2\text{-ZrO}_2\text{-Zr}$) による耐熱材侵食試験の概要について示す。

1. 熔融 Zr による耐熱材侵食試験

1-1. 試験方法

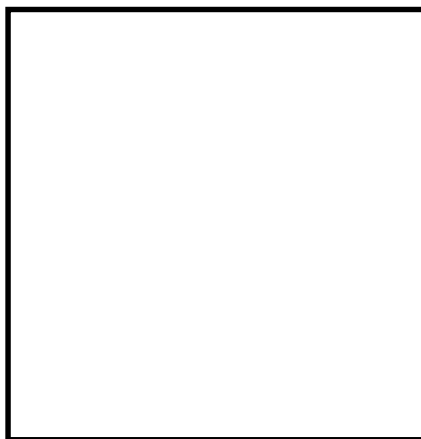
耐熱材には \square 、 \square 、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図別-1)。これらを電気炉で加熱し、 \square の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、Zr、 ZrO_2 、Fe等が想定されるが、試験においては、金属成分は2種類の組成 \square とした。



図別 - 1 試験体系

1-2. 試験結果

図別-2に金属組成が \square における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成のZr量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は $\square > \square > \text{ZrO}_2$ となり、 ZrO_2 、 \square 、 \square の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



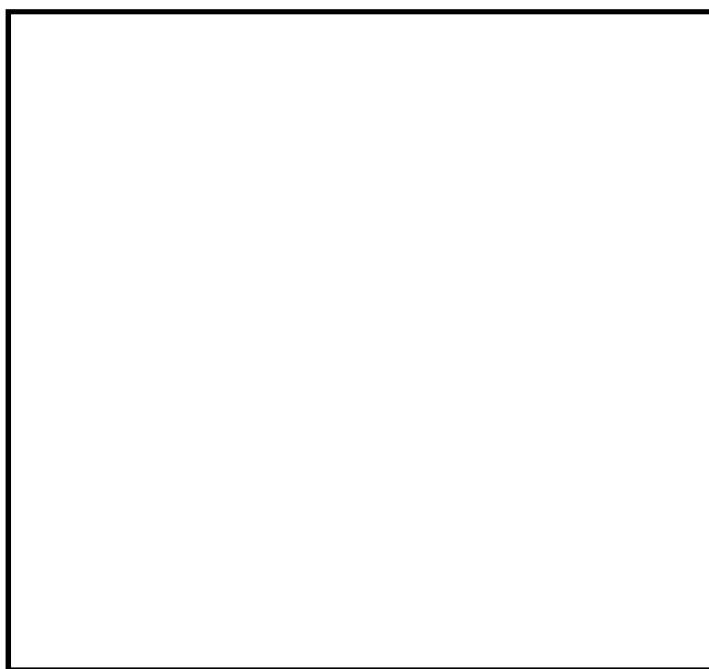
図別 - 2 試験後の断面写真

2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

2-1. 試験方法

製のるつぼに、製のるつぼを挿入し、るつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬熔融炉心を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成はとした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。

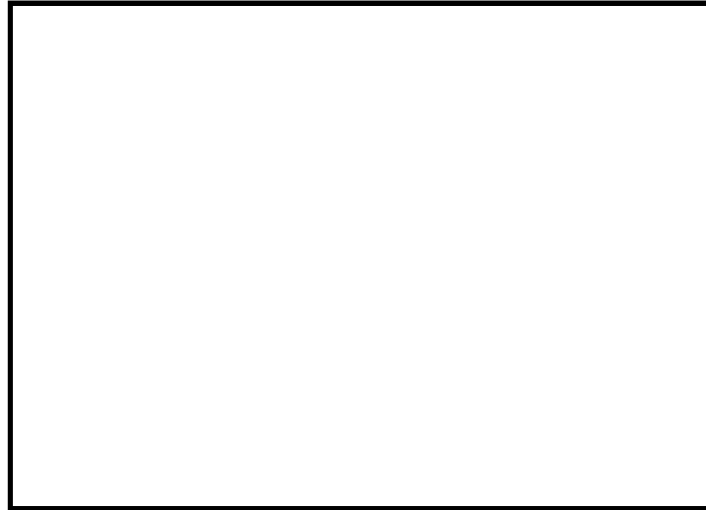


図別 - 3 試験体系

2-2. 試験結果

模擬熔融炉心の で、
目標温度での保持を行った。

試験温度の推移を図別 - 4 に示す。試験においては [] の範囲で、約 10 分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図別- 5 に示す。ZrO₂ 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO₂ 耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。



図別 - 4 試験温度推移



図別 - 5 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3-1. 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂ 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は [] [] とした。ZrO₂ 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO₂ 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO₂ 耐熱材の温度を測定した。

4. まとめ

上記試験結果から、 ZrO_2 耐熱材が熔融炉心に対して高い耐性を有していることが分かった。

以 上

本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

4. コリウムシールドに期待した場合の評価

(1) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が一様に広がる場合)

コリウムシールドに期待する場合、コリウムシールドを考慮しない場合に比べて溶融炉心が広がる原子炉格納容器下部の床面の面積が狭まることから、原子炉格納容器上部の面積も減少する。このため、原子炉格納容器上部からの除熱量が減少し、原子炉格納容器下部の床面における侵食量が増加することが考えられることから、以下のケースについて侵食量の評価した。

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、コリウムシールド設置後ような複雑な床面の形状を模擬できないため、原子炉格納容器下部の床面積全体からコリウムシールドで囲まれる部分の面積を除いた面積を底面積とした円柱で模擬した。
- ・ 評価体系(円柱)の底面積はコリウムシールドで囲まれる部分が広く、評価体系(円柱)の底面積が小さい6号炉で代表させ、62.0m²とした。

b. 評価条件

- ・ 評価ケース 4-1：有効性評価「溶融炉心・コンクリート相互作用」における溶融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約7時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。
- ・ 評価ケース 4-2：事象発生から7時間後の崩壊熱及び800kW/m²一定の上面熱流束を用いた評価。

c. 評価結果

- ・ 評価ケース 4-1：図 4-1 に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約0.01mであり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、原子炉格納容器下部壁面の侵食量は約0.01mであり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。
- ・ 評価ケース 4-2：図 4-2 に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約0.08mであり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、原子炉格納容器下部壁面の侵食量は約0.07mであり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

(2) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が均一に広がらない場合)

原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心について、評価モデルでは床面に一様に広がるものとして扱っているが、その挙動には不確かさがあると考えられ、溶融炉心が均一に広がらない場合も考えられる。この場合のMCCIの影響を確認するため、以下のケースについて侵食量进行评估した。

a. 評価体系

- ・ 溶融炉心が広がらないことを想定した最も極端なケースとして、水中に落下した溶融炉心は水中で広がらず、初期水張り水深と同じ高さの円柱になるものとした。
- ・ 溶融炉心が中心から外れた位置で円柱を形成した場合を想定し、溶融炉心の側面がコンクリートの壁で囲まれた体系を設定した。

- ・ 評価体系(円柱)の高さは 2m(初期水張り高さ)、底面積は約 22m²(原子炉格納容器下部床面積の約 1/4)し、評価体系(円柱)の上面から水によって除熱されるものとした。ただし、上面からの除熱量は評価体系(円柱)上面の面積に側面の面積を加えた値とした。これは、溶融炉心が拡がらない場合に仮に溶融炉心の一部が壁面に接触しても、側面の大部分は水に接触していると考えられるためである。

b. 評価条件

- ・ 評価ケース 4-3: 有効性評価「溶融炉心・コンクリート相互作用」における溶融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約 7 時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。

c. 評価結果

- ・ 評価ケース 4-3: 図 4-3 に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約 0.01m、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、壁面の侵食量は約 0.01m であり、外側鋼板の侵食に至ることは無く、原子炉格納容器の支持機能を維持できることを確認した。

(3) 溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入する場合の影響

原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによってせき止められ、あるいはファンネルの途中で固化することにより、多量にサンプルに流入することは無いと考える。細粒化された溶融炉心が水中に浮遊することにより、僅かな量がコリウムシールドの内側に移行することは考えられるが、細粒化された溶融炉心は周囲の水によって十分に冷却されていると考えられることから、仮に僅かな量の細粒化された溶融炉心がサンプルに移行しても、サンプル床面を有意に侵食するものではないと考える。

ただし、溶融炉心に対し、ポロシティを見込んだ場合、溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入することが考えられることから、以下のようにサンプル床面の侵食量を評価した。

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。
- ・ サンプルへの流入量を考慮する上で必要となる格納容器下部のモデル(コリウムシールド設置位置、コリウムシールド高さ、サンプルの形状)は、6号炉と7号炉を比較して、サンプル越流時の流入量が多く、サンプル床面積が小さく上面から水への除熱量が少くなる7号炉で代表させた。

b. 評価条件

- ・ ポロシティ評価範囲

MAAP コードにおける不確かさの範囲と同様に、ポロシティを 0.26(面心立方格子、最稠密)、0.32(体心立方格子)、0.4(MAAP 標準値)、0.48(単純立方格子)の範囲を想定する。ポロシティについては、概ね 0.3 以上と報告されているが、ポロシティに対する侵食量の感度を確認する観点から、ポロシティの最小値について、本評価では仮想的に 0.26 を設定した。なお、粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、

エントレインメント係数は MAAP 推奨値 とした。この評価結果をもとに、本評価における粒子化割合は 63% とした。

・ 崩熱熱及び上面熱流束

事象発生から 7 時間後の崩壊熱、ポロシティ及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は、図 4-4 の Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表 4-1 の通りに設定した。Lipinski 0-D モデルについては別紙 4 に詳細を示す。

・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

各ポロシティを用いた場合の下部ドライウエルでの溶融炉心の堆積高さ(コリウムシールドに囲まれた床面積を除いた場合)は表 4-1 の通りとなる。これを踏まえ、各ポロシティを用いた場合のサンプル内への溶融炉心の流入量を以下の通りに考慮し、表 4-1 の通りにサンプル内での溶融炉心の堆積高さを設定した。

(i) コリウムシールドの高さ以上に堆積し、コリウムシールドの内側に流入するものと見なす溶融炉心の量がサンプルの体積未満の場合

ポロシティが 0.26 及び 0.32 のケースでは、コリウムシールドの高さ以上に堆積する溶融炉心の量がサンプル 2 つ分の容量(サンプル床面積の小さい 7 号炉で代表)未満であることから、二つのサンプルに均一に溶融炉心が流入すると想定し、堆積厚さをそれぞれ約 0.7m、約 1.4m とした。

(ii) コリウムシールドの高さ以上に堆積し、コリウムシールドの内側に流入するものと見なす溶融炉心の量がサンプルの体積以上の場合

ポロシティが 0.4 及び 0.48 のケースでは、溶融炉心の流入量がサンプル 2 つ分(サンプル床面積の小さい 7 号炉で代表)の容量を大きく上回る。溶融炉心がコリウムシールドの内側のサンプル外の領域にも堆積するため、サンプル及びコリウムシールドの内側のサンプル外の領域に堆積した場合の堆積高さを用いてサンプル床面の侵食量評価を行った。

c. 評価結果

- ・ 表 4-2 に示す通り、サンプル床面の侵食量は最大約 0.05m であり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、サンプル壁面の侵食量は最大約 0.05m であり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

(4) 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の影響

原子炉格納容器下部に溶融炉心と共に落下し得る構造物については表 3-3 に整理しており、原子炉圧力容器内の構造物のみならず CRD 交換機や原子炉圧力容器外の全ての CRD ハウジング等を考慮しても、落下した溶融物のポロシティが 0 の場合はコリウムシールドを越えない設計としている。

落下した溶融物の量を十分保守的に設定している前提ではあるが、ここでポロシティを考慮する場合、溶融物の一部はサンプルの内側に流入すると考えられる。このため、溶融物の落下量に対するサンプル床面の侵食量の感度を確認する観点から、以下のようにサンプル床面の侵食量を評価した。

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。
- ・ サンプルへの流入量を考慮する上で必要となる格納容器下部のモデル(コリウムシールド設置位置、コリウムシールド高さ、サンプルの形状)は、6号炉と7号炉を比較して、7号炉のコンクリート侵食量の方が多いことを確認し、7号炉で代表させた。

b. 評価条件

- ・ 本評価では落下した溶融物の量を保守的に設定するものとし、他のパラメータについて、評価結果に与える影響の大きなパラメータについてはノミナル条件に近いと考える値とした。評価条件の設定の考え方を表 4-3 に示す。

・ ポロシティ評価範囲

文献値等において、ポロシティは現実的には 0.3 以上と報告されていることを踏まえ、0.32(体心立方格子の値)とした。なお、粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数は MAAP 推奨値 とした。この評価結果をもとに、本評価における粒子化割合は 63%とした。

・ 崩壊熱及び上面熱流束

事象発生から 7 時間後の崩壊熱、ポロシティ及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は、図 4-4 の Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表 4-3 の通りに設定した。

・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

表 4-4 に示す通り、ポロシティ及び落下物量の想定から、溶融炉心がコリウムシールド内を埋め、更に格納容器下部全体に堆積する高さ(格納容器下部床面から約 0.66m(サンプル床面から約 2.06m))とした。

c. 評価結果

- ・ 表 4-5 に示す通り、サンプル床面の侵食量は約 0.09m であり、鋼製ライナの損傷に至ることは無く、サンプル壁面の侵食量は約 0.09m であり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

(5) 溶融炉心落下位置が原子炉圧力容器底部中心から径方向に偏る場合の想定

溶融炉心が圧力容器底部のどの位置から落下するかについては不確かさがあるが、基本的には圧力容器底部の中心及びその近傍に配置されており圧力容器底部を貫通する構造部材である CRDハウジングからの落下を想定している。原子炉圧力容器破損後に原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心が、原子炉格納容器下部のサンプルに流入することを防止する目的でコリウムシールドを設置しているが、その堰の設置位置は図 4-5、図 4-6 に示す通り、CRDハウジングの最外周の位置よりも格納容器下部の壁面寄りとしており、CRDハウジングの最外周を溶融炉心の落下位置として想定しても、原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによってせき止められるものとする。

溶融炉心の拡がりについては「解析コード MAAP 説明資料 添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 付録 4 溶融物の拡がり実験」において参照した知見から、格納容器下部に落下した溶融炉心は数分程度で格納容器下部に拡がり、また、ANL の実験では、デブリベッドが均一化することに要した時間が 2~3 分程度であったことも踏まえると、格納容器下部に落下した溶融炉心は短時間で格納容器下部に均一に拡がるものとする。

しかしながら、コリウムシールド近傍に落下した場合、一時的に偏って高く堆積することにより、溶融炉心が格納容器下部に拡がる前にコリウムシールドを越えてサンプルに流入する可能性が考えられる。

偏って堆積する場合、堆積物の形状には不確かさがあり、モデル化することは困難である。このため、堆積物の形状の不確かさについては、ポロシティを極めて保守的に設定し、堆積物全体の堆積高さを高く評価した上で、多くの溶融炉心がコリウムシールドの内側に流入する評価で代表させるものとする。

流入する溶融炉心の状態を考えると、水中に落下した溶融炉心は一部が細粒化して冷却され、細粒化された密度の低い溶融炉心は落下した溶融炉心の上部に集まるものと考えられる。このため、コリウムシールドを越えてサンプルに流入すると考えられる溶融炉心の状態は、細粒化され、冷却、固化された、ポロシティが高く密度の低い状態と考えられる。

表 4-1 に示す、ポロシティを 0.48 とした評価は、格納容器下部での堆積高さが高く、多くの溶融炉心がコリウムシールドの内側に流入した結果、コリウムシールドの内外が同じ堆積高さとなっている。この場合であっても、表 4-2 に示す通り、床面及び平面の侵食量は約 0.00m であることから、堆積の形状の不確かさを包絡させる観点で多量の溶融炉心の流入を考慮しても、多量の溶融炉心がサンプルに流入する場合には、ポロシティの高い溶融炉心がサンプルに流入するため、高い水への除熱量(上面熱流束)に期待できると考えられることから、サンプルの損傷は防止できるものとする。

表 4-1 ポロシティへの依存性を考慮した場合の上面熱流束の設定と熔融炉心の堆積高さ

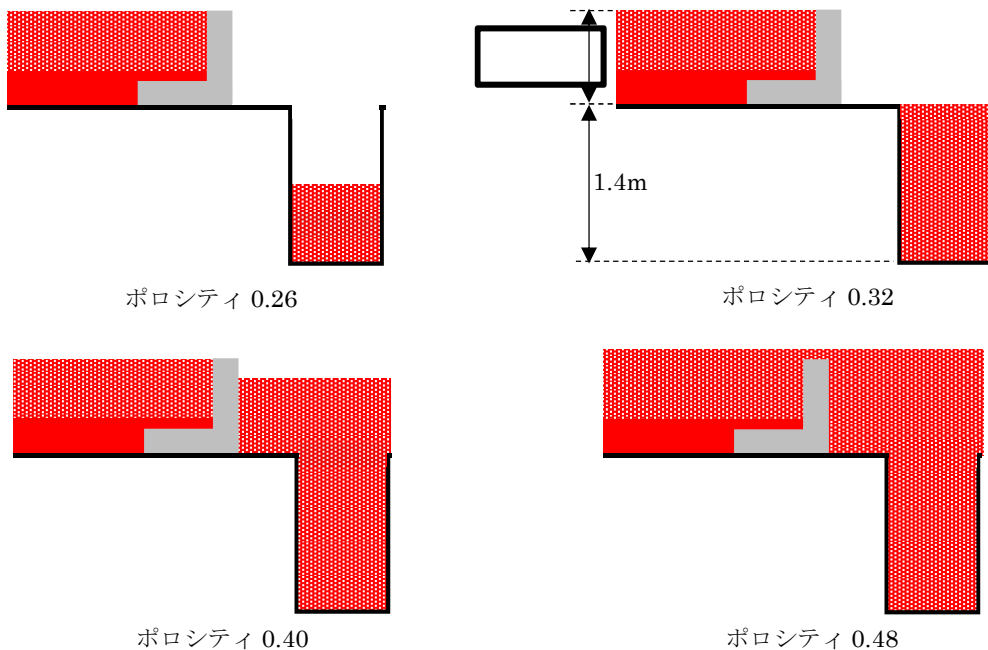
| ポロシティ | 0.26 | 0.32 | 0.40 | 0.48 |
|---|-------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| 上面熱流束(格納容器圧力依存性を考慮)(kW/m ²) | 図 4-4 参照 | | | |
| | 800 ^{※2} | 1300 ^{※2} | 2200 ^{※2} | 3300 ^{※2} |
| 下部ドライウェル ^{※1} での熔融炉心の堆積高さ(m) | 約 0.68 | 約 0.73 | 約 0.80 | 約 0.89 |
| 越流する熔融炉心の体積(m ³) | 約 2.6 | 約 5.8 | 約 11 | 約 18 |
| サンプル床面からの堆積高さ(m) | 約 0.7 | 約 1.4 | 約 1.8 | 約 2.1 |

※1 コリウムシールドに囲まれた床面積を除き、コリウムシールドの内側への流入を考慮しない場合の堆積高さ

※2 (参考)格納容器圧力 0.4MPa[abs]における値

表 4-2 熔融炉心がサンプルに流入する場合の侵食量評価結果

| ポロシティ | 0.26 | 0.32 | 0.40 | 0.48 |
|--------------|--------|--------|--------|--------|
| サンプル床面侵食量(m) | 約 0.05 | 約 0.03 | 約 0.01 | 約 0.00 |
| サンプル壁面侵食量(m) | 約 0.05 | 約 0.03 | 約 0.01 | 約 0.00 |



- 粒子化[※]せず、格納容器下部に到達した熔融炉心
- 粒子化[※]した熔融炉心

※粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数は MAAP 推奨値 とした。この評価により、本評価における粒子化割合は 63%とした。

ポロシティ別のコリウムシールド越流量のイメージ

表 4-3 侵食量評価に影響する評価条件と設定の考え方、保守性の整理(溶融物の落下量を保守的に考慮する場合)

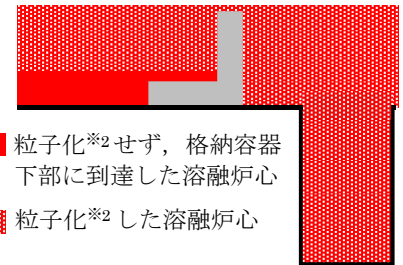
| 侵食量に影響する評価条件 | 設定値 | 考え方 | 保守性 |
|----------------|----------------|--|--|
| 溶融物の量 | | 炉心及び炉内構造物、圧力容器内外の CRD ハウジング、CRD 交換機が落下する想定。圧力容器外の構造物は溶融物とはせず、発熱密度を下げない扱いとしている。ポロシティ 0 の場合に落下物の高さはコリウムシールド高さと同じになる。 | <u>大きな保守性を有していると考える。</u> 炉心及び炉内構造物のみならず、圧力容器外の CRD ハウジング全てや CRD 交換機も落下する想定には保守性があると考える。 |
| 崩壊熱 | 事象発生から 7 時間後の値 | 原子炉への注水に期待しない場合、格納容器下部への溶融炉心落下に至る時刻が最も早いプラント損傷状態である LOCA の溶融炉心落下時刻を保守的に切り上げた値。 | 崩壊熱曲線自体に保守性があるものの、ベースケースと同じ落下時刻を設定値としており、 <u>ノミナル条件と考える。</u> |
| 初期水張り | 2m | KK6/7 の運用手順と同じ。 | <u>ノミナル条件と考える。</u> KK6/7 の運用手順と同じ。 |
| エントレインメント係数 | | 解析コード MAAP 推奨値であり、有効性評価のベースケースに用いている値と同じ。(Ricou - Spalding 相関式を用いた評価により、粒子化割合は 0.63 と評価される。) | <u>ノミナル条件と考える。</u> |
| 粒子化した溶融物のポロシティ | 0.32 | 文献により、ポロシティは概ね 0.3 以上と報告されていることから、体心立方格子の値である 0.32 を設定。 | <u>下限値(現実的に厳しめの値)と考える。*</u> ¹ |
| 上面熱流束(水への除熱量) | 図 4-4 参照 | 格納容器圧力依存性を考慮し、ポロシティ 0.32 における熱流束を Lipinski0-D モデルを用いて評価 | <u>ノミナル条件と考える。</u> |

表 4-4 溶融炉心の堆積高さ(溶融物の落下量を保守的に考慮する場合)

| | |
|------------------|--------|
| サンプル床面からの堆積高さ(m) | 約 2.06 |
|------------------|--------|

表 4-5 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の侵食量評価結果^{※3}

| | |
|--------------|--------|
| サンプル床面侵食量(m) | 約 0.09 |
| サンプル壁面侵食量(m) | 約 0.09 |



- 粒子化^{※2}せず、格納容器下部に到達した溶融炉心
- ▨ 粒子化^{※2}した溶融炉心

コリウムシールド越流量のイメージ

※1 ポロシティの値については、文献では概ね 0.3 以上と報告されており、0.4 を超える値も報告されている。本評価で想定している、一旦落下し堆積した溶融物の上部から粒子化した溶融物がコリウムシールドの堰を超えて流入する状況を考える場合、格納容器下部に堆積している溶融炉心には上下に密度差が生じており、その上部の粒子化した溶融炉心のポロシティは溶融物全体の中では大きな値をとると考えると、サンプルに流入した溶融物のポロシティは文献値よりも大きな値になる可能性が考えられる。

※3 本評価結果は各種感度解析の中でサンプルの侵食量が最も大きく、サンプル床面侵食部下端からライナまでの距離は 0.07m である。侵食には至らないが、溶融炉心からの熱がライナに伝わることで影響を確認したところ、ライナの到達温度は 500℃未満であり、融点約 1530℃に対して低い値であることから溶融には至らず、上下両側からコンクリートによって固定されている構造であることから、熱膨張の観点でも影響は無いものとする。

※2 粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数は MAAP 推奨値 とした。この評価により、本評価における粒子化割合は 63%とした。

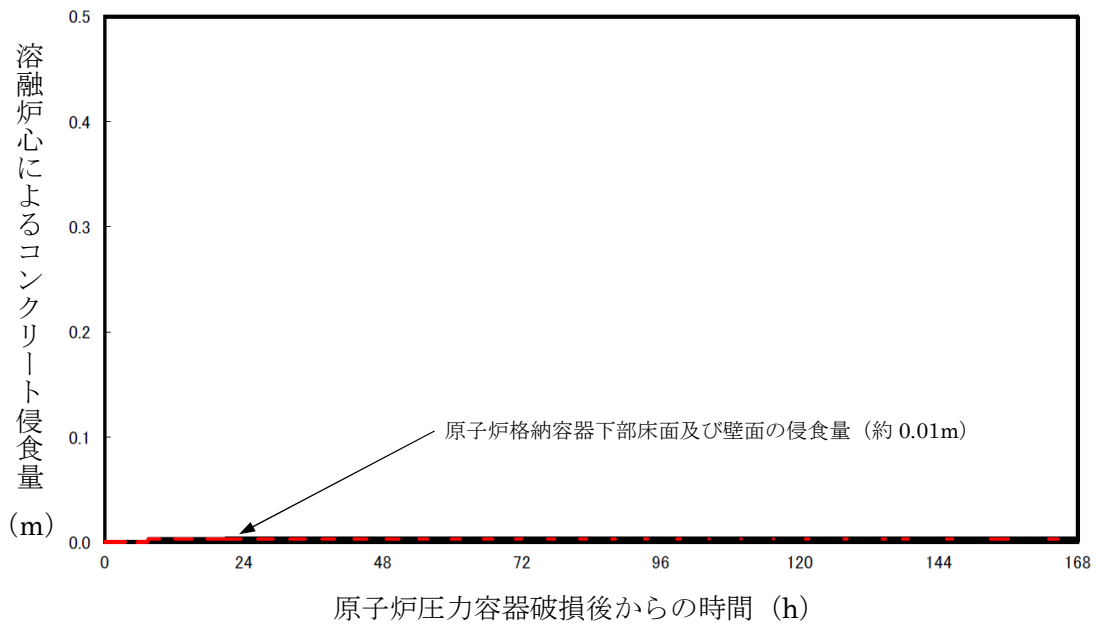


図 4-1 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-1)

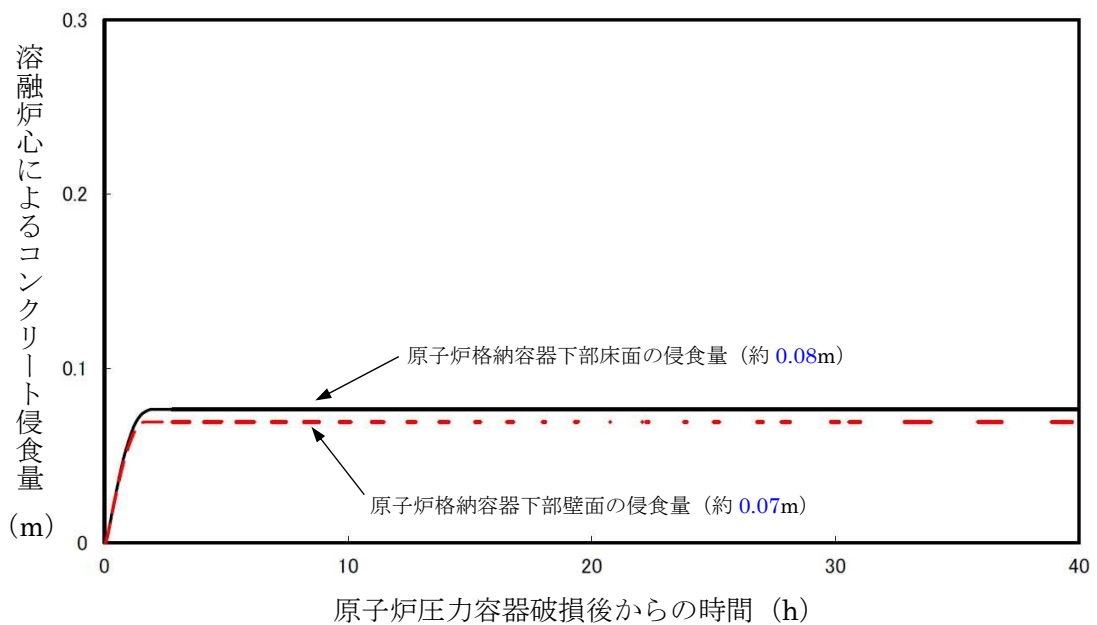


図 4-2 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-2)

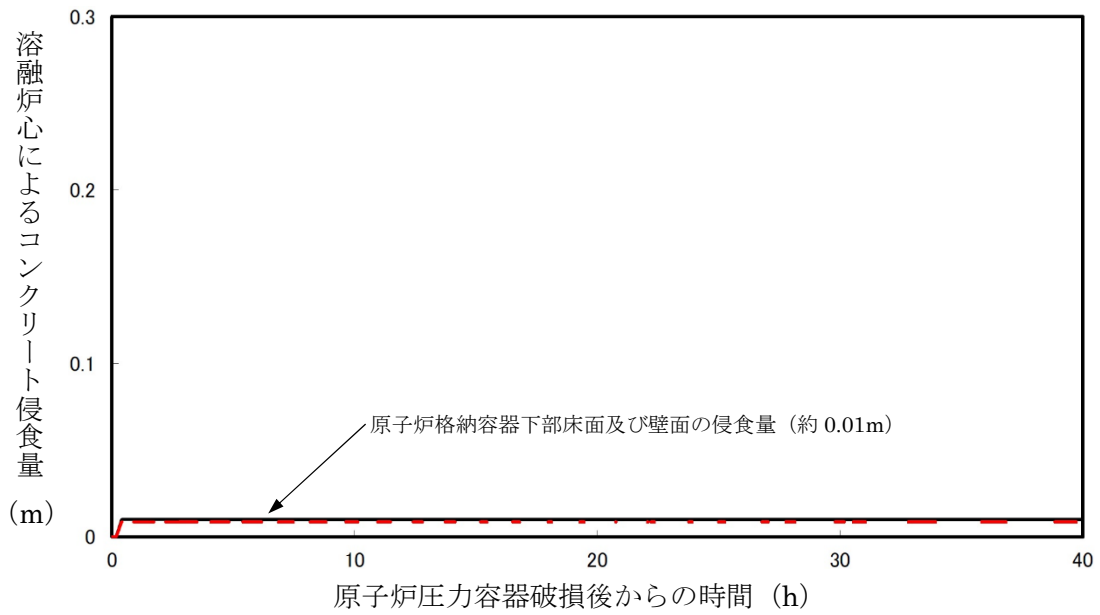


図 4-3 原子炉格納容器下部床面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-3)

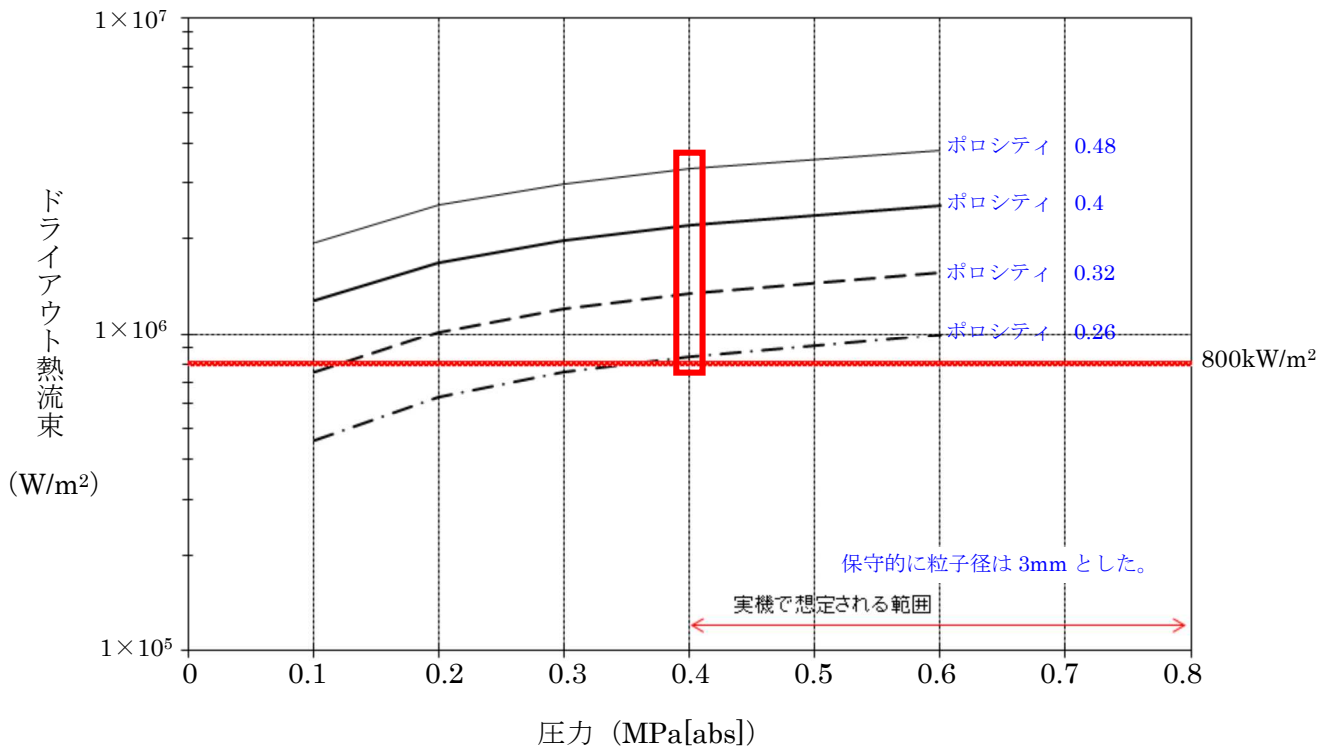
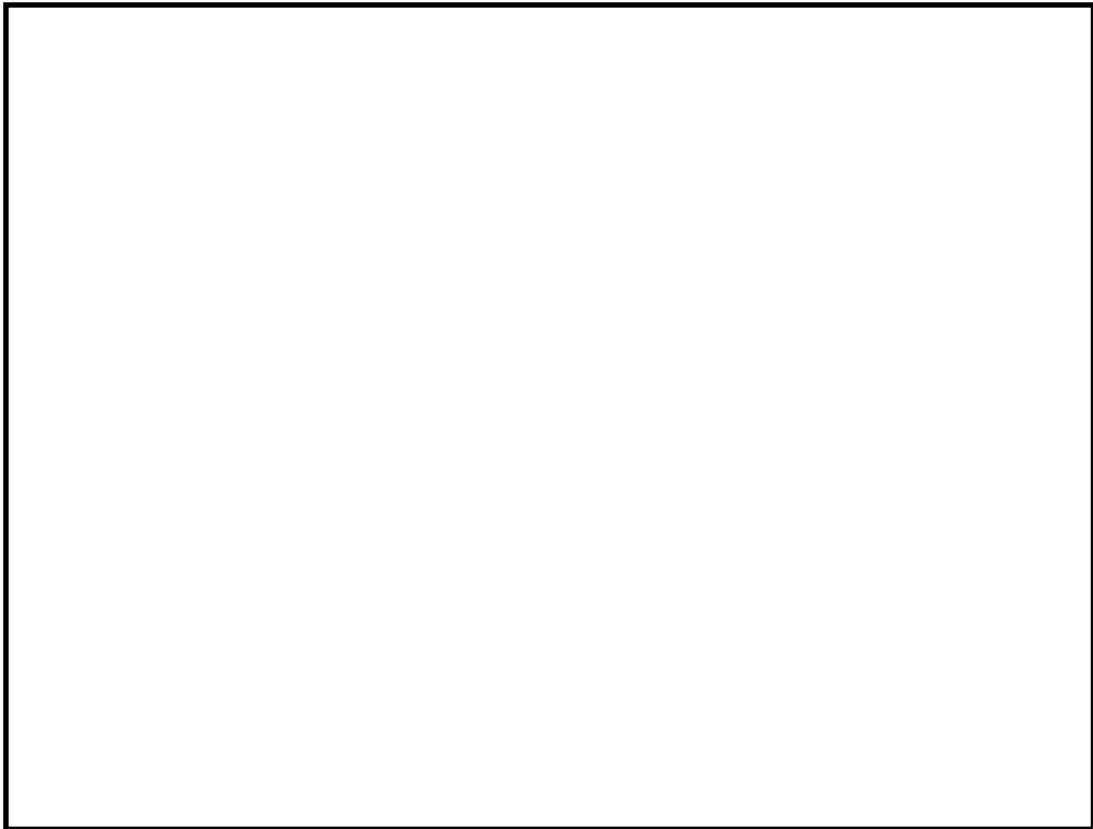
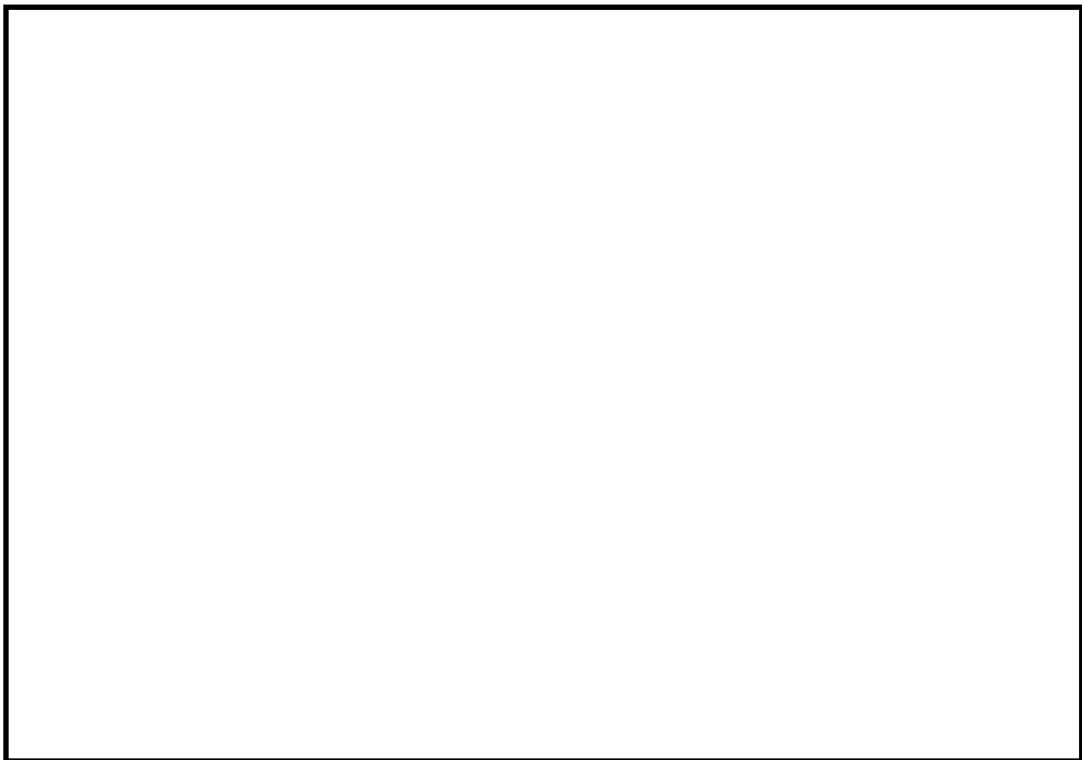


図 4-4 Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束

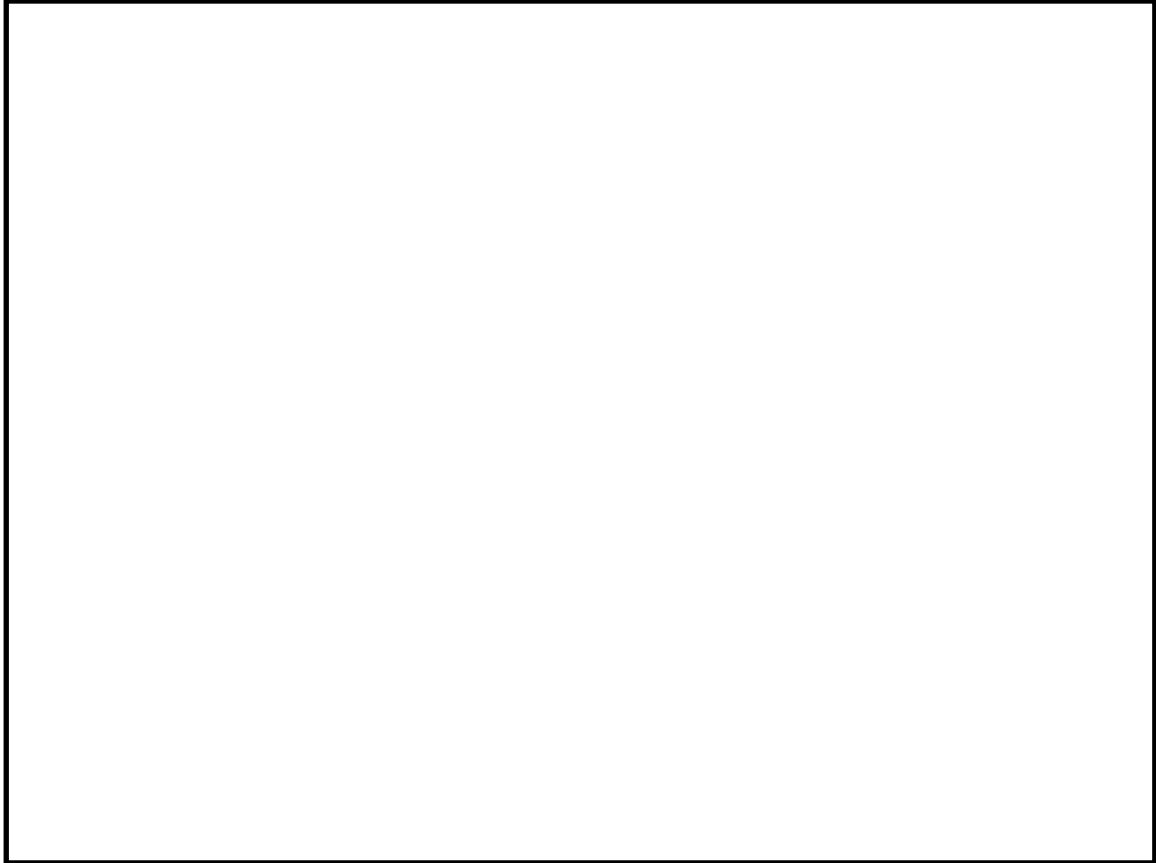


(a) 側面図

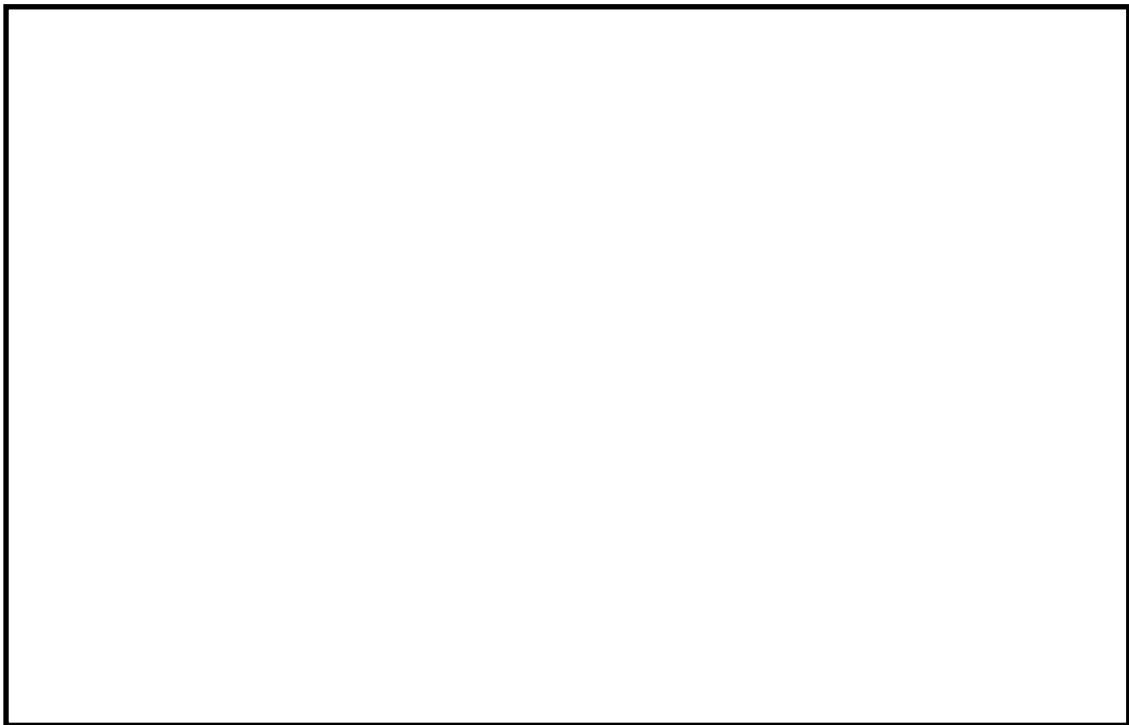


(b) 上面図

図 4-5 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(6号炉)



(a) 側面図



(b) 上面図

図 4-6 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(7号炉)

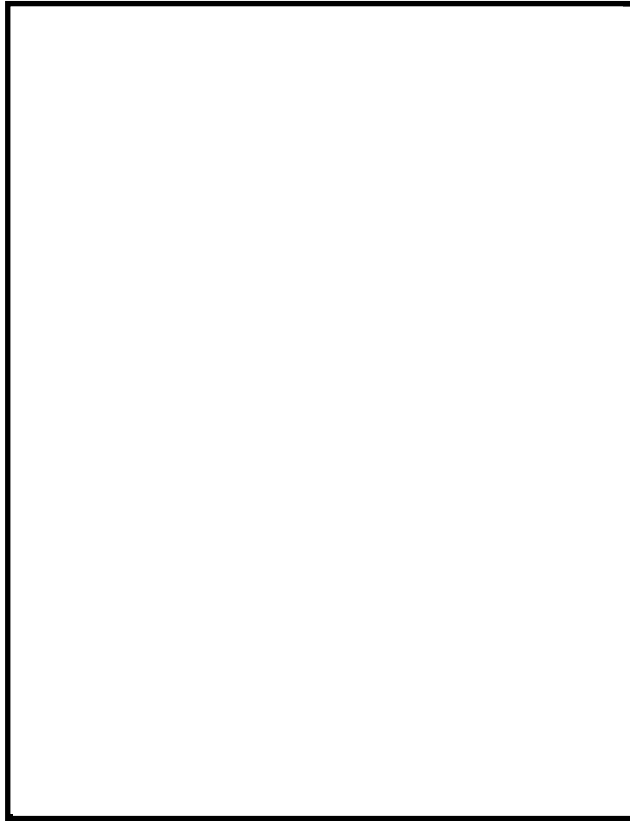
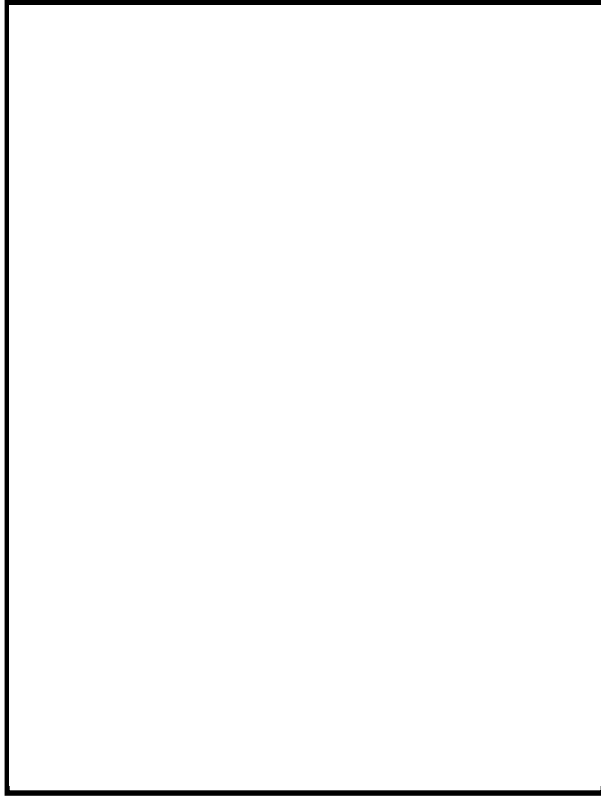


図 4-7 格納容器下部端のイメージ(格納容器底部床面から上部を撮影)

5. まとめ

コリウムシールドの設置後の原子炉格納容器下部の床面の侵食量は僅かであり、格納容器の支持機能に影響しないことを確認した。これにより、コリウムシールドは格納容器の支持機能に影響を及ぼすことなくサンプでの MCCI のリスクを低減できることを確認した。このため、コリウムシールドを重大事故等緩和設備に位置付けることとした。

また、熔融炉心が原子炉格納容器下部床面において均一に拡がらない場合においても侵食量は僅かであることを確認した。

以 上

KK7 下部 D/W ドレン配管内の凝固評価に関する EPRI/FAI 試験の適用性について

1. EPRI/FAI 試験と KK7 のファンネルの体系の比較

EPRI/FAI 試験の適用性を検討するにあたり、KK7 の下部 D/W サンプルと体系を比較するため、溶融物条件を表 1 に、流路構造を表 2 に比較する。

表別 2-1 の通り、EPRI/FAI 試験で用いたアルミナと、MAAP 解析結果に基づく溶融デブリ(平均)の物性を比較すると、密度・熱伝導率が異なるものの、配管内での溶融物凝固・流動特性に影響する凝固までの蓄熱量、動粘度は近い値になっている。なお、溶融デブリ(酸化物)、溶融デブリ(金属)は EPRI/FAI 試験との蓄熱量比が小さいことから、溶融デブリ(平均)について流動距離を評価する。

表別 2-2 に流路構造を比較する。EPRI/FAI 試験の配管径 50mm に対し、KK7 のファンネルの口径は 78mm(80A)であり、配管断面積比は KK7 の方が約 2.44 倍大きい。そのため、単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比は、溶融デブリ(平均)のケースにおいて、限界固相率 1 のとき約 2.63 倍、限界固相率 0.64 のとき約 1.72 倍となる。一方で、配管径が大きくなると単位長さあたりの円管への伝熱面積(表面積)も増加するため、単位長さあたりの伝熱面積は KK7 の方が約 1.56 倍大きい。

デブリの堆積高さは、EPRI/FAI 試験で約 0.18m(試験後の観察結果)であり、KK7 では約 0.56m(MAAP 結果)である。また EPRI/FAI 試験においてベースプレートから配管水平部までの長さは約 0.27m、KK7 ではペDESTAL床面からドレン配管水平部までが最も深いケースで約 0.97m である。従って配管水平部までの堆積高さは EPRI/FAI 試験で約 0.45m、KK7 で約 1.5m である。このヘッドに基づき、ベルヌーイの式で配管入口流速を評価すると、EPRI/FAI 試験で約 3.0m/s、KK7 で約 5.5m/s となる。

2. EPRI/FAI 試験の適用性

EPRI/FAI の試験を KK7 のファンネルの体系に適用するにあたり、Flemings モデルの式を参考に、両者の体系の違いから流動距離を評価する。

Flemings モデルではデブリの流動距離はデブリの保有熱量、デブリからの除熱量、デブリの流速の関係から計算されている。このため、これらの要素について EPRI/FAI の試験条件と KK7 での評価条件の比をとり、EPRI/FAI の試験結果を KK7 のファンネルに適用した場合の評価を行う。

この場合、KK7 のファンネルでのデブリの流動距離(L_{K7})は次の式で表現できると考えられる。

$$L_{K7} = L_{FAI} \times \frac{d_{K7}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{K7}\rho_{K7}}{h_{FAI}\rho_{FAI}} \times \frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$$

ここで、

$\frac{d_{K7}}{d_{FAI}}$: 配管直径比,

$\frac{h_{K7}\rho_{K7}}{h_{FAI}\rho_{FAI}}$: 凝固までの蓄熱量比

$\frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$: デブリの速度比

であり、上式に基づいてデブリの流動距離(L_{K7})を求めると、

$$\begin{aligned} L_{K7} &= 0.79 \times 1.56 \times 1.08 \times 2 \\ &= 2.7 \text{ (m)} \end{aligned}$$

となる。ファンネル流入から停止までの時間が短いことから、本評価では流入中の崩壊熱は無視できるものとした。なお、この流動距離は流動限界固相率を 1 として評価している。固相率の上昇に伴い、粘性係数はある点で急激に上昇する傾向があり、固相率 0.64 程度で粘性係数が初期値の 1×10^4 倍になる等、流動限界固相率を考慮することで流動距離は更に低下するものと考えられる。

EPRI/FAI 試験と KK7 で考慮した溶融物の条件では、溶融物の組成が EPRI/FAI 試験では単相、KK7 では混合物であり、条件が異なっている。凝固様式の違いとして、単相では凝固点まで温度が低下し、溶融潜熱が奪われた段階で凝固し、混合組成の場合は固相の割合が徐々に増加し、流動限界固相率が 1 の場合は固相線温度まで温度が低下した時点で凝固する。なお、現実には流動限界固相率は 1 よりも小さな値と考えられるが、上記の評価では保守的に 1 としている。水中を流動する場合は、単相では溶融潜熱が奪われるまでは凝固しないが、混合組成は固相割合が増加し流動限界固相率で凝固するため、保有熱量(凝固までの蓄熱量比)が同程度の場合、単相の方が流動距離は長くなる。よって、EPRI/FAI 試験での単層試験の結果得られた流動距離を KK7 のスケールに適用する評価は、流動距離を長く見積もる、保守的な扱いとなると考える。

以上より、本評価は EPRI/FAI の試験からデブリの保有熱量、デブリからの除熱量、デブリの流速をもとに流動距離を求める際の最大値と考える。

以 上

表別 2-1 溶融物条件の比較

| 項目 | EPRI 試験 | K-7 | | | | | |
|---|-----------------------|---|------|---|------|---|------|
| | | 溶融デブリ (平均) | | 溶融デブリ (酸化物※1) | | 溶融デブリ (金属)※2 | |
| 溶融物 | アルミナ ² | 溶融デブリ (平均) | | 溶融デブリ (酸化物※1) | | 溶融デブリ (金属)※2 | |
| 過熱度 (K) | 100 | 39 | | -60 | | 164 | |
| 融点 (°C) | 2047 | 液相線 | 2200 | 液相線 | 2412 | 液相線 | 1482 |
| | | 固相線 | 1591 | 固相線 | 2063 | 固相線 | 1415 |
| 密度 (kg/m ³) | 3800 | 8082 | | 8162 | | 7723 | |
| 比熱 (kJ/kgK) | 1.3 | 0.54 | | 0.51 | | 0.682 | |
| 溶融潜熱 (kJ/kg) | 1160 | 303 | | 310 | | 280 | |
| 熱伝導率 (W/mK) | 7.5 | 14 | | 8 | | 35 | |
| 粘性係数 (Pa・s) | 0.003 | 0.0033-0.0076 | | 0.0033-0.0076 | | 0.004-0.0062 | |
| 動粘性係数 (m ² /s) | 7.89×10 ⁻⁷ | 4.08×10 ⁻⁷ - 9.40×10 ⁻⁷ | | 4.04×10 ⁻⁷ - 9.31×10 ⁻⁷ | | 5.17×10 ⁻⁷ - 8.02×10 ⁻⁷ | |
| 凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0) | 4902 | 5277 | | 3734 | | 3380 | |
| 凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=0.64) | - | 3438 | | 2299 | | 2474 | |
| 凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0) | 1 | 1.08 | | 0.77 | | 0.69 | |
| 凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64) | 1 | 0.71 | | 0.47 | | 0.51 | |

※1 酸化物 : UO₂, Zr, ZrO₂ ※2 金属 : SUS 成分

表別 2-2 流路構造の比較

| 項目 | EPRI 試験 | K-7 | | |
|--|----------------------|-------------|-------------|------------|
| | | 溶融デブリ (平均) | 溶融デブリ (酸化物) | 溶融デブリ (金属) |
| 溶融物 | アルミナ | 溶融デブリ (平均) | 溶融デブリ (酸化物) | 溶融デブリ (金属) |
| 流路構造比較 | | 円管 | | |
| 流路内径 (m) | 0.05 (50A) | 0.078 (80A) | | |
| 断面積比 | 1 | 2.44 | | |
| 単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0) | 1 | 2.63 | 1.86 | 1.69 |
| 単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量 2 (限界固相率=0.64) | 1 | 1.73 | 1.14 | 1.24 |
| 単位長さあたりの伝熱面積比 | 1 | 1.56 | | |
| 床面から配管水平部までの深さ (m) | 0.273 | 0.972 | | |
| デブリ堆積高さ (m) | 0.18 | 0.56 | | |
| ヘッドから計算される流速 (m/s) | 2.99 | 5.49 | | |
| 流速の実測値 (m/s) | 0.03 (平均) ~0.19 (最大) | - | | |
| デブリの流動距離 (m) | ~0.79 | | | |

溶融炉心ファンネル流入後のドレン配管における管壁の侵食量評価(7号炉のみ)

格納容器下部の床面にファンネルが設置されており、床下にドレン配管が設置されている号炉は7号炉のみである。このため、7号炉を想定して以下の評価を実施した。なお、6号炉では床面にファンネルが無く、ドレンは格納容器下部壁面に設置された配管を通じてサンプにドレンが集められる構造となっていることから7号炉と同様の評価は不要である。

a. 評価体系

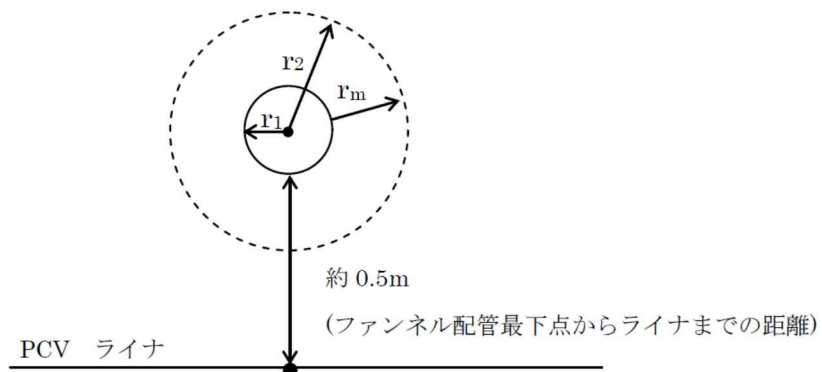
- ファンネル内に流入した溶融炉心を円柱で模擬し、側面はコンクリートで囲まれているものとし、両端が水によって除熱されるものとした。

b. 評価条件

- 溶融炉心の流動距離(円柱の高さ)は、別紙2の評価結果を踏まえ、ファンネルからサンプまでの長さが最短の配管に合わせて3.6mとした。
- 崩熱熱は事象発生から6時間後の値とした。
- 水への熱流束は有効性評価における不確かさ評価において保守的な値として用いている800kW/m²一定とした。

c. 評価結果

- 管壁の侵食量は約0.08mとなった。ドレン配管から格納容器バウンダリであるライナまでの最短距離が約0.5mであることから、コンクリートの侵食がライナに到達することは無いことを確認した。(別図3-1参照)
- なお、格納容器下部床下に存在する最も長いファンネルからのドレン配管は13.2mであるが、これが溶融炉心で満たされた状態を仮定しても、管壁の侵食量は約0.25mに留まった。管の両端のみ、水からの除熱に期待できる、より極端なモデルを想定しても、ライナまでの最短距離(約0.5m)には余裕があることを確認している。また、現実的には管内に水が存在あるいは浸入し、除熱に寄与すると考えられることから、管内での水の存在を考慮しない本評価モデルは保守性を有すると考える。



別図 3-1 下部ドライウエルフアンネル配管評価のイメージ

d. コンクリート侵食時に発生する非凝縮性ガスの挙動

- ・ 管壁の侵食量が約 0.08m となるまでに侵食されるコンクリートの体積は、

$$3.6 \times (0.12^2 - 0.04^2) \times \pi = 0.14 \text{ m}^3$$

となる。この侵食によってコンクリートに含まれる CO₂ が全て気体として放出されると仮定すると、

$$\text{質量} : 0.14 \times 2300 \times 0.015 = \text{約 } 5 \text{ kg}$$

$$\text{体積} : 5 / 44 \times 22.4 = \text{約 } 2.5 \text{ Nm}^3$$

となる。また、上記の体積のコンクリートに対して溶融炉心・コンクリート相互作用が生じた場合、約 3kg の水素が発生することとなる。管内に溶融炉心が流入した後は、管内の水による冷却や侵食に伴って空隙が発生すると考えると、発生した非凝縮性ガスは管壁に沿って排出されるものと考えられる。

これらの非凝縮性ガスについては、有効性評価「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」では、ジルコニウム-水反応によって約 1370kg の水素が発生することから、上記のコンクリート侵食の評価結果を踏まえて数 kg 程度の非凝縮性ガスの発生を考慮しても、格納容器圧力及び格納容器内の気体組成に有意な影響を及ぼすものではないと考える。

以 上

Lipinski 0-D モデルについて (日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」より抜粋)

c. Lipinskiの0-Dモデル⁽¹¹⁾

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で、層流及び乱流に適用できる運動量の式を、連続の式、エネルギーの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$$

運動量の式 (気相)

$$\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$$

運動量の式 (液相)

$$-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$$

エネルギー式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$$

圧力の釣合⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\epsilon/5\kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$$

ここで、

U : 見掛け流速

κ : 層流での浸透率

η : 乱流での浸透率

$\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$: 各々層流及び乱流での気液の比浸透率 (無次元)

でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で、以下のように表わしている⁽¹⁵⁾。

$$\kappa = (d^2/180)\epsilon^3/(1-\epsilon)^2$$

$$\eta = (d/1.75)\epsilon^3/(1-\epsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると、式(8.14)~式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q ($=\dot{Q}H_b$) は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \{ [1 + (u_2/u_1)^2]^{1/2} - 1 \} \quad \dots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} /$$

$$\left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \right.$$

$$\left. \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は、式(8.19)が s ($0 \leq s \leq 1$) に関して極大値をとる条件として求まる。

※ポロシティ(空隙率)は変数 ϵ に該当する。

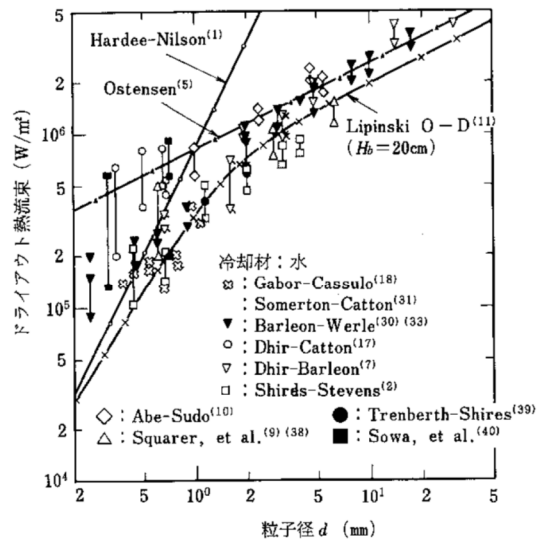


図 8.6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

46. 逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能の確認実績

SRV については、電力共同研究において設計基準事故時を想定した環境試験を実施し、その信頼性を確認している。

試験条件を図 1 に示す。図 1 の環境試験中、SRV が正常に動作することを確認したことから、少なくとも図 1 に包絡される環境下では SRV の機能は正常に維持されると考える。

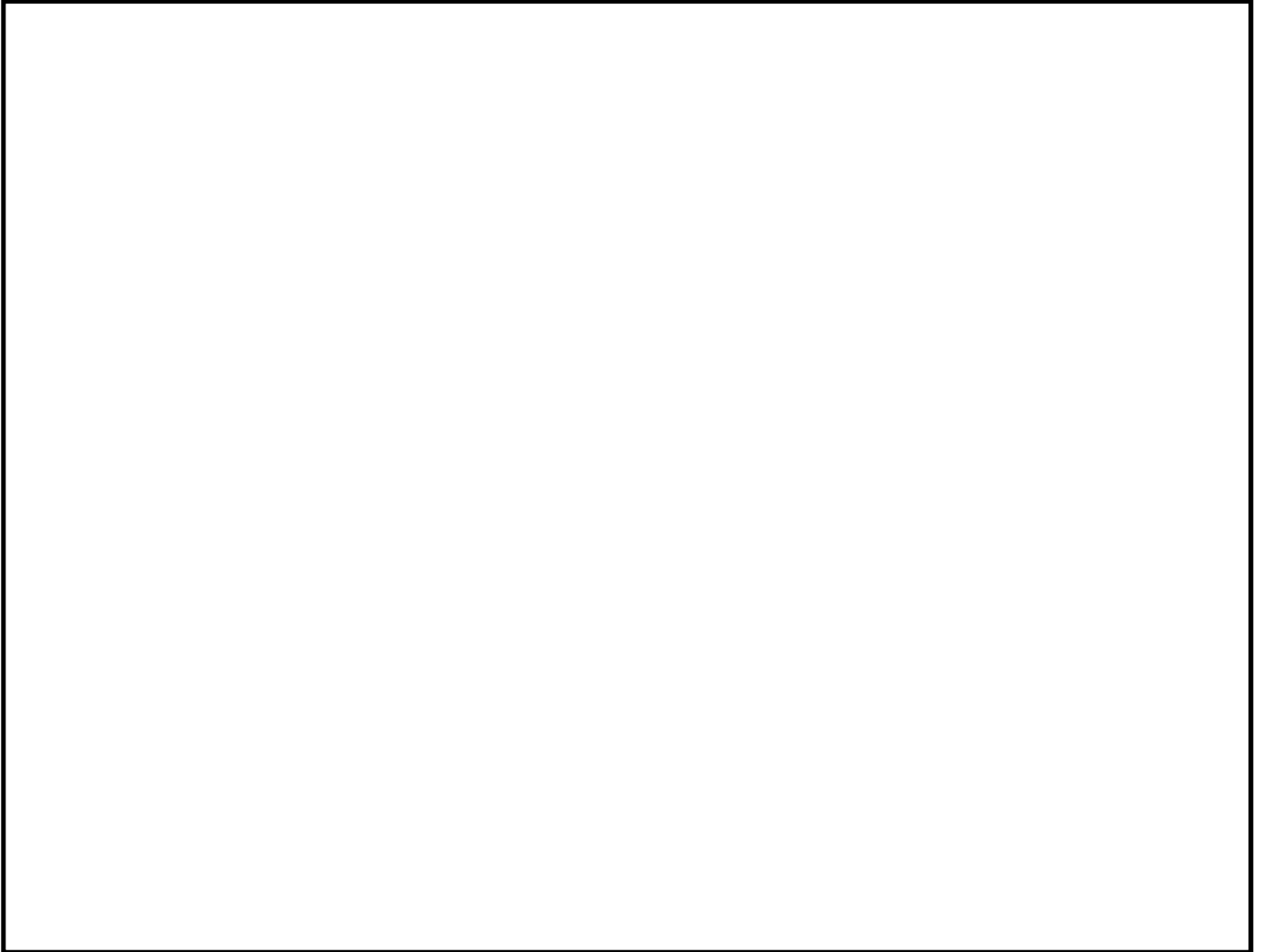


図 1 設計基準事故環境下における加速劣化試験の試験条件

47. 原子炉減圧に関する各種対策及び逃がし安全弁(SRV)の
耐環境性能向上に向けた今後の取り組みについて

「柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉重大
事故等対処設備について(補足説明資料)」
(平成29年1月27日提出)抜粋

【資料1】

46-10
その他設備

以下に、原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧するための自主対策設備の概要を示す。

(1) タービンバイパス弁，タービン制御系

主蒸気隔離弁が全開状態であり，かつ常用電源が健全で，復水器真空が維持できている場合に，タービンバイパス弁を開操作することで原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧する。

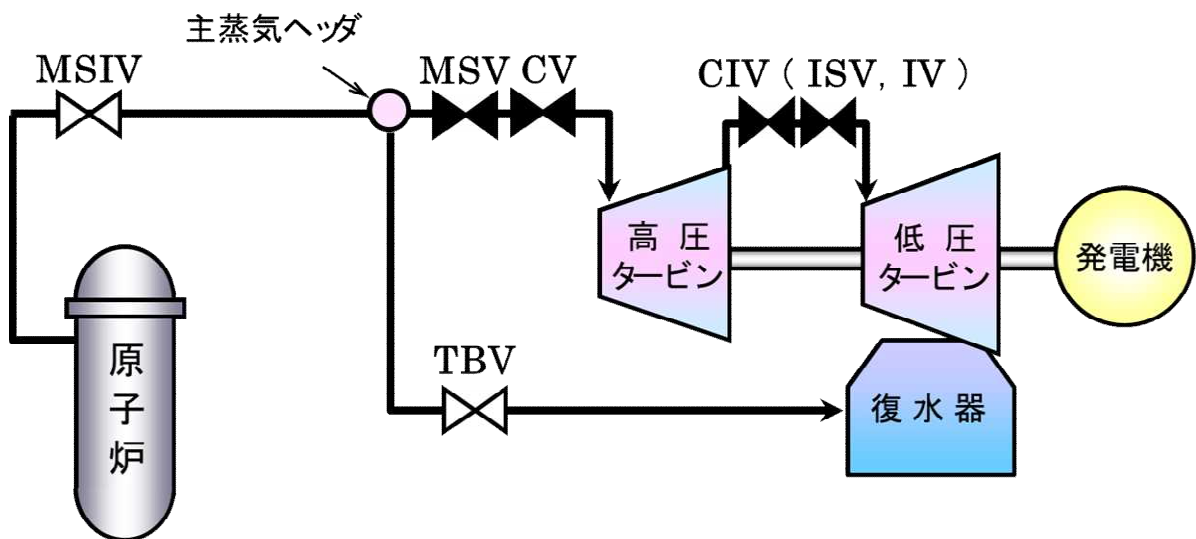


図1 タービン制御系 概要図

(2) 直流給電車

直流給電車は，可搬型代替交流電源設備（電源車）の交流電源を整流することにより，直流電源を供給することができ，直流 125V 主母線に接続することで，逃がし安全弁の機能を回復させて原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧する。

単線結線図について，補足説明資料 46-2-2, 3 に示す。

(3) 代替逃がし安全弁駆動装置

代替逃がし安全弁駆動装置は，高圧窒素ガス供給系が機能喪失した場合においても，逃がし安全弁の開操作を可能とし，原子炉冷却材圧力バウンダリの減圧操作が行えるよう，窒素ガス供給を行うことができる。

本系統は，高圧窒素ガスポンベ，減圧弁等により構成する。また，高圧窒素ガスは，逃がし安全弁のうち自動減圧機能なしの4個（6号炉においてB21-F001D, E, K, U，7号炉においてB21-F001D, E, K, U）へ供給される。

なお，本系統は，既設の高圧窒素ガス供給系とは別に，高圧窒素ガスポンベを配備する。

本系統は，電磁弁操作を必要とせず，高圧窒素ガス供給系が機能喪失した場合に，

自動減圧機能なしの4個（6号炉においてB21-F001D, E, K, U, 7号炉においてB21-F001D, E, K, U）へ，高圧窒素ガスポンベの窒素ガスを減圧し，供給を行う。また，設置する設備はすべて現場手動操作を行うものとし，電源に依存しないものとする。

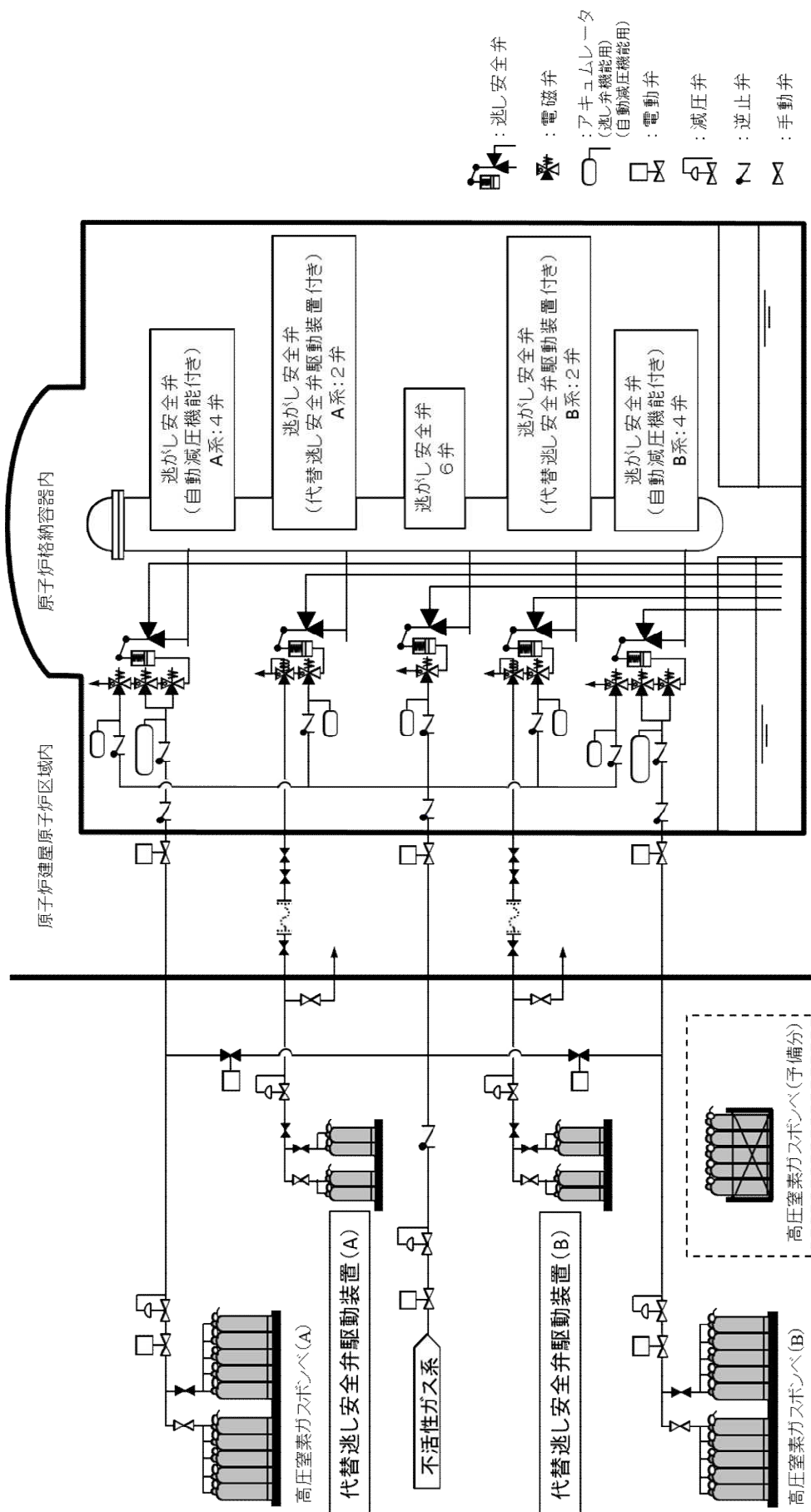


図 3 高圧窒素ガス供給系 概略系統図

(参考)

逃がし安全弁の機能

逃がし安全弁は、以下 3 つの機能を有する。

a. 逃がし弁機能

本機能における逃がし安全弁は、原子炉冷却材圧力バウンダリの過度の圧力上昇を抑えるため、原子炉圧力高の信号によりアクチュエータのピストンを駆動して強制的に開放する。18 個の逃がし安全弁は、すべてこの機能を有している。

b. 安全弁機能

本機能における逃がし安全弁は、原子炉冷却材圧力バウンダリの過度の圧力上昇を抑えるため、逃がし弁機能のバックアップとして、圧力の上昇に伴いスプリングに打ち勝って自動開放されることにより、原子炉冷却材圧力バウンダリの最も過酷な圧力変化の場合にも原子炉圧力が最高使用圧力の 1.1 倍を超えないように設計されている。18 個の逃がし安全弁は、すべてこの機能を有している。

c. 自動減圧機能

自動減圧機能は、非常用炉心冷却系の一部であり、原子炉水位低とドライウェル圧力高の同時信号により、ピストンを駆動して逃がし安全弁（自動減圧機能付き）を強制的に開放し、LOCA 時等に原子炉圧力を速やかに低下させて、低圧注水系の早期の注水を促す。18 個の逃がし安全弁のうち、8 個がこの機能を有している。

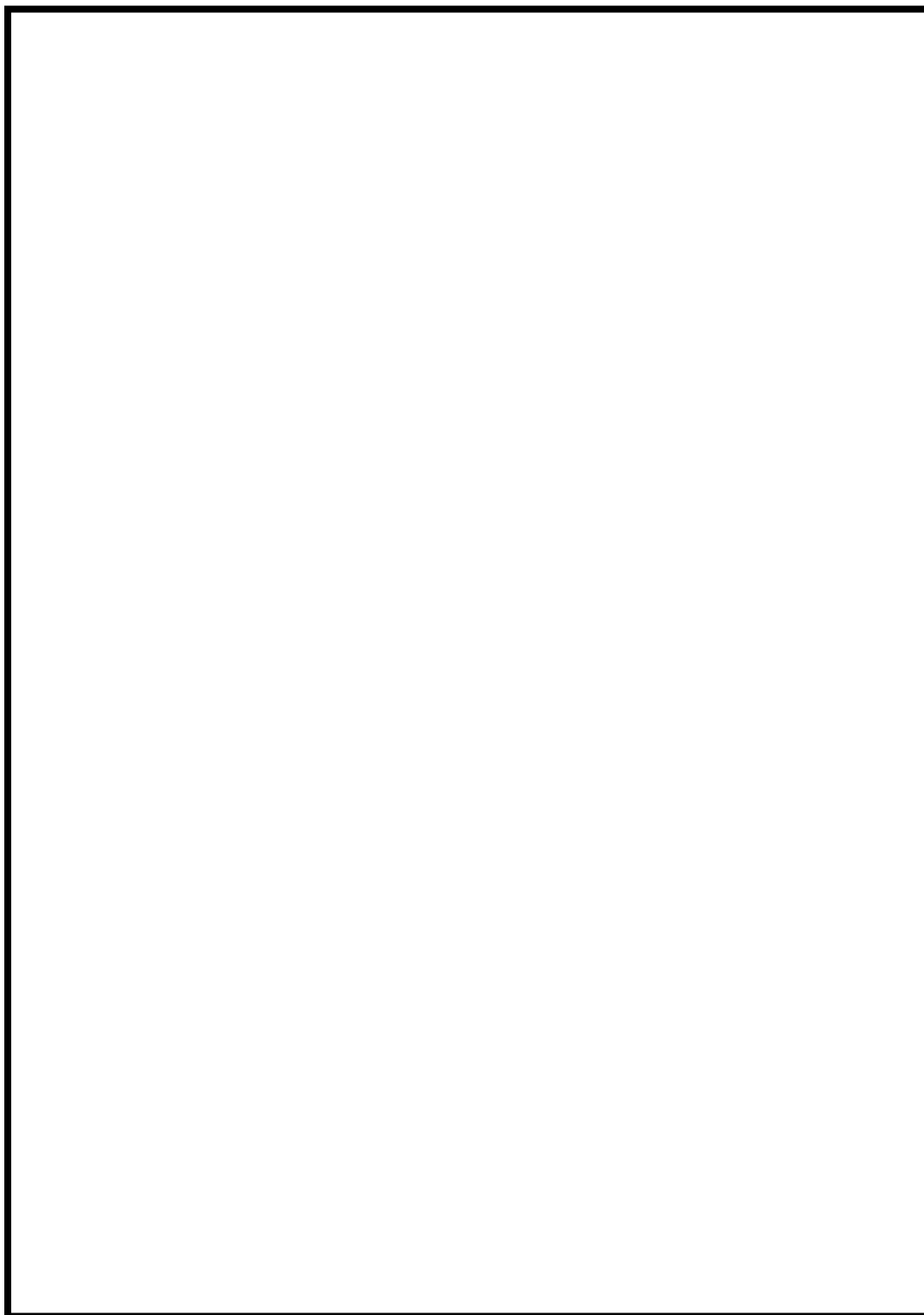
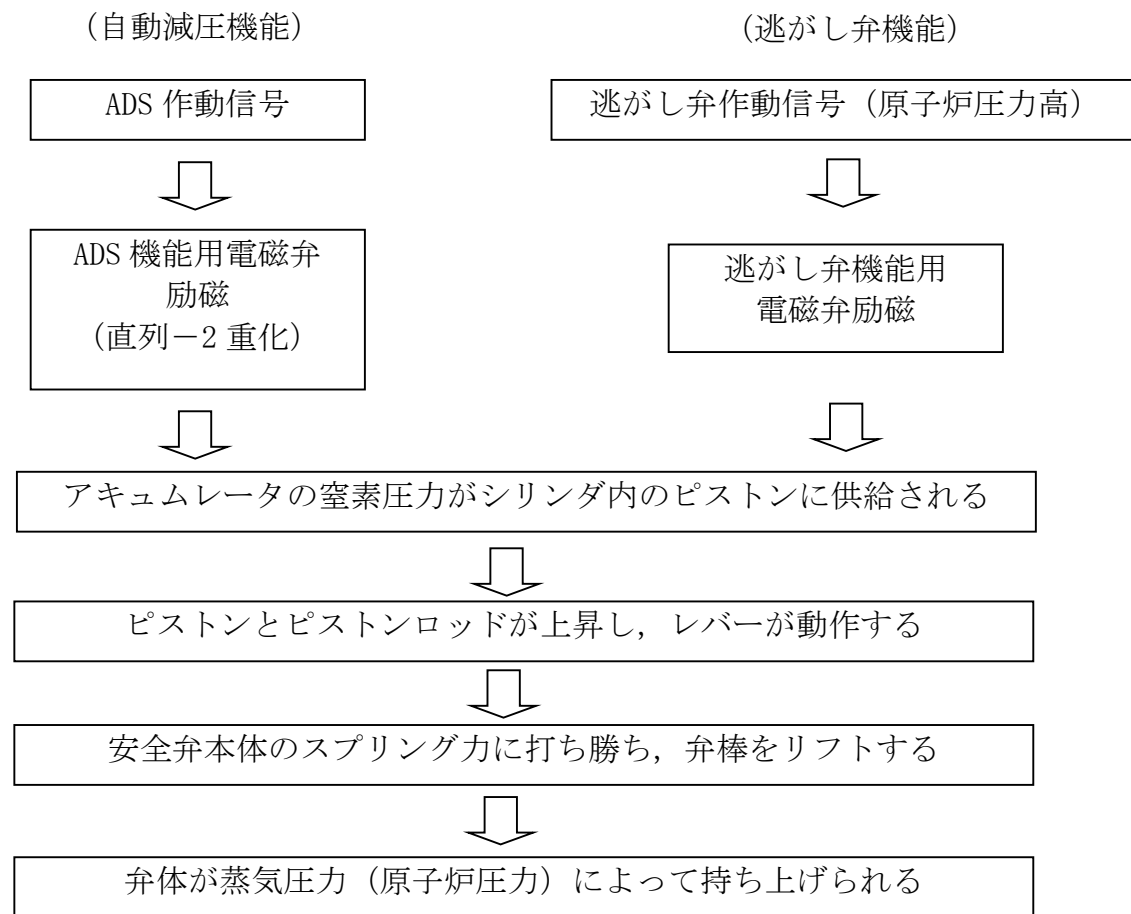


図3 逃がし安全弁 設備概要図

逃がし安全弁動作時の機構



(安全弁機能)

逃がし弁機能のバックアップとして、蒸気圧力 (原子炉圧力) の上昇に伴いスプリングに打ち勝って自動開放される

SRV の耐環境性能向上に向けた取り組みについて

1. 概要

SRVの耐環境性向上対策は、更なる安全性向上対策として設置を進めている代替SRV駆動装置に対して、SRV駆動源である高圧窒素ガスの流路となる「SRV用電磁弁」及び「SRVシリンダー」に対してシール材の改良を実施するものとする。

代替SRV駆動装置は、HPIN系（A/B）と独立した窒素ガスポンペ、自圧式切替弁及び配管・弁類から構成し、SRV用電磁弁の排気ポートに窒素ポンペの窒素ガスを供給することにより、電磁弁操作を不要としたSRV開操作が可能な設計とする。

ここで、自圧式切替弁は、SRV用電磁弁の排気ポートと代替SRV駆動装置の接続部に設置し、以下の（1）通常運転時、（2）HPIN系によるSRV動作時、（3）代替SRV駆動装置によるSRV動作時に示す通りの切替操作が可能な設計とする。

（1）通常運転時（SRV待機時）

自圧式切替弁は、弁体が代替SRV駆動装置の窒素ポンペ側を閉止し、排気ポート側を原子炉格納容器内に開放することで、SRVピストンが閉操作するときの排気流路を確保する。

（2）HPIN系によるSRV動作時

自圧式切替弁は、排気ポート側を解放しており、SRV閉動作時のピストンからの排気を原子炉格納容器へ排気するための流路を確保する。

（3）代替SRV駆動装置によるSRV動作時

自圧式切替弁は、代替SRV駆動装置の窒素ポンペ圧力によりバネ及び弁体を押し上げられることにより排気ポートを閉止し、代替SRV駆動装置の窒素ポンペからSRVピストンまでの流路を確保する。

また、自圧式切替弁の弁体シール部は全て、無機物である膨張黒鉛シートを使用しており、重大事故等時の高温蒸気や高放射線量の影響によりシール性が低下することがない設計としている。

本系統は、ADS機能なしの4個（B21-F001D,E,K,U）へ、代替SRV駆動装置の窒素ガスポンペの窒素ガスの供給を行う設計する。

ここで、代替SRV駆動装置の系統概要図を図1に、SRV本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図を図2に、自圧式切替弁の構造図を図3に、自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図を図4に示す。

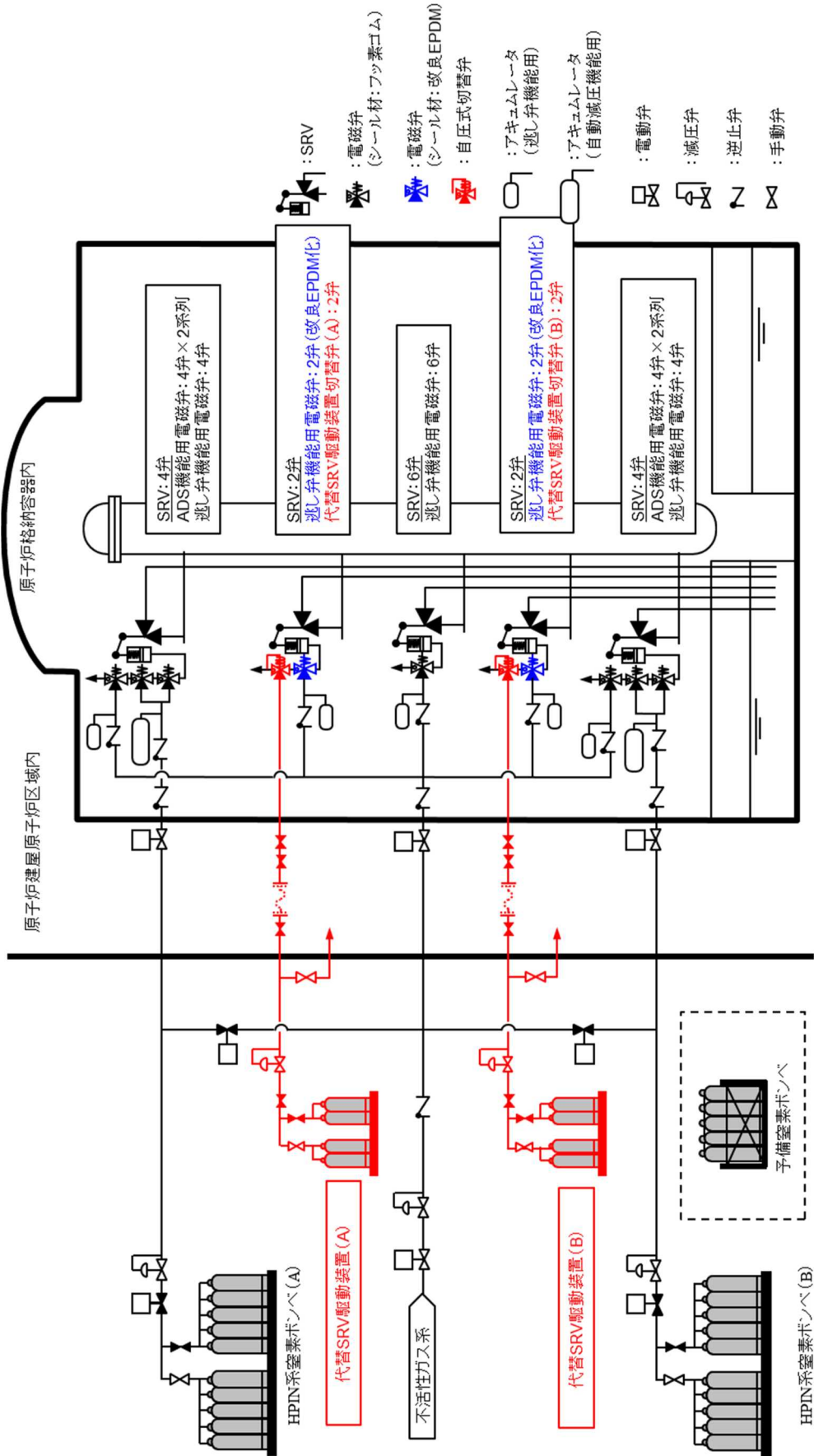


図1. 代替SRV駆動装置の系統概要図

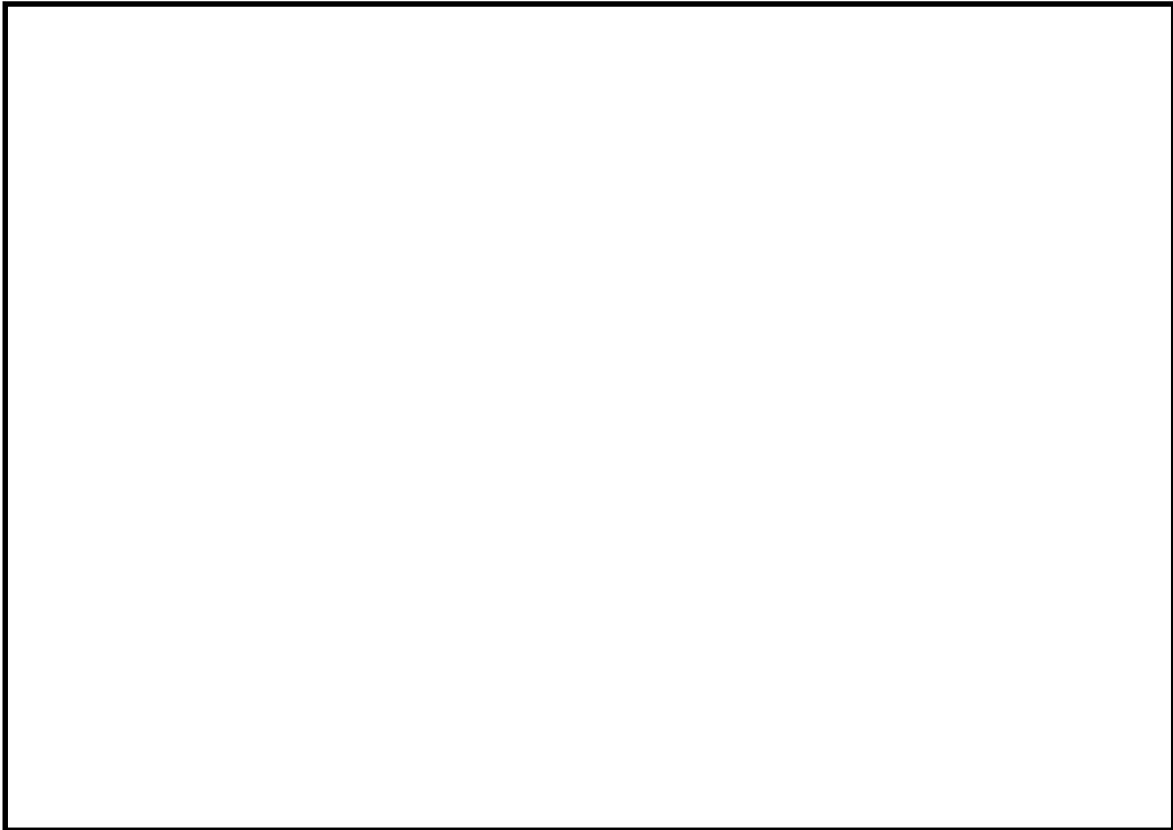


図 2. SRV 本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図

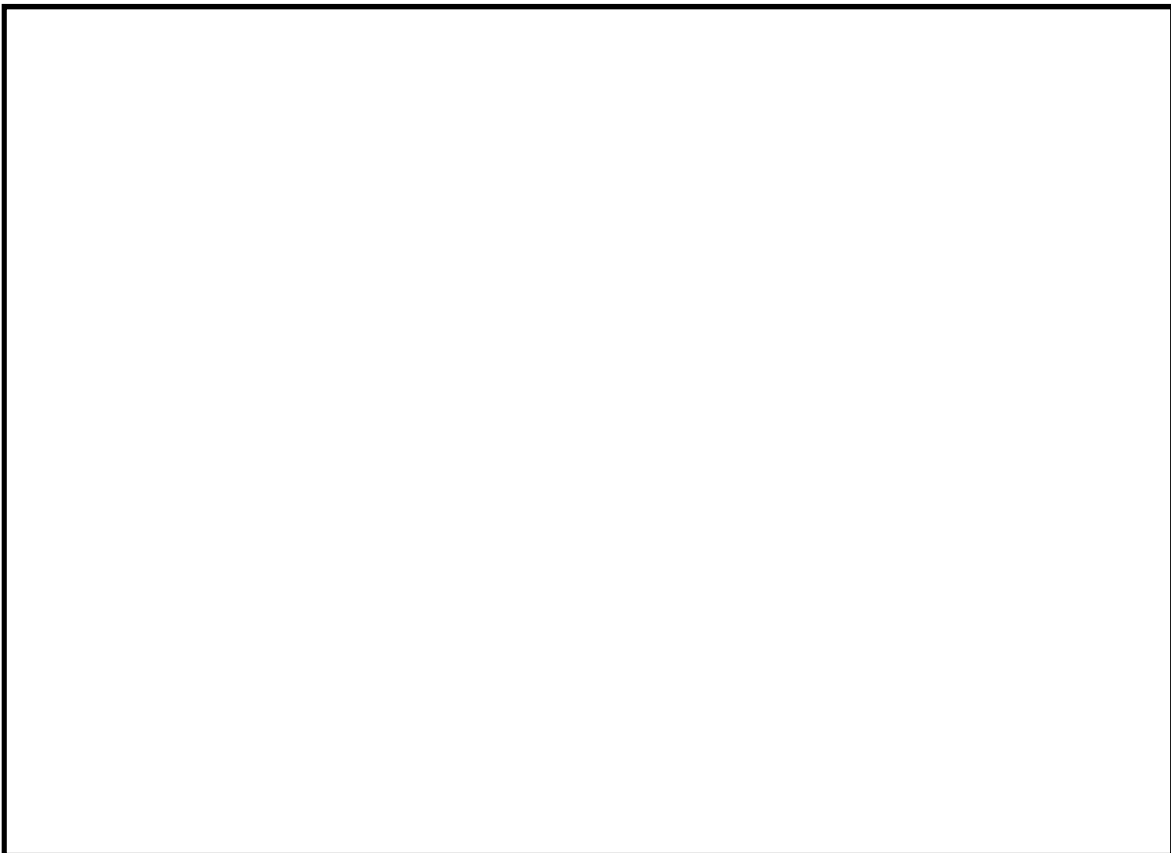


図 3. 自圧式切替弁の構造図

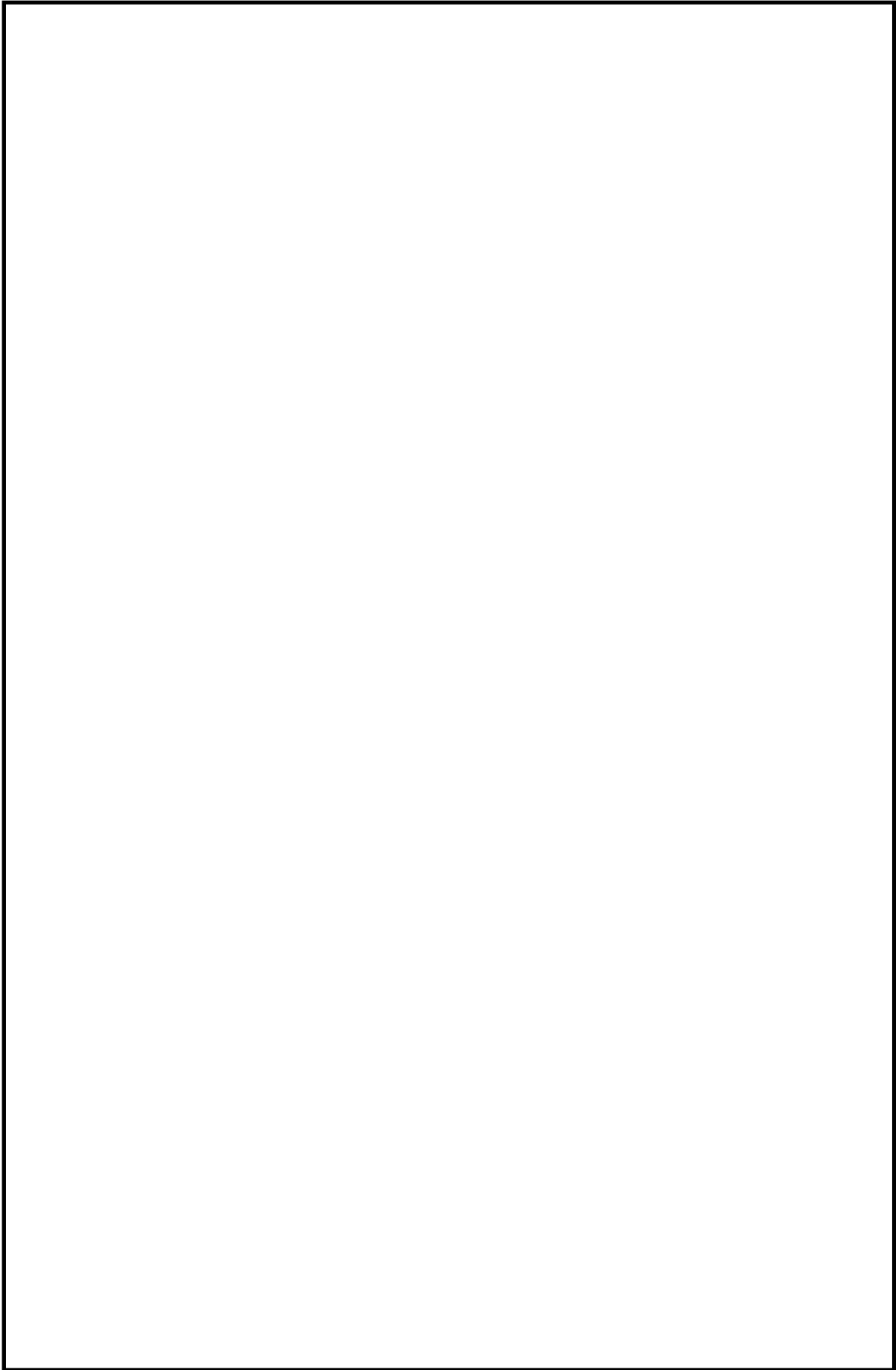


図 4. 自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図

2. SRV 用電磁弁の耐環境性能試験結果並びに今後の方針について

(1) 試験目的

SRV の機能向上させるための更なる安全対策として、高圧窒素ガス供給系及び代替 SRV 駆動装置により高圧窒素ガスを供給する際に流路となるバウンダリについて、電磁弁の作動性能に影響を与えないシール部を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良 EPDM 材に変更し、高温蒸気環境下におけるシール性能を試験により確認する。

(2) 試験体概要

試験体である SRV 用電磁弁の概要並びに改良 EPDM 材の採用箇所を図 5 に示す。

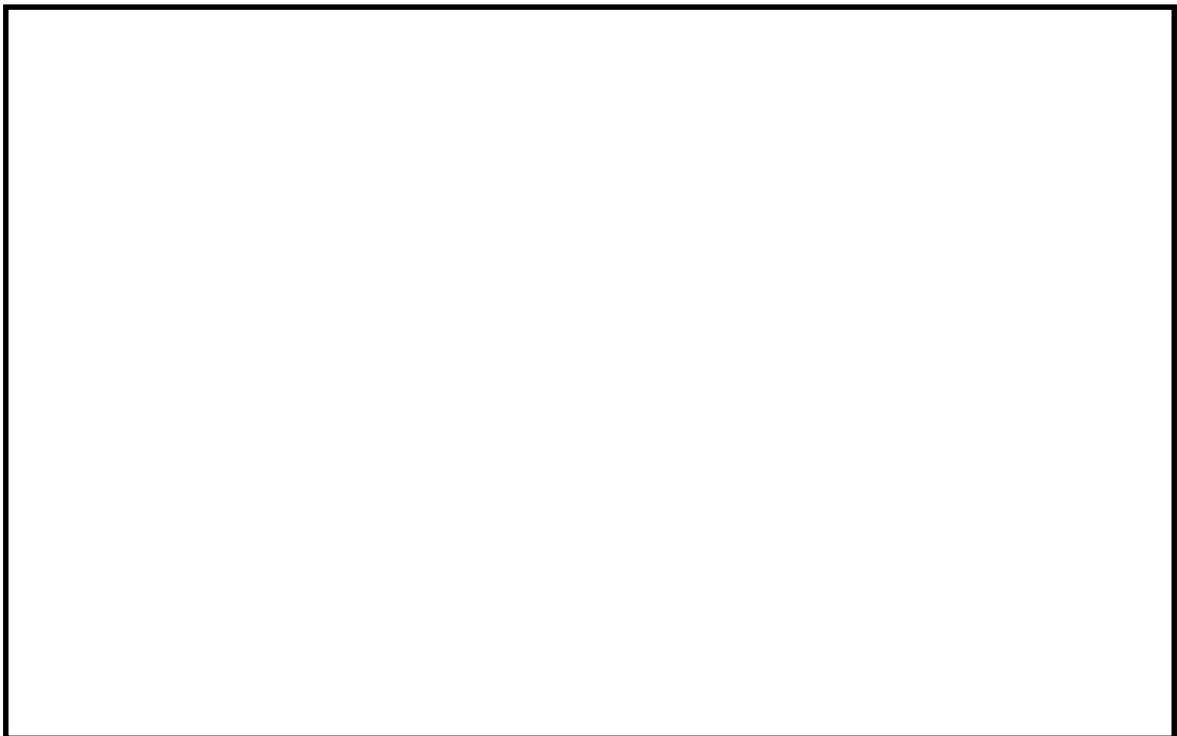


図 5 改良 EPDM 材を採用した SRV 用電磁弁概要図

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(3) 試験手順及び項目

本試験で実施する試験項目を図6に示す。

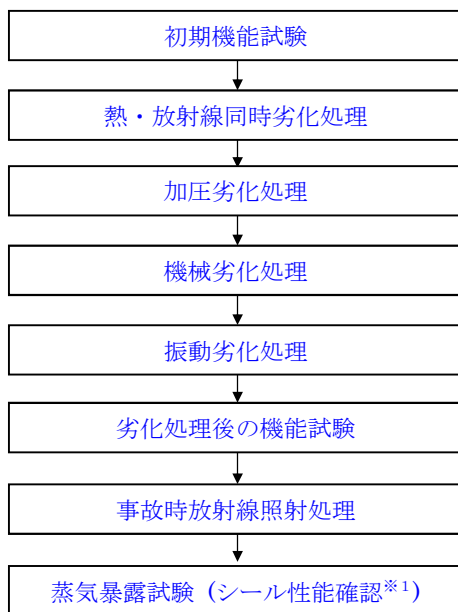


図6 試験手順及び項目

※1 シール性確認の判定基準

- ・排気(EXH)ポート側圧力に供給(SUP)ポート側圧力の漏えいが認められないこと。
- ・無励磁時の漏えい量は目標として 以下であること。

(4) 蒸気暴露試験装置概要及び蒸気暴露試験条件

本試験で使用する蒸気暴露試験装置の概要を図7に示す。また、蒸気暴露試験条件を表1及び図8に示す。



図7 蒸気暴露試験装置の概要

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

表 1 過酷事故環境試験条件

| 項目 | 条件 | | 解析結果(参考) |
|---------------|----------|---------------|--------------------------|
| 時間(経過) | 0~168 時間 | 168~175 時間 | 0~約 7 時間 ^{※2} |
| 圧力(kPa[gage]) | 710 | 854 | 150kPa 以下 ^{※3} |
| 温度(°C) | 171 | 178 | 150°C以下 ^{※4} |
| 雰囲気 | 蒸気 | 蒸気 | 蒸気割合 12%以下 ^{※3} |
| 放射線量(MGy) | | ^{※1} | 0.1MGy 以下 ^{※3} |

※1：事象発生から7日間の累積放射線量を示す。

※2：有効性評価「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱(DCH)」において、逃がし安全弁(SRV)の機能に期待する(原子炉圧力容器破損に至る)期間(事象発生から約7時間後まで)。

※3：有効性評価「DCH」における※2の期間の値。放射線量は※2の期間の累積値。

※4：有効性評価「DCH」におけるSRVの温度評価(三次元熱流動解析)結果(PCVスプレー無し。)



図 8 蒸気暴露試験条件

(5) 分解調査並びに試験結果

試験後のSRV用電磁弁を分解し、主弁及びピストン弁シート部(図5参照)シール部分について、健全品との比較調査を行った。外観及び寸法確認の結果、シート部が軟化してシール部分の凹部が僅かに変形していることが確認された。表2にシール部分の分解調査結果(主弁シート部シール部分)を示す。シート部が軟化してシール部分の凹部が僅かな変形が確認されたものの、蒸気暴露試験中において漏えいが確認されることはなく、SRV駆動部(シリンダー)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮されていることを確認した。

表 2 シール部分の分解調査結果 (主弁シート部シール部分)



(6) 今後の方針

SRV駆動部(シリンダー)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮されていることが確認されたことから、SRVの機能向上させるための更なる安全性向上対策として、代替SRV駆動装置による駆動時の高圧窒素ガス流路となるSRV用電磁弁に対して改良EPDM材へ優先的に交換し、他のSRV用電磁弁についても計画的に交換していく。

3. SRV シリンダー改良の進捗及び今後の方針について

(1) 設計方針

SRV シリンダーのシール部においては、熱によって損傷する恐れがあることから、高温蒸気環境下におけるシール性能を向上させることを目的として、シリンダーピストンの作動に影響を与えないシール部（シリンダーOリング）を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良 EPDM 材に変更する予定である。

また、従来のフッ素ゴム材を使用するピストンの摺動部においては、ピストン全開動作時に、フッ素ゴム材のシート部（ピストンOリング）の外側に改良 EPDM 材のシート部（バックシートOリング）を設置することにより、ピストンOリングが機能喪失した場合においてもバックシートOリングによりシール機能を維持することが可能となる改良を実施する予定である。

ここで、既設 SRV の概要図を図 9 に、既設シリンダー及び改良シリンダーの概要図を図 10 に示す。

なお、改良シリンダーに対しては、シリンダー単体試験、SRV 組合せ試験を実施するとともに、高温蒸気環境下におけるシリンダー漏えい試験を実施している。

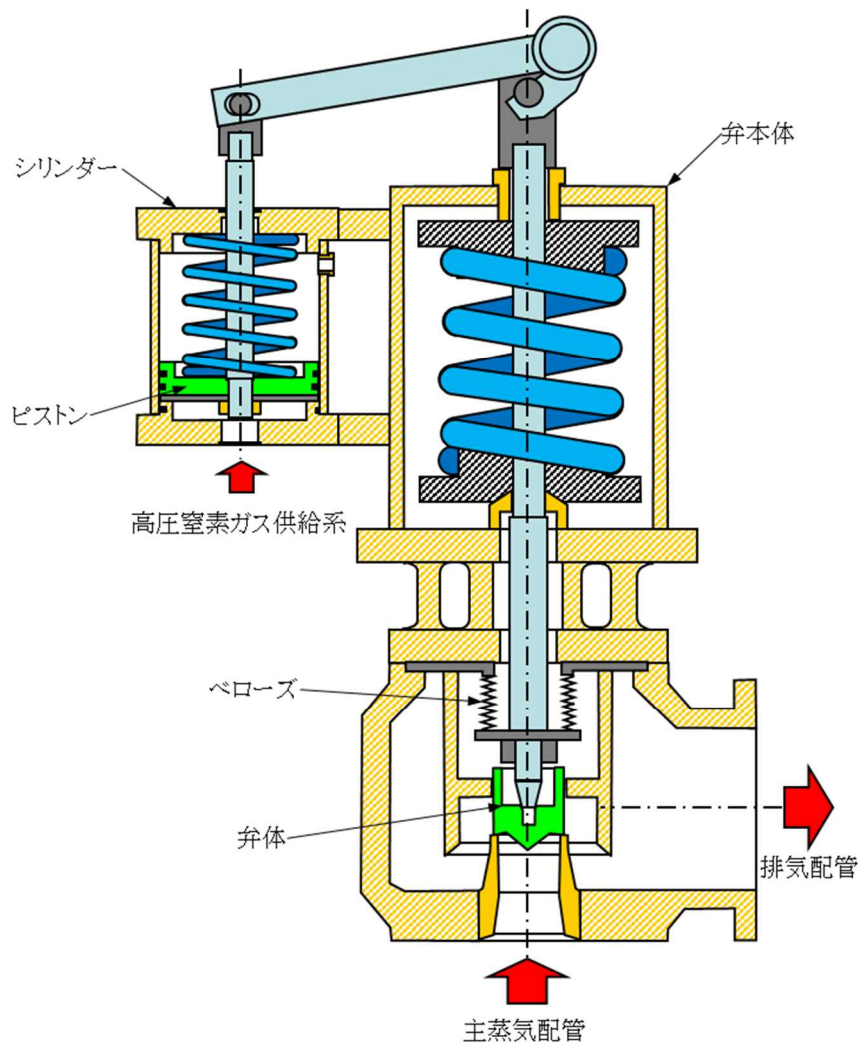


図 9. 既設 SRV の概要図

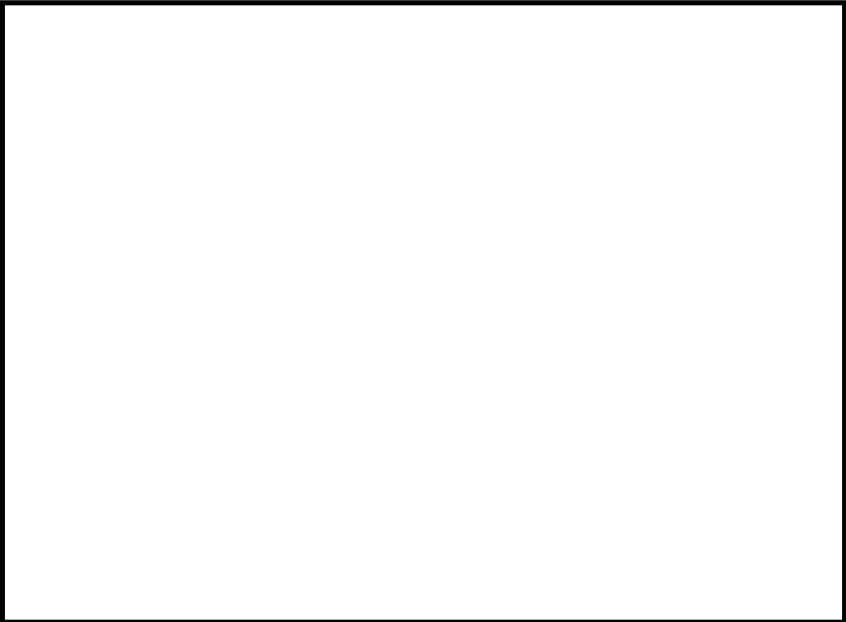
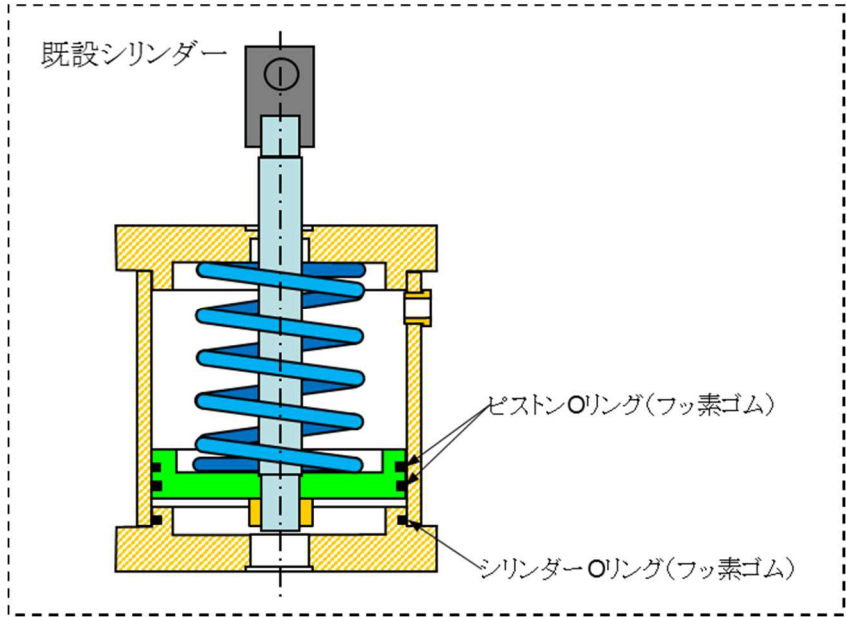


図10. 既設シリンダー及び改良シリンダーの概要図

(2) 健全性確認試験

改良シリンダーの健全性確認試験として、下記の表3に示すシリンダー単体試験、SRV 組合せ試験及び蒸気暴露試験（試験装置：図1 1，試験条件図1 2参照）を実施し、SRV 動作に対して影響がないことの確認を実施した。

表3. 改良シリンダーの健全性確認試験内容

| | 確認項目 | 試験条件 | 判定基準 | 結果 | |
|---------------|--------------------|------|--------------------------|----------|---|
| シリンダー 単体試験 | 駆動部漏えい試験 | | 漏えいがないこと | 良 | |
| | 駆動部作動試験 | | 円滑に動作すること | 良 | |
| SRV 組合せ 試験 | 最小作動圧確認試験 | | 全開操作可能なこと | 良※1 | |
| | アキュムレータ容量確認試験 | | 全開操作可能なこと | 良 | |
| | 作動試験 | | 5回全開操作※2可能なこと | 良 | |
| | 応答時間確認試験 | | 入力信号から0.2秒以内※2に全開動作可能なこと | 良 | |
| 蒸気暴露 試験 | 漏えい試験 (シリンダー単体) | | | 漏えいがないこと | 良 |

※1：最小作動圧力 MPa で動作可能なことを確認

※2：設計基準事故対処設備の ECCS 機能（ADS 機能）としての系統設計要求事項

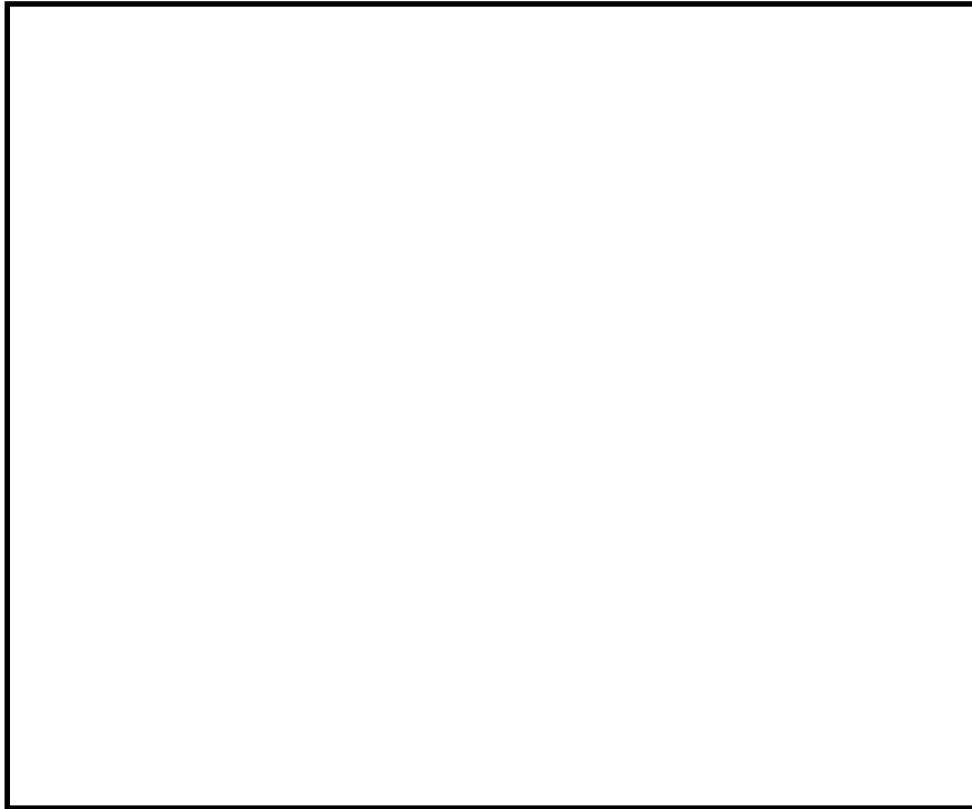


図 1 1 . 蒸気暴露試験装置の概要

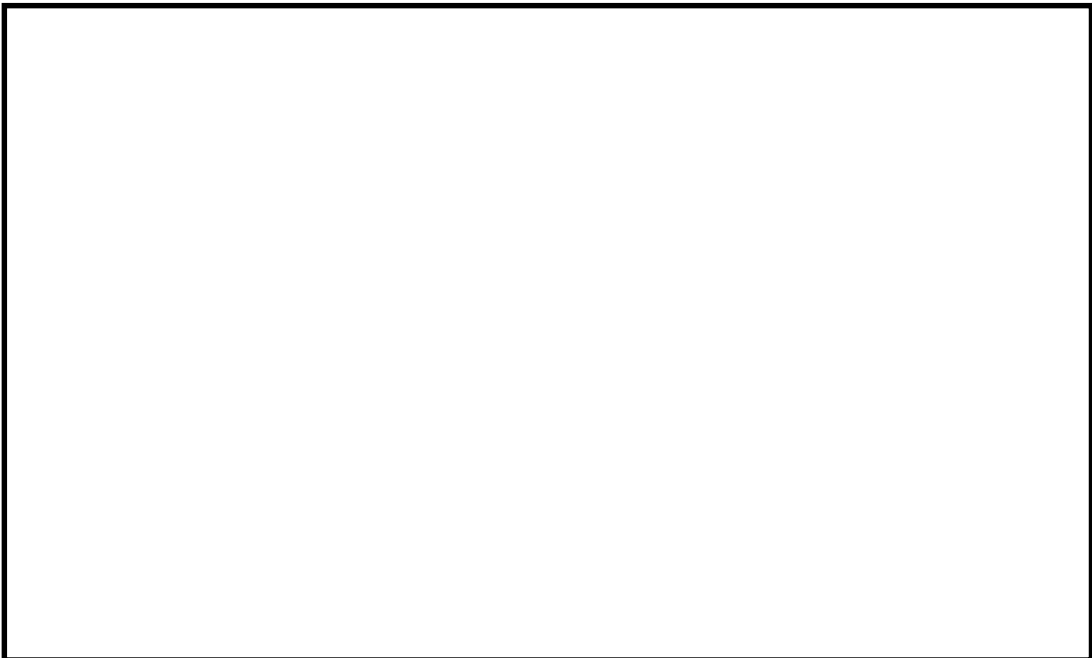


図 1 2 . 蒸気暴露試験条件

(3) 今後の方針

①耐 SA 環境性の向上

代替 SRV 駆動装置においては、SRV 用電磁弁が機能喪失した場合においても、SRV 用電磁弁の排気ポートから窒素ガスを供給することにより、SRV 全開操作が可能な設計としていることから、改良シリンダーの耐 SA 環境性の目標として図 1 3 に示す通り、格納容器の限界温度・圧力を目指す設計とする。

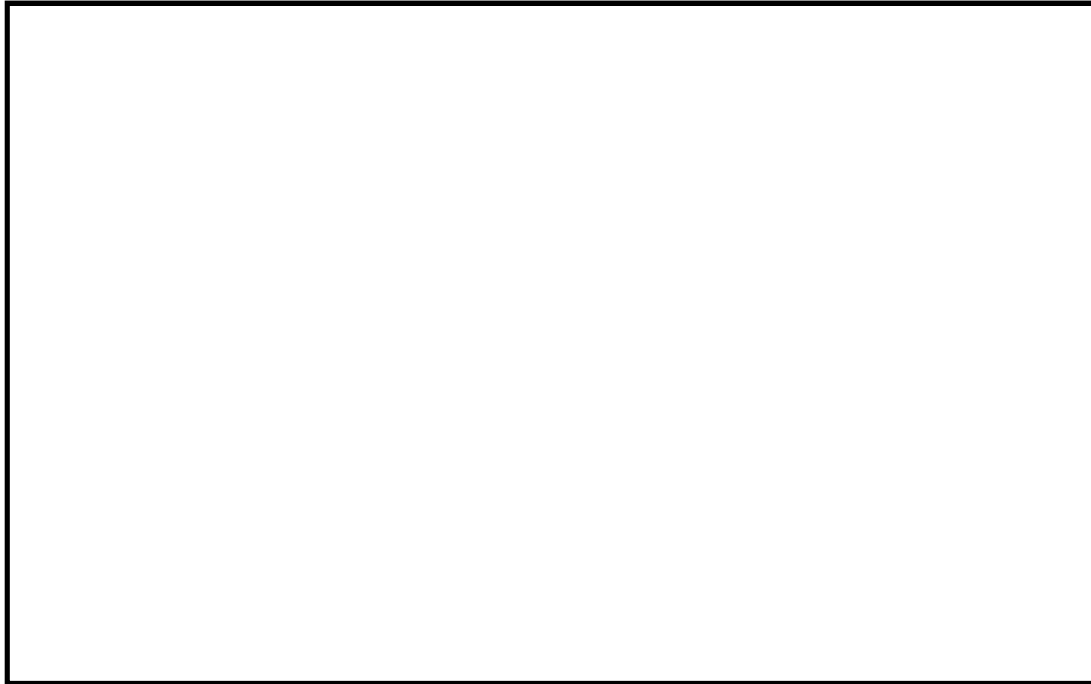


図 1 3 . 耐 SA 環境性向上の設計条件

②DB 機能に対する影響評価

SRV シリンダーの改良は、DBA 時の SRV 動作に影響を与える変更^{※1}となることから、今後、信頼性確認試験^{※2}を実施し、プラント運転に影響を与えないことを確認する予定である。

※1 : 改良シリンダーは、SRV 本体に接続するシリンダー摺動部となるピストン寸法及び重量が増加する

※2 : 信頼性確認試験の項目は機械劣化試験、放射線劣化試験、熱劣化試験、加振試験、耐震試験、水力学的動荷重試験、事故時放射線劣化試験、作動試験等となる

③スケジュール

改良シリンダー導入の今後のスケジュールとしては、SRV 本体及び試験治工具の製作がクリティカルとなり、下記の通り約 3 年を目途に進めていく予定である。

・ 200℃、2Pd の耐環境試験 : 6 ヶ月

・ 信頼性確認試験 : 36 か月 (供試体製作 (標準納期 24 ヶ月)、試験 (SRV 開発時に行った項目を全て確認した場合 : 12 ヶ月))