

島根原子力発電所 2 号炉 審査資料	
資料番号	EP-015(補)改 53
提出年月日	令和 2 年 4 月 3 日

## 島根原子力発電所 2 号炉

### 重大事故等対策の有効性評価 成立性確認

### 補足説明資料

令和 2 年 4 月

中国電力株式会社

## 目 次

1. 発電用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. 原子炉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（R C I C）の運転継続及び原子炉減圧の判断について
8. 原子炉再循環ポンプからのリークについて
9. 高圧・低圧注水機能喪失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. 取水機能喪失時の非常用ディーゼル発電設備が起動した場合の影響について
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. エントレインメントの影響について
13. サブプレッション・チェンバのスクラビングによるエアロゾル捕集効果
14. ほう素の容量について
15. 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について
16. 給水流量をランアウト流量（68％）で評価することの妥当性
17. 実効G値に係る電力共同研究の追加実験について
18. 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
19. 燃料プールゲートについて
20. 炉心損傷，原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方
21. 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
22. 有効性評価「水素燃焼」における，ドライウェル及びサブプレッション・チェンバの気体組成の推移についての補足説明

23. 最長許容炉心露出時間及び原子炉水位不明時の対応について
24. 原子炉水位及びインターロックの概要
25. ペDESTAL外側鋼板の支持能力について
26. 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
27. 大破断L O C Aシナリオ想定と異なる事象について
28. A D S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）
29. 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
30. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所
31. 逃がし安全弁の耐環境性能の確認実績について
32. 原子炉減圧に関する各種対策及び逃がし安全弁（S R V）の耐環境性能向上に向けた今後の取り組みについて
33. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について
34. 原子炉圧力容器の破損位置について
35. 逃がし安全弁（S R V）出口温度計による炉心損傷の検知性について
36. 炉心損傷前に発生する可能性がある水素の影響について
37. 溶融炉心落下位置がペDESTALの中心軸から外れ、壁側に偏って落下した場合の影響評価
38. 使用する格納容器フィルタベント系の除去効果（D F）について
39. ジルコニウム（Zr）-水反応時の炉心損傷状態について
40. 燃料プール水の沸騰状態継続時の鉄筋コンクリートへの熱影響について
41. 有効性評価解析条件の見直し等について
42. 有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧について
43. 有効性評価における先行プラントとの主要な相違点について
44. ベント実施までの格納容器スプレイの運用について
45. 原子炉満水操作の概要について
46. 9×9燃料で評価することの代表性について

47. 自動減圧機能及び代替自動減圧機能の論理回路について
48. T B P 対策の概要について
49. I - 1 3 1 の追加放出量の設定について
50. 原子炉隔離時冷却系の水源の違いによる解析結果への影響について
51. 逃がし安全弁吹出量の影響について
52. 島根 2 号炉の原子炉中性子計装系の設備概要について
53. 事故シーケンスグループの分類及び重要事故シーケンスの選定に係る考え方の整理について
54. 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）における事象発生 10 時間後までの格納容器圧力等の推移について
55. T R A C G コードの A T W S 解析への適用例
56. S C A T コードの保守性について
57. 外圧支配事象における燃料被覆管の健全性について
58. 原子炉停止機能喪失における起因事象について
59. 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）における解析上の除熱条件の設定について
60. 原子炉隔離時冷却系による注水時の原子炉圧力挙動について
61. 原子炉隔離時冷却系による原子炉水位維持における運用と解析条件について
62. 中小破断 L O C A における対策の有効性について
63. 外部電源有無による評価結果への影響について
64. L O C A 時注水機能喪失における急速減圧時の弁数による影響について
65. L O C A 時注水機能喪失における燃料被覆管温度ノード間比較
66. 有効性評価における解析の条件設定について
67. S A F E R における燃料集合体の出力分布の設定について
68. I S L O C A 時における屋外への蒸気排出条件について
69. 燃料プールの監視について
70. I S L O C A 時の冷却水から気相への放射性物質の放出割合について

71. 島根2号炉におけるプレコンディショニングの実施状況と非常用ディーゼル発電機の故障率について
72. 高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系の水源について
73. インターフェイスシステムLOCA発生時の検知手段について
74. 炉心損傷前に格納容器代替スプレイを実施した場合の影響について
75. 高圧・低圧注水機能喪失における炉心下部プレナム部のボイド率の推移の詳細について
76. 崩壊熱除去機能喪失の事故シーケンスグループのうち大破断LOCAを起因とした事故シーケンスについて
77. 炉心損傷防止TB及びTWシナリオにおける原子炉急速減圧時の弁数の見直しについて
78. 原子炉隔離時冷却系及び高圧原子炉代替注水系における注水時の原子炉圧力挙動の差異について
79. 放射線防護具類着用の判断について
80. 原子炉ウェル注水について
81. 共通要因故障を考慮した低圧原子炉代替注水系の実現性及びコントロールセンタ切替手順について
82. サプレッション・チェンバ薬剤注入について
83. 格納容器ベント実施基準の変更に伴う希ガスによる被ばく評価結果への影響について
84. 損傷炉心による炉心シュラウドへの影響について
85. 残留熱代替除去系の格納容器スプレイ流量について
86. 外部水源を用いた総注水量の制限値について
87. ペDESTAL注水手順及び注水確認手段について
88. 格納容器スプレイによるペDESTALへの流入経路について
89. 溶融炉心の堆積高さの評価に関する考え方について
90. 水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について

91. ペDESTAL/ドライウエル水位の推移とペDESTAL/ドライウエル底部の状態について
92. ドライウエルクーラの使用を仮定した場合の格納容器除熱効果について
93. デブリが炉外へ放出される場合と炉内に留まる場合の原子炉格納容器内の気体組成と水素燃焼リスクへの影響
94. 有効性評価における格納容器内の水素及び酸素排出等について
95. コリウムシールドスリット内に熔融デブリが流入した場合の熱伝導解析
96. 水の放射線分解における $\alpha$ 線の影響について
97. 格納容器除熱に関する基準の変更について
98. 燃料プール水位（S A）の常時監視について
99. 格納容器ベント実施時のサプレッション・プール水位の不確かさについて
100. ベントが2 P dまで遅延した場合のC s放出量への影響について
101. 格納容器ベント開始時間見直しに伴う操作の成立性への影響について
102. 格納容器ベントに伴う一時待避中の給油作業中断が重大事故時の対応に与える影響について
103. 復旧班要員による連続作業の成立性について
104. 原子炉注水手段がない場合の原子炉手動減圧タイミングと減圧弁数の関係性について
105. 熔融炉心が原子炉圧力容器の偏心位置から落下し円錐状に堆積した場合の熔融炉心の冠水評価について
106. Z r O<sub>2</sub>耐熱材の侵食開始温度の設定について

下線は、今回の提出資料を示す。

## 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

原子炉への注水手段がなく原子炉圧力容器の破損に至るおそれがある場合には、原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧を実施する必要がある。この際、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するために原子炉減圧を遅らせ、シュラウド内の原子炉水位計（燃料域）で原子炉水位が「燃料棒有効長底部より燃料棒有効長の20%高い位置」（以下、「BAF+20%」という）を下回った場合に自動減圧機能付き逃がし安全弁2個で原子炉の減圧を実施する手順としている。

減圧を実施する水位及び弁の個数については、以下の評価結果を基に決定している。

### (1) 原子炉手動減圧のタイミングについて

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、溶融炉心、水蒸気及び水素ガスの急速な放出に伴い原子炉格納容器に熱的・機械的な負荷が加えられることを防止するため、原子炉圧力容器破損までに逃がし安全弁の手動開操作により原子炉減圧を実施し、原子炉冷却材圧力を2.0MPa [gage]以下に低減する必要がある。

しかしながら、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するという観点で原子炉減圧を遅くする一方で、原子炉圧力容器破損のタイミングが見通せない中で運転員による手動操作が必要な状況下であることを踏まえると、到達予測が容易である原子炉水位で判断することが妥当とした。なお、原子炉水位が低下し燃料棒有効長底部（以下、「BAF」という）を下回った以降、原子炉減圧を実施した場合には、SA事象進展等に対して以下の悪影響が考えられる。

- ・ 原子炉水位計（燃料域）による水位確認が不可となる。
- ・ 燃料がヒートアップした後の減圧となるため、水素発生量が増加する。
- ・ 水素発生量の増加により反応熱が増加し、原子炉圧力容器破損タイミングが早くなる。
- ・ 減圧から原子炉圧力容器破損の時間が短く、高圧破損のリスクが上昇する。
- ・ 水素発生量の増加および原子炉圧力容器破損の早期化により、原子炉格納容器過圧・過温破損を防止するためのマネジメントの時間余裕が短くなる。

これらを踏まえ、原子炉への注水手段がない場合の原子炉手動減圧のタイミングを検討するため、原子炉水位が「原子炉水位低（レベル1）」（以下「L1」という。）に到達後10分から60分までのそれぞれのタイミングで減圧する場合の解析を実施し、水素の積算発生量<sup>\*1</sup>を評価した。減圧に用いる自動減圧機能付き逃がし安全弁の弁の個数は、6個（自動減圧機能付き逃がし安全弁全弁）で実施されるものとした。

評価結果を第1表、第1図及び第2図に示す。水素の積算発生量については、L1到達後40分後と50分後の間に大きな差が表れた。

この評価結果から、酸化反応（ジルコニウム-水反応）が活発になる前の、L1到達後40分後までに減圧を実施することが望ましいと判断した。

なお、第1表の自動減圧機能付き逃がし安全弁6個での原子炉減圧の結果及び第2表の自動減圧機能付き逃がし安全弁2個及び1個での原子炉減圧の結果について、10分、20分、30分、40分のタイミングで多少の増減（ばらつき）を示しているものの、50分後と60分後の間に大きな差が生じるのはこのばらつきの影響ではなく、炉心形状が維持されている段階での炉心のヒートアップのタイミングに大量の蒸気が通過することによるものであると考えられる。このため、10分、20分、30分、40分での水素発生量の多少のばらつきは本結論に影響を与えるものではない。

※1 事象が安定した時点である事象発生から3時間後までの積算量。

なお、3時間以降の水素量の増加はない。

## (2) 原子炉手動減圧に用いる弁の個数について

第2表及び第7図から第10図より、(1)で判断した原子炉手動減圧を実施するタイミング（L1到達後40分）近辺の減圧タイミングに着目すると、自動減圧機能付き逃がし安全弁1個の場合の水素発生量が大きくなっている。また、減圧時の炉内蒸気流量の観点では、自動減圧機能付き逃がし安全弁6個の場合よりも自動減圧機能付き逃がし安全弁2個の方が、炉内蒸気流量が小さいことから、燃料被覆管にかかる荷重が小さいものとする。なお、低圧注水がある場合、水位回復の観点から早めに減圧すべきであるが、低圧注水がない場合には、注水ができない状況であってもできるだけ燃料破損を遅らせる観点から減圧に用いる弁数は少ない方が望ましい。

水素発生量については、減圧が遅くなるほど蒸気量は小さくなるが炉心ヒートアップは進むこともあり、減圧時間が遅い方が水素発生量が多くなる傾向となっている。

水素発生量を抑えつつ、燃料被覆管の荷重を低く抑える観点から、減圧時に開放する適切な弁数は2個と判断した。ただし、仮に減圧操作が遅れ水素ガスが多く発生したとしても、450kg程度であれば、原子炉過圧破損の観点から原子炉格納容器圧力への影響は過大ではないと考える。

減圧完了までの時間については、第3図から第6図に示すとおり、弁の個数が少ないほど長くなるが、いずれの場合も原子炉圧力容器内破損までの時間に対しては十分な余裕があるため、原子炉圧力容器破損時の熔融炉心落下量など、原子炉圧力容器破損後の事象進展に与える影響は小さい。

以上から、原子炉手動減圧の際に開放する弁数は逃がし安全弁2個とした。



(3) 原子炉手動減圧を実施する水位について

上記評価結果より、原子炉手動減圧をL1到達後50分後以降に実施する場合に水素の積算発生量の顕著な増加が見られること、また、減圧をL1到達後10分から40分の間で実施する場合には水素の積算発生量に有意な傾向が確認されないことを踏まえ、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待する観点から、原子炉減圧はL1到達後40分で実施するものとし、判断基準としてはこのタイミングに相当する原子炉水位を用いることとした。原子炉水位低(レベル1)から40分後の原子炉水位を評価すると、原子炉水位はBAF+20%程度であることから、これを減圧実施の水位とした。仮に原子炉水位がBAF+20%で減圧操作できなかった場合でも、BAFに到達するまでに約30分間の時間余裕があり、また、原子炉急速減圧操作は原子炉水位の低下傾向を監視しながらあらかじめ準備が可能であることから、操作の不確かさはない。

なお、海外における同様の判断基準を調査した結果、米国の緊急時操作ガイドライン(EPG)<sup>[1]</sup>の例では、不測事態の蒸気冷却の手順において、原子炉へ注水できない場合の原子炉減圧の判断基準をBAF+70%程度としていることを確認した。これはBAF+70%程度よりも原子炉水位が高い状況では、注水が無くかつ原子炉減圧していない状態でも、冠水部分の燃料から発生する蒸気により露出部分の燃料を冷却できると判断しているものと推定される。当社の判断基準は、米国の例との差異はあるものの、上述の評価結果を踏まえ蒸気冷却効果、水素発生量及び被覆管に対する負荷の観点から定めているものであり、妥当であると考ええる。

(4) 原子炉水位の確認手段について

原子炉水位は原子炉水位計(燃料域)によって確認し、第11図に示す補正曲線を用いて原子炉圧力に対する補正を行いBAF+20%を判断する。高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱において、原子炉水位がBAF+20%に到達する時点(事象発生から約1時間後)では、原子炉圧力容器内の気相部温度は飽和温度を超えているが、ドライウェル内の気相部温度は約77℃であり、第12図に示す水位不明判断曲線の水位不明領域に入っていないことから、原子炉水位計の凝縮槽内の水位は維持され、原子炉水位計による原子炉水位の確認は可能と考える。

また、仮に水位不明となった場合は急速減圧を実施する手順となっており、同等の対応となることから、運転員の対応に影響はない。

なお、原子炉水位計の凝縮槽内の水位を確認する手段として、凝縮槽表面の気相部と液相部に温度計を設置することとしており、気相部と液相部に温度差がある場合には、凝縮槽内の水位が維持されており、また、気相部と液相部に温度差がない場合には、凝縮槽内の水が蒸発し、水位不明となっていることを判断することが可能である。

(5) 原子炉手動減圧に用いる逃がし安全弁の選定について

原子炉注水機能喪失時の原子炉手動減圧に用いる逃がし安全弁は、以下に示す条件を考慮し「B弁」及び「M弁」を選定している。

- ・自動減圧機能及び代替自動減圧機能を有する弁とし、本機能が作動した場合に必要な以上の逃がし安全弁が開としないようにする。
- ・過熱蒸気による逃がし安全弁損傷防止の観点から、開放する弁は可能な限り離隔させる。(第13図)
- ・残留熱除去系の機能喪失防止の観点から、開放する弁は残留熱除去系ストレーナから可能な限り離隔させる。(第14図)
- ・サプレッション・プール水温度の上昇を均一にするため、可能な限り離れた排気管の位置の弁とする。(第14図)

第14図に示すとおり、「B弁」と「M弁」の排気ラインは比較的近接しているが、サプレッション・プール水量(2800m<sup>3</sup>)を勘案すると原子炉からの蒸気凝縮は十分可能である。サプレッション・プールへの熱影響の観点からは、「B弁」と「M弁」の排気ラインは比較的近接しているが、重大事故対応における悪影響を考慮し、その他の条件を全て満たす弁を選定している。

[参考文献]

- [1] “ABWR design Control Document[Tier 2, Chapter 18 Human Factors Engineering]”, GE Nuclear Energy, Mar., 1997

第1表 原子炉減圧のタイミングに関する評価結果  
(自動減圧機能付き逃がし安全弁6個で減圧した場合)

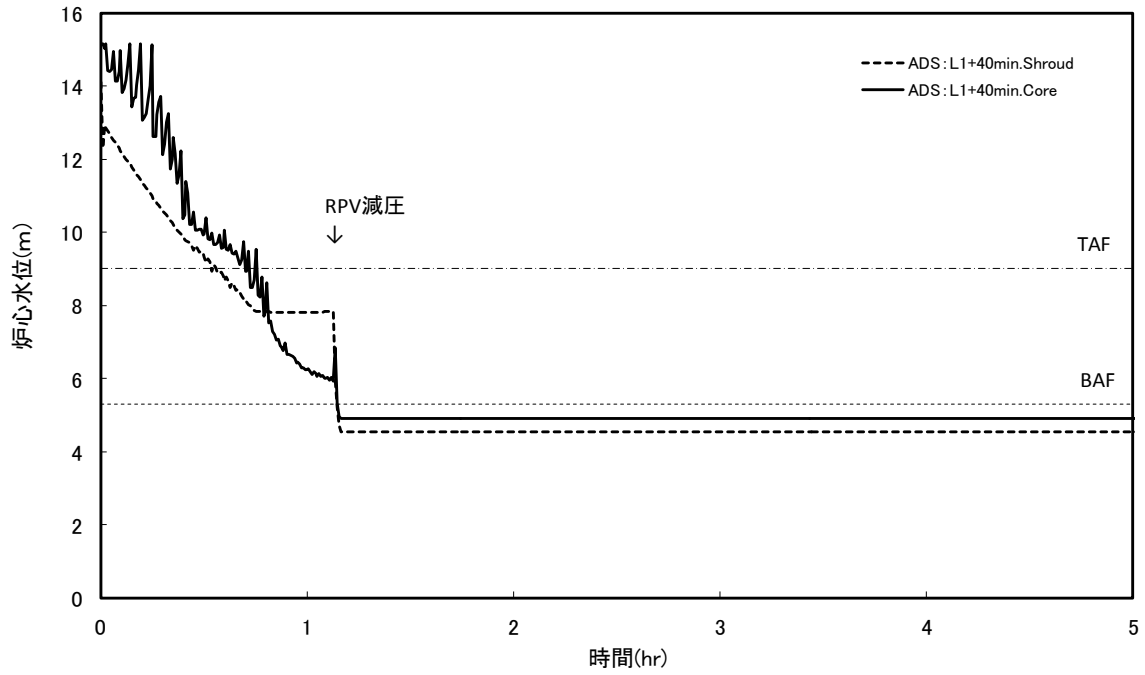
原子炉水位低 (レベル1) 到達後の時間遅れ	10分	20分	30分	40分	50分	60分
積算水素発生量 (3時間後まで) [kg]	70	70	70	80	350	310

第2表 減圧弁数に関する評価結果

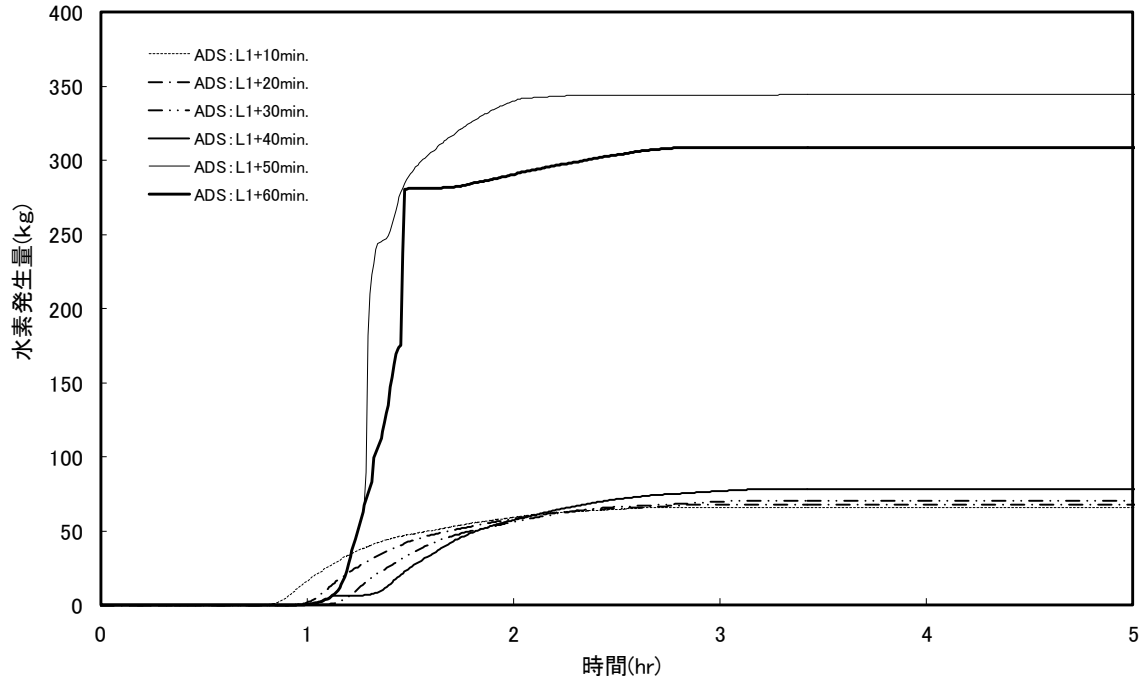
減圧弁数	L1到達後の 時間遅れ[分]	原子炉水位 (燃料域)の目安	積算水素発生量 (3時間後まで) [kg]	被覆管への 荷重*
自動減圧機 能付き逃が し安全弁 6個	10	BAF+121%	70	130
	20	BAF+69%	70	110
	30	BAF+29%	70	130
	40	BAF+18%	80	150
自動減圧機 能付き逃が し安全弁 2個	10	BAF+121%	140	80
	20	BAF+69%	130	70
	30	BAF+29%	140	60
	40	BAF+18%	160	100
自動減圧機 能付き逃が し安全弁 1個	10	BAF+121%	200	60
	20	BAF+69%	200	50
	30	BAF+29%	220	30
	40	BAF+18%	380	30

\* 原子炉減圧時の最大炉内蒸気流量[kg/s]

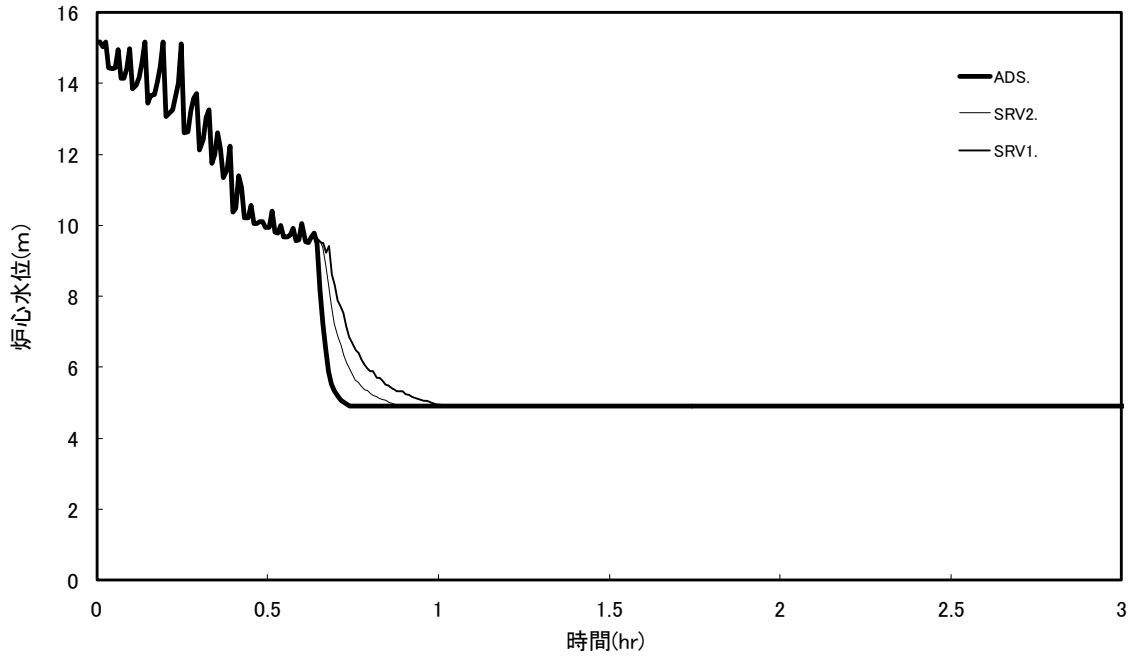
(減圧時に燃料被覆管が受ける荷重としては、燃料被覆管内外の圧力差による応力等が考えられ、蒸気流量の増加とともに大きくなると考えられることから、加わる荷重の指標として蒸気流量を参考としている。)



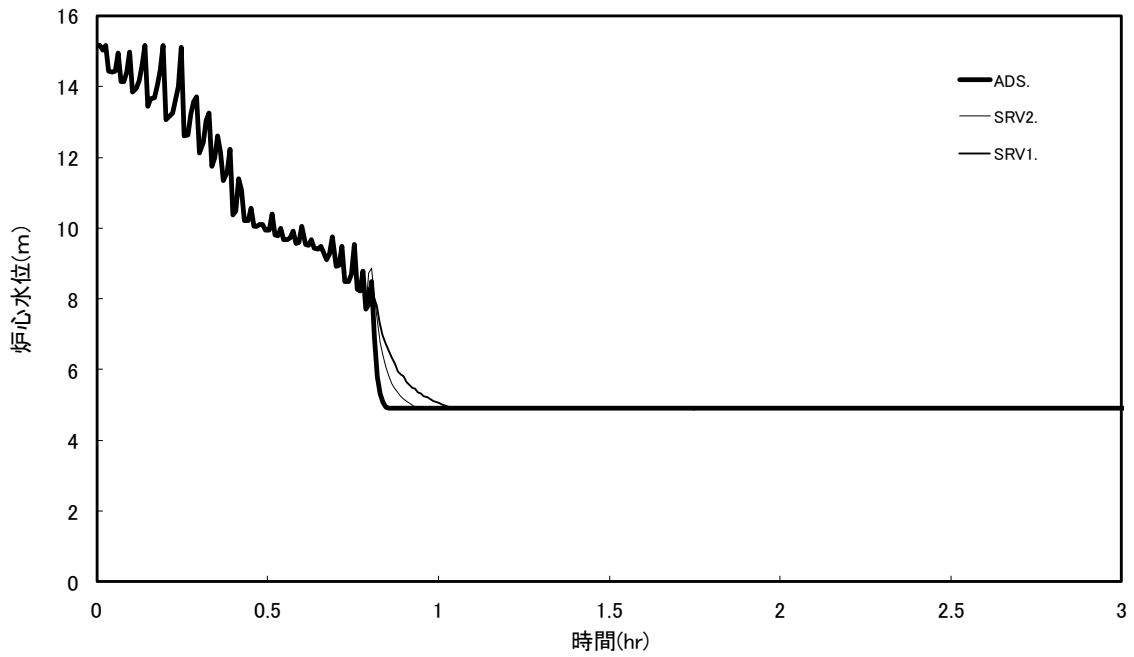
第1図 原子炉水位の時間変化  
(自動減圧機能付き逃がし安全弁全弁 (6個))



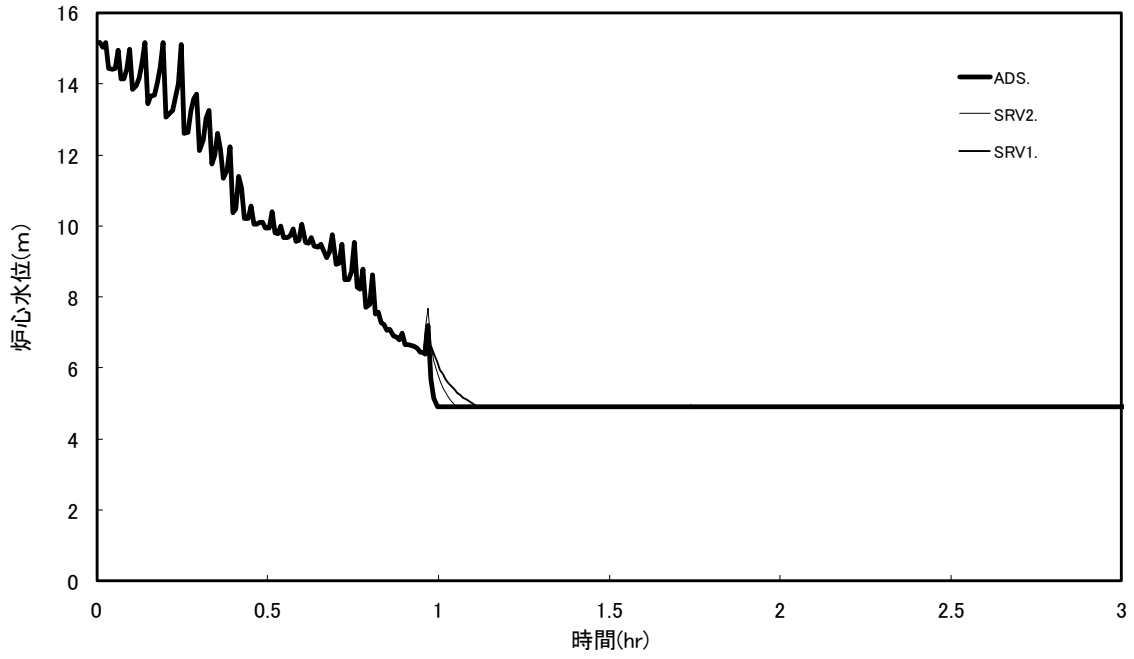
第2図 積算水素発生量の時間変化  
(自動減圧機能付き逃がし安全弁全弁 (6個))



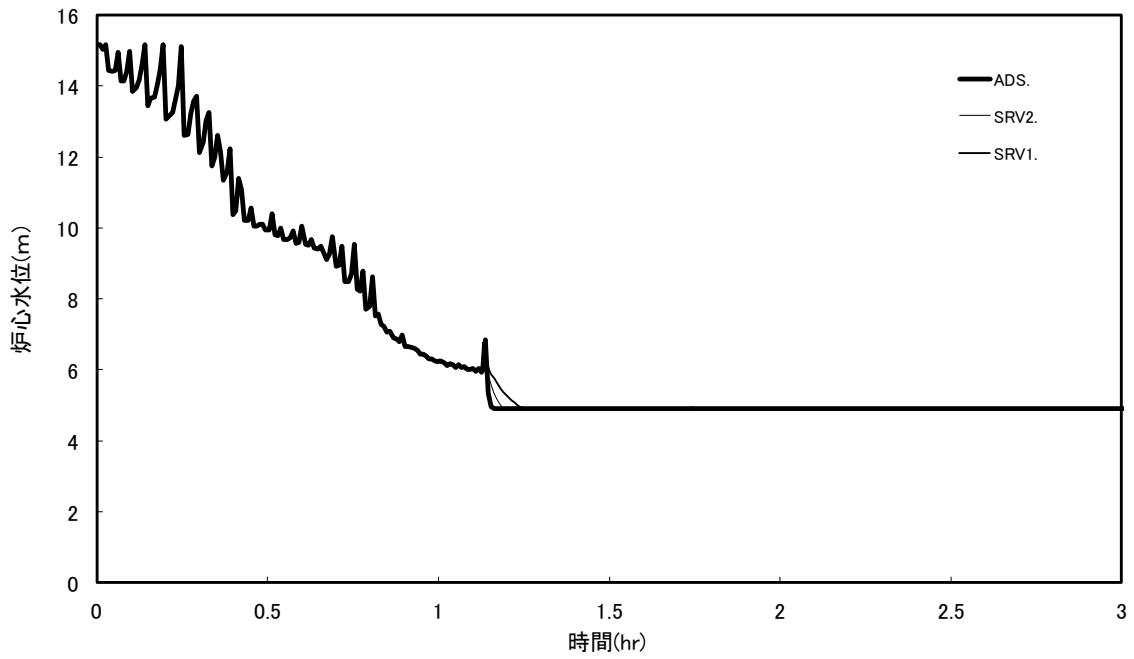
第3図 原子炉水位の時間変化  
(L 1 +10 分で減圧)



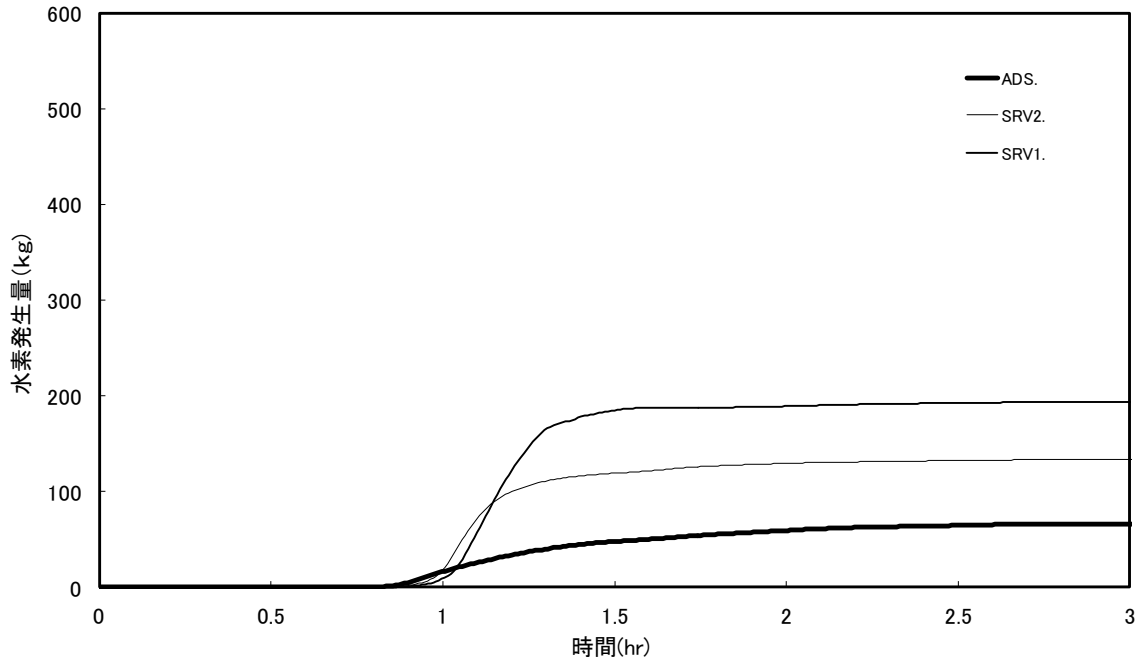
第4図 原子炉水位の時間変化  
(L 1 +20 分で減圧)



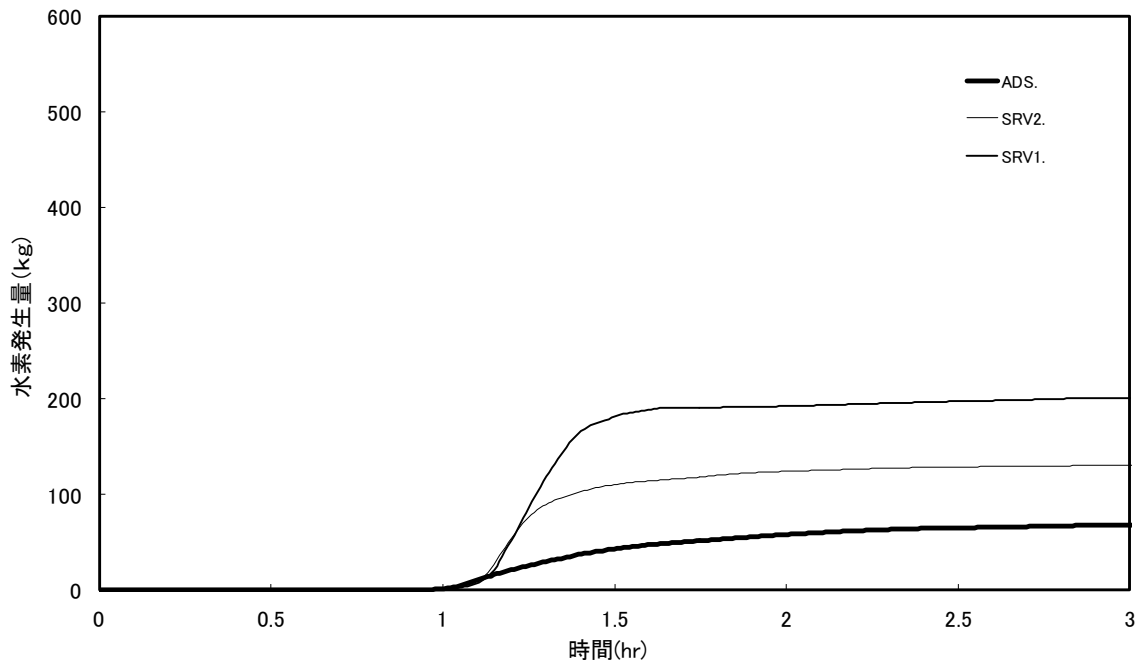
第5図 原子炉水位の時間変化  
(L 1 +30 分で減圧)



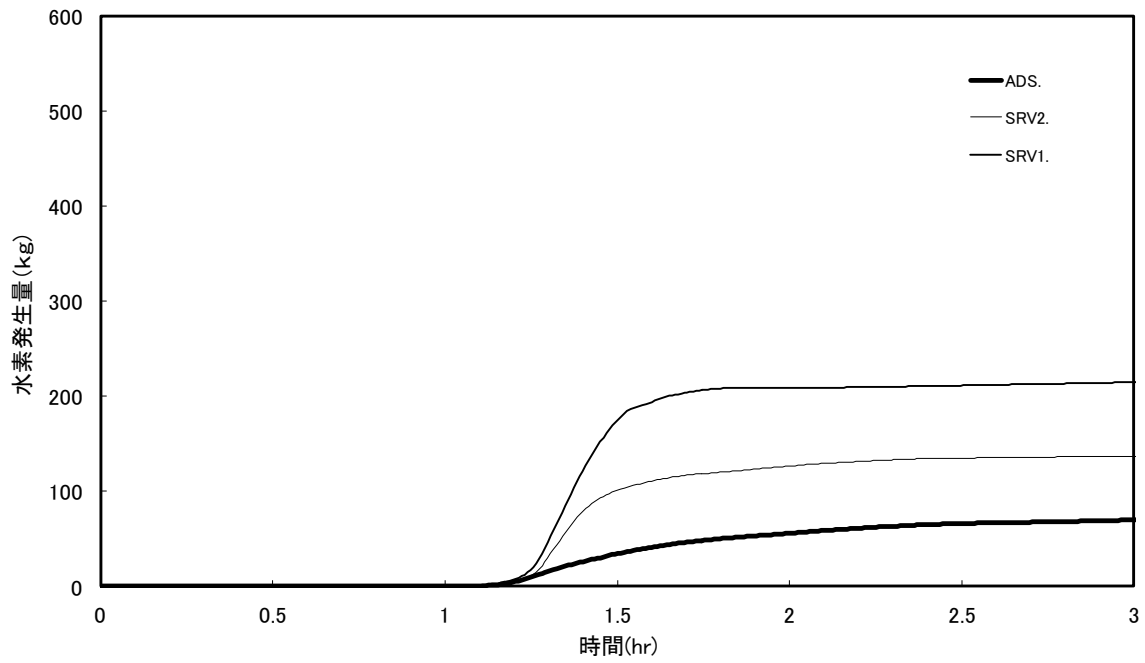
第6図 原子炉水位の時間変化  
(L 1 +40 分で減圧)



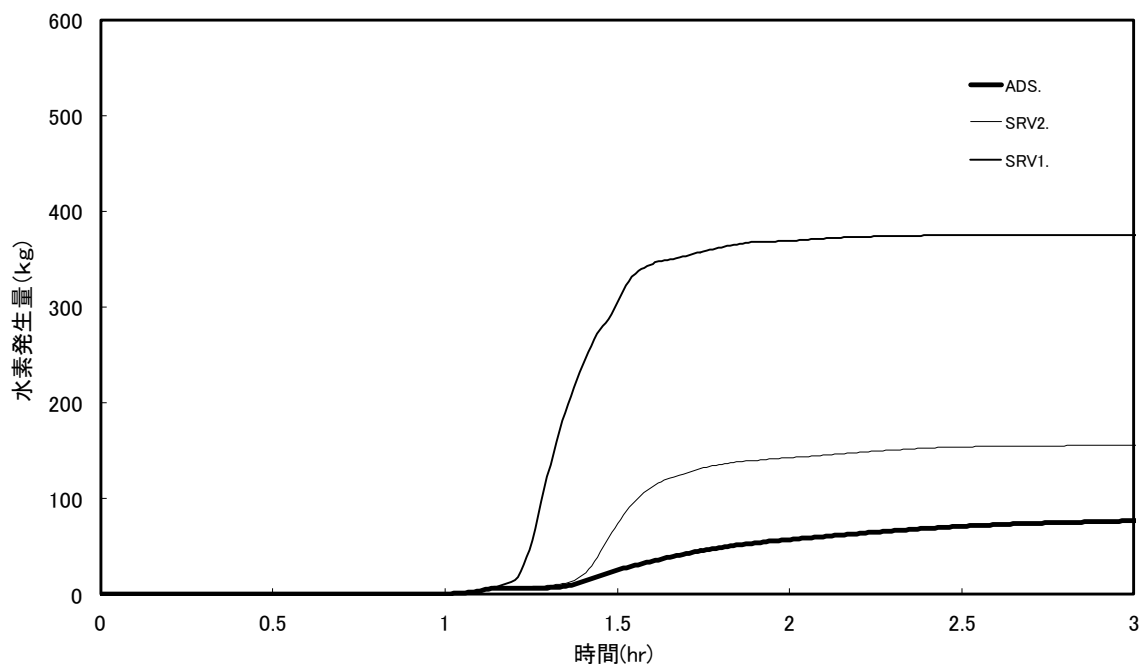
第 7 図 積算水素発生量の時間変化  
(L 1 +10 分で減圧)



第 8 図 積算水素発生量の時間変化  
(L 1 +20 分で減圧)

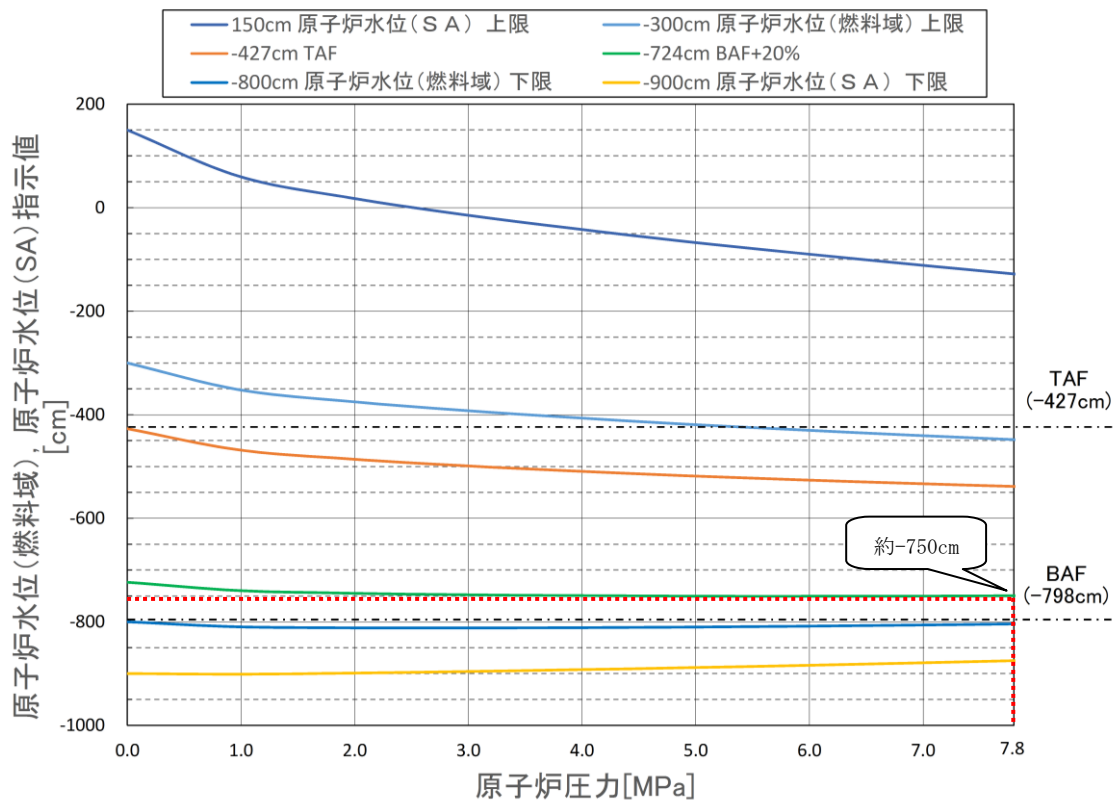


第 9 図 積算水素発生量の時間変化  
(L 1 +30 分で減圧)



第 10 図 積算水素発生量の時間変化  
(L 1 +40 分で減圧)



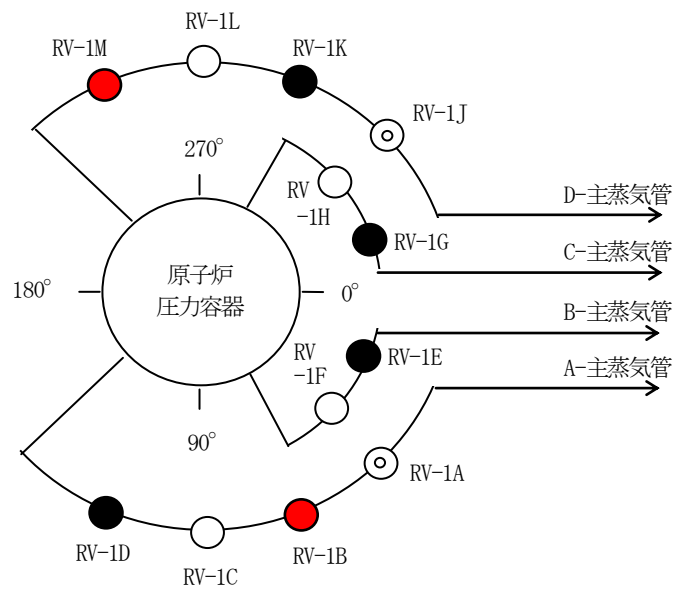


第 11 図 原子炉水位（燃料域）及び原子炉水位（S A）補正曲線



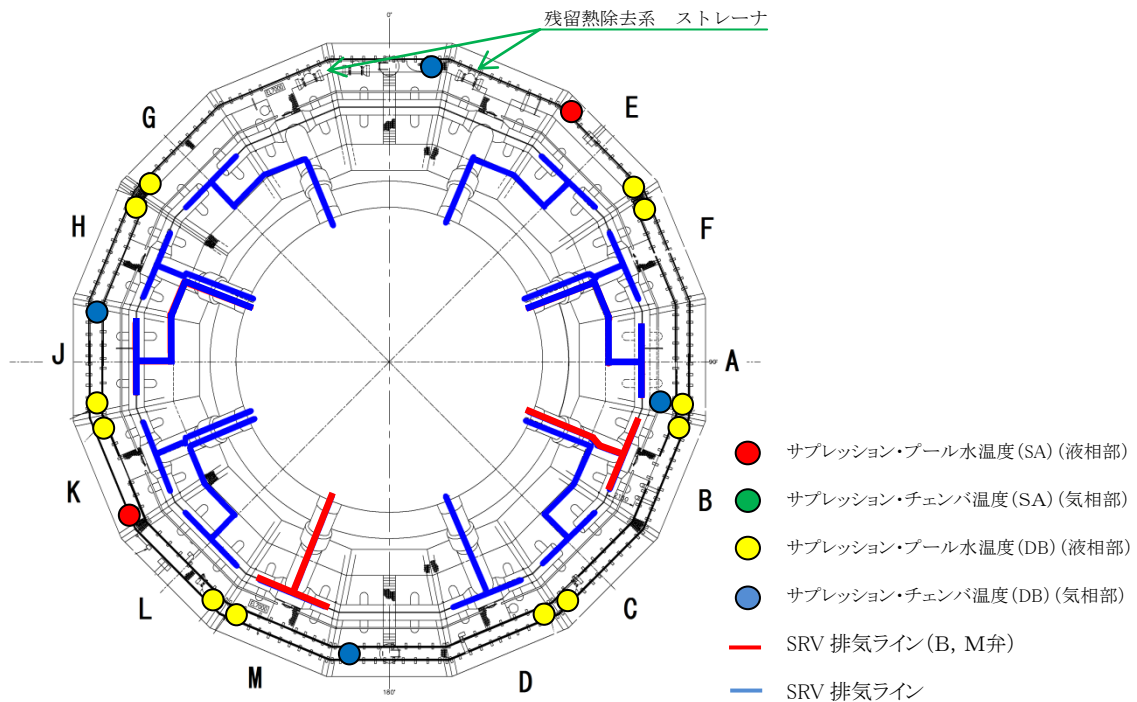
第 12 図 水位不明判断曲線

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



- 凡例
- : 逃がし安全弁  
(自動減圧機能+逃がし弁機能)
  - : 逃がし安全弁  
(逃がし弁機能)
  - ⊙ : 逃がし安全弁  
(逃がし弁機能+逃がし安全弁窒素ガス代替供給系)

第 13 図 逃がし安全弁の配置図



第 14 図 サプレッション・チェンバ内の逃がし安全弁排気管の配置図

### 13. 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

「添付資料 3.1.3.3」で評価している“雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時における格納容器フィルタベント系を用いた場合のCs-137の放出量”は、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状の放射性物質の捕集についても期待しており、その捕集効果はMAAPコード内(SUPRA評価式)で考慮している。

事故発生後サプレッション・プール水は沸騰するが、沸騰時には気泡中の水蒸気凝縮に伴う除去効率の向上が見込めないため、捕集効果に影響を及ぼす可能性がある。

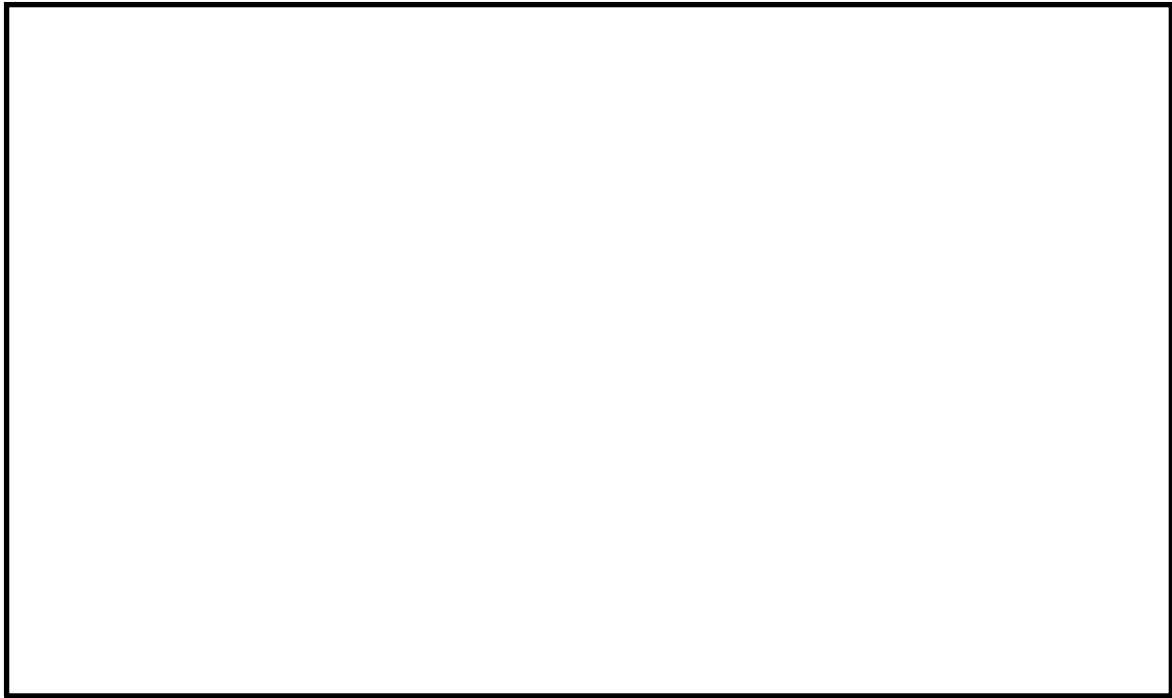
ここでは、サプレッション・プール水の沸騰による、捕集効果への影響について検討を行った。

#### 1. スクラビング時のサプレッション・プール水の状態

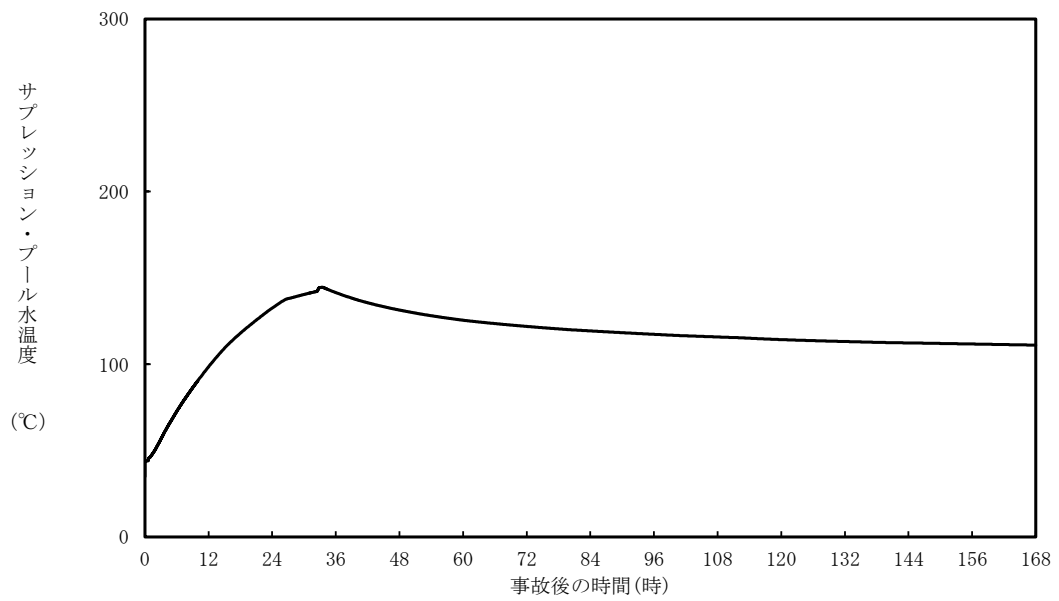
事故発生後、CsI及びCsOHは原子炉圧力容器から原子炉格納容器内気相部へ移行し、また、その大部分は原子炉格納容器内液相部に移行する。MAAP解析により得られた原子炉格納容器内液相部中のCsI及びCsOHの存在割合の時間推移を第1図に、サプレッション・プール水温の時間推移を第2図に示す。

第1図より、初期のブローダウンによるスクラビングの効果等により、CsI及びCsOHの大部分が初期の数時間で液相部へと移行することが分かる。また、第2図より、最初の数時間においては、サプレッション・プール水温は未飽和状態であり、沸騰は起きていないことがわかる。すなわち、サプレッション・プールでスクラビングされる大分部のCsI及びCsOHは、最初の数時間で非沸騰状態下でのその効果を受け、残りの少量のCsI及びCsOHが沸騰状態下でのスクラビングを受けることになる。

このことから、サプレッション・チェンバの総合的な捕集効果に対しては、沸騰条件下でのスクラビング効果の影響よりも、非沸騰状態下でのスクラビング効果の影響の方が支配的になると考えられる。



第1図 原子炉格納容器内液相部中の存在割合



第2図 サプレッション・プール水温

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 2. 沸騰時のスクラビング効果

### (1) スクラビング効果に関する試験

沸騰後においても少量のエアゾール粒子がサプレッション・プールのスクラビングを受けるため、沸騰時のスクラビング効果が極めて小さい場合は、サプレッション・チェンバの総合的な捕集効果に与える影響は大きくなる可能性がある。

沸騰時のスクラビング効果については、電力共同研究にて実験が行われており、未飽和時のスクラビング効果との比較が行われている。試験の概要と試験結果を以下に示す。

#### a. 試験の概要

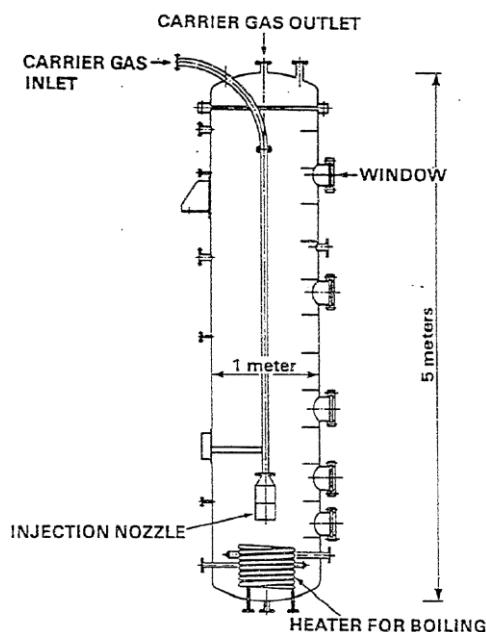
試験装置は直径約 1 m、高さ 5 m の第 3 図に示す円筒状容器であり、第 1 表に示す試験条件のもと、スクラバ水のスクラビング効果を測定している。

#### b. 試験結果

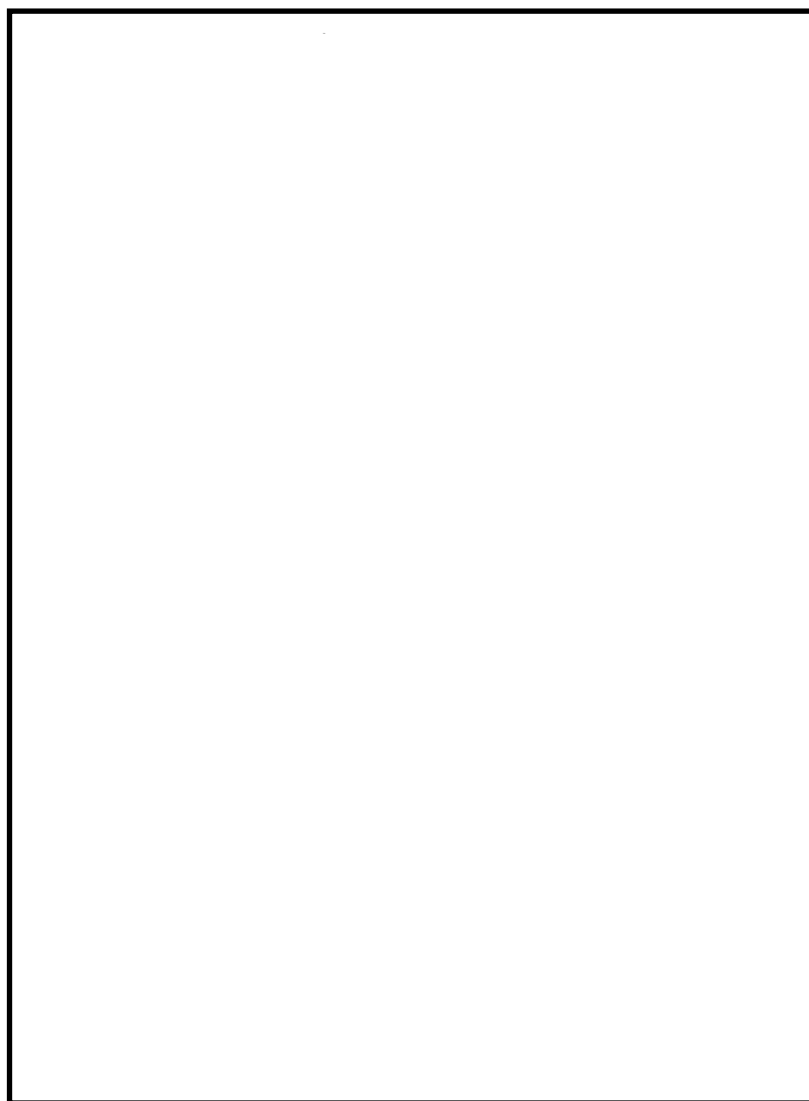
スクラバ水が未飽和である場合と、沸騰している場合の試験結果を第 4 図に示す。第 4 図では未飽和時の実験データを白丸、沸騰時の実験データを黒丸で示しており、スクラバ水の水深を実機と同程度（約 1 m）とした場合では、スクラビング効果は沸騰時と未飽和時で同等程度となっている。このことから、実機においても、沸騰後にサプレッション・プールのスクラビング効果が全く無くなる（ $DF = 1$ ）ことにはならず、沸騰後のスクラビングがサプレッション・チェンバの総合的な捕集効果に与える影響は限定的となると考えられる。

第 1 表 試験条件

Parameter		Standard Value	Range
Geometric property	injection nozzle diameter (cm)	15	1~15
	scrubbing depth (meters)	2.7	0~3.8
Hydraulic property	pool water temperature (°C)	80	20~110
	carrier gas temperature (°C)	150	20~300
	steam fraction (vol.%)	50	0~80
	carrier gas flow rate (l/min)	500	300~2000
Aerosol property	particle diameter (μm)	0.21~1.1	0.1~1.9
	material	LATEX	LATEX, CsI



第 3 図 試験装置の概要



第4図 エアロゾル粒子に対するスクラビング効果

出典：共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」（PHASE2）最終報告書 平成5年3月

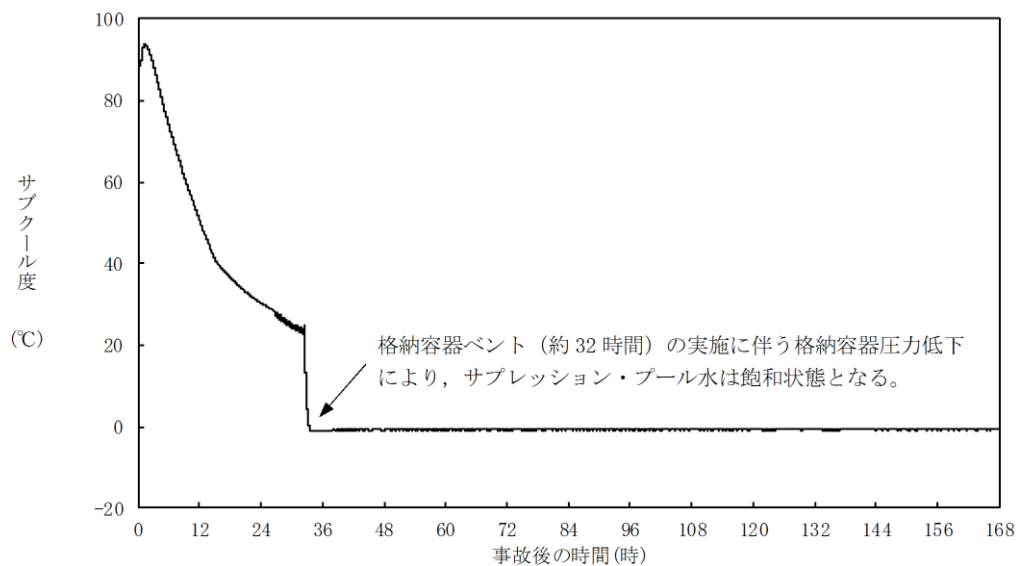
本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## (2) 沸騰による除去効果への影響について

スクラビングによる除去効果について、MAAP解析ではスクラビング計算プログラム（SUPRAコード）により計算されたDF値のデータテーブルに、プール水深、エアロゾルの粒子径、キャリアガス中の水蒸気割合、格納容器圧力及びサプレッション・プールのサブクール度の条件を補間して求めている。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の残留熱代替除去系を使用できない場合には、第5図のとおり、格納容器フィルタベント系による格納容器ベントの実施に伴いサプレッション・プールは飽和状態（沸騰状態）になるため、サプレッション・プールの沸騰による除去効果への影響を確認した。

MAAP評価条件及び評価を第2表及び第3表に示す。なお、エアロゾルの粒径については、スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果、第3表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。



第5図 サプレッション・プールのサブクール度の推移

第2表 評価条件

項目	評価条件*	選定理由
蒸気割合	□ %	格納容器ベント実施前の D/W における蒸気割合 (約 89%) 相当
格納容器圧力	□ kPa [gage]	格納容器ベント実施前の格納容器圧力を考慮して設定 (設定上限値)
サプレッション・プール水深	□ m	実機では水深 3 m 以上のため, 設定上限値を採用
サブクール度	□ °C	未飽和状態として設定 (設定上限値)
	□ °C	飽和状態として設定 (設定下限値)
エアロゾルの粒径 (半径)	□ μm	スクラビング前の最も割合が多い粒径
	□ μm	スクラビング後の最も割合が多い粒径

※ SUPRAコードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用

第3表 評価結果

粒径 (半径)	D F	
	未飽和状態 (サブクール度 □ °C)	飽和状態 (サブクール度 □ °C)
□ μm	□	
□ μm		

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



## 20. 炉心損傷，原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方

島根原子力発電所2号炉では，炉心損傷が生じた場合あるいは事象が進展し，原子炉圧力容器(以下「RPV」という。)破損に至った場合の緊急時対策本部による対応をアクシデントマネジメントガイド(以下「AMG」という。)に，運転員による対応を，事故時操作要領書(シビアアクシデント)(以下「SOP」という。)に定めている。このため，有効性評価における炉心損傷後の重大事故時の運転員の対応はSOPに従ったものとなっている。

SOPには，炉心損傷後の状況に応じた対応が可能となるよう対応フローを定めており，対応の優先順位等についても定めている。このため，想定される状況に対して網羅的に対応可能な手順になっていると考えるが，ここでは，炉心損傷後の原子炉格納容器内の状況を場合分けし，それらについてSOPによる対応が可能であることを確認する。SOPの対応フローを図1に示す。また，原子炉格納容器の構造図を図2に示す。

### 1. 各炉心損傷モードへの対応の網羅性

炉心損傷モードのうち，格納容器先行破損の炉心損傷モード<sup>※1</sup>を除くと，TQUV，TQUX，TB(長期TB，TBU，TBD，TBP)，LOCAが抽出される。

このうち，TQUV，TQUX，TB(長期TB，TBU，TBD，TBP)は，炉心損傷の時点でRPVが健全であり，RPV内の原子炉冷却材はSRVを通じてサプレッション・チェンバ(以下「S/C」という。)に放出されている点で，炉心損傷の時点でのRPVの健全性及び原子炉格納容器の原子炉冷却材の状況が同じ炉心損傷モードである。TQUV，TBPは炉心損傷の時点でRPV内が減圧されていることに対し，TQUX，長期TB，TBU，TBDでは炉心損傷の時点でRPV内が減圧されていないが，SOPにおいて，原子炉水位が燃料棒有効長底部より燃料棒有効長の20%高い位置でRPVを減圧する手順としていることから，その後は同じ対応となる。

一方LOCA(LOCA後の注水失敗による炉心損傷)は，炉心損傷の時点でRPVバウンダリ機能を喪失しており，RPV内の原子炉冷却材がドライウェル(以下「D/W」という)に直接放出される炉心損傷モードである。このため，炉心損傷時点での原子炉格納容器の圧力，温度等のパラメータには他の炉心損傷モードとの違いが生じるが，各々のパラメータに応じた運転操作がSOPに定められており，対応は可能である。

---

※1 格納容器先行破損の炉心損傷モードによって炉心損傷に至った場合，炉心損傷の時点で原子炉格納容器が破損していることから，SOPに想定する対応の可否についての不確かさが大きいと考え，ここでの考察から除外した。しかしながら，現実的にはSOPに準じ，注水及び除熱を試みるものと考えられる。

また、LOCAが発生し、D/Wに放出された原子炉冷却材はペDESTALに流入し、ペDESTALに水位が形成されると考えられる。

炉心損傷後の手順として、RPVの破損及びペDESTALへの熔融炉心落下に備えたペDESTALへの注水を定めており、ペDESTALの水位が2.4m(注水量225m<sup>3</sup>)に到達していることを確認した後、ペDESTALへの注水を停止する。先述のとおり、LOCAの場合にはあらかじめ水位が形成されている可能性が考えられるものの、どの炉心損傷モードを経た場合であってもペDESTAL水位計にて水位2.4mを確認した後、ペDESTALへの注水を停止する。

熔融炉心落下時のペDESTALの水位は、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用(以下「炉外FCI」という。)及び熔融炉心・コンクリート相互作用(以下「MCCI」という。)への対応を考慮し、2.4m相当としている。しかしながら、仮にペDESTAL水位が2.4mより高い場合であっても、炉外FCIやMCCIによる原子炉格納容器の機能維持に問題ないことを確認<sup>※2</sup>している。

以上より、いずれの炉心損傷モードを経た場合についてもSOPによって炉心損傷後の対応をとることが可能である。

## 2. 注水及び除熱の考え方

炉心損傷後の注水及び除熱の考え方については、RPVの破損の有無で大別している。

まず、RPVの破損に至る前の段階においては、RPV内の炉心の状況によらずRPVへの注水を優先する手順としている。その後、RPVを破損させることなく原子炉水位を安定させることに成功した場合はRPVへの注水及び必要に応じて原子炉格納容器からの除熱を並行して実施する手順としている。ただし、RPV下鏡温度が300℃に到達し、RPV下部プレナムへの熔融炉心の落下が想定される場合はRPVへの注水と並行してペDESTALへの注水(水位2.4m(注水量225m<sup>3</sup>))を実施する手順としている。

---

※2 島根原子力発電所2号炉 重大事故等対策の有効性評価について「3.3 原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用 添付資料3.3.3 ペDESTALへの水張り実施の適切性」参照。ペDESTALの水位が高い方が物理現象発生時の原子炉格納容器への負荷が高くなると考えられる炉外FCIについて、熔融炉心がペDESTALに落下する前に、ペDESTALにペDESTAL開口部下端位置までの高さ(約3.8m)の水位が形成されているものとした。これ以上の水位を形成させるためには、ドライウェル床面全面を満たしながら上昇させる必要があることから、仮にペDESTAL注水を入れすぎたとしても開口部下端位置以上の水位となることは考えにくい。また、ここでは現実的な熔融炉心の落下様態を想定した条件を適用して評価した場合、ペDESTALの内側鋼板の最大応力は14MPaであり、ペDESTALの内側鋼板の降伏応力(490MPa)を十分に下回っており、格納容器破損に至る恐れはないことを確認している。ペDESTALの水位上昇の要因がLOCAに起因する原子炉冷却材であった場合、サブクール度は低くなり炉外FCI発生可能性そのものを小さくするとともに、発生した場合でも発生する最大応力は小さくなるものとする。

次に、R P Vが破損した後は、ペDESTALに崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施する手順としている。S O P及びAMGに定めるR P V破損の判定方法に基づきR P Vの破損を判定した後は、ペDESTALに直接崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施することとしており、その注水量はペDESTAL水位及び原子炉格納容器外の流量計にて確認する手順としている。なお、本流量計の先にあるペDESTAL以外への分岐配管については、逆止弁または常時閉の手動弁があり、他系統へ流入することなく、確実にペDESTALへの注水量を確認できる設備構成となっている。また、原子炉格納容器からの除熱が必要な場合はペDESTALへの注水と原子炉格納容器からの除熱とを並行して実施する手順としている。

しかしながら、R P Vが破損した後は、R P V内の溶融炉心の状態、R P V破損口の状態、ペDESTALへの溶融炉心の落下量、格納容器圧力及び温度等、原子炉格納容器内の状態の不確かさが大きく、また、注水又は除熱を実施可能な設備が限定され、注水又は除熱に使用できる流量が不足する場合を想定すると、重大事故時に確実なアクシデントマネジメントを実施できるよう、注水及び除熱の優先順位を明確化しておく必要がある。このため、S O P及びAMGではR P V破損判定後の運転操作の優先順位を次の様に定めている。

#### 優先順位 1 : D/Wスプレイ

- ・ 開始条件：格納容器圧力 640kPa (1.5Pd) 以上又は格納容器温度 190℃以上
- ・ 停止条件：格納容器圧力 588kPa 以下又は格納容器温度 171℃以下
- ・ 流量：120m<sup>3</sup>/h

#### 優先順位 2 : ペDESTAL注水

- ・ 流量：崩壊熱に余裕をみた量（スクラム後～5時間：60m<sup>3</sup>/h, 5～10時間：55m<sup>3</sup>/h, 10～20時間：35m<sup>3</sup>/h, 20時間～40時間：30m<sup>3</sup>/h, 40時間～80時間：20m<sup>3</sup>/h, 80時間～120時間：15m<sup>3</sup>/h, 120時間以降：12m<sup>3</sup>/h)で注水

#### 優先順位 3 : R P V破損後のR P Vへの注水

- ・ 流量：15m<sup>3</sup>/h (S/C水源でE C C Sを運転できる場合は全量注水)

これらは可能な限り並行して実施すべきものであるが、中でも格納容器スプレィを優先する理由は、格納容器スプレィを開始する状況は格納容器過圧又は過温破損の防止及び早期の格納容器ベントを抑制するための運転操作が必要な状況であり、これに即応する必要があるためである。D/WスプレィとS/Cスプレィでは、より広い空間にスプレィすること等により、原子炉格納容器の圧力及び温度の抑制効果が高いと考えられるD/Wスプレィを実施することとしている。また、D/Wにスプレィを実施することでペDESTALへ冷却材が流入するため、ペDESTALの溶融炉心の冷却にも期待できる。

ペDESTALへの注水については、R P V破損前の注水によりペDESTAL内には約 70m<sup>3</sup>(スクラム後 5～10 時間後の崩壊熱に換算すると約 2 時間分)の冷却材が確保されていること及びD/Wスプレイした冷却材がD/W床面からペDESTALへ流入することにも期待できることを考慮し、D/Wスプレイに次ぐ優先順位としている。

R P V破損後のR P Vへの注水には、R P V内に残存する溶融炉心の冷却及びR P V破損口から原子炉冷却材が流出することによるペDESTALに堆積している溶融炉心の冷却にも期待できると考えられるが、R P V破損口からの原子炉冷却材の流出の状況を確実に把握することは困難なことから、ペDESTAL注水に必要な流量を確保した後の優先順位としている。

しかしながら、R P Vが破損した後の注水及び除熱の優先順位については、今後の検討結果により、前述の優先順位は変わりうるものと考えている。

D/Wスプレイまたは注水により、S/C水位が通常水位+約 1.3m に到達する時点でスプレイを停止し、格納容器ベントを実施する。ベント開始後は、崩壊熱に余裕をみた量の注水を継続するとともに、ペDESTAL水位計を監視し、水位を維持することによりペDESTALの溶融炉心の冷却を継続する。

以上のとおり、原子炉格納容器内の状態の不確かさを考慮しても、S O Pによって確実なアクシデントマネジメントを実施することが可能である。

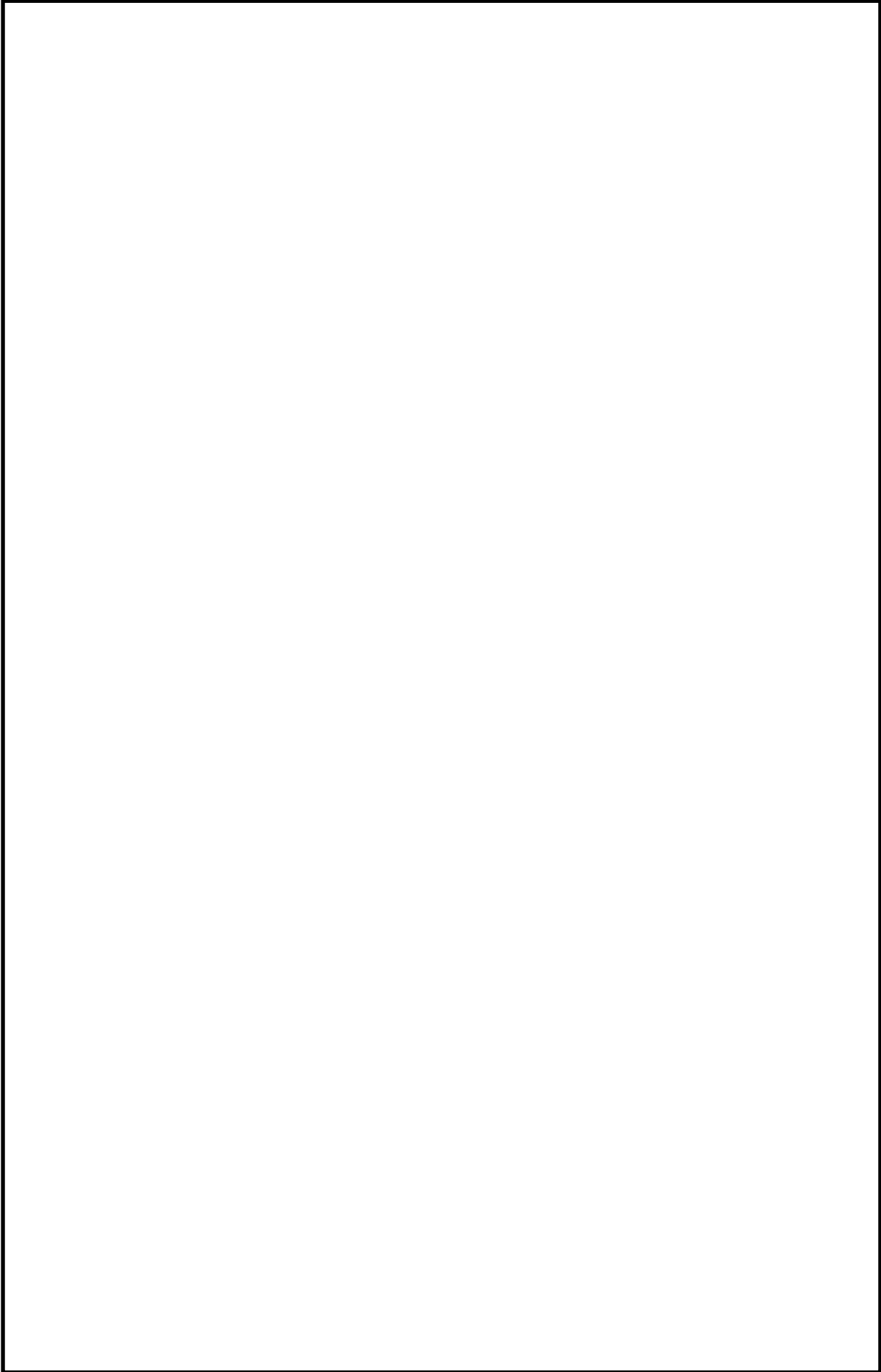


図1 SOPの対応フロー (全体)

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

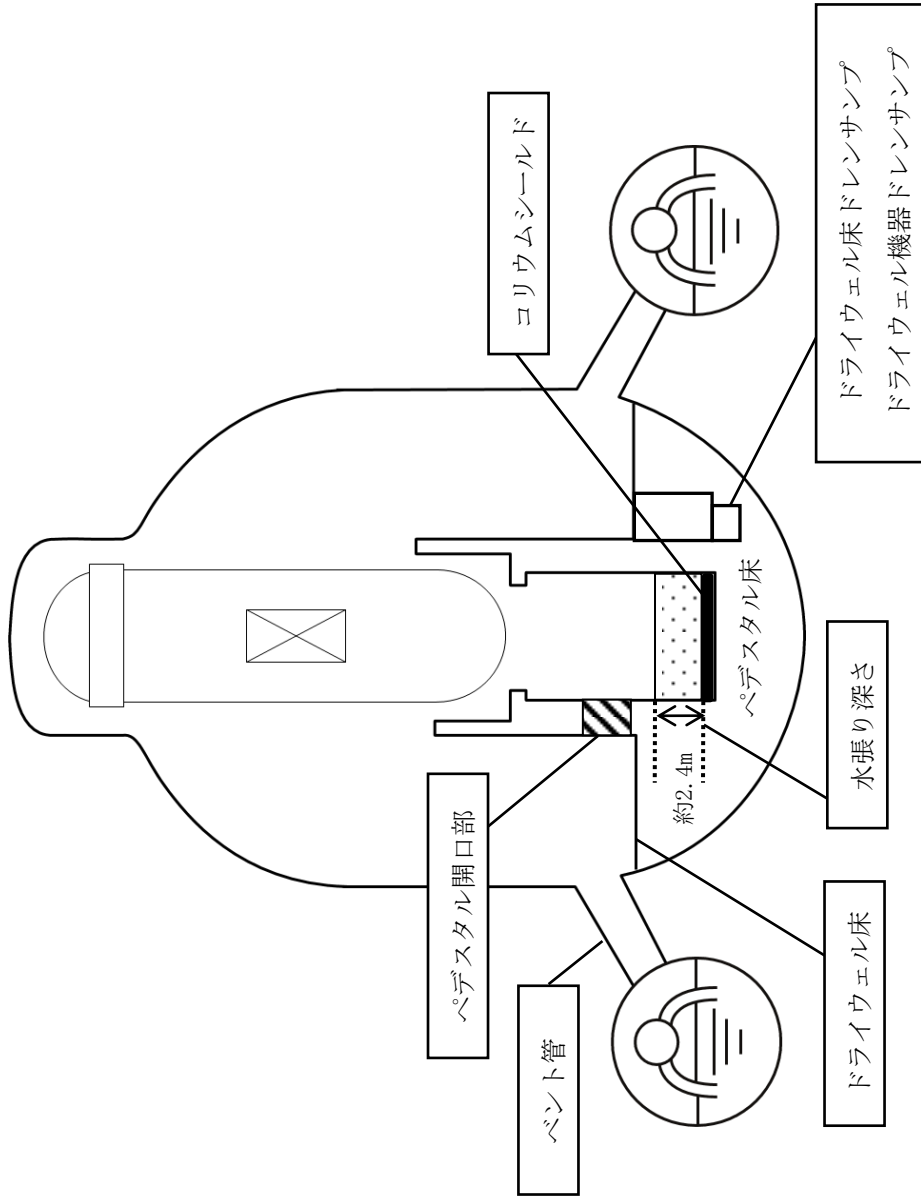
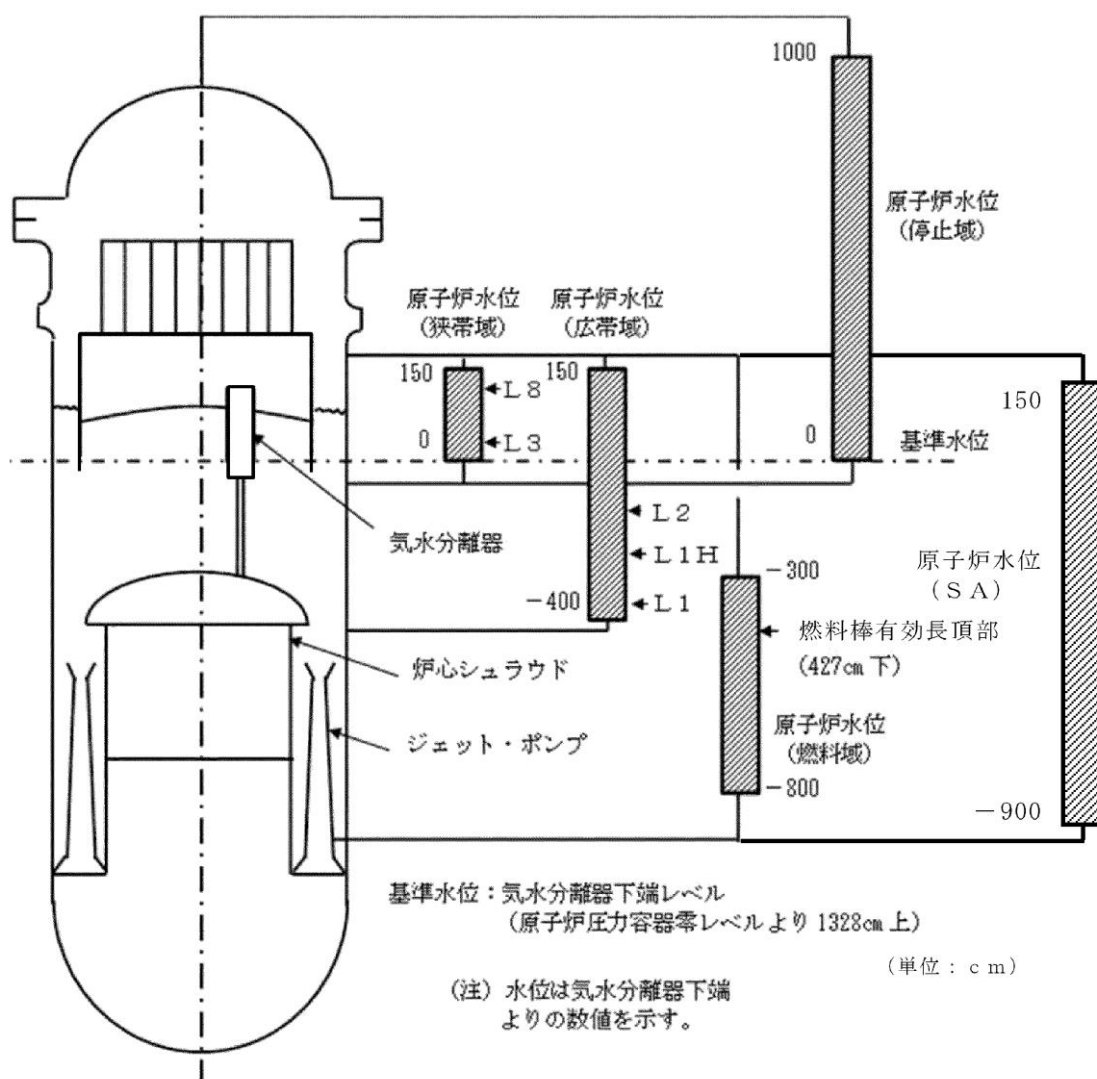


図2 原子炉格納容器の構造図

## 24. 原子炉水位及びインターロックの概要

原子炉圧力容器水位計装説明図を図1に示す。



原子炉水位	基準水位からの水位	主な水位信号の機能
L 8 (レベル8)	132cm 上	原子炉隔離時冷却系トリップ
L 3 (レベル3)	16cm 上	原子炉スクラム
L 2 (レベル2)	112cm 下	主蒸気隔離弁閉 原子炉隔離時冷却系起動
L 1 H (レベル1 H)	261cm 下	高圧炉心スプレイ系起動
L 1 (レベル1)	381cm 下	低圧炉心スプレイ系起動 低圧注水系起動
T A F	427cm 下	燃料棒有効長頂部

図1 原子炉圧力容器水位計装説明図

## 26. 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

### 1. 溶融デブリの評価条件

島根2号炉では、MCCIの評価にMAAPコードを用いている。MCCIの評価においては、全炉心に相当する量が溶融炉心としてペDESTALに落下するものとしており、この溶融炉心には炉内構造物等を考慮している。溶融デブリの拡がりに関する評価条件を表1に示す。

### 2. 島根2号炉のMCCIの評価における溶融デブリの堆積高さ

島根2号炉のMCCIの評価では、落下した溶融デブリがペDESTAL床上一様に拡がるものとしており、この場合の堆積高さは約1mとなる。ペDESTAL内に落下した溶融デブリとペDESTALの構造の位置関係を図1に示す。図1に示すとおり、ペDESTAL側面の開口部として最も低い箇所にあるペDESTAL開口部までは約3.8mの高さがあることから、仮に溶融炉心が全量落下してもペDESTAL以外に溶融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

### 3. 溶融デブリの堆積高さの不確かさ

#### (1) ペDESTALの構造物等の影響

島根2号炉のペDESTAL内の構造物としては制御棒駆動機構(CRD)交換装置(プラットフォーム、旋回レール等含む)があり、原子炉圧力容器下部の構造物としてCRDハウジング、中性子計装ハウジング等がある。溶融デブリへこれらペDESTAL内の構造物を取り込まれたことを考慮すると、溶融デブリ全体の温度を低下させ、MCCIを緩和する側に作用すると考えられることから、現在の評価ではこれらの構造物は考慮していない。これらの構造物の重量は全体の溶融デブリ量[ ]に対して小さく、これらの構造物を考慮した場合でも、溶融デブリ堆積高さの増加分は約0.17mであることから、溶融デブリがペDESTAL以外に拡がる恐れは無いと考える。

#### (2) 溶融デブリの粒子化に伴う影響

溶融炉心がペDESTAL内に落下する場合、予め2.4mの水張りを実施する手順としていることから、溶融デブリの一部は水中で粒子化するものと考えられる。この時、粒子化した溶融デブリの密度が低いと堆積高さが高くなる。

最も厳しい条件として、デブリが粒子化割合0.38で粒子化した際の堆積高さを評価する。例えば、ポロシティが最も大きな粒子の充填状態である、単純立方格子(ポロシティ0.48)として粒子が堆積する場合を想定すると、溶融デブリの堆積高さは約1.4m、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約2mとなるが、前述のとおり、ペDESTALの側面の開口部までは十分な高さがあることから、粒子化に伴う堆積高さの増加を考慮しても、ペDESTAL以外に溶融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



なお、熔融炉心の比重は8程度であり、水と比べて非常に重く、粒子化した熔融デブリは水面に浮遊しないと想定される。

### (3) 熔融炉心の落下の位置及び拡がりの影響

原子炉圧力容器下部からペDESTAL内への熔融炉心の落下の経路<sup>[1]</sup>については、CRDハウジングの逸出に伴う開口部からの落下等が考えられる。原子炉圧力容器の構造からは、熔融炉心は原子炉圧力容器底部の中心に流れ込むと考えられ、原子炉圧力容器底部の中心近傍に開口部が発生し、熔融炉心がペDESTAL内に落下する可能性が高いと推定されるが、開口部の発生箇所については不確かさがあると考えられる。

ここで仮に熔融デブリが偏って堆積し、ペDESTAL開口部高さ（約 3.8 m）に到達する条件を考えると、熔融デブリが直径約 3 m の円柱を形成する必要があるが、熔融デブリの厚さが均一化するまでの時間が2～3分程度であるという過去の知見<sup>[2]</sup>を踏まえると、熔融炉心は落下と同時にペDESTAL床面を拡がり、堆積高さが均一化していくと考えられることから、熔融デブリがペDESTAL開口部の高さまで堆積する状況は考えにくい。

また、熔融炉心の落下位置及び堆積形状に係る知見として、近年、以下のものがある（表3）。

- ・東京電力福島第一原子力発電所2号炉における格納容器下部の調査結果により熔融炉心が圧力容器の中心位置から偏って落下した可能性がある。
- ・PULiMS 実験<sup>[3]</sup>において確認された熔融デブリの堆積高さ及び拡がり距離のアスペクト比が確認されている。

これらの知見を踏まえ、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心位置から偏って落下し、熔融デブリが円錐上に堆積するという仮定で堆積高さを評価した場合においても、熔融デブリ堆積の頂点位置における高さは約 2.2m であり、ペDESTAL開口部高さ（約 3.8 m）を下回る評価結果となった（図3）。

よって、熔融炉心が圧力容器下部の偏心位置から落下し円錐上に堆積した場合においても、ペDESTAL以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

表1 溶融炉心に関する評価条件

項目	設定値	設定根拠
溶融炉心落下割合	100% <input type="text"/>	保守的に全炉心相当量が落下するものとして設定
溶融デブリの組成	図2参照	MAAPコードによる評価結果 (炉内構造物の組成・質量等を考慮)
ペDESTAL床面積	<input type="text"/> m <sup>2</sup>	設計値

表2 ペDESTAL内へ落下するコリウム重量及び体積

項目	重量/体積 <sup>(注1)</sup>	備考
燃料 (UO <sub>2</sub> )	<input type="text"/>	炉心内全 UO <sub>2</sub> の重量
被覆管 (Zr)	<input type="text"/>	標準長燃料棒, 短尺燃料棒を考慮
チャンネルボックス/ ウォーターロッド/ スパーサ (Zr)	<input type="text"/>	チャンネルボックス: <input type="text"/> ウォーターロッド: <input type="text"/> スパーサ: <input type="text"/>
CRD関係 (SUS)	<input type="text"/>	CR, CRDハウジング, CRDガイドチューブの合計
CR(B <sub>4</sub> C)	<input type="text"/>	CRにおける B <sub>4</sub> C の重量
炉心支持板/燃料支持金 具+下部タイプレート/ 上部タイプレート (SUS)	<input type="text"/>	炉心支持板: <input type="text"/> 燃料支持金具: <input type="text"/> 上部タイプレート: <input type="text"/> 下部タイプレート: <input type="text"/>
合計 <sup>(注2)</sup>	<input type="text"/>	—

(注1) 重量から体積への換算は以下の密度 (密度は温度によって変化するが、代表値で一定とする) を用いているため、体積は参考値扱いである。

UO<sub>2</sub> : 10.57 (g/cm<sup>3</sup>)

Zr : 6.55 (g/cm<sup>3</sup>)

SUS : 7.75 (g/cm<sup>3</sup>)

B<sub>4</sub>C : 2.38 (g/cm<sup>3</sup>)

(注2) MAAPでは、Zr, SUS の酸化を考慮するため、ペDESTALへの落下重量は  となる。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

表3 溶融デブリの堆積高さ評価に係る近年得られた知見について

項目	概要	今回評価上の扱い
溶融炉心の落下位置	平成29年2月の東京電力福島第一原子力発電所2号炉における格納容器下部の調査結果により、格納容器下部の中心軸から外れた位置のグレーチングの落下が確認されている。グレーチングの落下理由の1つとして、圧力容器から流出した溶融炉心が中心位置から偏った位置に落下したことが考えられる。	溶融炉心が圧力容器下部の偏心位置から落下したことを考慮した場合、格納容器壁面に近い方がより保守的な条件であるため、溶融炉心が最外周の制御棒駆動機構位置から落下すると仮定して、評価を行った。
堆積形状	PULiMS実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融デブリの堆積高さや拡がり距離のAspect比としては1:18~1:14程度となっている。	溶融デブリの堆積形状として、保守的に、1:14の円錐状に堆積すると仮定して、評価を行った。

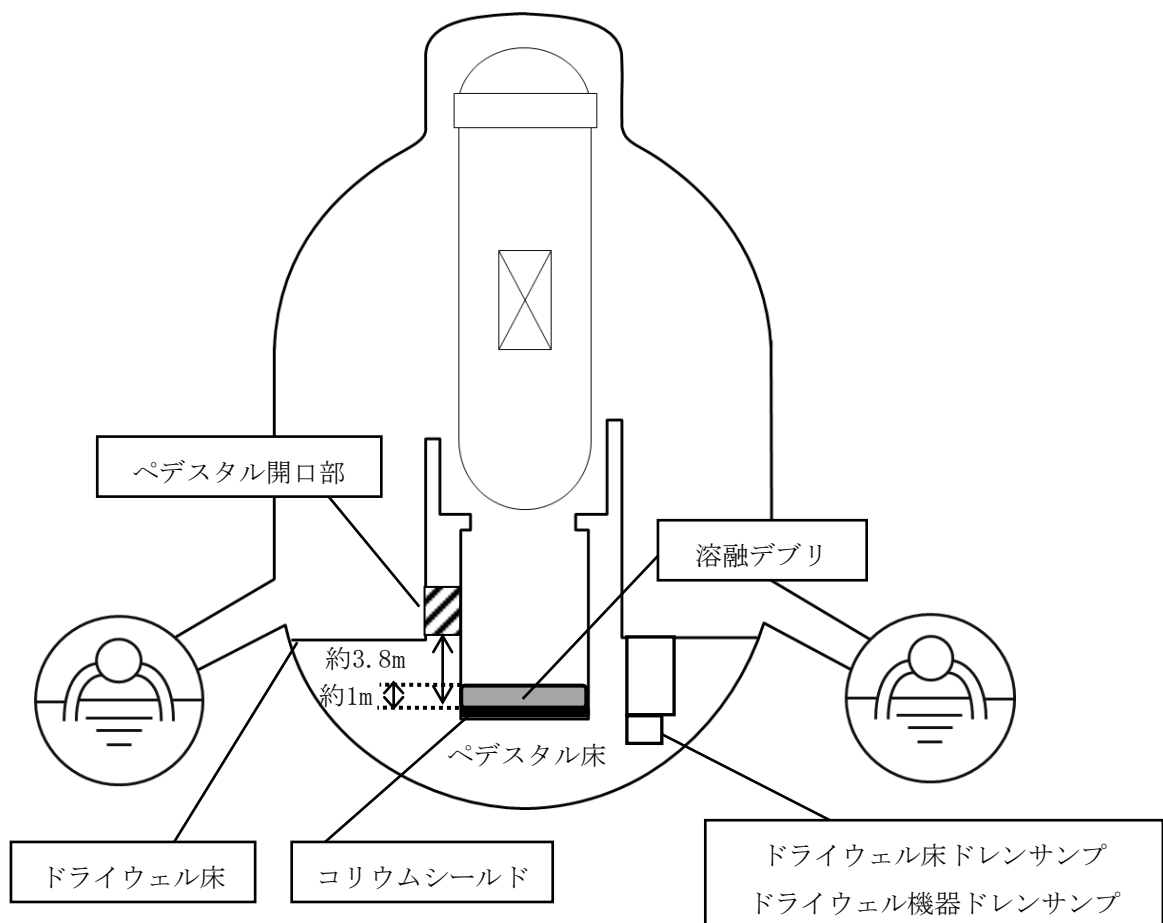


図1 溶融デブリとペダスタルの構造の位置関係

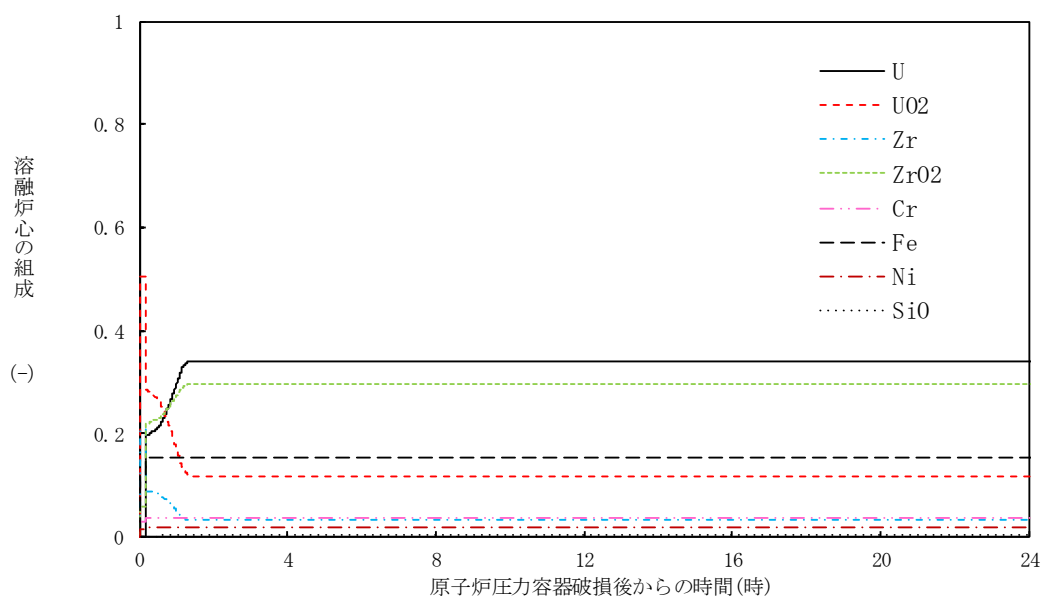


図2 溶融デブリの組成の推移

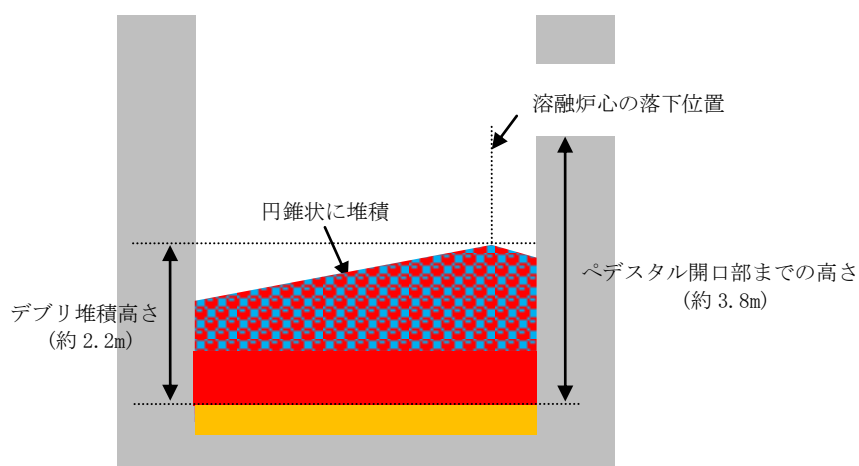


図3 デブリ堆積高さとはペDESTAL開口部の高さ関係

参考文献

- [1] 「沸騰水型原子力発電所 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード(MAAP)について」, 東芝エネルギーシステムズ株式会社, TLR-094, 日立GEニュークリア・エナジー株式会社, HLR-123, 平成30年5月
- [2] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), “Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris,” SAND76-9008 (1976).
- [3] A. Konovalenko et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.

デブリが原子炉圧力容器の偏心位置から落下し  
円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法について

仮に、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心軸から偏心した位置から落下し、粒子化して円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。

## 1. 評価条件

今回評価ケースの評価条件を以下に示す。

- ・ペDESTAL床面積直径：  m
- ・円錐状デブリ頂点からペDESTAL内壁面までの水平距離：  m  
(最外周の制御棒駆動機構位置からペDESTAL内壁面までの水平距離)
- ・円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径 = 1：14  
(PULiMSの実験にて確認されているアスペクト比1：14～1：18のうち、保守的に設定)
- ・ペDESTAL内の構造物等(CRD交換装置等)が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ：  m
- ・粒子化割合：0.38
- ・粒子化状デブリのポロシティ：0.50  
(PULiMS実験の知見(0.29～0.37)及びMAAPコード説明書のデブリ除熱量検討で想定している範囲(0.26～0.48)から保守的に設定)

## 2. 評価方法

### (1) デブリ全体の体積

ペDESTAL内構造物等が熔融し、デブリが粒子化割合[0.38]で粒子化すると仮定した場合、粒子化したデブリ体積 $V$ は以下の式で求められる。

$$V = h \times A_p \times (\Phi_{ent} \div (1 - P) + (1 - \Phi_{ent})) \quad (1)$$

$A_p$ ：ペDESTAL内床面積  [m<sup>2</sup>]

$h$ ：ペDESTAL内の構造物等が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ  [m]

$\Phi_{ent}$ ：粒子化割合 0.38[-]

$P$ ：ポロシティ 0.50 [-]

### (2) 円錐部分(別図1 緑部分)

円錐状デブリのアスペクト比を、高さ：直径=1：14(高さ：半径=1：7)と想定すると、その堆積高さは式(2)により計算できる。

$$H_{con} = \frac{R}{7} \quad (2)$$

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

$H_{lcn}$  : 円錐部分の高さ [m]

$R$  : 円錐部分の半径  [m]

$$= \left( \frac{(\text{ペDESTAL床面直径}) - (\text{円錐状デブリ頂点から内壁までの距離})}{2} \right)$$

(3) 円柱部分 (別図1 赤部分)

円柱部分の高さの計算に当たっては、同部分の体積を求める必要がある。この体積は、全体の体積から円錐部分の体積を除くことで得られるため、まずは円錐部分の体積を計算する。

① 円錐部分の体積の計算

別図1のように、円錐部分(緑部分)を上下に分割することを考える。

このとき、下部分は、ペDESTAL床を底面積とする高さ  $M$  の円柱を斜めに二等分した形状となるため、その体積は式(3)により計算できる。

$$V_{Blcn} = A_p \times M \div 2 \quad (3)$$

$V_{Blcn}$  : 円錐部分の下側の体積 [m<sup>3</sup>]

$A_p$  : ペDESTAL内底面積  [m<sup>2</sup>]

$M$  : 円錐部分の下側の高さ [m]

(2)で求めた円錐高さ、円錐頂点からペDESTAL内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)

また、上部分は、半径  $R$ 、高さ  $H_{lcn}$  の円錐を、高さ  $M$  の位置から反対側へ斜めに切り取った形状となり、その体積は、式(4)により計算できる。

$$V_{tlm} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H_{lcn} \times \left\{ \frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}} \right\}^3 \quad (4)$$

$V_{tlm}$  : 円錐部分の上側の体積 [m<sup>3</sup>]

$R$  : 円錐部分の半径  [m]

$H_{lcn}$  : 円錐部分の高さ [m]

$M$  : 円錐部分の下側の高さ [m]

$L$  : ペDESTAL内の直径  [m]

② 円柱部分の体積の計算

円柱部分(別図1 赤部分)の体積は、デブリ全体体積  $V$  から、①で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり、式(5)により計算できる。

$$V_{lcy} = V - (V_{Blcn} + V_{tlm}) \quad (5)$$

$V_{lcy}$  : 円柱部分の体積 [m<sup>3</sup>]

$V$  : デブリ全体体積 [m<sup>3</sup>]

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

$V_{Btcn}$  : 円錐部分の下側の体積[m<sup>3</sup>]

$V_{tlm}$  : 円錐部分の上側の体積[m<sup>3</sup>]

③ 円柱部分の高さの計算

②で求めた円柱部分の体積及びペDESTAL内底面積より，円柱部分の高さは式(6)により計算できる。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_p} \quad (6)$$

$H_{lcy}$  : 円柱部分の高さ[m]

$V_{lcy}$  : 円柱部分の体積[m<sup>3</sup>]

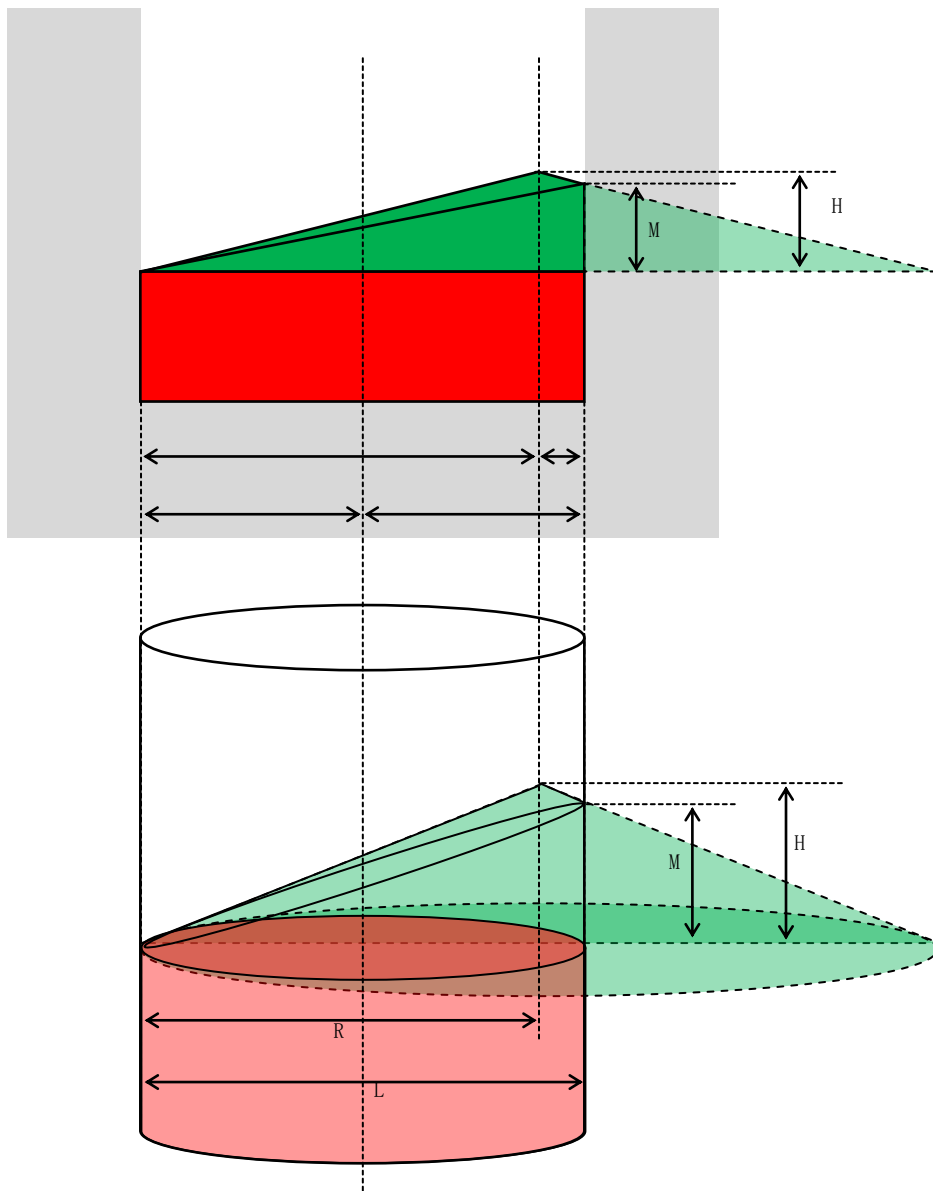
$A_p$  : ペDESTAL内底面積  [m<sup>2</sup>]

以上，(2)から(3)で求めた各部分高さ ( $H_{lcn}$ ,  $H_{lcy}$ ) を合計することで，デブリ全体の堆積高さが計算される。

3. 評価の保守性について

本評価は，下記の点で保守性を有している。

- R P V破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合，R P Vの曲率を考慮すると，偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが，本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。
- 熔融炉心の落下後，MCCIによりペDESTAL壁面を侵食し，ペDESTAL床面の半径が大きくなると，デブリ堆積高さは小さくなると考えられる。デブリ堆積高さを保守的に評価するため，ペDESTAL壁面の侵食によるペDESTAL床面の半径の拡大は考慮していない。



別図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例



## 29. 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

### 1. サンプに対する溶融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性

原子炉格納容器内には、原子炉格納容器内で発生した廃液を集水し、ポンプによって原子炉格納容器外へ移送するためにドライウェル機器ドレンサンプおよびドライウェル床ドレンサンプ（以下「ドライウェルサンプ」という。）が図 1-1、図 1-2 のとおり配置されており、ペDESTAL床とドライウェルサンプはドレン配管にて接続されている。

溶融炉心がペDESTALに落下する場合には、ペDESTAL注水により水位が形成されており、溶融炉心の冷却が促進し粘性が増加することから、ペDESTALに落下した溶融炉心がドレン配管を通じてドライウェルサンプに流入する可能性は低いと考えられるものの、溶融炉心がドライウェルサンプ内に流入することを考慮すると、ドライウェルサンプ壁面とペDESTAL外側鋼板との距離はコンクリートを介して [ ] であり、またドライウェルサンプ床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も [ ] と近いことから、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）による原子炉圧力容器の支持機能及び格納容器バウンダリの健全性が損なわれる恐れがある。

これらの理由から、以下の2. のとおりドライウェルサンプにおけるMCCIへの対策を検討し、3. のとおり、コリウムシールドの設置によりドライウェルサンプへの流入を防止することとした。また4. のとおり、コリウムシールドに期待する場合のペDESTALにおけるMCCIの影響評価を実施した。

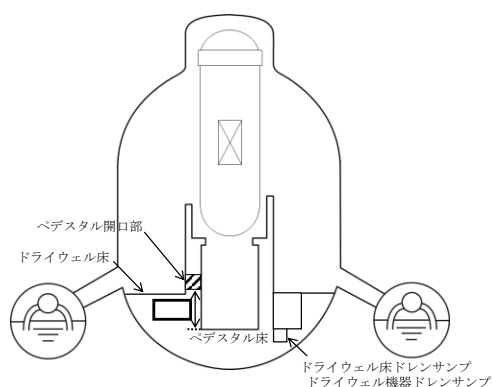


図 1-1 原子炉格納容器の構造図

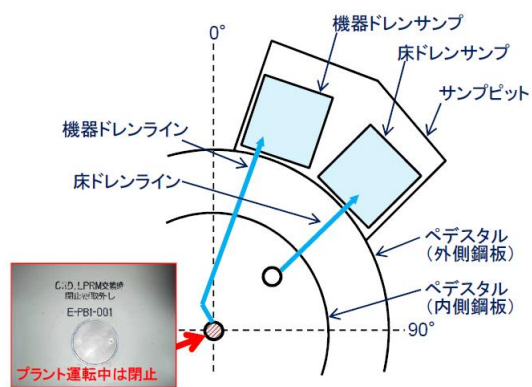


図 1-2 ドライウェルサンプの配置

### 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、溶融炉心が原子炉圧力容器の底部から落下した場合、ペDESTALでの溶融炉心の挙動には不確かさがあり、ドレン配管を通じて溶融炉心がドライウェル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、原子炉圧力容器破損時には、ペDESTAL

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

ルへの初期水張りによって、ドレン配管は水で満たされていることから、熔融炉心がドレン配管に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、熔融炉心がドライウェルサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には熔融炉心のドレン配管への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、上記のような緩和要因を定量的に見込むことは困難なため、熔融炉心のドレン配管内への流入を想定した場合のドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について、MAAP結果をもとに評価し、ドライウェルサンプへの流入可能性について評価した。

## (2) 熔融炉心の凝固評価

### a. E P R I / F A I 試験の概要

E P R I (Electric Power Research Institute) 及び F A I (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おり、同試験の試験体系が、比較的、島根2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。

図2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。

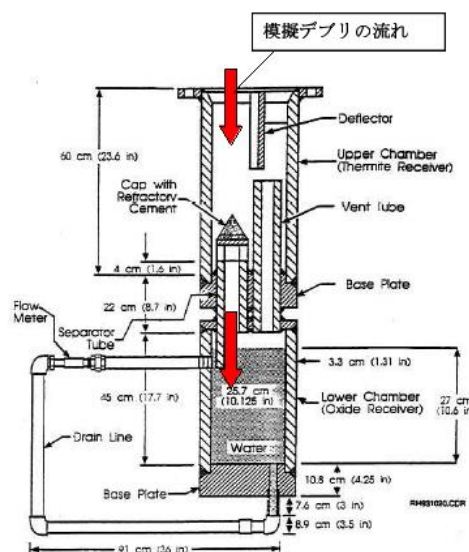


図2 E P R I 試験装置概要

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1に評価に使用する溶融炉心の物性値を示す。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の溶融潜熱（ $h_{fs} = 1.16 \times 10^6 \text{ J/kg}$ ）に密度（ $\rho = 3,800 \text{ kg/m}^3$ ）を乗じると、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の流動停止までの保有熱量は  $4,408 \text{ MJ/m}^3$  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。

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

ここで、 $h_{db}$ ：溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和（J/kg）

$T_d$ ：溶融炉心温度（℃）

$T_{s,c}$ ：溶融炉心固相線温度（℃）

$C_p$ ：溶融炉心比熱（J/kg℃）

$h_{fs}$ ：溶融炉心溶融潜熱（J/kg）

である。

このとき、 $h_{db}$ は [ ] となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると [ ] となり、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の [ ] 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、EPR I / 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。

$$L = L_{tes} \times \frac{d_f}{d_{tes}} \times \frac{h_{db}\rho_{db}}{h_{al}\rho_{al}}$$

ここで、 $L$ ：ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）

$L_{tes}$ ：EPR I / FAI 試験の流動距離

$\frac{d_f}{d_{tes}}$ ：配管直径比

$\frac{h_{db}\rho_{db}}{h_{al}\rho_{al}}$ ：流動停止までの保有熱量比

である。

EPR I / 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。

ファンネルからドライウェルサンプへと繋がるドレン配管長は、最短でも [ ] [ ] 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-1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 [ ] であり、ドライウェルサンプに溶融炉心が流入することはない。

表1 評価に使用する溶融炉心物性値\*

--

※ 溶融炉心物性値については、MAAP解析における、原子炉压力容器破損直前の下部プレナム内の物性値を使用した。

### (3) コリウムシールドの選定理由

(2) の評価結果では、ペDESTAL注水によって溶融デブリはドレン配管内で止まるが、溶融デブリの凝固距離には不確かさがあると考えられることから、ドライウェルサンプへの溶融炉心流入防止対策を講じることとした。

対策の検討に際しては、ドレン配管内における冷却を促進し、溶融炉心を早期に固化・停止させるために、溶融デブリ流速の減速、流路を縮小する等の対策も考えられたが、漏えい検知機能といった既存の設備の機能を阻害しない観点及び施工性の観点で検討を実施し、ドレン配管入口までの流路を延長する対策としてコリウムシールドを選定した。

## 3. 設備の概要

### 3.1 設置目的

炉心損傷後に原子炉压力容器底部が破損し、ペDESTALへの溶融炉心の落下に至り、落下してきた溶融炉心がドレン配管を通じ、ドライウェルサンプ内に流入する場合、サンプピット壁面は原子炉压力容器支持のための外側鋼板が露出しており、ドライウェルサンプ壁面と外側鋼板との距離も近く、またドライウェルサンプ床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も近いことから、コンクリート侵食によって原子炉压力容器の支持機能及び原子炉格納容器のバウンダリの健全性が損なわれる恐れがある。ドライウェルサンプへの溶融炉心の流入を防ぐことで、サンプ床面のコンクリートの侵食を抑制し、溶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、ペDESTALにコリウムシールドを設置する。



図3 コリウムシールド外観

表2 コリウムシールド仕様

耐熱材材質	シールド材	ジルコニア ( $ZrO_2$ )
	目地材	
	ライニング材	
耐熱材融点		
寸法	シールド材厚さ	
	水路 (スリット部) 長さ	
耐震性		

### 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。

- ・ T Q U V (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 M C C I シナリオと同様)
- ・ 原子炉圧力容器破損前のペデスタル注水により 1 m の水位が形成されているものとし、その後も注水は継続実施

MAAP解析結果または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ペデスタル床面に到達。その後、ペデスタル床面を水平方向に拡散し、ファンネルに流入すると想定される。溶融炉心の総量は  と想定。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

表3 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 5.4 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 5 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後のペDESTALの溶融デブリ拡がり面積を可能な限り減少させないように, ペDESTAL全体を覆う構造とし, [ ] とする。
- ・溶融炉心質量 : 原子炉圧力容器内の主要設備(表3に記載)の溶融を考慮し, [ ] とする。
- ・溶融炉心初期温度 : M A A P解析における, 原子炉圧力容器が破損し, 溶融炉心がペDESTAL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 : 原子力圧力容器破損前からペDESTALに注水を行うことを考慮し, M C C Iの観点から保守性を持たせた高さ 1 m 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4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, ペDESTAL床面全体を覆う構造とする。なお, コリウムシールドの下部には, 矩形流路(スリット)を設置する。

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-3参照)。

本資料のうち, 枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



図4 コリウムシールド外形及び基本構造

(3) コリウムシールド各部寸法

a. 耐熱材基本構成について

耐熱材は溶融炉心との接触に伴う熱衝撃対策として二層構造（サンプル防護材：厚さ  + 犠牲材：厚さ  ）とし、にて互いに接着する。サンプル防護材の厚さについては、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 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、 $2,100^{\circ}\text{C}$ とした。一般に $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ の共晶温度は約  $2,500^{\circ}\text{C}$ であることが知られており、 $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$ 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6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 ( $800\text{kW/m}^2$  (圧力依存あり)) よりも保守的な値 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<sup>\*</sup>を見込み、サンプル防護材の厚さは とする。

※別紙-3に示す過去の侵食試験時の試験時間と実機条件の相違も考慮した。

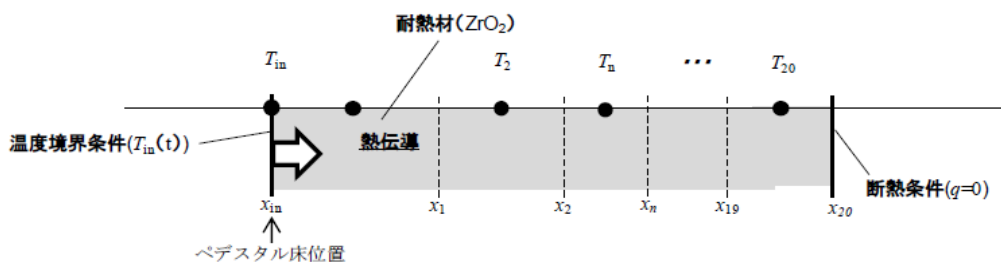


図5 解析モデル

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



図6 溶融炉心温度変化 (温度境界条件 $T_m(t)$ )

※実線：MAAP解析結果，破線：解析結果を包絡する評価用温度を表す

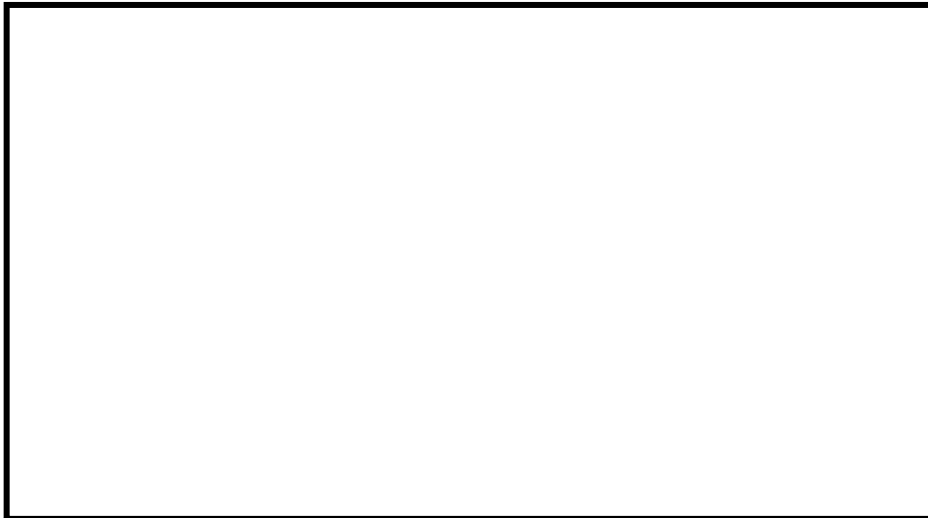


図7 デブリと接触するノードの温度変化

犠牲材については、あくまでも熱衝撃を吸収するためのもの（熱衝撃による割れを許容するもの）であることから、耐熱材製造上の最小厚さ  とする。

また、耐熱材は鋼製のライニングプレート  にて覆う構造とした。

なお、模擬溶融炉心によるジルコニア耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験(Corium Interactions and Thermochemistry) <sup>[1][2]</sup>がある。CIT実験において、溶融炉心中の酸化鉄含有量が大きい場合に、酸化鉄とジルコニアとの共晶反応により、ジルコニアの融点

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



よりも低い温度でジルコニア耐熱材が溶融、侵食されたことが報告されている。実機における溶融炉心中の酸化鉄の割合は、4%程度\*と小さいことから、実機においてジルコニア耐熱材の融点が大幅に下がることはないと考えられるが、ここではCIT実験の各実験条件の中でも比較的実機に近い条件であるCIT-9実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：30.5%）及び、更に模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合が高く、より共晶反応の影響が大きいと考えられるCIT-11実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：81.0%）の結果を基に、侵食量を評価する。CIT-9実験では、模擬溶融炉心を2,080℃から2,474℃まで段階的に升温し、各段階においてジルコニア耐熱材の侵食が確認されており、その最大侵食速度は0.18mm/minであった。一方、CIT-11実験において確認されたジルコニア耐熱材の侵食開始温度は1,825℃であった。侵食評価においては、溶融炉心温度がCIT-11実験でのジルコニア耐熱材の侵食開始温度である1,825℃より更に低い1,800℃となるまで、ジルコニア耐熱材が0.18mm/minの侵食速度で侵食されると仮定する。図6より、溶融炉心温度が1,800℃となるまでの時間は約3.7～7.8時間であることから、侵食量は約0.085mとなる。

したがって、溶融炉心中の酸化鉄が局所的に存在しジルコニア耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールドの耐熱材厚さ[ ]（サンプル防護材：厚さ[ ]+犠牲材：厚さ[ ]）を十分に下回るため、コリウムシールドの機能に影響はない。

※ R P V破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合（M A A P解析結果より）

なお、コリウムシールドのZrO<sub>2</sub>耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ（主成分：ケイ酸ナトリウム）を混練したモルタルを目地材として用いる。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等のZrO<sub>2</sub>含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲のZrO<sub>2</sub>耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、溶融炉心による選択的な侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占めるZrO<sub>2</sub>は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないとする。

#### b. スリット部の構造について

ペDESTAL床面に設置するコリウムシールドについては、床ドレン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、床ドレンサンプへの漏えい水の流入量が1 gpm (0.228m<sup>3</sup>/h) 以上となるように設定する。同時に、スリット内の

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

溶融炉心が構造物への伝熱によりドレン配管に流入する前に凝固し、水路を閉塞することを確認する。

(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、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4に、各モデルでの凝固評価結果を表5に示す。モデルの違いにより溶融炉心の凝固評価に多少の差異があるものの、高さ□のスリットであれば溶融炉心の流動距離は最大でも□であることから、溶融炉心の凝固距離に余裕を見込んで、スリット長さを□以上とする。

表4 デブリ凝固評価モデル比較

評価モデル	概要	適用実績
	平行平板間の溶融デブリが凝固し流路が平衡することを想定したモデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・米国NRCに認可されたモデル</li> <li>・US-ABWRは本モデルに基づき標準設計認証を取得</li> </ul>
	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"> <li>・MAAPのRPV下部プレナムにおける核計装配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。</li> <li>・EPR I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。</li> </ul>
	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"> <li>・溶融デブリに対する凝固評価には使用実績なし</li> <li>・鋳造分野で使用されている。</li> </ul>

表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)
□	□
□	□
□	□

(ii) 漏えい検出機能への影響について

コリウムシールドはペDESTAL床面全面に設置することから、1 gpmの漏えい水がスリットを流れる際の損失水頭がコリウムシールド厚さ未満であれば、

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

漏えい検出機能への影響はない。

従って、スリット通過時の損失水頭=コリウムシールド厚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 1 gpm (0.228m<sup>3</sup>/h) との比較を行う。

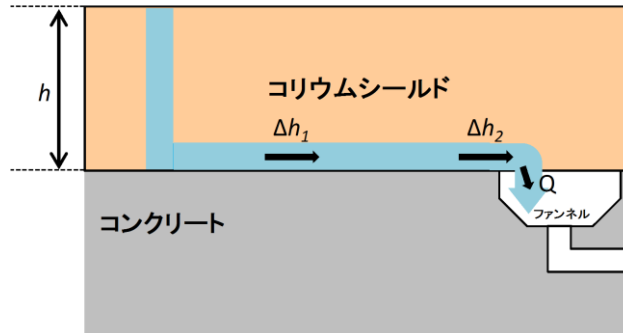


図8 スリット部流路概念

スリット流路の圧損 ( $\Delta h_1$ ) , 出口圧損 ( $\Delta h_2$ ) 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。

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

上式の各項を展開し、 $h =$   (コリウムシールド厚さ) , 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流量 (1gpm (0.228m<sup>3</sup>/h) ) を上回る。

従って、ドライウェル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、高さ  , 幅  , 長さ  以上のスリットを4か所設置する。

以下にスリット部断面の概略図を示す。

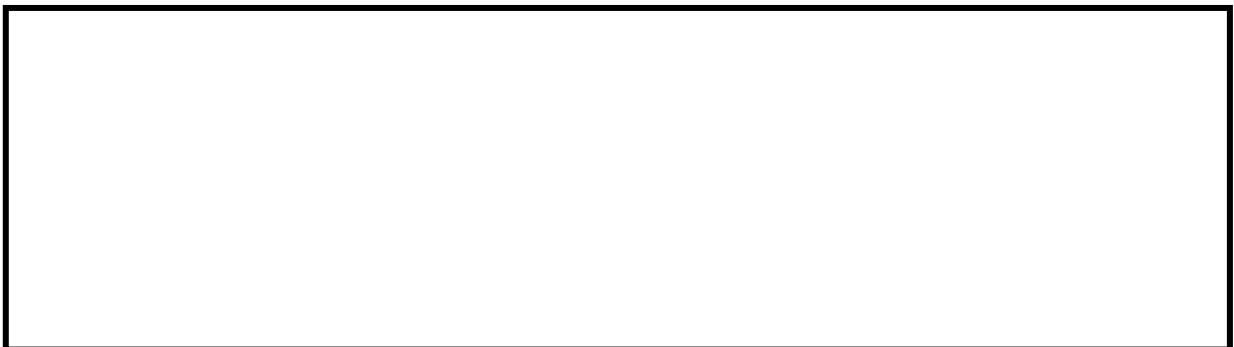


図9 スリット部断面概略図

(iii) ペDESTAL壁面と水路 (スリット部) の離隔距離

ペDESTAL壁面にはコリウムシールドを設置しないため、壁面からのコンクリート侵食が想定される。ペDESTAL壁面の侵食箇所がスリット流路内へのデブリの有意な流入経路とならないように、スリット部は壁から離して設

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

置する。壁からの離隔距離については、既存のファンネルの壁面までの長さ  
[ ] を考慮した上で、構造上配置可能な範囲において、できる限り壁  
面から離れた配置とする。

(4) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無

コリウムシールドの設置により設計基準事故対処設備及び他の重大事故等対  
処設備に対し影響を及ぼす可能性があることから、コリウムシールドの設置によ  
る悪影響の有無について確認を行った。

a. 原子炉格納容器の閉じ込め機能への悪影響の有無

コリウムシールド設置に伴う追加重量, R P VペDESTAL基礎ボルトの発生  
荷重 (モーメント) の増加率は小さく耐震性への影響は軽微であり, またコン  
クリート侵食及び非凝縮性ガスの発生を抑制することから, 原子炉格納容器の  
閉じ込め機能への悪影響はない。

b. ペDESTAL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ペDESTALにはペDESTAL注水の注水口が  
設置されているが, コリウムシールド設置による既存の床面からの底上げに  
よる干渉影響はなく, ペDESTAL注水の機能を阻害することはない。

なお, ペDESTAL注水の注水口は大量の溶融デブリが直接接触しない様に設  
置されていることから, 溶融炉心によりペDESTAL注水の機能が喪失すること  
はない。

#### 4. コリウムシールドに期待した場合の評価

コリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響を確認するため、ペDESTALにおけるコリウムシールド及びコンクリート侵食量を評価した。

##### (1) 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、溶融炉心ーコンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラストー水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

##### a. コリウムシールドの模擬について

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を図10に示す。MAAPコードによる侵食量評価では、本モデルのうち、コンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて、 $ZrO_2$ の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。なお、通常のコリウムシールド評価モデルではコンクリート表面に存在するライナを考慮しているが、コリウムシールドの模擬に当たってはライナの物性値についてもコリウムシールド耐熱材のものを設定し、ライナを考慮しないモデルとしている。

- ・ 侵食開始温度
- ・ 密度
- ・ 比熱
- ・ 熱伝導率
- ・ 溶融潜熱

侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている。また、落下した溶融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールド厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデルとして評価を実施しているが、コンクリートーコリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上のとおり、MAAPコードにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

##### b. 溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱

溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱は、溶融炉心ーコンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は以下の式で評価され、a. で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお、伝熱を受けた構造材の温度上昇は、構造材の熱伝導率等の物性にに基づき計算され、種々の実験により得られたコリウ

ムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで、適切に計算される。

$$\begin{aligned} \text{床方向の熱流束} \quad q_d &= h_d(T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd} \\ h_d &= h_{d0}(1 - f_s)^n \\ \text{壁方向の熱流束} \quad q_s &= h_s(T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs} \\ h_s &= h_{s0}(1 - f_s)^n \end{aligned}$$

ここで、

- $q_d, q_s$  : 床方面及び側面方向の熱流束 [W/m<sup>2</sup>]
- $h_d, h_s$  : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m<sup>2</sup>K]
- $h_{d0}, h_{s0}$  : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m<sup>2</sup>K]
- $f_s$  : 固化割合 [—]
- $n$  : 固化効果項の指数 [—]
- $T_f$  : 溶融プールの温度 [K]
- $T_{F,m}$  : デブリ融点 [K]
- $q_v$  : 体積発熱率 [W/m<sup>3</sup>]
- $X_{cd}, X_{cs}$  : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

### c. クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドに適用可能である。なお、クラストーコリウムシールド接触面温度は、a. に記載のとおり  $ZrO_2$  の物性値を基に計算されることから、クラストの厚さを評価するにあたり  $ZrO_2$  の物性値が考慮されている。

$$q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$$

ここで、

- $q$  : 床方面又は側面方向の熱流束 [W/m<sup>2</sup>]
- $k_F$  : デブリ熱伝導率 [W/mK]
- $T_{F,m}$  : デブリ融点 [K]
- $T_i$  : クラストーコリウムシールド接触面温度<sup>※1</sup> [K]
- $x_c$  : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]

※1 コリウムシールドの表面温度と同値であり、クラストからの伝熱量及び入力したコリウムシールドの物性値に基づいて適切に計算されている。

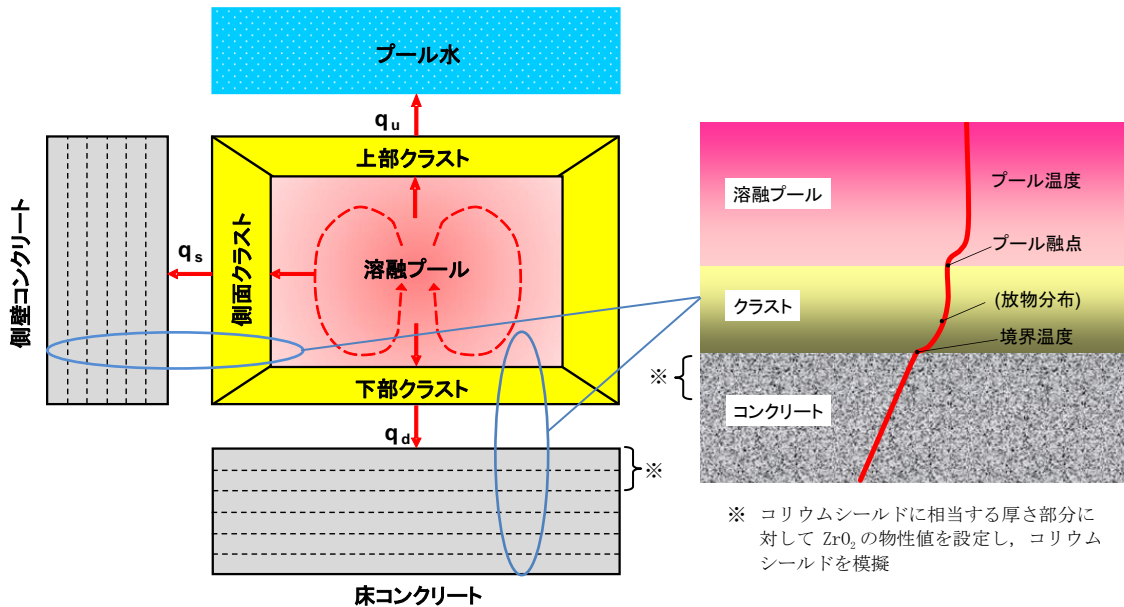


図 10 MAAPコードのMCC I 伝熱モデル

## (2) 解析コードにおける不確かさの影響

### (i) 不確かさの整理

解析コードにおける、コリウムシールドを考慮したMCC I 過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において、MCC I は以下の過程で段階的に推移することが示されているが、コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・溶融物の落下・堆積過程
- ・MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程

MCC I 現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して、感度解析の要否を整理する。MCC I 評価の不確かさに関する評価結果を表 6 に示す。

エントレインメント係数について、感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また、このことは、エントレインメント係数の不確かさにより溶融炉心の細粒化割合が変化した場合でも溶融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており、コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さく、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

熔融炉心の拡がりについて、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、拡がりが抑制されないペDESTALへの均一堆積形状の方が溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。ペDESTALに落下した溶融炉心については、「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」(以下「ベースケース」という)の有効性評価では、床面に

一様に広がる評価モデルとして扱っているが、堆積形状の不確かさが想定されるため、プラントの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりや抑制された感度解析により、影響を確認する。

上面熱流束係数及び溶融プールークラスト間の熱伝達係数について、溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、MAAPコードによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。

また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する。



表6 コリウムシールドを考慮した場合のMCCI評価の不確かさに関する整理結果

MCCI現象への影響因子	不確かさ因子	有効性評価の扱い	解析コード安全審査資料※における感度解析の要否	島根原子力発電所2号炉におけるコリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内 溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペダスタルの注水開始条件及び注水量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
	エントレインメント 係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、MAAPコードの不確かさ範囲内（FARO実験解析に基づく）で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の粒子化割合がコリウムシールドに与える感度が小さいことを確認しており、コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから感度解析不要
溶融炉心の拡がり	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため、感度解析不要	同左
	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し、水張り深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	同左
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベットの熱流束として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で800kW/m <sup>2</sup> として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱流束に対して感度解析を実施	(コリウムシールドの種類と同じ) 溶融炉心・コリウムシールド相互作用への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからデブリから水への熱伝達係数をパラメータとして感度解析を踏まえ、コリウムシールド及びコリウムシールドについて支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施
〔コリウムシールド種類〕 〔玄武岩系コリウムシールド〕 〔の侵食の異方性〕	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として、床方向クラストへは、壁方向クラストへは、  を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施	(デブリから水への熱伝達と同じ) コリウムシールドの侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドにおいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さいと考えられるため、溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施

※ BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## (ii) 感度解析

ベースケースの条件設定に対し、「(i) 不確かさの整理」で整理した不確かさ要因について、コリウムシールド及びコンクリート侵食量に対する感度を確認した。

### a. 溶融炉心の拡がりを抑制する場合の感度解析

#### (a) 評価条件

- ・溶融炉心が拡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拡がらず、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2.4m（初期水張り高さ）、底面積は約11m<sup>2</sup>（ペDESTAL床面積の約2/5）とし、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、円柱の側面部分も水に接していることを想定し、上面からの除熱量は円柱上面の面積に側面の面積を加えた値とした。

#### (b) 評価結果

評価結果を図12に示す。評価の結果、ペDESTALのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は2,100℃未満であり、コリウムシールドを設置することにより、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため、原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認した。

### b. 溶融炉心上面熱流束の感度解析

#### (a) 評価条件

- ・ペDESTALに落下した後の上面熱流束をベースケースから変更し、800kW/m<sup>2</sup>（一定）とする。これは、K u t a t e l a d z e型の水平平板限界熱流束相関式において大気圧状態を想定した場合、溶融炉心からプール水への熱流束が800kW/m<sup>2</sup>程度であることを考慮し、保守的に設定した値である。なお、ベースケースでは溶融炉心からプール水への熱流束を800kW/m<sup>2</sup>（圧力依存有り）としている。ベースケースにおける原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力は、約0.2MPa[gage]以上で制御されていることから、ベースケースにおける溶融炉心からプール水への熱流束は、約1,300kW/m<sup>2</sup>（格納容器圧力約0.2MPa[gage]において）以上となる。

#### (b) 評価結果

評価結果を図13に示す。評価の結果、ペDESTALのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は2,100℃未満であり、コンク

リート侵食量は床面で0m, 壁面で約0.13mに抑えられており, 原子炉压力容器の支持機能を維持できることを確認した。

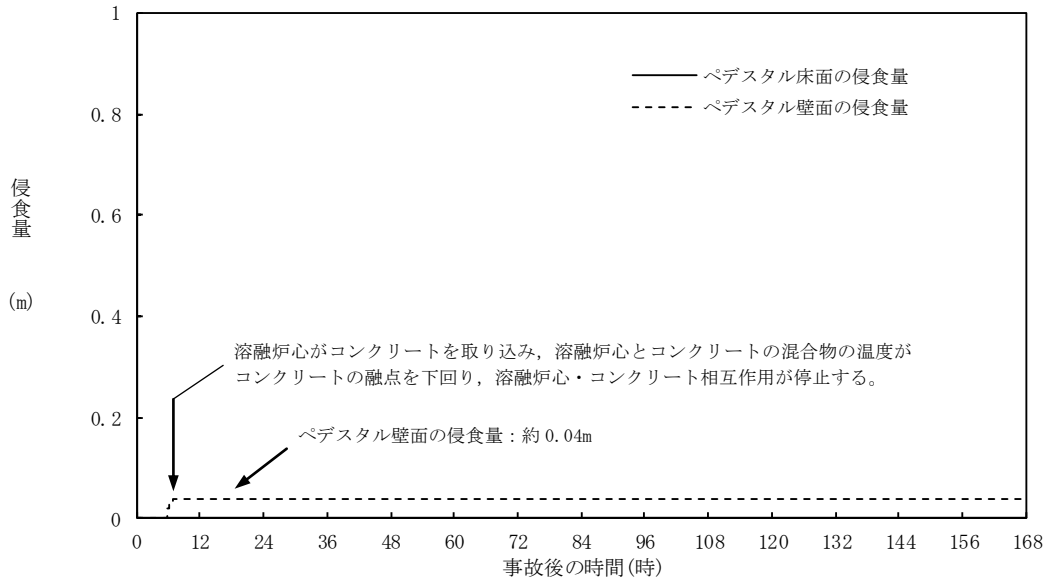


図 11 ペDESTAL床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移 (ベースケース)

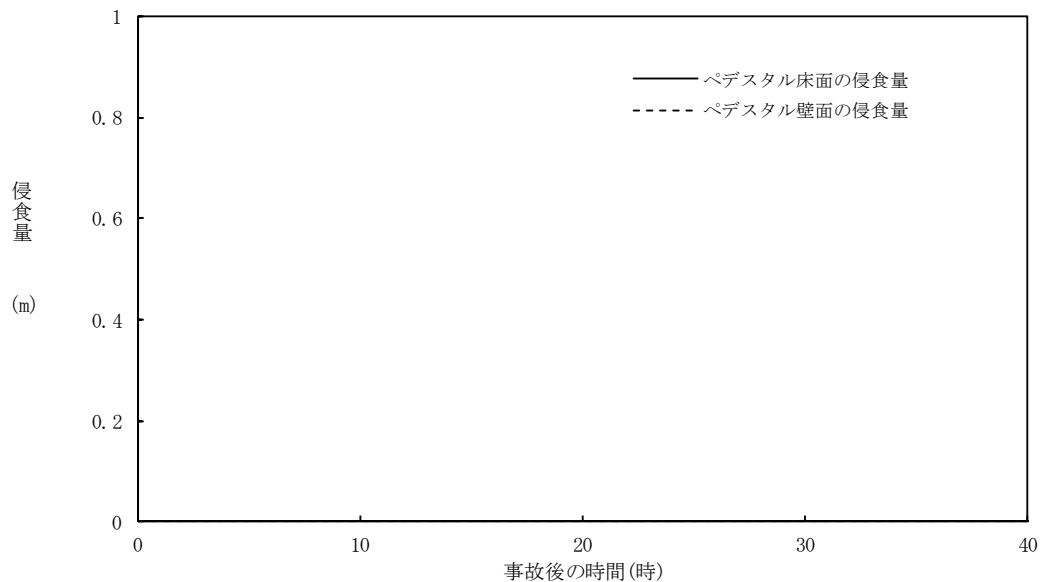


図 12 ペDESTAL床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移 (溶融炉心の拡がりを抑制した場合)

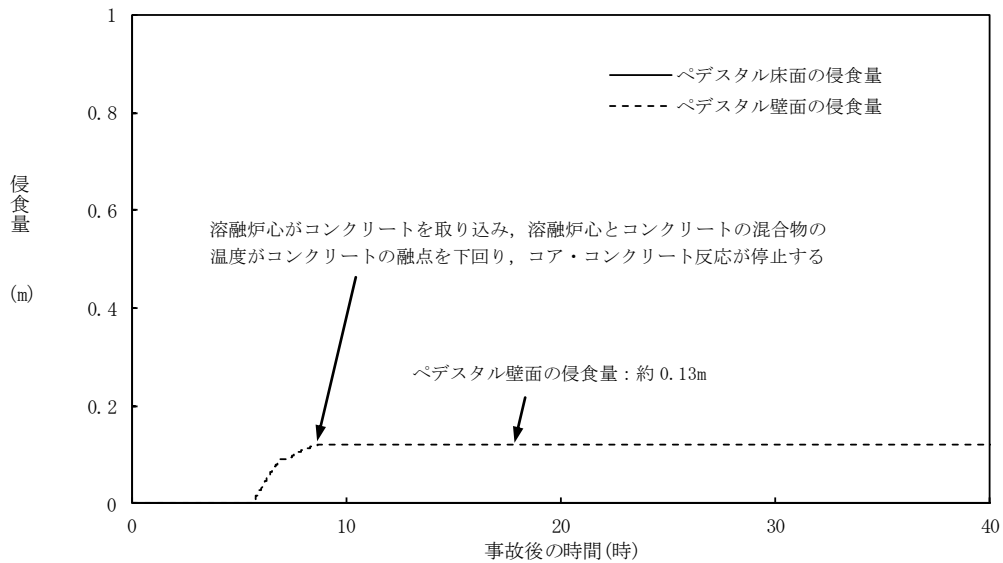


図 13 ペDESTAL床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移  
(溶融炉心からプール水への熱流束を保守的に考慮する場合)

(3) 解析条件における不確かさの影響

解析コードMAAPにおけるMCCI評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペDESTAL床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。解析コードMAAPの解析条件を表7に示す。なお、MCCI伝熱モデルにおいて、コリウムシールド耐熱材の二層構造（サンプル防護材+犠牲材）のうち、サンプル防護材の厚さ部分に対して $ZrO_2$ の物性値を設定している。

表7 解析コードMAAP解析条件

項目		解析条件	最確条件
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐熱材	ジルコニア耐熱材
	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100℃ ※1	2,100℃ ※1
	ペDESTAL床面積		
	コリウムシールド厚さ		

※1  $ZrO_2$ 耐熱材の100mol%  $Zr$ による侵食試験結果に基づき設定

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

#### (4) まとめ

MAAPコードではコリウムシールドを適切に模擬しており、熔融炉心-コリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。

コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析により、原子炉圧力容器の支持機能を維持でき、不確かさの影響は小さいことを確認した。また、コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり、不確かさはない。

#### 5. まとめ

コリウムシールドの設置によって、SA時にペDESTAL内に落下したデブリがスリット内でファンネルに到達する前に凝固することで、ドライウェルサンプへのデブリ流入を防止するとともに、ペDESTAL床面及び壁面における侵食量が抑制されることで原子炉圧力容器の支持機能に影響を及ぼすことなく、MCCIのリスクを低減できることを確認した。

#### 参考文献

- [1] D. Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material”, ICONE-8179, (2000).
- [2] J. M. Seiler, K. Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors”, Multiphase Science and technology, Vol. 12, No. 2, pp. 117-257, (2000).

以上

## NS2下部D/Wドレン配管内の凝固評価に関するEPR I/F A I試験の適用性について

### 1. EPR I/F A I試験とNS2のファンネルの体系の比較

EPR I/F A I試験の適用性を検討するにあたり、NS2の下部D/Wサンプルと体系を比較するため、熔融物条件を表別1-1に、流路構造を表別1-2に比較する。

表別1-1のとおり、EPR I/F A I試験で用いたアルミナと、MAAP解析結果に基づく熔融デブリ（平均）の物性を比較すると、密度・熱伝導率が異なるものの、配管内での熔融物凝固・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、熔融デブリ（平均）、熔融デブリ（金属）はEPR I/F A I試験との蓄熱量比が小さいことから、熔融デブリ（酸化物）について流動距離を評価する。

表別1-2に流路構造を比較する。EPR I/F A I試験の配管径50mmに対し、NS2のファンネル口径は78mm（80A）であり、配管断面積比はNS2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、熔融デブリ（酸化物）のケースにおいて、限界固相率1のとき約2.04倍、限界固相率0.64のとき約1.27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NS2の方が約1.56倍大きい。

デブリの堆積高さは、EPR I/F A I試験で約0.18m（試験後の観察結果）であり、NS2では約1.04m（MAAP結果）である。また、EPR I/F A I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、NS2では耐熱材上面から配管水平部まで約0.94mである。従って配管水平部までの堆積高さはEPR I/F A I試験で約0.45m、NS2で約2m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、EPR I/F A I試験で約3.0m/s、NS2で約6.3m/sとなる。

### 2. EPR I/F A I試験の適用性

EPR I/F A Iの試験をNS2のファンネルの体系に適用するにあたり、Fleming's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。

Fleming's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EPR I/F A Iの試験条件とNS2での評価条件の比をとり、EPR I/F A Iの試験結果をNS2のファンネルに適用した場合の評価を行う。

この場合、NS2のファンネルでのデブリの流動距離（ $L_{NS2}$ ）は次の式で表現できると考えられる。

$$L_{NS2} = L_{FAI} \times \frac{d_{NS2}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{NS2} \rho_{NS2}}{h_{FAI} \rho_{FAI}} \times \frac{v_{NS2}}{v_{FAI}}$$

ここで、

$\frac{d_{NS2}}{d_{FAI}}$  : 配管直径比

$\frac{h_{NS2} \rho_{NS2}}{h_{FAI} \rho_{FAI}}$  : 凝固までの蓄熱量比

$\frac{v_{NS2}}{v_{FAI}}$  : 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 ( $L_{NS2}$ ) を求めると、

$$L_{NS2} = 0.79 \times 1.56 \times \boxed{\phantom{0.01}} \times 2.1$$

$$= \boxed{\phantom{0.01}} \text{ (m)}$$

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 $1 \times 10^5$ 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。

EPR I / FAI 試験とNS2で考慮した熔融物の条件では、熔融物の組成がEPR I / FAI 試験では単相、NS2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、熔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、単相では熔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、EPR I / FAI 試験での単層試験の結果得られた流動距離をNS2のスケールに適用する評価は、流動距離を長く見積もる、保守的な扱いになると考える。

以上より、本評価はEPR I / 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 1-1 溶融物条件の比較

項目	E P R I 試験 アルミナ	N S - 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
溶融物				
過熱度 (K)				
融点 (°C)				
密度 (kg/m <sup>3</sup> )				
比熱 (kJ/kgK)				
溶融潜熱 (kJ/kg)				
熱伝導率 (W/mK)				
粘性係数 (Pa・s)				
動粘性係数 (m <sup>2</sup> /s)				
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=1.0)				
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=0.64)				
凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)				
凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)				

※1 酸化物：UO<sub>2</sub>, Zr, ZrO<sub>2</sub> ※2 金属：SUS成分

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



表別 1-2 流路構造の比較

項目	EPR I 試験	NS-2		
	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)
溶融物				
流路構造比較				
流路内径 (m)				
断面積比				
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)				
単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)				
単位長さあたりの伝熱面積比				
床面から配管水平部までの深さ (m)				
デブリ堆積高さ (m)				
ヘッドから計算される流速 (m/s)				
流速の実測値 (m/s)				
デブリの流動距離 (m)				

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

コリウムシールドスリット内での凝固停止評価について

コリウムシールドスリット内におけるデブリ凝固評価結果を示す。

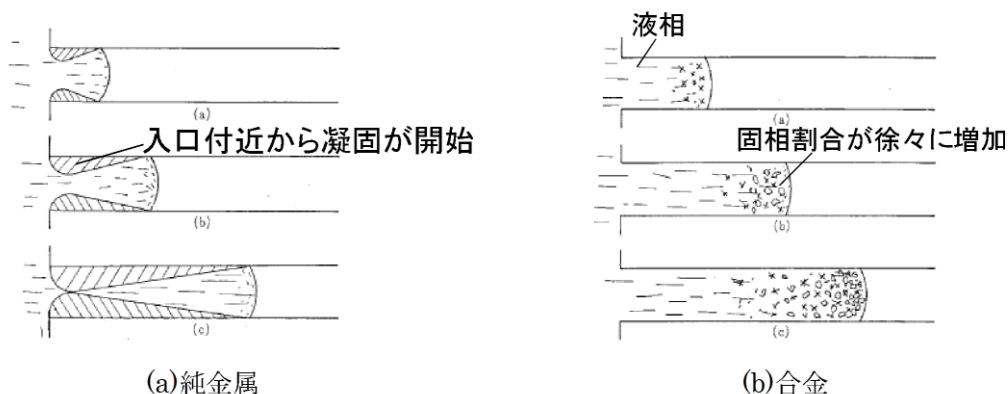
1. 溶融金属の流路内での凝固挙動

図別 2-1 に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

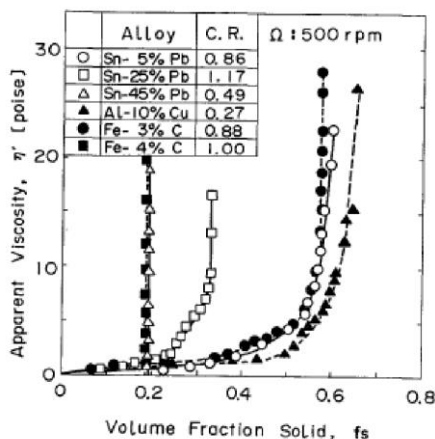
純金属や共晶温度の合金では、図別 2-1 (a) のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、図別 2-1 (b) のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、図別 2-2 に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

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た。



図別 2-1 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図



図別 2-2 溶融金属の固相率割合と粘性の関係<sup>[1]</sup>

## 2. 評価方法

純金属の流路内での凝固モデルとしては、US-ABWR DCDモデル、E p s t e i nモデル(MAAPの下部プレナム貫通部閉塞モデル)を使用し、合金の流路内での凝固モデルとしては、F l e m i n g sモデルを使用する。

なお、本凝固評価モデルは流路内に水が存在しないドライ状態を前提としていることから、実機条件に対して十分保守的な評価となると考えられる。

### 2.1 純金属モデル

#### a. US-ABWR DCDモデル<sup>[2]</sup>

本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

DCDモデルの評価式を以下に示す。流動距離は流動停止までの平均速度と流動停止までの平均時間の積で求められる。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze}) t_{freeze} \quad (1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[ \frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \quad (2)$$

US-ABWR DCDでは、入口流速は以下のように表わされている。

$$v_e(t) = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}t}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad (3)$$

しかしながら、ペDESTAL床面よりも下部にスリットが設置されるため、縦スリット内のヘッド $h_0$ を考慮し以下のようにする必要がある。

$$v_e(t) = \sqrt{2g \left( \frac{\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}} t + h_0 \right)} \quad (4)$$

この場合、DCDモデルの評価で使用される平均流速において、初期ヘッド $h_0$ による項が追加され、以下のように修正される。

$$v_e(t) = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} + \sqrt{2gh_0} - \frac{a_0b_0}{H_0}t - \frac{4b_0\sqrt{2gh_0}}{3H_0}\sqrt{t}}{\left(1 + \frac{4b_0}{3H_0}\sqrt{t}\right)} \quad (5)$$

ここで、

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad (6)$$

$$b_0 = \sqrt{\frac{2k_f(T_{f,m} - T_s)}{\rho_{cm} h_{lh}}} \quad (7)$$

溶融炉心が過熱度を持つ場合、 $b_0$ は以下の式を使用する。過熱度がない場合、

$b_0 = b'_0$ となる。

$$b'_0 = \frac{2k_f(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (8)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

$L_{freeze}$  : 流動距離 (m),  $\bar{v}(t)$  : 平均流速 (m/s),  $t_{df}$  : 凝固完了時間 (s),  
 $\rho_{cm}$  : 溶融デブリ密度 (kg/m<sup>3</sup>),  $C_p$  : 溶融デブリ比熱 (J/kgK),  $\Delta T$  : 過熱度 (K),  
 $H_0$  : スリット高さ (m),  $h_0$  : 縦スリット部高さ (m),  $\alpha_w$  : 構造材熱拡散率 (m<sup>2</sup>/s),  
 $k_w$  : 構造材熱伝達率 (w/mK),  $k_f$  : デブリ熱伝導率 (w/mK),  
 $T_s$  : 接触面温度 (K),  $T_i$  : 構造材初期温度 (K),  $T_{f,m}$  : 溶融デブリ温度 (K),  
 $g$  : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>),  $\dot{m}_{ves}$  : R P Vからのデブリ落下率 (kg/s),  
 $A_{ld}$  : 下部ドライウエル床面積 (m<sup>2</sup>)

#### b. E p s t e i nモデル<sup>[3][4]</sup>

E p s t e i nモデルは、MAAPコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり、D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。

E p s t e i nモデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は式(9)と式(10)の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X = \frac{D}{2f} \ln \left( \frac{T_0 - T_{mp}}{T^{**} - T_{mp}} \right) \quad (9)$$

- ・溶融炉心が過熱度のない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[ \frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (10)$$

ここで、

$$B = \left[ 1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (11)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

$X$  : 流動距離 (m),  $Re$  : レイノルズ数,  $Pr$  : プラントル数,  $D$  : 水力等価直径 (m),  
 $\lambda$  : 溶融潜熱 (J/kg)  $C_p$  : 溶融デブリ比熱 (J/kgK),  $T_0$  : デブリ初期温度 (K),  
 $T_{mp}$  : デブリ融点 (K),  $T_w$  : 構造材初期温度 (K),  $T^*$  : デブリ凝固開始温度 (推定値) (K),  
 $f$  : 摩擦係数 (-)

なお,  $T^* - T_{mp}$  は E P R I レポートを基に 10K とする。

## 2.2 合金モデル

### (1) Fleming's モデルの評価式<sup>[5]</sup>

Fleming's モデルは式(12)のように表され, 流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに, 溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価できるモデルとなっている。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (12)$$

ここで,

$$B = \frac{h\sqrt{\pi} \alpha_w \Delta X}{k_w \sqrt{v}} \quad (13)$$

であり, 各パラメータの内容は以下のとおりである。

$L_{freeze}$  : 流動距離 (m),  $A$  : 流路断面積 (m<sup>2</sup>),  $\rho$  : 溶融デブリ密度 (kg/m<sup>3</sup>),  
 $v$  : 溶融デブリ流速 (m/s),  $f_c$  : 流動限界固相率 (-),  $H_f$  : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg),  
 $C_p$  : 溶融デブリ比熱 (J/kgK),  $\Delta T$  : 初期温度と凝固温度の差 (K),  
 $h$  : 熱伝達率 (W/m<sup>2</sup>K),  $S$  : 流路周長 (m),  $T_d$  : 溶融デブリ温度 (K),  
 $T_w$  : 構造材温度 (K),  $\alpha_w$  : 構造材熱拡散率 (m<sup>2</sup>/s),  $\Delta X$  : チョーキングレンジ<sup>\*</sup> (m)  
 $k_w$  : 構造材熱伝達率 (w/mK)

※ : 溶融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数

### (2) 熱伝達係数の計算

溶融デブリとスリット構造材間の熱伝達係数は, 溶融デブリの熱伝導率, 水力等価直径及び S l e i c h e r - R o u s e の式<sup>[6]</sup>又は G n i e l i n s k i の式<sup>[5]</sup>より求まるヌセルト数を用いて, 下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (14)$$

S l e i c h e r - R o u s e の式

$$Nu = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (10^4 < Re < 10^6, 0.1 < Pr < 10^4) \quad (15)$$

$$a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w} \quad (16)$$

$$b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \quad (17)$$

添字はそれぞれ、 $m$  : 混合平均温度、 $f$  : 膜温度、 $w$  : 壁温における物性値を表す。ただし、本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定する。

また、レイノルズ数が  $3000 < Re < 10^6$ 、 $0.5 < Pr < 2000$  の範囲については次式 (G n i e l i n s k i の式)

$$Nu = \frac{(f/2)(Re-1000)Pr}{1+12.7\sqrt{f/2}(Pr^{2/3}-1)} \quad (18)$$

ここで、 $f$  は管摩擦係数であり、

$$f = (3.64 \log_{10}(Re) - 3.28)^{-2} \quad (19)$$

と与えられる。

S l e i c h e r - R o u s e の式、G n i e l i n s k i の式が共に適用範囲内となる場合は、ヌセルト数が小さい方を採用する。

### (3) 溶融デブリの温度低下の考慮

式 (12) から直接的に流動距離を計算すると、流路内を進行する間のデブリの温度低下が考慮されず、溶融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより、流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では、F l e m i n g s の評価式をもとに、流動に伴うデブリの温度低下を考慮した上で、溶融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、溶融炉心の流速との積により流動距離を計算した。

まず、初期にデブリが保有する流動停止までの熱量は、固相線温度  $T_{sol}$  を基準として

$$Q_0 = \{C_p(T_{d0} - T_{sol}) + H_f\} f_c m_d \quad (20)$$

となる。デブリが  $\Delta t$  の時間に  $\Delta x$  の距離流動したときの除熱量は、

$$Q_{rm}^p = hS\Delta x(T_d^p - T_w^p) \left( \frac{1}{1 + \frac{B}{2}} \right) \Delta t \quad (21)$$

であり、 $\Delta x$  流動後のデブリの保有熱量及び温度は、

$$Q_d^{p+1} = Q_d^p - Q_{rm}^p \quad (22)$$

$$T_d^{p+1} = \frac{Q_d^{p+1}}{C_f m_d} + T_{sol} \quad (23)$$

となる。ここで、 $C_f$ は溶融潜熱を考慮した溶融デブリの換算比熱であり、以下のように表わされる。

$$C_f = C_p + \frac{H_f}{T_{liq} - T_{sol}} \quad (24)$$

各パラメータの内容は以下のとおりである。

$Q_0$  : 流動停止するために除去が必要なエネルギー (J) ,  $T_{d0}$  : デブリ初期温度 (K) ,

$T_{sol}$  : デブリ固相線温度 (K) ,  $T_{liq}$  : デブリ液相線温度 (K) ,  $m_d$  : デブリ質量 (kg) ,

$Q_{rm}$  : タイムステップ毎の除熱量 (J) ,  $\Delta x$  : タイムステップ毎の流動距離 (m) ,

$\Delta t$  : タイムステップ (s)

以上より、デブリの凝固までの保有エネルギー $Q_d$ が0になるまでの時間が得られ、溶融デブリの流速との積により、溶融デブリの流動距離が計算される。

### 3. 評価条件

コリウムシールド内での溶融デブリ凝固評価に用いた条件を表別 2-1 に示す。

溶融炉心の物性については、MAAPで使用されているRPV破損直前の下部プレナムの物性値を用いる。

表別 2-1 評価条件

構造材温度	
溶融炉心初期温度	
SUS 密度	
SUS 熱伝導率	
SUS 比熱	
溶融炉心液相線温度	
溶融炉心固相線温度	
デブリ密度	
デブリ比熱	
デブリ熱伝導率	
デブリ溶融潜熱	
デブリ粘性係数	

※ 格納容器設計圧力の2倍 (853kPa(gage)) における水の飽和温度

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

F l e m i n g s モデル固有の変数を表別 2-2 に示す。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見<sup>[7]</sup>があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を 1.0、チョーキングレンジを 0 m と設定する。

表別 2-2 F l e m i n g s モデル固有の変数

流動限界固相率(fc)	1.0
チョーキングレンジ(ΔX) (m)	0

また、スリットの寸法を表別 2-3 に示す。

表別 2-3 スリット形状

スリット高さ	
流路幅	

表別 2-4 に流入速度関連パラメータを示す。

溶融炉心の流速については、溶融炉心全量に加えペDESTAL内構造物等がペDESTAL内に堆積した場合の堆積高さ約 1 m と、コリウムシールド設置時の既存の床面からの底上げ高さ [ ] の合計 [ ] をヘッドとして考慮した場合、溶融炉心の流速は [ ] となる。これに対し、保守的にこの値を切り上げて [ ] を設定する。

US-ABWR DCDモデルでは、デブリ落下率がパラメータとなっている。デブリ落下率は破損孔径をCRD一本相当としたものを基に設定している。

表別 2-4 流入速度関連パラメータ

デブリ落下率 (kg/s)	
DCDモデル評価時の初期ヘッド (m)	
デブリ流入速度 (m/s)	

#### 4. 評価結果

3. に示した条件に基づく各モデルにおける評価結果を表別 2-5 ~表別 2-7 に示す。溶融炉心の流動距離は最大でも [ ] となり、スリット長さ [ ] の範囲内で凝固停止することを確認した。また、スリット内での上下面からの除熱（デブリから耐熱材への熱伝導）がデブリ体積発熱量よりも大幅に上回るため、比較的短時間でデブリが凝固するスリット内の凝固においては、この間の溶融デブリの崩壊熱による影響は無視し得る。



表別 2-5 US-ABWR DCDモデル評価

デブリ落下率 (kg/s)	流動距離 (m)	
	TQUVケース	大破断LOCAケース

表別 2-6 Epsteinモデル評価

流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)	
	TQUVケース	大破断LOCAケース

表別 2-7 Flemingsモデル評価

流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)	
	TQUVケース	大破断LOCAケース

## 5. 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離は短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。
- ・スリット内へ流入する溶融炉心の初期温度は、RPV破損時の溶融炉心平均温度に対し保守的に液相線温度（）を設定しているが、溶融炉心がペDESTAL床面に拡がる間やスリット内を通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見<sup>[7]</sup>がある。

## 6. まとめ

溶融デブリのスリット内凝固評価を実施した。溶融デブリのスリット内凝固評価は、実デブリを用いた試験による確認が困難であるため、別法による確認として、純金属と合金のそれぞれのモデルで評価を実施した。その結果、保守的な条件として評価したとして、スリット幅 スリット高さとすれば、溶融デブリの流動距離はであり、流路長さであれば、スリットに流入した溶融デブリは十分に凝固することを確認した。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 7. 参考文献

- [1] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [2] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [3] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [4] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994
- [5] M. C. Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys”, AFC Transactions, vol.69, 1961
- [6] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 5 版, 2009
- [7] M. T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

## コリウムシールド材料の選定について

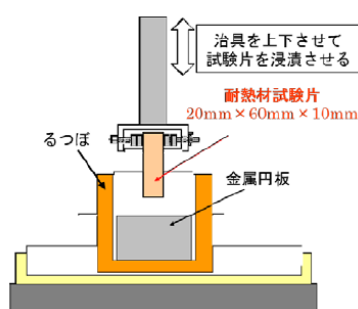
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 $ZrO_2$ 等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に熔融 $Zr$ 及び模擬熔融炉心( $UO_2-ZrO_2-Zr$ )による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として $ZrO_2$ を選定した。

### 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、、 $ZrO_2$ 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 3-1)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ 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 $100mol\% Zr$ とした。

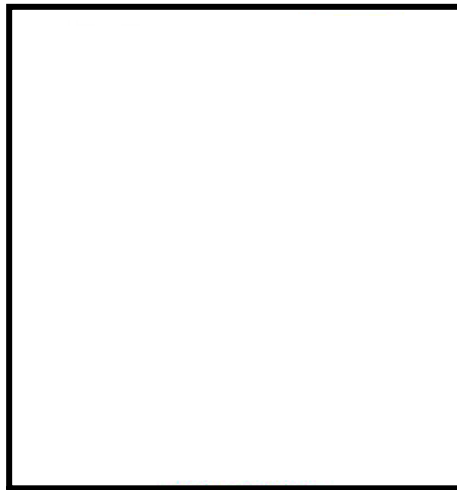


図別 3-1 試験体系

#### 1.2 試験結果

図別 3-2 に金属組成が $100mol\% Zr$ 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 >  >  $ZrO_2$ となり、 $ZrO_2$ 、、の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



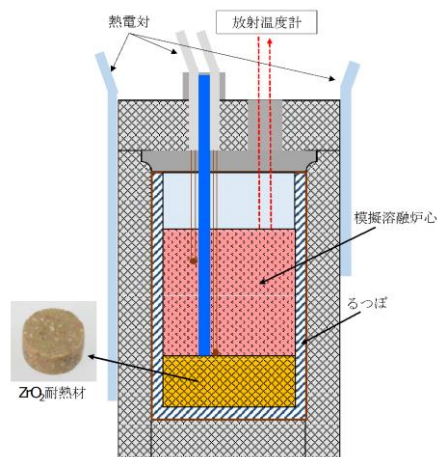
図別3-2 試験後の断面写真

## 2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

### 2.1 試験方法

高融点材料にて製作した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粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は $UO_2-ZrO_2-Zr$  : 30mol%-30mol%-40mol%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(2,000°C~2,100°C)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。試験体系を図別3-3に示す。

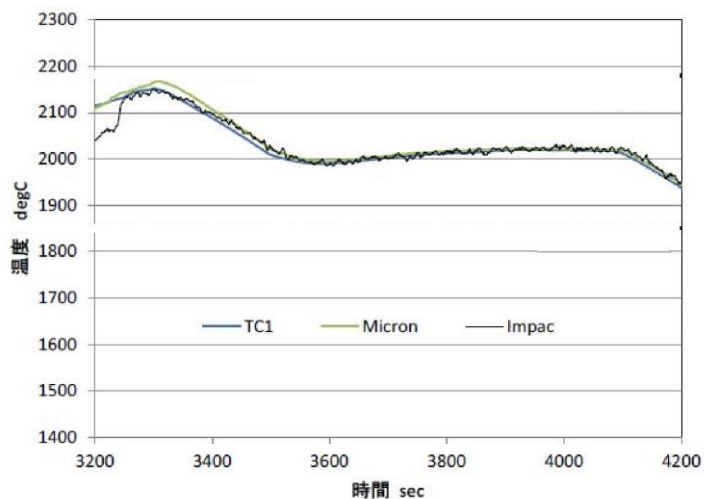


図別 3-3 試験体系

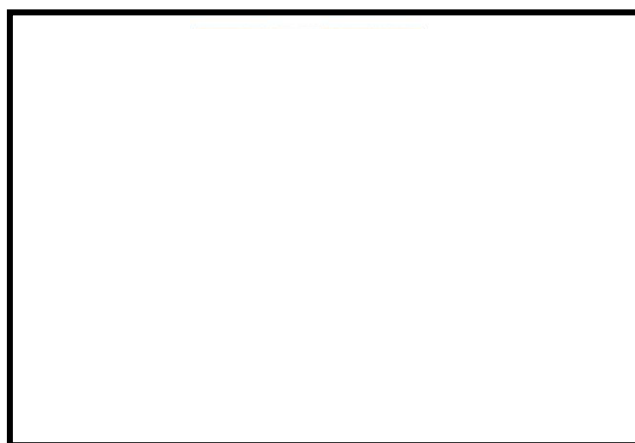
### 2.2 試験結果

試験温度の推移を図別 3-4 に示す。試験においては 2,000°C~2,050°C の範囲で、約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図別 3-5 に示す。 $ZrO_2$ 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 $ZrO_2$ 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



図別 3-4 試験温度推移



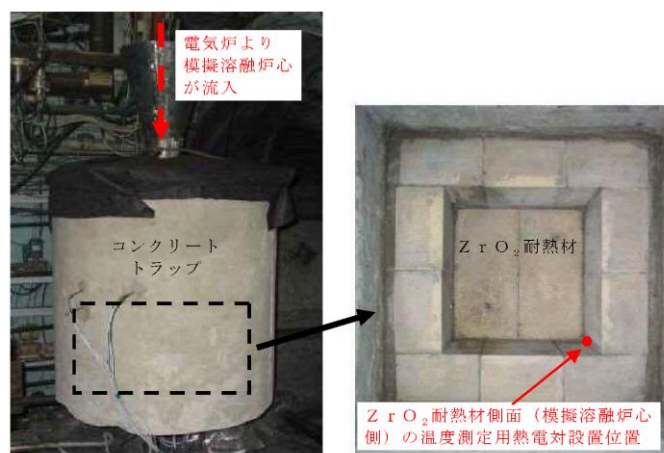
図別 3-5 試験後の断面写真

### 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、 $ZrO_2$ 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 $UO_2-ZrO_2-Zr$  : 30mol%-30mol%-40mol%とした。 $ZrO_2$ 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 $ZrO_2$ 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 $ZrO_2$ 耐熱材の温度を測定した。試験装置を図別3-6 に示す。

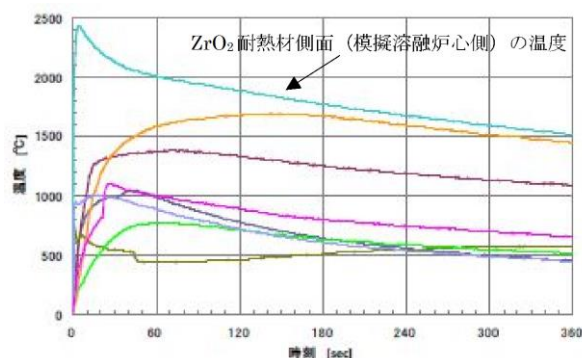
本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



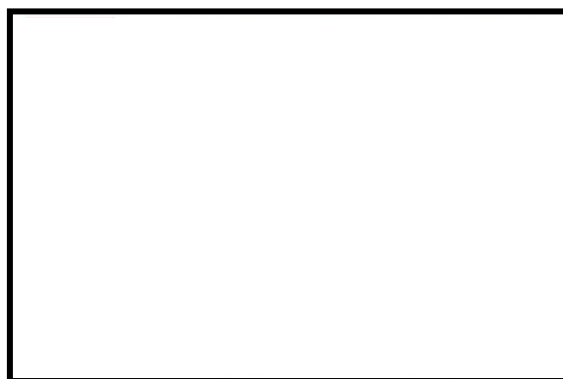
図別 3-6 試験装置

### 3.2 試験結果

試験温度推移を図別 3-7 に示す。ZrO<sub>2</sub>耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 2,450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は2,450℃以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図別 3-8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1 cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。



図別 3-7 試験温度推移

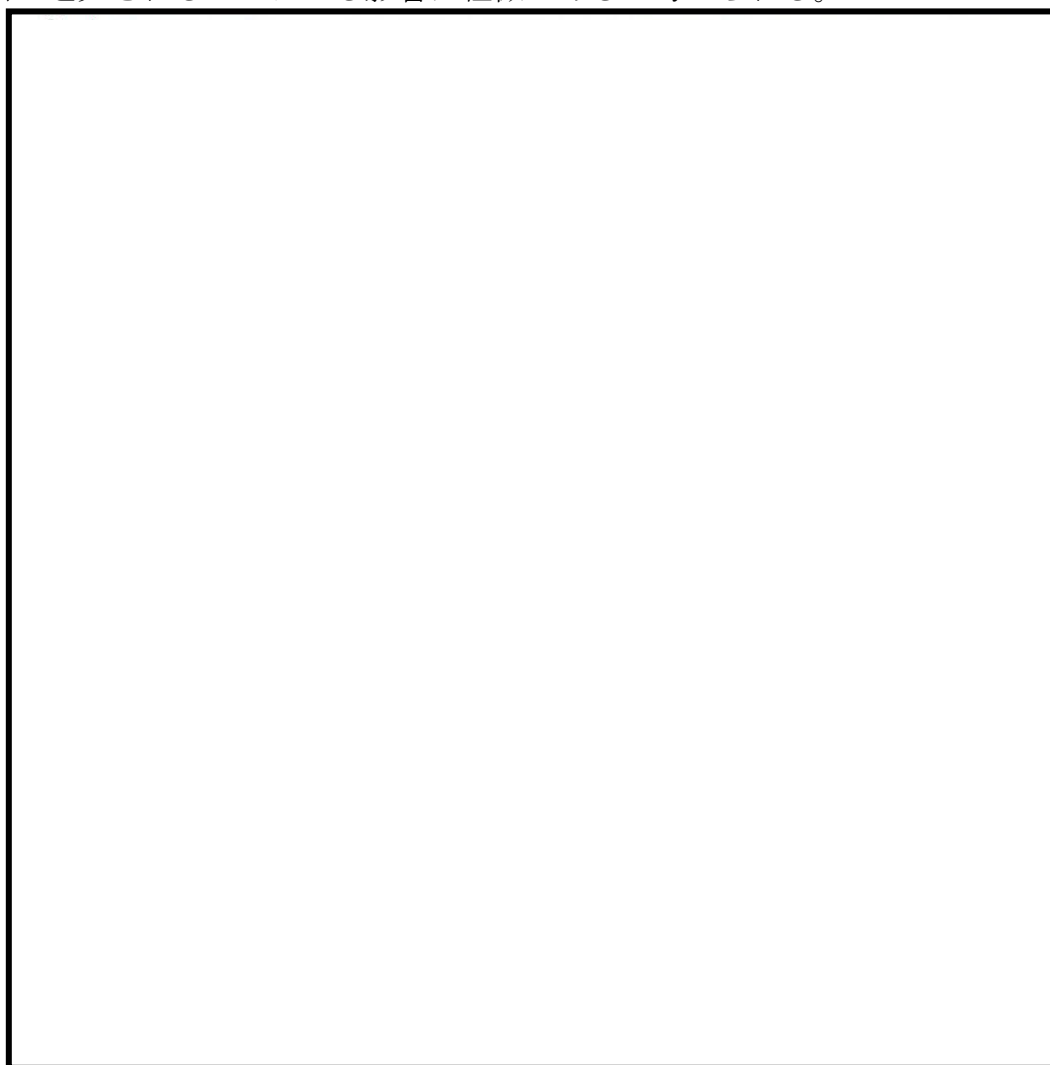


図別 3-8 試験後の断面写真

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

一般に、 $ZrO_2$ には還元雰囲気中で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬溶融炉心の温度が $2,450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬溶融炉心中には金属 $Zr$ が存在することから、模擬溶融炉心中の金属 $Zr$ によって $ZrO_2$ 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 $ZrO_2$ 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる（図別 3-9）。

なお、ペDESTALには水プールが存在するため、ペDESTALに落下してきた溶融炉心中に残存する未酸化の金属 $Zr$ は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、ペDESTALに落下してきた溶融炉心は、 $2,000^{\circ}C$ を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、溶融炉心中の金属 $Zr$ は酸化されていると考えられることから、事故時に溶融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 $ZrO_2$ 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。



図別 3-9 耐熱材表面の成分分析結果

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

#### 4. まとめ

上記試験結果から，熔融炉心に対して高い耐性を有している  $ZrO_2$ （ジルコニア）耐熱材を，コリウムシールドに用いる材料として選定した。

※ 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。



### 30. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	TE298-1A-1	圧力容器円筒胴温度	0～300℃
2	TE298-1A-2	圧力容器円筒胴温度	0～300℃
3	TE298-1A-3	圧力容器円筒胴温度	0～300℃
4	TE298-1B-1	圧力容器A給水ノズル出口温度	0～300℃
5	TE298-1C-1	圧力容器A給水ノズル温度	0～300℃
6	TE298-1B-2	圧力容器B給水ノズル出口温度	0～300℃
7	TE298-1C-2	圧力容器B給水ノズル温度	0～300℃
8	TE298-1B-3	圧力容器C給水ノズル出口温度	0～300℃
9	TE298-1C-3	圧力容器C給水ノズル温度	0～300℃
10	TE298-1B-4	圧力容器D給水ノズル出口温度	0～300℃
11	TE298-1C-4	圧力容器D給水ノズル温度	0～300℃
12	TE298-1D-1	圧力容器下鏡外温度	0～300℃
13	TE298-1D-2	圧力容器下鏡外温度	0～300℃
14	TE298-1D-3	圧力容器下鏡外温度	0～300℃
15	TE298-1E-1	圧力容器支持コト上部温度	0～300℃
16	TE298-1E-2	圧力容器支持コト上部温度	0～300℃
17	TE298-1E-3	圧力容器支持コト上部温度	0～300℃
18	TE298-1F-1	圧力容器支持コト下部温度	0～300℃
19	TE298-1F-2	圧力容器支持コト下部温度	0～300℃
20	TE298-1F-3	圧力容器支持コト下部温度	0～300℃
21	TE298-1G-1	原子炉圧力容器温度 (S A)	0～500℃
22	TE298-1G-2	原子炉圧力容器温度 (S A)	0～500℃
23	TE298-1G-3	圧力容器下鏡温度	0～300℃
24	TE298-1G-4	圧力容器下鏡底部温度	0～300℃
25	TE298-2A-1	圧力容器上蓋温度	0～300℃
26	TE298-2A-2	圧力容器上蓋温度	0～300℃
27	TE298-2B-1	圧力容器上蓋フランジ温度	0～300℃
28	TE298-2B-2	圧力容器上蓋フランジ温度	0～300℃
29	TE298-3-1	圧力容器スットホル温度	0～300℃
30	TE298-3-2	圧力容器スットホル温度	0～300℃
31	TE298-4-1	圧力容器胴体フランジ温度	0～300℃
32	TE298-4-2	圧力容器胴体フランジ温度	0～300℃
33	TE298-4-3	圧力容器胴体フランジ温度	0～300℃

■ : 重大事故等対処設備

重大事故等対処設備以外は、常用計器（耐震性又は耐環境性等はないが、監視可能であれば原子炉施設の状態を把握することが可能な計器）

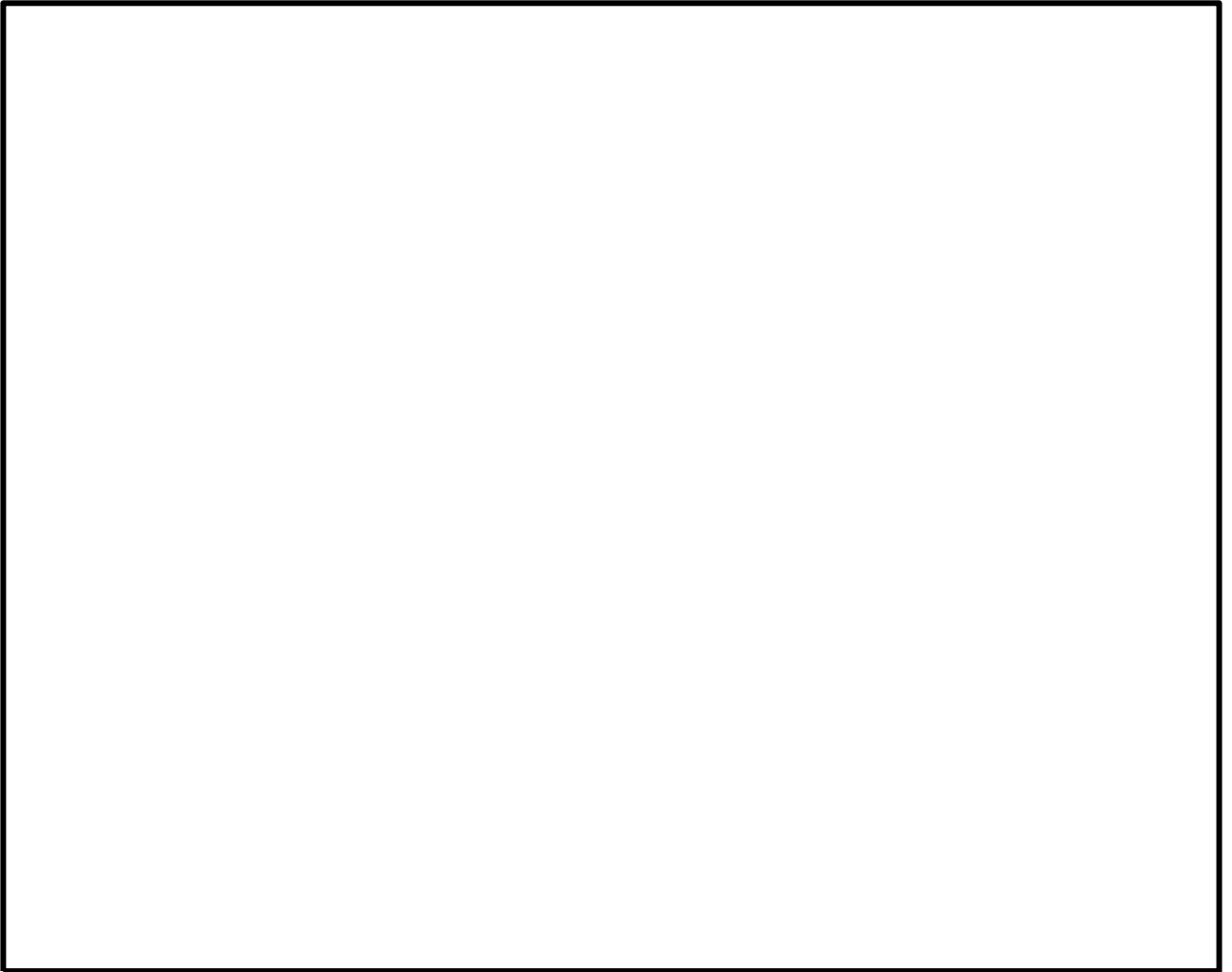


図1 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

32. 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

島根原子力発電所2号炉  
重大事故等対処設備について（補足説明資料）抜粋

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

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。

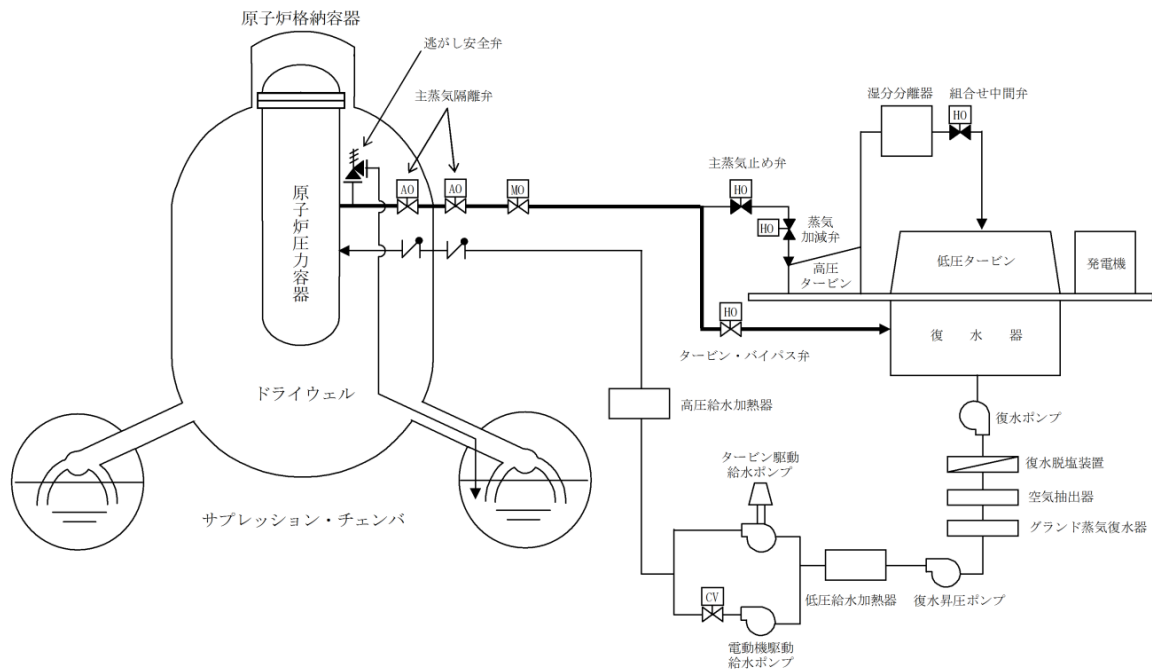


図1 タービンバイパス弁による減圧 概略系統図

(2) 直流給電車

直流給電車は、高圧発電機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、115V-B系の直流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) 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備

逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備は、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。

本システムは、窒素ガスポンペ、減圧弁等により構成する。また、窒素ガスは、逃がし安全弁のうち自動減圧機能がない2個へ供給される。

なお、本システムは、既設の窒素ガス供給系とは別に、窒素ガスポンペを配備する。

本システムは、電磁弁操作を必要とせず、窒素ガス供給系が機能喪失した場合に、自動減圧機能がない2個（RV202-1A, 1J）へ、窒素ガスポンペ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。

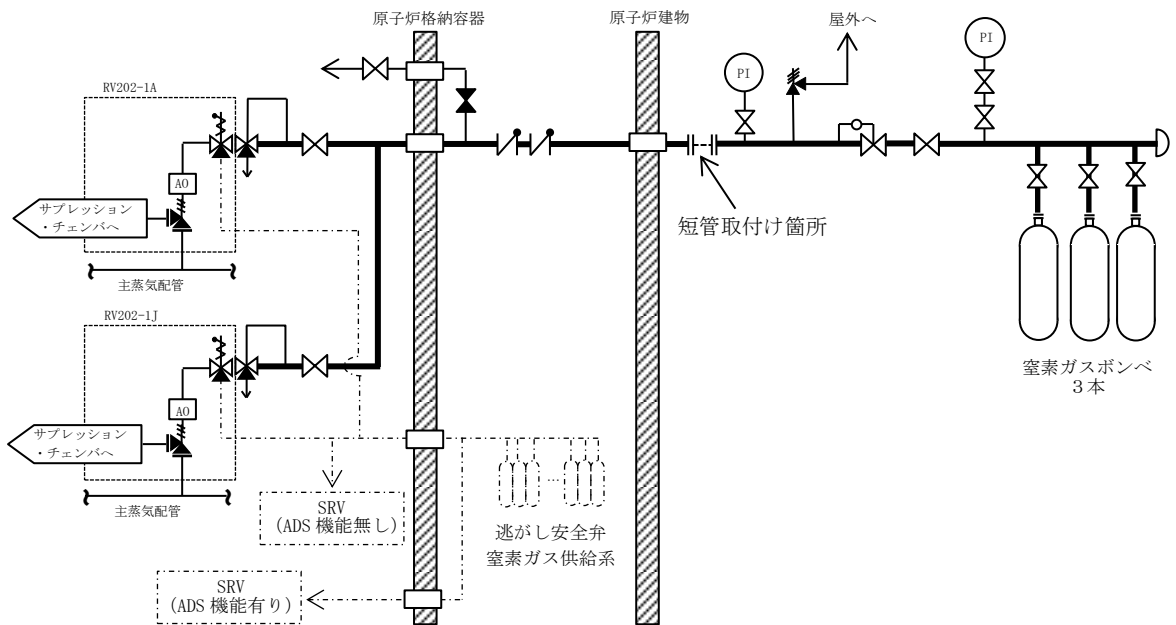


図2 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備による減圧 概略系統図

(4) 主蒸気逃がし安全弁用蓄電池（原子炉建物）

常設直流電源及び主蒸気逃がし安全弁用蓄電池（補助盤室）の電源供給またはSRV用電源切替盤を用いた可搬型直流電源設備による電源供給が不可能となり逃がし安全弁を解放できない場合において、主蒸気逃がし安全弁用蓄電池（原子炉建物）を中継端子箱に接続し、逃がし安全弁（RV202-1B, 1M）を解放することにより原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧する。

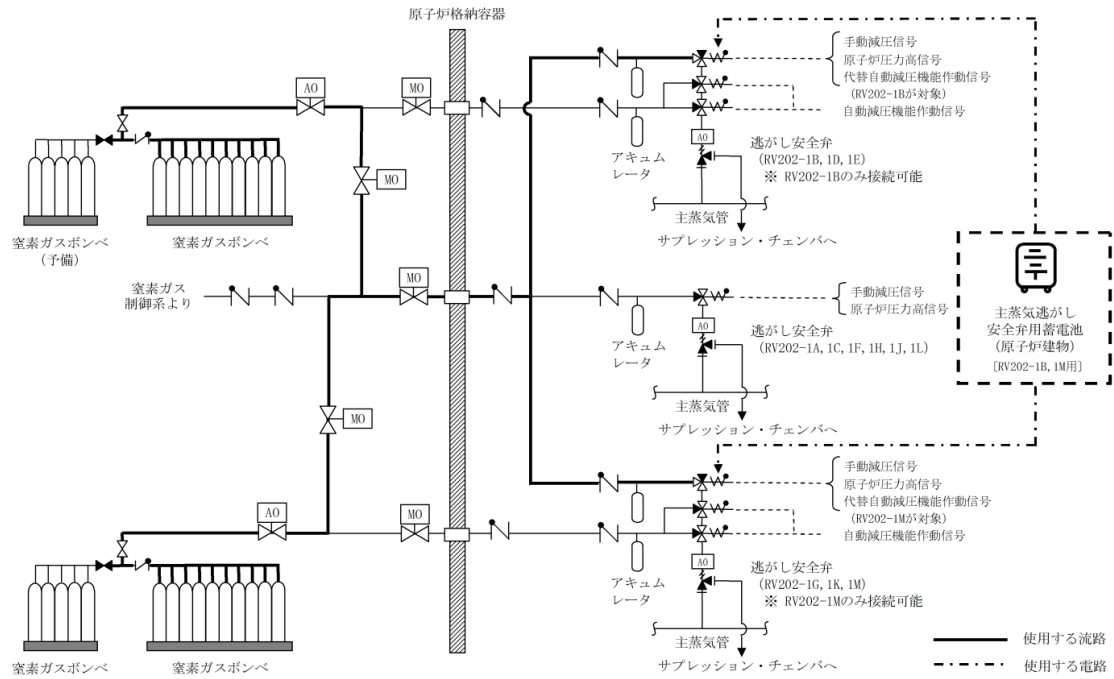


図3 主蒸気逃がし安全弁用蓄電池（原子炉建物）接続による減圧 概略系統図

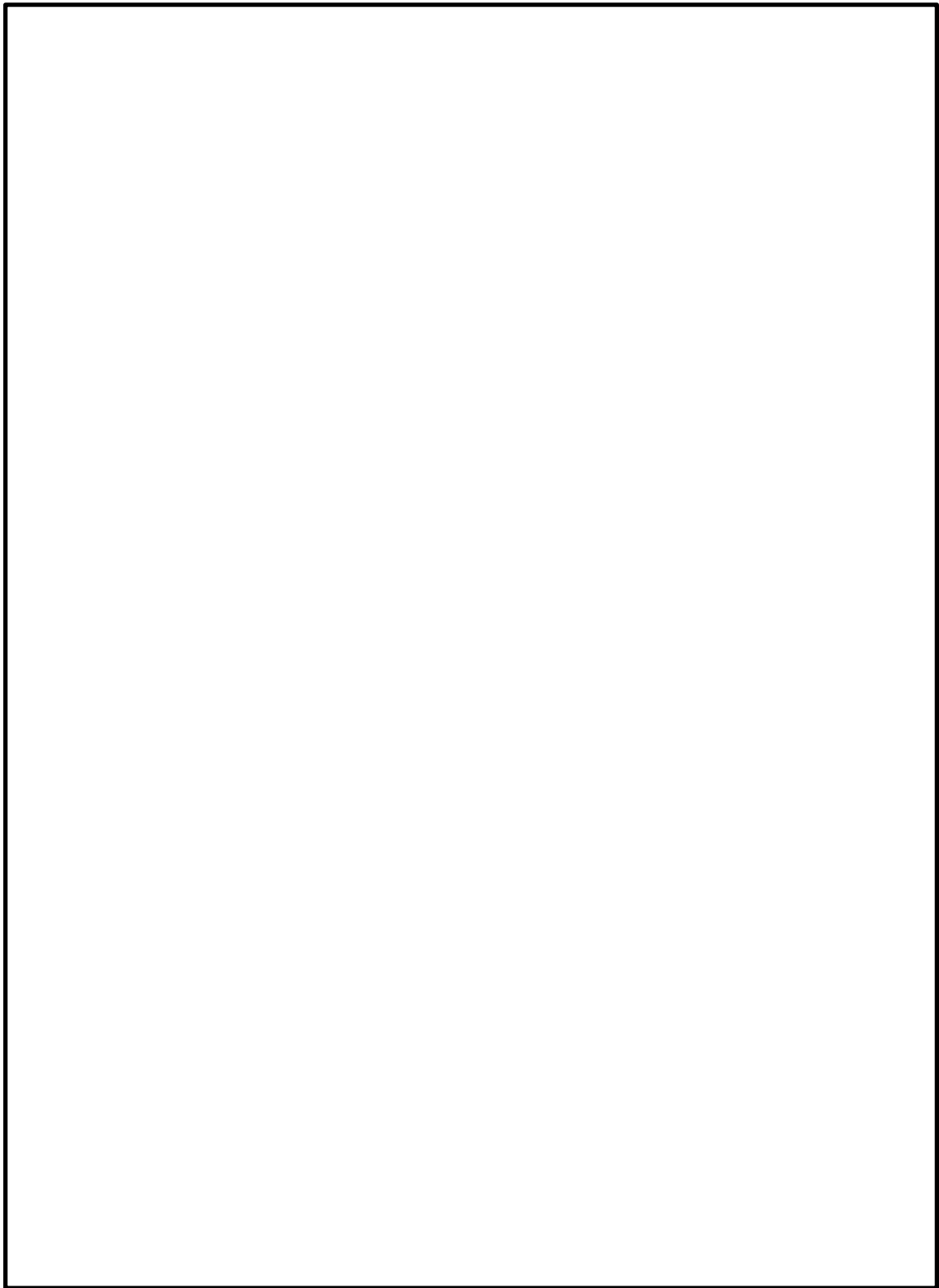


図 4 主蒸気逃がし安全弁用蓄電池（原子炉建物） 配置図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



## 逃がし安全弁の機能について

逃がし安全弁は、以下の3つの機能を有する。

### (1) 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。12個の逃がし安全弁は、すべてこの機能を有している。

### (2) 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。12個の逃がし安全弁は、すべてこの機能を有している。

### (3) 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、原子炉冷却水位低と格納容器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を強制的に開放し、中小破断事故時に原子炉圧力を速やかに低下させて、低圧炉心スプレイ系、低圧注水系の早期の注水を促す。12個の逃がし安全弁のうち、6個がこの機能を有している。

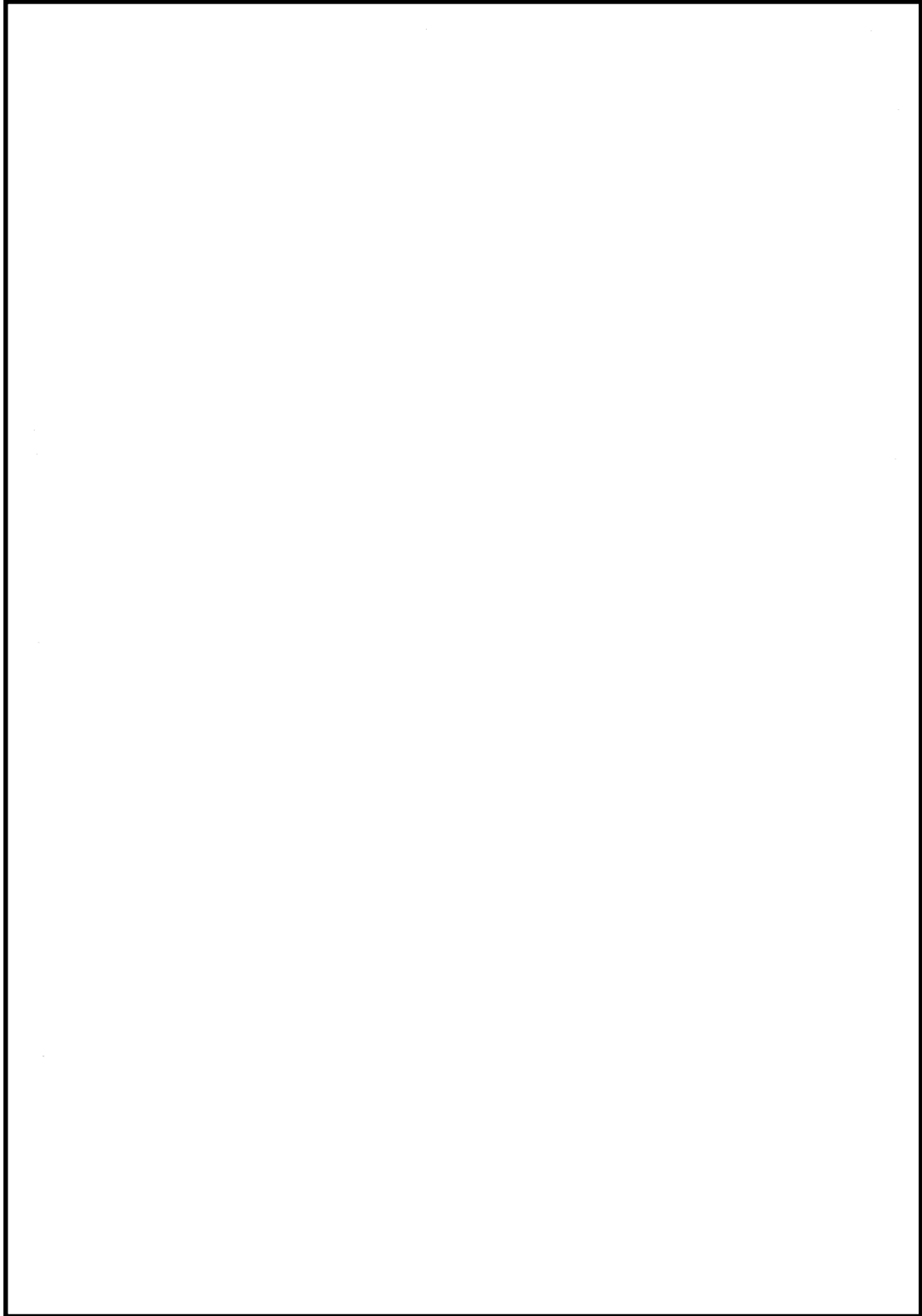
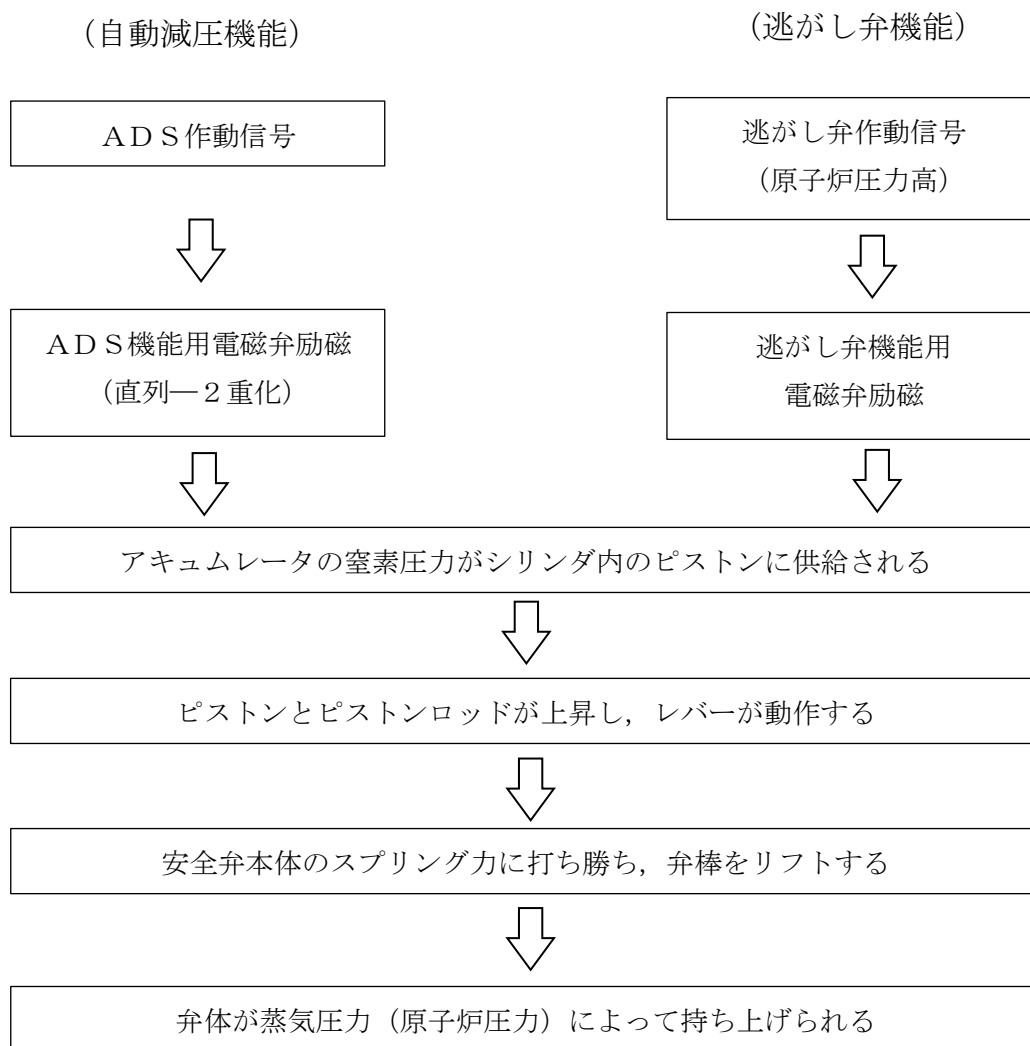


図 5 逃がし安全弁構造図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 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力に打ち勝って自動開放される。

## S R Vの耐環境性能向上に向けた取り組みについて

## 1. 概要

S R V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逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備に対して、S R V駆動源である高圧窒素ガスの流路となる「S R V用電磁弁」及び「S R Vシリンダ」に対してシール材の改良を実施するものとする。

逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備は、逃がし安全弁窒素ガス供給系と独立した窒素ガスポンプ、自圧式切替弁及び配管・弁類から構成し、S R V用電磁弁の排気ポートに窒素ガスポンプ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S R V開操作が可能な設計とする。

ここで、自圧式切替弁をS R V用電磁弁の排気ポートと逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備供給設備の接続部に設置し、以下の(1)通常運転時、(2)逃がし安全弁窒素ガス供給系によるS R V動作時、(3)逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備によるS R V動作時に示すと通りの切替操作が可能な設計とする。

## (1) 通常運転時 (S R V待機時)

自圧式切替弁は、弁体が逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンプ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、S R Vピストンが閉動作するときの排気流路を確保する。

## (2) 逃がし安全弁窒素ガス供給系によるS R V動作時

自圧式切替弁は、排気ポート側を開放しており、S R V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) 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備によるS R V動作時

自圧式切替弁は、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンプ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、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンプからS R V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。

本システムは、A D S機能がない2個へ、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンプの窒素ガスの供給を行う設計とする。

ここで、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の系統概要図を図1に、S R V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。

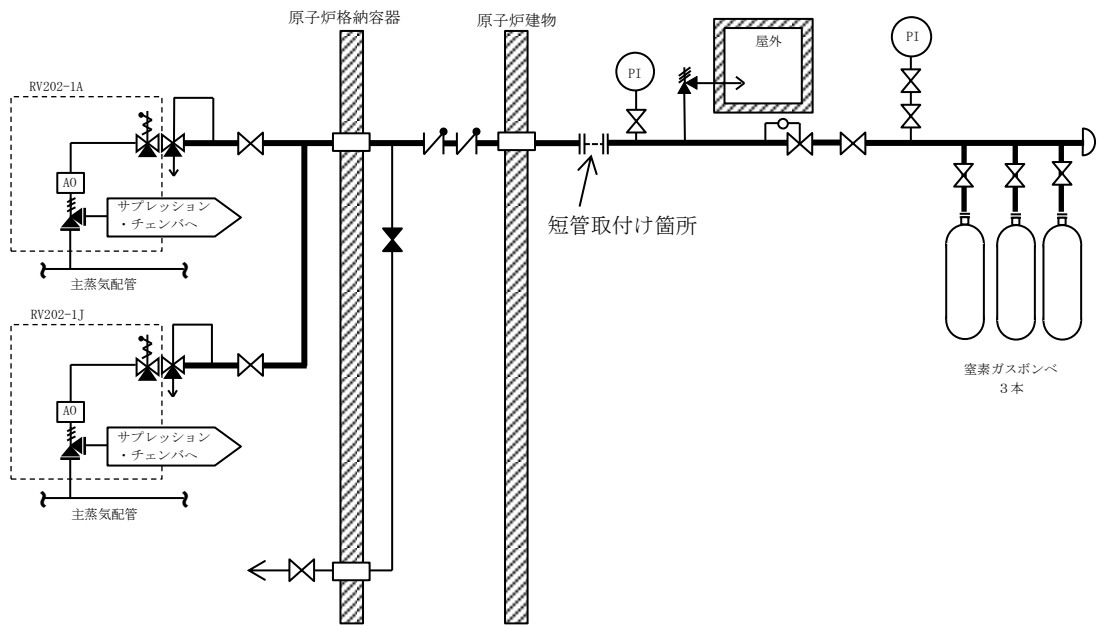


図 1 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備 系統概要図



図 2 S R V 本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図

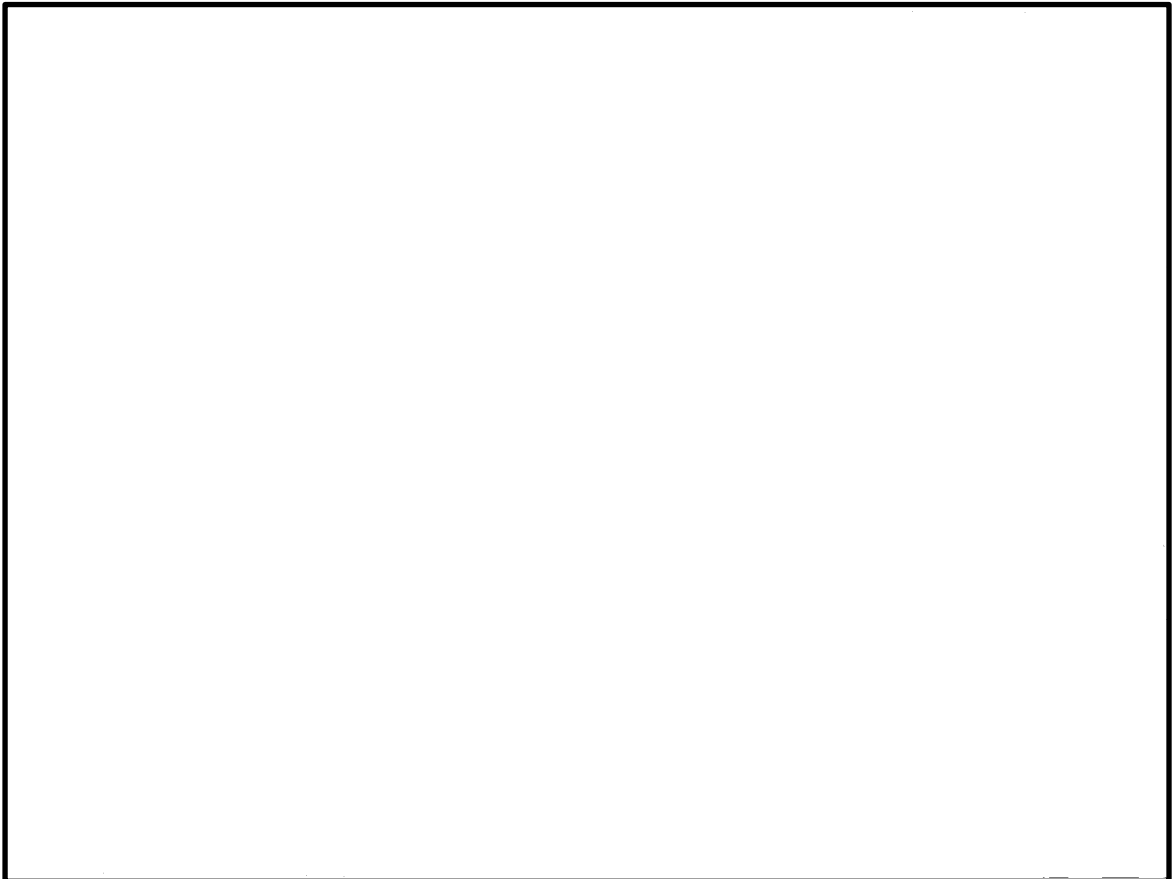


図 3 自圧式切替弁 構造図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

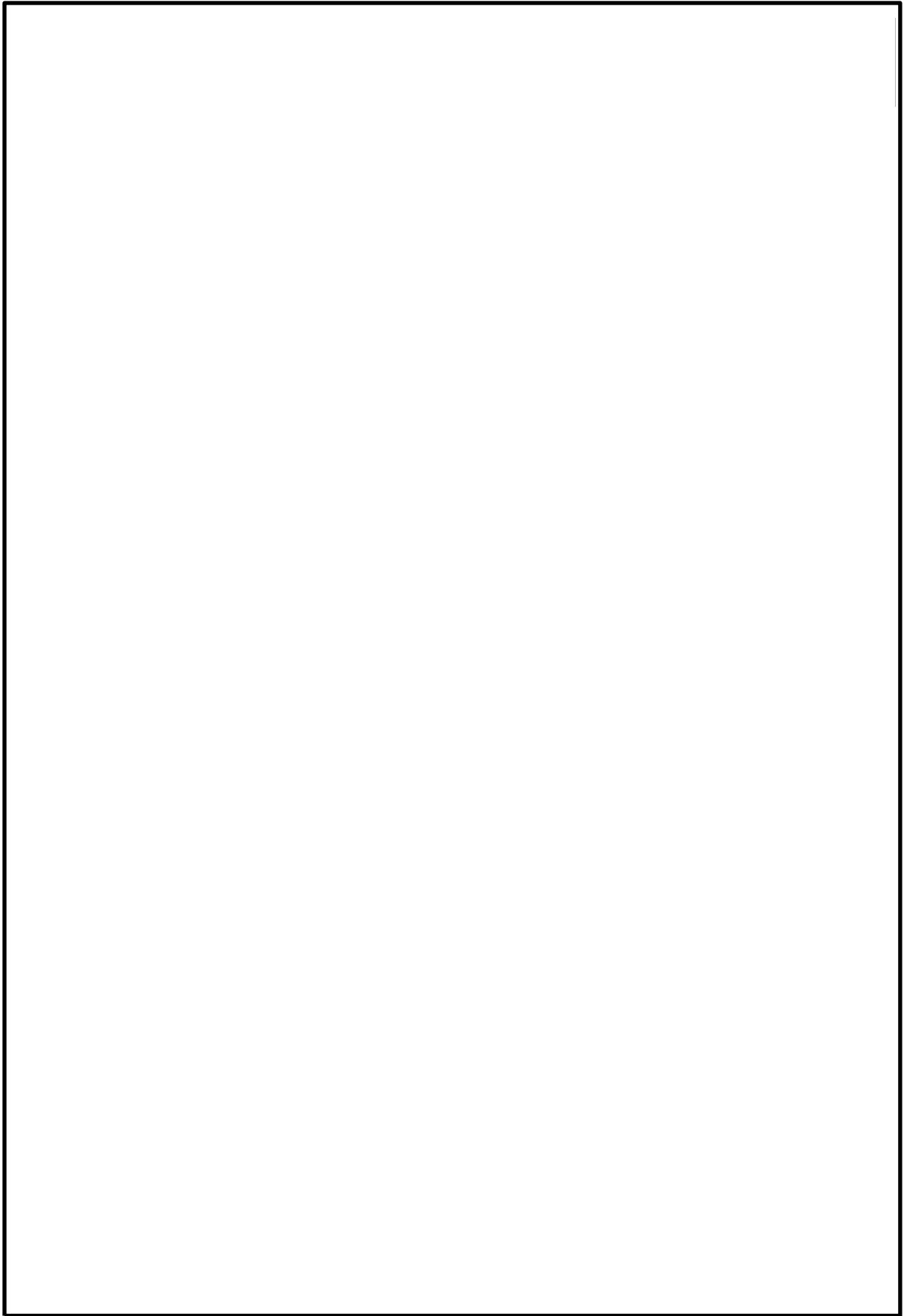


図 4 自圧式切替弁及び電磁弁 動作概要図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 2. S R V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

S R Vの機能向上させるための更なる安全対策として、逃がし安全弁窒素ガス供給系及び逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備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E P D M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S R V用電磁弁の概要並びに改良E P D M材の採用箇所を図5に示す。



図5 改良E P D M材を採用したS R V用電磁弁概要図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



(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。

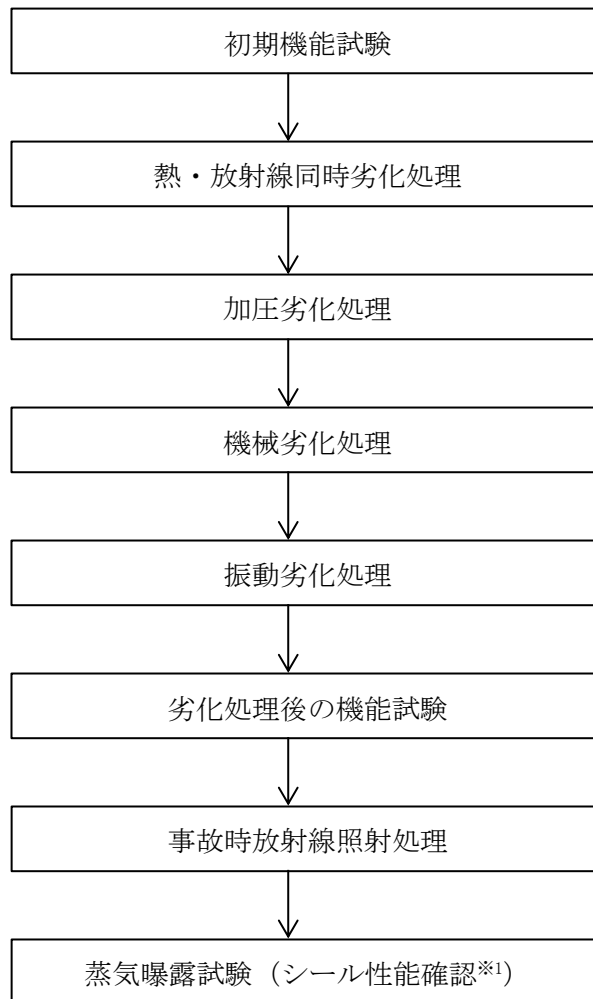


図6 試験手順及び項目

※1 シール性確認の判定基準

- ・排気(E X H)ポート側圧力に供給(S U P)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。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

(4) 蒸気曝露試験装置概要及び蒸気曝露試験条件

本試験で使用する蒸気曝露試験装置の概要を図7に示す。また、重大事故環境試験条件を表1及び蒸気曝露試験条件を図8に示す。

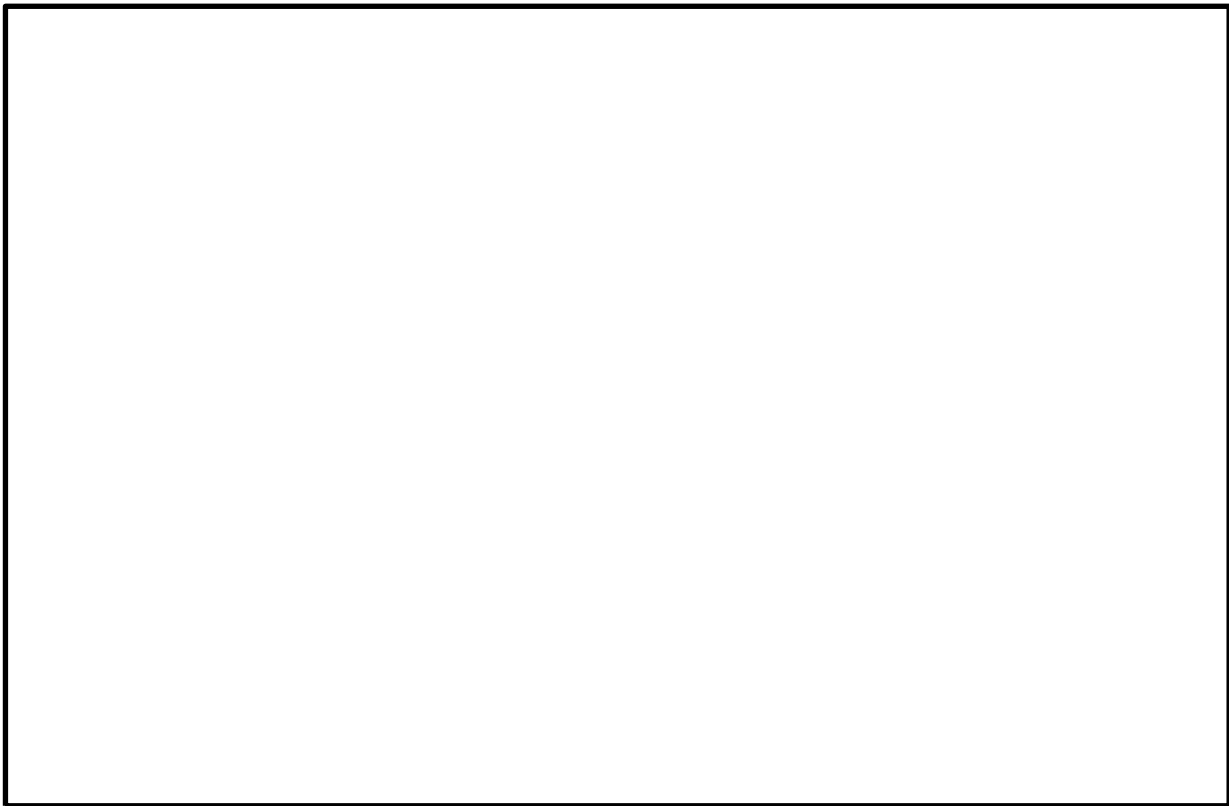


図7 蒸気曝露試験装置の概要

表1 重大事故環境試験条件

項目	条件	
	0～168 時間	168～175 時間
時間(経過)	0～168 時間	168～175 時間
圧力(kPa[gage])	710	854
温度(°C)	171	178
雰囲気	蒸気	蒸気
放射線量(MGy)	□ ※1	

※1：事象発生から7日間の累積放射線量を示す。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

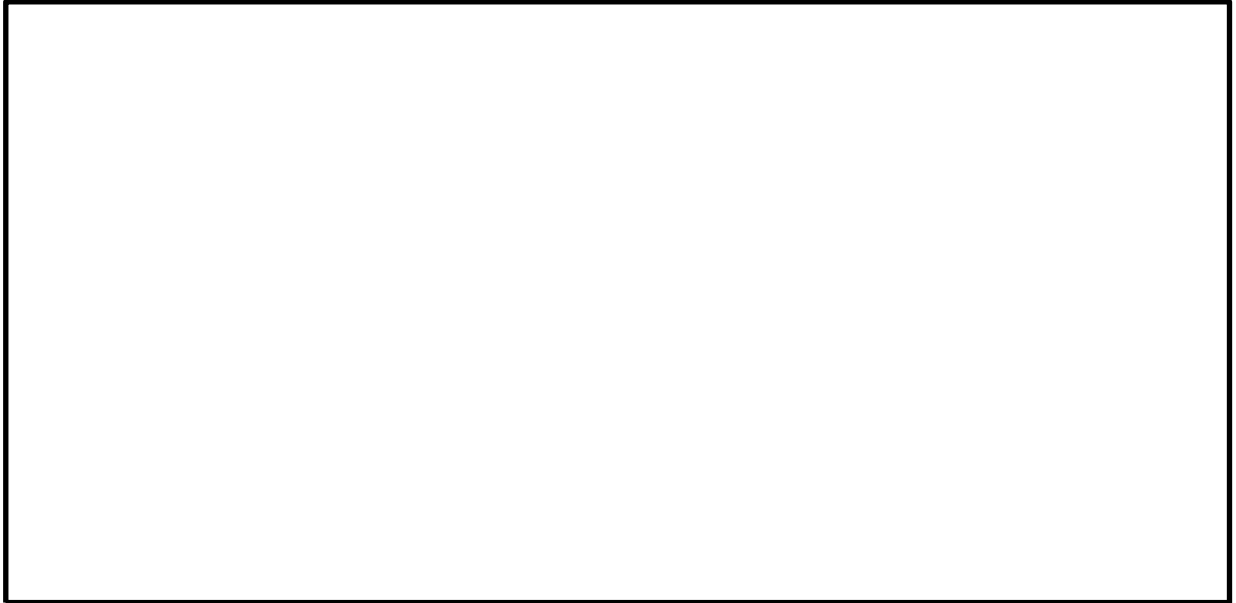


図8 蒸気曝露試験条件

(5) 蒸気曝露試験並びに分解調査結果

蒸気曝露試験の結果, 蒸気曝露試験中において漏えいが確認されることなく, 分解調査の結果, 僅かな変形, 軟化が確認されたものの, 従来の設計基準事故環境下に比べ高温蒸気に対して, より長時間 (図8 参照) にわたって, S R V 駆動部 (シリンダ) へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮され耐環境性が向上していることを確認した。

蒸気曝露試験後の S R V 用電磁弁を分解し, 主弁, ピストン弁シート部及び主弁シート部 U パッキン (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。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及び主弁シート部 U パッキンシール部分) を示す。

外観及び寸法確認の結果, 主弁シート部シール部分については, シート部が軟化してシール部分の凹部の変形が確認されたが僅かなものであった。また, 従来のフッ素ゴム材を使用する主弁シート部 U パッキンについても変形が確認されたが僅かなものであった。

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及び主弁シート部Uパッキンシール部分)

--

(6) 今後の方針

S R V 駆動部 (シリンダ) 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, S R V の機能向上させるための更なる安全性向上対策として, 全ての S R V 用電磁弁について改良 E P D M 材を採用した電磁弁に交換する。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

### 3. SRVシリンダ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、シリンダピストンの作動に影響を与えないシール部（シリンダ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、既設シリンダの概要図を図9に、改良シリンダの概要図を図10に示す。

なお、改良シリンダに対しては、シリンダ単体試験、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漏えい試験を実施している。



図 9 既設シリンダ概要図



図 10 改良シリンダ 概要図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

(2) 健全性確認試験

改良シリンダの健全性確認試験として、放射線劣化試験後（放射線量：約  MGy），下記の表 3 に示すシリンダ単体試験，SRV 組合せ試験及び蒸気曝露試験を実施し，SRV 動作に対して影響がないことの確認を実施した。

表 3 改良シリンダの健全性確認試験内容

	確認項目		判定基準	結果
シリンダ 単体試験	駆動部作 動試験		円滑に作動すること	良
	駆動部漏 えい試験		漏えいがないこと	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 <sup>※1</sup>
	逃がし弁 機能試験		アキュムレータ容量 （ <input type="text"/> L）で全開作動 すること <input type="text"/> 回全開操作 <sup>※2</sup> 可能な こと 入力信号から <input type="text"/> 秒以 内 <sup>※2</sup> に全開動作可能な こと	良
蒸気曝露 試験	開保持確 認		168 時間連続開保持可 能なこと	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

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

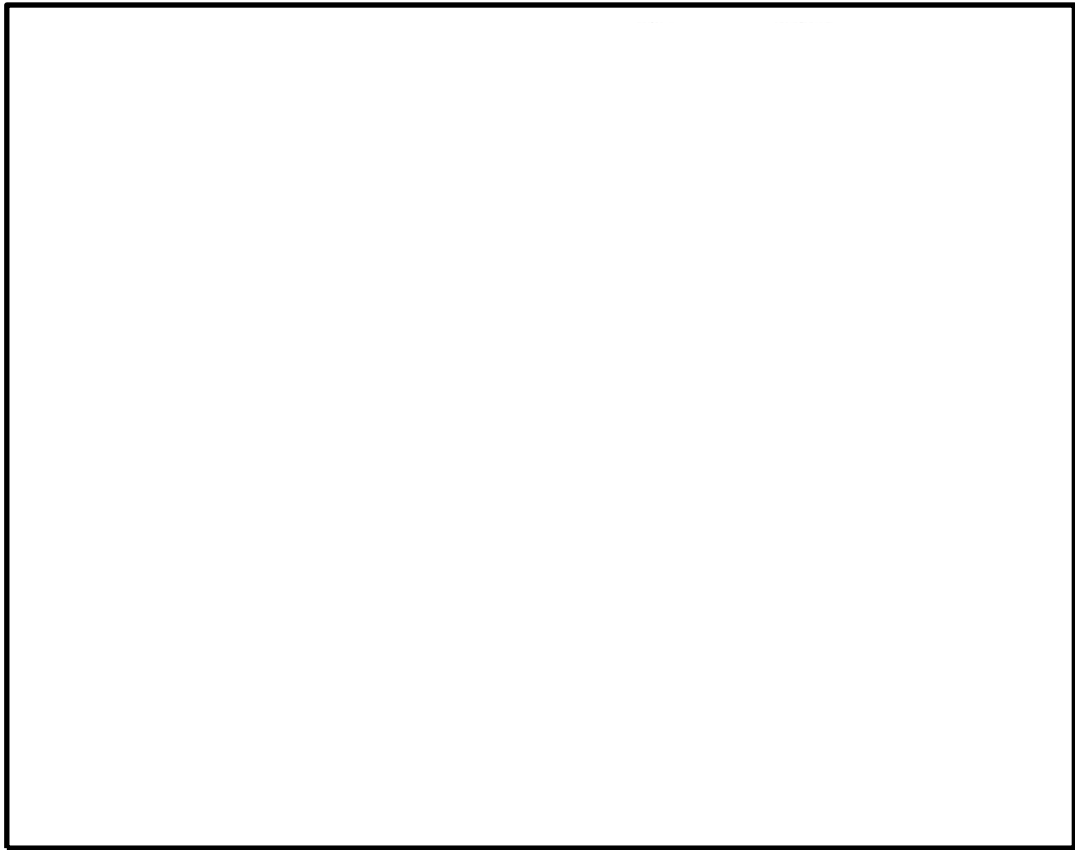


図 11 蒸気曝露試験装置の概要

(3) 今後の対応

①耐SA環境性の向上

逃がし窒素ガス代替供給設備においては、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、改良シリンダの耐SA環境性の目標として原子炉格納容器の限界温度・圧力(200℃, 0.853MPa[gage])を目指す設計とする。

②DB機能に対する影響評価

SRVシリンダの改良は、DBA時のSRV動作に影響を与える変更<sup>\*1</sup>となることから、今後、信頼性確認試験<sup>\*2</sup>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(2020年3月予定)。

※1:改良シリンダは、SRV本体に接続するシリンダ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、事故時放射線試験、蒸気曝露環境試験及び作動試験等となる

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



### ③スケジュール

プラント運転に影響を与えないことが確認された場合、更なる安全性向上のため改良シリンダを採用することとし、実機への導入準備が整い次第、至近のプラント停止中に設置する。

#### 4. シール材の健全性について

S R V用電磁弁及びS R Vシリンダのシール材をフッ素ゴムから改良E P D Mへ変更することにより、シール機能の耐環境性向上について下記のとおり示す。

- ①フッ素ゴム及び改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ試験について  
フッ素ゴム及び改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果の比較を表4に示す。

表4の試験結果は、S R Vが設置されている原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量を上回る800kGyを照射し、原子炉格納容器限界温度である200℃以上の環境に曝露した後、フッ素ゴム及び改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみを測定した結果を示している。その結果、フッ素ゴムは800kGy、乾熱、200℃の環境に3日間(72h)曝露されることで圧縮永久ひずみが [ ] に劣化することが予想されるのに対して、改良E P D M製シール材は800kGy、乾熱/蒸気、200℃の環境に7日間(168h)曝露されても圧縮永久ひずみは最大 [ ] であることが確認できている。本結果が示すとおり、改良E P D M製シール材はフッ素ゴムより耐環境性が十分高いことが確認できるため、シール機能の耐環境性向上が達成できると考えている。

表4 シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

材質	放射線 累積照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験※		
				24h	72h	168h
フッ素ゴム	800kGy	乾熱	200℃			
改良E P D M	800kGy	乾熱	200℃			
改良E P D M	800kGy	乾熱	250℃			
改良E P D M	800kGy	蒸気	200℃			
改良E P D M	800kGy	蒸気	250℃			

※圧縮永久ひずみ試験とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を0%、全く復元せず完全に圧縮された状態を100%としている。圧縮永久ひずみ試験結果が低い程、シール材の復元量が確保されていることを意味しており、シール機能は健全であることを示している。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

②改良E P D M製シール材の性能確認試験について

上記の①で示すシール材特性試験に加え、改良E P D M製シール材のシール機能を確認するために、小型フランジ試験装置を用いて事故環境下に曝露させ、性能確認試験を実施している。本試験は原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGy、格納容器限界温度である200℃と余裕を見た250℃の環境に7日間(168h)曝露した試験体に対してHe気密性能確認試験を実施し、格納容器限界圧力2Pd(0.853MPa)を超える□MPa加圧時において漏えいがないことを確認した。

なお、改良E P D M製シール材の試験の詳細を別紙-1「改良E P D Mシール材の試験について」で示す。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 改良EPDMシール材の試験について

改良EPDMシール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGyのガンマ線照射を行った材料を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図1、外観を図2に示す。シール材の断面寸法は実機の1/2とし、内側の段差1mmに加えて外側からも高温空気又は蒸気に曝露されるため、実機条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。

## ①高温曝露

熱処理炉を使用して200℃、168hの高温曝露を実施した。

## ②蒸気曝露

東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で168時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図3に、試験体設置状況を図4に示す。

## ③He機密確認試験

高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、Heを用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3MPa、0.65MPa、0.9MPaとし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPaは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mmの隙間ゲージを用いて開口変位を模擬した機密確認試験も実施した（実機1.6mm相当の変位）。試験状況を図5、6に、試験結果を表1に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。

## ④試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いてHe気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図7に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。



図1 試験治具寸法

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

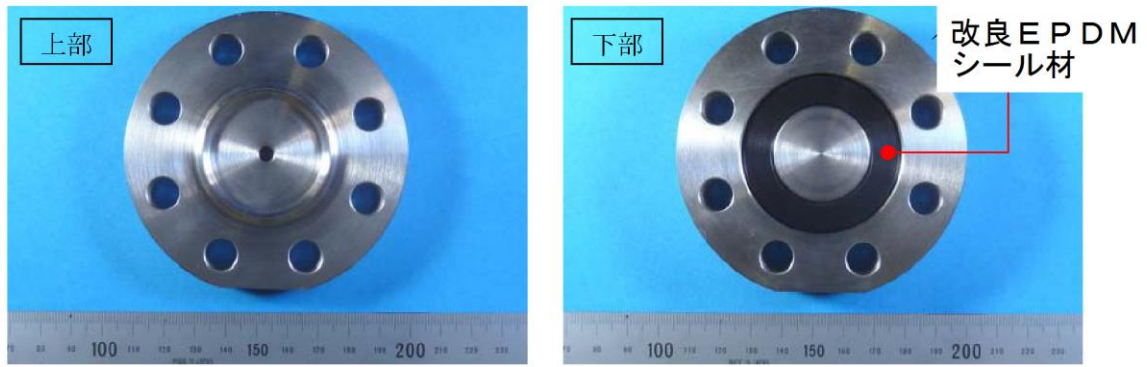


図2 試験治具及びシール材外観

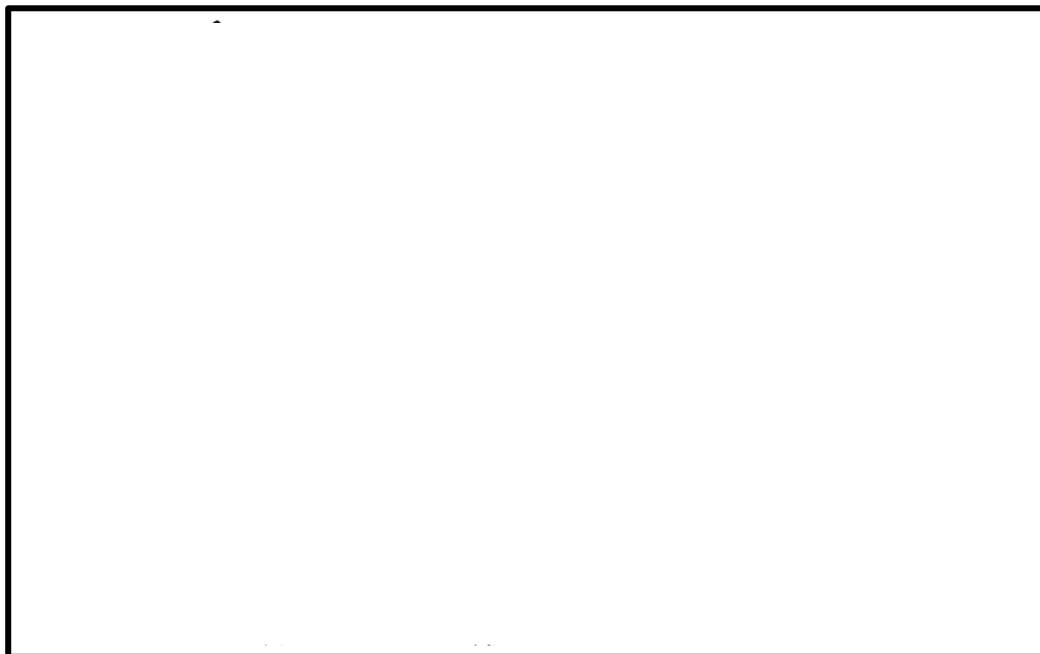


図3 蒸気用オートクレーブ系統図

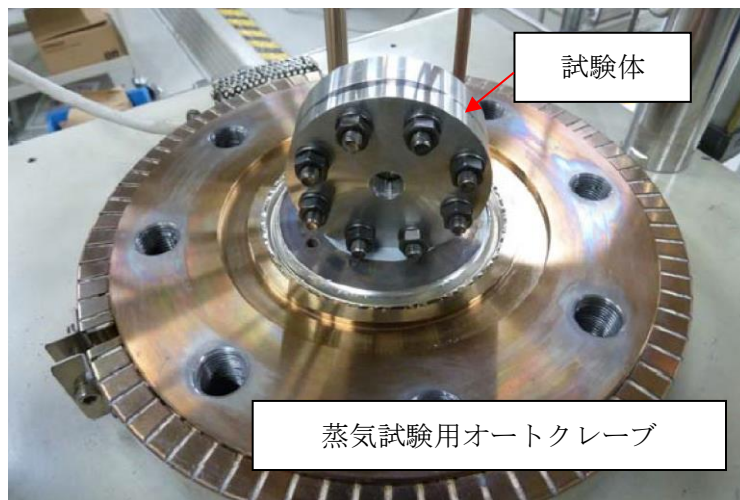


図4 蒸気曝露試験体設置状況

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



図5 He 気密確認試験状況

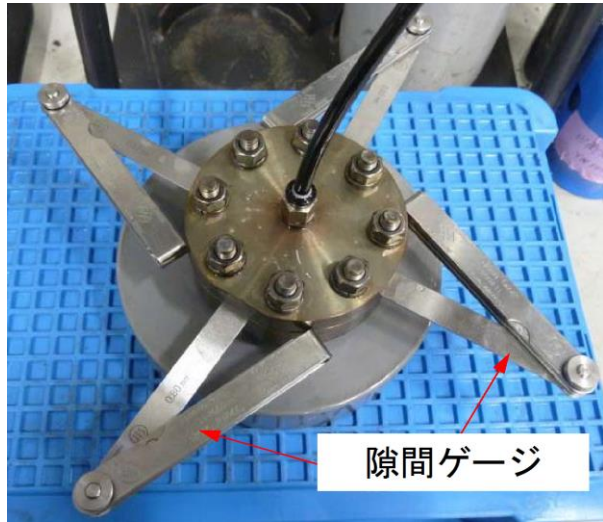


図6 He 気密試験時開口模擬 (隙間ゲージ使用)

表1 He 気密試験確認状況

No.	曝露条件	γ線照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200°C, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250°C, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250°C, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力低下なし

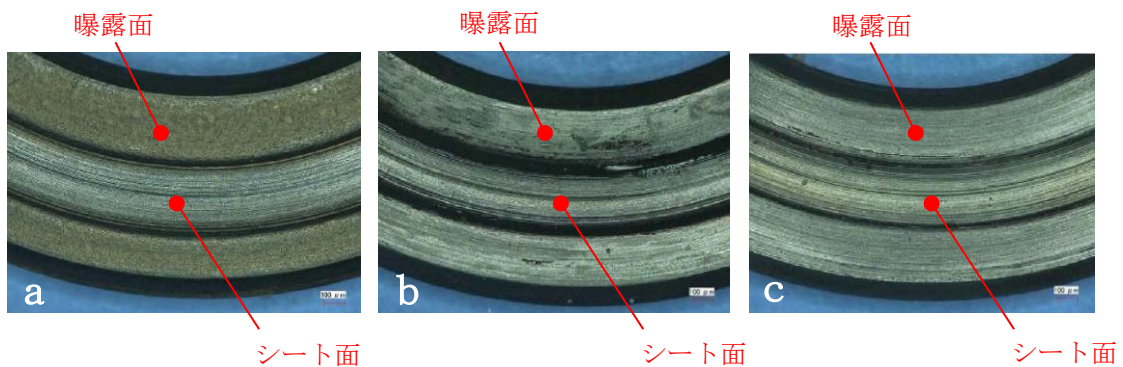


図7 試験後外観観察結果  
(a:乾熱 200°C, 168h    b, c:蒸気 250°C, 168h)

⑤ F T - I R 分析

試験後のシール材の F T - I R 分析結果を図 8, 9 に示す。F T - I R は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温曝露中に空気が直接接触する位置（曝露面）では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。



図 8 F T - I R 分析結果（曝露面）

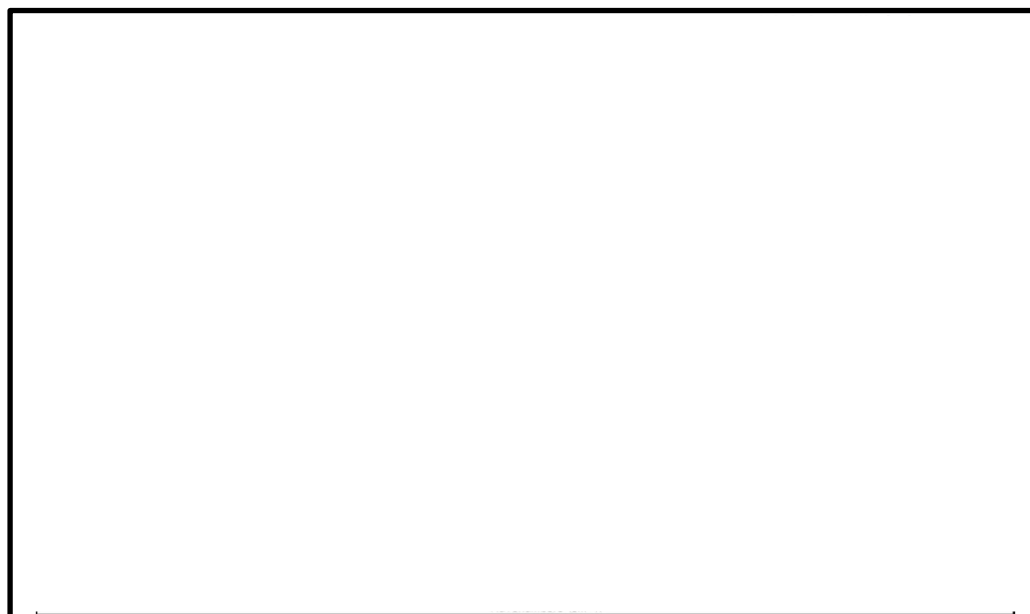


図 9 F T - I R 分析結果（シート面）

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

### ⑥硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図 10 に示す。曝露面，シート面，裏面，断面の硬さを測定した。曝露面において，乾熱 200℃，168h 条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位，条件では，蒸気 250℃，168h 条件の曝露面で若干の軟化が確認された以外，硬さは初期値近傍であり，顕著な劣化は確認されなかった。

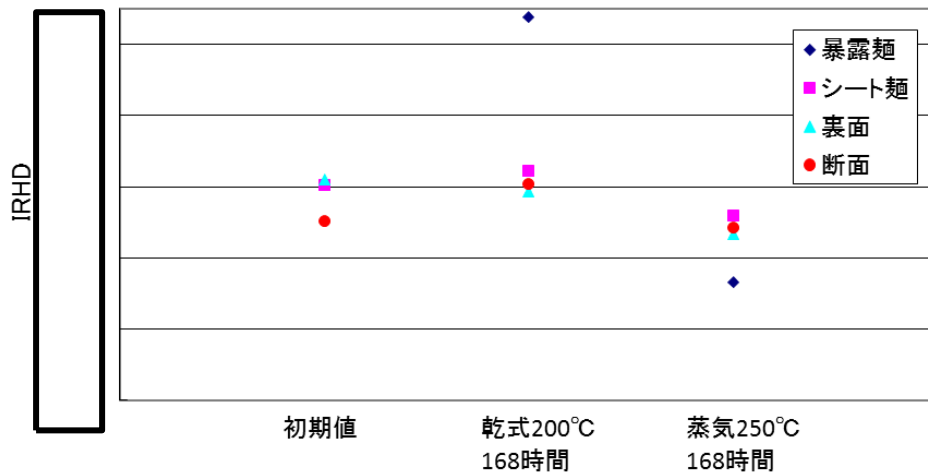


図 10 硬さ測定結果

以上の試験結果から，200℃，2Pd，168h の条件下では，改良 EPDM シール材を使用した場合は，圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。



### 33. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について

島根原子力発電所2号炉においては、重大事故時における現場作業の成立性を確かなものにするため、必要な対策を実施の上、以下の運用を行うこととしている。

- ・作業現場の放射線量の上昇の緩和のため、非常用ガス処理系を起動する
- ・全交流電源喪失時においても屋外作業を行わずに速やかに非常用ガス処理系を使用できるよう、ガスタービン発電機を中央制御室から遠隔操作により起動する

ここでは、非常用ガス処理系の運転を考慮した場合の重大事故時における作業時の被ばく線量を確認した。

なお、格納容器ベント実施に伴う現場作業の線量影響の評価条件及び評価結果の詳細は、「重大事故等対処設備について 別添資料-1 格納容器フィルタベント系について」の別紙8に示す。

また、中央制御室での被ばく線量については、「59条 運転員が原子炉制御室にとどまるための設備（補足説明資料）59-11 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について」に示す。

#### 1. 現場の作業環境

現場の作業環境の評価結果を表1に示す。評価の結果、被ばく線量は最大でも約58mSvとなった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。

なお、作業の評価条件及び評価結果の詳細は別紙「給油等の現場作業の線量影響について」に示す。

表1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業と放射線環境

作業項目	具体的な運転操作・作業内容	放射線環境
低圧原子炉代替注水槽への補給準備	<ul style="list-style-type: none"> <li>・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給</li> </ul>	約 28mSv
各機器への給油	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給</li> <li>・大量送水車，大型送水ポンプ車への燃料給油作業</li> </ul>	約 15mSv <sup>※</sup>
常設代替交流電源設備からの受電操作	<ul style="list-style-type: none"> <li>・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機）</li> <li>・M/C受電操作，受電確認</li> </ul>	約 40mSv
原子炉補機代替冷却系運転操作	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉補機代替冷却系準備操作，運転状態監視</li> </ul>	約 58mSv

※ 評価結果が最大となる「大型送水ポンプ車への燃料給油作業」の値を示す

## 給油等の現場作業の線量影響について

重大事故時における現場作業は放射線環境下での作業となる。ここでは、有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業のうち、別紙表 1 に示す作業について作業時の被ばく線量の評価を行った。作業の時間帯等を別紙表 2 に示す。また、各現場作業における線量影響評価で採用した評価点を別紙図 1 から別紙図 3 に示す。

各作業の評価時間には作業場所への往復時間を含めた。なお、移動中における線量率が作業中における線量率と異なることを考慮し、作業によっては、作業中と移動中で異なる場所を評価点と設定し評価した。線源強度や大気拡散評価等の評価条件は、「重大事故等対処設備について 補足説明資料 59-11 原子炉制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価について」と同じとした。

また、格納容器ベント実施後の作業は、W/Wベントを実施した場合を代表として評価した。評価結果を別紙表 2 に示す。

評価の結果、被ばく線量は最大でも約 58mSv となった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。

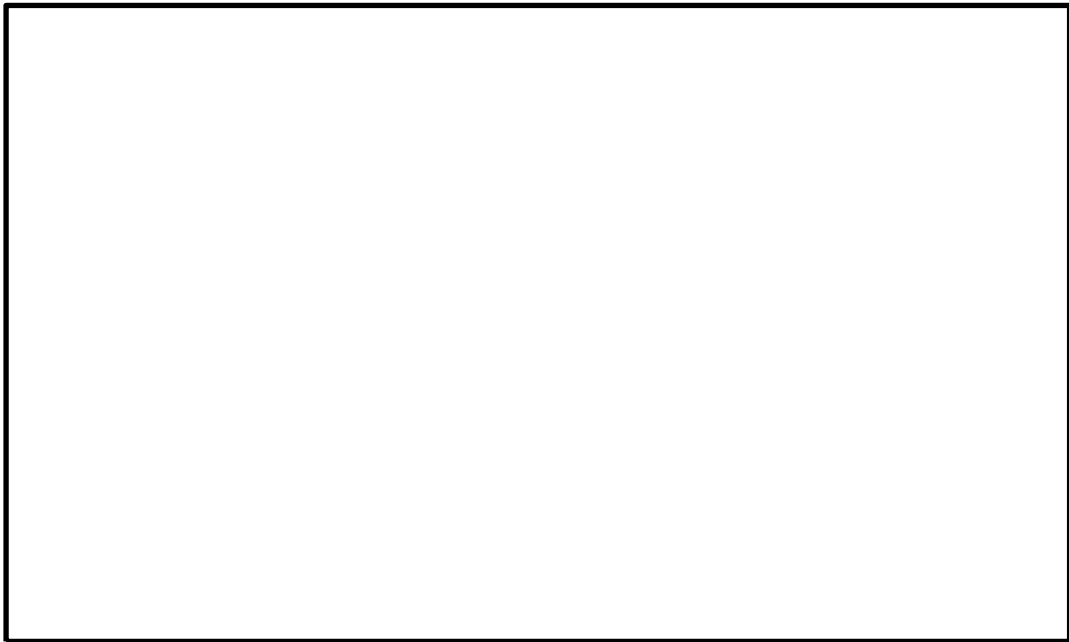
別紙表 1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業

作業項目	具体的な運転操作・作業内容
低圧原子炉代替注水槽への補給準備	・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給
各機器への給油	・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車への燃料給油作業
常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C受電操作，受電確認
原子炉補機代替冷却系運転操作	・原子炉補機代替冷却系準備操作，運転状態監視

別紙表 2 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業に伴う被ばく

	格納容器ベント実施前の作業			格納容器ベント実施後の作業	
	常設代替交流電源 設備からの受電操作	低圧原子炉代替 注水槽への補給準備	原子炉補機代替 冷却系運転操作	大型送水ポンプ車 への給油	大量送水車 への給油
移動開始時間 (事象開始後)	屋内 20分後 <sup>※2</sup>	屋外 <sup>※1</sup> 20分後 <sup>※2</sup>	屋外 <sup>※1</sup> 2時間30分後 <sup>※2</sup>	屋外 <sup>※1</sup> 38.8時間後 <sup>※3</sup>	屋外 <sup>※1</sup> 42.5時間後 <sup>※2</sup>
評価時間 <sup>※2</sup>	作業70分 移動15分	作業1時間40分 移動25分	作業7時間20分 移動25分	作業41分 移動25分	作業37分 移動25分
被ばく線量	約40mSv	約28mSv	約58mSv	約15mSv	1 mSv 以下

- ※1 屋外移動中の評価に当たっては、最も放出口（原子炉建物）に近接した作業場所である原子炉建物南側作業地点で代表した。
- ※2 「添付資料 1.3.1 重大事故等対策の成立性確認表（一覧）」に基づき、移動開始時間、評価時間を設定
- ※3 「補足説明資料 102 格納容器ベントに伴う一時待避中の給油作業中断が重大事故時の対応に与える影響について」に記載のとおり、ベント実施約7時間後に大型送水ポンプ車への給油作業が完了となるように設定。

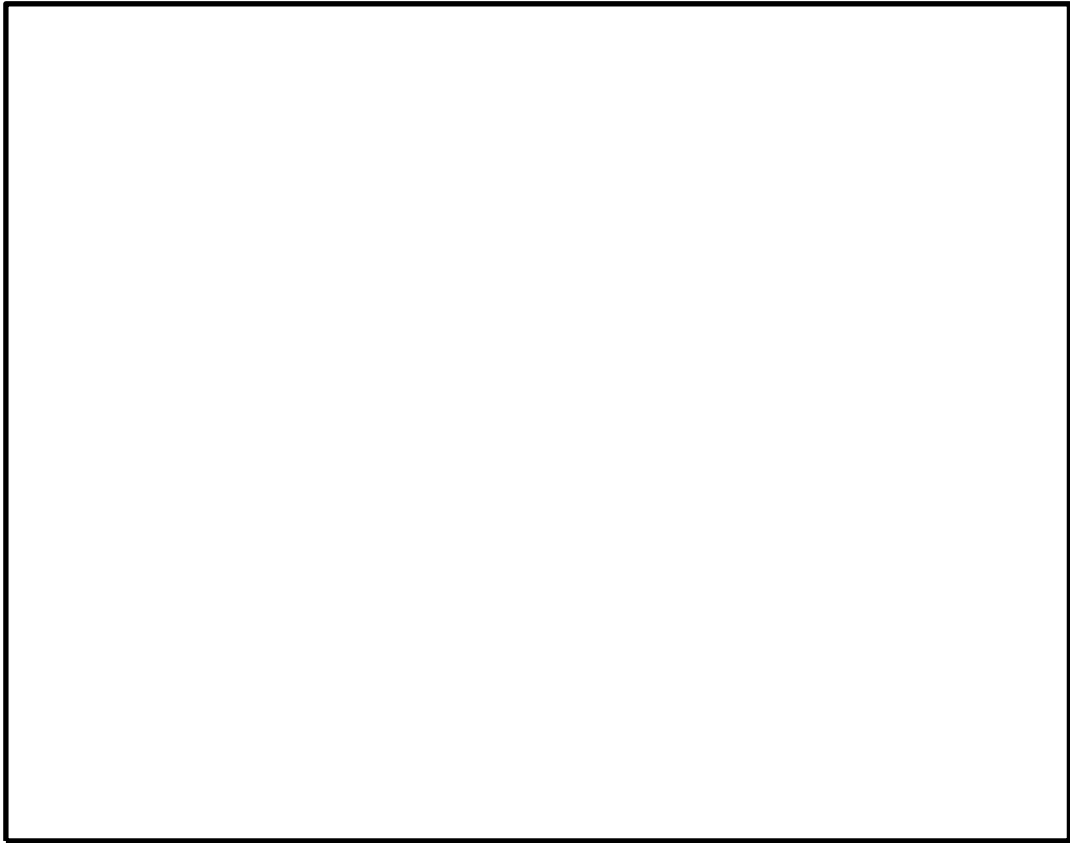


別紙図1 低圧原子炉代替注水槽への補給，原子炉補機代替冷却系運転操作及び屋外移動中の線量評価点



別紙図2 大型送水ポンプ車への給油作業の評価点

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



別紙図3 大量送水車への給油作業の評価点

以上

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 37. 溶融炉心落下位置がペDESTALの中心軸から外れ、壁側に偏って落下した場合の影響評価

### 1. 評価の目的

実機において、水蒸気爆発が発生する可能性は、これまでの知見からも極めて低いと考えられるが、島根2号炉では、事象の不確かさを踏まえ保守性を考慮した入力条件による水蒸気爆発評価(以下「基本ケース」という。)を実施し、万が一の水蒸気爆発の発生を想定した場合でも原子炉格納容器の健全性が損なわれないことを確認している。

有効性評価のMAAP解析では、下部プレナムへ移行した溶融炉心による過熱で原子炉圧力容器下部の中心部温度が最も高くなり、その位置の制御棒駆動機構ハウジング溶接部に生じるひずみによって原子炉圧力容器破損に至る結果となっている。このため、基本ケースの入力条件のうち、溶融炉心の放出口径については原子炉圧力容器下部の中心としている。また、溶融炉心の放出口径については、爆発規模が大きくなる条件として制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定した口径を想定している。

しかしながら、実際に重大事故が発生した場合においては、有効性評価上期待していない原子炉注水手段の復旧等、想定とは異なる対応や事故進展の影響により、原子炉圧力容器下部の中心から外れた偏心位置での貫通部溶接破損によって生じたわずかな間隙から溶融炉心が流出する等、基本ケースでの想定と異なる落下様態となることも考えられる。また、偏心位置で水蒸気爆発が発生した場合、爆発位置が基本ケースよりも側壁に近接するため、局部的に大きな動的荷重が作用する可能性がある。

ここでは、偏心位置における現実的な溶融炉心の落下様態を想定した水蒸気爆発の影響を評価し、原子炉格納容器の健全性が損なわれないことを確認するとともに、基本ケースの代表性を確認する。

### 2. 評価方法

#### (1) 評価条件

解析コードは基本ケースと同様に、水蒸気爆発解析コードJASMIN E、構造応答解析コードAUTODYN-2Dを用いて評価した。本評価における各コードの入力条件及び評価モデルの取扱いを以下に示す。

#### a. JASMIN E

表1に主要入力条件を示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、以下については現実的な条件として適用する。

#### (a) 溶融炉心落下量

図1に制御棒駆動機構ハウジング支持金具構造を示す。制御棒駆動機構ハウジング支持金具は、原子炉本体の基礎の鋼板に固定されたサポートビームに吊

り棒等を介してグリッドプレートを接続した構造により制御棒駆動機構ハウジングの溢出を防止する設計としている。基本ケースでは、制御棒駆動機構ハウジング1本分(0.15m)に流出時の熔融炉心による口径の拡大分(0.05m)を見込んだ口径のジェット(0.20m)を考慮しているが、上記のとおり制御棒駆動機構ハウジングの支持金具が設置されているため現実的には制御棒駆動機構ハウジング1本が瞬時に脱落することは考えにくく、溶接の薄い箇所等、僅かな口径から流出した熔融炉心が構造材を伝い、あるいは構造材によって分散され、細い径で徐々に落下する形態が考えられる。このため、本評価では制御棒駆動機構ハウジングと原子炉压力容器の下鏡部との間に生じる間隙からの熔融炉心の放出を考慮する。

制御棒駆動機構ハウジングと原子炉压力容器の下鏡部との間に生じる間隙の幅は、サンディア国立研究所の原子炉压力容器下部ヘッド破損を模擬したLHF試験<sup>[1]</sup>において、貫通部溶接の破損によって約4mmの間隙が生じたことを踏まえ、これと同じ間隙幅を本評価において仮定する。

以上より、制御棒駆動機構ハウジングと原子炉压力容器の下鏡部との間に生じる隙間幅を4mmと想定し、面積に換算すると約10cm<sup>2</sup>となる。この開口面積(約10cm<sup>2</sup>)と等価な口径である35.7mmを熔融炉心の放出口径として設定する。

なお、島根原子力発電所2号機の制御棒駆動機構ハウジングと原子炉压力容器の下鏡部との間の開口面積は最大でも約3cm<sup>2</sup>であり、10cm<sup>2</sup>に包絡される。

#### (b) 粗混合粒径

既存のFCI試験(FARO, COTELS等)ではザウター平均粒径として0~3mm程度と報告されていることから、基本ケースでは保守的に4mmを設定しているが、本評価では現実的な条件として既往の実験から得られている平均粒径の条件である3mmを設定する。

#### (c) トリガリングタイミング

基本ケースでは、水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件である粗混合融体質量ピーク時点としている。一方、実機条件では、高压ガスや爆薬を用いた大規模FCI実験のトリガ装置で発生させているような外部トリガが与えられる状況は考えにくく、また、島根2号炉では重大事故時のペDESTAL水位は2.4mとしていることから、現実的にはメルトジェットがペDESTAL床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考えられる。このため、本評価ではメルトジェット先端が床面に到達した時点を設定する。

以上のとおり、本評価では一部現実的な入力条件を適用するが、実機での水蒸気爆発に対して次の保守性が含まれているものとする。

図2にペDESTAL内構造物配置状況を示す。JASMINEでは熔融炉心が放出口から直線的に自由落下し直接水プールに侵入する理想的なメルトジェットを



仮定した評価モデルとなっているが、実機の原子炉压力容器下部には制御棒駆動機構ハウジングが設置されており、更に下部には足場となるグレーチング等の構造物が存在する。このため、実機の重大事故において原子炉压力容器下部から流出した溶融炉心はこれらの構造物に接触し、分散するものと想定され、原子炉压力容器下部から流出した溶融炉心が理想的なジェット形状を保ったまま直接水プールに侵入することはないと考えられる。したがって、実機の重大事故において爆発に寄与する粗混合融体質量は J A S M I N E で考慮されている粗混合融体質量よりも更に小さくなり、爆発規模は小さくなると考えられる。

#### b. AUTODYN-2D

図3に解析モデルを示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、半径方向の爆発源位置については、格納容器側壁に最も近接する原子炉压力容器下部最外周の制御棒駆動機構ハウジング直下の位置とする。

### 3. 評価結果

水蒸気爆発に伴うエネルギー、ペDESTAL内側及び外側鋼板の応力の推移を図4、図5及び図6に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合にペDESTALの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約0.6MJである。このエネルギーを入力とし、ペDESTAL内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、ペDESTALの内側鋼板に加わる応力は約53MPa、外側鋼板にかかる応力は約12MPaとなった。これは内側及び外側鋼板の降伏応力を大きく下回る値であり、かつ、弾性範囲内にあることから、原子炉压力容器の支持に支障が生じるものではない。

なお、構造上、ペDESTALの内側鋼板にかかる応力の方が外側鋼板にかかる応力よりも大きくなる傾向があるが、原子炉压力容器の支持機能についてはペDESTALの外側鋼板のみで維持可能である。

以上の結果から、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下して水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても、原子炉格納容器バウンダリの機能を維持できることを確認した。

### 4. 評価結果の比較

表2に基本ケース解析との比較を示す。現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果、基本ケースよりもペDESTALの内側及び外側それぞれの鋼板に加わる応力が小さくなる結果となった。

このことから、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合に対しても、基本ケースの評価は代表性を有していることを確認した。

以上

参考文献

- [1] T. Y. Chu, M. M. Pilch, J. H. Bentz, J. S. Ludwigsen, W-Y Lu and L. L. Humperies,  
“ Lower Head Failure Experiment and Analyses, ” NUREG/CR-5582 ,  
SAND98-2047, 1999.

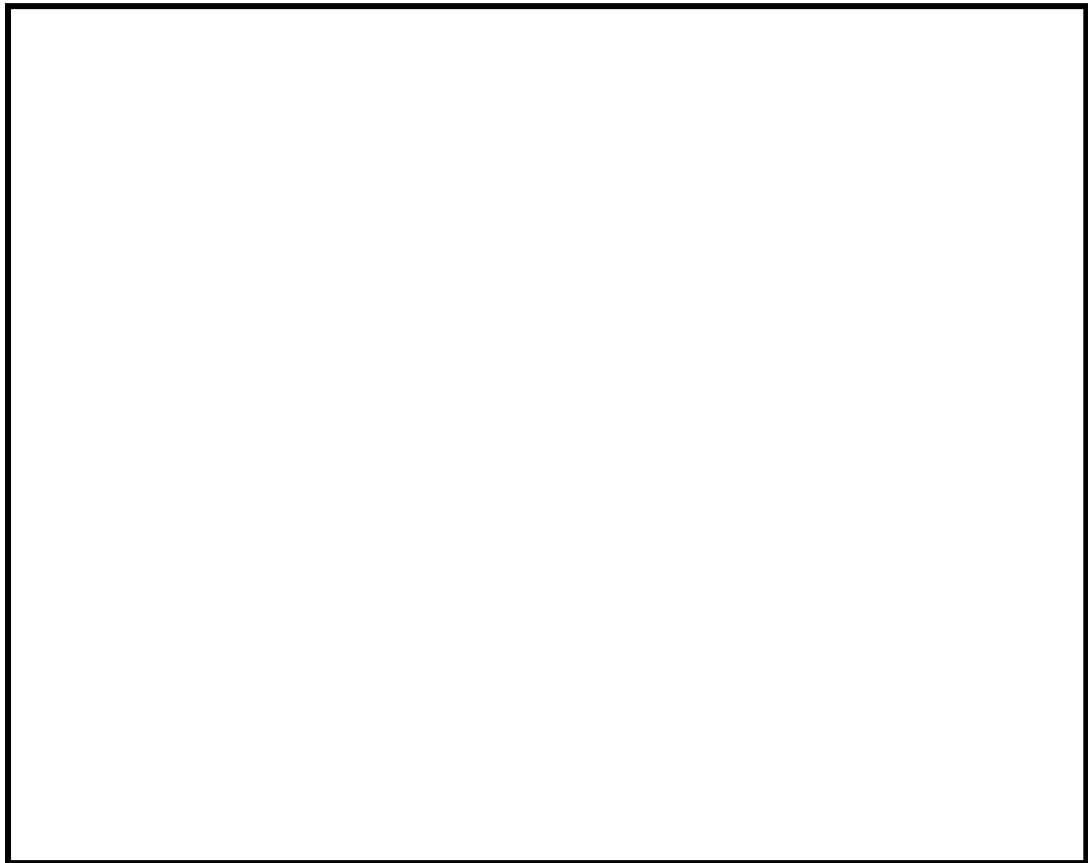


図1 制御棒駆動機構ハウジング支持金具

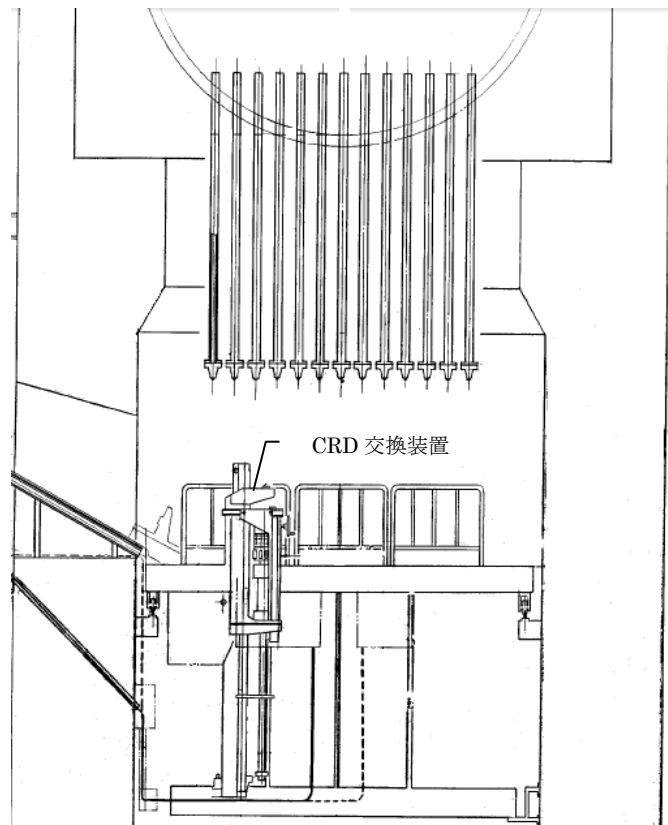


図2 ペDESTAL内構造物配置状況

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

内側鋼板 板厚 32mm  
外側鋼板 板厚 38mm

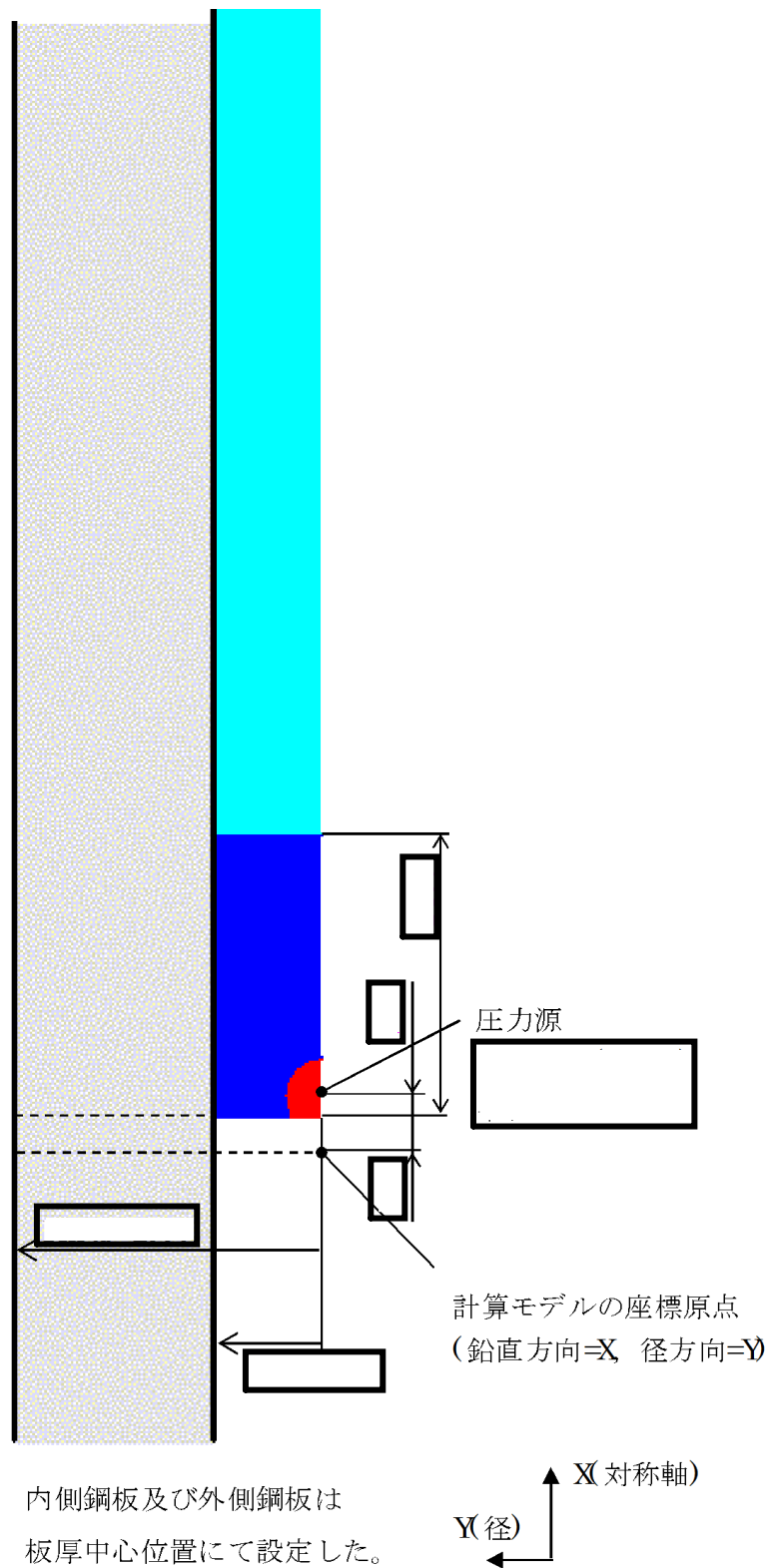


図3 偏心落下条件におけるAUTODYN-2Dコードの解析モデル

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

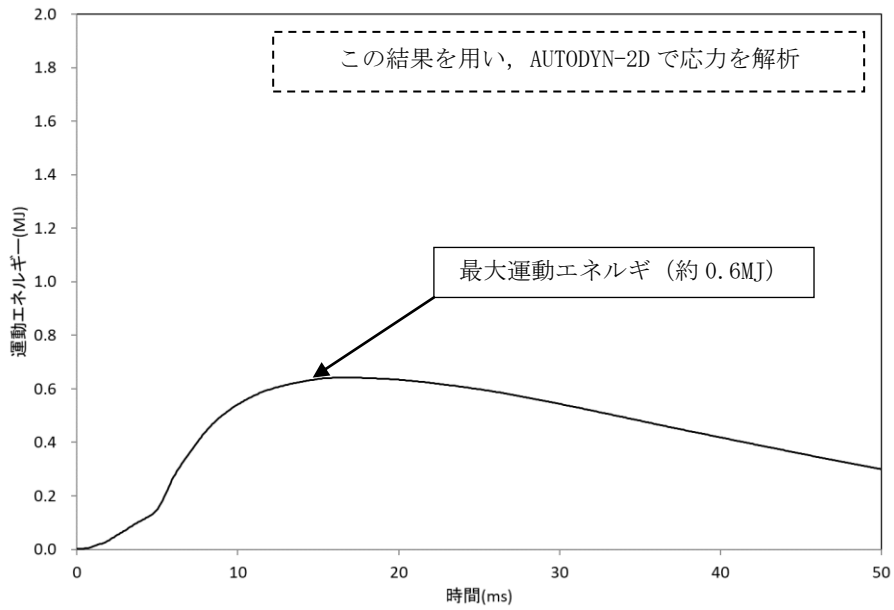


図4 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※

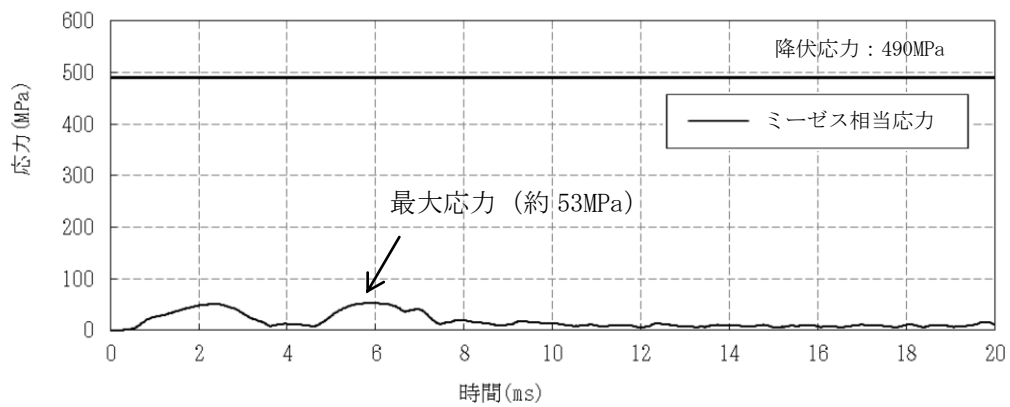


図5 ペDESTAL内側鋼板の応力の推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※

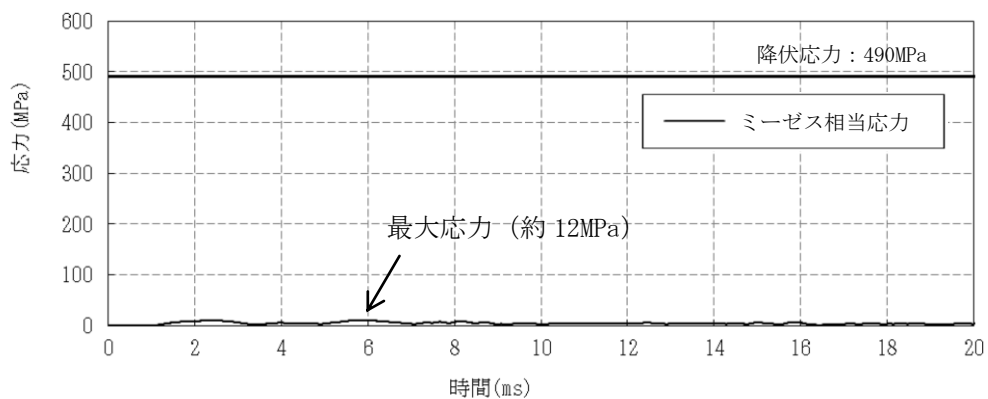


図6 ペDESTAL外側鋼板の応力の推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※

※ JASMINE によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図4)の最大値を AUTODYN への時刻0での入力とし, ペDESTAL鋼板の応力の推移(図5, 6)を評価している。このため, 図4と図5, 6の時刻歴は一致しない。

表1 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用のうち、水蒸気爆発の評価 (偏心落下及び現実的な想定による評価) )

解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
JASMINE	原子炉圧力容器の破損径	0.0357m (約 10cm <sup>2</sup> )	原子炉圧力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 3cm <sup>2</sup> に余裕を見込んだ値
	ペデスタル水深	2.4m	溶融炉心-コンクリート相互作用による格納容器破損防止対策として落下した溶融炉心を微粒子化し、十分な除熱量を確保するため、あらかじめ水張りを行うものとして手順上定めている値
	ペデスタルへの水張りに用いる水の温度	35℃	外部水源の水温として設定
	溶融物の放出速度	8m/s	破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等から MAAP4 で計算
	粗混合粒子径	3mm	既往の実験から得られている平均粒子径
	爆発計算時の微粒子径	50 μ m	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	トリガリングタイミング	溶融物が床面に到達した時点	現実的条件には溶融物がペデスタル床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考えられることから設定
	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 0.6MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定
	爆発源の径方向位置	最外周制御棒位置下	原子炉圧力容器下部の中心から外れた偏心位置からの溶融炉心落下を想定して設定
	AUTODYN-2D		

表2 評価結果の比較

	偏心落下時（現実的な想定）	基本ケース
内側鋼板にかかる圧力	約 53MPa	約 233MPa
外側鋼板にかかる圧力	約 12MPa	約 140MPa

81. 共通要因故障を考慮した低圧原子炉代替注水系の実現性及びコントロールセンタ切替手順について

1. 低圧原子炉代替注水系に使用する電動弁の電源構成

低圧原子炉代替注水系（常設）による注水で操作が必要となる弁を表 1 に、系統概要図を図 1 に示す。

表 1 低圧原子炉代替注水系（常設）による注水時での操作対象弁

No	弁名称	操作	通常時受電系統	重大事故等時受電系統	備考
①	A-RHR注水弁 (MV222-5A)	弁閉→弁開	非常用所内 電気設備 (C2-R/B-C/C)	代替所内 電気設備 (SA2-C/C)	
②	F L S R注水隔離 弁 (MV2B2-4)	弁閉→弁開	代替所内 電気設備 (SA1-C/C)	代替所内 電気設備 (SA1-C/C)	新設弁

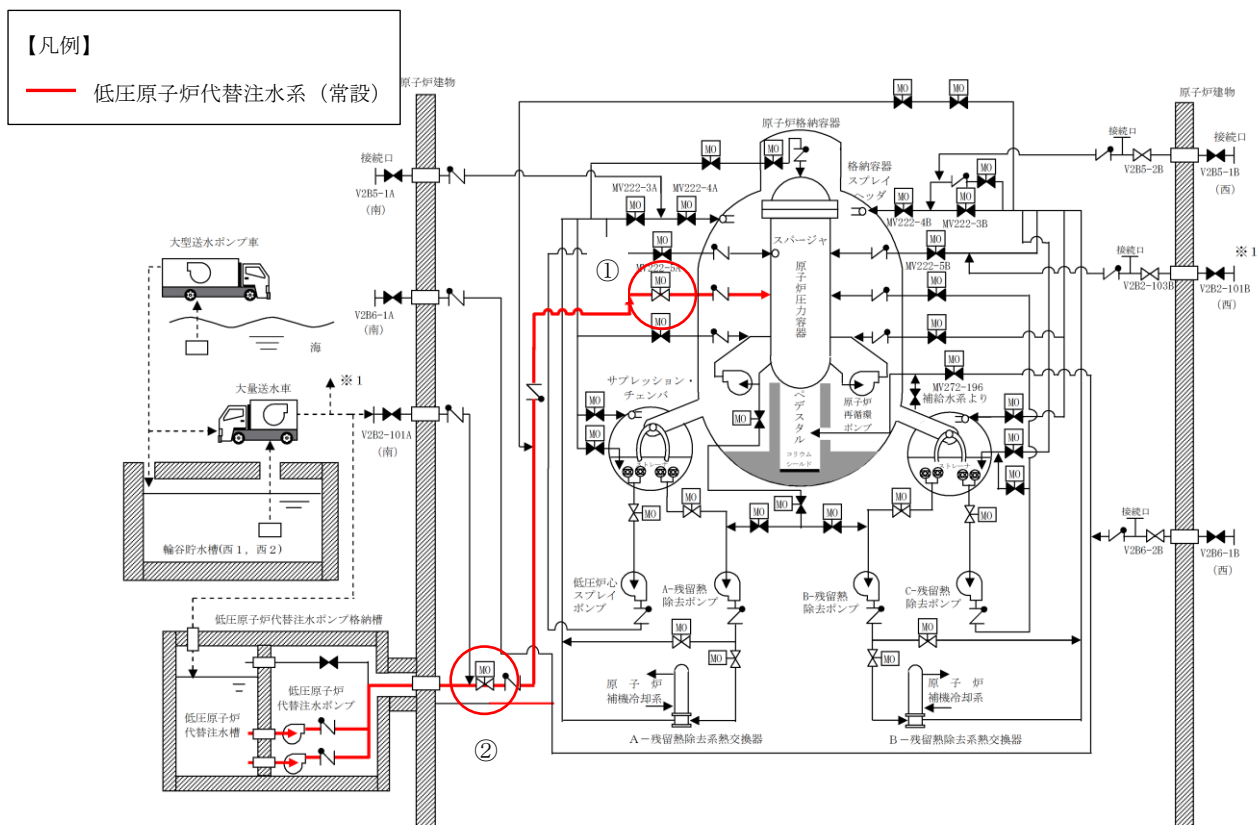


図 1 低圧原子炉代替注水系（常設）系統概要図



低圧原子炉代替注水系（可搬型）による注水で操作が必要となる弁を表 2 に、  
 系統概要図を図 2 に示す。

表 2 低圧原子炉代替注水系（可搬型）による注水時での操作対象弁

No	弁名称	操作	通常時受電系統	重大事故等時受電系統	備考
①	A-RHR注水弁 (MV222-5A)	弁閉→弁開	非常用所内 電気設備 (C2-R/B-C/C)	代替所内 電気設備 (SA2-C/C)	A系統 注水
②	FLSR注水隔離 弁 (MV2B2-4)	弁閉→弁開	代替所内 電気設備 (SA1-C/C)	代替所内 電気設備 (SA1-C/C)	A系統 注水 新設弁
③	A-低圧原子炉 代替注水元弁 (V2B2-101A)	弁閉→弁開	手動弁	手動弁	A系統 注水 新設弁
④	B-RHR注水弁 (MV222-5B)	弁閉→弁開	非常用所内 電気設備 (D2-R/B-C/C)	代替所内 電気設備 (SA2-C/C)	B系統 注水
⑤	B-低圧原子炉 代替注水元弁 (V2B2-101B)	弁閉→弁開	手動弁	手動弁	B系統 注水 新設弁

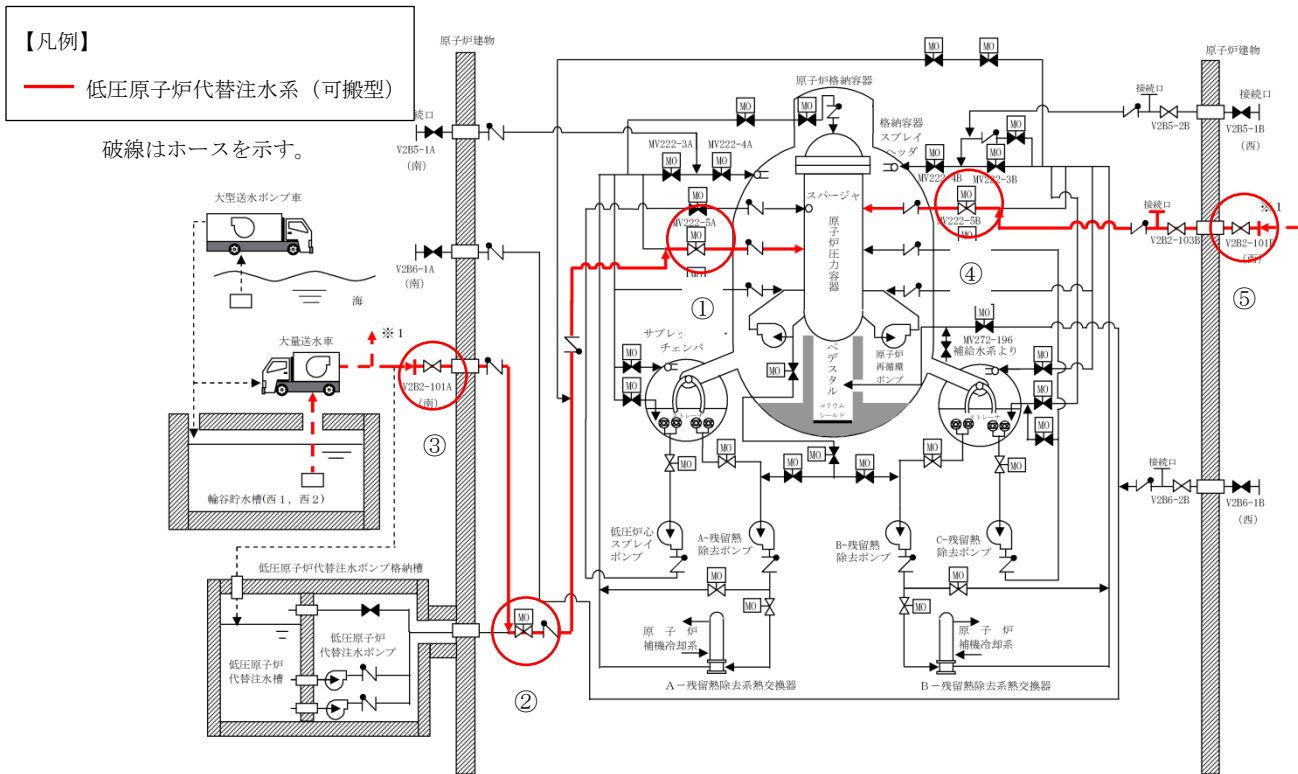


図 2 低圧原子炉代替注水系（可搬型）系統概要図

これらのうち残留熱除去系の注水弁であるMV222-5A, 5Bについては通常時、設計基準事故対処設備である非常用所内電気設備から受電している。設計基準事故対処設備の共通要因故障を想定し、非常用所内電気設備とは独立した重大事故等対処設備である代替所内電気設備を使用し、常設代替交流電源設備であるガスタービン発電機からも受電可能な設計としている。

代替所内電気設備から受電する場合の電源系統図を図3に示す。

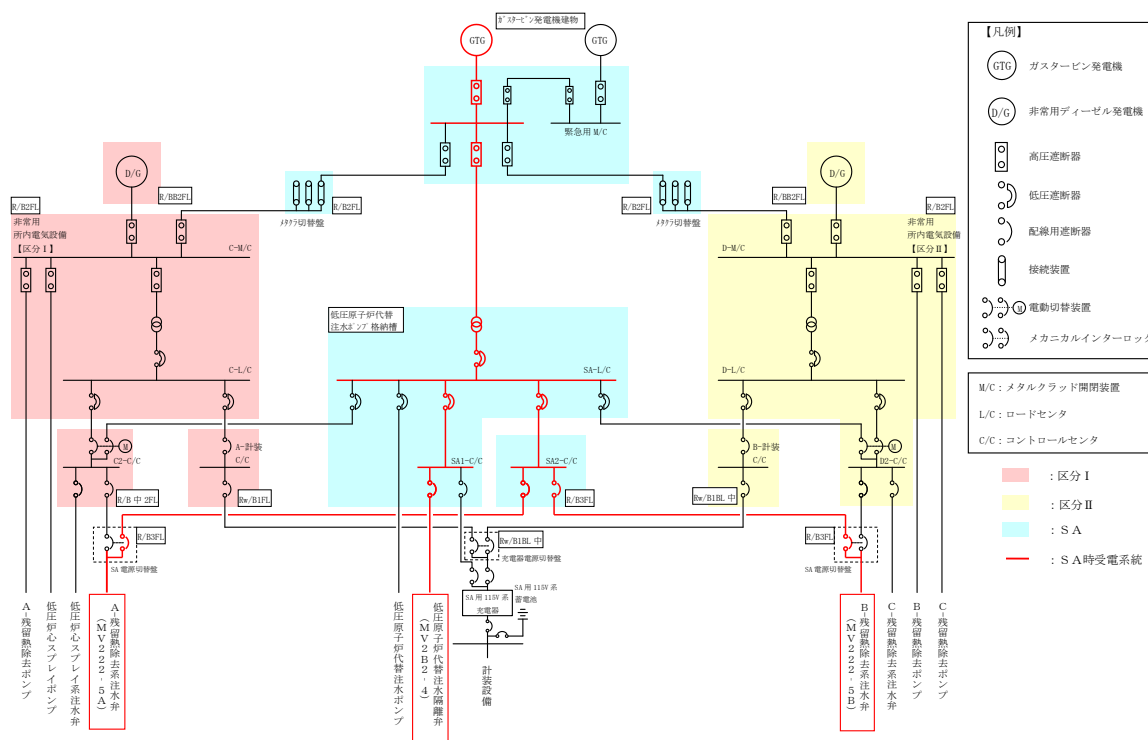


図3 電源系統図（代替所内電気設備を使用した場合）

## 2. 電源切替盤の回路構成及び切替手順について

低圧原子炉代替注水系に使用する電動弁の電源は、既設非常用C/Cの二次側でメカニカルインターロック機能を有した切替回路（SA電源切替盤）を設け、SA用C/Cから受電できる設計とした。

既設非常用C/CとSA用C/Cからの電源が同時に入ることがないように、現場で手動操作により電源切替を行う構成としており、非常用所内電気設備からの受電から代替所内電気設備からの受電に切替える。

切替にかかる時間は、以下のとおり現場運転員の移動から切替操作完了まで約20分（1系統あたり）で可能であり、受電回路の切替後は、中央制御室からの遠隔手動操作により、電動弁の開閉が可能である。

### ○SA用C/C受電時のSA電源切替盤操作

必要要員数：2名（現場運転員2名）

想定時間：20分以内（所要時間目安<sup>※1</sup>：11分）

※1：所要時間目安は、模擬により算定した時間

### 想定時間内訳

#### 【現場運転員】

●移動，SA電源切替盤操作（A系）：想定時間20分，所要時間目安11分

・移動：所要時間目安5分

（中央制御室から原子炉建物附属棟地上3階）

・SA電源切替盤操作（A系）：所要時間目安6分

（原子炉建物附属棟地上3階）

S A電源切替盤操作にかかる時間のタイムチャートを図4に、切替回路の構成図を図5に示す。

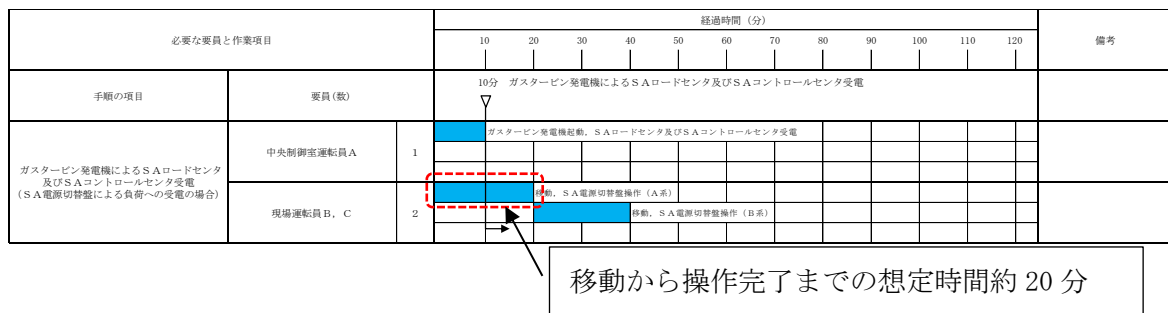


図4 電源切替盤操作のタイムチャート

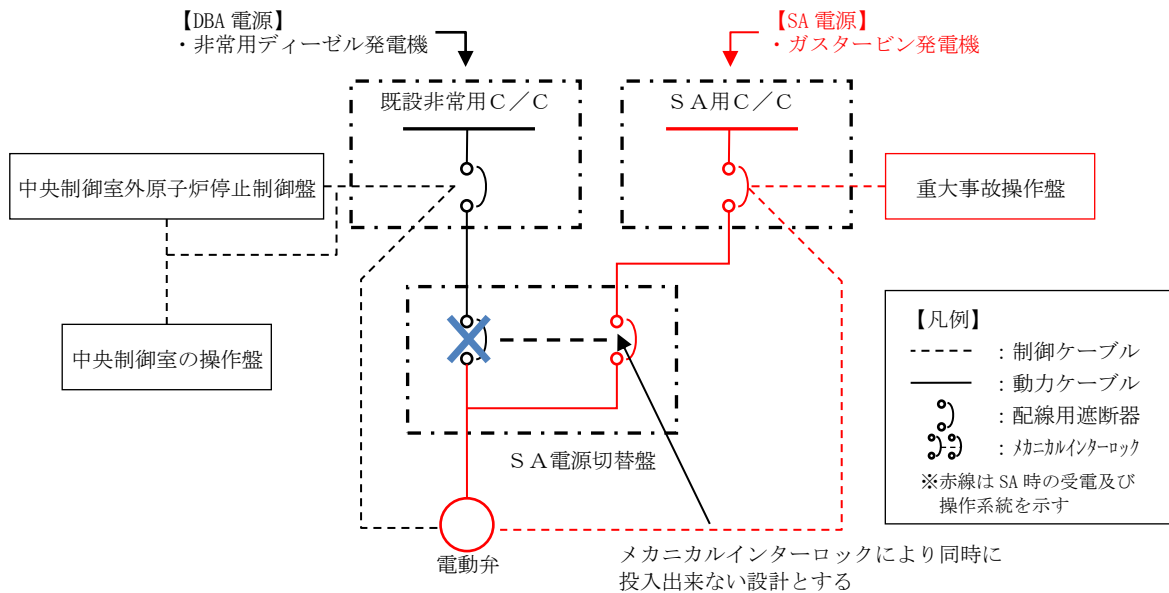




図5 電源切替回路の構成図

### 3. SA用L/C及びSA用C/Cの溢水対策について

重大事故等対処設備である代替所内電気設備のSAロードセンタ，SA1コントロールセンタ及びSA2コントロールセンタは設計基準事故対処設備である非常用所内電気設備の安全機能と同時機能喪失することがないように，別建物又は別区画に設置することで，重大事故等対処設備の内部溢水に対する防護方針に適合し，溢水が共通要因となり機能喪失することがない設計としている。

設置設備	SA-L/C, SA1-C/C	SA2-C/C
設置場所	 低圧原子炉代替注水ポンプ格納槽 地下1階(EL8, 200)	 A-非常用電気室送排風機室 (原子炉建物附属棟3階(EL34, 800))
溢水源	低圧原子炉代替注水系配管	空調換気設備冷却水系配管 消火系配管
地震起因による溢水	当該配管はSs機能維持設計で，溢水源とならない。	当該配管はSs機能維持設計で，溢水源とならない。
想定破損による溢水	当該配管は静水頭圧の配管であり，想定破損による溢水源とならない。	当該配管からの溢水によりSA2-C/Cが機能喪失する場合においても，対応する設計基準対象施設への溢水影響は無く，安全機能は同時に喪失しない。また，自主対策として鋼板により部屋化及び堰による溢水対策を実施している。
消火水の放水による溢水	固定式消火装置設置区画であり，消火水の放水は無い。	固定式消火装置設置区画であり，消火水の放水は無い。

本資料のうち，枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 84. 損傷炉心による炉心シュラウドへの影響について

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスでは、事象発生 30 分後から低圧原子炉代替注水系（常設）による原子炉注水を行うことにより、損傷炉心は炉心位置に保持され下部プレナムに移行することなく、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）内に保持される結果となっている。この際の、損傷炉心による炉心シュラウド（以下「シュラウド」という。）への影響について検討した結果を以下に示す。

### 1. 炉心とシュラウドの形状

第 1 図に、炉内の断面のイメージ図を示す。

燃料集合体を取り囲むシュラウドは、内径約 4.43m、厚さ約 4 cm の円筒形状であり、材質はステンレス鋼である。最外周の燃料集合体の外端からシュラウドまでの距離は最短で約 5 cm であるが、炉心部の等価直径約 4.07m を考慮すると、炉心部からシュラウドまでの距離は約 18cm となる。

### 2. MAA Pコードでの溶融炉心挙動モデル

MAA Pコードにおいては、炉心部を径方向及び軸方向に分割し、各ノードにおける燃料の溶融・崩壊等を考慮した上で、径方向及び軸方向への質量・エネルギー移動を計算しリロケーションを模擬するモデルとなっている。この際、炉心部に溶融プールが形成され、その領域が成長し炉心領域の最外周に到達した場合には、炉心部側面とシュラウドの間のバイパス領域から下部プレナムへのリロケーションが発生する。

別添 1 に、解析コード（MAA Pコード）<sup>[1]</sup>の抜粋を示す。

### 3. 有効性評価における炉心損傷進展状態

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）における炉心損傷状態の推移を第 2 図に示す。また、炉心最外周の下から 4, 5 ノードの被覆管温度及び同じ高さ位置にあるシュラウド壁面温度の推移を第 3 図に示す。

事象発生 30 分後の原子炉注水開始時点では、大部分の燃料は自立した状態を保っているが、注水開始以降も炉心のヒートアップは続き、燃料の崩壊及び流路閉塞を繰り返しながら炉心の下部へと燃料が移行する。その後、炉心の中心付近で溶融プールが形成され、徐々に拡大していく（最大状態約 100 分後）が、原子炉注水による冷却により溶融プール領域の拡大は停止し、溶融プールは炉心の外周部に至らず損傷炉心は炉心位置に保持される。

また、第 3 図に示すとおり、燃料被覆管温度は約 2,000℃まで上昇し、炉心部からの輻射や蒸気を介した熱伝達によりシュラウドの温度は一時的に上昇するが、事象発生 30 分後からの原子炉注水の実施により冷却されるため、最高温度

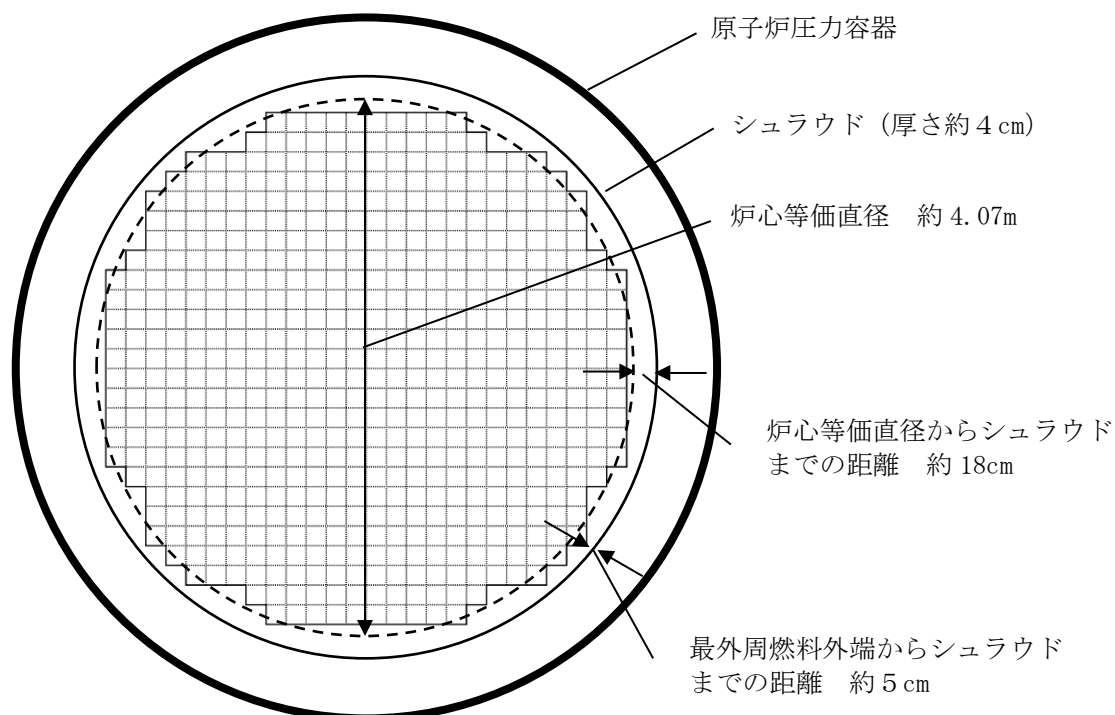
は約 500°C程度 (MAAP 解析結果) であり, その融点 (1,400°C程度) に至らない。

#### 4. 実機におけるシュラウド破損の可能性について

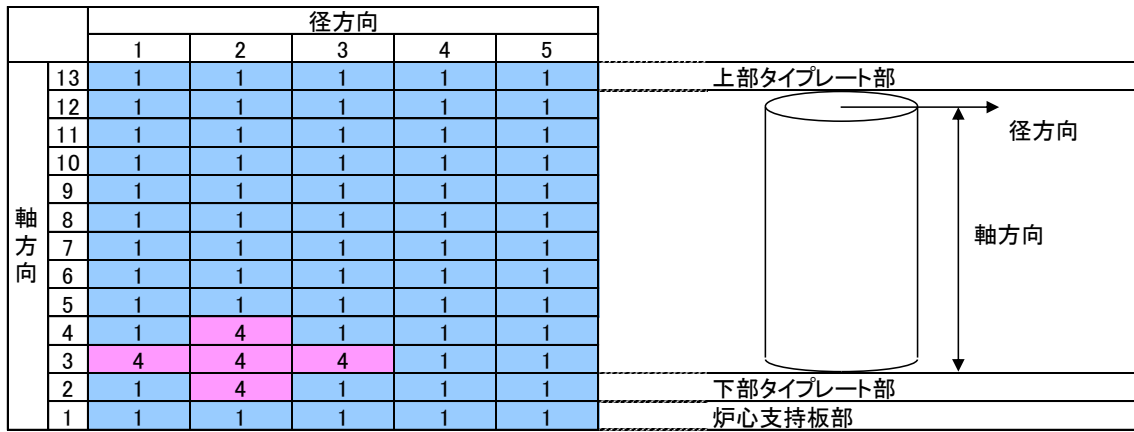
実機において, 炉心内の燃料集合体を支持する構造物としては, 上部炉心格子と炉心支持板上の燃料支持金具がある。燃料の溶融・崩壊が進展し, 燃料集合体の上部が上部炉心格子から離れた場合でも, 燃料集合体は燃料支持金具により継続的に支持される (第 4 図)。また, 燃料の溶融・崩壊は炉心部の中心付近から進むことや, 燃料とシュラウドの間のバイパス領域では上向きの蒸気流が生じることから, 燃料集合体が外側に倒れシュラウドに接触する可能性は低いと考えられる。

また, 仮に燃料がシュラウドに接触した場合でも, シュラウドは約 4 cm の厚さを有しており, 周辺の構造物や蒸気への伝熱も生じることから, 即座にシュラウドの破損に至るような状況にはならないと考えられる。

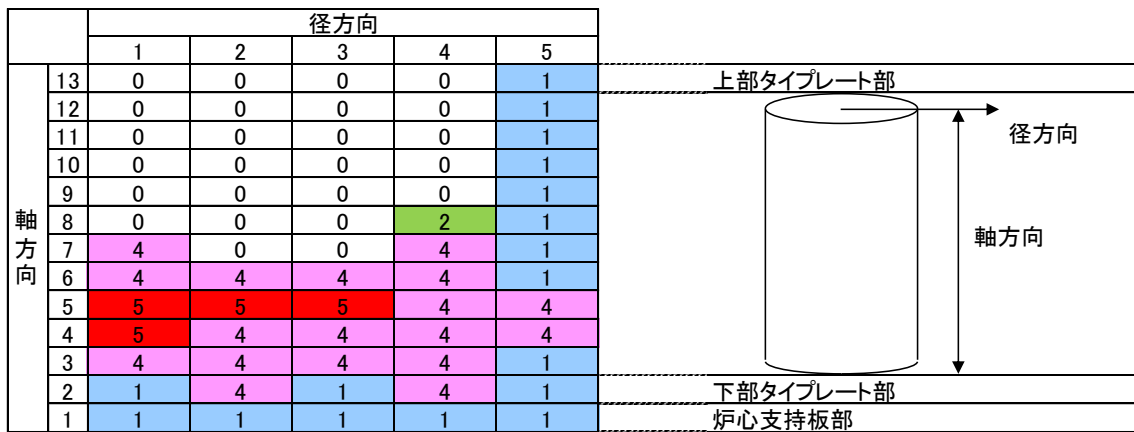
- [1] 「沸騰水型原子力発電所 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード(MAAP)について」, 東芝エネルギーシステムズ株式会社, TLR-094, 日立GEニュークリア・エナジー株式会社, HLR-123, 平成 30 年 5 月



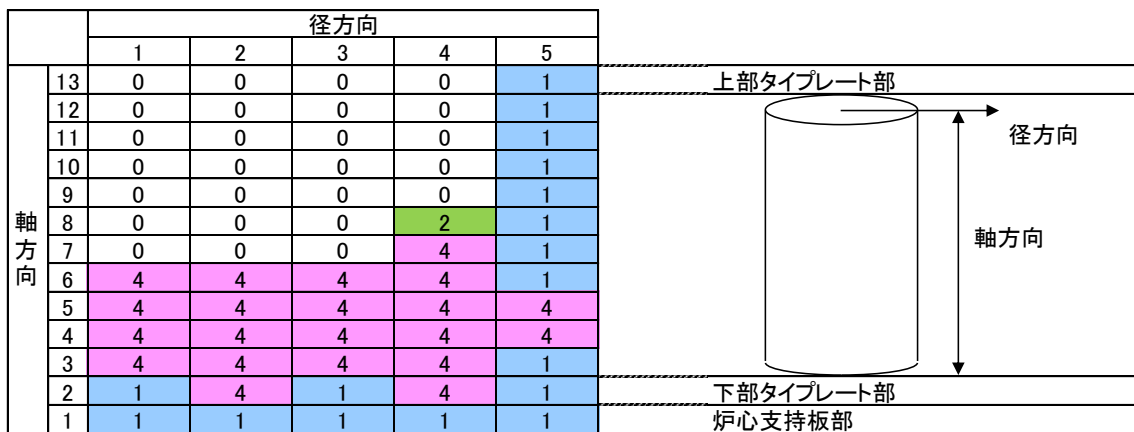
第 1 図 炉内の断面のイメージ図



(事象発生 30 分後)



(事象発生約 100 分後)

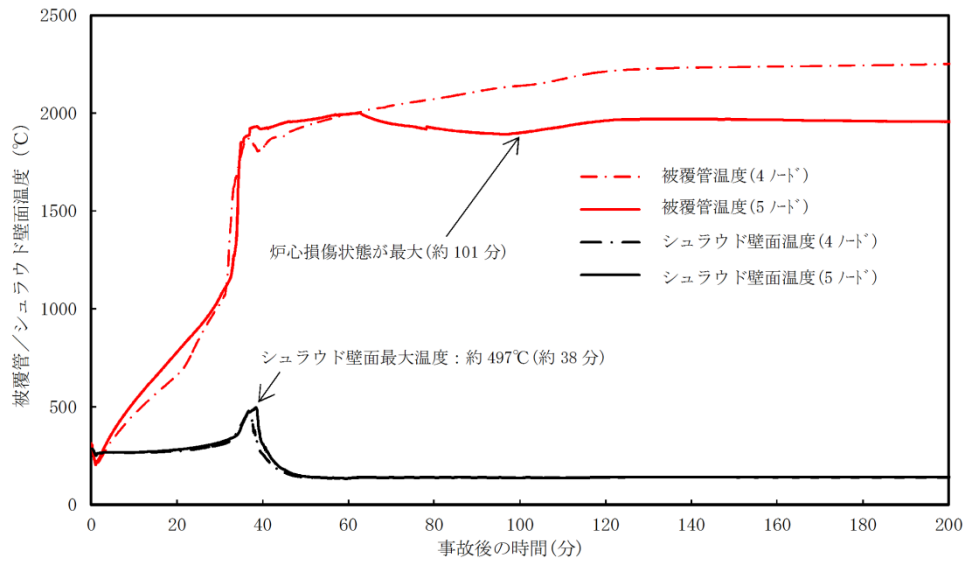


(事象発生 168 時間後)

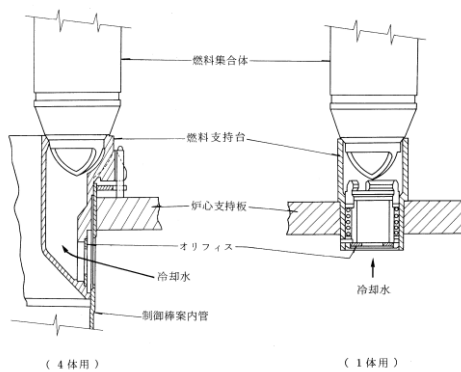
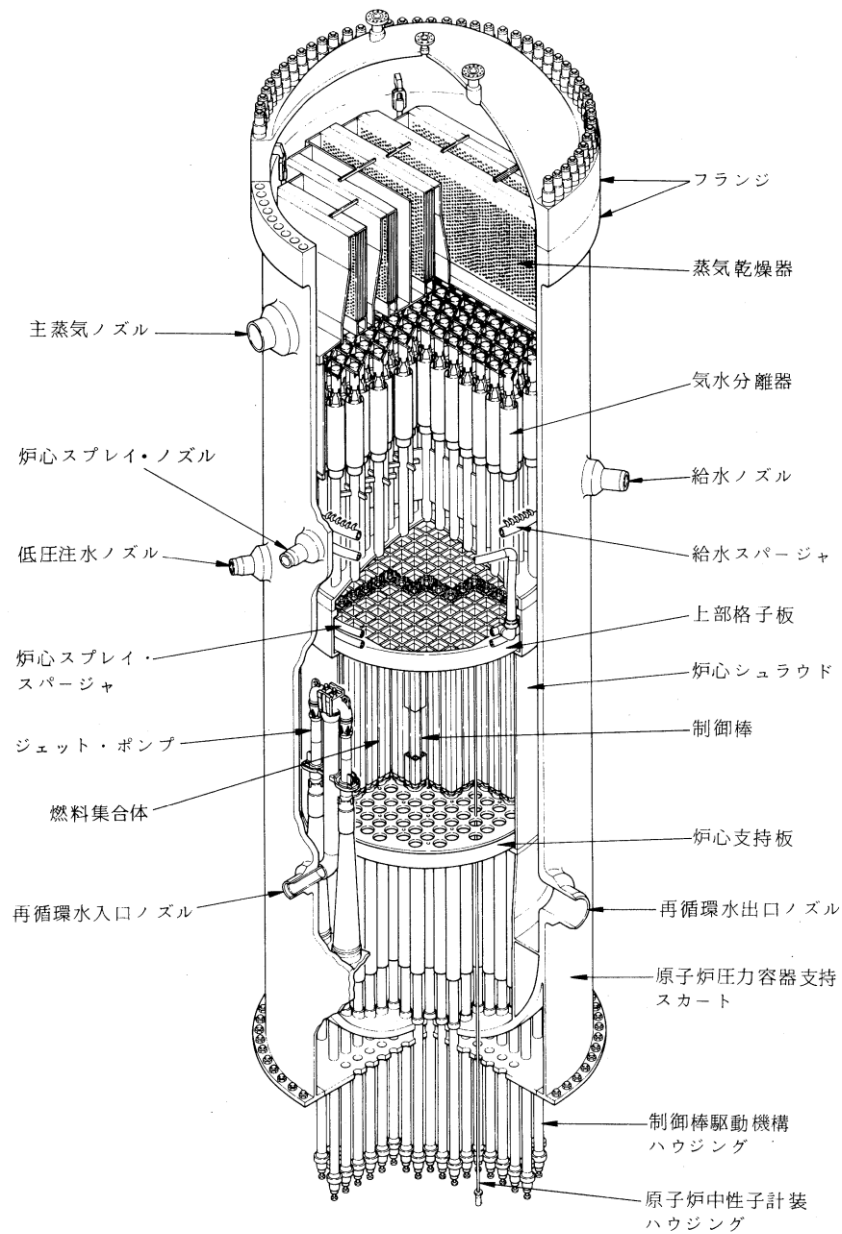
- 損傷状態のモデル
- 0 : 空洞
  - 1 : 燃料が自立した状態
  - 2 : 燃料が崩壊した状態
  - 3 : 流路が減少した状態
  - 4 : 流路が閉塞した状態
  - 5 : 溶融プール状態

第 2 図 炉心損傷状態の推移





第3図 被覆管温度及びシユラウド壁面温度の推移



燃料支持台

第4図 R P V内における燃料の支持構造

「沸騰水型原子力発電所 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード(MAAP)について」(抜粋)

(2) リロケーション

溶融炉心のリロケーションは軸方向及び径方向における質量及びエネルギーの移動を考慮している。質量の移動には $UO_2$ の他に炉内構成物 ( $Zr$ ,  $ZrO_2$ , ステンレス等) が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応してエネルギーやFPの崩壊熱割合(初期炉心出力分布から評価)も移動する。これら質量、エネルギー及び崩壊熱割合の移動をもとに、リロケーション後の各ノード内の炉心溶融物のエネルギー保存式を計算する。

軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動する。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動する。この際、チャンネルボックスが健全な場合には、溶融燃料の径方向のリロケーションが起こらないものとする。

MAAPでは、炉心支持板から上部タイプレートまでを炉心領域としてモデル化し、炉心領域を軸方向及び径方向にユーザーがノード分割を行う(図 3.3-2 参照)。分割されたノードには、ユーザーが設定する軸方向及び径方向の出力分布にしたがった出力が設定される。これによって、各ノードにおける燃料のヒートアップ計算を行う。

ヒートアップ計算においては、燃料の温度上昇や、ジルコニウム-水反応による発熱及び水素ガスの発生が計算される。燃料の温度上昇に伴い、燃料被覆管の破損やチャンネルボックス、制御棒等の構造物の損傷やこれらを含めた、炉心を構成する物質の溶融が計算され、炉心ノードは、空隙率と溶融度に応じて、以下に示すような6つのタイプに分類される。

- タイプ1 : 燃料が自立した状態
- タイプ2 : 燃料が崩壊した状態
- タイプ3 : 流路が減少した状態
- タイプ4 : 流路が閉塞した状態
- タイプ5 : 溶融プール状態
- (タイプ0 : 空洞)

燃料の冷却形状変化について示す。一般には、炉心が露出し始めると燃料がヒートアップし、各炉心ノードでは、温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる。燃料崩壊が判定されると、当該ノードはタイプ2へと遷移し、燃料崩壊位置から上の全ての燃料は下方へ落下し、一部空洞状態（炉心を構成する物質がない状態：タイプ0）となる。また、炉心溶融進展に従い、冷却水の流路が減少し（タイプ1又は2 → タイプ3又は4）、やがて炉心ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合、溶融プールを形成する（タイプ5）。

- ・ 燃料の崩壊(タイプ1 → タイプ2)

ヒートアップ開始から、各炉心ノードの状態（周辺ノードで崩壊発生なし、下部ノードが崩壊、隣接ノードが空洞、周辺全ノードが空洞）に応じて、燃料崩壊の有無の判定が行われる。MAAPのモデルではLarson-Millerパラメータ手法（温度と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用して燃料崩壊を予測する手法）により、各炉心ノードの累積損傷割合を計算する。累積損傷割合が1となれば、当該炉心ノードが崩壊し、タイプ2となる。

- ・ 流路の減少・閉塞（タイプ1又は2 → タイプ3又は4）

流路の減少は、キャンドリングにより流下した溶融燃料及び崩壊により落下してくる固形物により、それを受け取るノードの空隙が減少することによって発生する。このとき、炉心ノードの空隙率によってタイプ3（流路が減少した状態）かタイプ4（流路が閉塞した状態）が判定される。

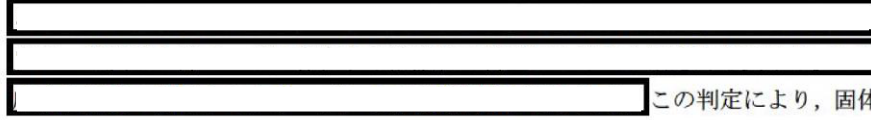
- ・ 溶融プール(タイプ5)

炉心ノード内が溶融プールを形成しているかどうかは、炉心ノード内の溶融度で判定される。炉心ノード内のほぼ全量が溶融した場合は、当該ノードは溶融プール(タイプ5)とみなす。

TMI事故では、炉心溶融物が燃料被覆管表面に沿って流下し、炉心下部で閉塞領域が形成された後、溶融が径方向に進展して、側面のクラストを崩壊させて、下

部プレナムに落下したと推定されている。タイプ 3 及び 4 はこうした TMI 事故の分析に基づいて炉心閉塞挙動を考慮するために導入された概念である。

また、一つ若しくは複数の流路が閉塞した炉心ノード(タイプ 4)が発生すると、

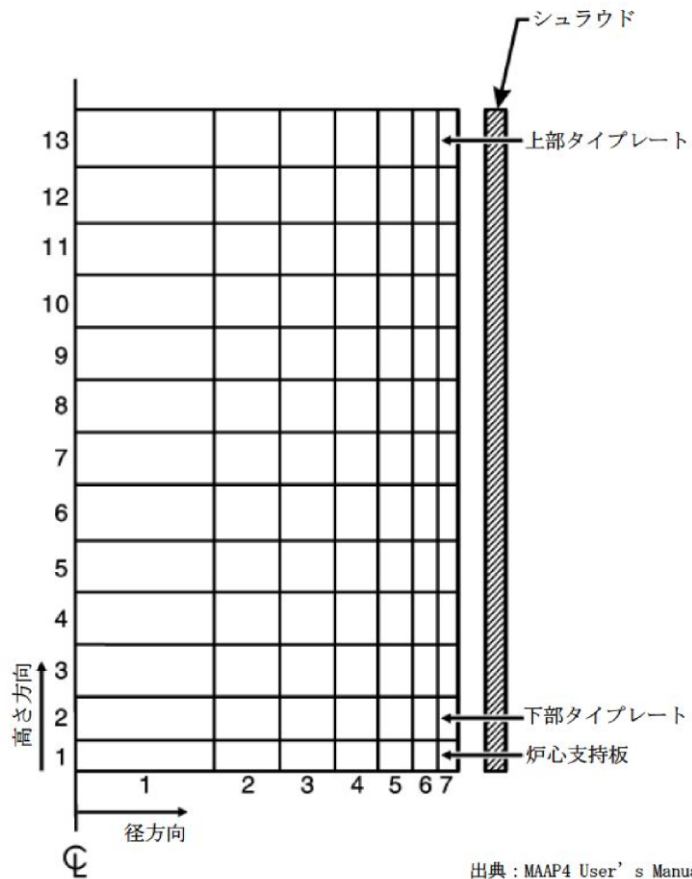


この判定により、固体層が破損すると、その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として、直下のノードが閉塞すれば、同様の判定が行われることになり、次第に溶融物が下方へと移動していく。

炉心支持板の破損若しくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへ移行した溶融物は、下部プレナム内で堆積し、制御棒案内管等の構造物を溶融させる。構造物の大半が溶融すると、炉心を保持できなくなり、炉心領域の燃料が下部プレナムへ一気に移行する(炉心スランプ)。

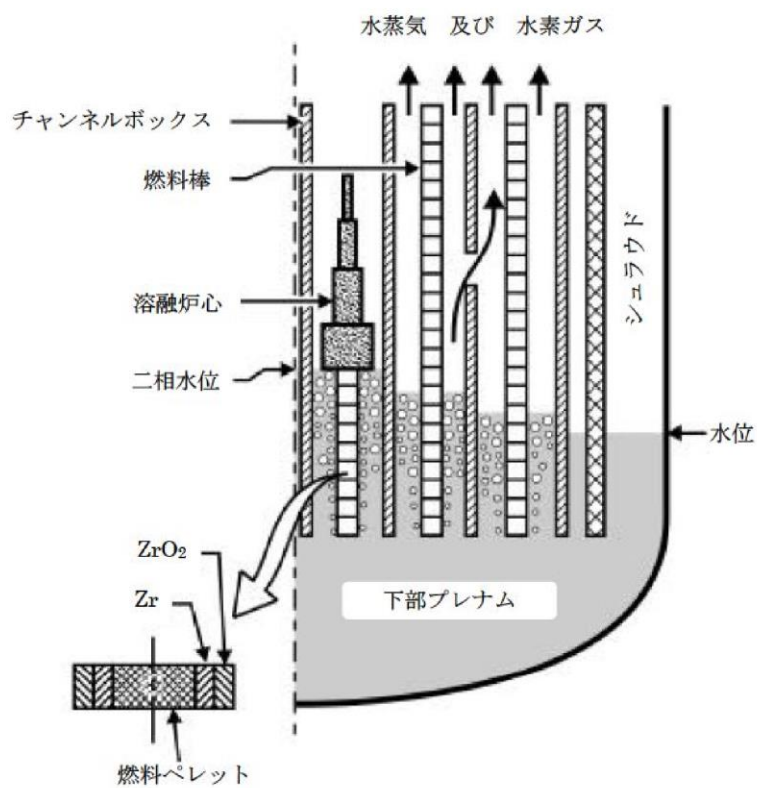
図 3.3-9 に炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化の例を示す。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-2 MAAPノード分割例 (炉心モデル)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 炉心水位モデル

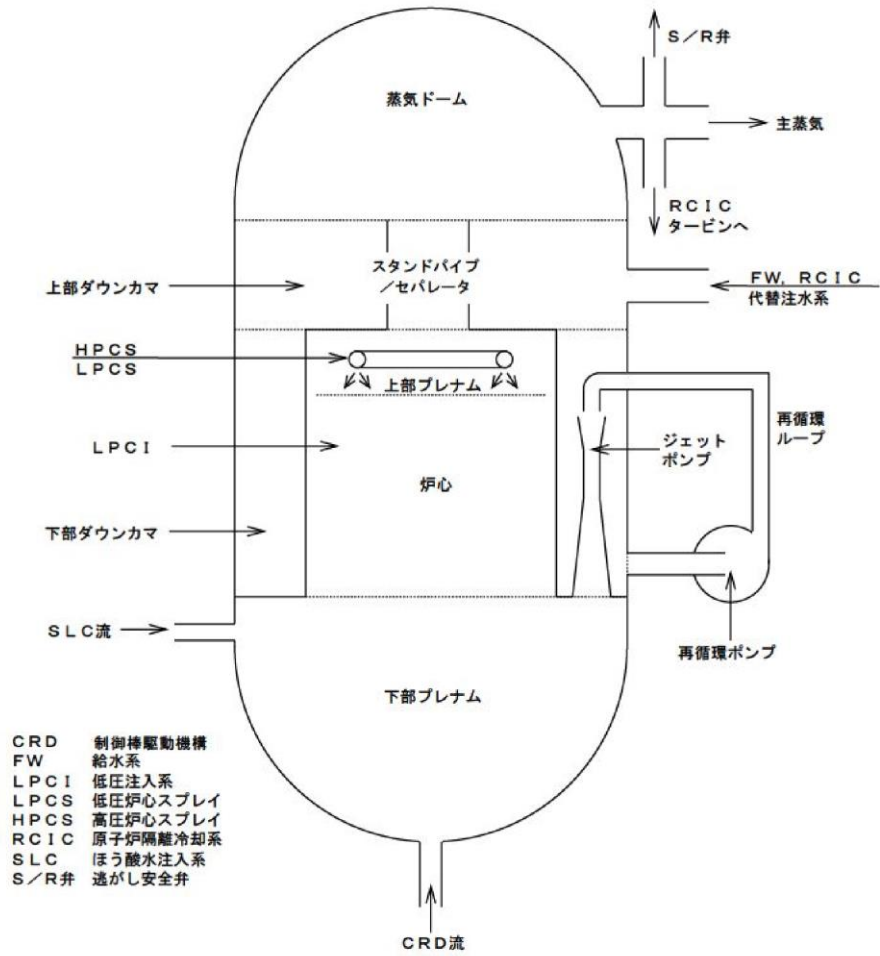
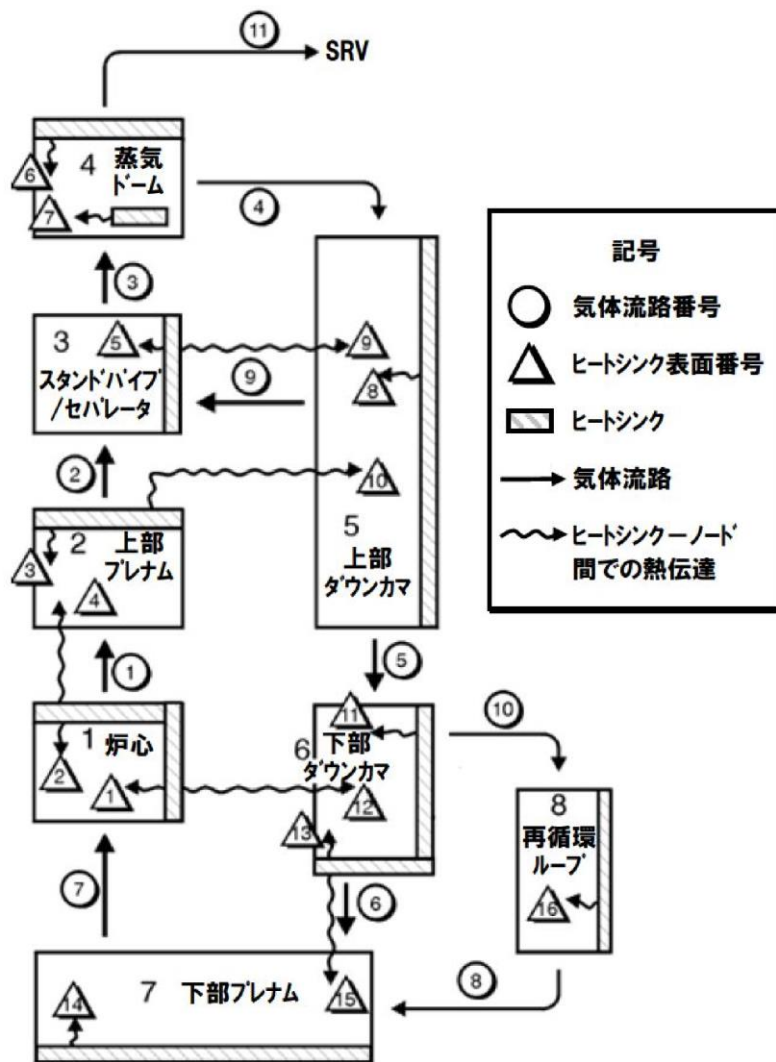


図 3.3-4 MAA P原子炉压力容器モデルの概要 (BWR 5の例)





出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP原子炉压力容器ノード分割図

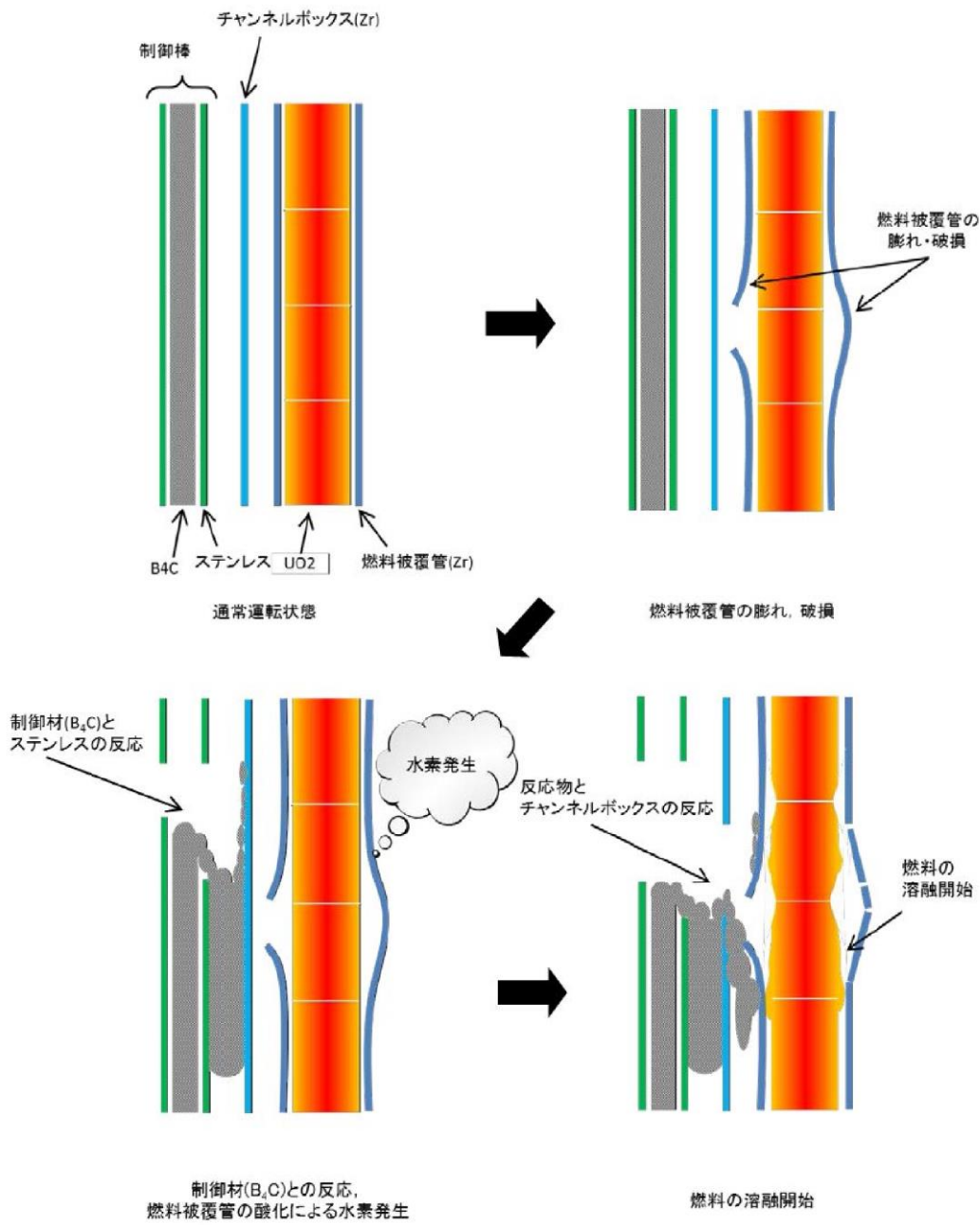


図 3.3-8 炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図

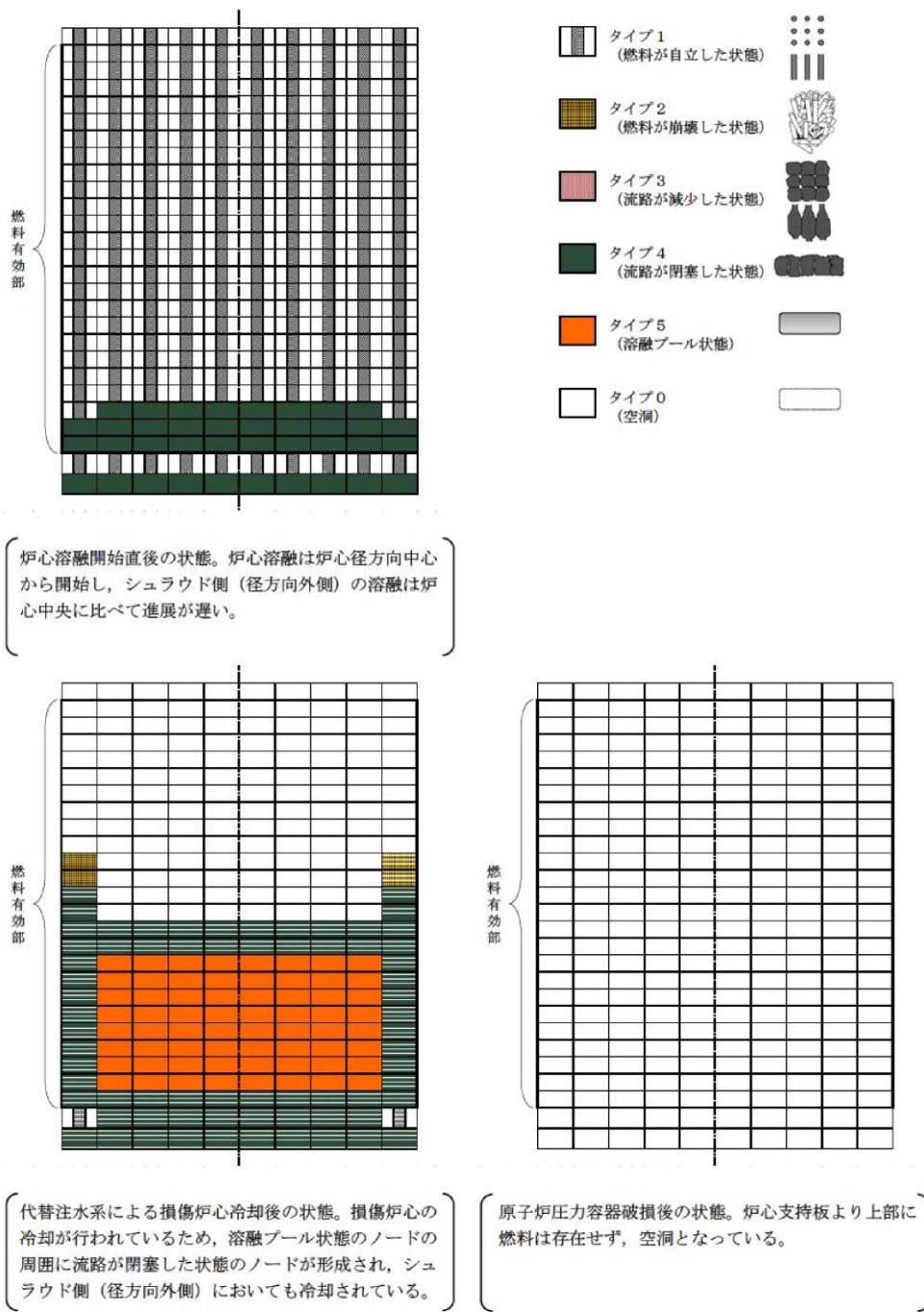


図 3.3-9 炉心熔融進展における損傷炉心の形状の変化（例）

## 87. ペデスタル注水手順及び注水確認手段について

### 1. ペデスタル注水手順

ペデスタル注水は、炉心損傷後に溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムに落下し、原子炉圧力容器が破損に至る可能性がある場合に、予めペデスタルに注水することで、原子炉圧力容器破損後の溶融炉心の冷却性を向上させ、MCCIの緩和を図ることを目的としている。

さらに、ペデスタルに落下した溶融炉心への注水を継続し、溶融炉心を冠水冷却する。

ペデスタル代替注水系の系統概要図を第1図及び第3図に、ペデスタル代替注水系の単線結線図を第4図及び第6図に示す。また、格納容器代替スプレー系（可搬型）によるペデスタル注水の系統概要図を第2図に、格納容器代替スプレー系（可搬型）の単線結線図を第5図に示す。

操作に必要となる電動弁は、非常用電源に接続されており、常設代替交流電源設備からの給電も可能である。手動弁については、現場で操作することとなるが、屋外での作業であり高線量にならないため、現場対応が可能である。

なお、注水配管から分岐している配管には、逆止弁又は常時閉の弁があり、注水が他系統等へ流出することはない。

ペデスタル注水実施の条件及び手順は以下のとおりである。

#### (1) ペデスタル注水の実施条件

原子炉圧力容器下鏡温度が300℃に到達した時点で、ペデスタルへ水位+2.4mの水張り（初期水張り）を実施する。なお、原子炉圧力容器下鏡温度の300℃到達は原子炉圧力容器温度(SA)により確認し、いずれか1点が300℃に達した時点で判断する。

初期水張り実施後、原子炉圧力容器破損を確認した場合は、溶融炉心を継続的に冷却するため崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施する。原子炉圧力容器破損は、原子炉圧力、ドライウエル圧力、ペデスタル雰囲気温度等のパラメータが同時に顕著な変動を示したことで判断する。

#### (2) ペデスタル注水手順

##### a. ペデスタル代替注水系（常設）による注水手順

- (a) 低圧原子炉代替注水ポンプを起動する。
- (b) 低圧原子炉代替注水隔離弁、A-RHR ドライウエル第1、第2スプレー弁を開操作しペデスタル注水を開始する。
- (c) ドライウエル水位計、ペデスタル水位計及び代替注水流量（常設）を監視し、ペデスタル水位が+2.4m（注水量約225m<sup>3</sup>）に到達後、注水を停止する。
- (d) 原子炉圧力容器破損後は、第1表の崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施する。注水流量は、代替注水流量（常設）にて確認する。

##### b. 格納容器代替スプレー系（可搬型）による注水手順

- (a) 大量送水車の配置、ホースの展張、接続を行う。
- (b) A-RHR ドライウエル第2スプレー弁を「全開」にする。

- (c) 大量送水車を起動し、外部接続口に設置している流量調節弁を開操作し、ペDESTAL注水を開始する。必要な流量が確保できるよう、当該弁の開度を調整する。
  - (d) ドライウェル水位計、ペDESTAL水位計及び格納容器代替スプレイ流量を監視し、ペDESTAL水位が+2.4m（注水量約 225m<sup>3</sup>）に到達後、注水を停止する。
  - (e) 原子炉圧力容器破損後は、第 1 表の崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施する。注水流量は、格納容器代替スプレイ流量にて確認する。
- c. ペDESTAL代替注水系(可搬型)による注水手順
- (a) 大量送水車の配置、ホースの展張、接続を行う。
  - (b) ペDESTAL注水ラインの MUW PCV 代替冷却外側隔離弁を「全開」にする。
  - (c) 大量送水車を起動し、外部接続口に設置している流量調節弁を開操作し、ペDESTAL注水を開始する。必要な流量が確保できるよう、当該弁の開度を調整する。
  - (d) ペDESTAL水位計及びペDESTAL代替注水流量を監視し、ペDESTALの水位が+2.4m（注水量約 70m<sup>3</sup>）に到達後、注水を停止する。
  - (e) 原子炉圧力容器破損後は、第 1 表の崩壊熱に余裕をみた量の注水を実施する。注水流量は、ペDESTAL代替注水流量及びペDESTAL代替注水流量（狭帯域用）にて確認する。

第 1 表 ペDESTAL注水の必要注水量

事象発生からの経過時間[h]	注水流量 [m <sup>3</sup> /h]
1～5	60
5～10	55
10～20	35
20～40	30
40～80	20
80～120	15
120h 以降	12

## 2. 注水確認手段

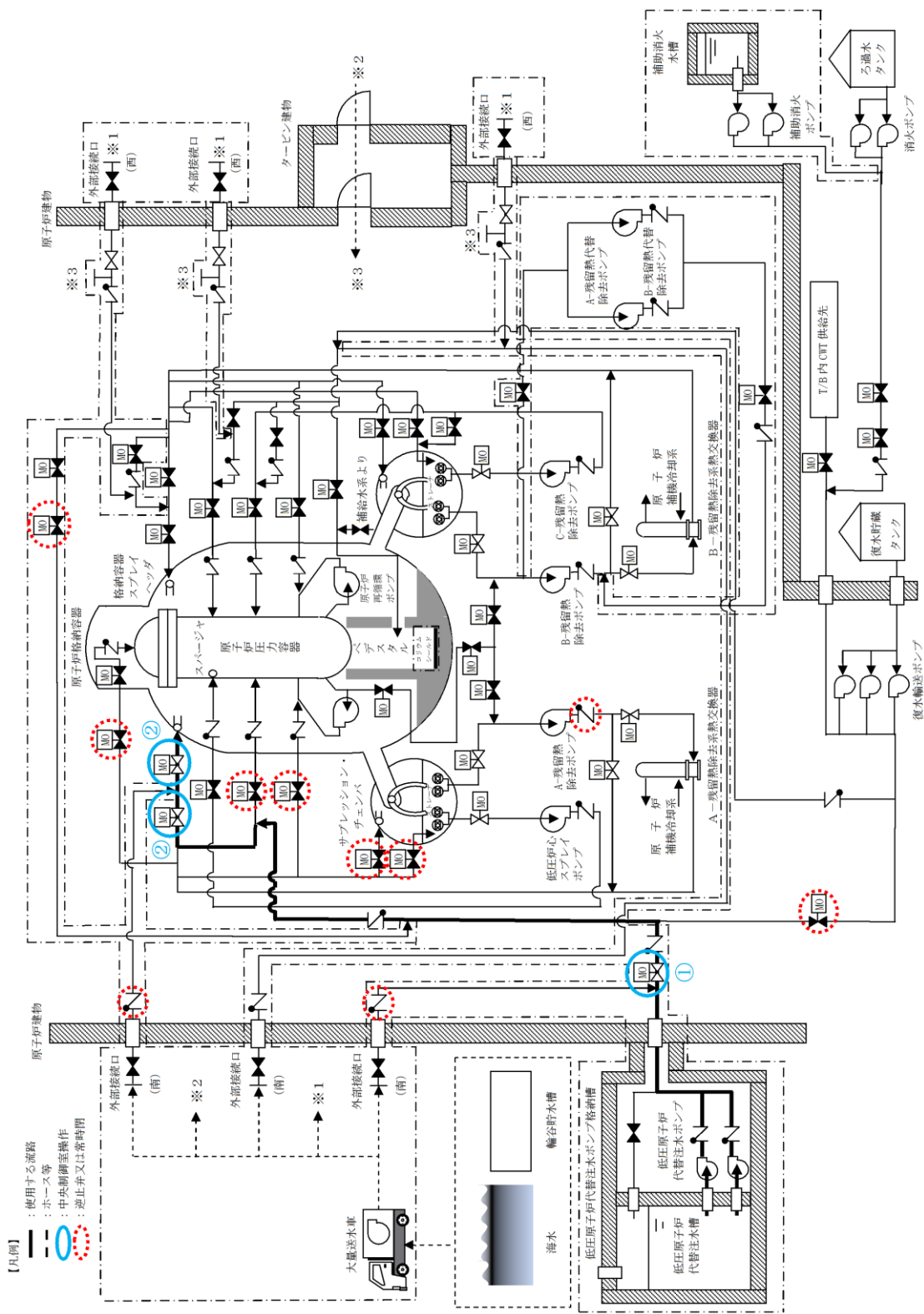
上述のとおり、ペDESTAL注水の確認は、ドライウェル水位計、ペDESTAL水位計及び代替注水流量（常設）、格納容器代替スプレイ流量、ペDESTAL代替注水流量、ペDESTAL代替注水流量（狭帯域用）により行う。ドライウェル水位計及びペDESTAL水位計の設置場所は格納容器内であるが、事故時の格納容器内の環境条件を考慮した設計となっている。ドライウェル水位計、ペDESTAL水位計及び代替注水流量（常設）、格納容器代替スプレイ流量、ペDESTAL代替注水流量、ペDESTAL代替注水流量（狭帯域用）は中央制御室で確認することができる。

ペDESTAL代替注水系によるペDESTAL注水時に確認するドライウェル水位及びペDESTAL水位の検出器配置図を第 7 図に、検出器の仕様を第 2 表、

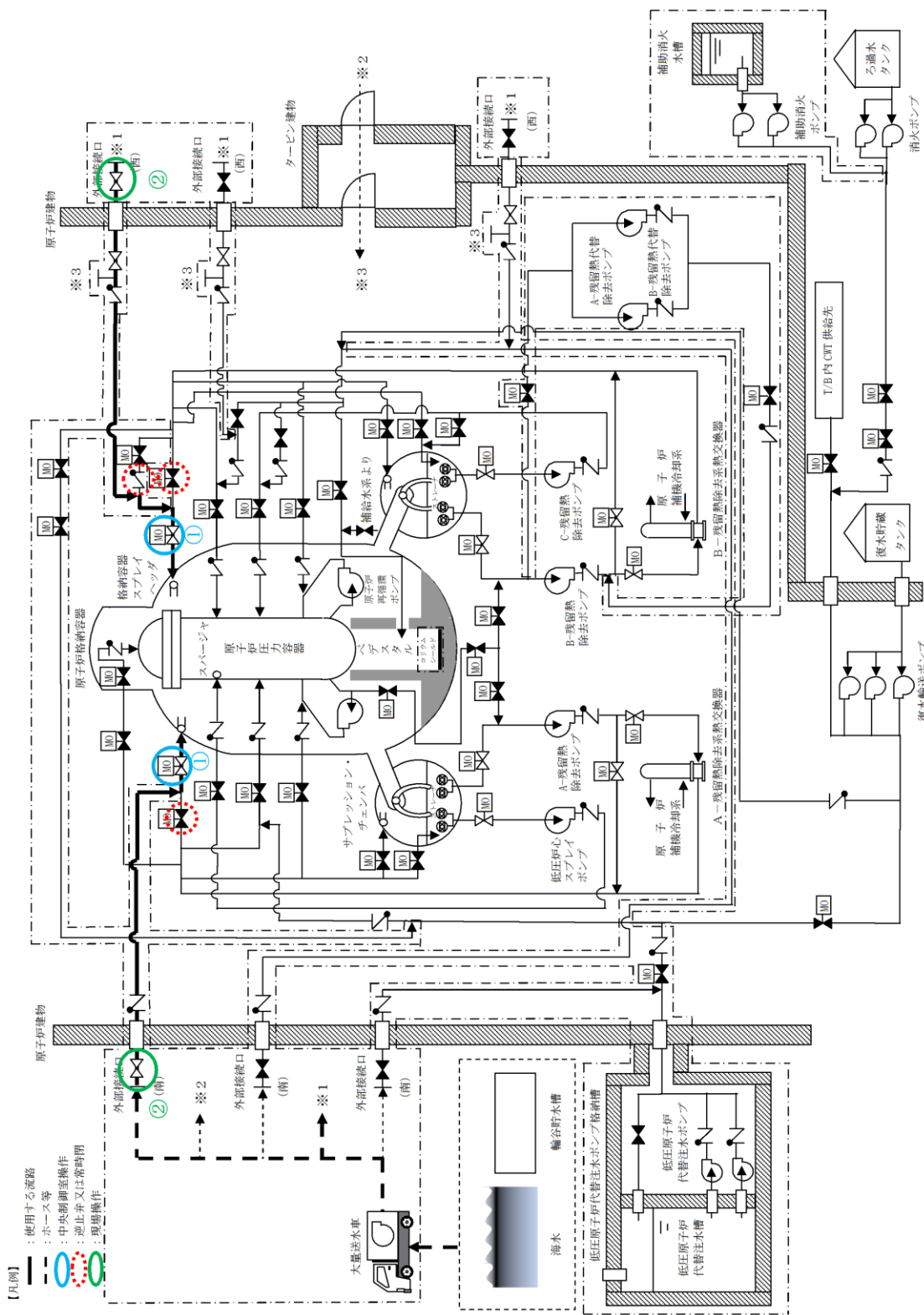
第3表に示す。

ペデスタル代替注水系（常設）又は格納容器代替スプレイ系（可搬型）にて、注水を実施する場合、格納容器スプレイラインを使用するため、ドライウエル床面に水位が形成される。ドライウエル床面からサンプルピットにスプレイ水が流入することで、ドライウエル水位計にて、格納容器に注水されたことを確認する。その後、ドライウエル床面水位の上昇に伴い、ペデスタルへ流入を開始する。ペデスタルに流入したことをペデスタル水位計にて確認が可能である。

なお、原子炉圧力容器破損後の溶融炉心の冷却は、ペデスタル水位計によらず、崩壊熱相当に余裕を見た注水量で注水する手順としている。



第1図 パデスタル代替注水系（常設） 系統概要図

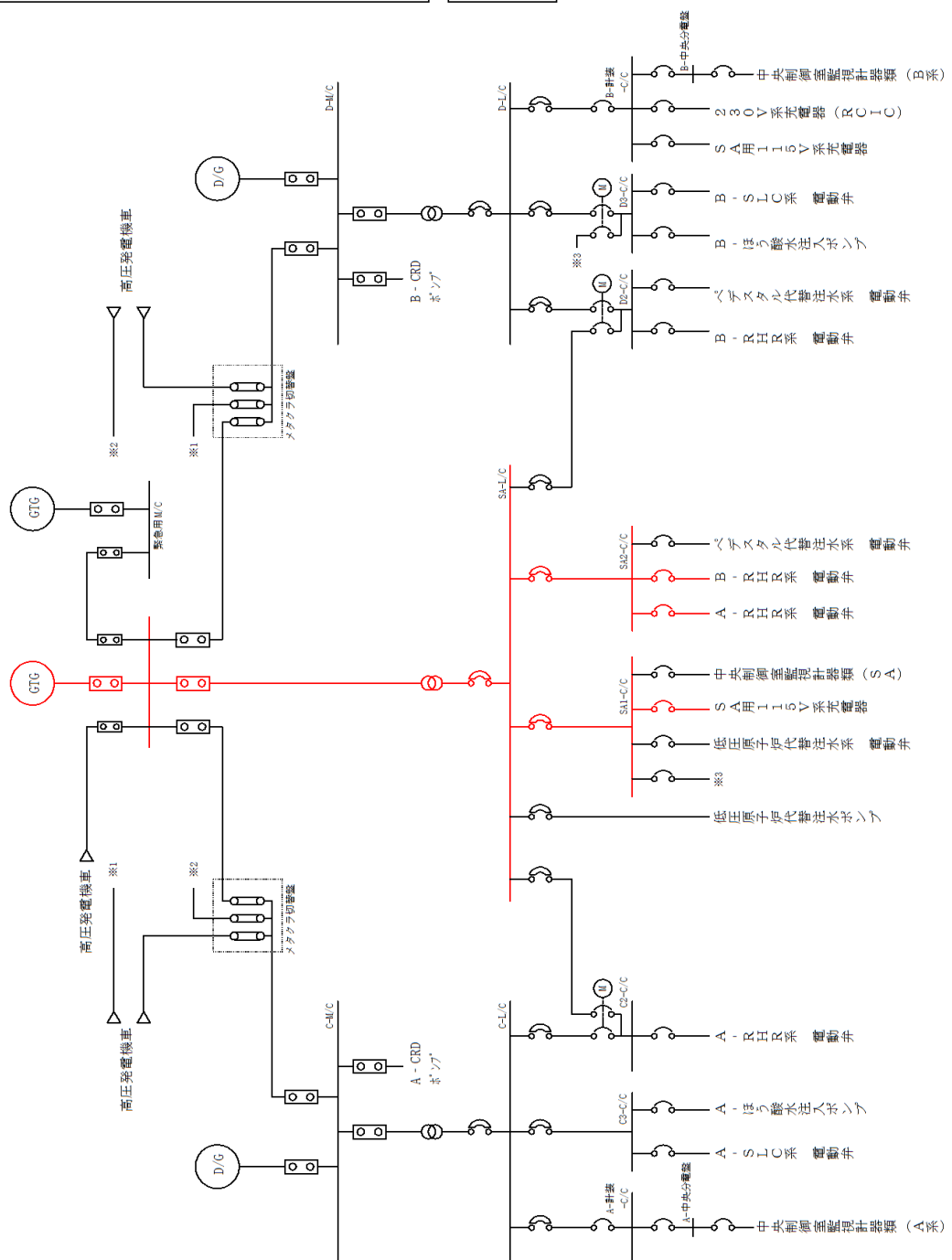
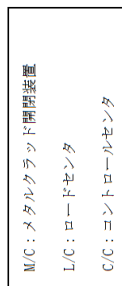
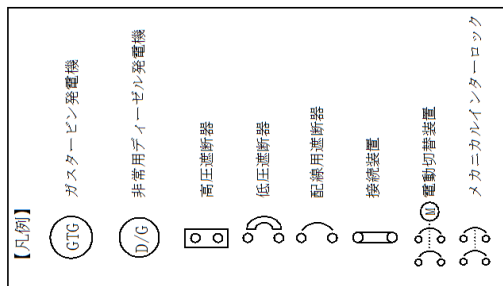


第2図 格納容器代替スプレイ系（可搬型） 系統概要図

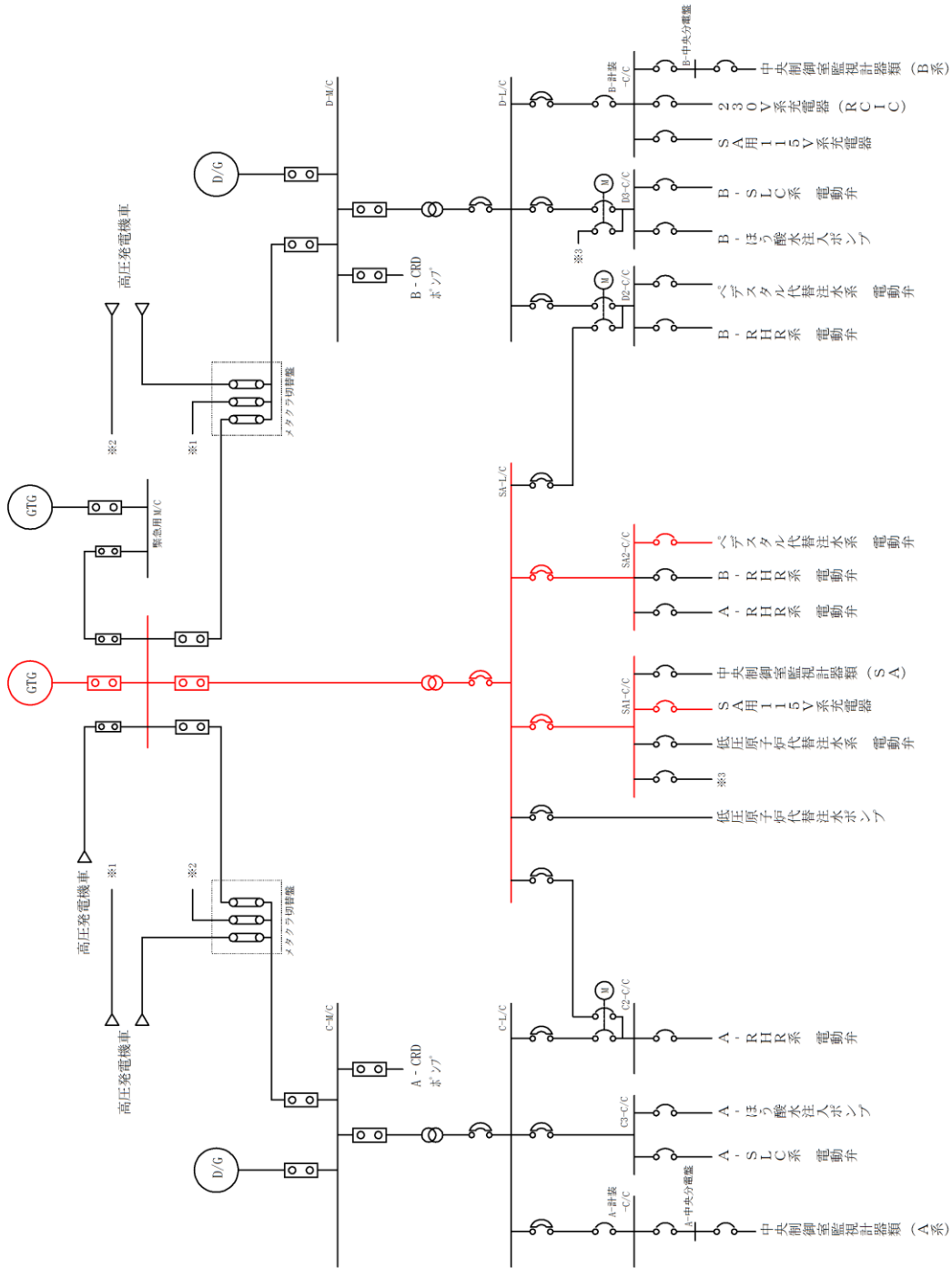
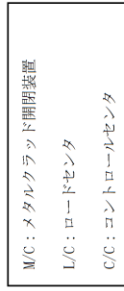
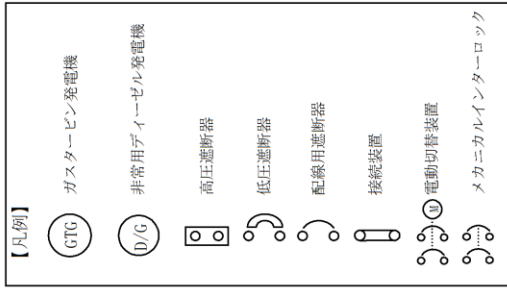








第5図 格納容器代替スプレイ系（可搬型）に係る単線結線図



第6図 ペデスタル代替注水系（可搬型）に係る単線結線図

第2表 ドライウェル水位の主要仕様

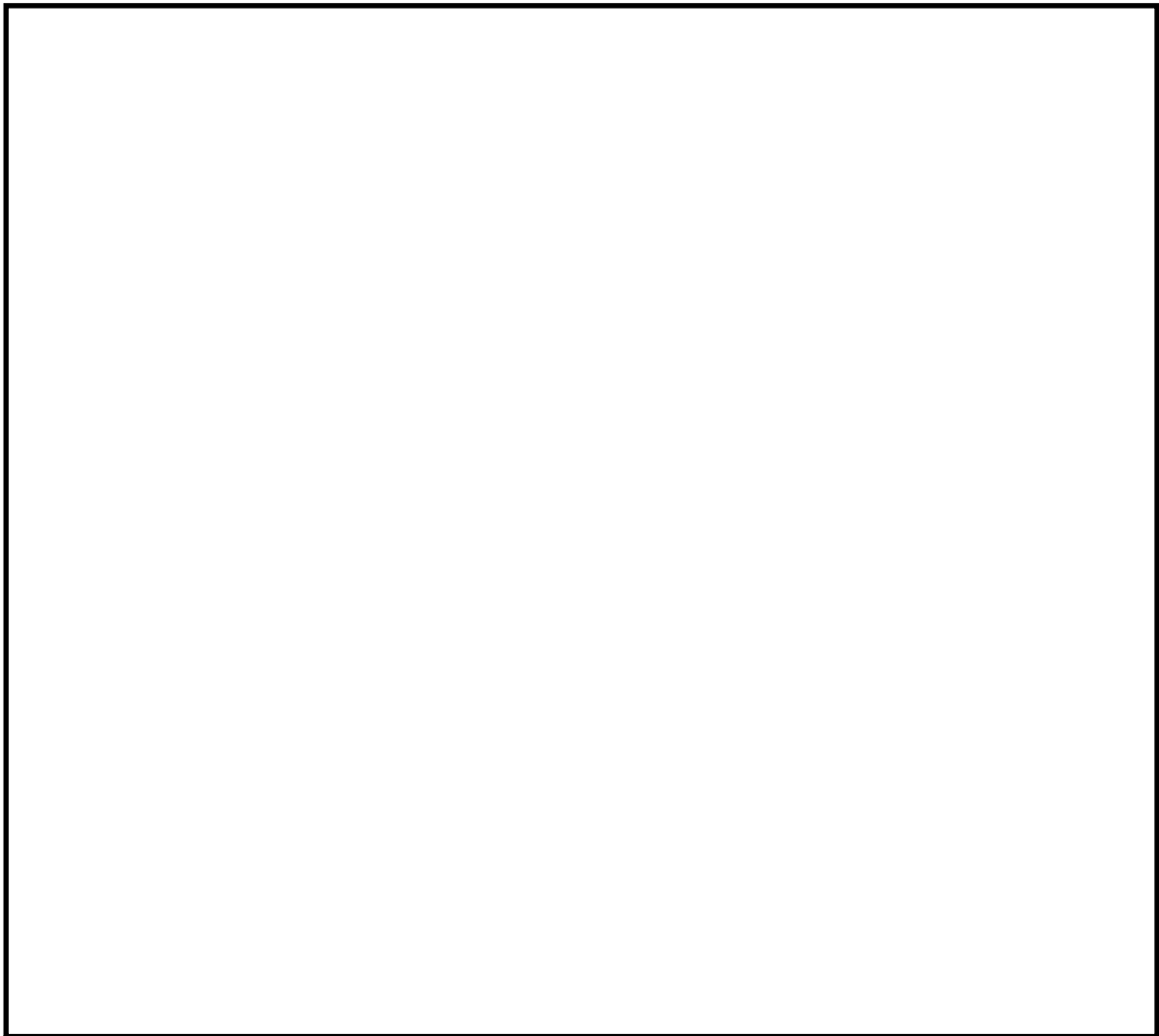
種類	計測範囲※1	個数	測定誤差	耐環境性
電極式 水位検出器	-3.0m, -1.0m, +1.0m	3	±10mm	

※1：基準点は格納容器底面（EL10100）。

第3表 ペDESTAL水位の主要仕様

種類	測定レンジ※1	個数	測定誤差	耐環境性
電極式 水位検出器	+0.1m, +1.2m +2.4m, +2.4m	4	±10mm	

※1：基準点はコリウムシールド上表面（EL6706）。



第7図 ドライウェル水位及びペDESTAL水位の検出器配置図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

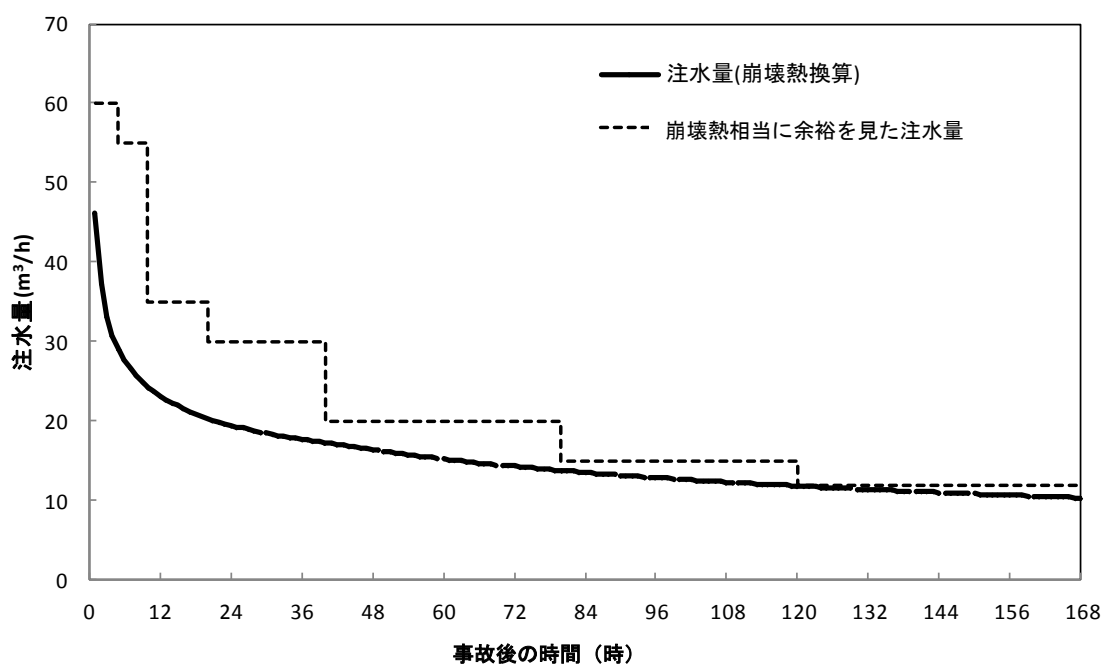
## 原子炉压力容器破損後のペDESTAL注水に必要な注水量について

原子炉压力容器破損後のペDESTAL注水に必要な注水量について、崩壊熱相当に余裕を見た注水量を注水することとしている。崩壊熱に相当する注水量と崩壊熱相当に余裕を見た注水量を別図1，別表1に示す。

なお、原子炉压力容器破損直後における溶融炉心は過熱度が高いため、ペDESTALに落下した溶融炉心の冠水状態を維持する観点から、崩壊熱に相当する注水量に対して余裕分を大きく設定している。

また、ペDESTALへの注水は、別表2に示す代替注水流量（常設）、格納容器代替スプレイ流量、ペDESTAL代替注水流量及びペDESTAL代替注水流量（狭帯域用）にて監視しながら、崩壊熱相当に余裕を見た注水を行うこととしている。これらの監視パラメータの指示値はデジタル表示されるため、運転員は注水流量を数値<sup>※</sup>で確認して、流量調整が可能である。

※小数点第一位まで表示



別図1 崩壊熱に相当する注水量と崩壊熱相当に余裕を見た注水量

別表1 ペDESTAL注水の必要注水量

事象発生からの経過時間[h]	注水流量 [m <sup>3</sup> /h]
1～5	60
5～10	55
10～20	35
20～40	30
40～80	20
80～120	15
120h以降	12

別表2 代替注水流量計の主要仕様

監視パラメータ	種類	測定レンジ	個数	監視場所
代替注水流量 (常設)	超音波式 流量検出器	0～300m <sup>3</sup> /h	1	中央制御室
格納容器代替 スプレイ流量	差圧式 流量検出器	0～150m <sup>3</sup> /h	2	中央制御室
ペDESTAL 代替注水流量	差圧式 流量検出器	0～150m <sup>3</sup> /h	2	中央制御室
ペDESTAL 代替注水流量 (狭帯域用)	差圧式 流量検出器	0～50m <sup>3</sup> /h	2	中央制御室

## 88. 格納容器スプレイによるペデスタルへの流入経路について

### 1. スプレイ水の流入経路の概要

スプレイ水が原子炉格納容器内に注水されると、図1に示すとおり、スプレイ水は以下の経路によりペデスタルに流入する。図1に流入経路の概要を、図2にペデスタル付近の断面図を示す。

- ① スプレイ水は、各フロアに滞留するような機器や堰が無いことから、各フロアの床の開口部（グレーチング）より原子炉格納容器最下階のドライウエル床に流下する。ドライウエル床に流下したスプレイ水は、ドライウエル床面を流れ、ドライウエルサンプルピットに流れ込む。その後ドライウエルサンプルピット水位が上昇し、満水になるとドライウエル床面に水が溜まる。
- ② ドライウエル床面に溜まった水の水位が上昇すると、図2に示すとおり、ベント管入口下端の高さより、ペデスタル開口部である制御棒駆動機構搬出入口下端の高さの方が低いため、サブプレッション・チェンバ側に流出することはない、制御棒駆動機構搬出入口よりペデスタルに流入する。

### 2. 制御棒駆動機構搬出入口の閉塞の可能性について

ペデスタルへの流路は、配管等ではなく比較的大きな開口部である。

制御棒駆動機構搬出入口にはCRD自動交換機レール及びレールサポートが設置されているが、鋼材を溶接した長尺の一体構造物であるため、その形状から、波及的影響により当該開口部を閉塞させる可能性はない。

また、原子炉格納容器内には、設計基準事故対処設備又は重大事故等対処設備の配管・弁等が多数存在しており、それらに対する波及的影響を考慮した設計としていること、及び制御棒駆動機構搬出入口付近の物品は全て溶接又はボルトにて固定されていることから、当該開口部を閉塞させる可能性のある異物は発生しないと考えられる。



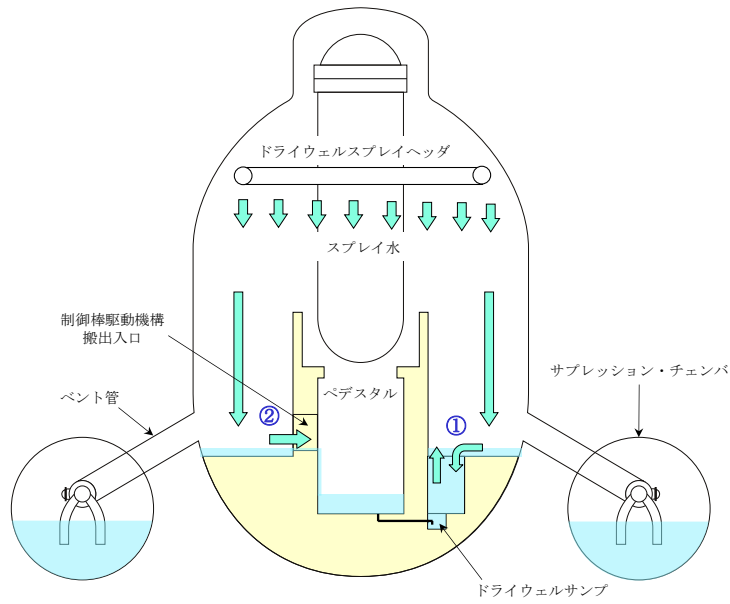


図1 スプレイ水のペDESTALへの流入経路

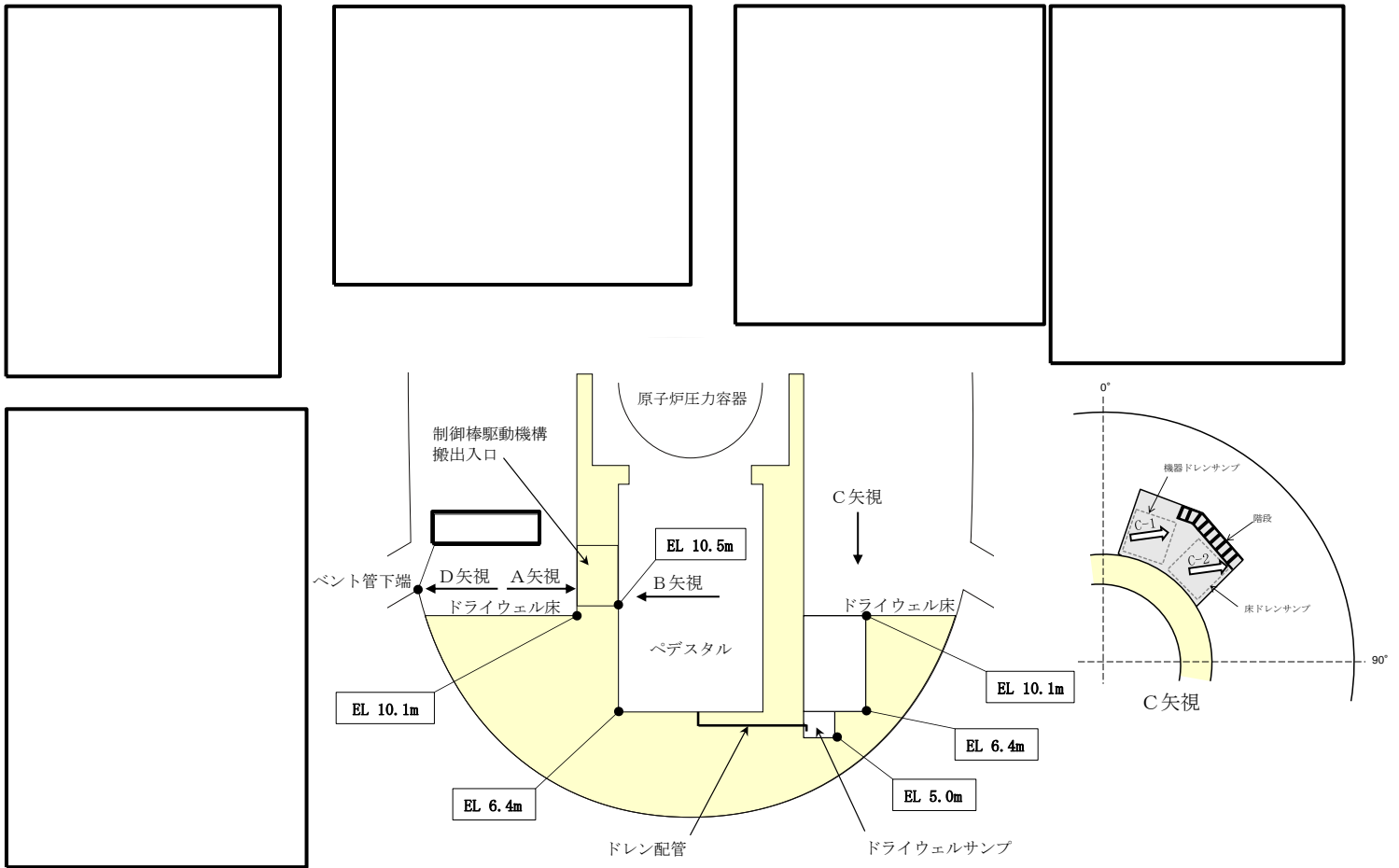


図2 原子炉格納容器 断面図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

91. ペデスタル／ドライウェル水位の推移とペデスタル／ドライウェル底部の状態について  
 「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるペデスタル／ドライウェル水位と注水流量の推移及びペデスタル／ドライウェル底部の状態図を示す。

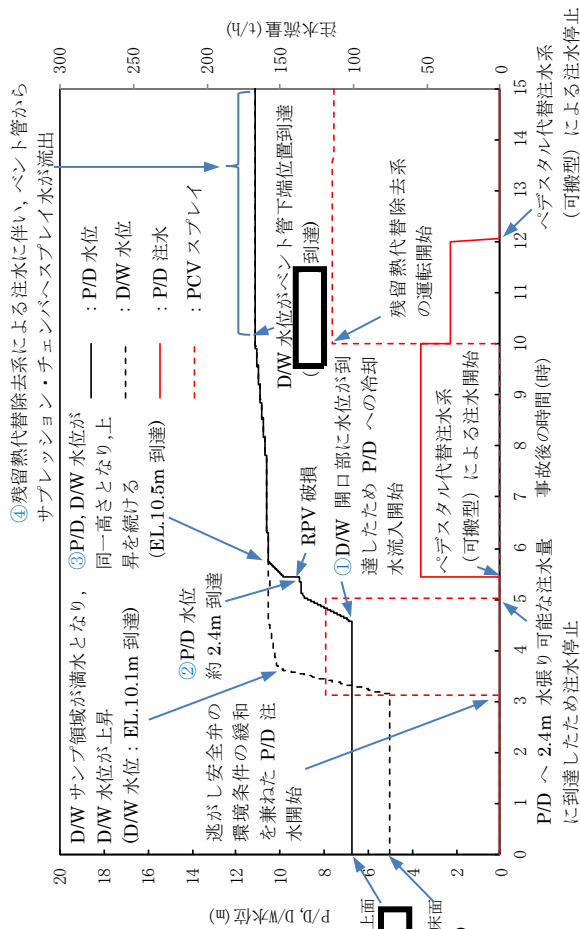


図1 ペデスタル／ドライウェル水位と注水流量の推移

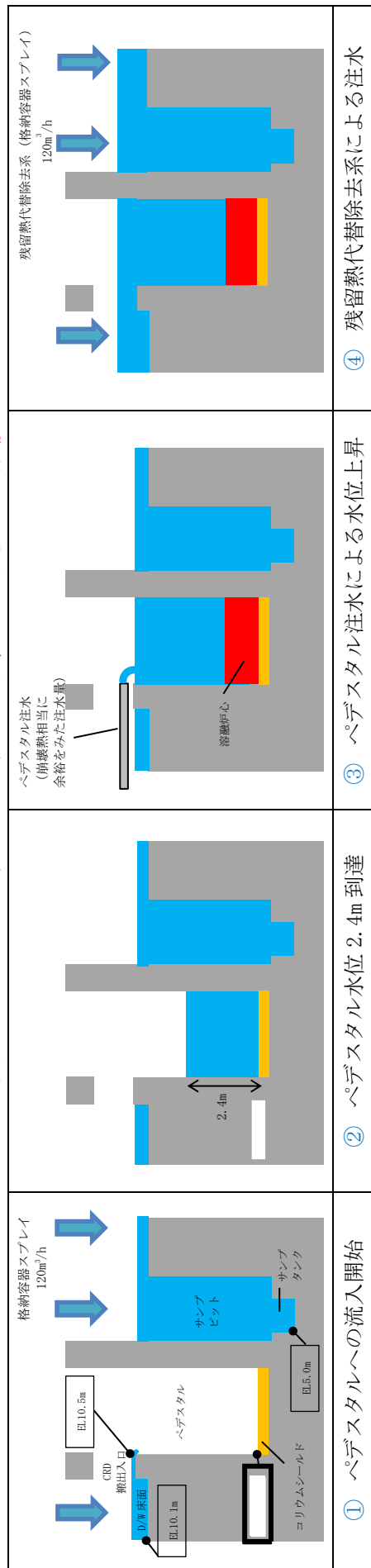


図2 ペデスタル／ドライウェル底部の状態図

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 94. 有効性評価における格納容器内の水素及び酸素排出等について

格納容器破損モード「水素燃焼」では、格納容器の水素燃焼での破損を回避するために、水の放射線分解により発生する酸素への中長期的な対応として、可搬式窒素供給装置による窒素供給（以下「窒素供給」という。）、格納容器フィルタベント系による水素及び酸素排出（以下「水素及び酸素排出」という。）を行う手順としている。有効性評価の事象進展解析において、ドライ条件では、事象発生の約4時間後から約12時間後までの間、ドライウェルにおける酸素濃度が可燃限界である5 vol%を上回るが、これはLOCA後のブローダウンによる影響であり、ウェット条件では可燃限界である5 vol%を上回ることはない。

以上の状況を踏まえ、事象初期における酸素濃度上昇に伴う水素及び酸素排出等の判断基準の考え方及び解析上の操作条件と手順の関係を以下に示す。

### 1. 判断基準について

#### (1) 水素及び酸素排出

##### a. 判断基準の変更について

格納容器破損モード「水素燃焼」において、事象初期にドライ条件の酸素濃度が水素及び酸素排出の判断基準を超過することを踏まえ、判断基準をより明確にする観点から水素及び酸素排出判断基準にウェット条件の酸素濃度を追加した。

判断基準の概要について表1に示す。

表1 水素及び酸素排出判断基準の概要

対応手段		判断基準*
水素及び酸素排出	準備	ドライ条件の酸素濃度が4.0vol%及びウェット条件の酸素濃度が1.5vol%に到達した場合
	排出	ドライ条件の酸素濃度が4.4vol%及びウェット条件の酸素濃度が1.5vol%に到達した場合

※：炉心損傷を判断し、可燃性ガス濃度制御系による制御ができない場合

##### b. 判断基準設定の考え方について

###### ・ウェット条件 1.5vol%

ドライ条件が4.0vol%以上において、ウェット条件で1.5vol%未満の場合は、ドライ条件とウェット条件に有意な差があることから、LOCA後のブローダウン等により水蒸気の濃度がほぼ100%となっている状態であると判断し、水素及び酸素の排出操作は行わない。

なお、酸素濃度がドライ条件で4.4vol%、ウェット条件で1.5vol%**以下**の場合、水蒸気濃度は65vol%以上となる。水素の燃焼又は爆轟が生じる条件につ

いては、図1のような水素、空気及び水蒸気の3元図が知られており、水素の燃焼又は爆轟が生じる可能性がある水素、空気及び水蒸気の濃度の比率を図中に可燃領域又は爆轟領域として示している。水蒸気の濃度が65vol%以上であれば、図1のとおり、可燃領域又は爆轟領域と重ならないため、水素燃焼は発生しない。

また、ドライ条件の酸素濃度が4.4vol%未満の場合には、図2の水素、酸素及び窒素の3元図においても爆発領域と重ならない。

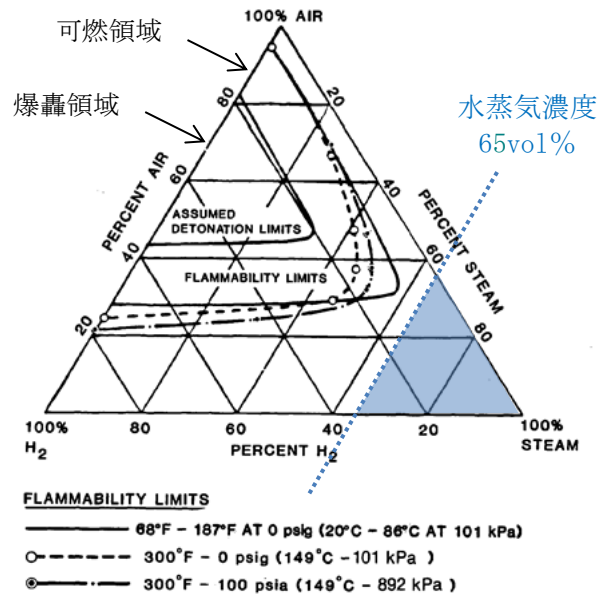


図1 水素、空気及び水蒸気混合条件下における可燃限界と爆轟限界<sup>[1]</sup>

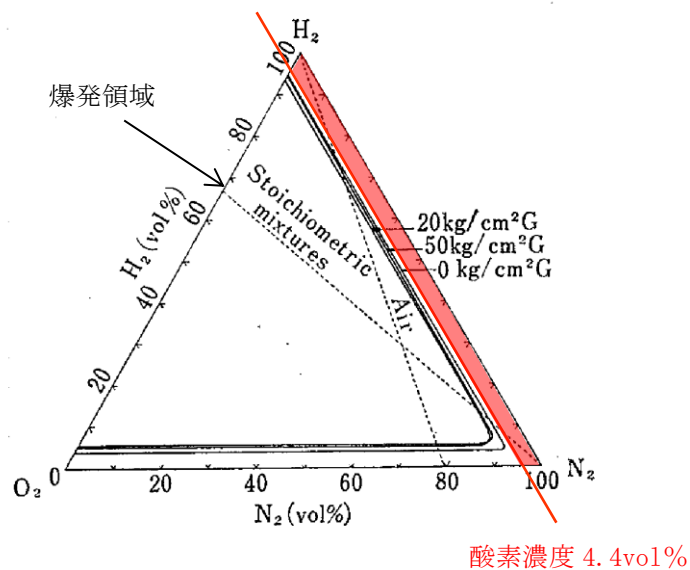


図2 水素、酸素及び窒素混合条件下における爆発限界<sup>[2]</sup>

- ・ドライ条件 4.0vol%

排出実施判断基準到達までに十分な余裕をもって水素及び酸素排出準備を完了できる値として設定している。

- ・ドライ条件 4.4vol%

酸素濃度の可燃限界である 5 vol%到達することを防止するため、計器誤差（約 0.5vol%）並びに水素及び酸素排出操作所要時間における上昇分（約 0.1vol%）を考慮して設定している。

## (2) 格納容器内のガスの混合操作について

LOCA後のブローダウン等により、ドライ条件の酸素濃度が水素及び酸素排出の判断基準を超過している場合において、ウェット条件の酸素濃度が 1.5vol%未満の場合は、残留熱代替除去系又は残留熱除去系により格納容器内へスプレイを実施しガスの混合を促進させる。その考え方について以下に示す。

- ・この状態では、LOCA後のブローダウン等によりサプレッション・チェンバ側にほぼすべての非凝縮性ガスが移行している状態である。ドライウェル側の気体組成はほぼ 100%が水蒸気なので水素燃焼は起こりにくい状態であるが、サプレッション・チェンバ側に非凝縮性ガスが溜まっているため、混合を促進し、ドライウェル及びサプレッション・チェンバに非凝縮性ガスを分散させる操作を行う。
- ・格納容器内のガスの混合操作については、内部水源である残留熱代替除去系又は残留熱除去系を使用することとしており、外部水源である格納容器代替スプレイ系は格納容器ベントの早期化に繋がるため使用しない。

なお、残留熱代替除去系及び残留熱除去系による格納容器内へのスプレイが実施できない場合、格納容器内の圧力が上昇し格納容器代替スプレイの実施基準に到達することにより格納容器代替スプレイ系によるスプレイが実施されるため、格納容器内のガスは混合されることとなる。

## (3) 格納容器破損モード「水素燃焼」における事象進展と手順の関係

格納容器破損モード「水素燃焼」における事象進展（G値を設計基準事故ベースとした場合の感度解析）と手順の関係を以下に示す。

事象発生約 2 時間後（非常用電源の復旧及び格納容器酸素濃度（SA）の起動時間）から格納容器酸素濃度（SA）計器により酸素濃度が監視可能となる。仮に、格納容器酸素濃度（SA）が使用できない場合においても事象発生 10 時間後から原子炉補機代替冷却系により補機冷却水が確保され格納容器酸素濃度計器により酸素濃度が監視可能となる。事象発生約 3 時間後において、ドライ条件の酸素濃度は 4.4vol%に到達しているが、ウェット条件の酸素濃度が 1.5vol%に到達していないため水素及び酸素排出の操作は実施しない。また、事

象発生10時間後から残留熱代替除去系による格納容器内の除熱を開始するとともに、事象発生12時間後から可搬式窒素供給装置によるドライウェルへの窒素供給によりガスの混合を促進させる。

事象発生約49時間後にドライ条件の酸素濃度が4.0vol%に到達し、ウェット条件の酸素濃度が1.5vol%を超えていることから水素及び酸素排出の準備を開始する。また、サプレッション・チェンバのドライ条件酸素濃度が4.0vol%に到達することから、窒素供給先をドライウェルからサプレッション・チェンバへ切り替える。以降も継続的に酸素濃度を監視し、事象発生約85時間後にドライ条件の酸素濃度が4.4vol%に到達した段階で水素及び酸素排出を実施する。

- [1] Allen L. Camp, et al., “Light Water Reactor Hydrogen Manual”, NUREG/CR-2726(1983)
- [2] 産業安全研究所研究報告“水素の爆発危険性についての研究（第1報）水素の爆発限界に及ぼす圧力の影響”（JUNE 1969）

## 95. コリウムシールドスリット内に溶融デブリが流入した場合の熱伝導解析

### 1. 概要

コリウムシールドは、ペDESTAL床面全体をジルコニア耐熱材で覆う構造とし、コリウムシールド上面からドレンファンネルを結ぶ SUS 製の矩形流路（スリット）を設ける。スリットは、運転中の漏えい検知機能を維持すると共に、SA 時にスリット内に溶融デブリが流入した場合は、このスリット内でドレンファンネルに到達する前に凝固させることで、ペDESTAL外側のドライウェルサンプへの溶融デブリ流出を防止としている。

ここでは、SA 時にスリット内に溶融デブリが流入した場合の、コリウムシールド下面のコンクリート溶融の可能性について確認するため、MAAP コードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コード ABAQUS を用いたペDESTAL熱伝導解析を実施した。

### 2. 評価条件

#### (1) 解析モデル

図 1 に解析モデルを示す。解析モデルは 2 次元の R-Z 体系とする。スリット内のデブリ温度は、2 次元体系有限要素法解析により評価する。本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す 2 次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき、各部の温度変化を計算している。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 $T$ : 温度、 $\rho$ : 密度、 $c$ : 比熱、 $k_x$ 、 $k_y$ :  $x$  方向及び  $y$  方向の熱伝導率、 $Q$ : 物体の内部発熱量である。

なお、ドレン蓋領域伝熱の内部蒸気について、以下を仮定する。

- 1) 静止状態（対流を無視）
- 2) 熱的に透明（内壁面間の伝熱を遮らない）

上記 1) の仮定より、他固体と同様の熱伝導として扱い、非定常熱伝導式における材料物性（熱伝導率、熱容量）を蒸気の数値にて考慮する。また上記 2) の仮定より、内壁面間の蒸気を介さない直接的な熱交換としてふく射伝熱を考慮する。

#### (2) 解析条件

表 1 に ABAQUS コードによる熱伝導解析の解析条件を示す。また、表 2～4 に解析で使用する物性値を示す。

表1 ABAQUS コードによる熱伝導解析条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m <sup>3</sup> )		MAAP 計算結果(RPV 破損時の値)に基づき代表的な値を設定
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m <sup>3</sup> )	(図 2)	スクラム後 3 時間からの崩壊熱を使用*1
ジルコニア耐火材密度 (kg/m <sup>3</sup> )	(表 2)	試験結果*2 に基づき設定
ジルコニア耐火材熱伝導率 (W/mK)		
ジルコニア耐火材比熱 (J/kgK)		
SUS 密度 (kg/m <sup>3</sup> )	(表 3)	伝熱工学資料改訂第 5 版より
SUS 熱伝導率 (W/mK)		
SUS 比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m <sup>3</sup> )	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規 準・同解説 (2010) より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	(表 4)	Eurocode より
コンクリート比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		MAAP 計算結果における RPV 破 損時のデブリ平均温度に対し、 保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度	142	MAAP 計算結果 (RPV 破損直前の 値) に基づき保守的な値を設定
デブリ接触面温度	(図 3)	ガス温度については、事故後 168 時間以降一定とする。 解析条件は、RPV が破損しデブ リがペDESTALへ落下する事 故シーケンスに対する MAAP コ ードの解析結果を参照*3 し、こ れらを包絡する条件を設定。
周辺雰囲気温度 (P/D, D/W, S/C)	(図 4, 図 5, 図 6)	
ドレン蓋領域 蒸気密度 (kg/m <sup>3</sup> )	0.597623	蒸気表：大気圧相当値を設定
ドレン蓋領域 蒸気比熱 (kJ/kg/K)	2.077	
ドレン蓋領域 蒸気熱伝導率 (mW/m/K)	24.79	

\*1 希ガス、揮発性 FP の割合は MAAP の結果より 30%とした。

\*2 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。

\*3 参照する MAAP 解析結果は、有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

- ・ 起因事象：過渡事象、デブリから水プールへの限界熱流束：800kW/m<sup>2</sup> (圧力依存性あり)  
(ベースケース)
- ・ 起因事象：過渡事象、デブリから水プールへの限界熱流束：800kW/m<sup>2</sup> (一定)
- ・ 起因事象：LOCA、デブリから水プールへの限界熱流束：800kW/m<sup>2</sup> (圧力依存性あり)
- ・ 起因事象：LOCA、デブリから水プールへの限界熱流束：800kW/m<sup>2</sup> (一定)

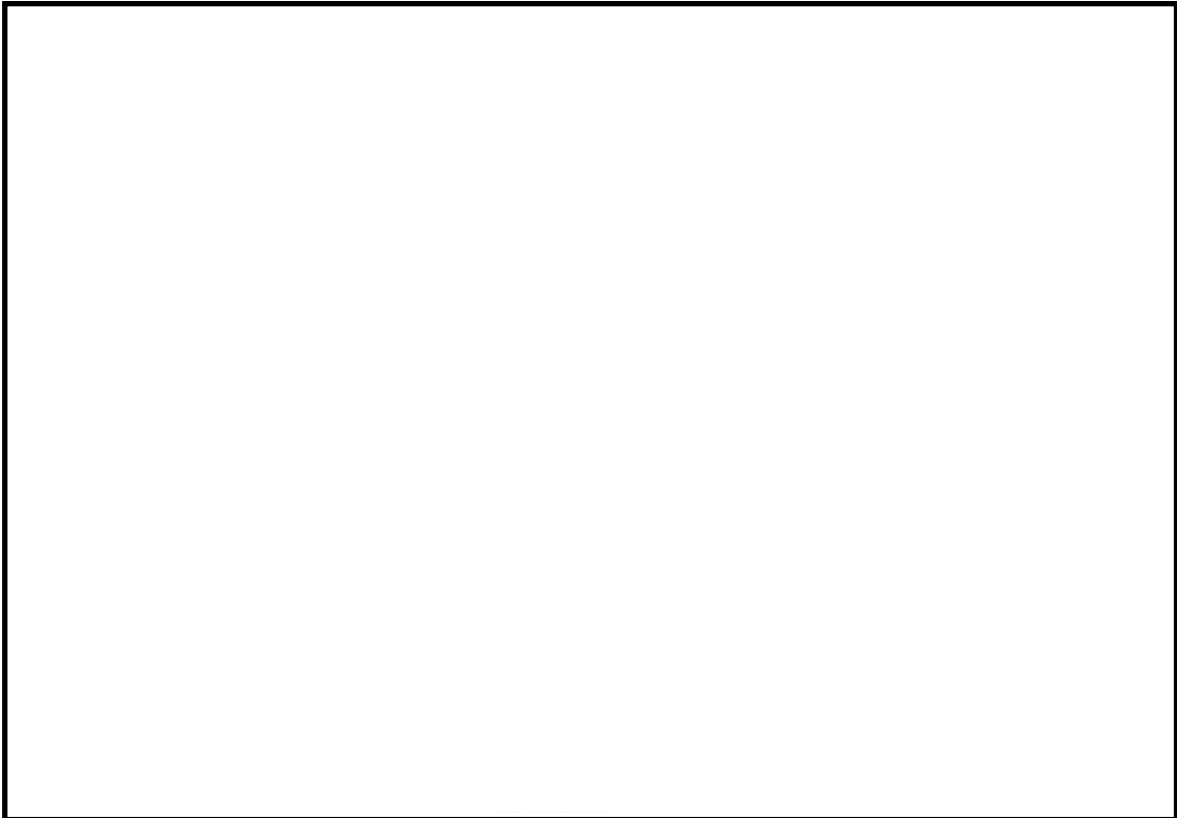
本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。





表4 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1,122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1,122.1
250	1.454	1,009.3	875	0.675	1,121.4
275	1.407	1,018.8	900	0.661	1,120.4
300	1.361	1,028.0	925	0.648	1,118.9
325	1.316	1,036.7	950	0.637	1,117.1
350	1.273	1,045.1	975	0.627	1,114.7
375	1.231	1,052.9	1,000	0.619	1,112.0
400	1.191	1,060.4	1,025	0.612	1,108.8
425	1.152	1,067.4	1,050	0.606	1,105.3
450	1.114	1,074.1	1,075	0.602	1,101.2
475	1.077	1,080.2	1,100	0.599	1,096.8
500	1.042	1,086.0	1,125	0.597	1,091.9
525	1.008	1,091.3	1,150	0.596	1,086.7
550	0.976	1,096.3	1,175	0.597	1,080.9
575	0.944	1,100.7	1,200	0.600	1,074.8
600	0.915	1,104.8	1,225	0.600	1,068.2
625	0.886	1,108.4	1,250	0.600	1,061.3



- ・ コリウムシールド表面とデブリ充填領域にデブリ温度を与える。
- ・ スリット内（白抜き部分）にはデブリ（発熱源）が詰まっていると仮定。
- ・ コンクリート、 $ZrO_2$  への伝熱を考慮し、コリウムシールド下面のコンクリート侵食が起こらない（コンクリート融点である約 1500K (=1226°C) を上回らない）ことを確認する。

図1 コリウムシールド内デブリ熱伝導解析モデル



図2 デブリ内部発熱密度条件

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

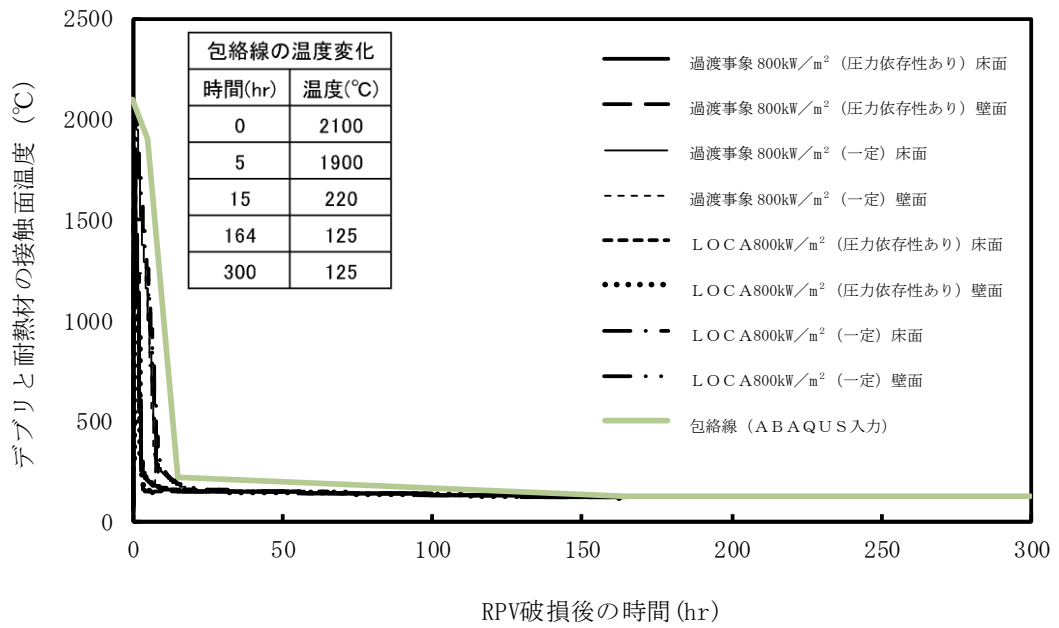


図3 デブリと耐熱材の接触面温度変化

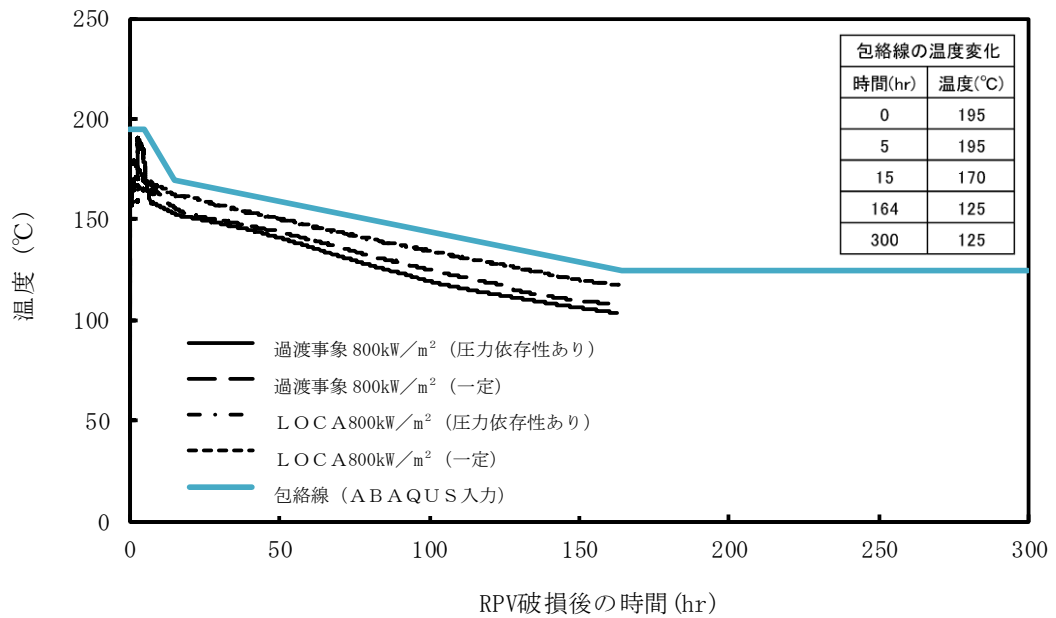


図4 ペDESTAL領域の雰囲気温度変化

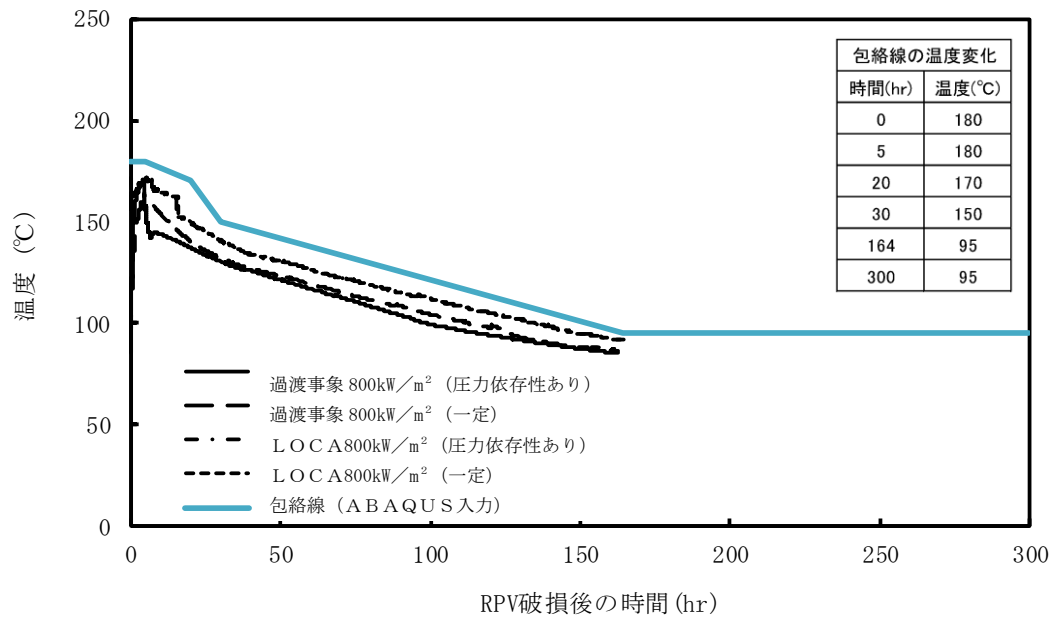


図5 ドライウェル領域の雰囲気温度変化

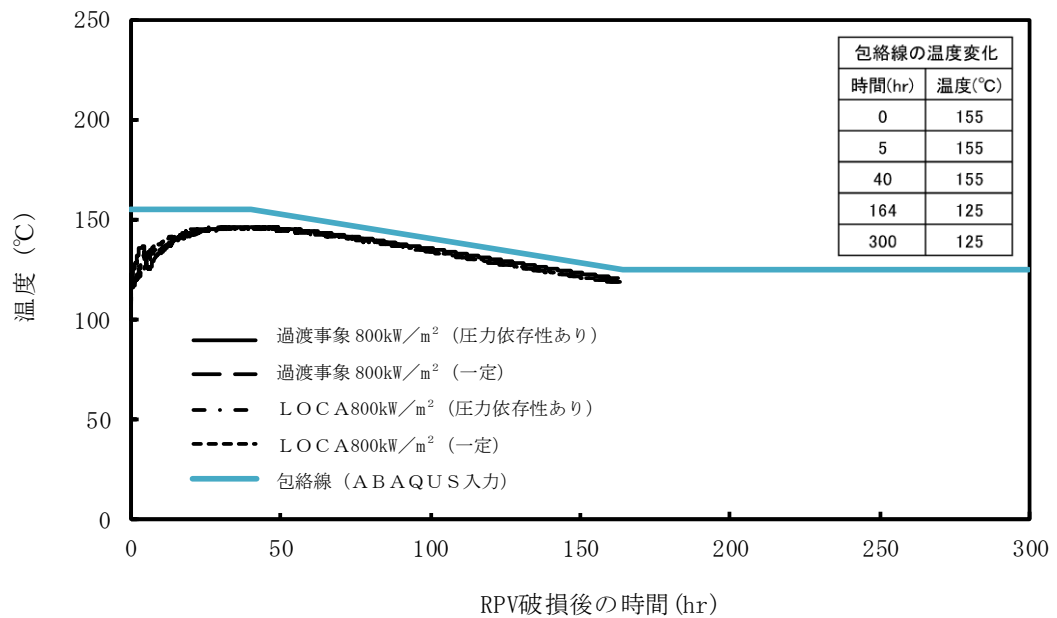


図6 サプレッション・チェンバ領域の雰囲気温度変化

### 3. 評価結果

図7にスリット内のデブリ温度の出力点及びスリット下のコンクリート表面温度の出力点を示す。

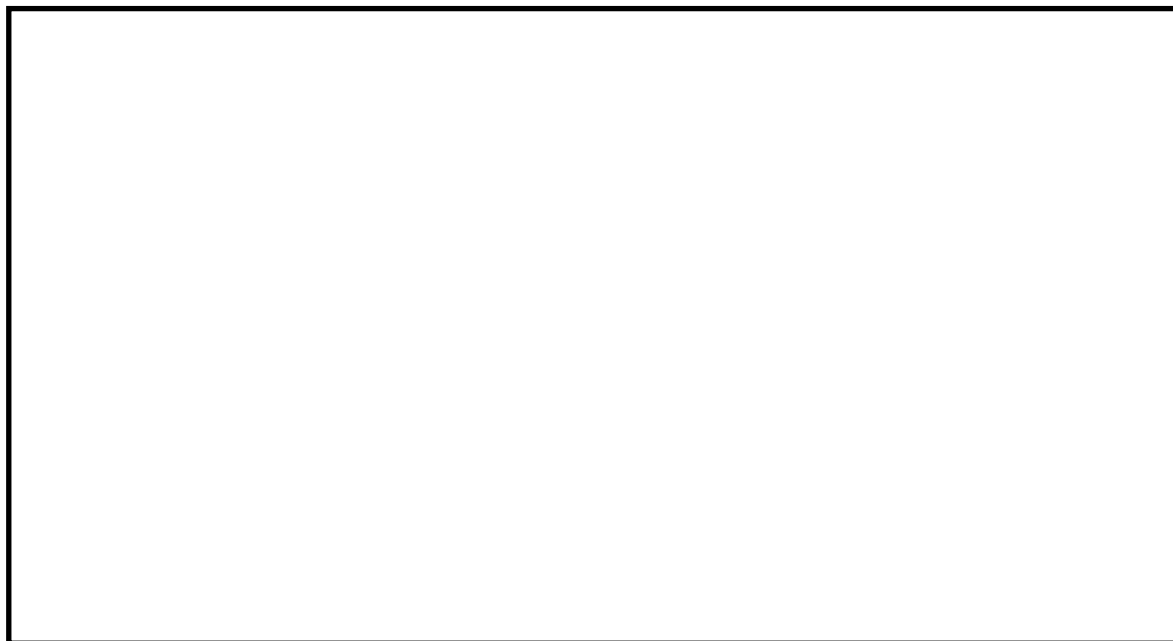


図7 スリット内のデブリ温度の出力点 P1~P4 及びスリット下のコンクリート表面温度の出力点 P1C~P4C

#### 3.1 スリット内デブリ温度評価

P1 はスリット内でのデブリが最高温度となる位置、P2 は右側スリット下端位置、P3 はスリット水平部の中間位置、P4 はドレン蓋領域への流入位置である。P1 から P4 のデブリ温度の時間変化を図8に示す。P1 位置では、RPV 破損後約 15 時間で最高温度は 699°C となっている。

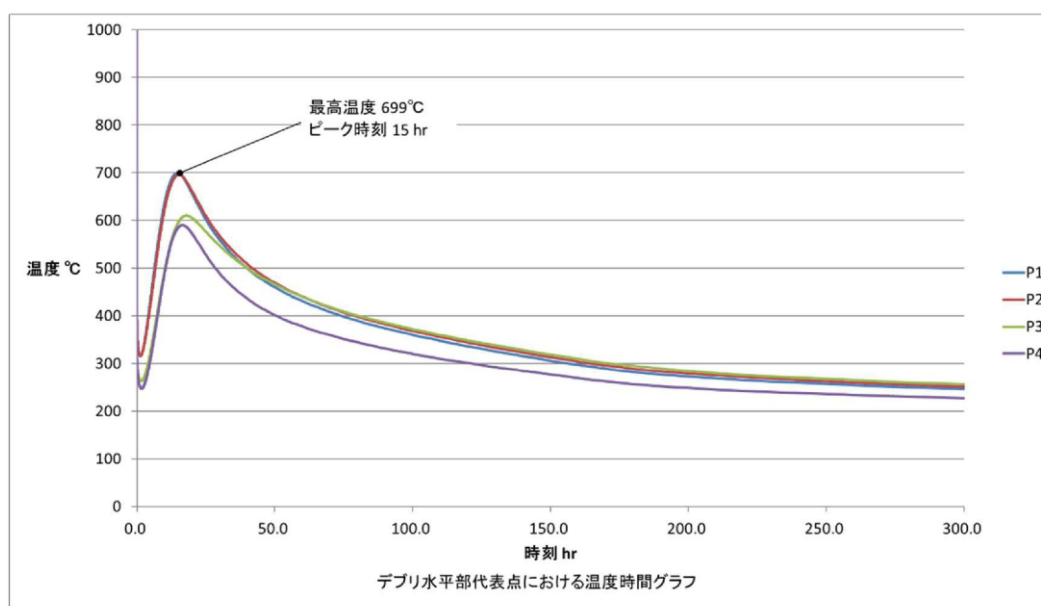


図8 スリット内デブリ温度変化

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

### 3.2 スリット下のコンクリート表面温度評価

図9にスリット下のコンクリート表面温度変化を示す。コンクリート表面の最高温度はP1C位置で692℃となっている。

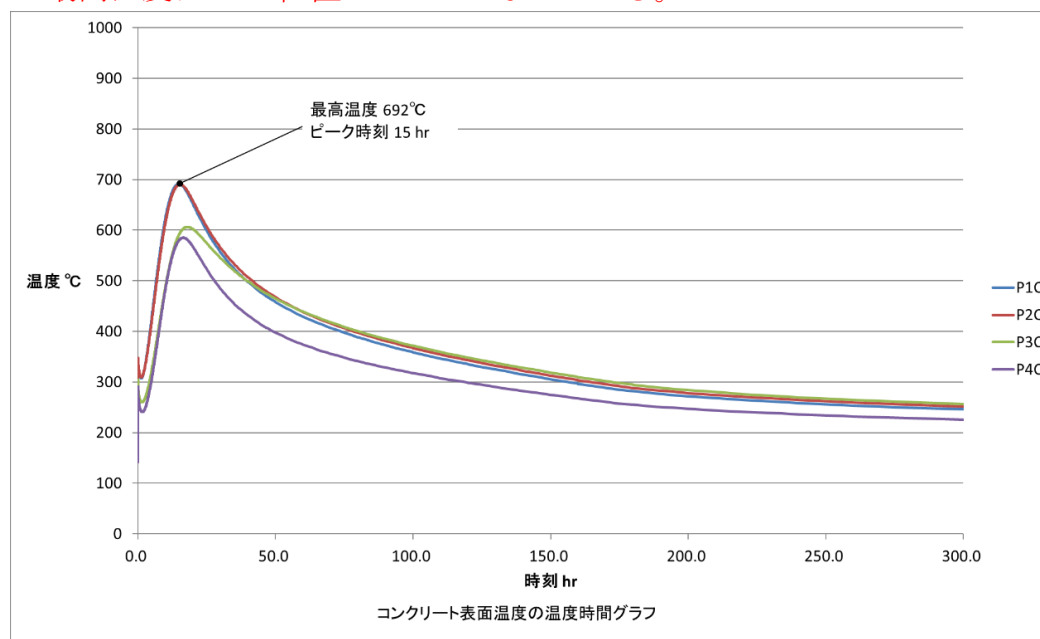


図9 コンクリート表面温度変化

### 4. まとめ

ABAQUSによるコリウムシールドスリット内のデブリ熱伝導評価を実施した。スリット内のデブリ最高温度は699℃、コンクリート表面の最高温度は692℃となっており、コンクリート融点である約1500K (=1226℃) に比べて十分低くなることから、コンクリート侵食が起こらないことを確認した。

## 99. 格納容器ベント実施時のサブプレッション・プール水位の不確かさについて

島根2号炉では、サブプレッション・プール水位が通常水位+約1.3m（サブプレッション・チェンバ底面から4.9m）到達時に格納容器スプレイを停止し、格納容器ベントを実施する手順としている。

格納容器ベント実施判断時におけるサブプレッション・プール水位について、不確かさを考慮した場合の影響を確認した。

### (1) サプレッション・プール水位が変動する要因

#### ① 計器誤差による影響

サブプレッション・プール水位（SA）の計器誤差が±約0.05mであることから、格納容器ベント実施判断時の実際のサブプレッション・プール水位は、約4.85m～4.95mとなる。

#### ② 格納容器代替スプレイ停止操作による影響

格納容器代替スプレイ停止操作判断の時間遅れ及び操作実施後のスプレイ弁全閉までの間、格納容器代替スプレイによるスプレイ量が増加する可能性がある。

#### ③ 格納容器ベント実施操作による影響

格納容器代替スプレイ停止後に中央制御室にて遠隔で格納容器ベント操作を実施することとしており、仮に遠隔操作に失敗した場合には現場にて格納容器ベント実施操作をすることとしている。格納容器代替スプレイ停止後も、原子炉注水を継続することから、中央制御室における遠隔操作失敗の時間及び現場操作（移動時間含む）の時間分、原子炉注水による注水量が増加する可能性がある。

### (2) サプレッション・プール水位不確かさ評価の結果

前述における不確かさを考慮した場合に、サブプレッション・プール水位が、耐震信頼性を確保している水位（約5.05m）を超える可能性があることから、不確かさによるサブプレッション・プール水位の上昇量について評価を行った。

評価の結果、不確かさを考慮してもサブプレッション・プール水位の最大値は約5.01mであり、約5.05mを下回ることを確認した。

- ・格納容器ベント実施判断時のサブプレッション・プール水位は、計器誤差最大値を考慮して4.95mとする。
- ・格納容器代替スプレイ停止操作の不確かさによる追加注水量は、以下の計算を踏まえて、20m<sup>3</sup>とする。



**【計算】**

格納容器スプレイ弁が全閉するまでの時間は約1分であることから、停止操作等の不確かさを考慮して追加で10分間スプレイされると仮定する。格納容器代替スプレイの流量が $120\text{m}^3/\text{h}$ であることから、追加注水量は $20\text{m}^3$  ( $120\text{m}^3/\text{h} \times 10/60\text{h}$ )。

- ・格納容器ベント実施操作の不確かさによる追加注水量は、以下の計算を踏まえて、 $40\text{m}^3$ とする。

**【計算】**

格納容器代替スプレイ停止操作：10分、格納容器ベント遠隔操作失敗の時間：10分及び格納容器ベント現場操作時間：90分を考慮して、追加で2時間原子炉へ注水されると仮定する。格納容器過圧・過温破損（残留熱代替除去系を使用しない場合）では、事象発生から約32時間後に格納容器ベントを実施することとしており、約30時間後の崩壊熱相当の注水量は $20\text{m}^3/\text{h}$ であることから、追加注水量は $40\text{m}^3/\text{h}$  ( $20\text{m}^3/\text{h} \times 2\text{h}$ )。

- ・追加の注水量は合計で $60\text{m}^3$ であり、サプレッション・プール水位4.95mからの水位上昇量に換算すると+約0.06mとなることから、以上の不確かさを考慮した場合のサプレッション・プール水位は、約5.01mとなる。

## 100. ベントが2 P dまで遅延した場合のCs放出量への影響について

格納容器ベント実施基準（S/P通常水位+1.3m）に達し、格納容器スプレイを停止した後、格納容器圧力が2 P dに到達するまでベント操作が遅延した場合のCs-137放出量への影響は以下のとおりである。

### 1. 原子炉建物からの大気への放出量

格納容器ベントが遅延することで、格納容器圧力が高く保持されるため、格納容器から漏えいし原子炉建物から大気へ放出されるCsが増加することが考えられる。

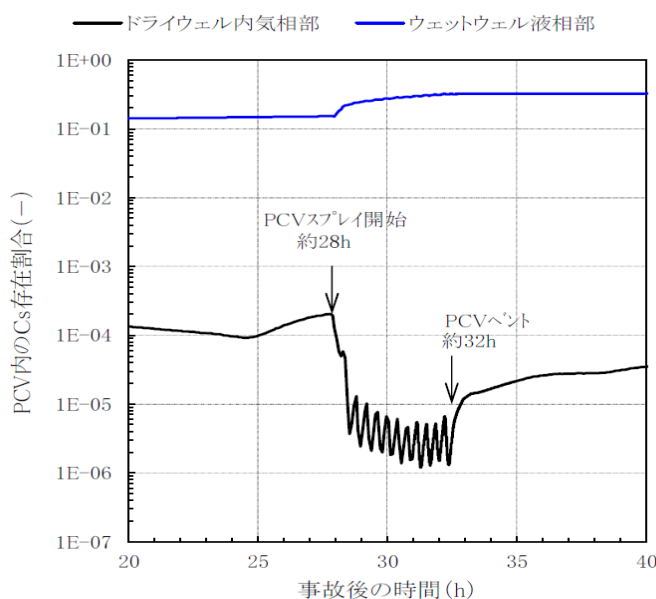
第1図に大破断LOCA時にドライウェルのラインを經由して格納容器ベントを実施する場合におけるドライウェル内気相部のCs存在割合を示す。

第1図のとおり、格納容器スプレイ開始後は、スプレイの効果によりCsの存在割合が低く抑えられているが、ベント遅延期間中は格納容器スプレイが作動していないことを考慮し、格納容器スプレイ開始直前における原子炉建物から大気へのCs放出率を用い、これが格納容器圧力2 P d到達までの期間続くものとしてCs放出量の増加量を評価した。

影響評価結果を第1表に示す。ベントが2 P dまで遅延した場合のCs放出量への影響は軽微であることを確認した。

第1表 影響評価結果（ドライウェルのラインを經由してベントする場合）

	Cs-137放出量 (TBq)
遅延による建物漏えいの増加量	$3.9 \times 10^{-2}$
遅延なし（7日間積算）	約4.71
合計	約4.75



第1図 ドライウェル内気相部のCs存在割合

## 101. 格納容器ベント開始時間見直しに伴う操作の成立性への影響について

### 1. はじめに

格納容器ベント系の耐震評価における弾性設計用地震動Sdと重大事故時における不確かさを考慮し、外部水源を用いた総注水量の制限値としてサプレッション・プール水位を通常水位+約1.3mに見直しを行った。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」の有効性評価において、外部水源を用いた総注水量制限値の変更に伴い、格納容器ベント時間が事象発生約73時間から約32時間に変更となったことによる操作の成立性への影響について以下に示す。

### 2. 格納容器代替スプレイ開始基準到達から格納容器ベント開始までの時間

表1に示すとおり、格納容器ベント基準見直しにより、格納容器代替スプレイ開始基準到達（格納容器圧力640kPa[gage]）（以下、「1.5Pd到達」という。）から格納容器ベント開始までの時間が約45時間から約5時間となった。

表1 格納容器ベント基準見直し前後の1.5Pd到達からベント開始までの時間比較

項目	ベント基準	1.5Pd 到達から ベント開始までの時間
変更前	外部水源総注水量 4,000m <sup>3</sup> 到達	約 45 時間
変更後	S/P 水位通常水位 +約 1.3m 到達	約 5 時間

### 3. 1.5Pd到達から格納容器ベント開始までに実施する操作及び操作時間

1.5Pd到達（事象発生後約27時間後）から格納容器ベント開始までの操作の成立性への影響を確認した結果、表2に示すとおり、解析上考慮する操作で最も時間を要する操作は「低圧原子炉代替注水系（常設）注水弁操作」及び「格納容器ベント準備（NGC非常用ガス処理入口隔離弁操作）」の10分であり、いずれの操作も運転員1名が実施するが、ベント開始までの間、同時操作とはならない。

なお、解析上考慮しない操作においても、最も時間を要する操作は「水素濃度測定装置準備」及び「可搬式窒素供給装置準備」（並行操作）の1時間40分であり、それぞれの操作は異なる復旧班要員が行い、また、本操作を行う復旧班要員はその他の操作は実施しない。

表2 1.5Pd到達から格納容器ベント開始までに実施する操作

	操作内容	実施者	作業時間
解析上考慮する操作	原子炉建物差圧監視，調整	運転員A	適宜実施
	格納容器水素濃度及び酸素濃度の監視	運転員A	適宜実施
	中央制御室待避室加圧操作	運転員A	5分
	<b>低圧原子炉代替注水系（常設）注水弁操作</b>	<b>運転員A</b>	<b>10分</b>
	大量送水車による 低圧原子炉代替注水槽への補給	復旧班要員 a, b	適宜実施
	格納容器代替スプレイ系（可搬型） スプレイ弁操作（現場）	復旧班要員 a, b	適宜実施
	格納容器代替スプレイ系（可搬型） スプレイ弁操作	運転員A	適宜実施
	大量送水車，大型送水ポンプ車への補給	復旧班要員 r, s	適宜実施
	<b>格納容器ベント準備 （NGC非常用ガス処理入口隔離弁操作）</b>	<b>運転員A</b>	<b>10分</b>
解析上考慮しない操作	大量送水車による原子炉ウエルへの注水	復旧班要員 a, b	適宜実施
	原子炉補機代替冷却系 運転状態監視	復旧班要員 c, d	適宜実施
	格納容器内水素濃度及び酸素濃度の監視	運転員A	適宜実施
	格納容器ベント準備 （NGC非常用ガス処理入口隔離弁操作）	運転員D, E	1時間20分
	<b>水素濃度測定装置準備</b>	<b>復旧班要員 o, p</b>	<b>1時間40分</b>
	<b>可搬式窒素供給装置準備</b>	<b>復旧班要員 e, f</b>	<b>1時間40分</b>
	緊急時対策所への待避	運転員B, C	25分

#### 4. まとめ

格納容器ベント基準見直しにより、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」の有効性評価において、1.5Pd到達から格納容器ベント開始までの時間が約45時間から約5時間となったが、この間に実施する操作のうち、最も時間を要する操作は、解析上考慮しない操作においても「水素濃度測定装置準備」及び「可搬式窒素供給装置準備」（並行操作）の1時間40分であり、1.5Pd到達からベント開始までに必要な操作の成立性に影響は無い。

## 102. 格納容器ベントに伴う一時待避中の給油作業中断が重大事故時の対応に与える影響について

有効性評価の雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）のうち残留熱代替除去系を使用しない場合において、格納容器ベント中の一時待避中においても、原子炉への注水等、有効性評価において期待する作業が存在することから、給油作業の中断が重大事故時の対応に与える影響について確認する。

### 1. 一時待避中の給油の中断が有効性評価の結果へ与える影響の有無

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）シナリオにおいて有効性評価上考慮する作業項目のうち、給油作業の中断が有効性評価の結果に与える影響について第1表に示す。

第1表 給油作業中断に伴う雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）作業への影響について（解析上考慮する作業）

	作業項目	影響	影響の有無に対する評価
有効性評価上考慮する作業	常設代替交流電源設備の運転	無	ガスタービン発電機は補給なしで7日間の運転が可能。
	原子炉建物差圧監視	無	非常用ガス処理系の運転継続により、建物差圧は一定に維持される。
	格納容器水素濃度（SA）及び格納容器酸素濃度（SA）の監視	無	中央制御室待避室にて継続監視が可能。
	中央制御室加圧運転	無	中央制御室待避室への待避中も運転継続するが、実施する対応操作はない。
	中央制御室待避	無	ベント中の中央制御室待避室内への待避。
	低圧原子炉代替注水系（常設）注水弁操作	無	中央制御室待避室への待避前に崩壊熱相当の注水流量（約 20m <sup>3</sup> /h）に調整するため、待避中の調整は不要。
	大量送水車による低圧原子炉代替注水槽への補給	無	一時待避前に低圧原子炉代替注水槽満水まで水張り後、大量送水車による補給を停止する。一時待避中の原子炉注水による水位低下（約 230m <sup>3</sup> ）を考慮しても水源は枯渇しない。（低圧原子炉代替注水槽の保有水量約 740m <sup>3</sup> ）

第1表に示すとおり、有効性評価上考慮する作業のうち給油作業中断により影響を受ける可能性のある可搬型重大事故等対処設備として低圧原子炉代替注水槽への補給に使用する大量送水車があるが、一時待避中に大量送水車による補給を停止した場合の低圧原子炉代替注水槽の水位低下は約 230m<sup>3</sup>であり、低圧原子炉代替注水槽へ約 740m<sup>3</sup>保有していることから、水源は枯渇することなく原子炉注水を維持することが可能であり、有効性評価の結果に影響を与えることはない。

## 2. 一時待避中の給油の中断によるその他の作業への影響について

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）シナリオにおいて、有効性評価上は考慮しないが、実施が想定されている作業項目について、給油作業の中断が与える影響について第2表に示す。

第2表 給油作業中断に伴う雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）作業への影響について（解析上考慮しない作業）

	作業項目	影響	影響の有無に対する評価
有効性評価上考慮しない作業	大量送水車による原子炉ウエルへの注水	無	事象発生後適宜実施する操作であり、一時待避中に実施する必要はない。
	原子炉補機代替冷却系運転	有	大型送水ポンプ車の停止に伴い原子炉補機代替冷却系の温度が上昇するため、関連する設備（格納容器内雰囲気計装、燃料プール冷却系）に影響がある。
	格納容器内水素濃度及び酸素濃度の確認	無	事象初期より格納容器水素濃度（SA）及び格納容器酸素濃度（SA）により継続監視しているため、一時待避中は停止可能である。
	燃料プール冷却系の運転	有	原子炉補機代替冷却系の温度上昇に伴い、燃料プール水温が上昇して燃料プール冷却ポンプの最高使用温度を超過する可能性があることから、燃料プール冷却系の再起動が困難となる可能性がある。

有効性評価上考慮しない作業のうち、給油作業の中断により影響を受ける可能性がある可搬型重大事故対処設備としては、原子炉補機代替冷却系に使用する大型送水ポンプ車の運転がある。大型送水ポンプ車を停止する場合、原子炉補機代替冷却系を停止する必要があり、当該系統により冷却水を確保している格納容器内雰囲気計装及び燃料プール冷却系が影響を受ける。

格納容器内雰囲気計装については、事象初期より冷却水が不要な格納容器水素濃度（SA）及び酸素濃度（SA）により継続監視しており、一時待避中の停止は可能である。

燃料プール冷却系については、一時待避中にプール水温が上昇し、燃料プール冷却ポンプの最高使用温度を超過し、燃料プール冷却系の再起動が困難となる可能性があるため、燃料プール冷却を可能な限り維持する観点から、大型送水ポンプ車への給油作業を実施し、原子炉補機代替冷却系の運転を継続することとする。

## 3. 一時待避中の大型送水ポンプ車への燃料補給の成立性について

大型送水ポンプ車の連続運転可能時間は、最大燃料消費量の運転状態において約3時間であるが、保守性を有した評価による原子炉停止8時間経過後の崩壊熱を除去するために必要な流量は780m<sup>3</sup>/hであり、最大燃料消費量の運転状態におけるポンプ流量を確保する必要はないため、ポンプ流量を絞ることで燃料消費を

抑制し、連続運転可能時間を8時間まで延長する。ベント実施後の一時待避時間はベント前後の移動時間を含めると11時間25分であることから、一時待避中の大型送水ポンプ車への給油作業は1回となり、また、ベント1時間前までに大型送水ポンプ車に給油した後、緊急時対策所に待避するため、給油作業のタイミングはベント7時間後となる。

給油作業を緊急時対策所から徒歩で移動（往復）したと想定した場合、1回の給油に約1時間かかり、被ばく線量としては、約15mSvとなる。ただし、実際の給油作業においては、緊急時対策所と大型送水ポンプ車との往復はタンクローリによる移動であるため、被ばく線量は約15mSvよりも低くなる。

以上より、一時待避中において可搬型重大事故等対処設備へ給油を中断した場合、有効性評価上考慮する作業については影響がないことを確認した。ただし、有効性評価上は考慮していないが、燃料プールの冷却を可能な限り維持する観点から、一時待避中においても大型送水ポンプ車への給油作業を実施し、原子炉補機代替冷却系及び燃料プール冷却系の運転を継続することとする。

### 103. 復旧班要員による連続作業の成立性について

#### 1. はじめに

有効性評価のうち、同一の復旧班要員にて実施する作業が最も多い高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（以下、「DCH」という。）において、一連の作業を実施した場合でも、作業時間が想定時間内に収まることの成立性を訓練にて確認した。

#### 2. 成立性確認結果

表1に示すとおり、同一の復旧班要員にて作業を一連で実施した場合の所要時間は10時間6分（休憩時間を含む）であり、作業の成立性を満足することを確認した。また、各々の作業の所要時間も訓練結果から満足していることを確認した。作業の所要時間の詳細タイムチャートを図3に示す。

なお、技術的能力の各作業には十分な余裕時間を設定しており、訓練における休憩時間、訓練と技術的能力の作業開始場所の起点の相違による移動時間の差異を考慮しても、技術的能力で示している各作業の想定時間内に収まることを確認した。

表1 作業の成立性確認結果

	想定時間	所要時間
格納容器代替スプレイ系 （可搬型）準備操作 （放射線防護具準備含む）	2時間20分	2時間5分
原子炉補機代替冷却系 準備操作	7時間20分	7時間10分 （休憩時間1時間25分含む）
可搬式窒素供給装置 準備操作	1時間40分	51分
合計時間	11時間20分	10時間6分

#### 3. 訓練の概要

##### （1）訓練時の考慮事項

- a. 訓練を実施する作業項目は、図1に示すDCHの作業のうち復旧班要員が一連で実施する作業として図2の作業を選定。
- b. 初動（大量送水車の準備作業）の緊急時対策所からの緊急時対策要員の移動は、時間のかかる第二輪谷トンネルを通行し、第4保管エリアへ徒歩にて移動。
- c. 炉心損傷後を想定した訓練のため、防護具（全面マスク、綿手袋、ゴム手袋、汚染防護服）を着用。
- d. 休憩は適宜実施し、休憩時間についても作業時間にカウント。



- e. 一部、工事等により通行できないアクセスルートや作業箇所については、作業等を模擬することで作業時間を算出。（例：取水槽周辺の工事に伴い大型送水車ポンプ車の訓練は荷揚場で実施する等）
- f. 緊急時対策要員間の連絡は無線通信設備（トランシーバ）を使用し、緊急時対策本部への準備実施・完了等の連絡も模擬。
- g. 夜間における照明は、ヘッドライト及び車両の作業用照明にて確保。

#### (2) 訓練に使用したアクセスルート

訓練に使用したアクセスルート及び各作業における想定時間算出に用いたアクセスルートを図4に示す。また、訓練時の風景について図5に示す。

#### 4. まとめ

訓練を通じて抽出された課題については、今回参加していない本作業に関わる緊急時対策要員にも共有し、今後、教育・訓練をとおして、どの緊急時対策要員でも対応できるよう力量の向上を継続的に図っていく。



操作項目	復旧班要員	操作内容	経過時間 (時間)												備考				
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12					
格納容器代替スプレイ系 (可搬型) 準備操作	14人 a~n	<ul style="list-style-type: none"> <li>放射線防護具準備/整備</li> <li>大量送水車による格納容器代替スプレイ系 (可搬型) 準備/系統構成 (大量送水車配置、ホース張張り・接続)</li> </ul>																	
原子炉補機代替冷却系準備操作	(12人) n~1	<ul style="list-style-type: none"> <li>資機材配置及びホース敷設、系統水張り、起動</li> </ul>																	
可搬式蒸気供給装置による格納容器内蒸気供給準備	(2人) e, f	<ul style="list-style-type: none"> <li>可搬式蒸気供給装置準備</li> </ul>																	

図2 想定される作業時間

訓練日：令和2年2月23日，天候：晴れ，気温6.9℃～9.3℃

操作項目	復旧班要員	操作内容	経過時間(時間)												備考			
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12				
格納容器代替スプレイス(可搬型)準備操作	12人 a~1	・放射線防護具装備，作業内容確認等	▽															
	6人 a~c 44m盤 作業	・要員移動(徒歩) 緊急時対策所から才津谷ルート経由の第3保管エリアへ移動		▽														
	6人 g~1 15m盤 作業	・大量送水車健全性確認・配置，水中ポンプの投入，ホース敷設等																
	6人 g~1 15m盤 作業	・要員移動(徒歩) 緊急時対策所から才津谷ルート経由の第4保管エリアへ移動																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・ホース敷設等																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・要員移動(徒歩) 44m盤から第4保管エリアへ移動																
	6人 g~1 15m盤 作業	・大型送水ポンプ車健全性確認・配置，ホース運搬等																
	6人 g~1 15m盤 作業	・作業場所から緊急時対策所へ移動																
	6人 g~1 15m盤 作業	・要員移動(徒歩) 15m盤から第4保管エリアへ移動																
	6人 g~1 15m盤 作業	・移動式代替器交換設備健全性確認・配置，ホース運搬等																
原子炉補機代替冷却系準備操作	(12人) a~1	・作業場所から緊急時対策所へ移動																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・放射線防護具脱衣(身体サーベイ含む)，昼食休憩																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・放射線防護具装備，作業内容確認等																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・要員移動(車西) 緊急時対策所から8.5m盤へ移動																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・ホース敷設，水中ポンプの投入，水張り・漏えい確認等																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・要員移動(車西) 緊急時対策所から15m盤へ移動																
	6人 a~f 8.5m盤 作業	・ホース運搬・敷設，系統構成																
	(2人) e,f	・要員移動(徒歩) 作業場所から第1保管エリア																
	(2人) e,f	・可搬式空素供給装置配置，ホース敷設																

図3 実施した訓練結果

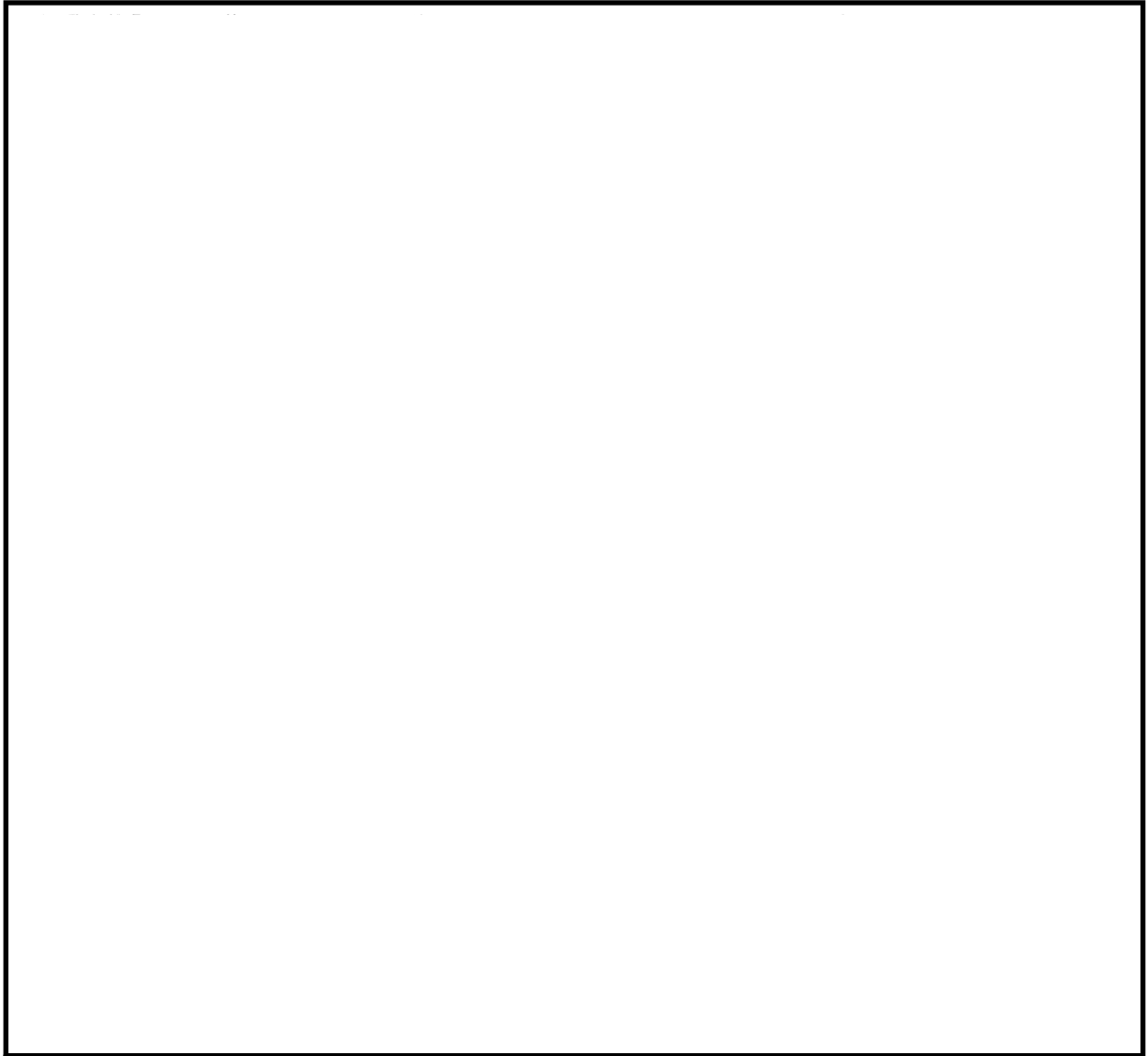


図4 訓練及び想定時間の算出に用いたアクセスルート

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



大量送水車準備作業  
(44m盤 輪谷貯水槽)



可搬式窒素供給装置  
(15m盤 原子炉建物南側)



移動式代替熱交換設備 (15m盤 西側接続口付近)



大型送水ポンプ車 (8.5m盤 (荷揚げ場にて模擬操作))



図5 訓練風景写真

## 104. 原子炉注水手段がない場合の原子炉手動減圧タイミングと減圧弁数の関係性について

### 1. はじめに

原子炉への注水手段がなく原子炉圧力容器の破損に至るおそれがある場合には、原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧を実施する必要がある。この際、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するために原子炉減圧を遅らせ、シュラウド内の原子炉水位計（燃料域）で原子炉水位が「燃料棒有効長底部より燃料棒有効長の20%高い位置」（以下、「BAF+20%」という）を下回った場合に自動減圧機能付き逃がし安全弁2個で原子炉の減圧を実施する手順としている。

補足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」では、原子炉手動減圧のタイミングについて、自動減圧機能付き逃がし安全弁の弁の個数を6個（自動減圧機能付き逃がし安全弁全弁）として、水素の積算発生量について評価しており、この評価結果から酸化反応（ジルコニウム-水反応）が活発になる前の、「原子炉水位低（レベル1）」（以下、「L1」という）に到達後40分後までに減圧を実施することが望ましいと判断している。

ここでは、原子炉手動減圧に用いる弁の個数と水素の積算発生量に有意な変化が表れる減圧タイミング（水素発生ピーク水位）の関係性について確認する。

### 2. 評価方法

減圧に用いる自動減圧機能付き逃がし安全弁の弁の個数を2個又は6個とし、原子炉水位がL1に到達後10分から60分までのそれぞれのタイミングで減圧する場合の解析を実施し、水素の積算発生量を評価した。

### 3. 評価結果

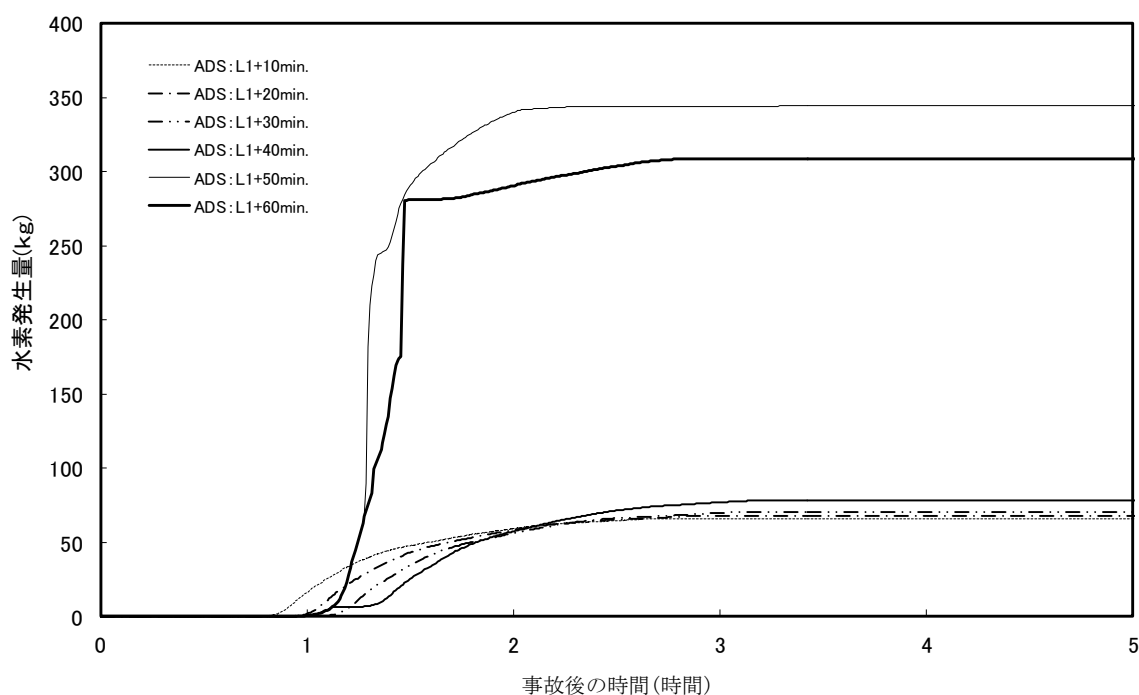
評価結果を第1表、第1図及び第2図に示す。水素の積算発生量について、減圧に用いる弁数を2個及び6個とした場合のいずれにおいても、L1到達後40分後と50分後の間に大きな差が表れており、減圧に用いる弁数によらず、水素の積算発生量に有意な変化が表れるタイミングは同じであることを確認した。

第1表 原子炉減圧のタイミングに関する評価結果

減圧弁数	L1到達後の 時間遅れ[分]	原子炉水位 (燃料域)の目安	積算水素発生量 (3時間後まで) [kg]	被覆管への 荷重*
自動減圧機能付き 逃がし安全弁 6個	10	BAF+121%	70	130
	20	BAF+69%	70	110
	30	BAF+29%	70	130
	40	BAF+18%	80	150
	50	BAF+13%	350	150
	60	BAF+7%	310	470
自動減圧機能付き 逃がし安全弁 2個	10	BAF+121%	140	80
	20	BAF+69%	130	70
	30	BAF+29%	140	60
	40	BAF+18%	160	100
	50	BAF+13%	430	110
	60	BAF+7%	270	350

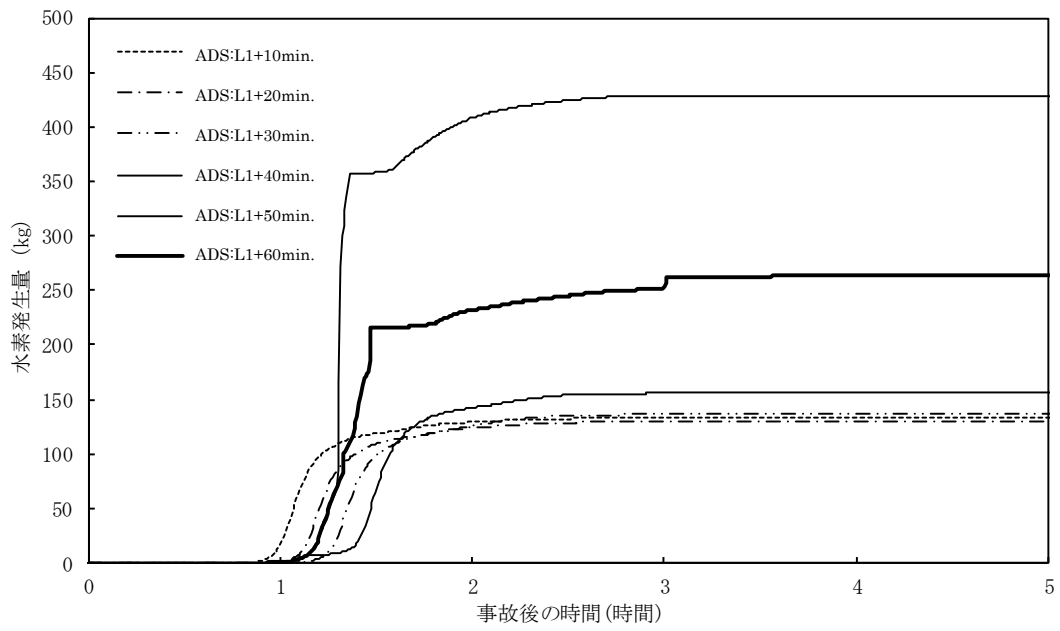
\* 原子炉減圧時の最大炉内蒸気流量[kg/s]

(減圧時に燃料被覆管が受ける荷重としては、燃料被覆管内外の圧力差による応力等が考えられ、蒸気流量の増加とともに大きくなると考えられることから、加わる荷重の指標として蒸気流量を参考としている。)



第1図 積算水素発生量の時間変化  
(自動減圧機能付き逃がし安全弁全弁 (6個))





第2図 積算水素発生量の時間変化  
(自動減圧機能付き逃がし安全弁 (2個))

## 105. 溶融炉心が原子炉圧力容器の偏心位置から落下し円錐状に堆積した場合の溶融炉心の冠水評価について

### 1. はじめに

島根2号炉における、ペDESTALへの溶融炉心落下前の水張り（以下、「初期水張り」という）における水位については、ペDESTALに落下した溶融炉心（以下、「デブリ」という）が露出すると格納容器過温に対する悪影響やFP放出に関する悪影響等が考えられることから、溶融物の落下・堆積過程におけるデブリの水中での粒子化の不確かさを考慮しても、デブリが露出しない初期水張り水位として2.4m（コリウムシールド上面からの水位）を設定しており、FCI、MCCIの影響や水張りの実施可能性の観点からも、この設定に問題がないことを確認している。

ここでは、原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程及びMCCI進行と注水によるデブリ冷却過程における不確かさとして想定される、デブリの落下位置及び堆積形状に関して近年得られた以下の知見を踏まえ、初期水張り水位2.4mにおけるデブリの冠水状態の評価に与える影響について確認した。

- ・東京電力福島第一原子力発電所2号炉における格納容器下部の調査結果によりデブリが圧力容器の中心位置から偏って落下した可能性がある。
- ・PULiMS実験<sup>[1]</sup>において確認されたデブリの堆積高さと同軸距離のアスペクト比が確認されている。

### 2. デブリ堆積形状の不確かさ評価

#### (1) デブリの堆積高さ評価

補足26「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」では新たな知見を踏まえ、デブリが原子炉圧力容器の中心軸から偏心した位置から落下し、粒子化して円錐状に堆積した場合（図2）のデブリ堆積高さ $H_{debris}$ を評価している。この場合、デブリが均一に堆積した場合（図1）に比べ堆積高さは高くなり、約2.2mとなる。

#### (2) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合0.38のデブリ量に対してポロシティ0.5で全ての空隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約1.4mである。

このようにデブリが均一に堆積した場合と比較して堆積高さが高くなり、デブリ露出までの水深が低くなる場合においても、有効性評価のMAAP結果から、原子炉圧力容器破損時点からペDESTAL注水が実施されずにデブリが冠水維持できる時間は、過渡起因事象の場合で約1.0時間、LOCA起因事象の場合で約0.24時間であることから、ペDESTAL注水の開始が遅れた場合でも一定

時間冠水維持することが可能である。

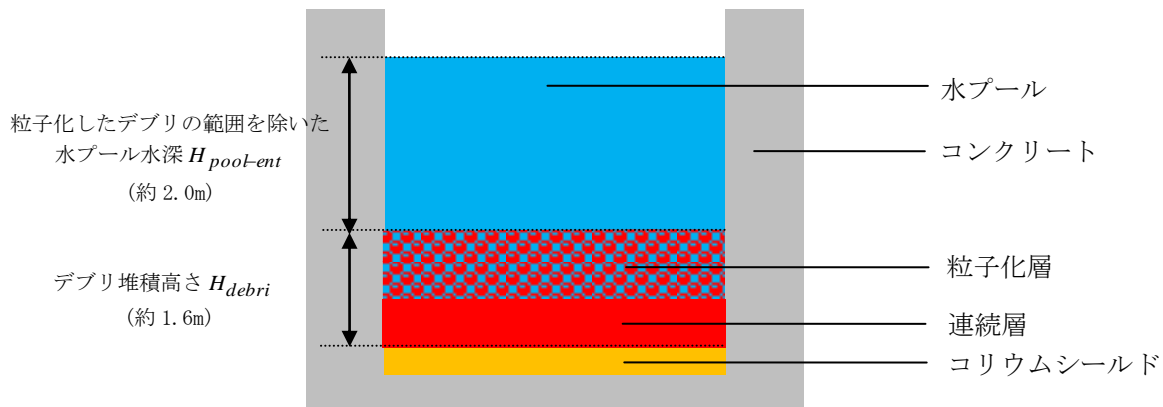


図1 デブリ堆積形状

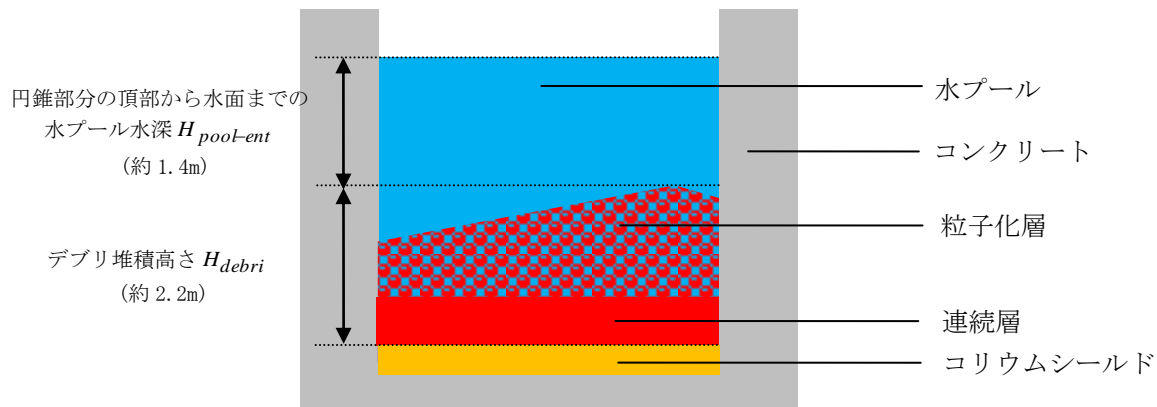


図2 デブリ堆積形状（不確かさ考慮）

表1 デブリの冠水維持の評価結果  
(ペDESTAL注水が実施されずにデブリが露出までの時間)

評価ケース	デブリ露出までの時間	
	一様に広がって円柱状に堆積	偏心して円錐状に堆積
過渡起因事象の場合	約 1.4 時間	約 1.0 時間
LOCA起因事象の場合	約 0.58 時間	約 0.24 時間

参考文献

[1] A. Konovalenko et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.

## 106. ZrO<sub>2</sub>耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO<sub>2</sub>耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として2,100℃を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

耐熱材の侵食挙動に関して、国プロ/電共研試験（以下、「国プロ試験」という）では、耐熱材の化学侵食や熱的侵食に対する試験（共晶試験、化学侵食試験、高温物性測定試験）等を実施し、侵食評価モデルを検討しており、また侵食評価モデルの検証のため、模擬デブリと耐熱材の相互作用試験を実施している。

国プロ試験では、ZrO<sub>2</sub>試験片等を対象とした、熔融Zrへの浸漬試験、模擬熔融炉心との相互作用試験等が実施され、熔融炉心に対する耐性の観点で、ZrO<sub>2</sub>を主成分とした耐熱材が最も優れていると判断された。

また、実機BWRの熔融炉心の組成に比べて、ZrO<sub>2</sub>耐熱材に対する還元性の観点で非常に影響が大きくなる条件である2,100℃の100mol%Zrの熔融金属に浸漬しても、ZrO<sub>2</sub>耐熱材試験片は当初の形状を保つ結果が得られており、この結果に基づき、ZrO<sub>2</sub>耐熱材の侵食開始温度（融点）を保守側に2,100℃と設定している。

なお、国プロ試験で使用したZrO<sub>2</sub>耐熱材は、製造上におけるZrO<sub>2</sub>含有量の管理値として90%以上（国プロ試験でのサンプル分析では約93%）としている。

島根原子力発電所2号炉のコリウムシールドに用いるZrO<sub>2</sub>耐熱材については、国プロ試験で使用したZrO<sub>2</sub>耐熱材と同じ製造メーカーの同一品番の製品を採用しており、ZrO<sub>2</sub>含有量も同等である。（図1参照）

以上より、島根原子力発電所2号炉のコリウムシールドに用いるZrO<sub>2</sub>耐熱材については、国プロ試験で使用した試験体と同等のZrO<sub>2</sub>含有量であり、また、ZrO<sub>2</sub>耐熱材に対する還元性の観点で非常に影響が大きくなる条件で実施した浸漬試験において2,100℃でZrO<sub>2</sub>耐熱材の健全性が確認できていることから、国プロ試験結果を基に侵食開始温度を2,100℃と設定することは妥当と考える。

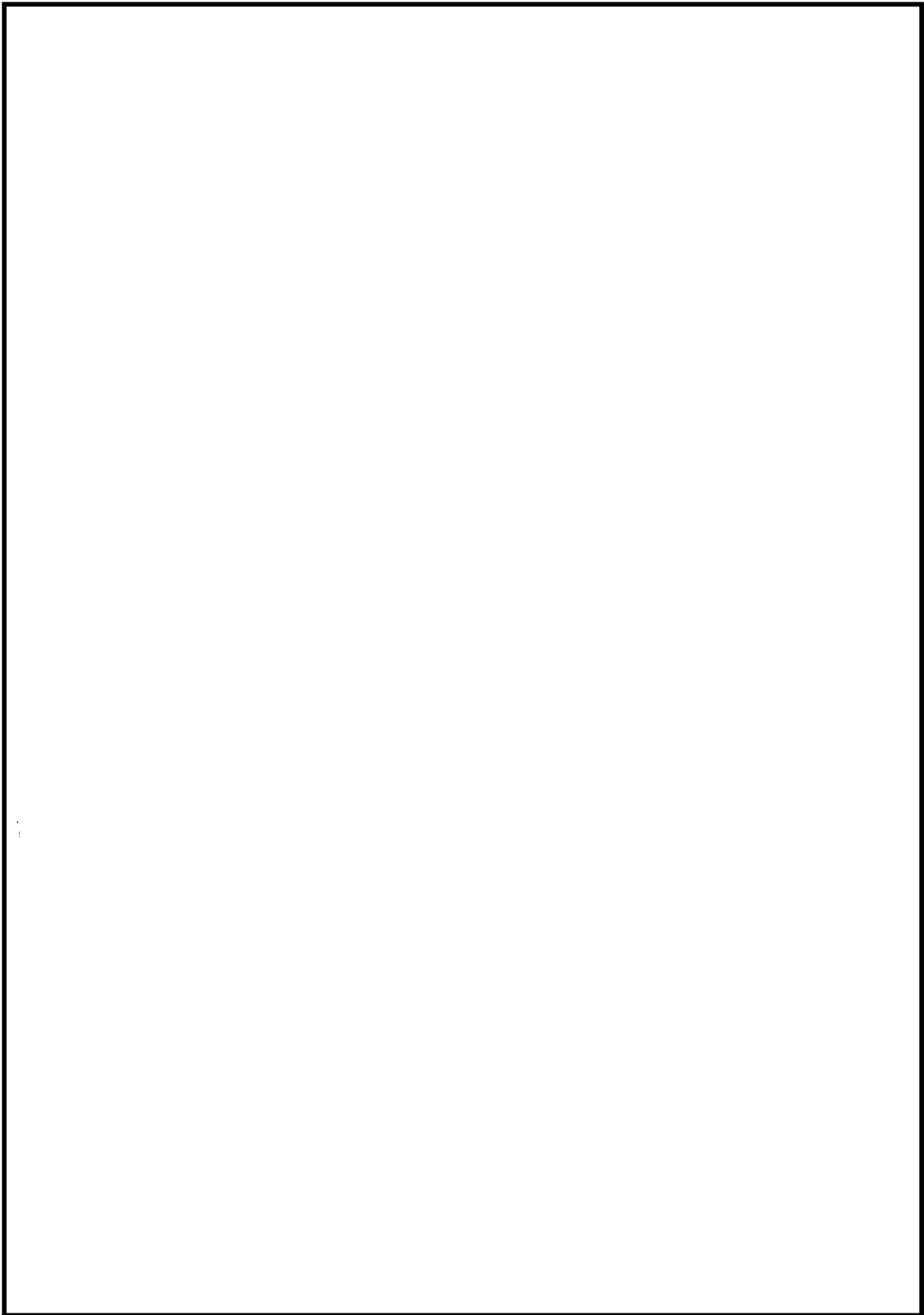


図1  $ZrO_2$ 耐熱材ミルシート

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。