

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉審査資料	
資料番号	KK67-0036 改40
提出年月日	平成29年12月20日

柏崎刈羽原子力発電所 6号及び7号炉

重大事故等対策の有効性評価について
(補足説明資料)

平成29年12月

東京電力ホールディングス株式会社

目次

1. 原子炉の減圧操作について
2. 重要事故シーケンスの起因とする過渡事象の選定について
3. G 値について
4. 格納容器内における気体のミキシングについて
5. 深層防護の考え方について
6. 原子炉圧力挙動の解析上の取扱いについて
7. 原子炉隔離時冷却系 (RCIC) の運転継続及び原子炉減圧の判断について
8. 6/7 号炉 冷却材再循環ポンプからのリークの有無について
9. 崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合) における平均出力燃料集合体での燃料被覆管最高温度の代表性について
10. 非常用ディーゼル発電機が起動成功した場合の影響について (崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合))
11. 原子炉注水手段がない場合の原子炉減圧の考え方について
12. エントレインメントの影響について
13. 復水補給水系 (MUWC) の機能分散について
14. 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
15. 再循環流量制御系の運転モードによる評価結果への影響
16. ほう酸水注入系 (SLC) 起動後の炉心状態 (冷却材保有量等) について
17. 給水ポンプの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
18. 給水流量をランアウト流量 (68%) で評価することの妥当性
19. 実効 G 値に係る電力共同研究の追加実験について
20. 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
21. 使用済燃料プール (SFP) ゲートについて
22. サイフォン現象による SFP 水の漏えい停止操作について
23. 格納容器過圧・過温破損シナリオにおける原子炉冷却材再循環ポンプからのリークの有無について
24. 炉心損傷及び原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方
25. 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
26. 高圧・低圧注水機能喪失及び LOCA 時注水機能喪失シナリオにおける原子炉圧力の最大値の差異について
27. 有効性評価「水素燃焼」における、ドライウェル及びサプレッション・チェンバの気体組成の推移についての補足説明
28. 最長許容炉心露出時間及び水位不明判断曲線
29. 原子炉水位及びインターロックの概要
30. 格納容器下部 (ペDESTAL) 外側鋼板の支持能力について

31. 格納容器下部ドライウェル(ペDESTAL)に落下する溶融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮
32. 初期炉心流量 90%としたケースにおける給水ポンプトリップ後の流量低下について(原子炉停止機能喪失)
33. 原子炉格納容器への窒素注入について
34. 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 格納容器下部水位調整設備の基本設計方針について
35. 大 LOCA シナリオ想定と異なる事象について
36. ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)
37. 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
38. TBP 対策の概要について
39. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所
40. 重要事故シーケンス組合せにおける要員数評価
41. 原子炉格納容器の漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数について
42. 逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能の確認実績
43. 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
44. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について
45. 原子炉圧力容器の破損位置について
46. 逃がし安全弁(SRV) 出口温度計による炉心損傷の検知性について
47. 崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合)における平均出力燃料集合体の水位について
48. 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
49. 溶融炉心落下位置が原子炉格納容器下部の中心軸から外れ、壁側に偏って落下した場合の影響評価
50. 水蒸気爆発に伴う圧力上昇が真空破壊弁に及ぼす影響について
51. 格納容器ベント時に使用するベントラインによる Cs-137 の放出量の差の要因等について
52. ジルコニウム(Zr)-水反応時の炉心損傷状態について

1. 原子炉の減圧操作について

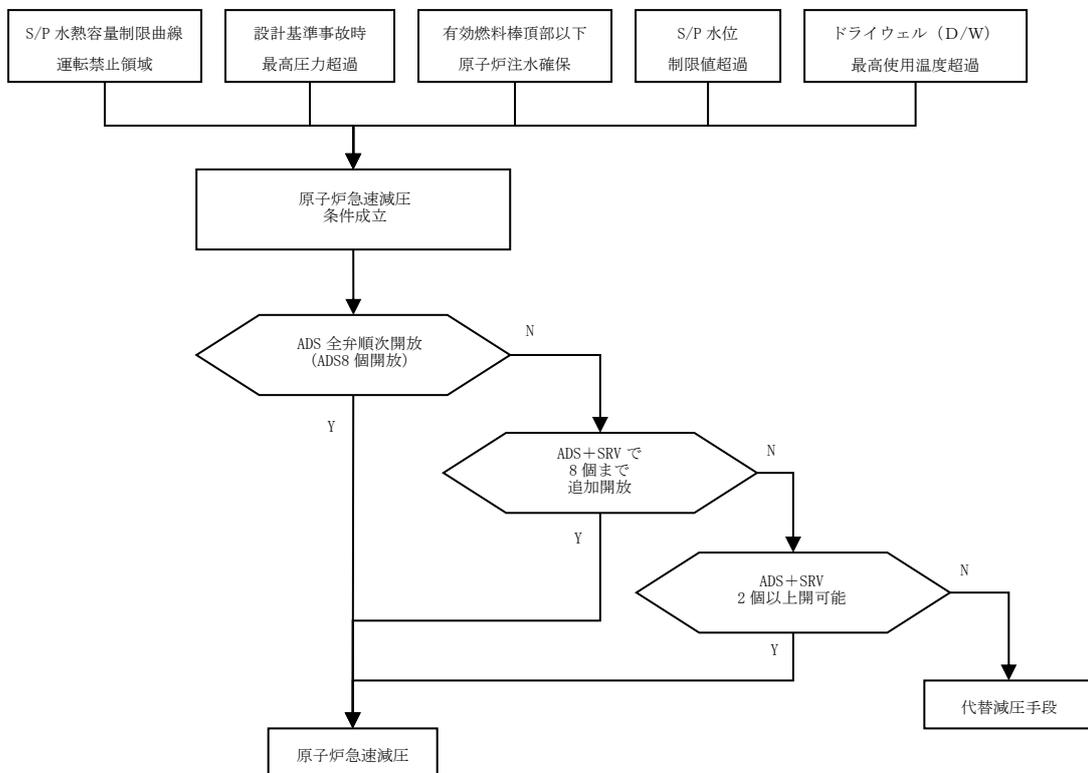
原子炉の減圧には以下の2通りがある。

- ・ 熱応力による影響を考慮した温度変化率「55°C/h以下」での減圧
→プラント通常起動/停止時。
- ・ 事故操作対応中に熱応力を考慮するよりも事象を収束させるための減圧（急速減圧）
→原子炉が高圧状態において高圧注水系機能喪失等により原子炉水位が低下した場合、低圧で注水する設備が確保された場合は、速やかに減圧し炉心冷却を維持する必要がある。
→格納容器の除熱機能喪失が想定される場合には、喪失前に原子炉のエネルギーをサプレッション・プール（S/P）水に落とす必要がある。

急速減圧は、事故収束に必要な操作のため自動減圧系（ADS）「8個」※1を使用して減圧する。

※1 ADSは機能の名称であるため、正確には「ADS機能付き主蒸気逃がし安全弁（SRV）」となる。

運転操作上の「急速減圧」操作の概要は以下の通り。（第1図参照）



第1図 原子炉「急速減圧」操作概要

急速減圧操作は、ADS「8個」を手動開放することを第一優先とする。それができない場合はADS以外のSRVを含めた「8個」を手動開放する。さらに、それもできない場合は、急速減圧に必要な最小弁数である「2個」を手動開放することにより急速減圧する。SRVによる減圧ができない場合は、代替の減圧手段を試みる。

急速減圧に必要な最小弁数「2個」は、低圧注水系（LPFL）1台注水を仮定した場合に燃料被覆管最高温度が1,200℃以下に抑えられることを条件として設定している。

運転員による操作が無い場合でも、事故事象を収束させるための原子炉減圧としては、自動減圧系（ADS）及び代替自動減圧機能（SA-ADS）の2つがある。概要は以下の通り。

- ADS

非常用炉心冷却系の一部であり、高圧炉心注水系のバックアップ設備として、SRVを開放し原子炉圧力を速やかに低下させ、低圧注水系の早期注水を促す。

具体的には、「原子炉水位低（レベル1）」及び「格納容器圧力高（13.7kPa[gage]）」信号が30秒間継続し、高圧炉心注水系（HPCF）又は残留熱除去系（RHR）ポンプが運転中であれば、ADS8個が開放する。

- SA-ADS

非常用炉心冷却系の自動減圧機能が動作しない場合においても、炉心の著しい損傷及び格納容器の破損を防止する。ADSの動作信号の内、格納容器圧力高（13.7kPa[gage]）信号が成立しなくても、原子炉の水位が低い状態で一定時間経過した場合は、低圧注水系の起動を条件にSA-ADSは動作する。

具体的には、「原子炉水位低（レベル1）」信号が10分間継続し、RHRポンプが運転中であれば、SA-ADS4個^{※2}が開放する。

※2 SA-ADSは機能の名称であるため、正確には「SA-ADS付きSRV」となる。

SA-ADSは、原子炉水位低（レベル1）に「10分間」の時間遅れを考慮して、炉心損傷に至らない台数を検討した結果、3個を開放すれば炉心損傷防止の評価項目（燃料被覆管温度1,200℃以下、被覆管酸化割合15%以下）を満足するため、余裕として1個を追加して4個と設定した。

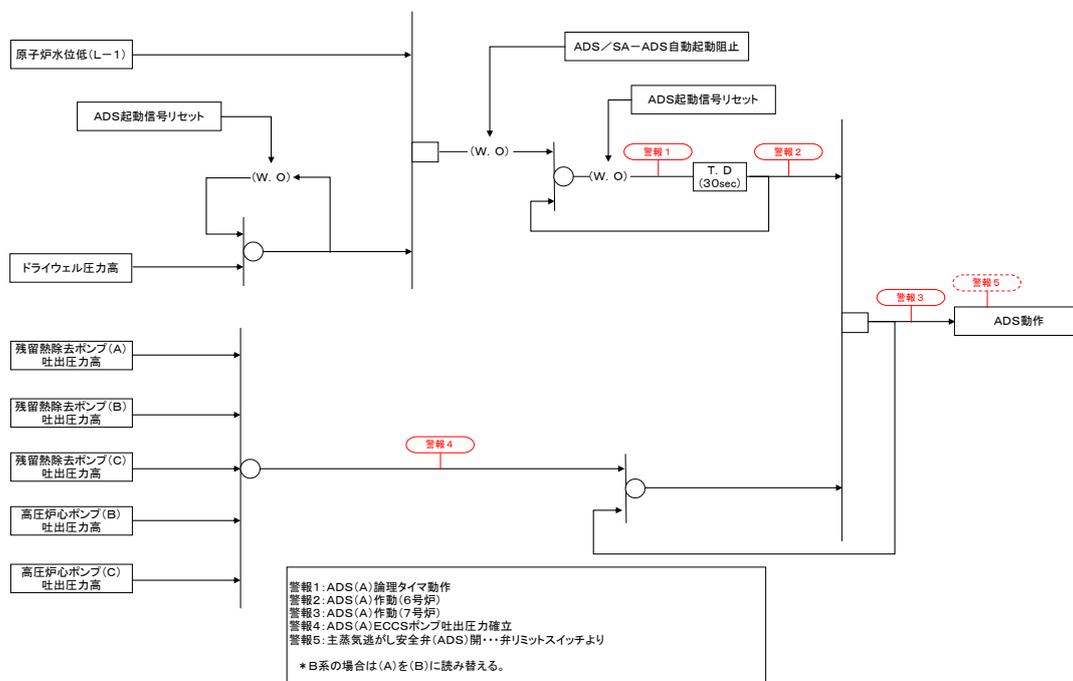
運転員の操作がなくても原子炉を減圧する機能ではあるが、原子炉停止機能喪失（ATWS）の場合は、原子炉の自動減圧により低温の水が注水されることを防止するため、運転員の判断により自動減圧を阻止及び自己保持回路をリセットするための操作スイッチがある。

各SRVの機能を第1表に整理する。

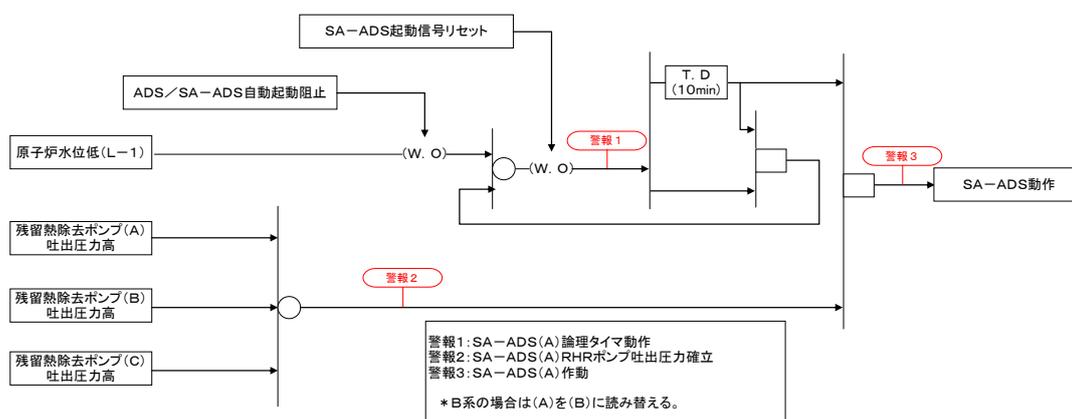
第 1 表 SRV 機能一覧

	機能			
	逃がし弁	安全弁	ADS	SA-ADS
SRV (B) (D) (E) (G) (J) (K) (M) (P) (S) (U)	○	○	—	—
SRV (A) (F) (L) (R)	○	○	○	—
SRV (C) (H) (N) (T)	○	○	○	○

ADS 及び SA-ADS は運転員の操作を考慮しないが、運転員が各論理の動作状況を確認できるように警報を発する。ADS 及び SA-ADS の動作回路図及び警報発生箇所を以下に示す。(第 2, 3 図参照)



第 2 図 ADS 動作回路



第 3 図 SA-ADS 動作回路

これらの警報により、ADS または SA-ADS の論理が動作していることを確認し、自動減圧に備える。

なお、SA-ADS 動作による自動減圧中に有効燃料棒頂部 (TAF) を下回った場合は、運転操作手順書に則り、残りの ADS4 個を開操作する。

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

各種 PRA 等の結果により実施した重要事故シーケンスの選定の結果として、当社では多くの事故シーケンスグループにおいて過渡事象を起因とする事故シーケンスを重要事故シーケンスとして選定している。

内部事象運転時レベル 1PRA にて示した通り、過渡事象としては運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の一部を考慮しているが、有効性評価において解析を実施するに際しては、その具体的な事象を設定する必要がある。

その考え方は、「柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定について」にも一部示しているが、本資料では、高圧・低圧注水機能喪失を例に、設定の考え方を補足する。

1. 過渡事象の特徴と選定に際しての整理

第 1 表に柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉設置変更許可申請書添付書類十において評価の対象とした運転時の異常な過渡変化、設計基準事故について、分類・整理した結果を示す。第 1 表の右端の事象分類は、事象発生時のプラント応答を考慮して分類した結果である。これらを事象の特徴に応じて更にグループ化する。その上で、重要事故シーケンスで想定する過渡事象のグループを選定し、グループ内の過渡事象から、より評価に適した事象を選定する。第 2 表にグループ化の結果を示す。

高圧・低圧注水機能喪失では、現状の設置許可ベースの注水機能を喪失した際の重大事故等対策の有効性を確認する。本事象には代替の注水機能による注水が有効な対策と考えられ、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の有効性評価においても低圧代替注水系(常設)にて注水する場合の対策の有効性を確認している。

代替の注水機能によって炉心損傷防止を図る場合、原子炉水位の低下が早く、原子炉スクラム時のインベントリが少なくなる事象が厳しいと考えられる。

外部電源の有無の影響は次項において述べるため除外すると、上記の観点で厳しい事象としては、「全給水喪失」が該当する。このため、高圧・低圧注水機能喪失の重要事故シーケンスの評価においては起因となる過渡事象として「全給水喪失」を設定した。

2. 外部電源有無の影響

外部電源の有無が事象進展及びパラメータの変動に及ぼす影響については、重要事故シーケンスの有効性評価の詳細な条件を設定する段階で感度解析等を実施し、選定した。

高圧・低圧注水機能喪失についても、外部電源の有無が事象進展及びパラメータの変動に及ぼす影響を確認している。評価条件を第 3 表に、評価結果を第 1 図に示す。

評価の結果を比較すると、外部電源有りの場合、過渡事象発生後も再循環ポンプが停

止しないため^{※1}、過渡事象発生から原子炉水位低(レベル 3)による原子炉スクラムまでは原子炉出力が高く維持され、原子炉水位の低下が早い。このため、外部電源有りの場合の方が原子炉水位低(レベル 3)によってスクラムに至るタイミングがわずかに早い。スクラム後の水位の低下も外部電源有りの場合の方が早い。これは、過渡事象発生から原子炉水位低(レベル 3)による原子炉スクラムまでは原子炉出力が高く維持されており、活発に核分裂反応が生じていることから、スクラム後の崩壊熱が高くなるためである。また、運転員操作の時間余裕の観点でも外部電源有りの場合の方が厳しい。手順としては高圧・低圧注水機能の喪失を確認後、低圧代替注水系(常設)の準備を開始し、注入の準備が出来次第、原子炉の減圧操作となるため、外部電源の有無が減圧のタイミングを決定するものではないが、原子炉水位の低下が早い外部電源有りの場合の方が、より早いタイミングでの減圧が必要となる。ただし、燃料被覆管最高温度(PCT)は、早いタイミングで減圧した外部電源有りの場合の方が高い値を示しているものの、その差は約 5℃であり、外部電源の有無によって大きな差が表れるものではない。

上記の通り、外部電源有りの場合の方がスクラムのタイミング及び水位の低下が早いものの、急速減圧に伴う PCT の差はわずかであり、他のパラメータにも時間差以外の大きな違いは見られないことから、結果的に、外部電源の有無は本事故シーケンスの評価において有意な違いをもたらす条件ではないと考える。

※1 過渡事象及び設計基準事故における「原子炉冷却材流量の喪失(再循環ポンプ・トリップ)」を除く

3. 初期水位の影響

初期水位が事象進展及びパラメータの変動に及ぼす影響については、重要事故シーケンスの有効性評価の詳細な条件を設定する段階で感度解析等を実施し、確認した。

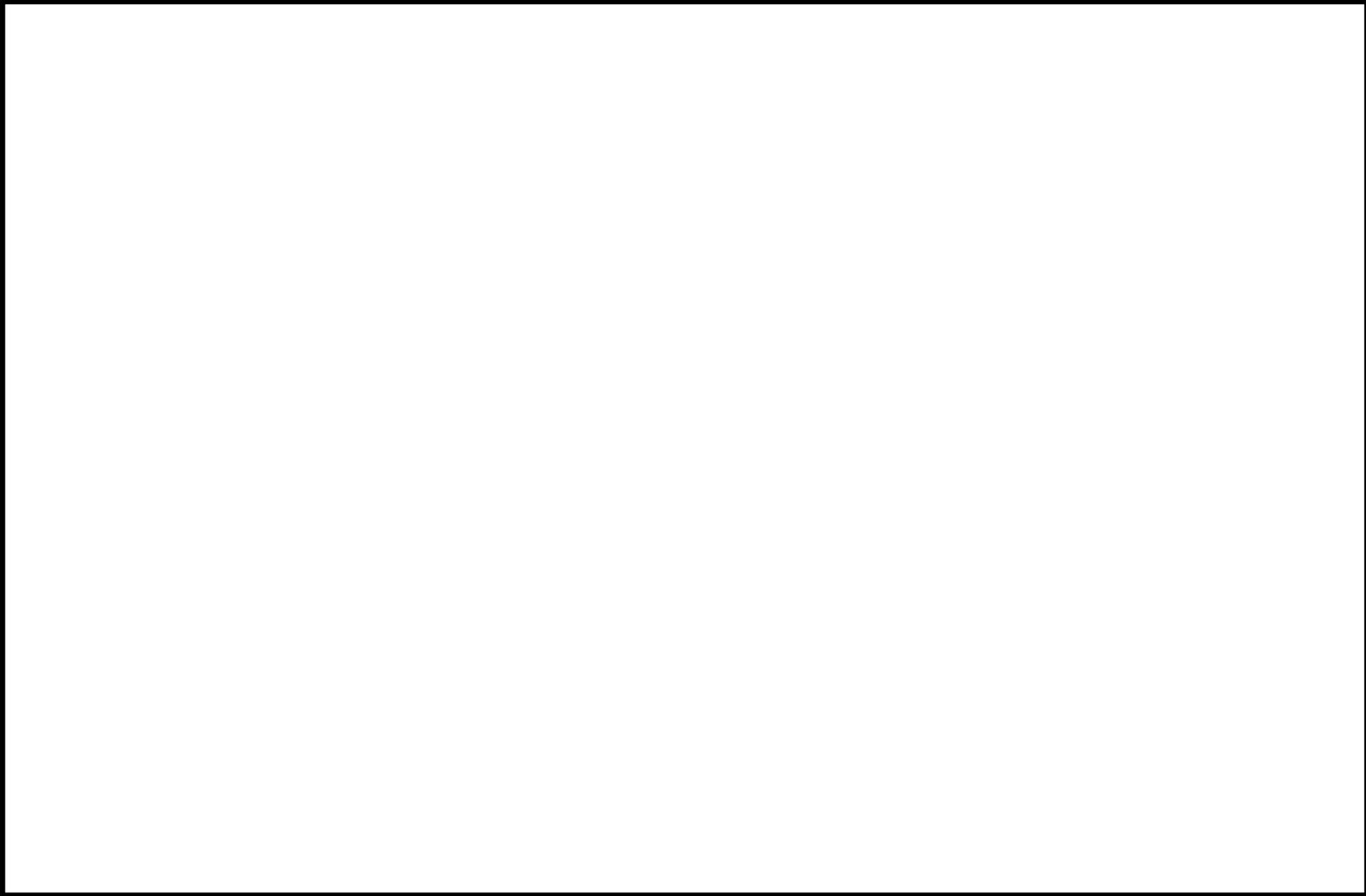
高圧・低圧注水機能喪失についても、初期水位が事象進展及びパラメータの変動に及ぼす影響を確認している。評価条件を第 4 表に、評価結果を第 2 図に示す。

評価の結果から、初期水位を低くすると水位低下及び炉心露出時間に差が表れるものの、急速減圧に伴う PCT の差は約 7℃ とわずかであり、他のパラメータにも時間差以外の大きな違いは見られないことから、結果的に、初期水位は本事故シーケンスの評価において有意な違いをもたらす条件ではないと考える。

以 上

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

第 1 表 運転時の異常な過渡変化・設計基準事故による起因事象の同定



第2表 運転時の異常な過渡変化・設計基準事象のグループ化

事象分類	事象の特徴(グループ化の観点)	事象グループ
A, B1, B2	タービントリップなどにより原子炉がスクラムする事象であり、タービンバイパス弁は正常に作動する事象であることから、いずれも事象初期から継続して給復水系が利用できる。	非隔離事象
C, D1, D2, E	主蒸気隔離弁(MSIV)などが閉鎖する事象であり、原子炉とタービン側が互いに隔離される事象である。事象初期には給復水系が利用できるが、水源である主復水器のホットウェルが隔離されるため、給復水系の運転継続に支障が生ずる。	隔離事象
F	タービンからの給水流量が全喪失する事象であり、原子炉水位が低下することにより原子炉スクラムに至る事象である。事象初期には給復水系が利用できず、他の事象とはプラント応答が異なる。水位低下の観点では給復水系が利用できないことから「G」の水位低下事象よりも厳しい事象と考えられる。	全給水喪失
G	タービンからの給水流量が減少し、原子炉水位が低下することにより原子炉スクラムに至る事象である。給水流量の全喪失までには至らないため、機能は低下しているが事象の初期にも給復水系は利用可能である。	水位低下事象
H1, H2	原子炉保護系(RPS)の誤動作が起因となっている事象や、制御棒の誤引き抜きに関する事象など出力の増加が軽微な事象である。事象初期で原子炉が隔離されないため、給復水系が利用可能である。	RPS 誤動作等
I	外部電源が喪失する事象であり、事象の発生により非常用電源の確保が必要になるなど、他の事象とはプラント応答が異なる。	外部電源喪失
J	原子炉運転中に主蒸気逃がし安全弁(SRV)が誤開放する事象である。誤開放を想定する弁数は発生頻度の観点から1弁としているため、本事象は事象発生後速やかにスクラムに至る事象では無い。原子炉冷却材(蒸気)の流出を伴うが、原子炉水位の低下には給復水系による対応が可能である。SRVを通じてサプレッションプール水中に蒸気が放出されるため、復水器ホットウェル(H/W)への補給が不足すると復水器 H/W の水位が低下し、給水喪失に至る可能性がある。しかしながら、この場合の事象進展から全給水喪失に至る頻度を概算すると、起因事象「SRV 誤開放」の発生頻度(1×10^{-3} /炉年)と、少なくとも「SRV 漏えい」警報の認知失敗、「サプレッションプール水温度高」警報の認知失敗、「主復水器 H/W 水位低」警報の認知失敗の重畳が生じると考えられ、各警報の認知失敗確率を保守的に 0.1 としても、全給水喪失に至る頻度は 1×10^{-6} /炉年となる。これは他の起因事象の発生頻度と比較しても低い値であり、その他のパラメータの変化や認知失敗確率の保守性を考慮すると、更に低い値になると考えられる。以上の通り、起因事象「SRV 誤開放」の後、「全給水喪失」に至る頻度は十分に低く、起因事象として考慮する必要性は低いものとする。	SRV 誤開放

第3表 外部電源有無の感度解析における主要解析条件

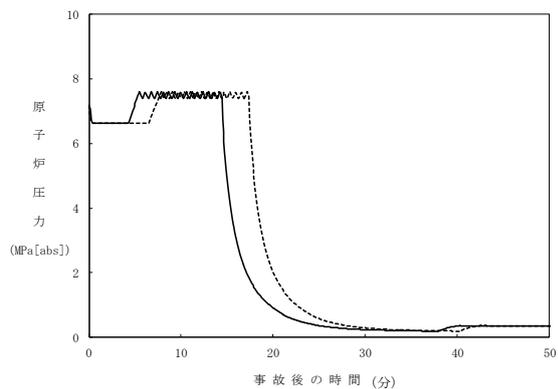
	項目	解析条件	備考※
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MW	定格出力, ベースケースと同じ
	原子炉圧力	7.07 MPa[gage]	定格圧力, ベースケースと同じ
	原子炉水位	通常運転水位	ベースケースと同じ
	最大線出力密度	44.0 kW/m	ベースケースと同じ
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 (燃焼度 33 GWd/t)	ベースケースと同じ
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	ベースケースと同じ
	安全機能の喪失に対する仮定	高圧・低圧注水機能喪失	RCIC, HPCF, LPFL の機能喪失 ベースケースと同じ
	外部電源	有り/無し	感度解析対象
重大事故等対策に 関連する機器条件	スクラム信号	原子炉水位低(レベル 3)	ベースケースと同じ
	逃がし安全弁	8 個	ベースケースと同じ
	低圧代替注水系(常設)	最大 300 m ³ /h で注水, その後は炉心を冠水維持可能な注水量に制御	ベースケースと同じ
重大事故等対策に 関連する操作	低圧代替注水系(常設)の追加起動及び中央制御室における系統構成	急速減圧実施までに完了	ベースケースと同等
	原子炉急速減圧操作	原子炉水位低(レベル 1)到達から 5 分後	ベースケースと同等

※ 有効性評価「高圧・低圧注水機能喪失」の評価条件をベースケースとする。

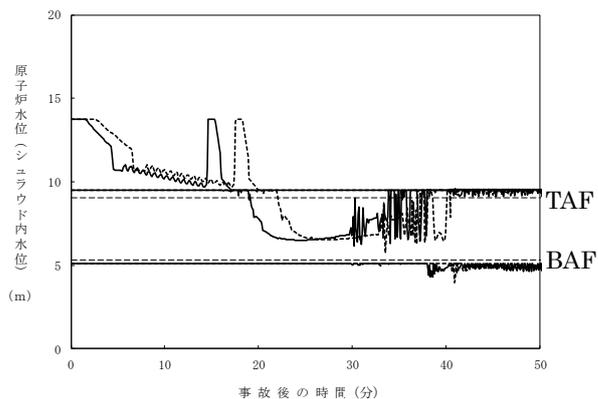
第4表 原子炉初期水位に関する感度解析における主要解析条件

	項目	解析条件	備考※
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MW	定格出力, ベースケースと同じ
	原子炉圧力	7.07 MPa[gage]	定格圧力, ベースケースと同じ
	原子炉水位	①通常運転水位(NWL)(13.4 m) ②原子炉水位低(レベル 3)(12.85 m)	感度解析対象
	最大線出力密度	44.0 kW/m	ベースケースと同じ
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 (燃焼度 33 GWd/t)	ベースケースと同じ
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	ベースケースと同じ
	安全機能の喪失に対する仮定	高圧・低圧注水機能喪失	RCIC, HPCF, LPFL の機能喪失 ベースケースと同じ
	外部電源	有り	ベースケースと同じ
重大事故等対策に 関連する機器条件	スクラム信号	原子炉水位低(レベル 3)	ベースケースと同じ
	再循環ポンプ(RIP)トリップ	原子炉水位低(レベル 3)で RIP4 台停止, 原子炉水位低(レベル 2)で RIP6 台停止	ベースケースと同じ
	逃がし安全弁	8 個	ベースケースと同じ
	低圧代替注水系(常設)	最大 300 m ³ /h で注水, その後は炉心を冠水維持可能な注水量に制御	ベースケースと同じ
重大事故等対策に 関連する操作	低圧代替注水系(常設)の追加起動及び中央制御室における系統構成	急速減圧実施までに完了	ベースケースと同等
	原子炉急速減圧操作	原子炉水位低(レベル 1) 到達から 5 分後	—

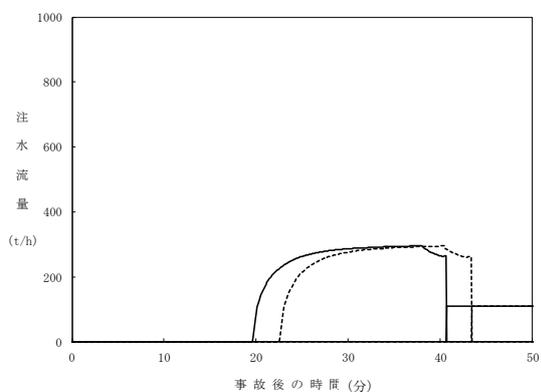
※ 有効性評価「高圧・低圧注水機能喪失」の評価条件をベースケースとする。



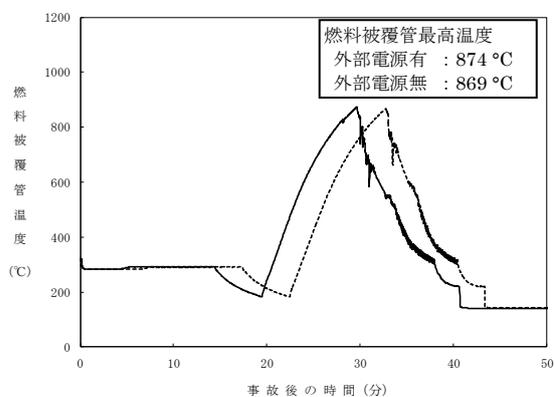
原子炉圧力変化



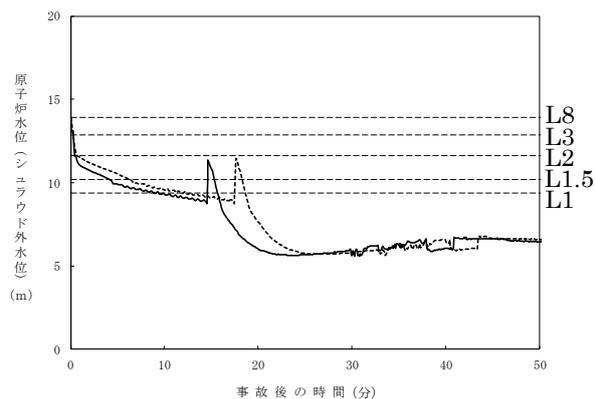
原子炉水位(シュラウド内水位)変化



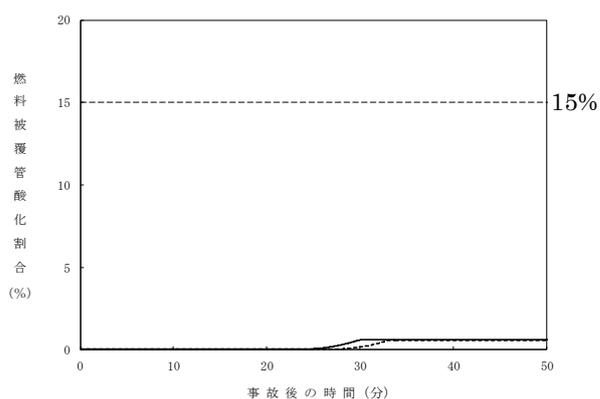
原子炉注水流量変化



燃料被覆管温度変化



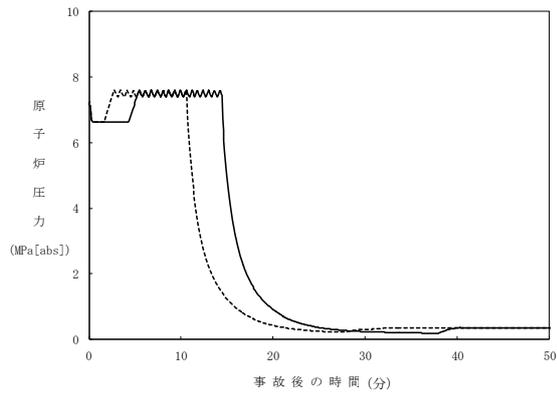
原子炉水位(シュラウド外水位)変化



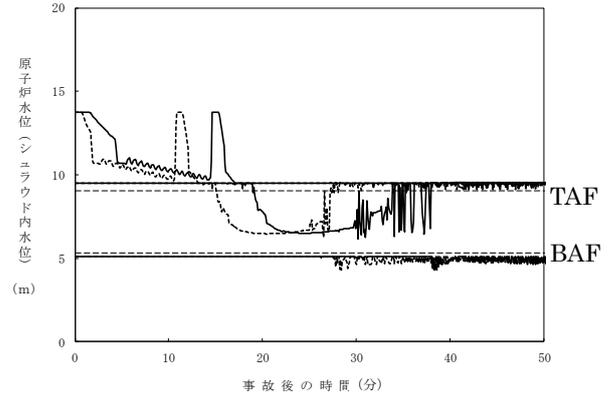
燃料被覆管酸化割合変化

----- : 外部電源無し ————— : 外部電源有り(ベースケース)

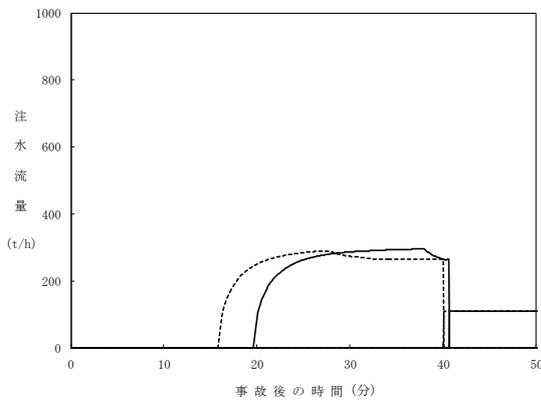
第1図 高圧・低圧注水機能喪失シーケンスにおける外部電源有無の感度解析
(K7, ADS(L1+5分後減圧)+MUWC 2台作動)



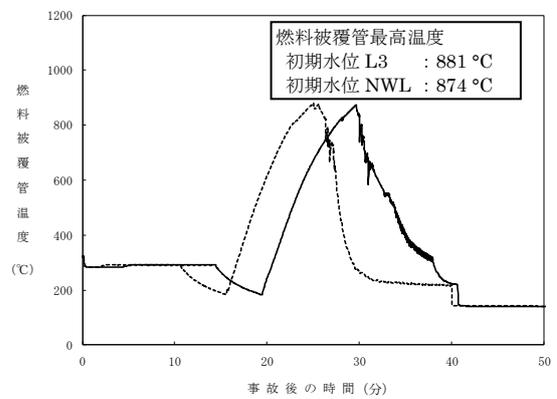
原子炉圧力変化



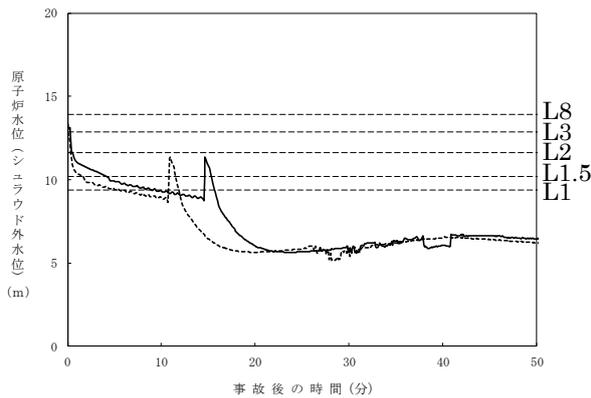
原子炉水位(シュラウド内水位)変化



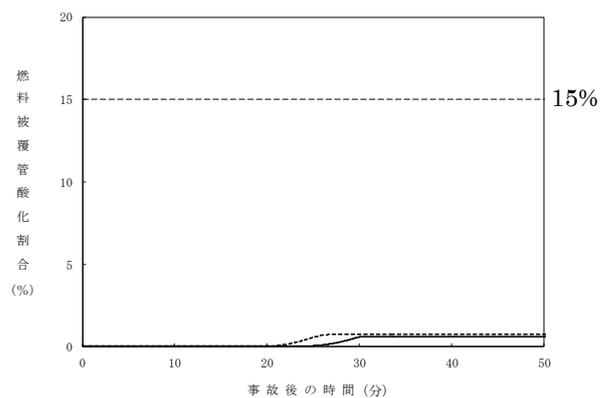
原子炉注水流量変化



燃料被覆管温度変化



原子炉水位(シュラウド外水位)変化



燃料被覆管酸化割合変化

-----: 初期水位 L3(ベースケース) —————: 初期水位 NWL

第2図 原子炉初期水位に関する感度解析
(K7, ADS(L1)+MUWC 2台作動)

3. G 値について

1. これまでの許認可解析に用いた G 値と今回の申請で採用した G 値について

従来、G値は可燃性ガス濃度制御系性能評価解析で使用しており、以前にはその値として、Regulatory Guide 1.7(Rev.2)^[1]の記載に基づき、 $G(\text{H}_2)/G(\text{O}_2)=0.5/0.25$ が使用されていた。この値はRegulatory Guide 1.7の前身であるSafety Guide7(1971年3月)に既に記載されている。当時、既に、一般的知見として水の放射線分解の短時間内の1次反応に基づくG値(以下「初期G値」という。)は $G(\text{H}_2)=0.43\sim 0.45$ となることが知られており、Regulatory Guide 1.7(Rev.2)のG値はこの初期G値を包絡するものとなっている。

しかし、この初期G値は水の放射線分解の1次反応に基づく値であるため、その後の2次反応、つまり水素と酸素の再結合反応を含めた最終的な水素、酸素の発生割合を示す実効的なG値(以下「実効G値」という。)に比べてかなり大きい値となる。

格納容器内の可燃性ガス濃度の評価においても必要となるのは正味の発生割合を表すこの実効G値である。これに関して電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」(昭和61年～62年度)^[2](以下「電共研」という。)にて水の放射線分解に関する実験を実施し、可燃性ガス濃度制御系性能評価条件下での実効G値として次の結果を得た。

沸騰状態 : $G(\text{H}_2)<0.4$, $G(\text{O}_2)<0.2$
非沸騰状態 : $G(\text{H}_2)<0.25$, $G(\text{O}_2)<0.125$

この結果に基づき、柏崎刈羽原子力発電所6, 7号炉(昭和63年申請)や東京電力東通原子力発電所1号炉等、沸騰水型原子力発電所では、可燃性ガス濃度の評価^[3]において、沸騰状態で $G(\text{H}_2)/G(\text{O}_2)=0.4/0.2$ 、非沸騰状態で $G(\text{H}_2)/G(\text{O}_2)=0.25/0.125$ を採用している。

電共研では、重大事故条件を想定した環境下でも実験を実施しており、実効G値として次の結果を得ている。

沸騰状態 : $G(\text{H}_2)<0.27$, $G(\text{O}_2)\doteq 0$
非沸騰状態 : $G(\text{H}_2)<0.06$, $G(\text{O}_2)<0.03$

この結果に基づき、今回の申請では、水素燃焼の評価において、非沸騰状態でのG値($G(\text{H}_2)/G(\text{O}_2)=0.06/0.03$)を採用している。

2. 電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」の概要

(1) 実験装置及び実験方法

電共研では、BWRの実機事故条件を模擬した水の放射線分解実験を実施することにより、種々の事故条件下で生成される可燃性ガスの生成割合(G 値)の検討を行った。

実験に使用した実験装置を図 2-1 及び図 2-2 に示す。非沸騰実験では 15 リットルの硬質ガラス製照射容器を使用。また沸騰実験では 1.8 リットルのステンレス製照射容器を使用している。

実験は照射容器内に純水を所定量注入した後、高純度アルゴン(Ar)ガスで脱気し、水素ガス、酸素ガスポンプを用いて雰囲気条件(気液相の水素、酸素初期濃度)を設定する。その後よう素、鉄、銅等の不純物を所定量添加し、循環ポンプで均一混合させる。沸騰実験の場合、更にマントルヒータにより加熱、沸騰させる。

全ての条件が定常状態に達した後、 ^{60}Co のガンマ線源により照射を開始、水の放射線分解で生成される水素、酸素濃度を溶存水素計(DH 計)、溶存酸素計(DO 計)及びガスクロマトグラフで測定する。水の吸収線量は、水を媒体とした標準的な換算係数を用いて評価した。

実機の事故条件を考慮して、実験では LOCA 条件、FCS 性能解析条件、重大事故条件 3 種類の事故条件を想定し、各事故条件下で G 値の実測を実施した。

なお、以下で示す図 2-3～図 2-8 は、連続測定である液相中の濃度を除き、サンプリングにより計測された濃度測定値に基づいてフィッティングを行っている。

(2) 実験条件及び実験結果

表 2-1 に実験でのパラメータ設定範囲と実機の想定事故条件との比較を示す。実機の想定事故条件は実機の事故時の環境条件及び照射設備を考慮して設定した。

実験結果を表 2-2、図 2-3～図 2-8 に示す。

実験結果は、ガンマ線の吸収線量に対する液相中及び気相中の水素及び酸素濃度(絶対量)で整理している。また、ガンマ線の吸収線量とこれによる分子量の増加量から実効 G 値を求めている。

なお、G 値とは 100eV の放射線エネルギー吸収により発生する分子数であるが、水の放射線分解で生成する水素及び酸素は、水中で起こる化学反応により分子数が変化するため、ここでは、化学反応による変化(よう素等の不純物の影響)を考えに入れた値を実効 G 値として評価している。

(a) LOCA ベースの結果：図 2-3, 2-4

非沸騰条件の場合には、液相中及び気相中の水素及び酸素濃度にほとんど変化がないことから、実効 G 値は 0 と見なし得る。

沸騰条件の場合には、水素濃度の実効 G 値は、照射開始初期は約 0.4 分子/100eV と高いが、その後に安定し 0.2 分子/100eV 程度になる。また、酸素濃度の場合には 0 と見なし得る。

沸騰実験で得られた実効 G 値は、非沸騰実験に比べガスの気相への移行速度が大きくなるため全般に大きくなる。

(b) FCS 性能解析ベースの結果：図 2-5, 2-6

非沸騰条件の場合には、得られた実効 G 値として水素は 0.14 分子/100eV、酸素は 0.06 分子/100eV である。

沸騰条件の場合には、照射開始初期の水素は 0.43 分子/100eV だが、その後安定し 0.36 分子/100eV 程度になる。また、酸素は 0.14 分子/100eV である。

FCS 性能解析では、沸騰条件の水素の G 値として実験結果の 0.36 分子/100eV に余裕を見て 0.4 分子/100eV の一定値を用いている。

(c) 重大事故ベースの結果：図 2-7, 2-8

非沸騰条件の場合には、初期水素濃度が高いことによる抑制効果(再結合効果)によって、得られた実効 G 値として水素は 0.06 分子/100eV、酸素は 0.03 分子/100eV となり、FCS 性能解析ベースの約半分である。

沸騰条件の場合には、非沸騰条件の場合と同様、水素による抑制効果により実効 G 値は低減され、水素は 0.27 分子/100eV、酸素はほぼ 0 になる。

(3)実験から得られた知見

以上の実験結果及び他のパラメータ実験結果からの知見を以下に示す。

- (a) よう素放出の無い LOCA 条件下、非沸騰状態での実効 G 値は水素、酸素のいずれも 0 と見なし得る。LOCA 条件下での実効 G 値は以下の値となる。

沸騰状態 : $G(\text{H}_2) < 0.2$, $G(\text{O}_2) < 0.1$

- (b) 多量のよう素放出と小さな金属-水反応を仮定した FCS 性能解析条件下での実効 G 値は以下の値となる。

沸騰状態 : $G(\text{H}_2) < 0.4$, $G(\text{O}_2) < 0.2$

非沸騰状態 : $G(\text{H}_2) < 0.25$, $G(\text{O}_2) < 0.125$

- (c) 多量のよう素放出と大きな金属-水反応を仮定した重大事故条件下での実効 G 値は以下の値となる。上記(b)項の FCS 性能解析条件下での値より小さくなる理由は、金属-水反応によって格納容器中に水素が多く存在するため、水素と酸素の再結合反応が促進されたことによるものと考えられる。

沸騰状態 : $G(\text{H}_2) < 0.27$, $G(\text{O}_2) \doteq 0$

非沸騰状態 : $G(\text{H}_2) < 0.06$, $G(\text{O}_2) < 0.03$

- (d) (a)~(c)項より、実効 G 値はよう素放出量が高くなると増加し、金属-水反応割合(水素放出量)が大きくなると減少する。

- (e) 初期酸素濃度の実効 G 値に及ぼす影響は小さい。ただし、酸素濃度が高くなると若干増加する傾向がある。

- (f) よう素以外の不純物(Fe^{2+} , Cu^{2+} 等)の実効 G 値に及ぼす影響は小さく、よう素を多量に含む場合は無視し得る。また、よう素を含まない場合には、実効 G 値を幾分増加させるが、 Fe^{2+} については酸素を減少させる傾向がある。

表 2-1 実験条件のパラメータ範囲と実機の想定事故条件との比較

パラメータ	条件	実験条件	想定事故条件		
			LOCA	FCS 性能解析	重大事故
初期水素濃度 (金属-水反応)		[Comparison Data]			
初期酸素濃度					
初期よう素濃度 (炉心からの放出割合)					
不純物					
温度					
pH					

表 2-2 実験結果

事故条件		パラメータ					実測値(実効 G 値) [分子/100eV]	
		金属-水 反応割合	初期酸素 濃度	よう素 放出割合	不純物 添加	温度	G(H ₂)	G(O ₂)
LOCA 条件	非沸騰	[Experimental Results]						
	沸騰							
FCS 性能 解析条件	非沸騰							
	沸騰							
重大事故 条件	非沸騰							
	沸騰							

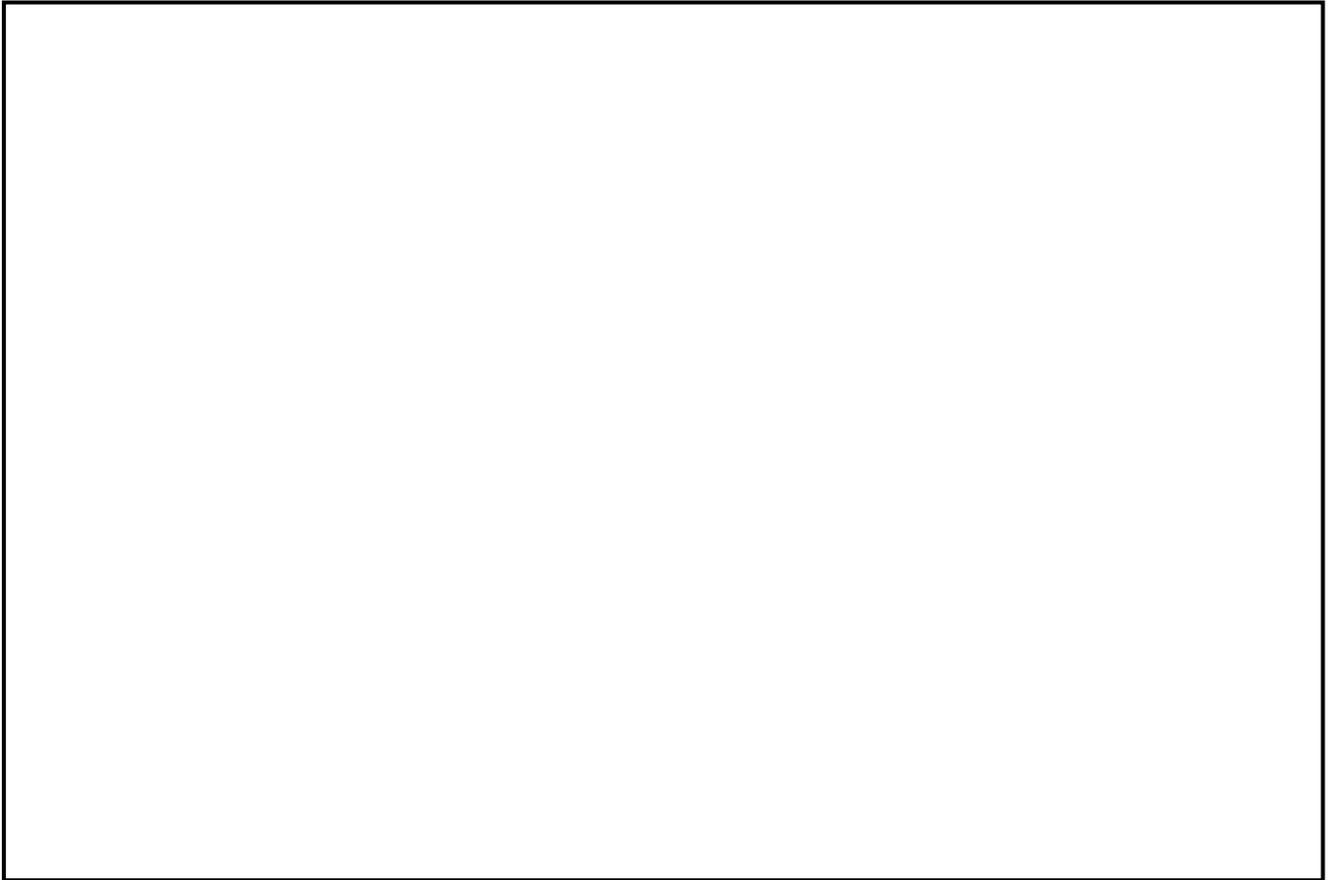


図 2-1 非沸騰実験装置の概要

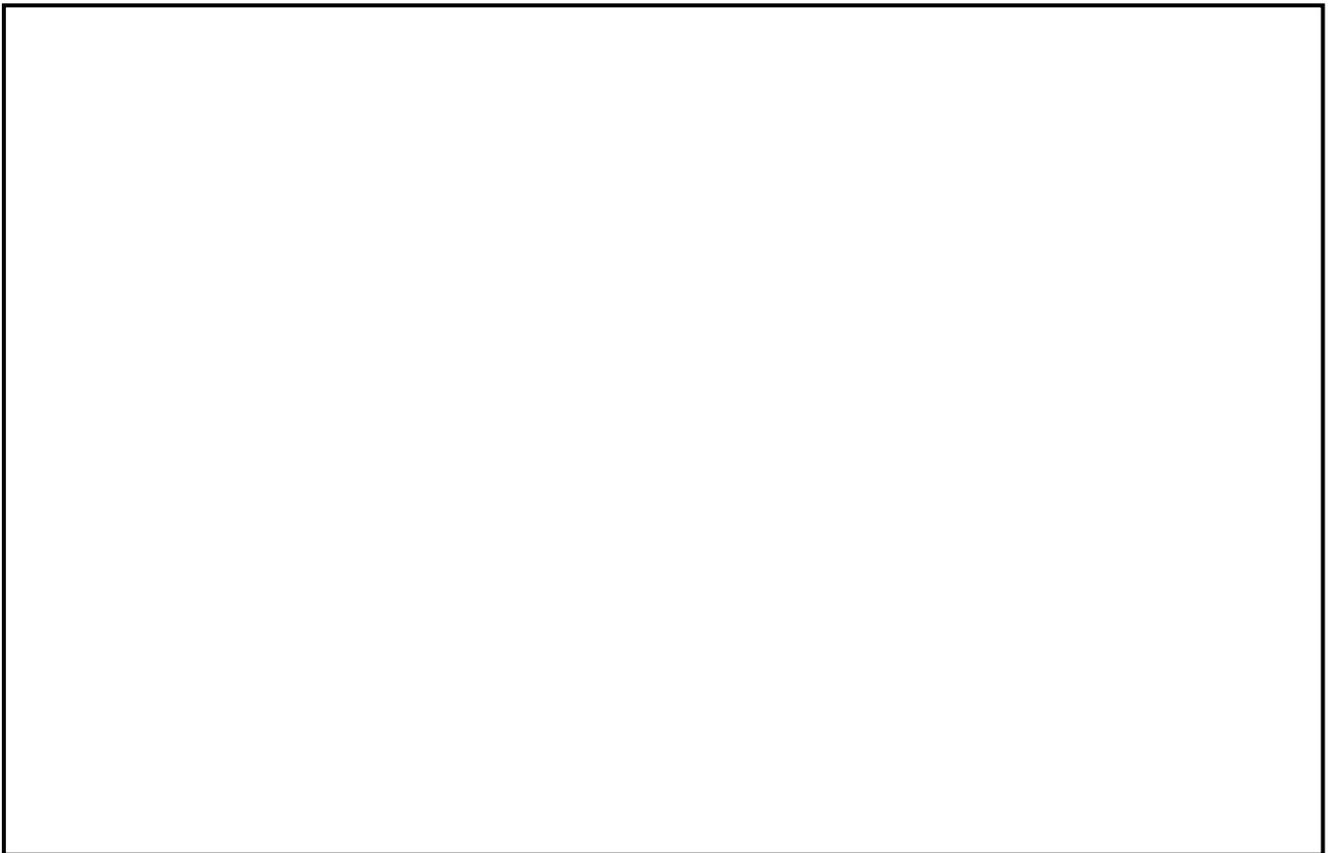


図 2-2 沸騰実験装置の概要

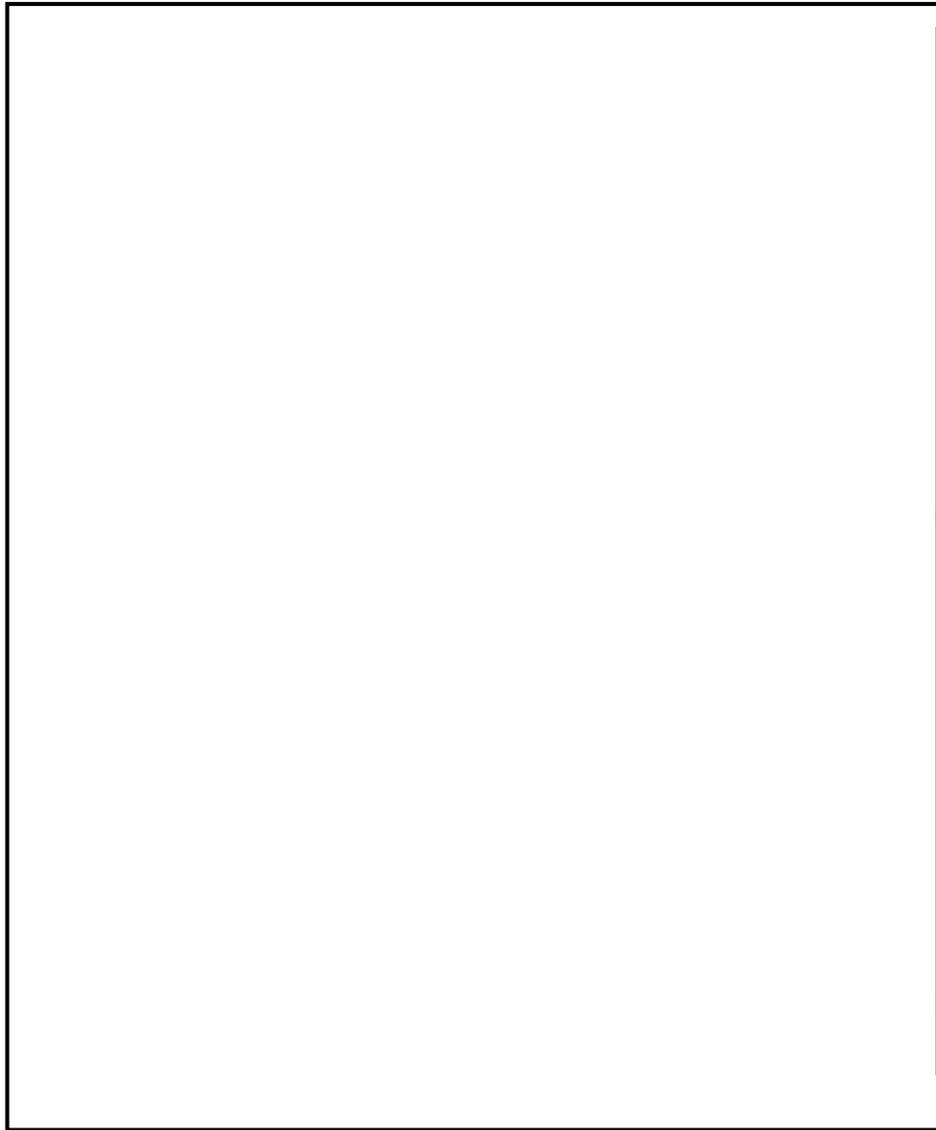


図 2-3 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(LOCA ベース：非沸騰状態)

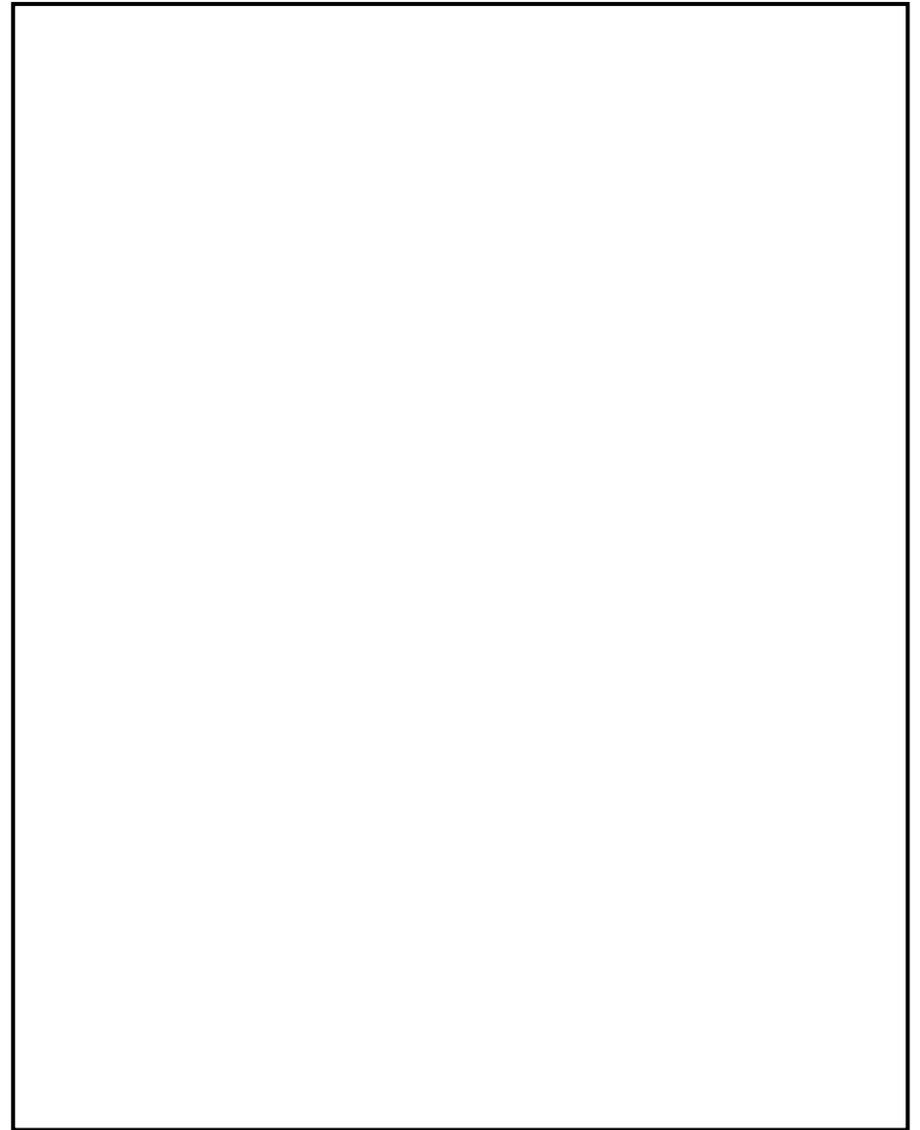


図 2-4 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(LOCA ベース：沸騰状態)

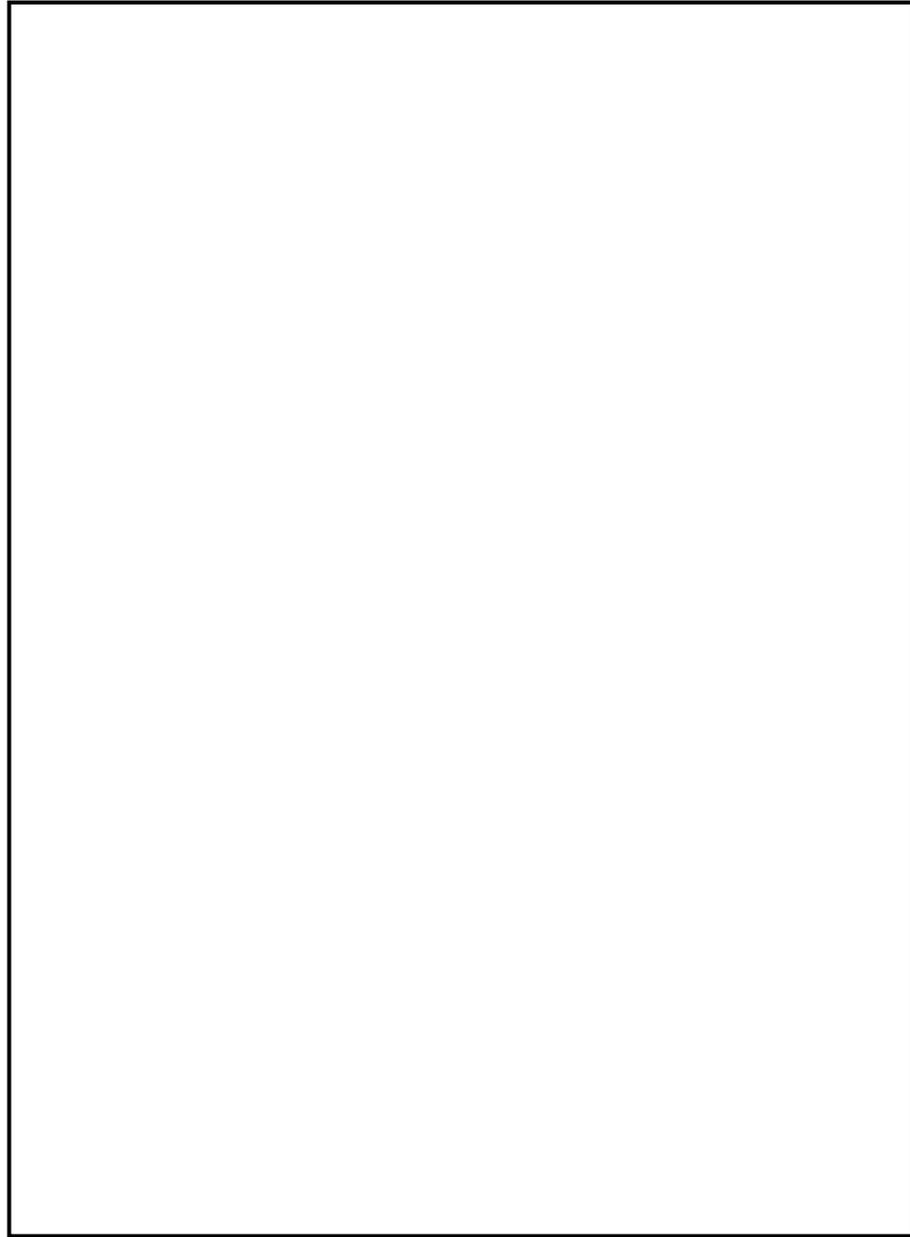


図 2-5 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(FCS 性能解析ベース：非沸騰状態)

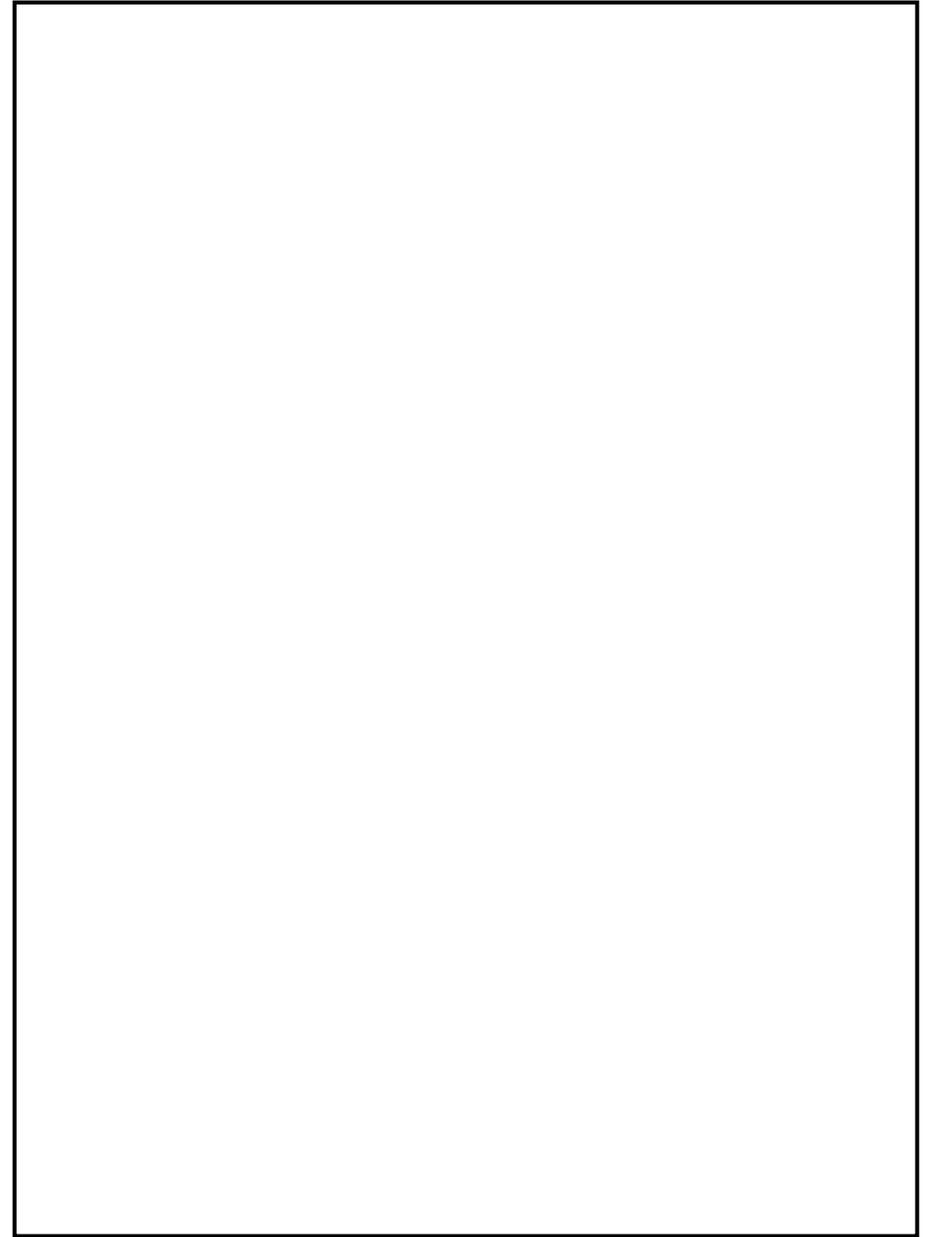


図 2-6 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(FCS 性能解析ベース：沸騰状態)

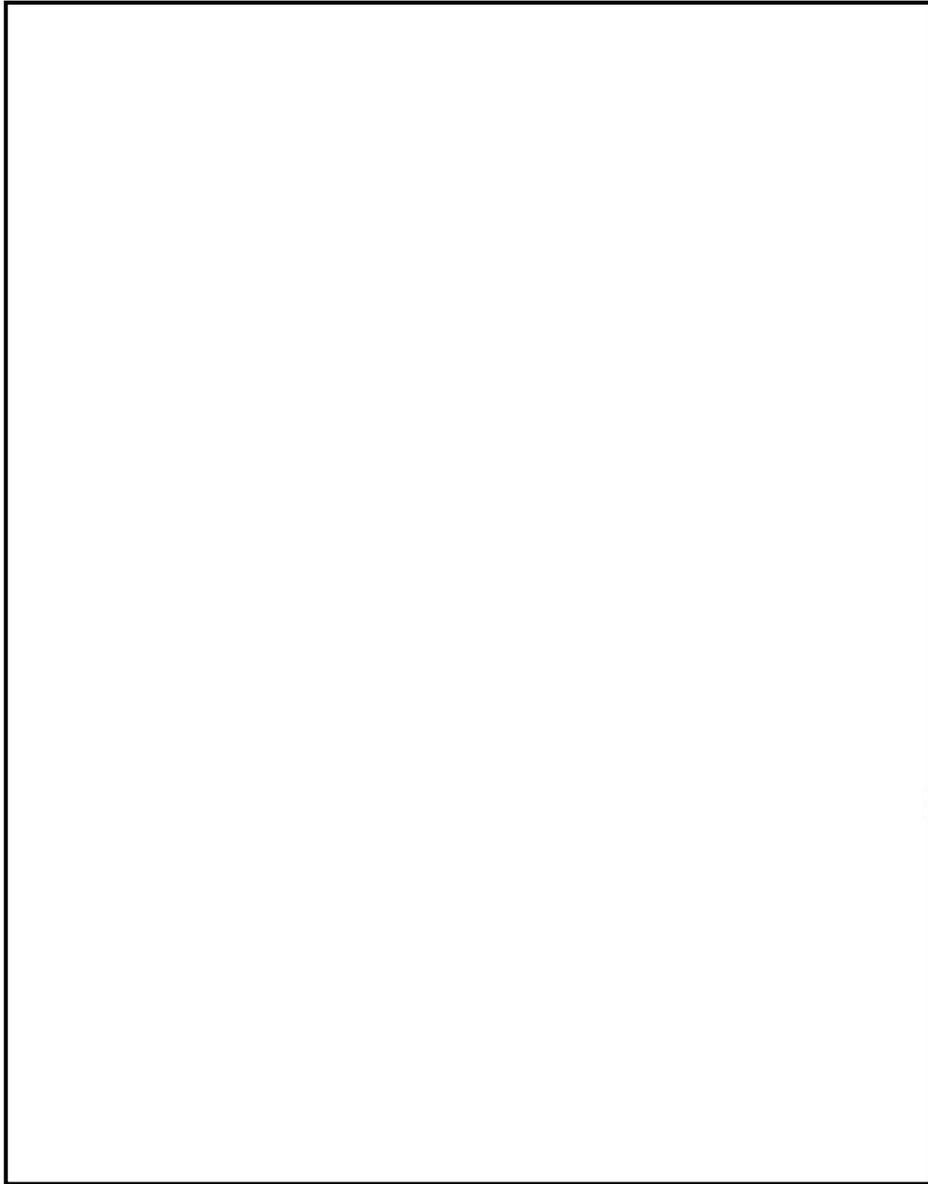


図 2-7 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(重大事故ベース：非沸騰状態)

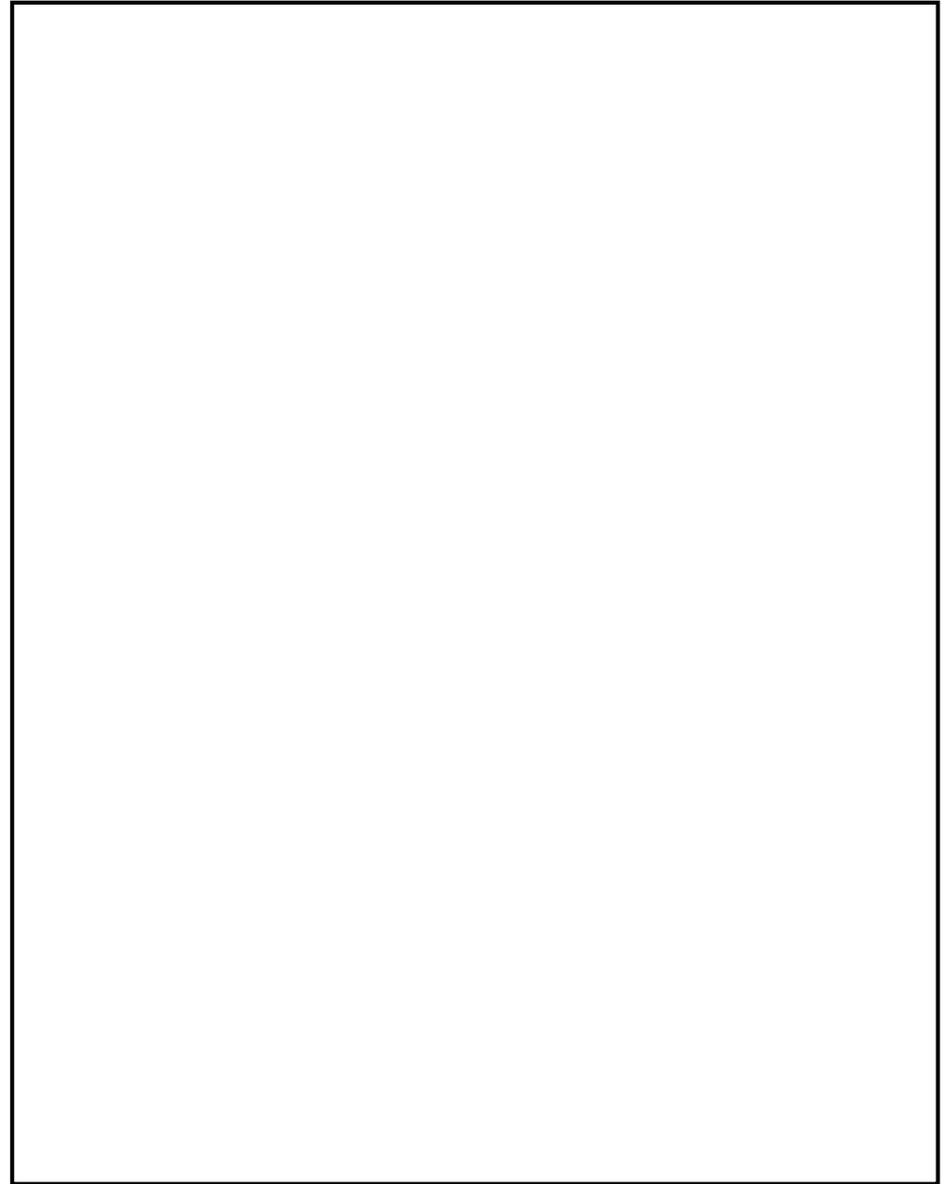


図 2-8 気相部と液相部における水素及び酸素濃度
(重大事故ベース：沸騰状態)

3. 電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」の妥当性に関する補足

電共研では、研究を進める上での手法の妥当性を確認するため、実験結果に関する過去の知見^{[4][5]}との比較を行っている。また、この電共研の結果から得られた G 値は、可燃性ガス濃度制御系の性能確認に使用されている^[3]。以下、電共研の概要について示す。

(1) 実験方法について

電共研では、純水に対する照射を行い、照射量と水素及び過酸化水素濃度について確認している。また、オークリッジ国立研究所(ORNL)においても純水に対する照射の実験が行われており、照射量と水素濃度の関係が報告されている。^[4] これらの結果は、照射量に対する水素の生成割合が照射開始から徐々に低下する点で同等の傾向を示している。純水に対する照射試験について、電共研及び ORNL における実験の概要を図 3-1 及び図 3-2 に、実験の結果を図 3-3 及び図 3-4 に示す。

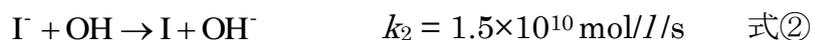
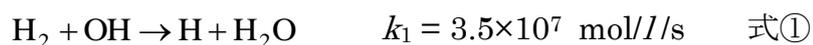
電共研では、上記の純水に対する照射を行った試験装置を用い、よう素や水素濃度を上昇させた条件での実験を行っている。このことから、照射及びこれに伴って生じる水素及び酸素の濃度を測定する点で、電共研での実験方法は妥当なものと考えられる。

(2) 添加物の影響と G 値の増減

添加された場合、G 値に影響を及ぼすよう素と水素について、添加量と G 値の変化の傾向について確認するとともに、過去の知見^[5]と電共研の実験結果の傾向が同様であることを確認している。

○よう素を添加した場合

水中へのよう素の添加が G 値を上昇させる側に作用することについては、従来から知られていたものの^[5]、電共研では、実験系内によう素を添加した場合についての、添加量と G 値の関係を確認している。傾向として、よう素の添加量が増加すると水素及び酸素共に G 値は上昇する傾向を示している。また、この増加の要因は、式①の再結合反応が、式②のよう素が OH ラジカルを還元する反応によって阻害されることによるものと考えられている。これは、式②の反応速度定数 k_2 と式①の反応速度定数 k_1 に大きな差があることから推定できる。



○よう素及び水素を添加した場合

電共研では、実験系内に水素を添加した場合についての、添加量と G 値の関係を確認している。傾向として、水素の添加量が増加すると水素及び酸素共に G 値

は低下する傾向を示している。水素の G 値の傾向については、米国原子力規制委員会(NRC)によって反応モデルの作成及び評価が実施されており、よう素が添加されていても水素の添加量が増加すると G 値は低下すると報告されている。⁵⁾ また、この低下の要因は、水素濃度の増加によって式①の再結合反応が促進されることで、水素及び酸素の発生割合が低下することによるものと考えられる。NRC における評価の結果を図 3-5 に、電共研における実験の結果を図 3-6 に示す。

4. 参考文献

- [1] Regulatory Guide 1.7 (Rev. 2 Nov. 1978) Control of Combustible Gas Concentrations In Containment Following A Loss-of-Coolant Accident.
- [2] 電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」(昭和 63 年 3 月)
- [3] 「沸騰水型原子力発電所 可燃性ガス濃度制御系について」(株式会社東芝, TLR0002A 改訂 3, 平成 10 年 2 月)
- [4] Zittel, H.E., “Boiling water reactor accident radiolysis studies”, ORNL-TM-2412 Part VIII (1970).
- [5] Parczewski, K.I., et.al., “Generation of hydrogen and oxygen by radiolytic decomposition of water in some BWR’s”, U.S. NRC Joint ANS/ASME Conference, Aug. (1984).

容積	カプセル液相	100 cm ³
	タンク気相	350 cm ³
	タンク液相	250 cm ³
循環流量		15 cm ³ /min
初期温度 (実験パラメータ)		15 °C, 95 °C

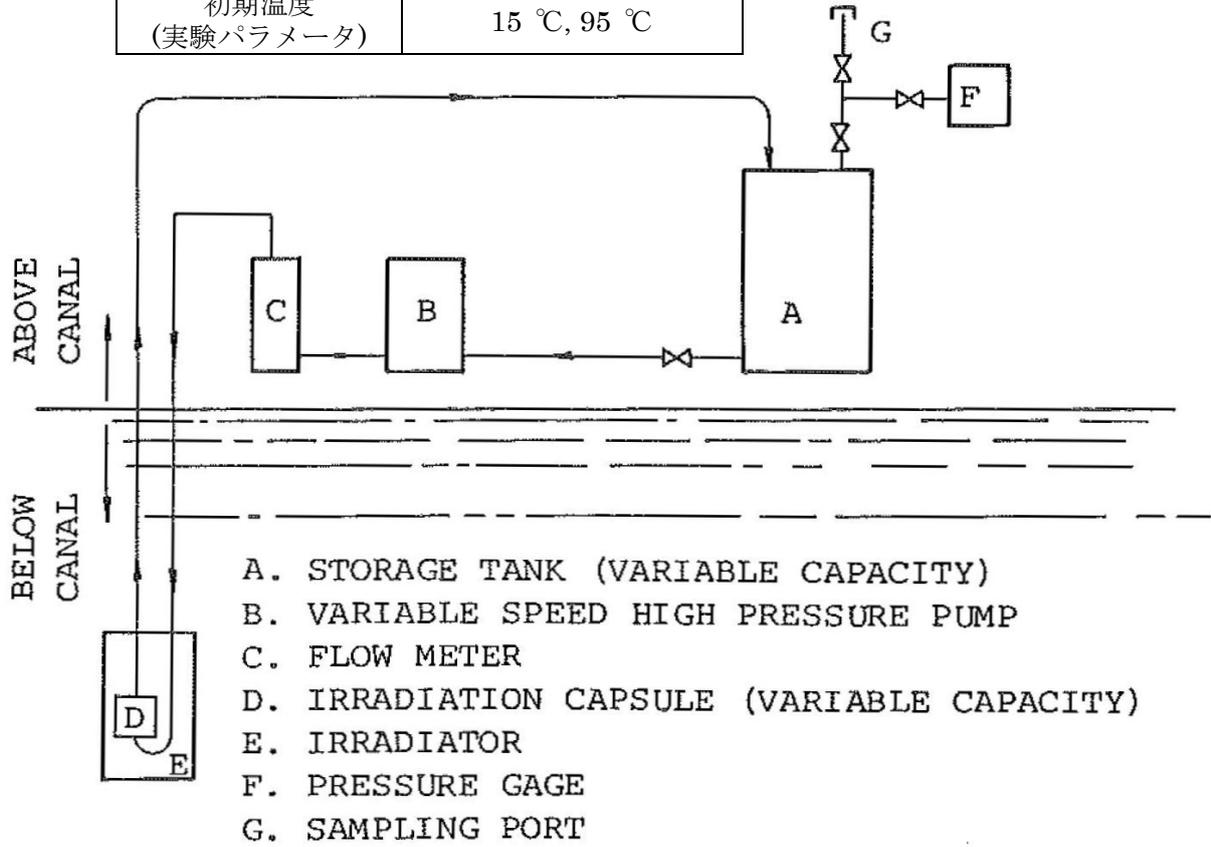


図 3-1 ORNL による照射実験のループ

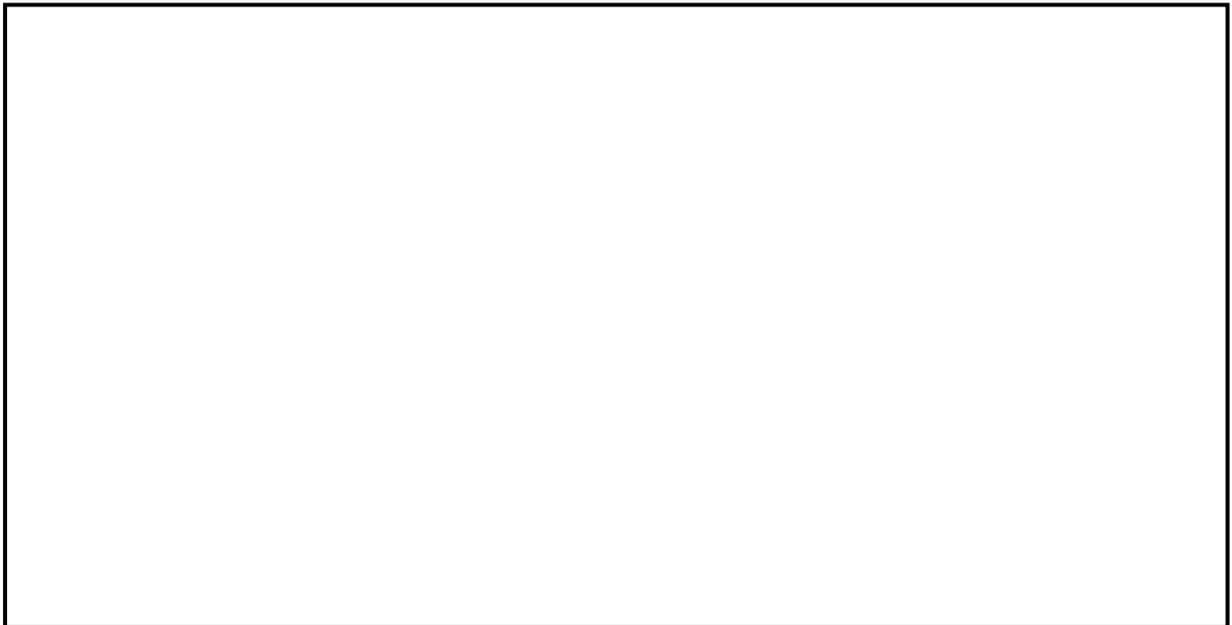


図 3-2 電共研による純水照射の手順と実験で用いた容器の略図

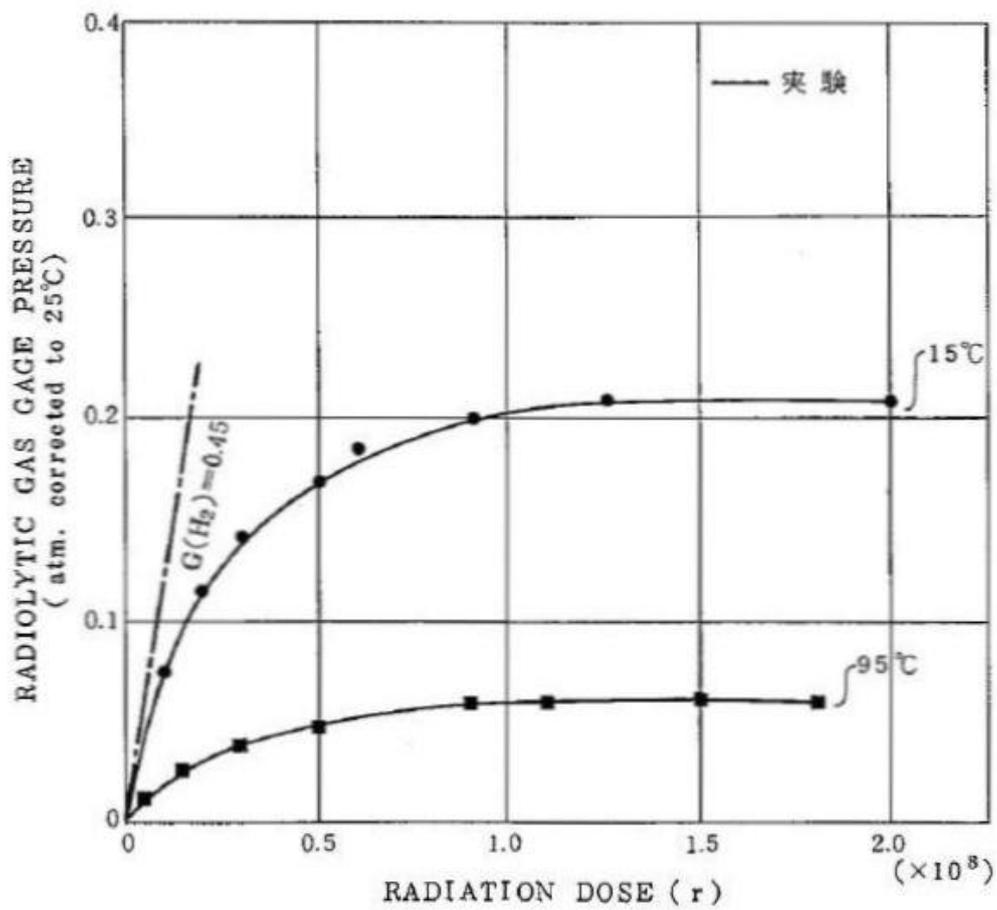


図 3-3 ORNL による実験結果(純水に対する照射)

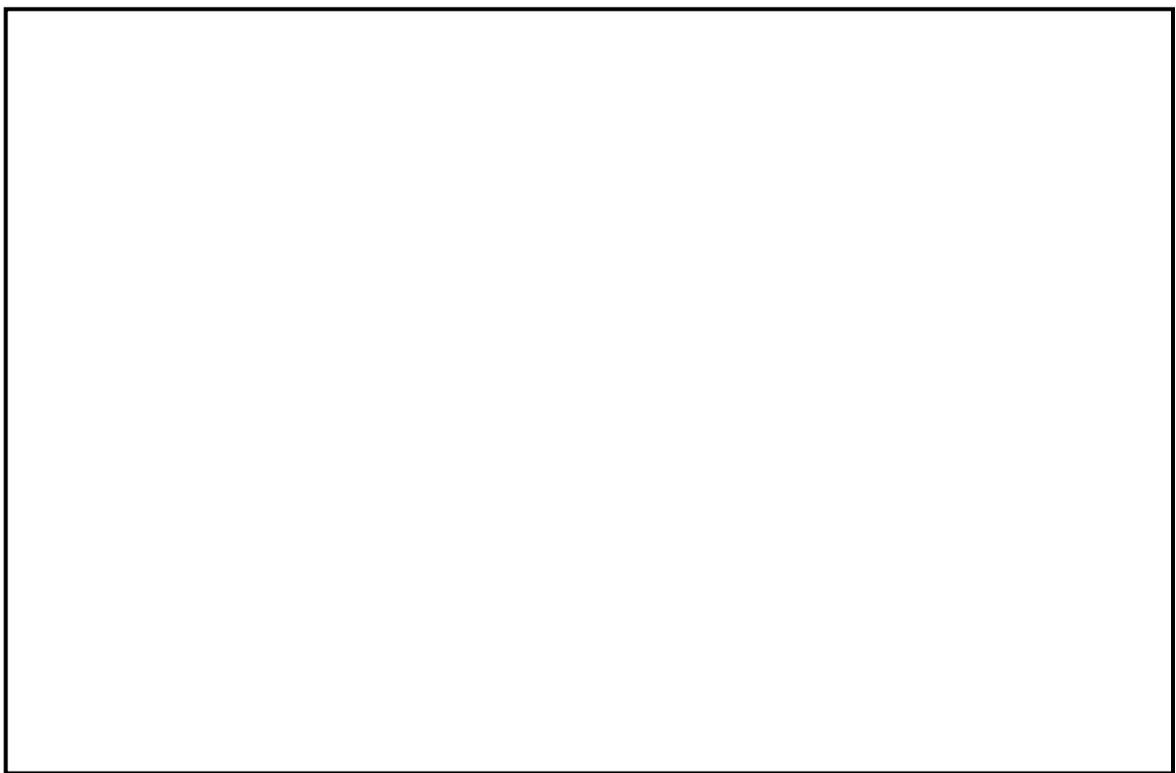


図 3-4 電共研による実験結果(純水に対する照射)

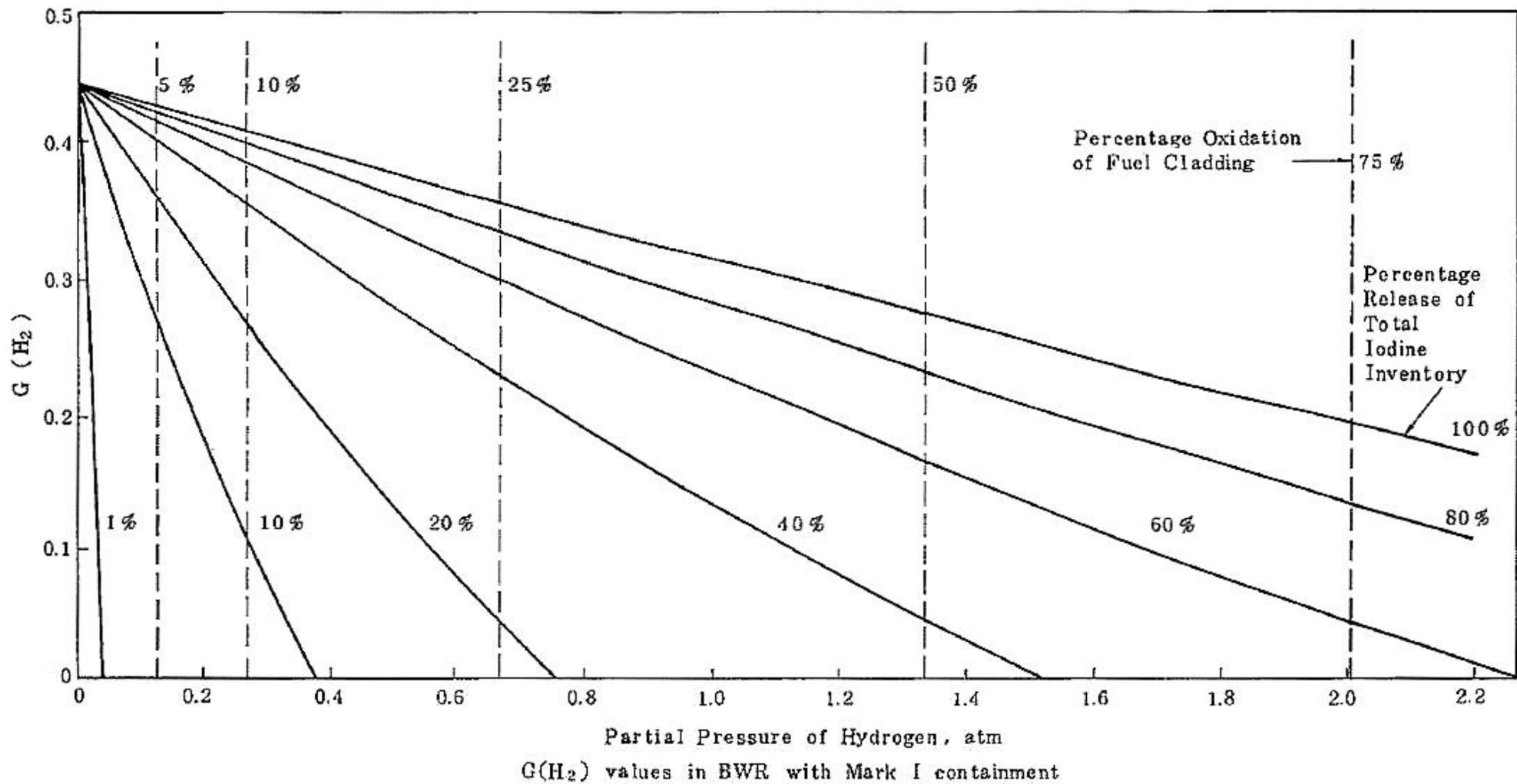


図 3-5 NRC による評価結果(よう素及び水素の濃度と $G(H_2)$ の変化)

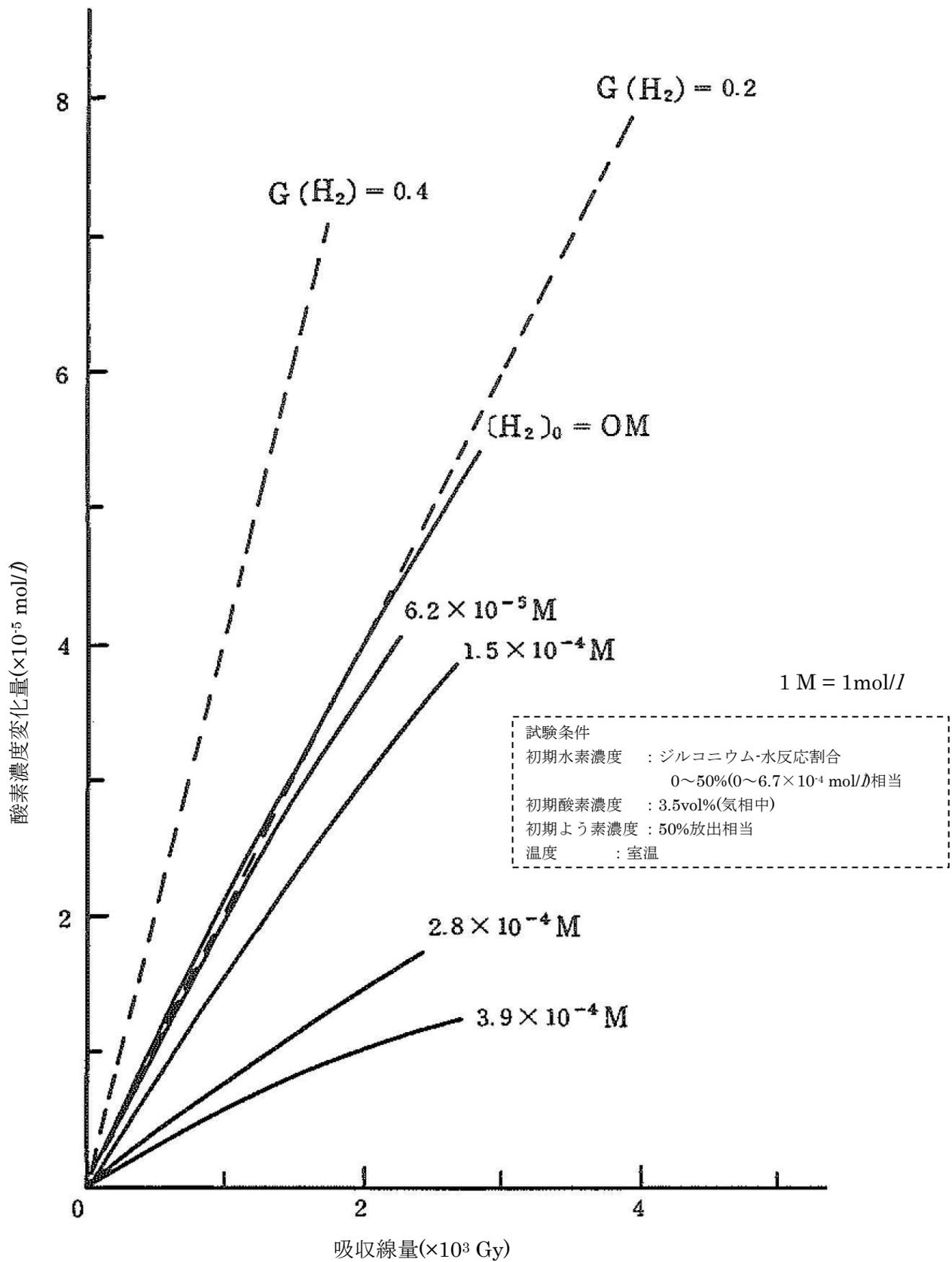


図 3-6 電共研による実験結果
(溶存水素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合))

(参 考) その他の文献における実効 G 値に関する報告

勝村による報告^[1]では、平成 23 年 3 月 15 日に発生した福島第一原子力発電所 4 号機の水素爆発の原因を探るため、沸騰水及び海水注入下での水素の G 値を実験で測定している。

この実験では、沸騰した純水からは G 値 0.24 相当の水素ガスの発生を検出し、沸騰した 3.5% 食塩水（海水相当）からは G 値 0.54*相当の水素ガス発生を検出したと報告されており、いずれも柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の有効性評価「水素燃焼」で使用している水素ガスの G 値 0.06 と比べて大きな値となっている。

本報告では酸素の G 値に関しては論じられていないが、仮に水素ガスの G 値と同様に酸素ガスも高い G 値で発生したとしても、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が共に可燃領域に至る恐れがある場合には、格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系（ウェットウェルベント）によって原子炉格納容器内の気体を環境中に排出し、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減することができることから、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が共に可燃領域に至ることは無い。

[1] 勝村庸介, 「福島第一原子力発電所第四号機の水素爆発の謎 - 沸騰水のラジオリシスと水素濃縮 -」放射線化学 第 92 号(2011)

※水の放射線分解による G 値は、分解初期（初期 G 値 0.45）の後の再結合（水素と OH ラジカル）により初期 G 値を理論的に超えないにも関わらず、G 値 0.54 の水素発生が検出されているが、この原因については、水蒸気凝縮によって水素濃度が高めに測定されたためと考察している。

4. 格納容器内における気体のミキシングについて

BWR の格納容器内の気体のミキシング効果については、電力共同研究等^{[1][2]}によって確認している。その結果として、格納容器内は格納容器スプレイや温度差による自然対流に伴う攪拌効果がある場合には十分なミキシング効果が短時間に得られることを確認している。また、PWR を模擬した体系においても同様にミキシング効果が得られることが確認されている。^[3]

今回の申請における「水素燃焼」のシナリオでは、間欠的なスプレイの実施及び格納容器内の温度差により、格納容器内は十分にミキシングされるものと考えられる。事象発生から約 22.5 時間後の代替循環冷却の運転開始前に数十分間復水移送ポンプの運転を停止するが、この間についても格納容器内の温度差によってミキシングされるものと考えられる。

格納容器スプレイを実施している場合の格納容器内の気体の流動については、過去に格納容器内への触媒式 FCS の設置を検討した際に、汎用 CFD コード (STAR-CD) を用いて RCCV 型格納容器をモデル化し、各ノードの水素濃度を評価している。^[1] 評価結果を図 1 に示す。評価の結果、格納容器内の気体は良くミキシングされることが確認されており、この結果からも、LOCA 後の長時間経過後に格納容器スプレイを継続している間は十分にミキシングされることが分かる。

温度差がある場合のミキシング効果についての実験結果^[2]を図 2 に示す。図 2 は 5℃の温度差がある場合のミキシング効果を示しており、He 等の軽い気体を含んでいても、実験開始から約 20 分後には十分にミキシングされることを示している。BWR の格納容器内では、原子炉圧力容器が熱源として考えられるため、少なくとも 5℃以上の温度差は生じているものと考えられる。このため、BWR の格納容器内において、気体が成層化する等の位置的な濃度の偏りが生じる可能性は低いと考える。

- [1] 社内研究「触媒式 FCS 導入に向けた格納容器内熱流動特性の評価(フェーズ 2)」(平成 19 年 3 月)
- [2] 電力共同研究「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」(昭和 58 年 3 月)
- [3] 重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)に関する総括報告書(平成 15 年 3 月)

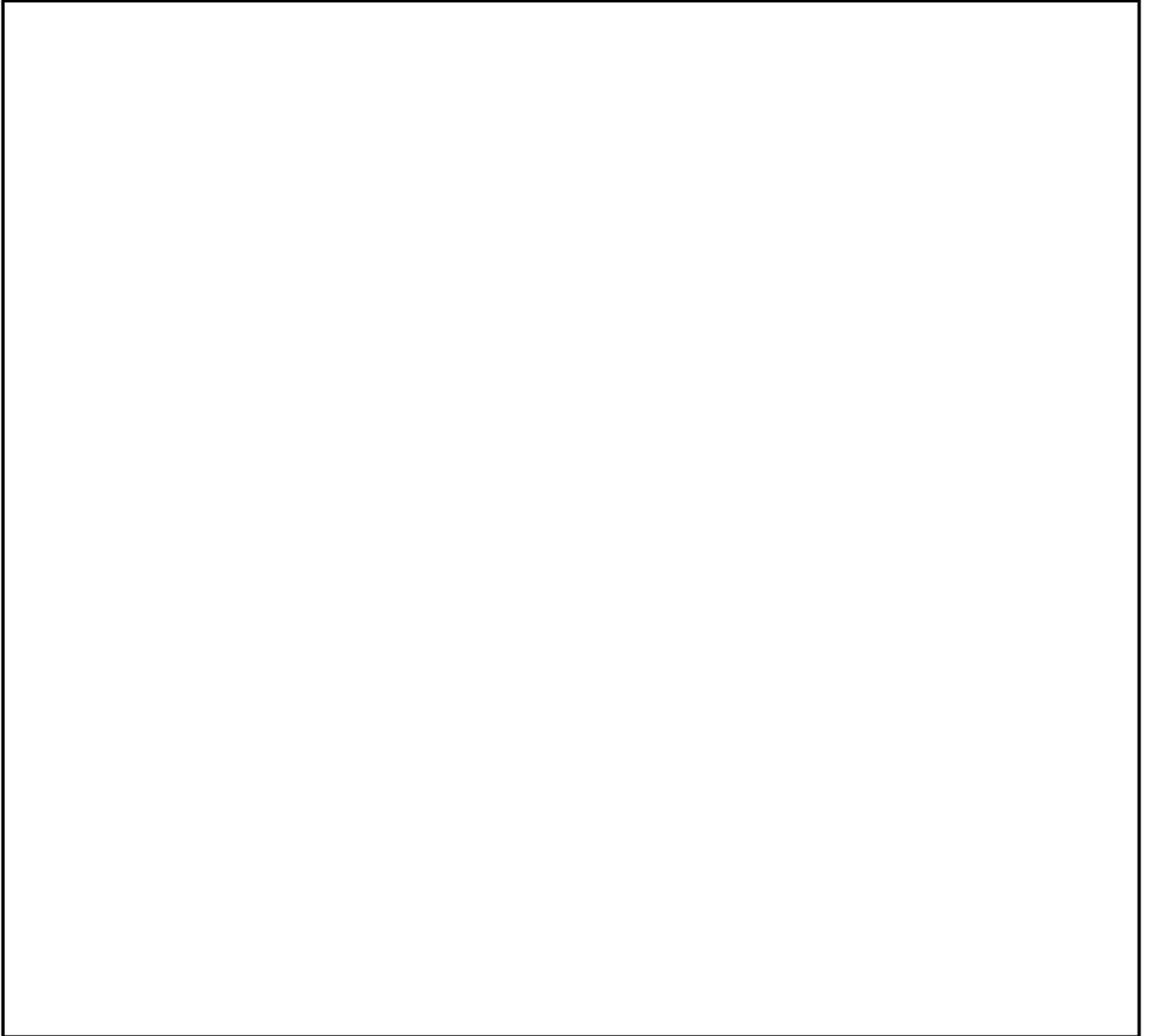


図1 事故(LOCA)発生後 1000 時間(準定常状態)における格納容器内水素濃度分布



図 2 温度差によるミキシングの影響

5. 深層防護の考え方について

1. 基本的な考え方

深層防護の3層と4層との境界は、著しい炉心損傷の防止という原子炉安全上の重要な目的に照らして、著しい炉心損傷があるか否かで区分する。すなわち、3層＝著しい炉心損傷防止、4層＝著しい炉心損傷後の格納容器損傷防止、とすることが適切である。

ここで、著しい炉心損傷の有無の境界となる3層と4層の間は、防護策間の独立性が特に重要となるが、実運用上は、3層と4層で同じ設備を用いる場合もあることから、従属要因及び共通要因が排除できること、それぞれのレイヤーで多様な設備を有し高い信頼性を確保していることに加え、（後述の）事象評価上の仮定であり3層と4層間の独立性の要求とは異なる考慮であることを明確にする。

2. 実態を踏まえた運用

1. で述べたような深層防護のレイヤー設定を踏まえ重大事故等対処設備を設置・運用しているが、原子炉圧力容器内に燃料がある以上は、炉心損傷の前後によらず原子炉圧力容器内に注水する必要があり、「著しい炉心損傷」の前後という深層防護の考え方における境界と、注水先としての原子炉圧力容器・格納容器の境界は必ずしも一致しない。

BWRでは、制御棒のみで未臨界を確保でき、原子炉注水も格納容器スプレイも低圧条件ならほぼ同じ設備構成で可能となる。したがって、格納容器内へのスプレイ（又は注水）について、専用のポンプ、弁、配管、水源、電源などを設けることを考えたとしても、少しの設備追加で原子炉圧力容器への注水も可能となるため、炉心損傷の防止（3層での事象の収束）を一層確実にする観点からも、格納容器へのスプレイ（または注水）に特化した設備にするよりも原子炉圧力容器内にも注水できる設備とする方が原子炉安全上有益である。

また、BWRは事象進展（水位低下）が極めて早い大破断 LOCA であっても、炉心のリロケーションが発生するまでには無注水が継続しても1時間半程度あり、3層での事象の収束が不可能な場合（炉心損傷する場合）でも、原子炉圧力容器内での損傷炉心冷却とするために原子炉圧力容器内への注水を何よりも優先すべきである。よって、深層防護の考え方としては3層と4層を明確に区別しているものの、実際の設備としては、3層用、4層用といった明確な区別をしない方が原子炉安全上有益であり、例えば注水手段は、原子炉圧力容器と格納容器のどちらにも注水できる設備として設置・運用していくことになる。

一方、重大事故のうち、格納容器破損モードに対する対策の有効性を評価す

る上では、著しい炉心損傷に伴うプラント状態や溶融炉心の格納容器内への落下に伴う格納容器内の物理現象を生じさせるために、あえて原子炉压力容器内への注水をしないと評価上の仮定を置いたものであり、個々のレイヤー内に十分な信頼性をもたせようとする 3 層と 4 層間の独立性の考え方とは別個の要請に基づく処理である。

したがって、あるレイヤーで特定の現象を生じさせることを目的とした機能停止を、次のレイヤーにおける機能喪失と扱う必然性はなく、当該機能の信頼性を踏まえて個別に設定すべきである。

3. 復水補給水系 (MUWC) について

MUWC は、深層防護の 3 層 (著しい炉心損傷の防止) における原子炉压力容器内への注水として、4 層 (格納容器の破損防止策) における代替格納容器スプレイ、代替循環冷却、損傷炉心の冷却のためのペDESTAL注水手段として、個々の評価にあたりクレジットをとっている。

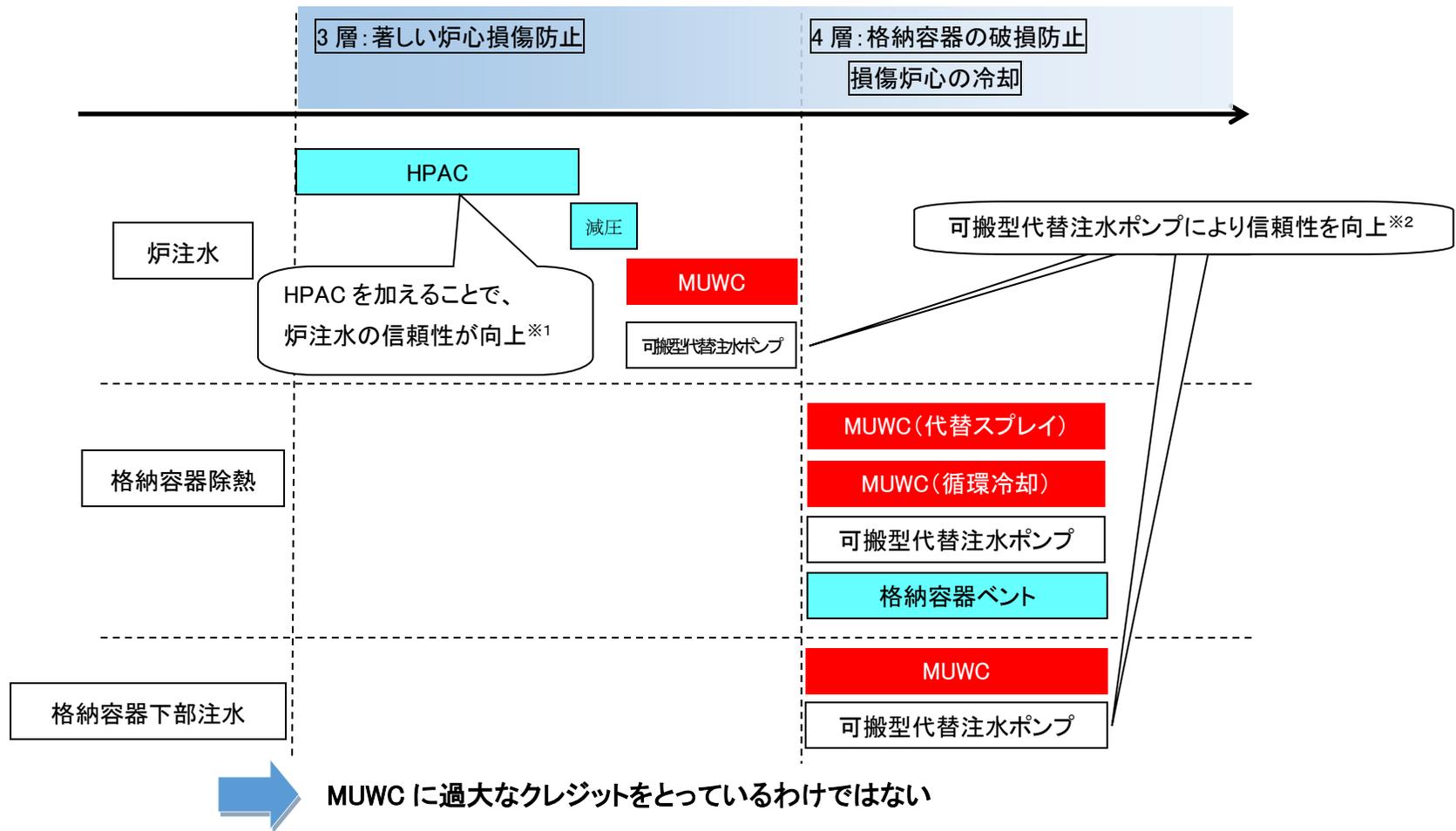
MUWC 自体は 3 台のポンプをもっていることに加え、3 層の原子炉压力容器注水機能を構成するものとしては、MUWC の他にも高圧代替注水系 (HPAC) や可搬型代替注水ポンプを有している。同じく 4 層の格納容器の破損防止機能としては、循環冷却、格納容器ベント、可搬型代替注水ポンプを有している。

以上を踏まえると、3 層、4 層それぞれのレイヤーで高い信頼性を有していることから、現象を生じさせるための評価上の仮定として 3 層で MUWC による原子炉压力容器注水を期待しない場合でも、4 層の代替格納容器スプレイ、ペDESTAL注水としてクレジットをとることは適切である。(表及び図参照)

以 上

表 重大事故の各現象におけるクレジットの取り方

	破損 モード	事故 シーケンス	3層 (③-2)	4層 (④-1)	
				損傷炉心の冷却	格納容器の破損防止
3.1	格納容器 過圧・過 温破損	大破断 LOCA +ECCS 注水機 能喪失 +SBO	常設代替交流電源設備 (GTG) が炉心損傷 までに電源を供給できないため原子炉注 水ができず著しい炉心損傷に至る = <u>著しい炉心の損傷に伴うプラント状態 を生じさせるために、3層では注水機能 に期待せず</u>	【事象初期 (～22.5h)】 MUWC2 台で RPV 内の損傷炉心 に注水	【事象初期 (～22.5h)】 MUWC2 台で原子炉格納容器内にス プレイ (原子炉注水とのスイッ チング)
3.4	水素燃焼			【事象後期 (22.5h～)】 MUWC2 台を使用した循環冷却 (原子炉注水・格納容器スプレイの 同時実施)	
3.2	DCH	TQUX	全ての原子炉注水機能が喪失するため、原 子炉注水ができず著しい炉心損傷に至る = <u>溶融炉心の格納容器内への落下に伴う 格納容器内の物理現象を生じさせるた めに、3層では注水機能に期待せず</u>	【事象初期 (～20.5h)】 MUWC1 台で原子炉格納容器 下部に溶融炉心の落下に先 立って水張り + その後の原子炉格納容器下 部への注水	【事象初期 (～20.5h)】 同左 + MUWC2 台で原子炉格納容器内にス プレイ
3.3	炉外 FCI	TQUV		【事象後期 (20.5h～)】 MUWC2 台を使用した循環冷却 (格納容器下部注水・格納容器ス プレイの同時実施)	
3.5	MCCI				



※1 : TQUV, TW (LUHS, RHR 機能喪失) 等の一次圧力バウンダリの喪失 (LOCA 等) を除く事故に対して初期炉心冠水維持が可能

※2 : フェーズドアプローチに基づき, 原則として事故発生 12 時間までは恒設設備での対応とし, 可搬型設備はアクセス性等を考慮し, 12 時間以降に期待できると整理している

図 ③-2 層, 4 層における注水等に期待する設備

6. 原子炉圧力挙動の解析上の取扱いについて

1. BWR の圧力制御方式について

従来の BWR では、圧力制御方式としてタービン入口圧力制御方式を採用しており、主蒸気加減弁は弁上流側の圧力により通過蒸気流量を制御している。

SAFER の主蒸気流量モデルは、このタービン入口圧力制御方式による圧力制御を簡略的に模擬しており、通過蒸気流量は以下の式により計算される。

$$W_{ST} = \frac{W_{SR}}{2\Delta P_R} \left[\sqrt{G_S^2 + 4\Delta P_R (P + \Delta P_R + G_S - P_R)} - G_S \right]$$

ここで、

W_{ST}	: 主蒸気加減弁を通過する流量
W_{SR}	: 定格主蒸気流量
ΔP_R	: 定常状態での配管内圧力低下
G_S	: 圧力調整幅
P	: 過渡時の圧力
P_R	: 定格圧力

2. ABWR の圧力制御方式及び SAFER の ABWR への適用性について

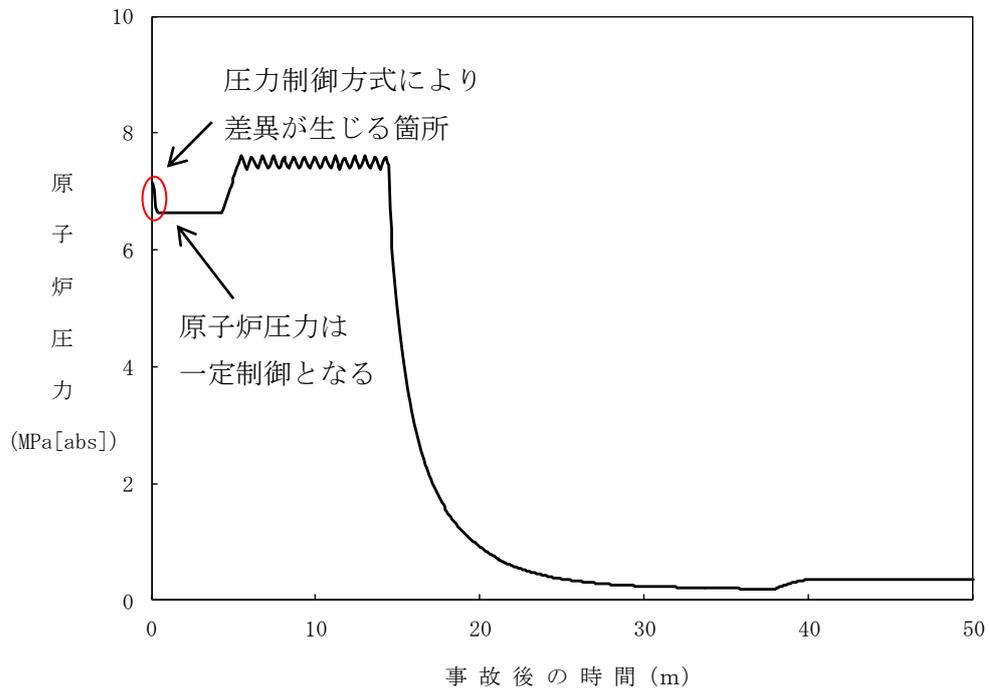
ABWR では、圧力制御方式として原子炉ドーム圧力制御方式を採用しており、主蒸気加減弁は原子炉ドーム圧力により通過蒸気流量を制御している。

原子炉スクラム後は、タービン入口圧力制御方式及び原子炉ドーム圧力制御方式によらず、主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁により圧力設定に応じた一定の原子炉圧力制御に移行することとなる。(第1図参照)

SAFER の主蒸気流量モデルは、原子炉ドーム圧力制御方式を模擬したものではないが、有効性評価においては、早期に原子炉スクラムすることから、圧力制御方式の差異は、第1図に示す一定の原子炉圧力まで低下する事象発生初期のごく短時間に現れる程度である。上記より事故後長期の冷却材インベントリ評価に対する影響は無視できる。

また、主蒸気隔離弁閉止後においては、タービン系が隔離されることから、原子炉圧力は逃がし安全弁による制御となるため圧力制御による差異は発生しない。

このことから、原子炉ドーム圧力制御方式を採用している ABWR に SAFER 解析を適用する影響は無視しうる程度と考えられる。



第1図 原子炉圧力の推移（高圧・低圧注水機能喪失の例）

7. 原子炉隔離時冷却系 (RCIC) の運転継続及び原子炉減圧の判断について

1. 事象初期の注水

RCIC は事象初期に原子炉が高圧状態でかつ交流動力電源が全て喪失した状態でも原子炉注水を可能とする重要な設備である。

事象初期に全交流動力電源喪失となった場合、あるいは、交流動力電源が生きていた場合でも LOCA のように大容量の注水を必要とする事象を除き、崩壊熱を消費しサプレッション・チェンバ・プール (S/P) への熱負荷を軽減する観点から RCIC による原子炉注水を継続する。

2. 低圧注水への移行の判断

福島事故時の福島第一3号炉の高圧注水系 (HPCI) 停止・再起動不可の反省も踏まえ、低圧注水機能の信頼性が高い*ことを確認した時点で、高圧注水 (RCIC) から低圧注水に移行するのが基本的な方針である。

*「低圧注水機能の信頼性が高い」の例: 低圧注水 2 系統が駆動源や水源も含め待機でき冗長性が確保されていること。→常設代替交流電源設備 (GTG) で駆動し復水貯蔵槽 (CSP) を水源とする低圧代替注水系 (常設) で 1 系統, 付帯するディーゼル機関で駆動し, ろ過水タンクを水源とする消火ポンプでもう 1 系統, 等。

3. 原子炉減圧のペース

原子炉減圧は, RCIC による注水で原子炉水位を維持しつつ, 主蒸気逃がし安全弁 (SRV) の 1 個ないし 2 個を使用し, S/P の熱容量の制限にかからないよう徐々に減圧する。こうすることで, 急激な減圧による原子炉冷却材の流出に伴う炉心露出を回避することができる。

4. 低圧注水の信頼性を確保できないと判断した場合

低圧注水機能の信頼性を確保できないと判断した場合には, RCIC による原子炉注水を継続する。RCIC の最長継続運転時間は, RCIC の制御に用いる蓄電池の容量から決まる 24 時間となる。RCIC で注水継続している時間内に低圧注水機能の信頼性を確保し低圧注水に移行する。

最長継続時間を超えるおそれがある場合, もしくは RCIC が機能喪失した場合には, 低圧注水機能の信頼性が高くなくても低圧注水に移行する。

5. 操作に伴うパラメータの挙動

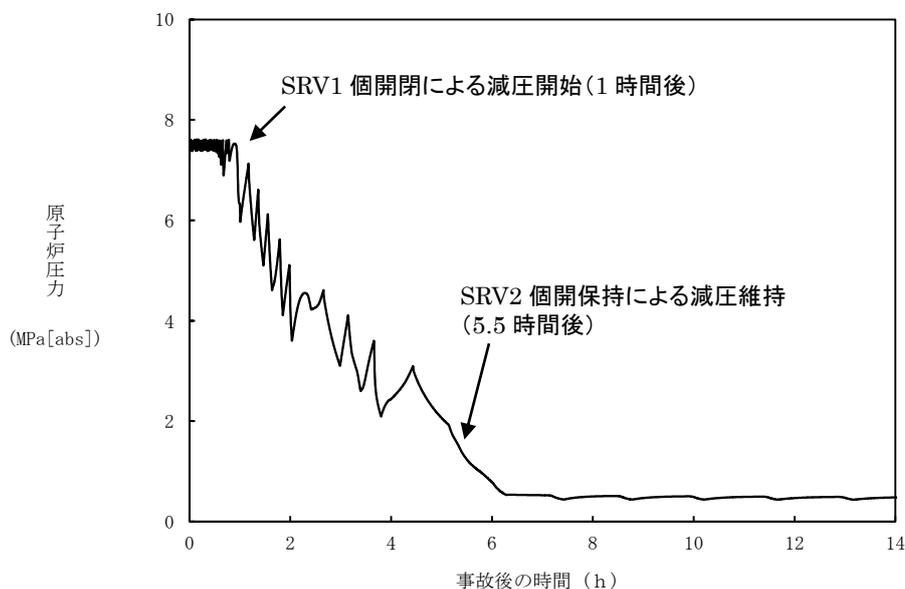
(1) 評価

○事象の流れ

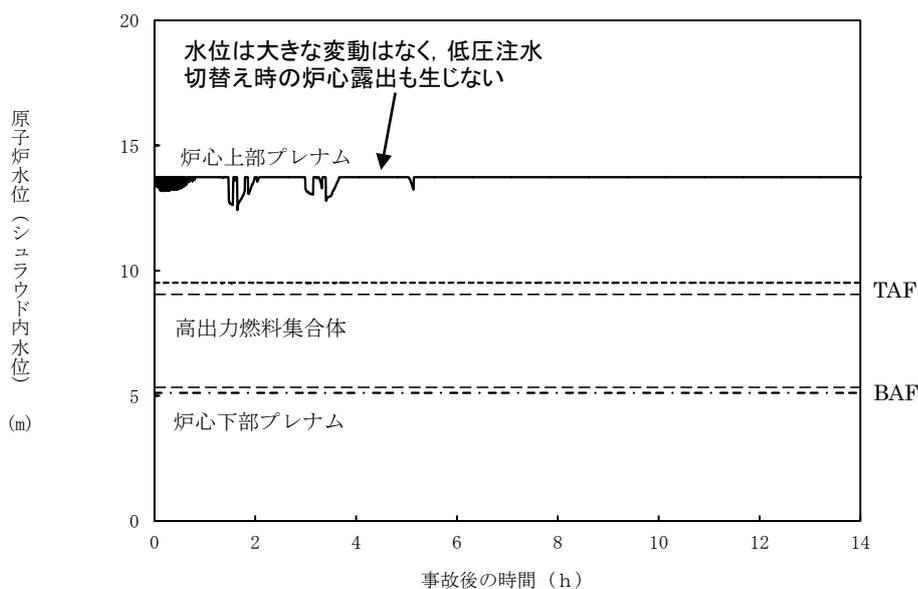
事象発生 → RCIC で注水 → 低圧注水確保 → SRV1 個を開閉し減圧 → SRV2 個を開保持 → 炉圧 1MPa 以下を維持 → 注水を MUWC2 台に切替

○結果

SRV1 個の開閉に伴う原子炉圧力の変動はあるものの(第 1-1 図), 原子炉水位は減圧に伴う変動も小さく安定的に維持されていることが確認できる(第 1-2 図)。



第 1-1 図 原子炉圧力の挙動



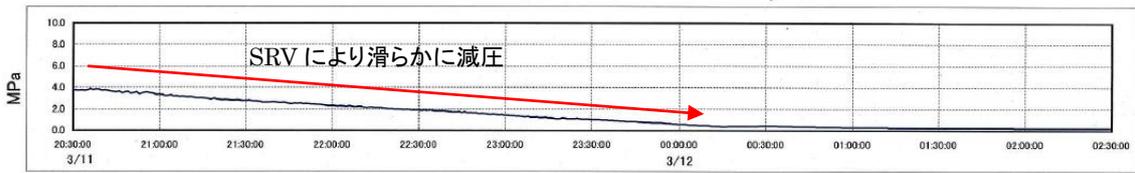
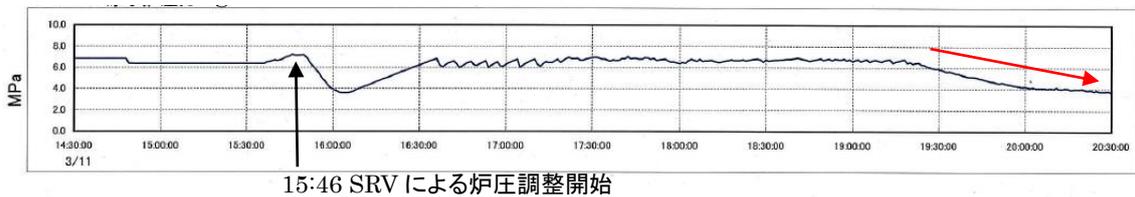
第 1-2 図 減圧時の原子炉水位(シュラウド内)の挙動

(2) 福島事故時の福島第二4号炉(2F-4)の実挙動

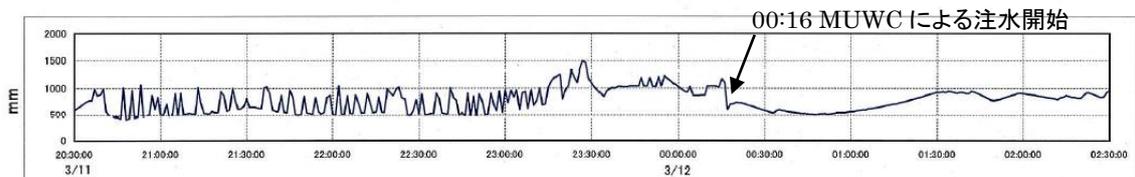
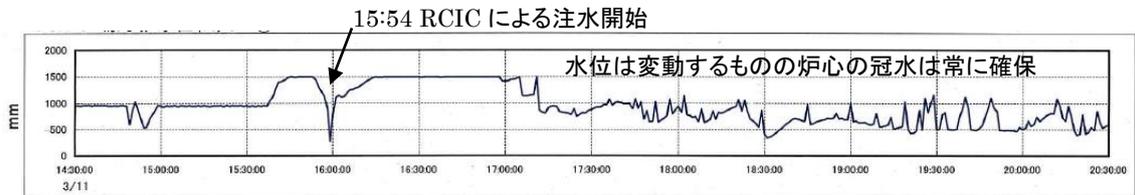
福島事故時の2F-4では、津波到達後の3月11日15時46分からSRVによる炉圧調整を開始するとともに、15時54分からRCICによる原子炉注水を開始。

SRVにより炉圧を滑らかに低減させる間に、復水補給水系(MUWC)による注水を準備し、RCICを約8時間運転させた後の3月12日00時16分にMUWCによる注水に移行した。

第2-1図に原子炉圧力の挙動、第2-2図に原子炉水位の挙動を示す。炉圧をゆっくりと下げつつ、炉心の冠水を常に維持しながらRCICからMUWCに注水を切り替えている。



第 2-1 図 原子炉圧力の挙動(2F-4)



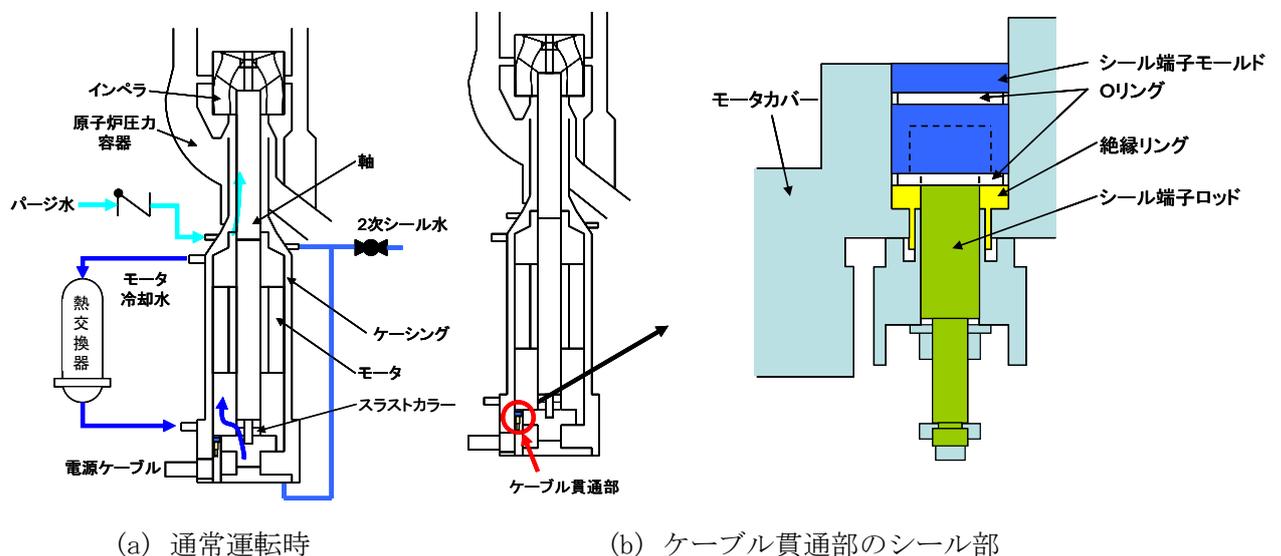
第 2-2 図 原子炉水位(狭帯域)の挙動(2F-4)

以上

8. 6/7号炉 冷却材再循環ポンプからのリークの有無について

1. 概要

冷却材再循環ポンプ（RIP）は第1図(a)に示すように、ポンプ本体及び補助系統（モータ冷却水系、パージ水系及び2次シール水系）から構成される。モータ冷却水系は、ポンプ軸に設置したスラストカラー（補助インペラ）により強制循環させた冷却水によりモータ部の冷却を行い、熱交換器を介して熱を放出する閉ループ構造となっている。パージ水系は、原子炉冷却材中の不純物（クラッド）がケーシング内に侵入するのを防ぐため、制御棒駆動系（CRD系）からパージ水を供給し、ケーシング側から原子炉压力容器側に向かう流れを作る構造となっている。なお、2次シール水系については分解点検時に使用するため、通常運転時はシール水が供給されず、閉ループが構成される。



第1図 冷却材再循環ポンプ

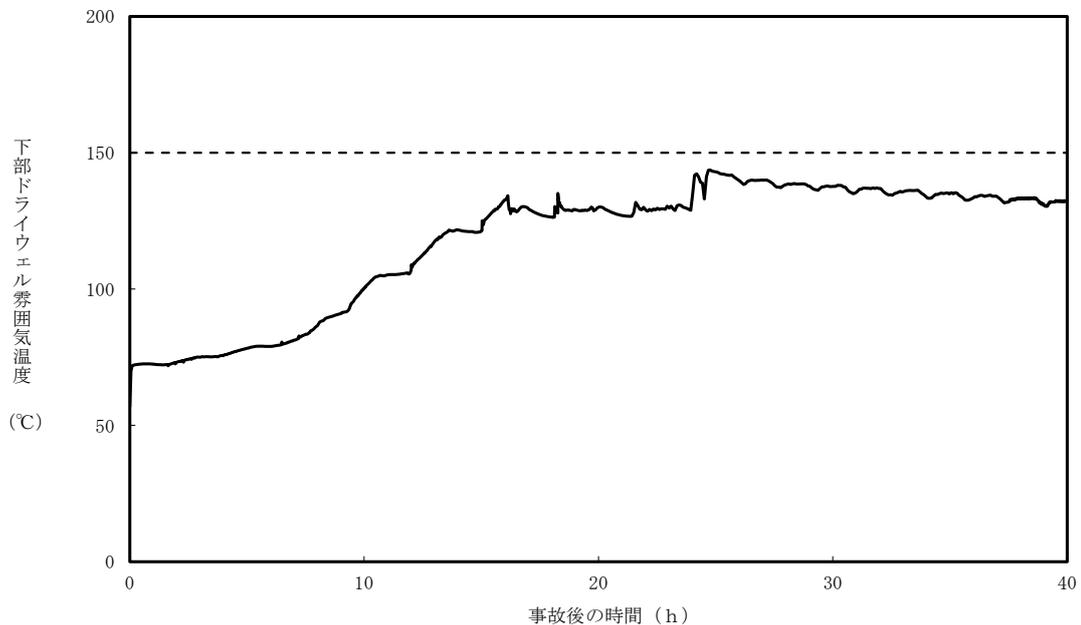
冷却材再循環ポンプとCRD系が停止し、モータ冷却水とパージ水が喪失した場合、モータ冷却水系と2次シール水系は閉ループで構成されていること、またパージ水系についても逆止弁があることから、これらの補助系統から原子炉冷却材が漏えいすることはない。

一方、第1図(b)に示すケーブル貫通部は、原子炉冷却材温度の影響は受けにくいものの、周辺温度である下部ドライウェル雰囲気温度の影響を受け易く、下部ドライウェル雰囲気温度の上昇により、ケーブル貫通部のシール機能が維持できず原子炉冷却材が漏えいする可能性がある。

以上から、炉心損傷防止の重要事故シナリオの中で下部ドライウェル雰囲気温度が最も高くなる「全交流動力電源喪失」について、原子炉冷却材再循環ポンプのケーブル貫通部からの漏えいの発生有無の評価を行った。

2. ケーブル貫通部からの漏えいの発生有無の評価

全交流動力電源喪失時の下部ドライウエル雰囲気温度の解析結果を第2図に示す。



第2図 全交流動力電源喪失時の下部ドライウエル雰囲気温度

下部ドライウエル雰囲気温度は最大で145°C程度である。このことから、ケーブル貫通部のシール部温度についても周辺温度である下部ドライウエル雰囲気温度以上の温度になるとは考えられず、最大でも145°C程度となると考えられる。

一方、ケーブル貫通部のシール部には、第1表の部品及び材料が使われている。

第1表 冷却材再循環ポンプのケーブル貫通部の部品及び許容温度

部品	材料	許容温度
シール端子モールド	硬質ゴム	約 70 [°C]
シール端子ロッド絶縁部 ／絶縁リング	FRP (繊維強化プラスチック)	約 150 [°C]

ケーブル貫通部のシール部材の許容温度はそれぞれ約 70°C、約 150°Cとなっており、シール端子モールド及びそれに取り付く O リングについてはシール機能を維持できないが、シール端子ロッド絶縁部及び絶縁リングについてはシール機能を維持できると考えられる。

以上から、下部ドライウエル雰囲気温度が最も高くなる全交流動力電源喪失時でも、ケーブル貫通部のシール機能は維持され、有意な原子炉冷却材の漏えいが発生することはないと考えられる。

9. 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）における平均出力燃料集合体での燃料被覆管最高温度の代表性について

1. 燃料集合体初期出力の燃料被覆管最高温度への影響の整理

崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）において、平均出力燃料集合体で燃料被覆管最高温度が発生する理由は、以下のように整理できる。

- ・ 注水設備の観点からは、本事故シーケンスでは高圧注水系（原子炉隔離時冷却系）と低圧注水系（低圧代替注水系（常設））を用いた原子炉注水を行うため、広範囲の原子炉圧力において注水がなされることにより、高出力燃料集合体が過度に露出することはない。平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体は、上下プレナム間差圧が均等になるよう集合体入口流量が配分されるため、燃料集合体初期出力が高く、発生するボイドの割合が大きい高出力燃料集合体では、二相水位としては高めとなり、燃料被覆管温度の上昇が抑制される。
- ・ 崩壊熱の観点からは、本事故シーケンスは事故後時間が経過しているため崩壊熱が十分低下しており、平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体の燃料棒1本当たりの出力の差（絶対値）は、事故直後に比べて小さくなり、温度上昇率の差が小さくなる。このため、二相水位が低いことにより炉心露出期間が長くなる平均出力燃料集合体における燃料被覆管温度が高くなる傾向となる。

2. 燃料集合体初期出力に対する燃料被覆管最高温度の感度解析

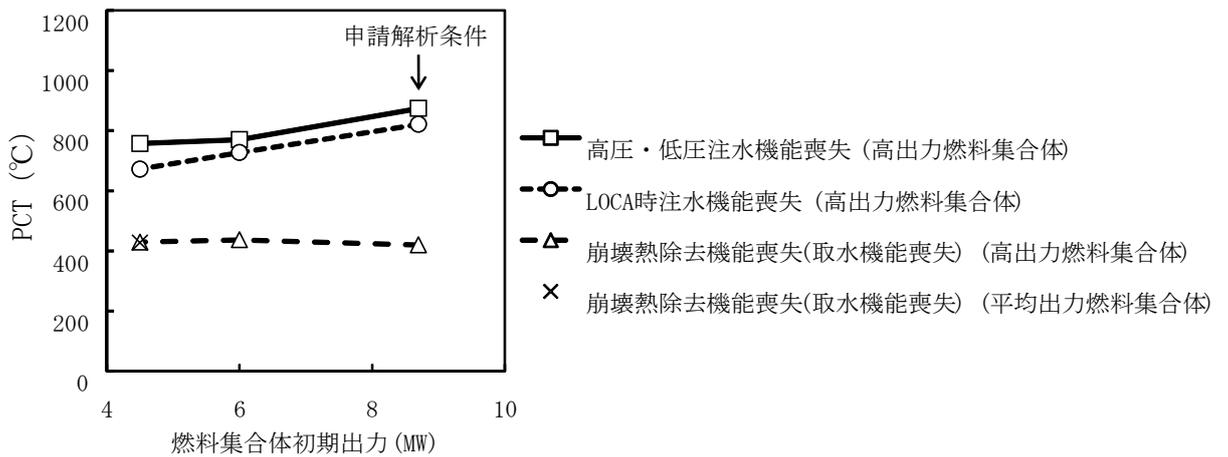
燃料集合体初期出力の燃料被覆管最高温度への影響を確認するため、第1表に示すとおり、代表的な事故シーケンスについて、高出力燃料集合体の初期出力を変化させた場合の燃料被覆管最高温度に関する感度解析を実施した。

第1図に、燃料集合体初期出力と燃料被覆管最高温度の関係を示す。高圧・低圧注水機能喪失及びLOCA時注水機能喪失では、ベースケースでの高出力燃料集合体初期出力の場合において燃料被覆管最高温度が最も高くなり、崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）では、いずれの高出力燃料集合体初期出力の場合においても、ほぼ同等の燃料被覆管最高温度となっている。

以上から、崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）において、不確かさを考慮すれば、平均出力燃料集合体の燃料被覆管最高温度を代表としても問題とならない。

第1表 解析ケース

事故シーケンス	初期出力（高出力燃料集合体）	
	高圧・低圧注水機能喪失	約 9MW
約 6MW		申請解析と平均出力燃料集合体初期出力の中間
約 4.5MW		平均出力燃料集合体初期出力と同じ
LOCA 時注水機能喪失	約 9MW	申請解析条件
	約 6MW	申請解析と平均出力燃料集合体初期出力の中間
	約 4.5MW	平均出力燃料集合体初期出力と同じ
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合)	約 9MW	申請解析条件
	約 6MW	申請解析と平均出力燃料集合体初期出力の中間
	約 4.5MW	平均出力燃料集合体初期出力と同じ



第1図 燃料集合体初期出力に対する燃料被覆管最高温度（PCT）の感度解析結果

10. 非常用ディーゼル発電機が起動成功した場合の影響について (崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合))

1.はじめに

有効性評価の崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合)シナリオにおいては、外部電源の喪失に加え、取水機能喪失により非常用ディーゼル発電機(以下「D/G」という。)の冷却水の冷却手段が喪失することから、全交流動力電源喪失を想定している。実際には、冷却水の冷却手段を喪失した状態でも、D/G は起動可能であり、一定時間の電源供給が行われると考えられる。ここでは、これによる影響について考察する。

2.非常用ディーゼル発電機による給電の影響について

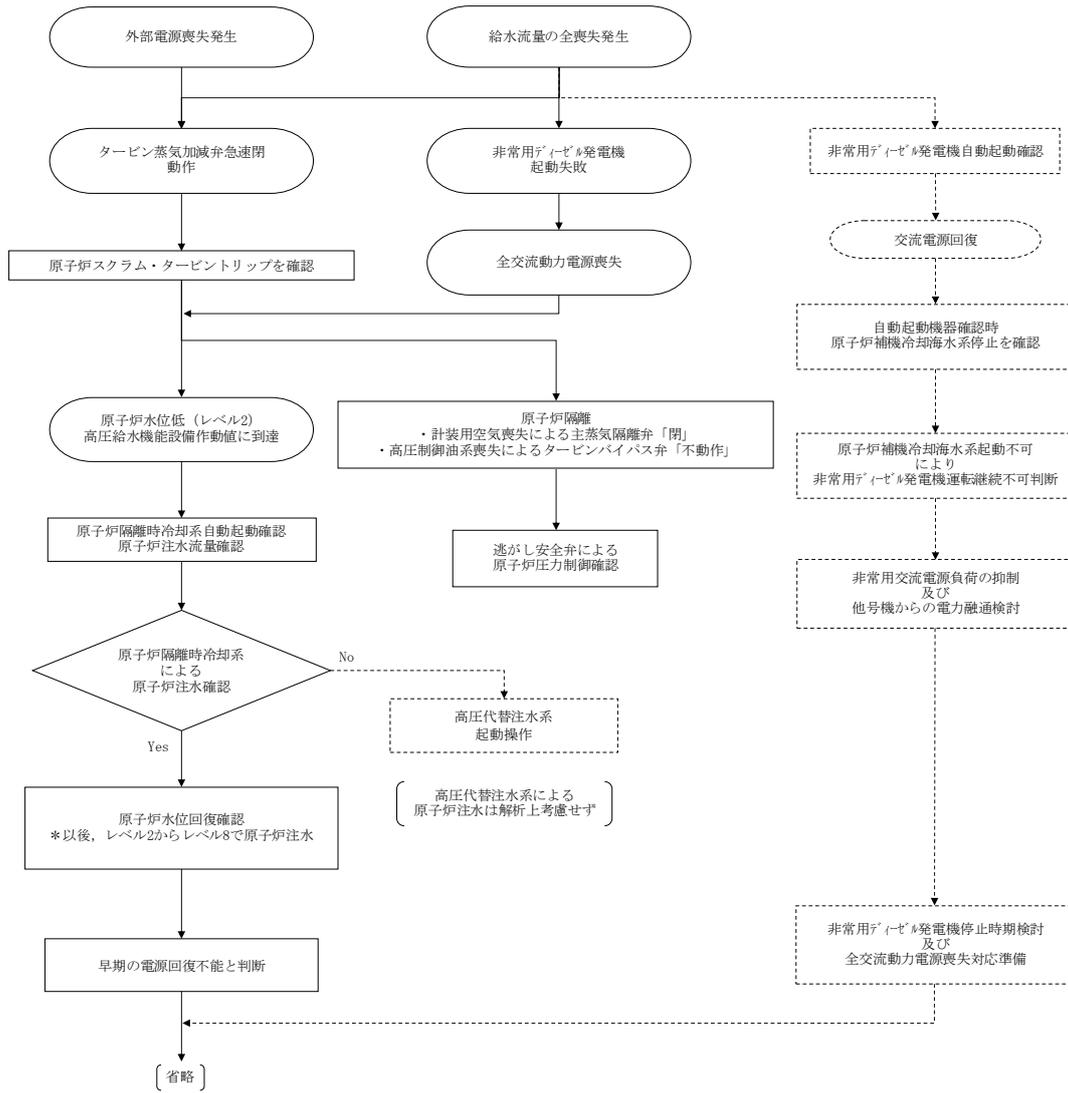
第1図に、冷却水の冷却手段を喪失したD/Gの起動(外部電源なし)を考慮した対応手順の概要を示す。

取水機能喪失により冷却水の冷却手段が喪失した状態で、D/Gが起動することで、全交流動力電源喪失は回避される。しかし、この際も逃がし安全弁の動作の影響や崩壊熱による原子炉冷却材の蒸発により、原子炉水位は低下する。原子炉水位が原子炉水位低(レベル2)に到達した時点で原子炉隔離時冷却系による原子炉注水が開始され、原子炉水位の維持が行われる。

この時、D/Gは、冷却水の冷却手段を喪失しているため、運転継続によって、冷却水及び潤滑油温度が上昇し、その運転が不可能になることが想定される。このため、D/Gによる電源供給は可能であるものの、早期の電源回復不能と判断し、常設代替交流電源設備及び低圧代替注水系(常設)の起動準備を開始する。その後、D/Gを停止し、全交流動力電源喪失に至った時点で、常設代替交流電源設備からの電源供給を開始し、逃がし安全弁による原子炉減圧及び低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を行う。D/Gを停止するまでの対応は、中央制御室のみで実施可能であり、要員の配置に与える影響はなく、また、その後の対応手順は、全交流動力電源喪失を最初から想定した場合と同様である。なお、D/Gが起動することによって、待機中の機器(原子炉補機冷却系など)が自動起動するが、プラントに悪影響を及ぼすものではない。

3.まとめ

取水機能が喪失し、冷却水の冷却手段が喪失した場合もD/Gの起動は可能である。この場合、冷却水の冷却手段がないことによりD/Gを停止するまで、給電が行われ、全交流動力電源喪失に至る時間が延長されるのみであり、対応手順に影響は及ぼさない。



第1図 冷却水が喪失したD/Gが起動した時の対応手順の概要(抜粋)
(崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合))

11.原子炉注水手段がない場合の原子炉減圧の考え方について

炉心損傷後、原子炉へ注水できない場合には、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(燃料域水位計)で原子炉水位が「有効燃料棒底部(BAF)+燃料棒有効長さの10%高い位置」を下回った場合に逃がし安全弁(SRV) 2個で原子炉の減圧を実施する手順としている。

原子炉減圧を実施する水位および弁数は、以下の評価結果をもとに決定している。

(1) 原子炉減圧のタイミングについて

原子炉へ注水できない場合の原子炉減圧のタイミングを決定するため、原子炉水位が「原子炉水位低(レベル1)」に到達してから10分、20分、30分、40分、50分、60分後のそれぞれのタイミングで原子炉を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。

ここでの原子炉減圧は、SRV8個(自動減圧機能付逃がし安全弁全弁)によって実施されるものとした。

評価結果を第1表に示す。水素の積算発生量については、50分後と60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、原子炉水位低(レベル1)から40分後までに原子炉減圧を実施する必要があると判断した。

なお、表1のSRV8個での10分、20分、30分、40分のタイミングでの原子炉減圧の結果からは、原子炉減圧のタイミングを遅くすることで水素発生量が減少している。しかしながら、第2表のSRV2個及び1個で原子炉減圧する場合を見ると、原子炉減圧のタイミングを遅くしても、水素発生量は減少せず、10分、20分、30分、40分で増減(ばらつき)を示している。第2表のSRV2個及び1個で原子炉減圧する場合の評価結果を踏まえると、第1表のSRV8個での評価結果もばらつきが表れた結果であり、顕著な傾向を示したものは無いと考える。しかしながら、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ばらつきは本結論に影響を与えるものではない。

(2) 原子炉減圧の弁数について

原子炉減圧の際に開放する弁数を決定するため、原子炉水位低(レベル1)到達から10～40分後に、SRV1個、2個、8個で原子炉減圧した場合のそれぞれについて、水素発生量と燃料被覆管の荷重を評価した。

評価結果を第2表に示す。水素発生量は、逃がし安全弁1個で原子炉減圧した場合以外は、ほぼ同等となった。原子炉減圧時の炉内蒸気流量の観点では、SRV8個で原子炉減圧した場合よりも、逃がし安全弁2個で原子炉減圧した場合の方が流量が少ないことが

ら、被覆管に対する負荷が小さいものとする。

原子炉減圧完了までの時間については、第 1 図に示す通り、弁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、原子炉減圧の際に開放する弁数は SRV2 個とした。

(3) 原子炉減圧を実施する水位について

(1)の評価結果から、原子炉の減圧を原子炉水位低(レベル 1)到達から 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及び、(2)の評価結果から、原子炉の減圧を原子炉水位低(レベル 1)到達から 10~40 分後に実施する場合には、原子炉減圧実施時間に応じた水素の積算発生量に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、原子炉減圧は水位低(レベル 1)から 40 分後に実施するものとし、判断基準としてはこれ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+10%程度であるため、これを原子炉減圧実施の水位とした。

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)^[1]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定めているものであり、妥当であるとする。

(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(燃料域水位計)によって確認する。原子炉水位が BAF+10%に到達する時点(事象発生から約 1.4 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 80 °C であることから、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。

以上

[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
(SRV8個で原子炉減圧した場合)

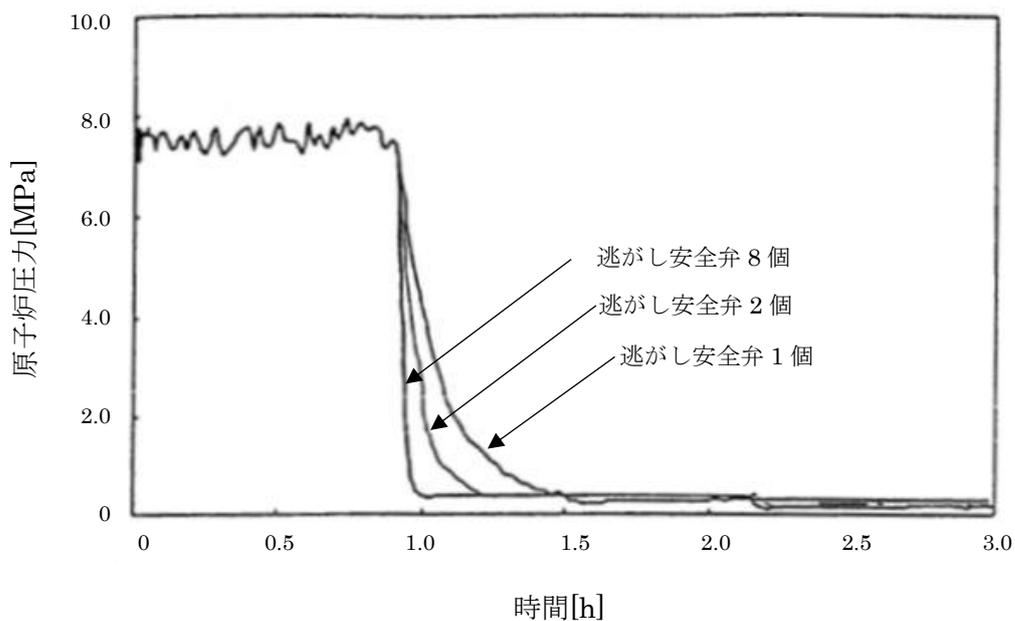
原子炉水位低(レベル1) 到達後の時間遅れ	10分	20分	30分	40分	50分	60分
水素発生量[kg]	370	270	220	180	270	820*

※ 原子炉水位の低下に伴う燃料棒の過熱により、原子炉水位低(レベル1)到達後50分を過ぎたタイミングで原子炉を減圧すると、ジルコニウム-水反応による水素発生量が著しく増加する。(「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」におけるジルコニウム-水反応による水素発生量は約1400kg)

第2表 原子炉減圧時の弁数に関する評価結果

原子炉減圧時の弁数	原子炉水位低(レベル1) 到達後の時間遅れ	水素発生量[kg]	被覆管への荷重*
SRV8個	10分	370	100
	20分	270	270
	30分	220	210
	40分	180	220
SRV2個	10分	360	90
	20分	400	140
	30分	280	80
	40分	400	70
SRV1個	10分	560	70
	20分	640	60
	30分	510	50
	40分	620	60

※ 原子炉減圧時の最大炉内蒸気流量[kg/s]



第1図 原子炉減圧時の原子炉圧力の推移

12. エントレインメントの影響について

1. はじめに

有効性評価シナリオにおいて、最もサプレッション・チェンバ・プール水位が上昇するシナリオは、格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）シナリオであり、原子炉注水、格納容器スプレイを継続した場合、サプレッション・チェンバ・プール水位は上昇し、格納容器ベント実施後に、サプレッション・チェンバ・プール水位は最も高くなる。

ここでは、上記状態におけるエントレインメントの影響について評価する。

2. エントレインメントの影響

サプレッション・チェンバのプール水が飽和温度となっている状態で、サプレッション・チェンバからの格納容器ベントを実施すると、サプレッション・チェンバ内の気体が排出されるため、ドライウェルに蓄水していた水やベント管内の水がサプレッション・チェンバへ流入し、真空破壊装置近辺であったサプレッション・チェンバ・プール水位が約 16.3m まで上昇する（第1図参照）。

このとき、以下に示すように、サプレッション・チェンバのプール水が全て減圧沸騰するという保守的な仮定により水位上昇を評価すると、サプレッション・チェンバ・プール水位は約 0.7m 上昇し、約 17.0m となる。サプレッション・チェンバのベントライン下端高さは約 17.2m であるため、エントレインメントは回避できると考えられる。

なお、現実的にはサプレッション・チェンバ・プールの下部には水頭圧がかかるため全体が減圧沸騰することはないことから、サプレッション・チェンバ・プール水位は約 17.0m より低くなると考えられる。

また、サプレッション・チェンバのプール水面の飛沫が、格納容器ベント時に同伴してベント配管内に取り込まれたとしても、配管内に滞留水が形成されない構造の設計としているため、ベントラインが閉塞することはない。

<サプレッション・チェンバ・プール水位上昇評価>

減圧沸騰時のボイド率からサプレッション・チェンバ・プール水位の上昇分を求める。

サプレッション・チェンバのプール水中で一様な蒸気発生がある場合の平均ボイド率は、ドリフトフラックスモデルから以下の計算により求める。

$$\alpha = \frac{jg}{vg + jg \times Co}$$

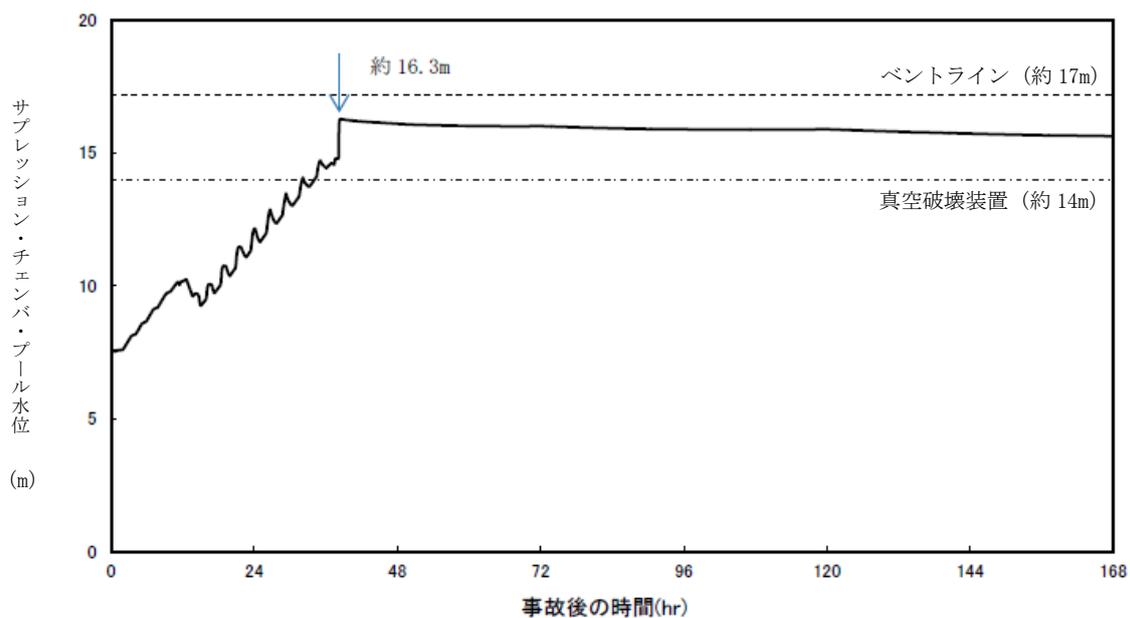
jg : サプレッション・チェンバのプール表面での見かけ蒸気速度 ($9.42 \times 10^{-3} \text{m/s}$)

vg : ドリフト速度 (0.227m/s)

Co : 分布定数 (1.0)

よって、平均ボイド率 α を求めると約0.040となる。

以上より、減圧沸騰によりサプレッション・チェンバのプール水は約4.0%体積膨張する。
格納容器ベント時のサプレッション・チェンバ・プール水位は約16.3mに対して、減圧沸騰により水位は約0.7m上昇し、約17.0mとなる。



第1図 サプレッション・チェンバ・プールの水位変化
(格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用しない場合))

以上

13. 復水補給水系 (MUWC) の機能分散について

1. 復水補給水系 (MUWC) の機能

MUWC は以下の 4 つの機能に期待している。

○深層防護の 3 層 (著しい炉心損傷の防止)

- ・原子炉水位を維持し炉心損傷を防止するための低圧代替注水機能

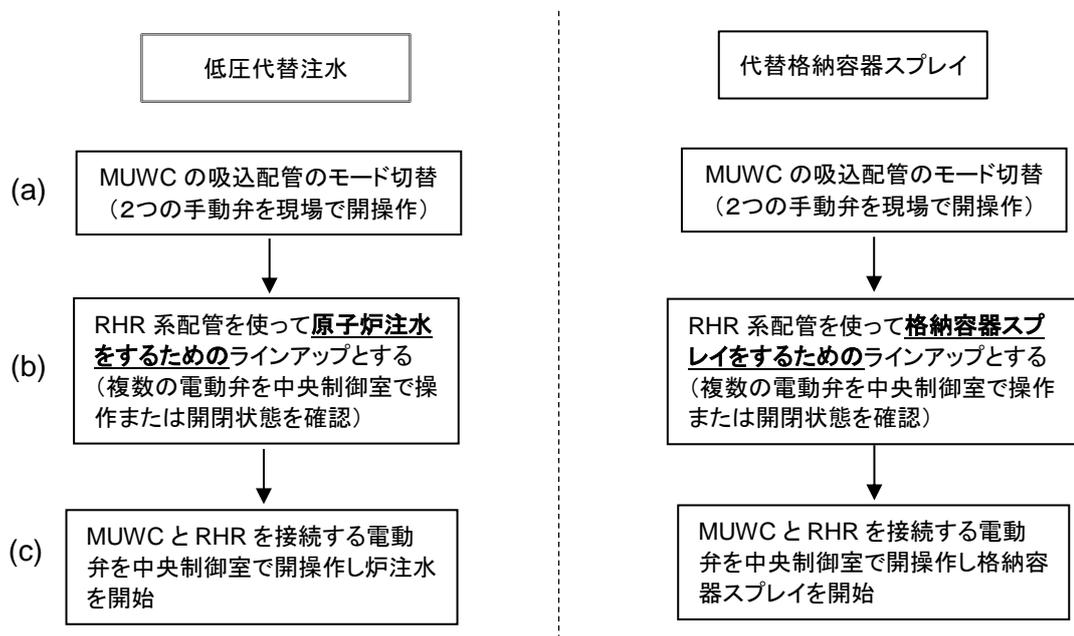
○深層防護の 4 層 (原子炉格納容器の損傷防止策)

- ・格納容器の過圧・過温破損防止のための代替格納容器スプレイ機能
- ・格納容器の過圧・過温破損防止のための代替循環冷却機能
- ・原子炉格納容器内での損傷炉心の冷却のための格納容器下部注水機能

2. MUWC の操作の容易さ

(1) 低圧代替注水と代替格納容器スプレイそれぞれの単独操作

第 1 図に MUWC による低圧代替注水, 代替格納容器スプレイの基本的な操作の流れを示す。現場操作が生じるのは注水前の吸込配管の操作のみである ((a) のステップ)。また, それぞれの操作の相違点は, 中央制御室におけるラインアップのみである ((b) のステップ)。このようにそれぞれについて特段困難な操作はない。



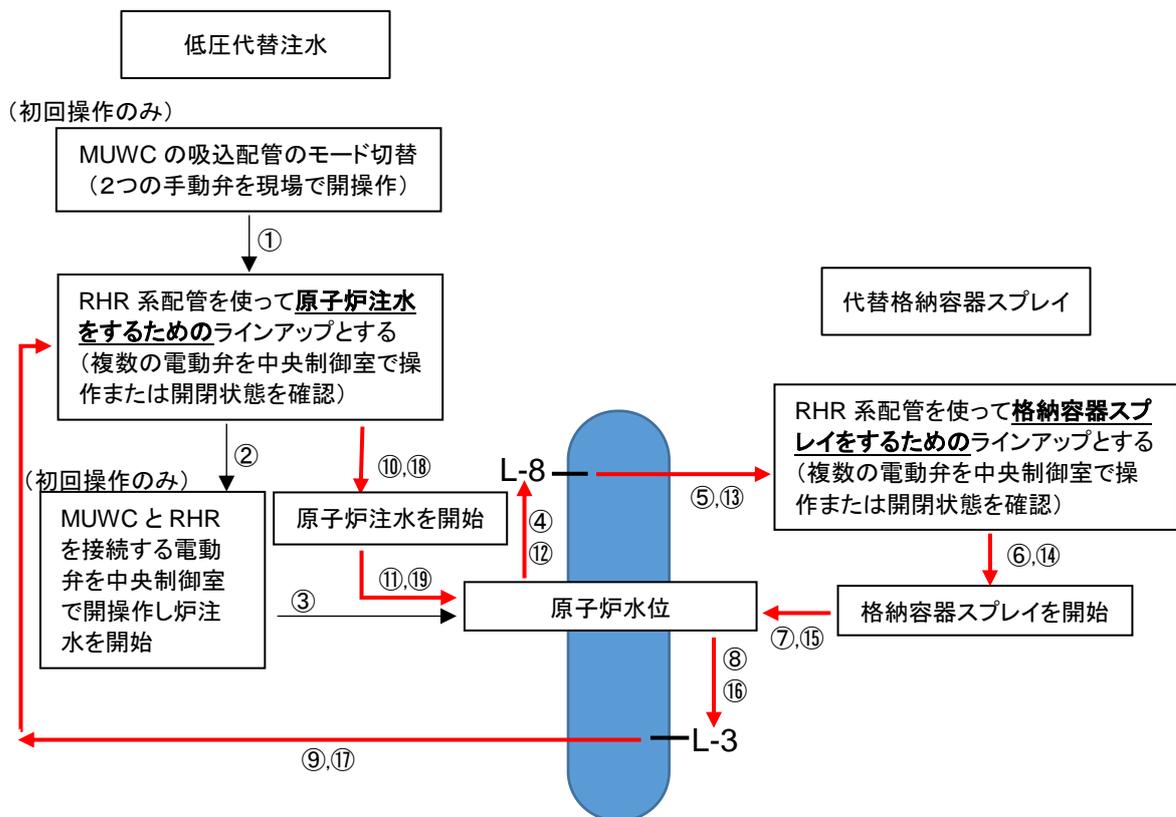
第 1 図 低圧代替注水, 代替格納容器スプレイそれぞれの単独操作

(2) 低圧代替注水を開始し途中から代替格納容器スプレイとスイッチングする操作

スイッチング操作は有効性評価でクレジットをとっており, 例えば高圧・低圧注水機

能喪失のシナリオでは、原子炉水位が原子炉水位高（レベル8）になったら低圧代替注水から代替格納容器スプレイに切替え、原子炉水位低（レベル3）になったら代替格納容器スプレイから低圧代替注水に切り替える。

スイッチングの操作は、原子炉水位を媒介にして原子炉水位高（レベル8）と原子炉水位低（レベル3）で原子炉注水のラインに水を導くラインアップと格納容器スプレイに水を導くラインアップを、中央制御室での弁操作で切り替えるのみである（第2図の赤線で示した閉ループ）。操作自体は（1）の単独操作の繰り返しであり特段の困難はない。なお、復水補給水系にはミニマムフローラインがあることから、ポンプが締め切り運転となることはない。



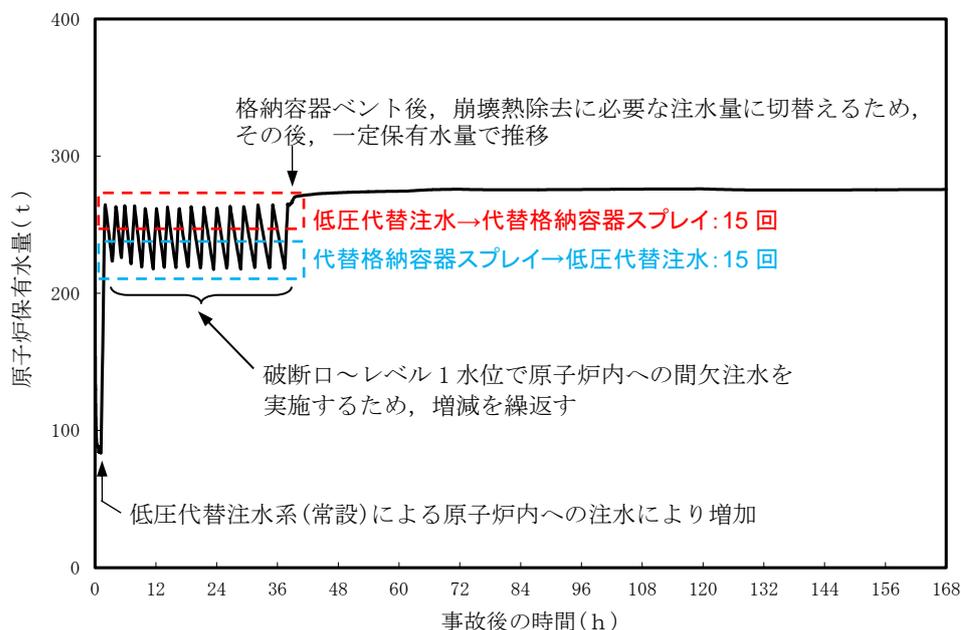
第2図 低圧代替注水の途中で代替格納容器スプレイとスイッチングをする操作

次に、低圧代替注水と代替格納容器スプレイのスイッチングの頻度について、事象進展が早い大破断 LOCA（格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合））で確認する。

大破断 LOCA では、事象発生後約 70 分後に低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始し、事象発生から約 2 時間後に炉心が再冠水した後は、原子炉水位を破断口～原子炉水位低（レベル 1）に維持する。原子炉水位が破断口に到達したら代替格納容器スプレイにスイッチする。

このスイッチングは、事象発生から約 38 時間後に格納容器ベントをするまでの約 36

時間の中に 30 回行う（第 3 図）。頻度は約 1.2 時間に 1 回となり運転員の負担も小さく、運転員訓練にもこのスイッチングが取り込まれていることから、運転員に過度な負担が生じるものではないと考える。



第 3 図 大破断 LOCA における低圧代替注水と代替格納容器スプレイのスイッチング

以上から、MUWC を用いた低圧代替注水と代替格納容器スプレイの操作に複雑さやスイッチング頻度が多いことが理由で所定の機能が達成されないおそれは非常に小さいと考える。

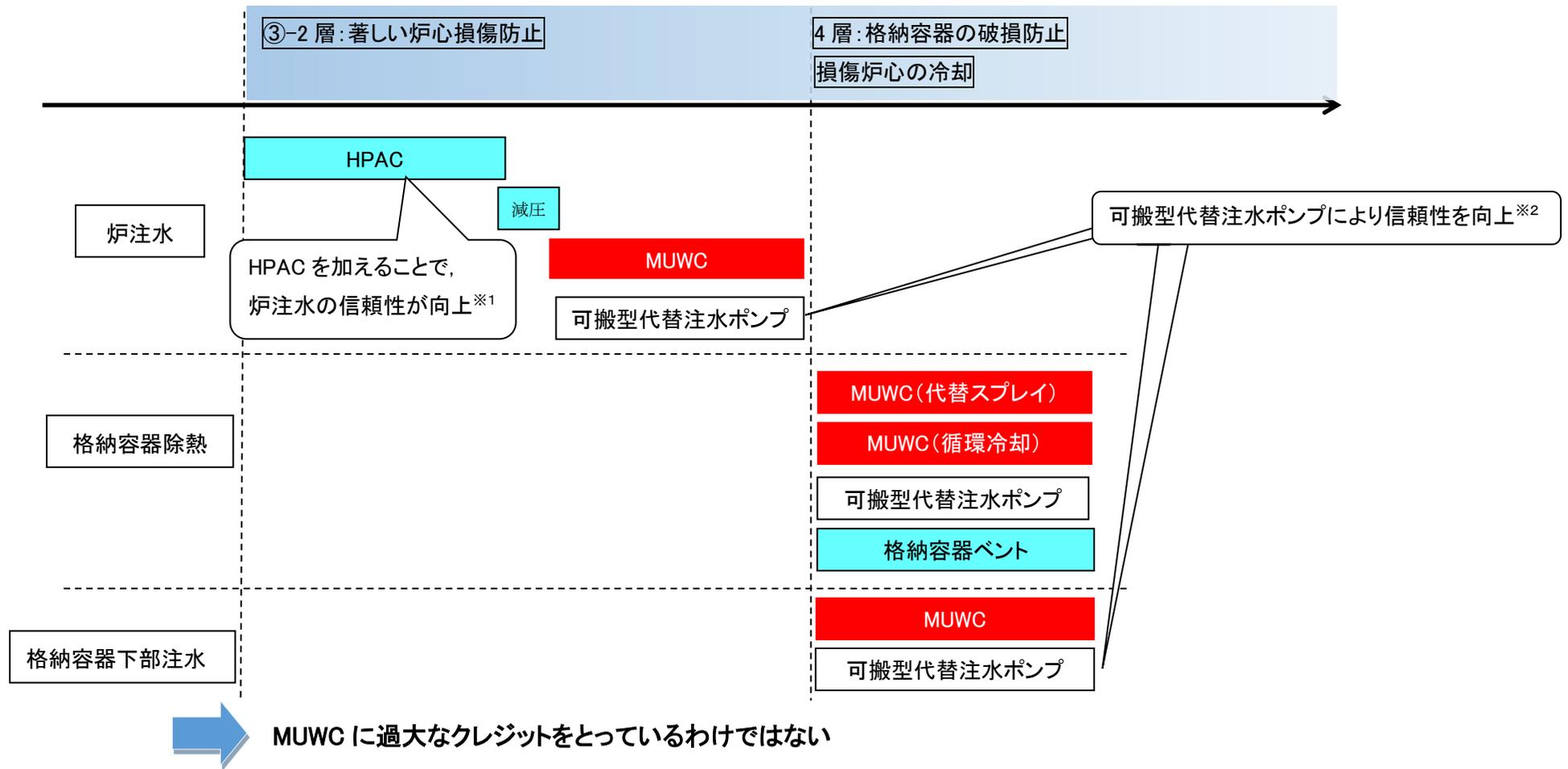
3. 機能分散について

2. で述べたように、MUWC の機能を重畳して用いるのは低圧代替注水と代替格納容器スプレイであるが、これらのスイッチングが原因で機能喪失するおそれは小さい。

また、MUWC 自体は 3 台のポンプを有していることに加え、3 層の原子炉压力容器注水機能を構成するものとしては、MUWC の他にも高圧代替注水系 (HPAC) や可搬型代替注水ポンプを有している。4 層の格納容器の破損防止機能としては、代替循環冷却、格納容器ベント、代替原子炉補機冷却系、可搬型代替注水ポンプを有している。このように各機能について冗長性をもたせる形で機能分散を図っている（第 4 図）。

以上から、MUWC は、低圧代替注水、代替格納容器スプレイ、格納容器下部注水系の機能を持っているが、各機能を適切に切替えることが可能であり、機能分散も図っている。

以 上



※1 : TQUV, TW (LUHS, RHR 機能喪失) 等の原子炉冷却材圧力バウンダリの喪失 (LOCA 等) を除く事故に対して初期炉心冠水維持が可能

※2 : フェーズドアプローチに基づき, 原則として事故発生 12 時間までは恒設設備での対応とし, 可搬型設備はアクセス性等を考慮し, 12 時間以降に期待できると整理している

第4図 ③-2層, 4層における注水等に期待する設備

14. 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）時において代替循環冷却系を使用しない場合における格納容器圧力逃がし装置からの Cs-137 放出量評価について”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の液相部に移行する。MAAP 解析により得られた原子炉格納容器内の液相部中の CsI 及び CsOH の存在割合の時間推移を図 1 に、サプレッション・プール水温の時間推移を図 2 に示す。

図 1 より、原子炉格納容器の壁面等に沈着した核分裂生成物が格納容器スプレイによって洗い流される効果や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、図 2 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部分の 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。

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

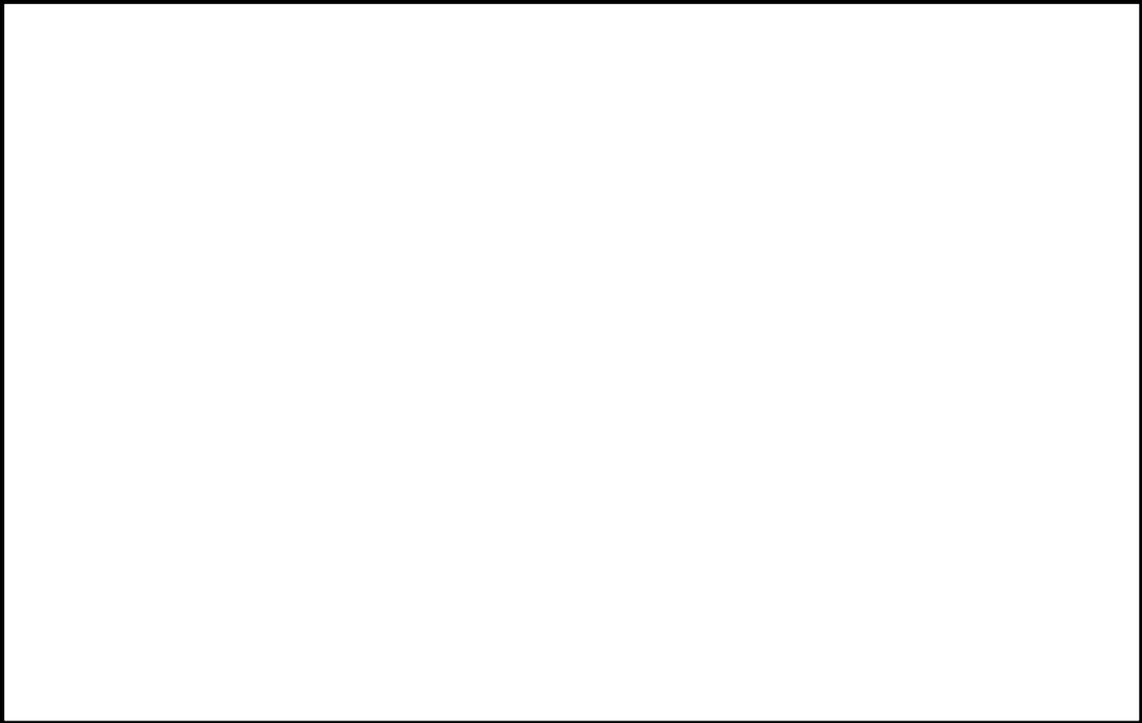


図1 原子炉格納容器内の液相部中の存在割合

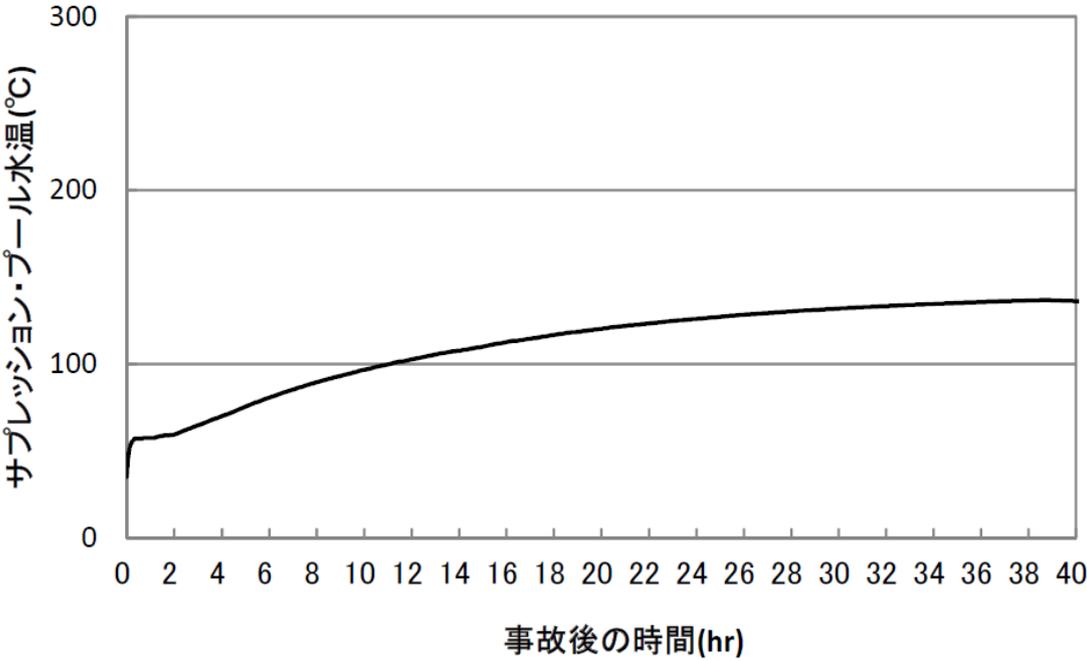


図2 サプレッション・プール水温

2. 沸騰時のスクラビング効果

沸騰後においても少量のエアロゾ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。

(1) 試験の概要

試験装置は直径約 1m、高さ 5m の図 3 に示す円筒状容器であり、表 1 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。

(2) 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図 4 に示す。図 4 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 3m）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。

表 1 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

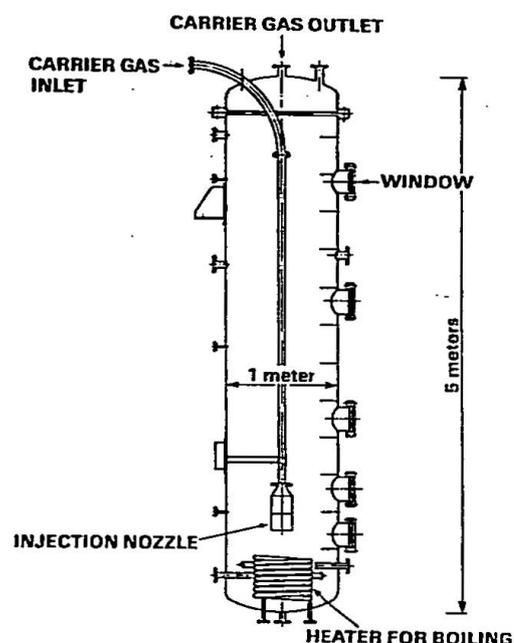


図 3 試験装置の概要

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

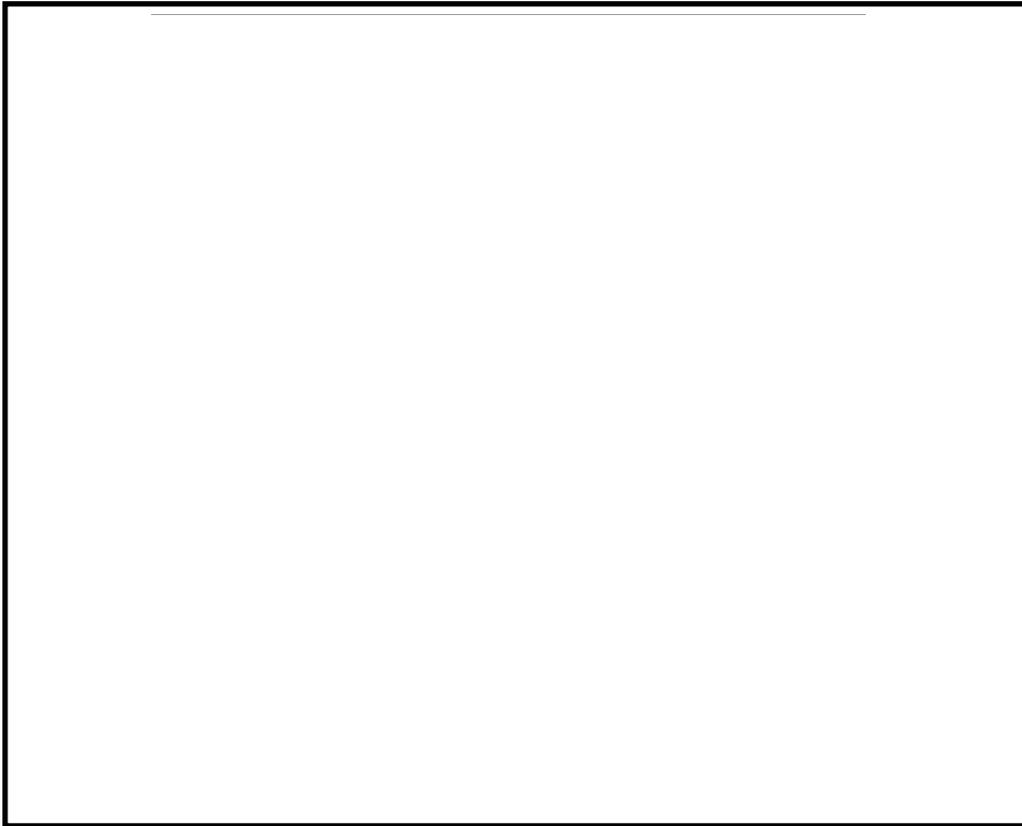


図4 エアロゾル粒子に対するスクラビング効果

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

15. 再循環流量制御系の運転モードによる評価結果への影響

1. はじめに

原子炉停止機能喪失の有効性評価においては、再循環流量制御系について自動運転モードを想定している。これは、通常運転時、再循環流量制御系は自動運転モードであり、手動運転モードに変更するのは、原子炉出力が変化するようなサーベイランス実施時(1 サイクルでの合計で数十時間程度)、燃料漏えいに伴う出力調整を目的としたコーストダウン運転時等、限られた状況であることを考慮したものである。

ここでは、再循環流量制御系について手動運転モードを想定した場合の影響を確認するため、感度解析を実施した。

2. 評価条件

再循環流量制御系の運転モード以外の条件は今回の申請において示した解析ケース（以下、「ベースケース」という。）における評価条件と同じである。

3. 評価結果

評価結果を図 1 から図 12 に示す。評価結果のまとめを表 1 に示す。

再循環流量制御系を手動運転モードにすることにより、4 台の再循環ポンプトリップ後の炉心流量増加による原子炉出力上昇が生じないため、原子炉圧力は主蒸気隔離弁の閉止による上昇後、逃がし安全弁の開動作により低下する。これにより原子炉冷却材圧力バウンダリの圧力の最大値は低めになる。また、ベースケースにおいて炉心流量の低下に伴い出力が低下してくる約 30 秒後以降、手動モードの場合は炉心流量が減少しないため原子炉出力も低下せず、発生蒸気が多く原子炉水位がより早く低下する。その結果、原子炉水位は約 55 秒で L2 に到達し、6 台の再循環ポンプがトリップして自然循環状態に移行する。炉心流量が自然循環状態となるため、給水加熱喪失状態における原子炉出力上昇割合は低下し、発生する蒸気が少なくなり、給水流量が上限値まで達しない状態で運転されることから、復水器水位低で電動駆動給水ポンプがトリップするタイミングが遅くなる。

燃料被覆管温度及び燃料被覆管酸化量については、ベースケースと比べると、給水加熱喪失時に再循環ポンプが全台トリップしているため炉心流量が低く、軸方向出力の高い 13 ノードまで沸騰遷移状態が長く継続するため、燃料被覆管温度は高めに推移する結果となるが、判断基準である 1200℃を下回っている。また、事象発生による燃料被覆管酸化量は 4% 以下となり、判断基準である酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの 15% 以下を下回っている。

以上

表1 再循環流量制御系を手動モードとした場合の判断基準への影響

項目	解析結果		判断基準
	感度解析	ベースケース	
再循環流量制御系	手動モード	自動モード	—
燃料被覆管最高温度(°C)	約 1180	約 1060	1200°C以下
燃料被覆管の酸化量	4%以下	2%以下	酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約 8.93	約 9.08	10.34 MPa[gage](最高使用圧力の1.2倍)を下回る
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約0.19	約0.19	0.62 MPa[gage](限界圧力)を下回る
原子炉格納容器バウンダリの温度(サプレッション・チェンバ・プール水温(°C))	約113	約113	200°C(限界温度)を下回る

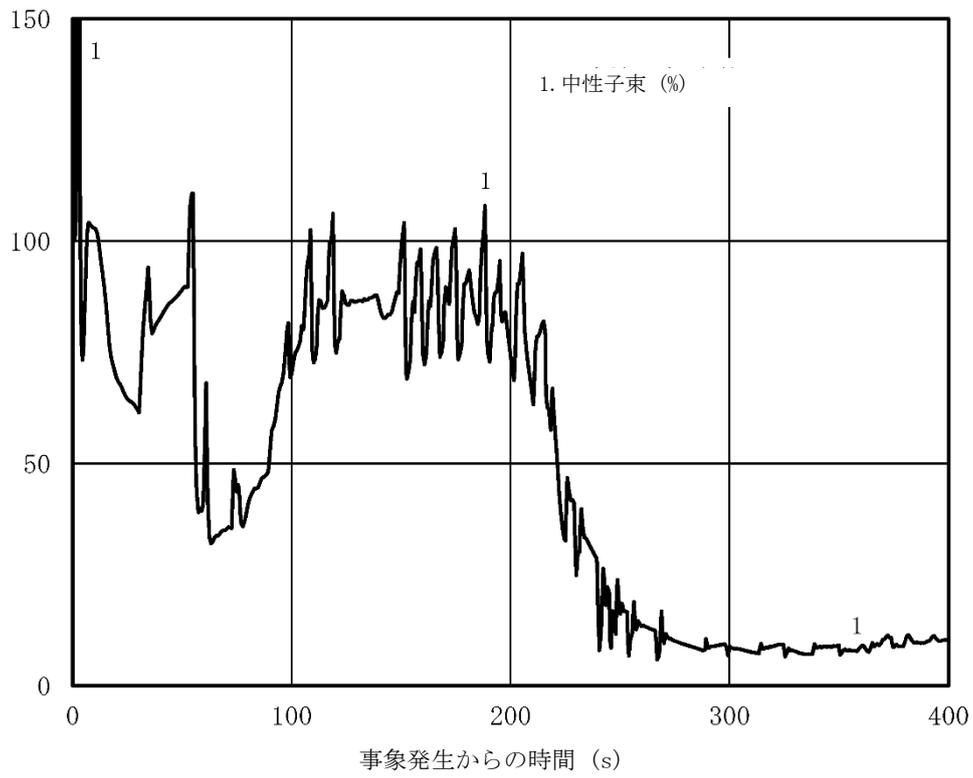


図1 中性子束の時間変化(事象発生から400秒後まで)

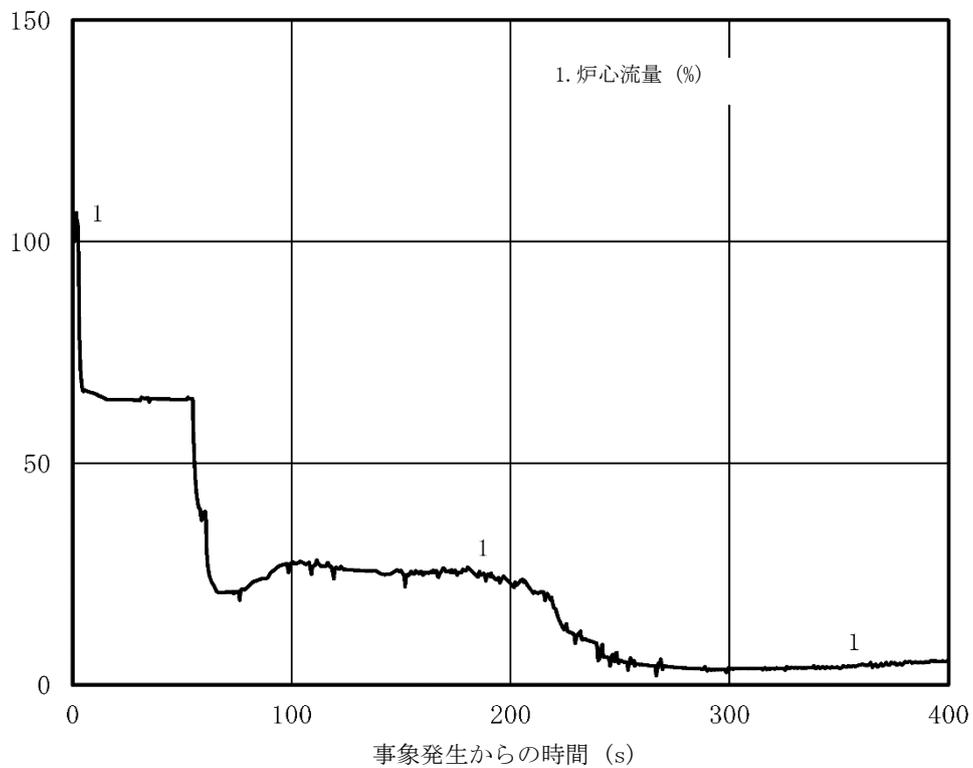


図2 炉心流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

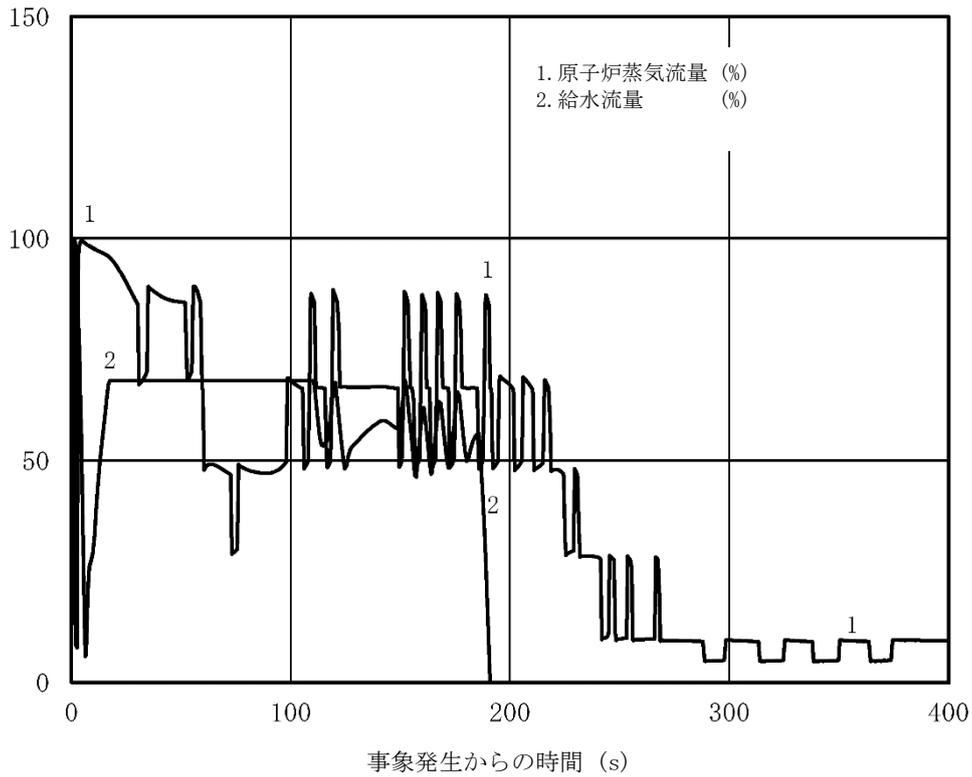


図3 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

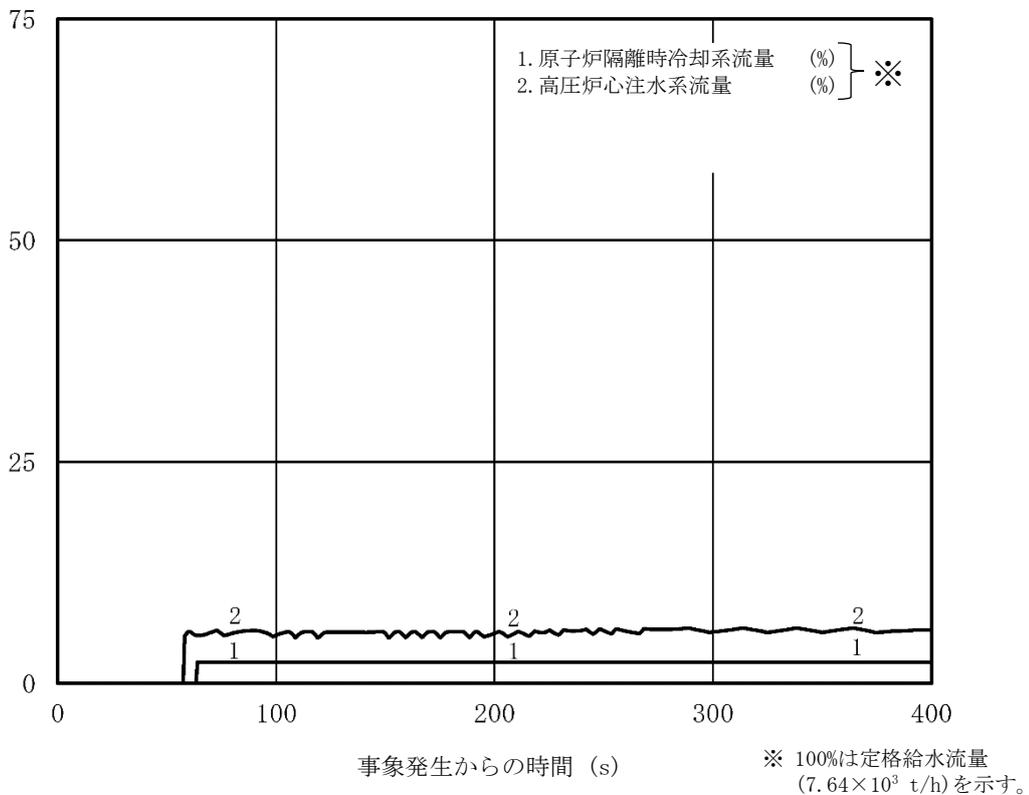


図4 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心注水系の流量の時間変化
(事象発生から400秒後まで)

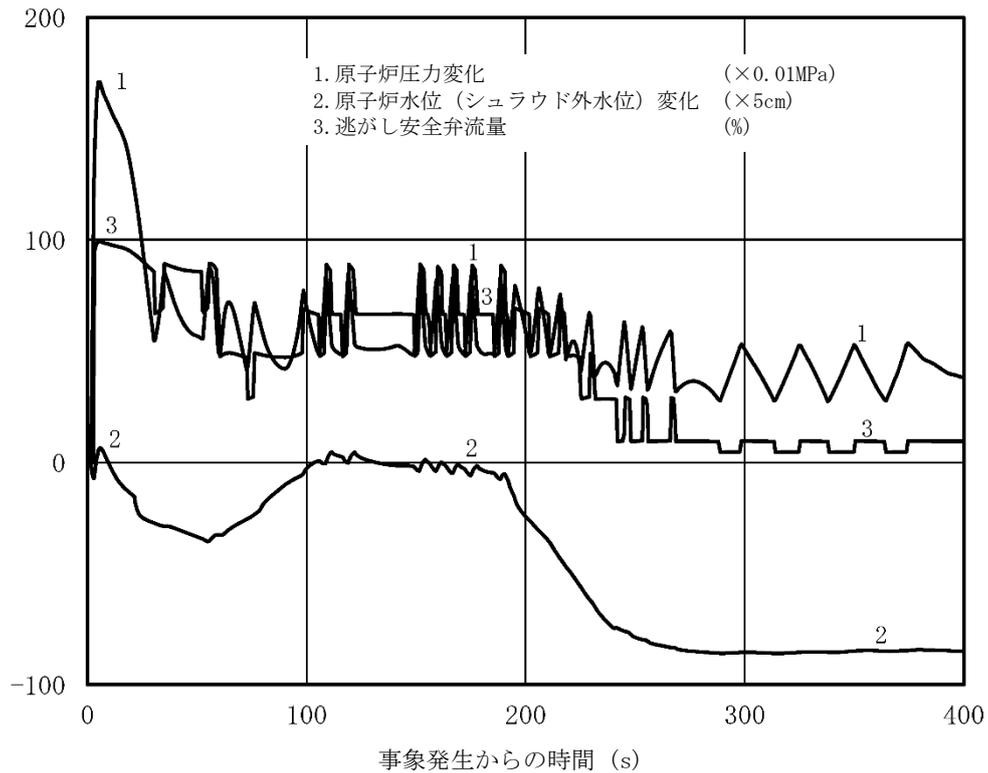


図5 原子炉圧力, 原子炉水位(シュラウド外水位), 逃がし安全弁流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

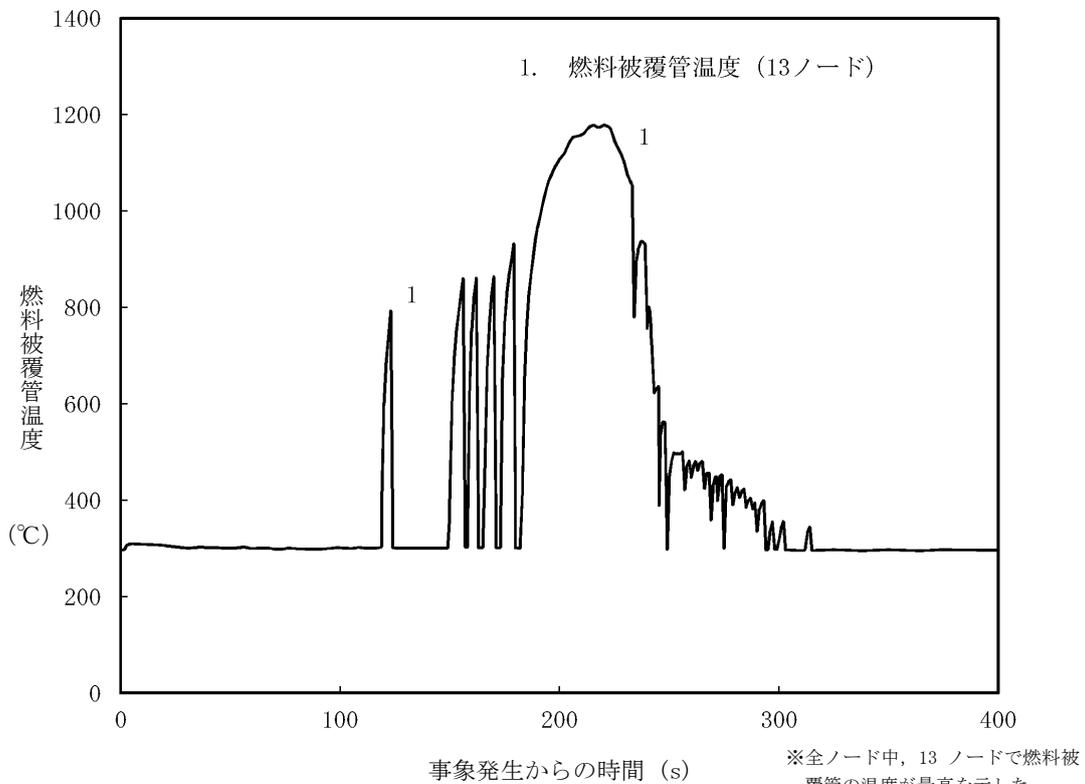


図6 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から400秒後まで)

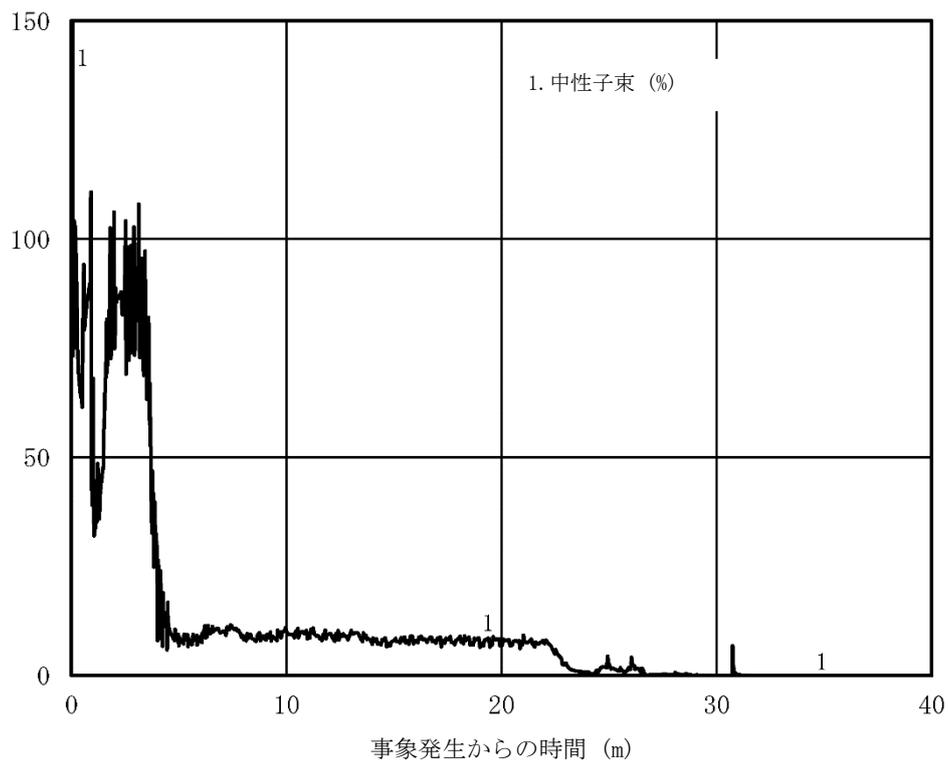


図7 中性子束の時間変化(事象発生から40分後まで)

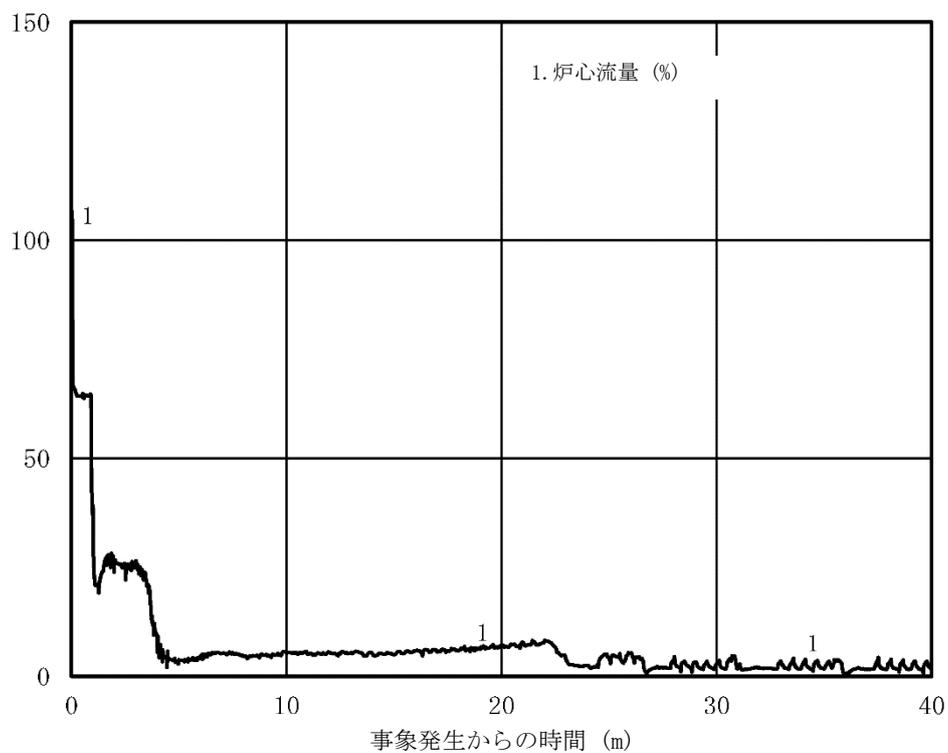


図8 炉心流量の時間変化(事象発生から40分後まで)

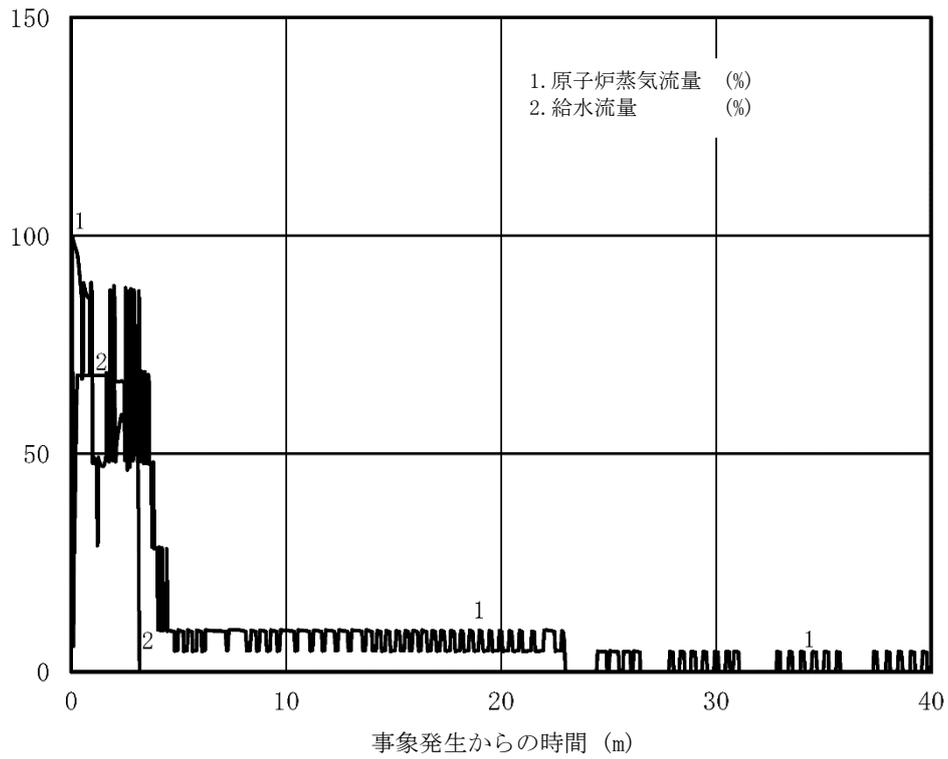


図9 原子炉蒸気流量，給水流量の時間変化(事象発生から40分後まで)

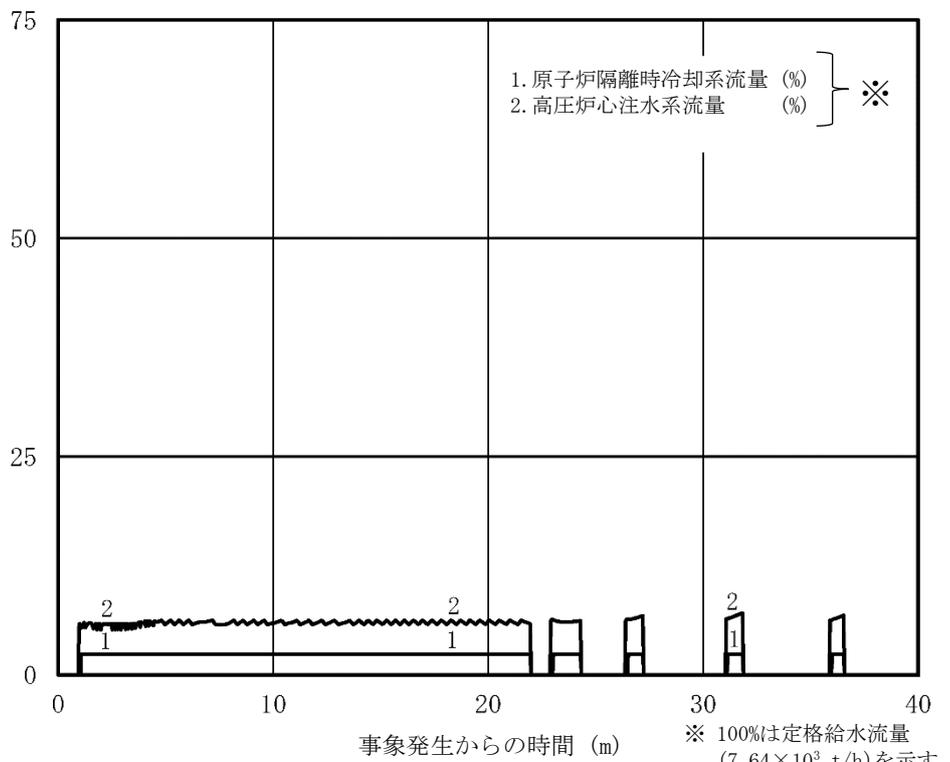


図10 原子炉隔離時冷却系，高圧炉心注水系の流量の時間変化
(事象発生から40分後まで)

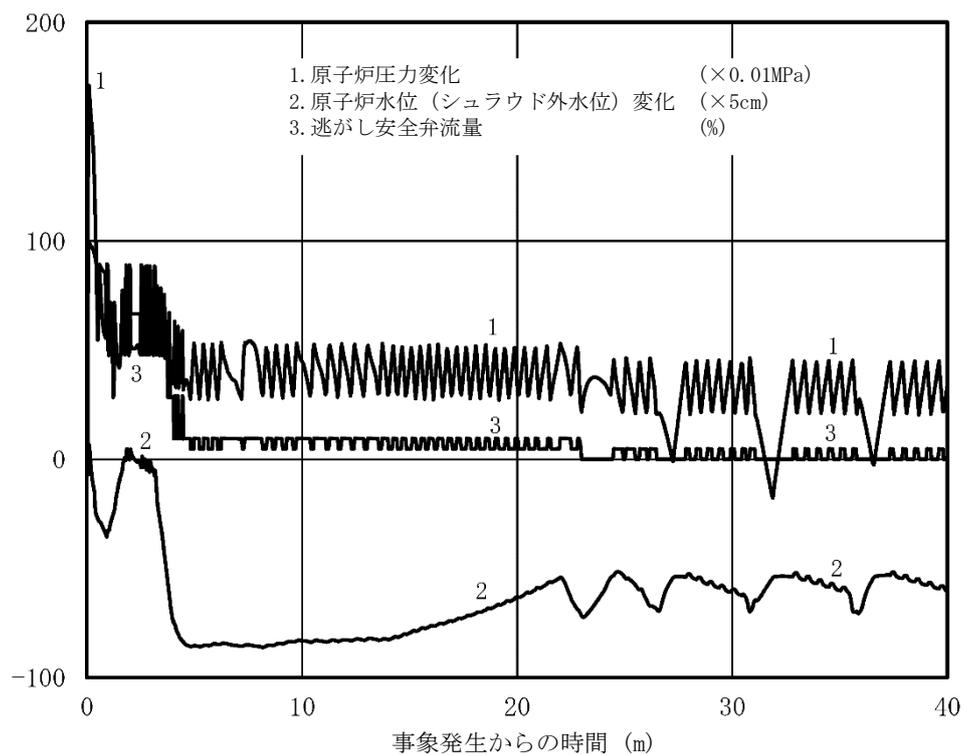


図 11 原子炉圧力，原子炉水位(シュラウド外水位)，逃がし安全弁流量の時間変化(事象発生から40分後まで)

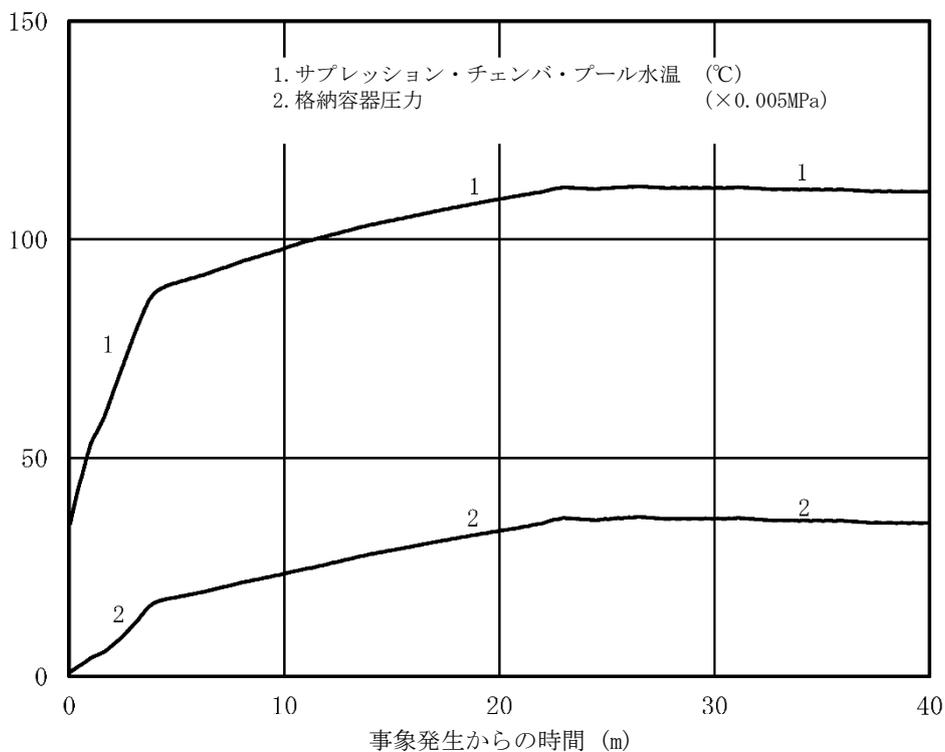


図 12 サプレッション・チェンバ・プールの水温，格納容器圧力の時間変化(事象発生から40分後まで)

16. ほう酸水注入系(SLC)起動後の炉心状態(冷却材保有量等)について

現行の設置許可変更申請における SLC の設計条件は、今回の申請解析におけるプラント状態に対しても原子炉を未臨界とすることが可能である。以下に、ほう酸水注入完了後に RHR 停止時冷却モードを運転しても原子炉の未臨界確保が可能であることを示す。

○原子炉の未臨界確保の確認

RHR 停止時冷却モードを起動する時点では、ほう酸水は原子炉圧力容器内でほぼ均一化された状態にある。柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉(KK6/7)のほう酸濃度設計値は 1320ppm であることから、これを起点として評価する。

RHR 停止時冷却モードは、圧力容器に直結した RHR 配管から炉水を取水し、RHR ポンプ、熱交換器を介し、給水配管又は低圧注水系配管へ戻すことにより、冷却された炉水を再び原子炉圧力容器へ注入する。RHR 配管に存在する系統水は、給水ノズル又は低圧注水ノズルを通り、セパレータからの再循環流と混合し、給水スパーージャ又は低圧注水スパーージャからダウンカマ領域に注入される。

ほう素を含まない RHR 系統水 950 m³/h(0ppm)は低圧注水スパーージャからほう素を含む再循環流 1925 m³/h(1320ppm)に注入され、約 9 m のダウンカマを下降する間に十分混合されて 880ppm の混合水になる。これら混合水は、原子炉冷却材再循環ポンプを通ることによる、流路の縮流、拡大によりさらに混合され、下部プレナムへと入る。

<混合水の濃度の算出>

$$(950 \text{ m}^3/\text{h} \times 0\text{ppm} + 1925 \text{ m}^3/\text{h} \times 1320 \text{ ppm}) / (950 \text{ m}^3/\text{h} + 1925 \text{ m}^3/\text{h}) = \text{約 } 880\text{ppm}$$

また、原子炉冷却材再循環ポンプを通り、下部プレナムへ入る約 880ppm の混合水は、下部プレナムにおいてその他多くの原子炉冷却材再循環ポンプから吐き出された濃度の高いほう酸水と制御棒駆動機構ハウジングの間を横切りながら合流し、上向き流れとなり、制御棒案内管の隙間を流れるに従い十分混合されるため、炉心部に到達するまでには更にほう素濃度が上昇している。

各部位における流量とほう素濃度をまとめて図 1 に示す。RHR 配管に存在するほう素を含まない系統水がダウンカマ領域に注入されても炉心に流入する時には約 880ppm 以上、炉心に到達するまでにはそれ以上の十分に高いほう素濃度となっており、KK6/7 の SLC の系統設計上、未臨界に必要なほう素濃度である 850ppm を満足しているため未臨界性は維持される。

以上より、RHR 停止時冷却モードにより、RHR 配管に存在するほう素を含まない系統水が注入されることを考慮しても、安全余裕を確保できる。

以上

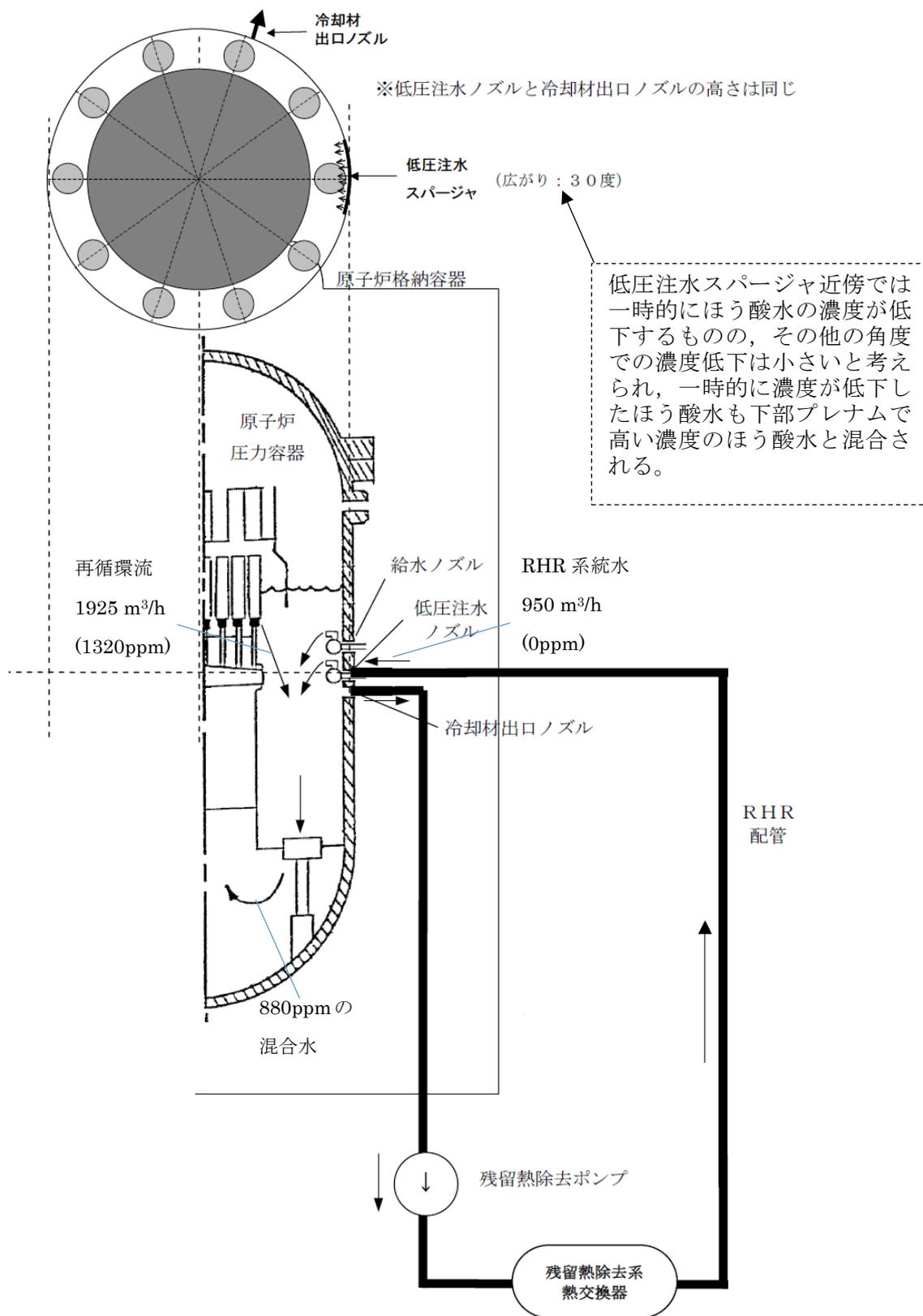


図1 RHR 停止時冷却モード概略系統図

17. 給水ポンプの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

1. はじめに

原子炉停止機能喪失の有効性評価では、事象発生から約 173 秒後に復水器水位低下により電動駆動給水ポンプがトリップして原子炉水位が低下し、原子炉水位低信号(レベル 2)で代替冷却材再循環ポンプ・トリップ機能によって残り 6 台の冷却材再循環ポンプがトリップするものとしている。

一方、更に保守的な仮定として、復水器水位低下で電動駆動給水ポンプがトリップせず、復水器ホットウェルが枯渇するまで運転継続すると仮定した場合、原子炉水位が高めに維持され、原子炉水位低信号(レベル2)での代替冷却材再循環ポンプ・トリップが発生する時刻が遅くなり、炉心流量及び原子炉出力が高くなる。その結果、サブプレッション・チェンバ・プール水温度及び格納容器圧力は今回の申請において示した解析ケース(以下、「ベースケース」という。)に比べ高めに推移すると考えられる。

このため、復水器ホットウェルが枯渇するまで運転継続すると仮定した場合の影響について感度解析を実施した。

2. 評価条件

電動駆動給水ポンプのトリップの条件を復水器ホットウェル枯渇とした以外はベースケースと同じである。

3. 評価結果

ベースケースと同等の条件で電動駆動給水ポンプのトリップの条件を復水器ホットウェル枯渇とした場合の評価結果を図 1 から図 12 に示す。また、評価結果のまとめを表 1 に示す。

電動駆動給水ポンプが停止するまでの時刻は事象発生から約 255 秒後となり、ベースケースの約 173 秒から約 82 秒遅れる結果となった。

燃料被覆管の最高温度は、流量と出力のミスマッチが継続することで、ベースケースよりも高くなるが、判断基準は満足している。サブプレッション・チェンバ・プール水温の最高値は 127 °C、格納容器バウンダリの圧力の最高値は 0.29MPa[gage]であり、判断基準を満足している。

以上の結果より、電動駆動給水ポンプがトリップせず、復水器ホットウェルが枯渇するまで運転継続すると仮定した場合についても判断基準を満足する。従って、炉心損傷防止対策の有効性を確認するという観点からは、設計通りに復水器水位低下で電動駆動給水ポンプがトリップする設定とすることは評価条件として妥当であると考えられる。

なお、実際の操作においては、反応度制御中は原子炉から放出される蒸気によるサブプレッション・チェンバ・プール水温の上昇及び格納容器過圧を防止するため、原子炉出力及び原子炉の隔離状態に応じて給水を手動で絞り、原子炉出力を抑制する。

以 上

表1 電動駆動給水ポンプ運転継続による判断基準への影響

項目	感度解析	ベースケース	判断基準
電動駆動給水ポンプ	復水器ホットウエルが枯渇するまで運転継続(約 255 秒後)	復水器水位低でトリップ(約 173 秒後)	—
燃料被覆管最高温度(°C)	約 1100*	約 1060	1200 °C以下
燃料被覆管の酸化量	3%以下	2%以下	酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約 9.08	約 9.08	10.34 MPa[gage](最高使用圧力の1.2倍)を下回る
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約0.29	約0.19	0.62 MPa[gage](限界圧力)を下回る
原子炉格納容器バウンダリの温度(サプレッション・チェンバ・プール水温(°C))	約127	約113	200 °C(限界温度)を下回る

※ 熱伝達相関式(修正Dougall-Rohsenow式)の適用性について

SCAT コードの説明資料¹では、燃料被覆管温度 700~800 °C程度の範囲について、5×5 高温ポスト BT 試験と解析の結果を比較している。比較の結果、クオリティが 0.9 程度となる位置で修正 Dougall-Rohsenow 式の評価の保守性が小さくなることを確認したことから、クオリティが大きくなることで保守性が小さくなる傾向を示すものと考えている。

これは、修正 Dougall-Rohsenow 式では燃料被覆管表面温度を保守側に評価するために燃料被覆管表面での液滴蒸発の効果を無視している特性が影響しているものと考えられる。

本評価における、燃料被覆管最高温度が発生する時間領域での燃料被覆管最高温度の発生位置(14 ノード位置)のクオリティは 0.6~0.7 程度である。この場合、修正 Dougall-Rohsenow 式の評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるものの、修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することによって保守側の評価結果が得られると考えられる。このため、燃料被覆管最高温度が 1200°C以下であることを確認する観点で、修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することに問題は無いと考える。

¹ 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対策の有効性評価について 付録 3 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 第 4 部 SCAT

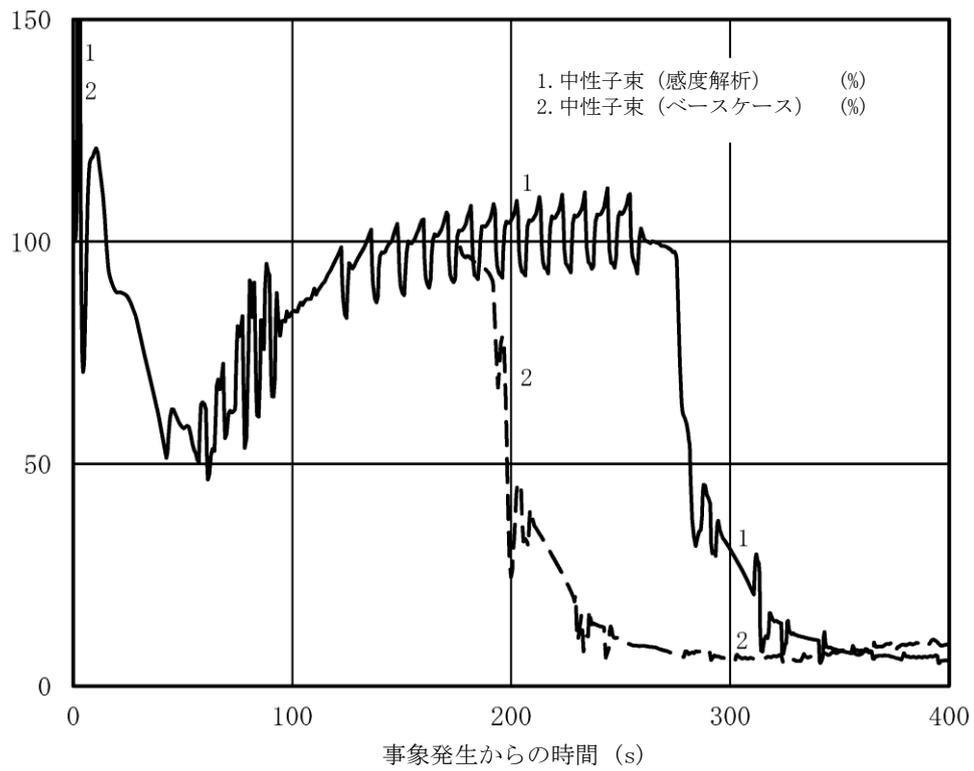


図1 中性子束の時間変化(事象発生から400秒後まで)

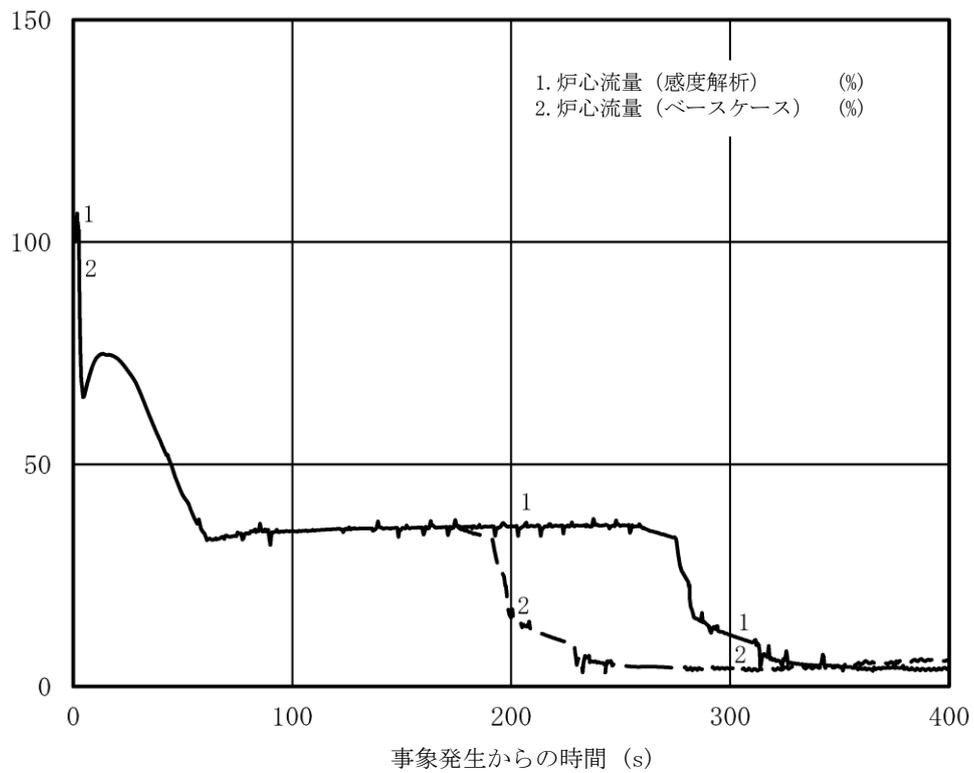


図2 炉心流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

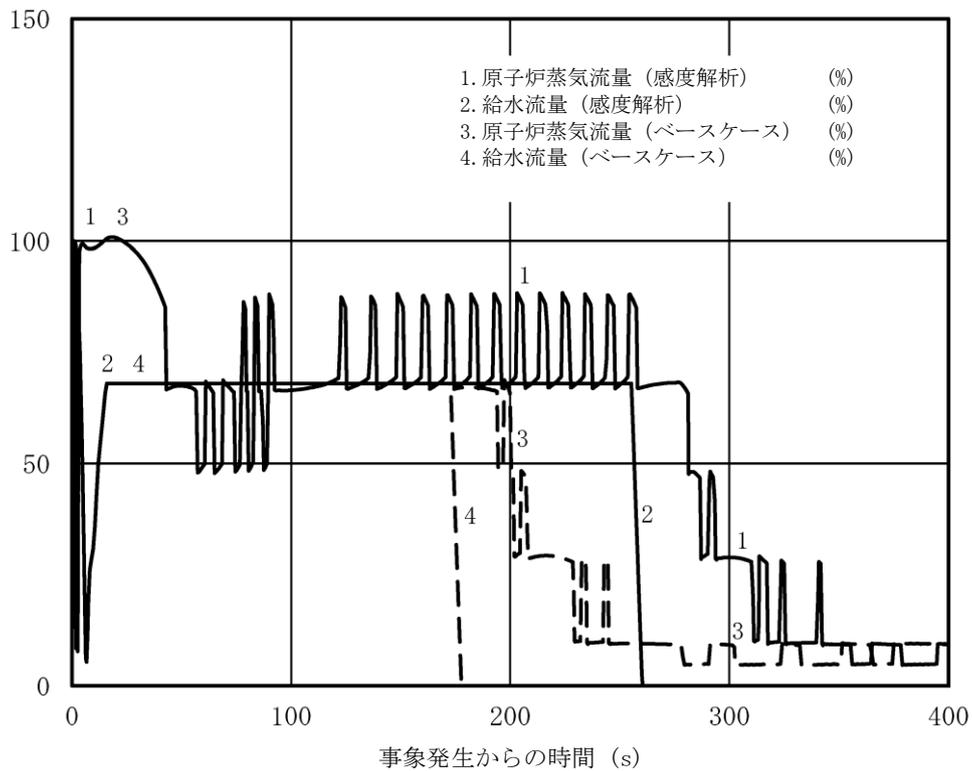


図3 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

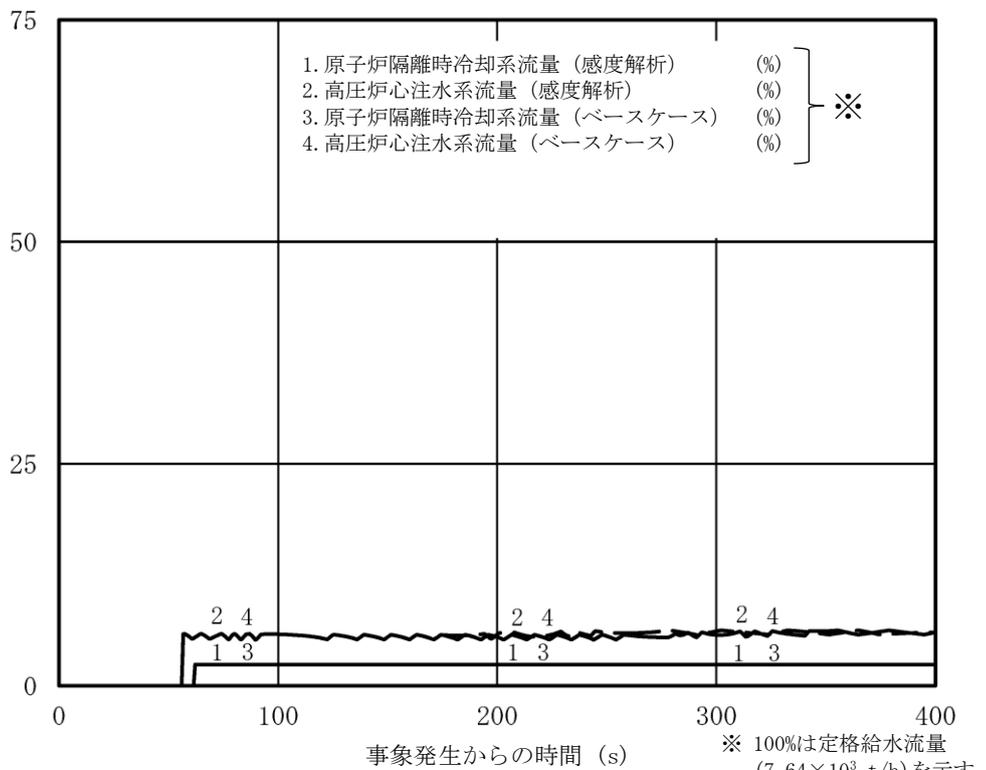


図4 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心注水系の流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

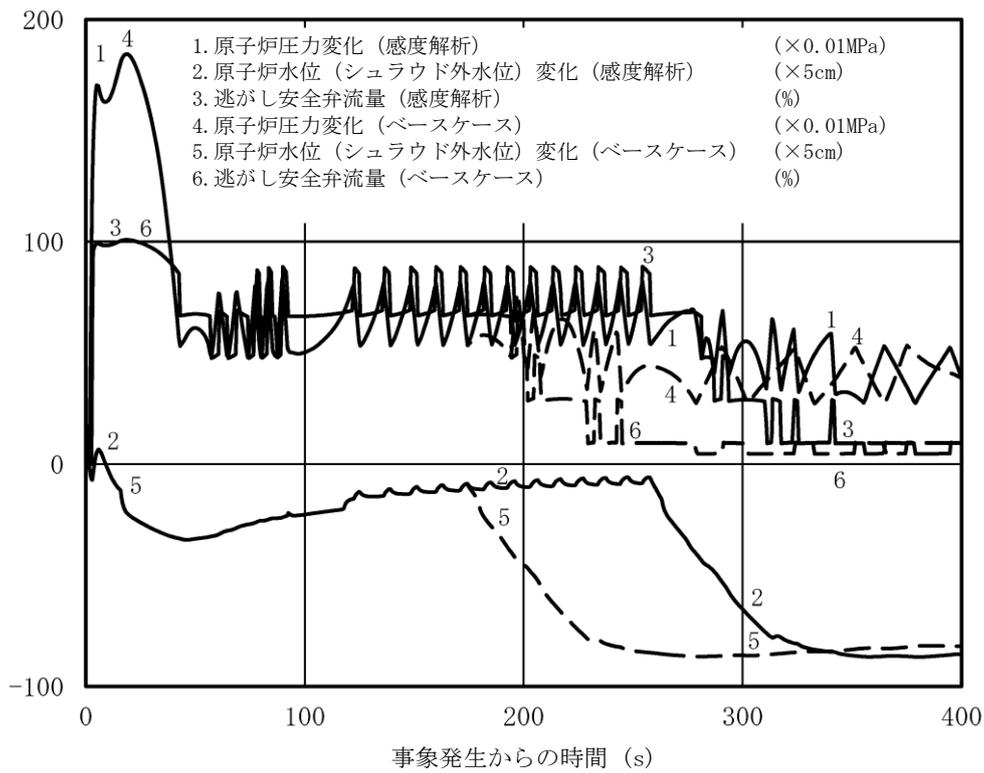


図5 原子炉圧力，原子炉水位(シュラウド外水位)，逃がし安全弁流量の時間変化(事象発生から400秒後まで)

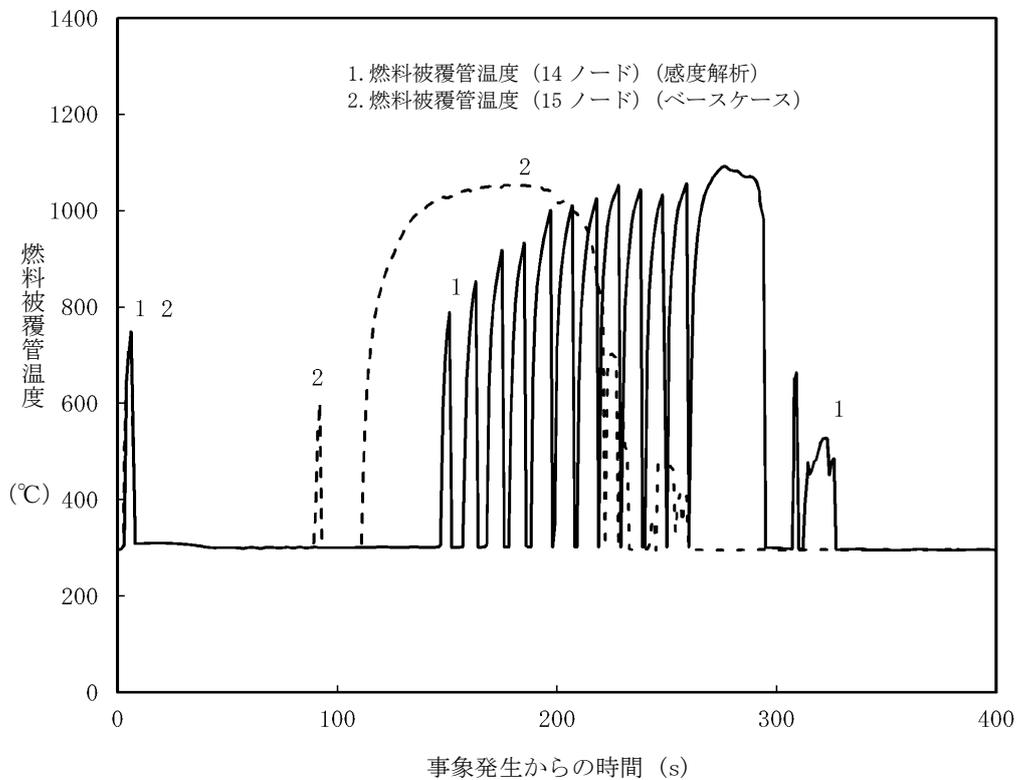


図6 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から400秒後まで)

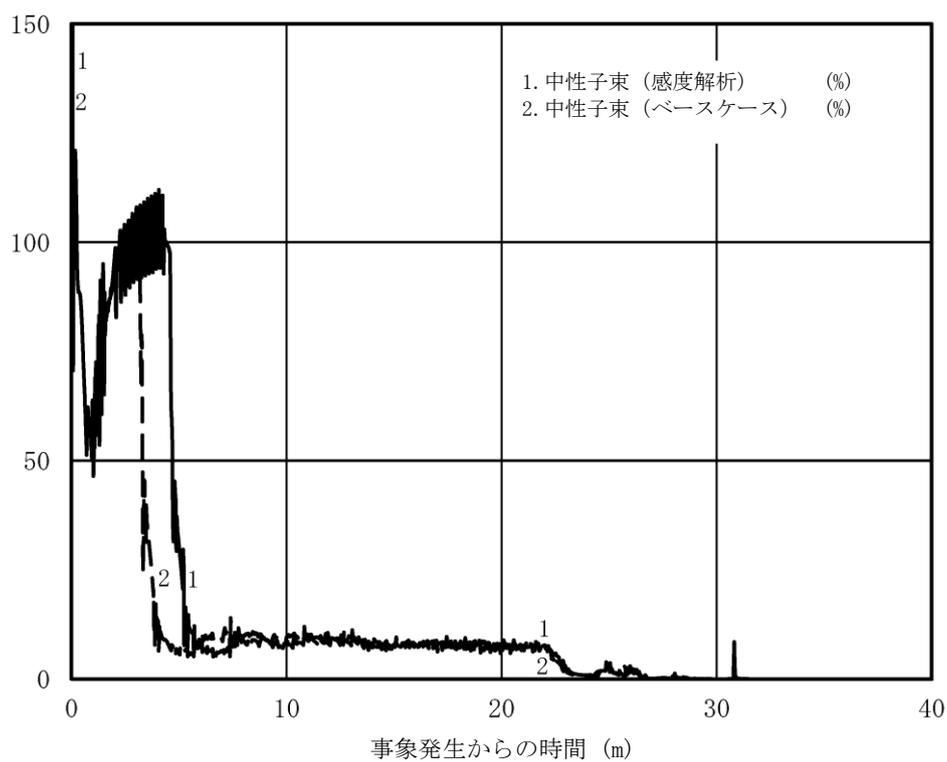


図7 中性子束の時間変化(事象発生から40分後まで)

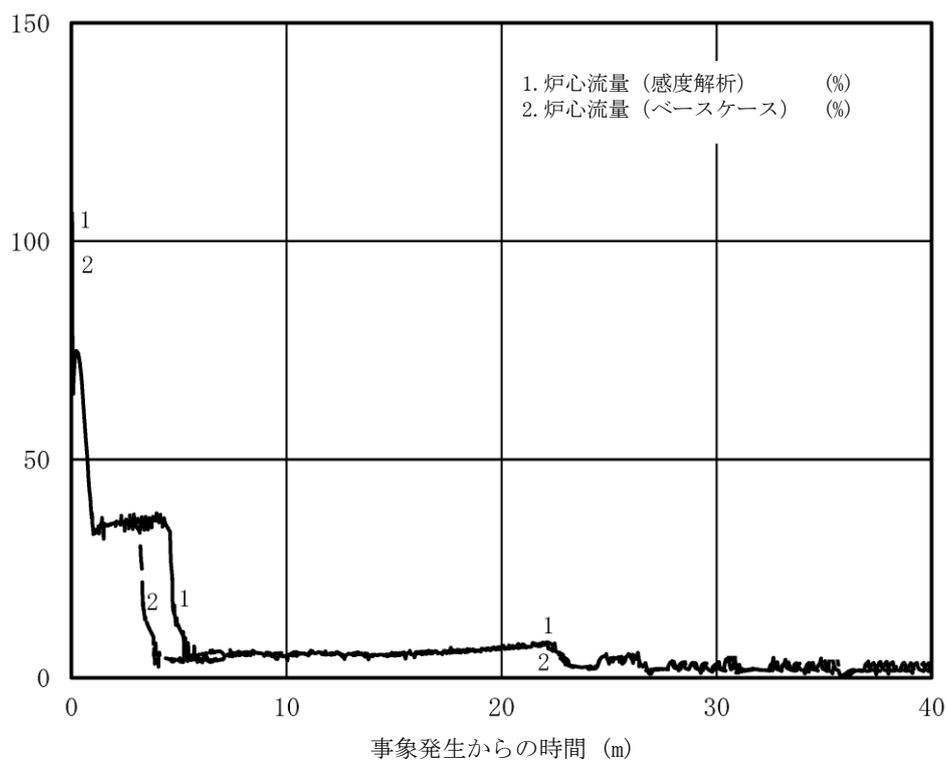


図8 炉心流量の時間変化(事象発生から40分後まで)

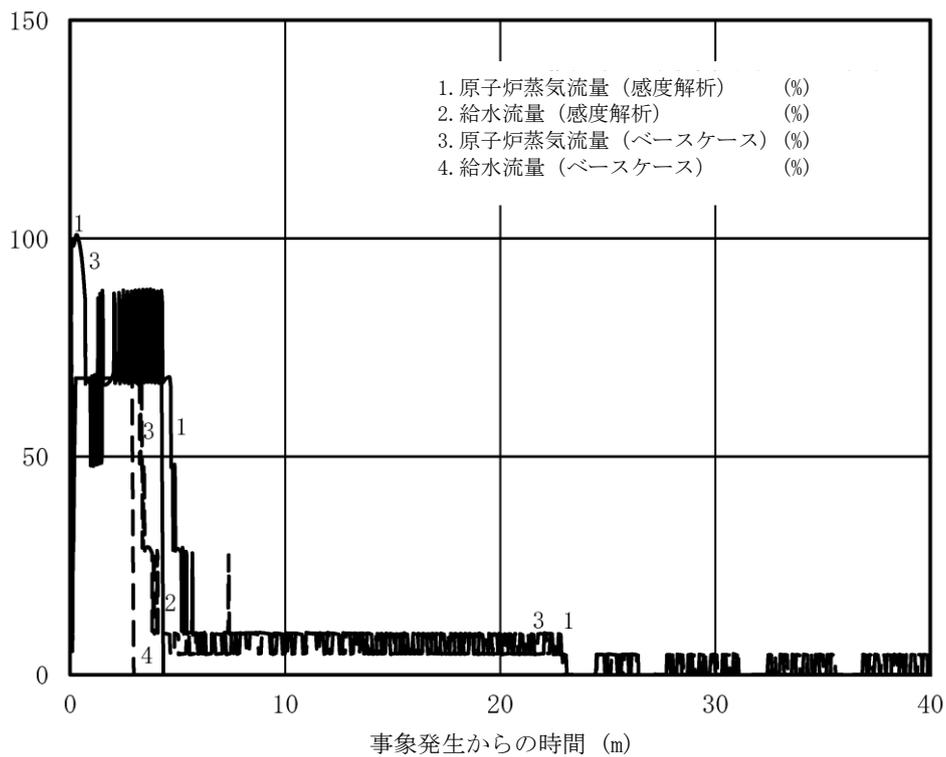


図9 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から40分後まで)

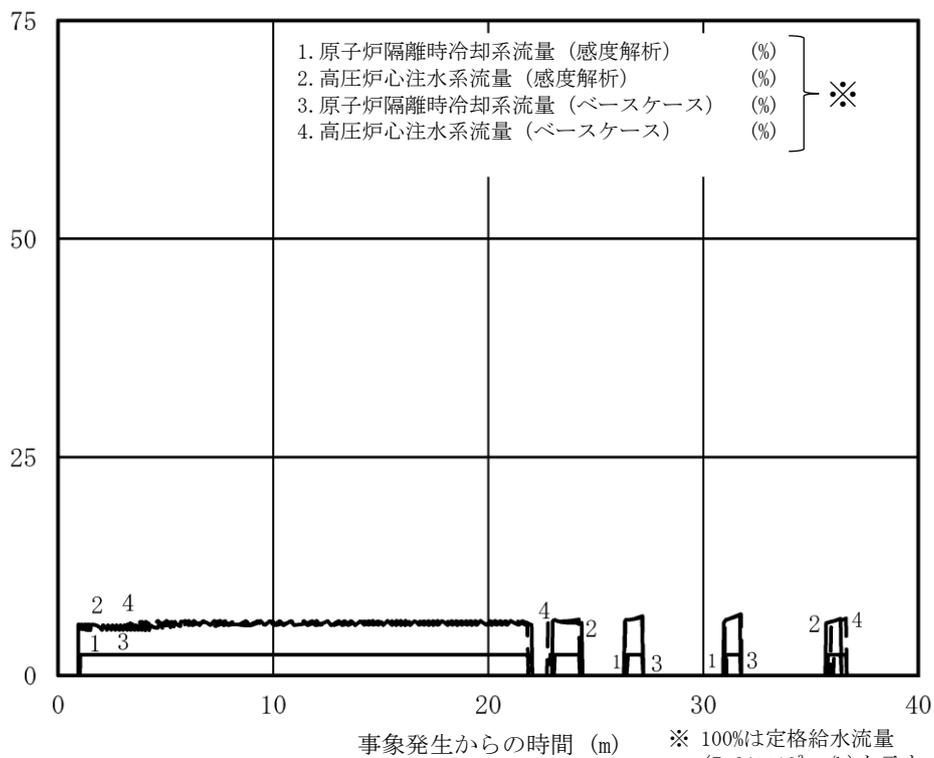


図10 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心注水系の流量の
時間変化(事象発生から40分後まで)

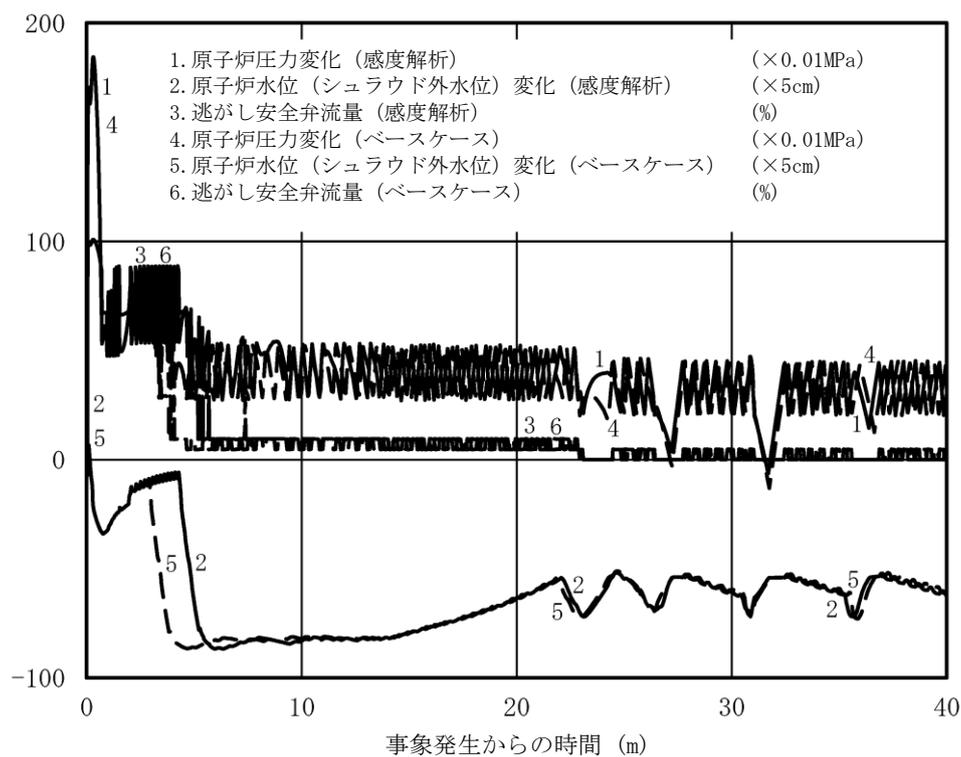


図 11 原子炉圧力，原子炉水位(シュラウド外水位)，逃がし安全弁流量の時間変化(事象発生から 40 分後まで)

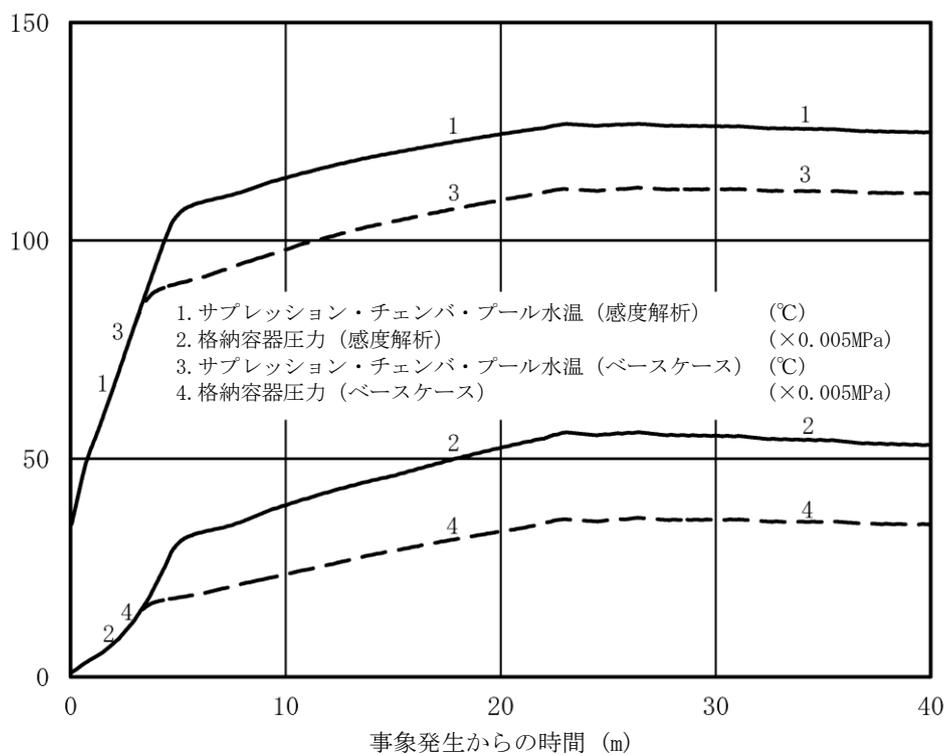


図 12 サプレッション・チェンバ・プールの水温，格納容器圧力の時間変化(事象発生から 40 分後まで)

18. 給水流量をランアウト流量（68%）で評価することの妥当性

今回の申請において示した解析ケースでは、給水流量をランアウト流量（68%）で評価しているが、原子炉圧力が高い場合、給水流量は68%以下となることが考えられる。この場合、ホットウェル水位低までの時間が長くなり、評価結果に影響を与える可能性がある。以下に、現状の解析条件の妥当性について示す。

給水流量は、原子炉圧力が高くなることにより減少する傾向であるが、次の通り、原子炉停止機能喪失解析において68%を設定していることは有効性評価の目的に照らして妥当であると判断している。

給水流量を68%よりも少なく設定した場合には、復水器ホットウェル水位低による給水喪失までの時間は長くなる。一方で、給水流量が少ない場合は、炉心入口サブクール度変化が小さくなり出力上昇が抑制される傾向となるため、燃料被覆管温度の最大値はより低下すると考えられる。同様に、原子炉から発生する蒸気量が低下するため、サプレッション・チェンバ・プール水温度や圧力上昇は抑制される。

給水流量が少なくなり、給水喪失までの時間が長くなったとしても、出力が抑制されることになるため、解析結果としては給水流量68%の場合と同程度になり、判断基準を逸脱するようなことはないと考えられる。

なお、給水流量68%は、添付書類十の過渡解析における「給水制御系の故障」の最大給水流量条件として、炉心入口サブクール度の増加による出力上昇を大きめにすることにより解析結果を厳しくする観点から設定されている値である。

以 上

19. 実効 G 値に係る電力共同研究の追加実験について

1. 電力共同研究（基本実験）

有効性評価における水の放射線分解の評価では、電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究^[1]（以下「電共研（基本実験）」という。）」の実験結果をもとに、水素及び酸素の実効 G 値（100 eV あたりの分子発生量）を、それぞれ 0.06, 0.03 としている。

電共研（基本実験）では、重大事故の際の格納容器内の環境を想定し、試験条件を設定した。実験装置及び実験方法を別添 1 に示す。試験条件及び実験結果を表 1 に示す。また、吸収線量と水素濃度・酸素濃度の相関を図 1 に示す。図 1 のとおり、水素・酸素の増加量は吸収線量の増加とともに飽和する傾向にあり、有効性評価に用いた実効 G 値（水素：0.06, 酸素：0.03）は、事象発生から約 1.4 時間後までのサプレッション・プールでの吸収線量に相当する 1×10^4 Gy の傾きから求めたものである。

2. 電力共同研究（追加実験）

その後、電共研「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究^[2]（以下「電共研（追加実験）」という。）」において、水の放射線分解に係る追加実験を行った。追加実験では、試験条件の温度、沸騰状態、水素濃度、よう素濃度の感度による G 値への影響を確認した。実験装置及び実験方法を別添 2 に示す。電共研（追加実験）の試験条件及び実験結果を表 2 に示す。表 2 に示すとおり、沸騰している場合は、水素・酸素の G 値が 0 であること、また、沸騰していない場合は試験条件により G 値に若干のばらつきがあることを確認した。

加えて、ベースケースの B④では、長期試験を行い吸収線量と水素・酸素の変化量の相関を確認した。吸収線量と水素・酸素の変化量の相関を図 2 に示す。図 2 に示すとおり、水素・酸素共にその増加量が吸収線量の増加とともに飽和する傾向を確認できた。吸収線量 1×10^4 Gy における実効 G 値は、水素：0.036, 酸素：0.023 であり、電共研（基本実験）と同程度であった。

3. 実験結果の不確かさについて

電共研（基本実験）と電共研（追加実験）は、異なる実験装置、異なる実験実施者によって行われたが、追加実験により同程度の実効 G 値が確認できたことから、実効 G 値の有する不確かさは小さいと考える。また、水素・酸素の増加量が吸収線量の増加とともに飽和する点で同様の傾向を確認できたことから、実効 G 値を事象発生初期（約 1.4 時間後）の吸収線量から定めることは、事象発生から 168 時間後までを評価する本事象に適用する上で保守的な設定と考える。よって、前回の実験結果をもとに有効性評価に用いる実効 G 値を定めていること及び長期試験の結果を踏まえて、 1×10^4 Gy における G 値を用いるのは妥当と考える。

【参考文献】

- [1] 「事故時放射線分解に関する研究」 BWR 電力共同研究 昭和 63 年 3 月
- [2] 「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」 BWR 電力共同研究
平成 12 年 3 月

表 1 電共研（基本実験）の試験条件及び実験結果

試験 ケース	試験条件					実験結果		
	温度 [°C]	沸騰/ 非沸騰	水素濃度 M-W 反応 相当 [%]	酸素濃度 [vol%]	よう素濃度 放出相当 [%]	吸収線量 [Gy]	水素 G 値	酸素 G 値
A①	室温	非沸騰	5.5	1.5	50	2×10^3	0.12	0.06
A①'	室温	非沸騰	5.5	1.5	50	1×10^4	0.06	0.03

表 2 電共研（追加実験）の試験条件及び実験結果

--

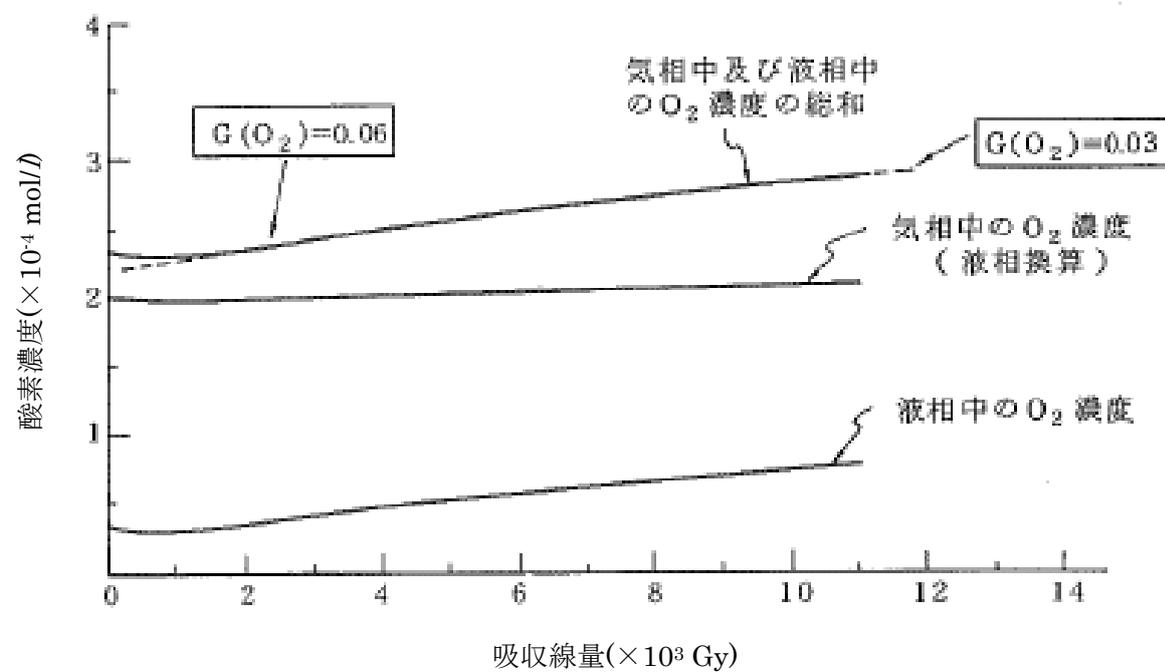
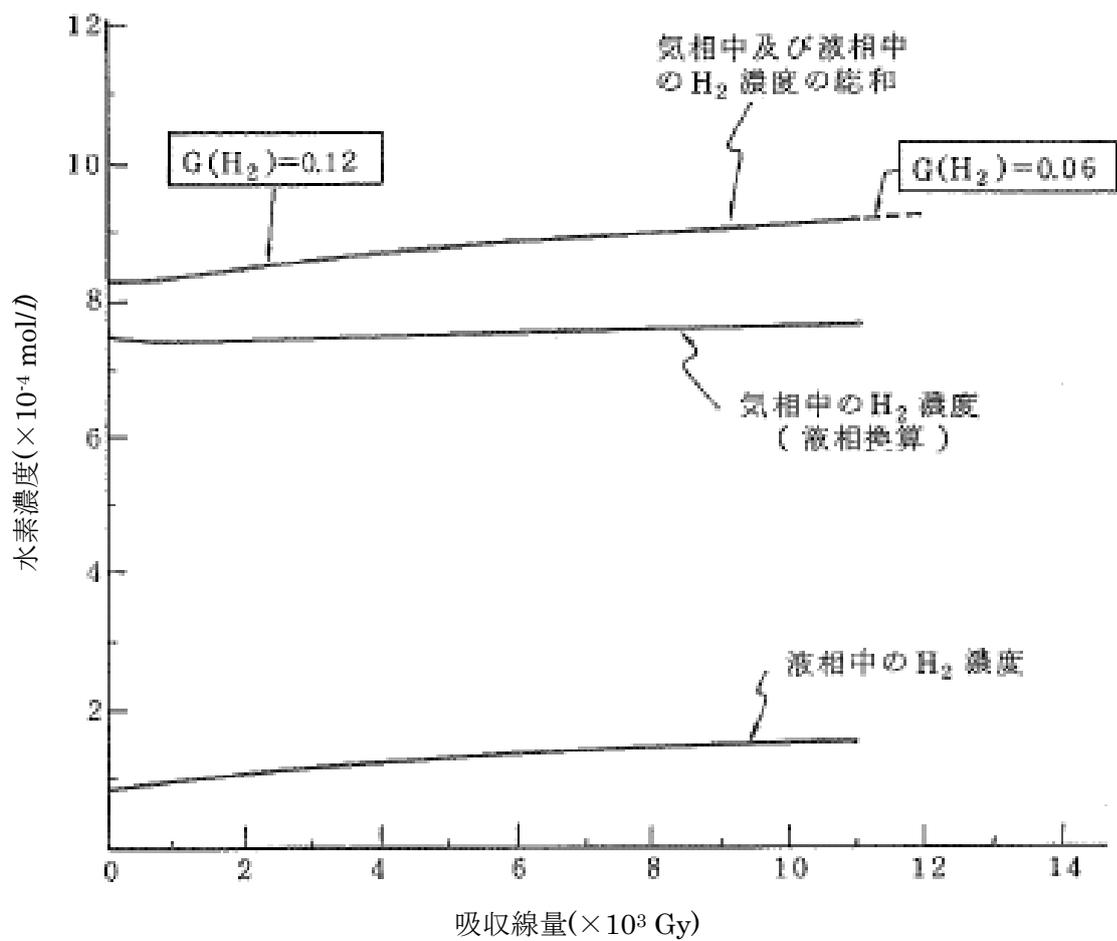


図1 電共研 (基本実験) の実験結果: 水素・酸素濃度と吸収線量の関係 (A①及びA①' の G 値)

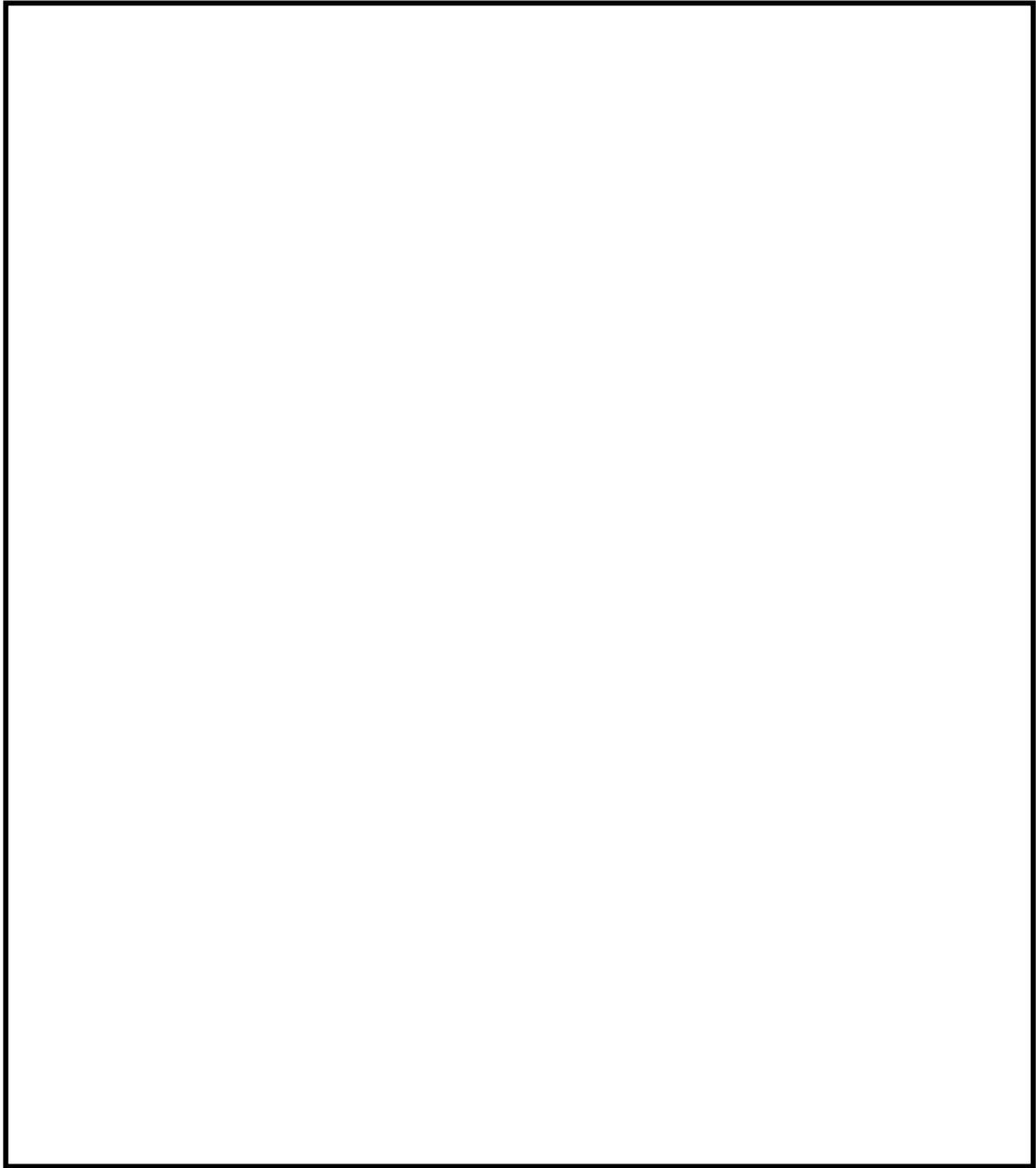


図 2 電共研（追加実験）の実験結果：水素・酸素の変化量と吸収線量の関係
(B④' の G 値)

別添 1

電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」(昭和 61 年度～昭和 62 年度)(電共研(基本実験))では、実機事故時を模擬した照射実験装置により、多量のような素を含む系及び沸騰状態の系等、総合的かつ広範囲に水の放射線分解に関する実験を行った。

実験に使用した装置を図 1 及び図 2 に示す。装置は照射容器、液相循環ライン、気相サンプリングライン、ガス注入ライン等から成る。非沸騰実験の照射容器は約 150 の硬質ガラス、沸騰実験では約 1.80 のステンレス製容器を使用する。照射容器及び液相循環ラインに所定の純水を注入後、Ar ガスで脱気し、 H_2 、 O_2 ガスで気相及び液相の H_2 、 O_2 初期濃度の調整を行う。その後、よう素、鉄、銅などの不純物を添加し、循環ポンプで均一混合させた。沸騰実験の場合、更にマントルヒーターにより加熱、沸騰させる。

全ての条件が定常状態に達した後、Co-60 ガンマ線源にて照射を開始し、溶存水素計(DH計)及び溶存酸素計(DO計)で液相の水素・酸素濃度を測定するとともに、ガスクロマトグラフでバッチサンプリングを行い気相中の水素・酸素濃度を測定した。

実機の事故条件(ライセンスベース、各種事故ベース、重大事故ベース)を模擬し、各事故条件下での G 値の実測を実施した。

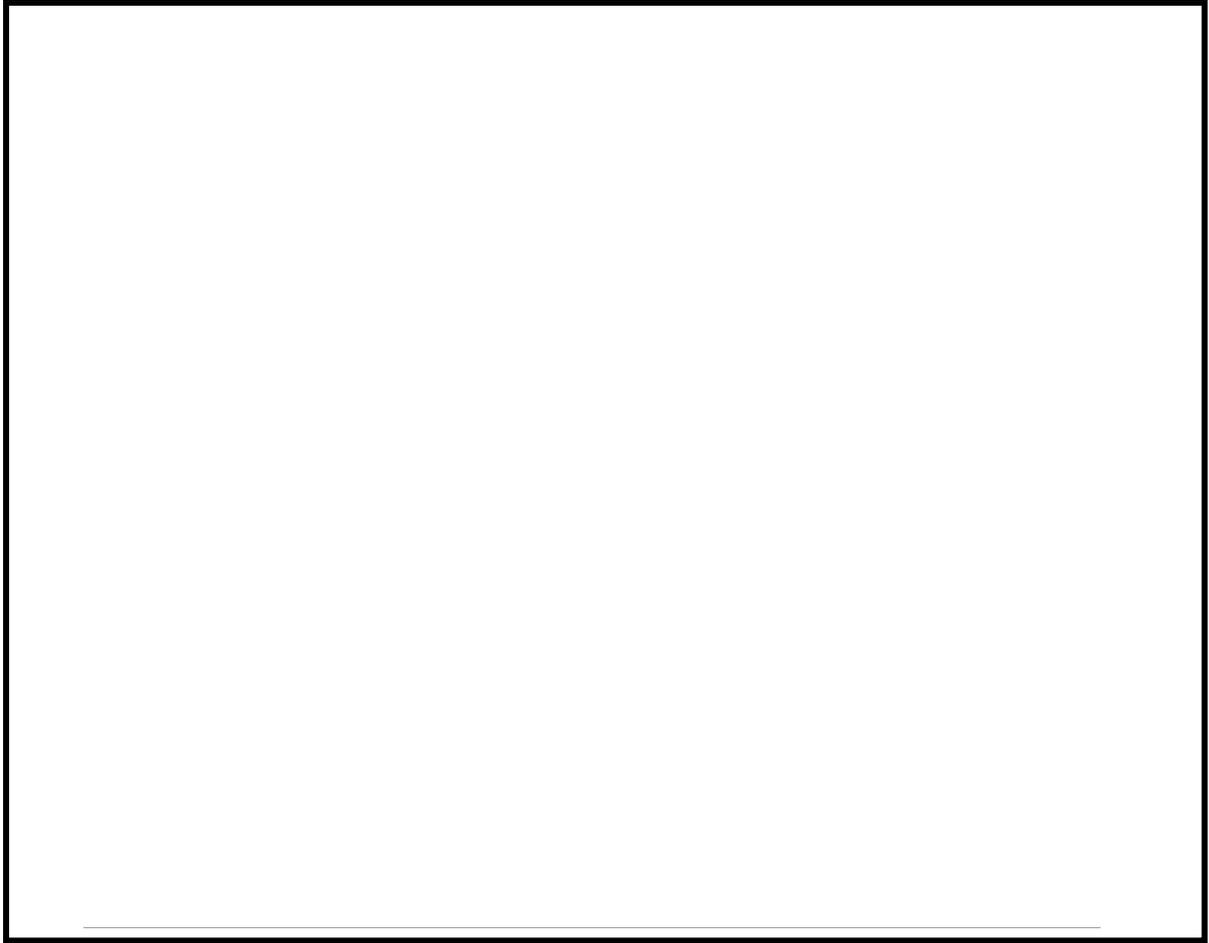


図1 電共研（基本実験）の非沸騰実験装置

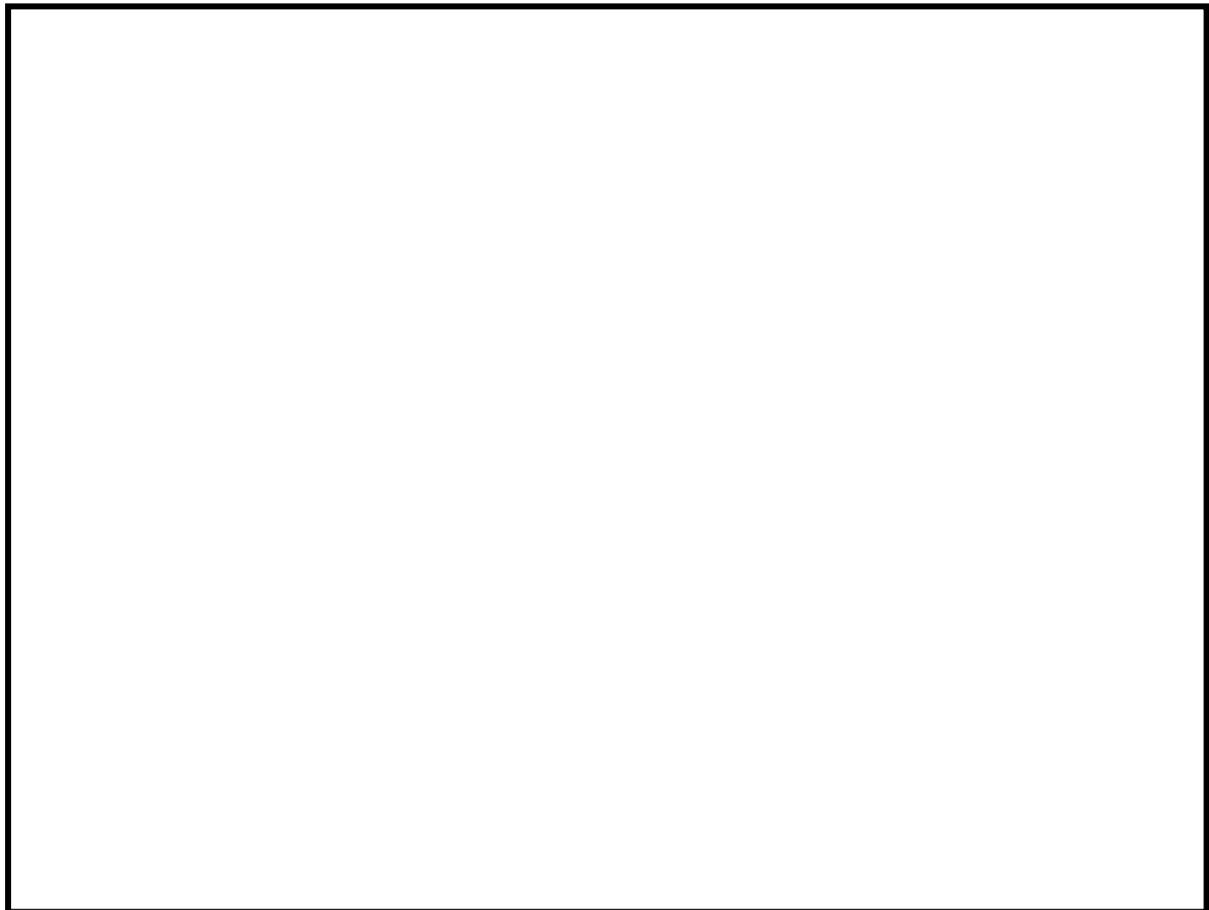


図2 電共研（基本実験）の沸騰実験装置

別添 2

電力共同研究「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」(平成 11 年度) (電共研 (追加実験)) では、常温から高温に至るケースについて試験を行うため、170°C (飽和蒸気圧 7.8 気圧) までの試験が可能な照射容器を用いた。

実験に使用した装置を図 1 に示す。装置は照射容器、液相循環ライン、気相サンプリングライン、ガス注入ライン等から成る。照射容器はステンレス製で、容量は 2ℓ である。照射容器内には 3 本のガス注入ラインが接続されており、水素、酸素、窒素ガスにより所定の初期水質に調整することができる。照射容器内の水はバンドヒーターにより所定の温度に昇温される。液相中の水はポンプにより循環される。液相循環ラインには DH 計、DO 計、導電率計等が設置されている。試験水は冷却された後、DH 計、DO 計により、液相中の水素、酸素濃度を連続測定される。気相中のガスはポンプにより循環される。気相循環ラインにはガスクロマトグラフが設けられている。ガンマ線照射により発生したガスは冷却された後、ガスクロマトグラフで気相中の水素、酸素濃度をバッチ測定する。

全ての条件が定常状態に達した後、Co-60 ガンマ線源にて照射を開始し、溶存水素計 (DH 計) 及び溶存酸素計 (DO 計) で液相の水素・酸素濃度を測定するとともに、ガスクロマトグラフでバッチサンプリングを行い気相中の水素・酸素濃度を測定した。

実験は、温度、沸騰の有無、初期水素濃度、よう素濃度を試験パラメータとして変化させ G 値の実測を実施した。

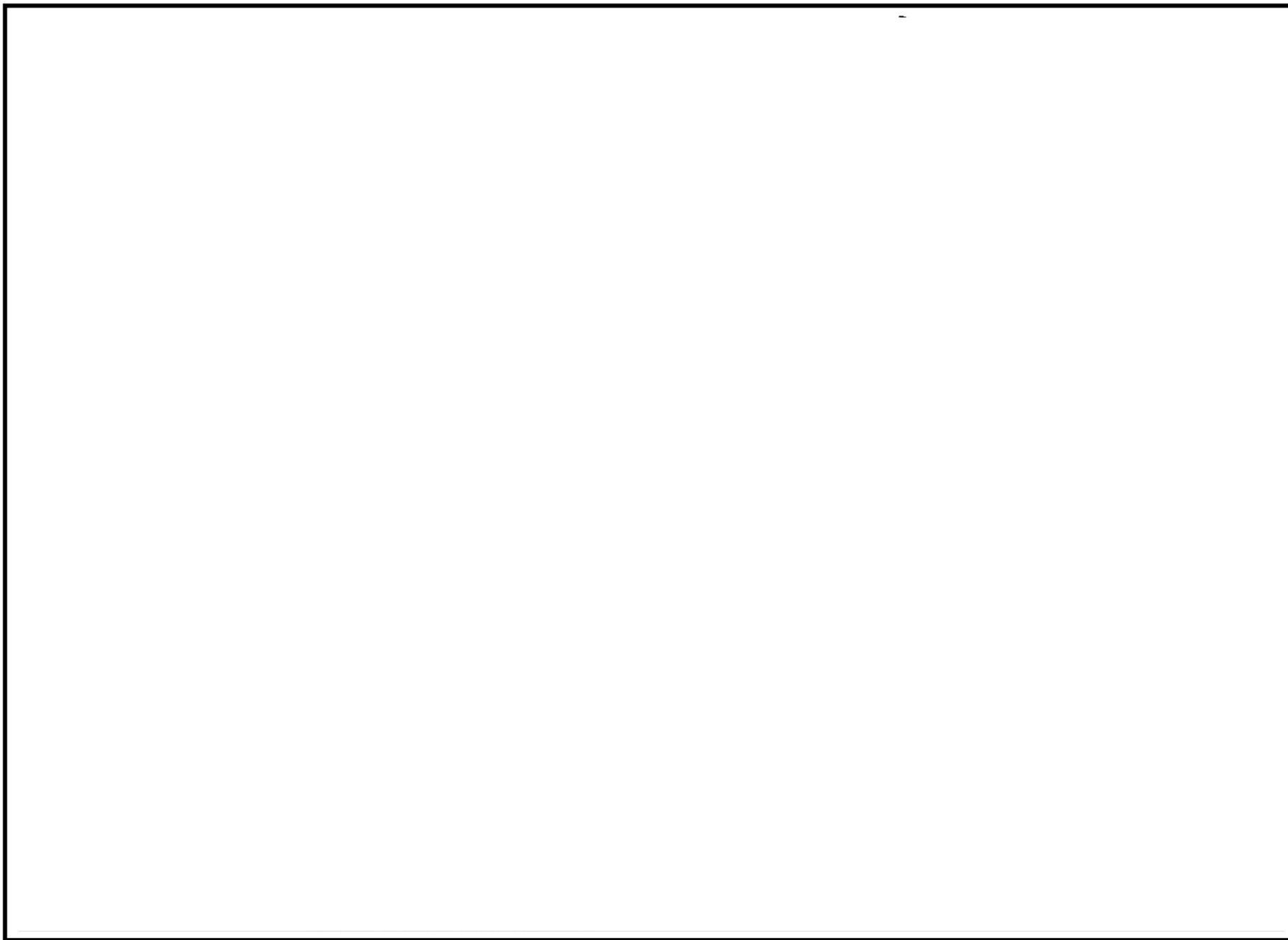


図1 電共研（追加実験）の実験装置

20. 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

想定事故2において、使用済燃料プール(以下、SFP)に接続される配管から漏えいが発生した際に逆止弁の機能が十分に働かず、サイフォン現象によるプール水の小規模な喪失が発生することを想定している。

しかしながら、SFPからの水の漏えいは、他の事象が起因となることも考えられる。ここでは、サイフォン現象によるプール水の漏えいを想定事故2の想定とした理由について示す。

1. SFPから水の漏えいを引き起こす可能性のある事象

SFPから水が漏えいする可能性のある事象としては、以下が考えらえる。

- ① サイフォン現象による漏えい
- ② SFPライナー部の損傷
- ③ SFPゲートの損傷
- ④ プールゲート開放時の原子炉ウェル及びD/Sピット側のライナー部の損傷
- ⑤ 地震発生に伴うスロッシングによる漏えい

2. 各事象の整理

①サイフォン現象による漏えい

サイフォン現象による漏えいは設計で考慮されているサイフォン防止用逆止弁が機能せず、かつ配管が破断した場合において発生する。サイフォン現象による漏えいが停止されない場合、SFPの底部にあるディフューザ付近まで漏えいが継続する。

SFPの冷却時に使用する配管は残留熱除去系配管のように基準地震動を考慮しても高い信頼性を持つが、燃料プール冷却浄化系にはろ過脱塩装置廻り等のBクラスの配管が含まれる。

逆止弁の固着及び配管破断による小規模な漏えいが発生した場合、運転員は現場の漏えい検知器やスキマサージタンクの水位低下、SFP水位の低下等により事象を認知できるため、検知は容易である。

補給の手段は、配管の破断箇所及び隔離箇所に依存することから、残留熱除去系やサブプレッションプール水浄化系の注水ラインからの注水ができない場合も考えられる。

なお、漏えい量はサイフォン防止用逆止弁の異物噛み込みによる固着及び配管のクラック破断を想定すると最大約70m³/hとなる。運転員は、事象認知後に燃料プール代替注水設備を用いて漏えい量に応じた補給を実施することで、SFPの水位及び冷却機能は維持される。

②SFPライナー部の破損

SFPの筐体は基準地震動によっても機能が維持される設計であり、高い信頼性を持つ設備である。

仮にSFPライナー部が破損し漏えいが発生した場合、漏えいした使用済燃料プールの保有水はSFPライナー漏えい検出器のドレン溜りに流れ込み、この水位によりプール水の漏えいを検知し警報が発信される(図1参照)。

運転員はこの警報発生やプール水位の低下等により事象を認知できるため、検知は容易である。た

だし、ライナードレン部は使用済燃料プールのバウンダリとしての機能を持たないことから漏えいを停止することが困難であり、漏えいが継続する。

補給等の対応手段は、ライナー部破損による漏えいが残留熱除去系やサプレッションプール水浄化系といった注水ラインに影響を与えないため、常用の注水設備及び重大事故等対処設備（燃料プール代替注水系）となる。

なお、SFP ライナー部からの漏えい量（一部の箇所の破損を想定）を評価すると、最大でも 40m³/h（ライナードレンの配管径と水頭圧の関係より算出）程度となり、漏えいしたプール水はライナードレンより HCW サンプへと流出する。漏えい量に応じた補給の継続が可能であれば SFP の水位及び冷却機能は維持されるが、漏えいの継続による排水対策も必要であるため、大規模損壊の対応となる。この場合、燃料プール代替注水系等による SFP スプレイの実施や漏えいした水を水源として再び SFP へと注水を実施する等の対応により、使用済燃料の著しい損傷の進行を緩和できる。

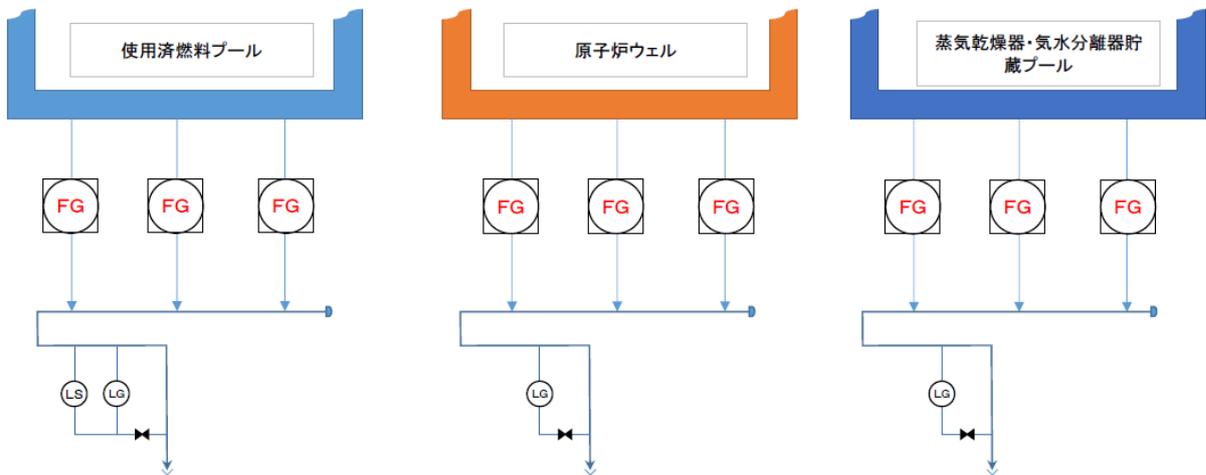


図1 使用済燃料プール，原子炉ウェル，及び蒸気乾燥器・気水分離器貯蔵プール(D/Sピット)のライナー部

③SFP ゲートの破損

使用済燃料プールゲートは補足説明資料「21. 使用済燃料プール（SFP）ゲートについて」に示すように十分信頼性があり、地震発生時においてもその機能が維持される。仮にゲートが外れてプール水の漏えいが発生した場合であっても、ゲート下端（スロット部）は使用済燃料の有効長頂部より高い位置にあるため、ゲート下端（スロット部）到達後に漏えいは停止し、その後の崩壊熱相当の蒸発量に応じた注水を実施することで冠水は維持される。

運転員はプールゲート破損による漏えい警報確認やプール水位の低下等により事象を認知できるため、検知は容易である。

冠水維持完了後、原子炉ウェル及び D/S ピット側の筐体に異常がなければ注水によって水位を回復させ、SFP の水位及び冷却機能を維持することができる。また、原子炉ウェル及び D/S ピット側の筐体から漏えいがある場合であっても常用の注水設備及び重大事故等対処設備（燃料プール代替注水系）等を用いることで崩壊熱による水の蒸発に応じた給水作業が可能のため、燃料の健全性が確保される。

④プールゲート開放時の原子炉ウェル及びD/Sピット側のライナー部の損傷

SFP ゲート開放時における原子炉ウェル及びD/Sピット側のライナー部破損においても②と同様、破断箇所の特定制検知が容易であることに加えて、③と同様にゲート下端（スロット部）以下には水位は低下せず、使用済燃料の有効長頂部との位置関係により燃料の冠水は維持される。

その後、原子炉ウェル及びD/Sピット側の管体に異常がなければ注水によって水位を回復させ、SFPの水位及び冷却機能を維持することができる。また、原子炉ウェル及びD/Sピット側の管体から漏えいがある場合であっても常用の注水設備及び重大事故等対処設備（燃料プール代替注水系）等を用いることで崩壊熱による水の蒸発に応じた給水作業が可能のため、燃料の健全性が確保される。

⑤地震発生に伴うスロッシングによる漏えい

地震発生時、スロッシングにより使用済燃料プールの保有水が漏えいし、その漏えい量は最大で約710m³（「内部溢水の影響評価について」参照）となる。この時、通常運転水位から3m程度まで水位が低下するが、燃料有効長頂部の冠水は維持される。

スロッシング発生時、運転員は現場の漏えい検知器、SFP水位の低下、燃料貯蔵プールエリアの線量率上昇等により事象を認知できるため、検知は容易である。

初期にSFP水位が低下し現場環境が悪化するため、原子炉建屋オペレーティングフロアでの作業を伴う対応は困難となる。ただし、水位低下が燃料有効長頂部に到達するまでの時間余裕は2日以上あり、原子炉建屋オペレーティングフロアでの作業が不要である常設スプレイ配管を用いた燃料プール代替注水系等による注水を行うことで燃料の健全性が確保される。

3. 想定事故2及び大規模損壊での想定

有効性評価では「2. 各事象の整理」で想定する事象の中で、「②SFPライナー部の破損」を除く事象に対して、燃料の損傷を防止できることを確認している。

大規模損壊は、これらの想定時に常用の注水設備及び重大事故等対処設備による注水操作ができない状態、漏えいが継続する状況（「②SFPライナー部の破損」を含む）、及び常用の注水設備及び重大事故等対処設備による注水能力を超える漏えいにより水位が維持できない状況を想定した事象である。

この対策として、燃料プール代替注水系（スプレイ機能）や放水設備等によるスプレイを実施することで使用済燃料の著しい損傷の進行の緩和及び環境への放射性物質放出の低減を行う。

4. 結論

SFPからプール水の漏えいが発生する可能性のある①～⑤の事象について検討した。

使用済燃料有効長頂部より高い位置で漏えいが停止する事象は③、④、⑤であり、基準地震動の地震の影響を考慮して発生のおそれが小さいものは②、③である。

①の「サイフォン現象による漏えい」は、逆止弁固着を想定するとBクラス配管が含まれることから漏えいが使用済燃料有効長頂部以下まで継続する恐れがあり、また注水ラインの破断により対応可能な注水手段が限定されることから有効性評価において選定している。

以 上

21. 使用済燃料プール（SFP）ゲートについて

○使用済燃料プールゲートについては、以下の理由により十分信頼性があるため、大規模な流出はない。

- (1) SFPゲートはSFPと原子炉ウエルの流路に設けられたフックに設置され、ストッパーにより浮き上がりを防止する設計とし、SFPゲートのフック及びストッパーは基準地震動 S_s による地震荷重に対し強度上問題ないことを確認。
- (2) SFPゲートについて基準地震動 S_s による地震荷重、静水圧及び動水圧（スロッシング荷重）を考慮して評価を行い、強度上問題ないことを確認。
- (3) SFPゲートパッキンの材質はシリコーンゴムであり、納入時に特性試験（耐水試験（JIS K 6258）：100℃—70 h、圧縮永久ひずみ試験（JIS K 6262）：150℃—70 h）により材料健全性を確認しており、SFP保有水が沸騰した場合においてもシート性能を確保可能。

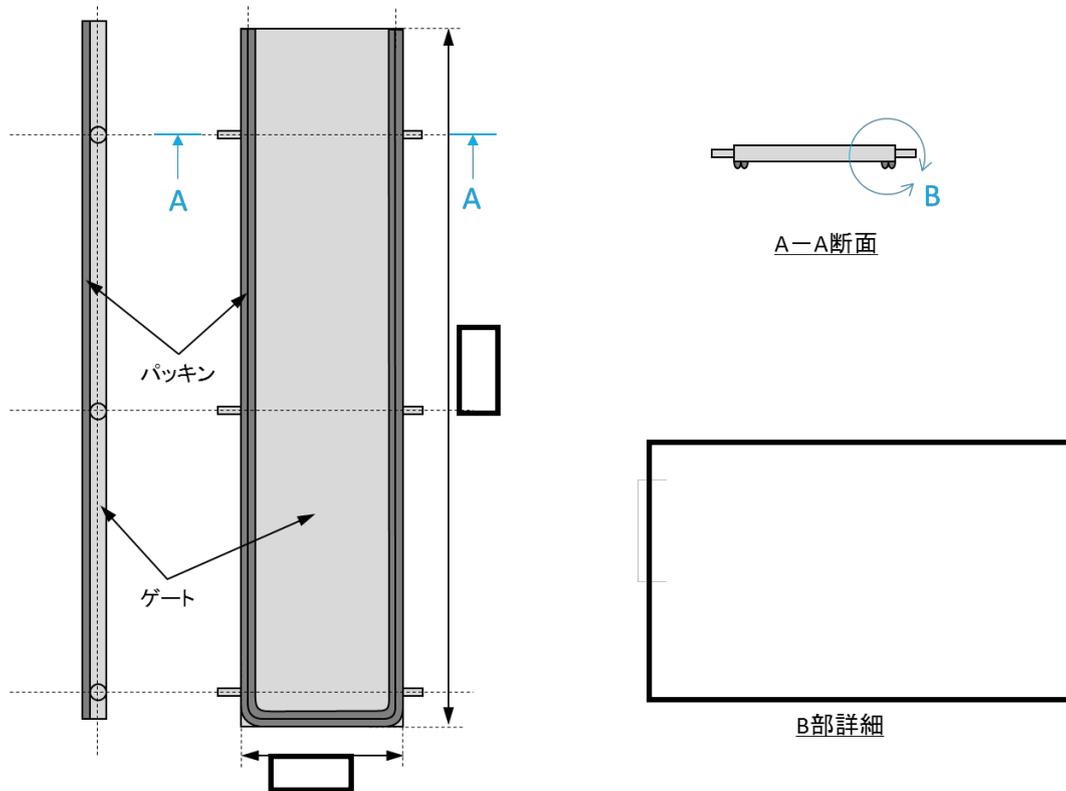


図1 SFPゲートの構造図（6号炉、内側ゲートの例）

○SFPゲートのシール機能について以下に示す。

- (1) SFPゲートは原子炉ウェルとSFPの流路に二重に設置されており，内側のゲートからリークした場合においても外側のゲートによりシート性能を確保可能。
- (2) SFPゲートのパッキンは二重シールとなっており，外側のパッキンからリークした場合においても内側のパッキンによりシート性能を確保可能。（パッキンは水圧により面圧を確保し，ストッパーにより据付状態を保持）

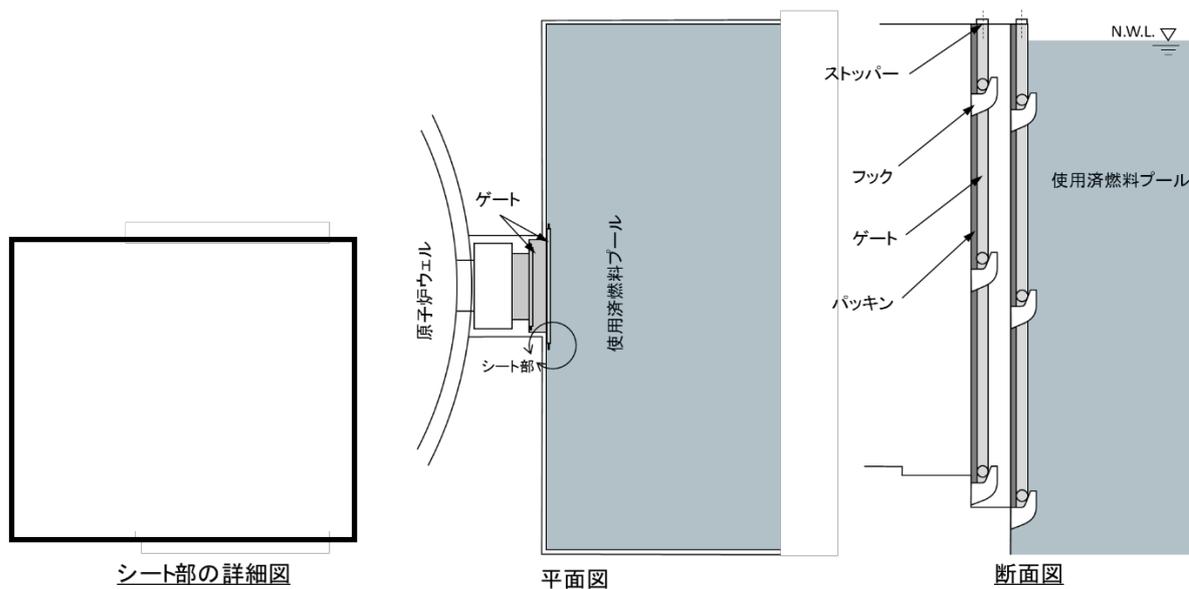


図2 SFPゲート据付状態の概要図（6号炉の例）

(参考) SFPゲートが外れた場合

万一、SFPゲートが外れることによりSFP保有水が原子炉ウェル側へ流出した場合の水位等に対する評価を参考に実施した。

○評価条件

- ・SFPゲートは、地震等が発生した場合も十分信頼性があるものであるが、保守的にSFPゲートが外れ、かつゲート下端（スロット部）まで水位が低下した場合を想定し、燃料有効長頂部まで水位が低下するまでの時間余裕を評価した。
 なお、原子炉が未開放の状態であった場合、漏えいしたSFPの保有水が、原子炉ウェルやD/Sピットに流れ込むことで原子炉ウェル側の水位を上昇させ、水位が原子炉ウェル側とSFP側が均一になった際にSFPからの保有水の漏えいを停止させることも考えられるが、ここではその効果に期待しないものとした。
- ・熱負荷は、想定事故1および想定事故2と同様に約11MWとした。
- ・サイフォン等による漏えいはサイフォンブレイク孔や現場の隔離操作により停止されるものとした。

	SFP保有水量 (流出前)	原子炉ウェル等 への流量	SFP保有水量 (流出後)	SFP水位 低下量(通常運転 水位からの低下)
6号炉	約2080m ³	約1560m ³	約520m ³	約6.7m
7号炉	約2090m ³	約1610m ³	約480m ³	約6.9m

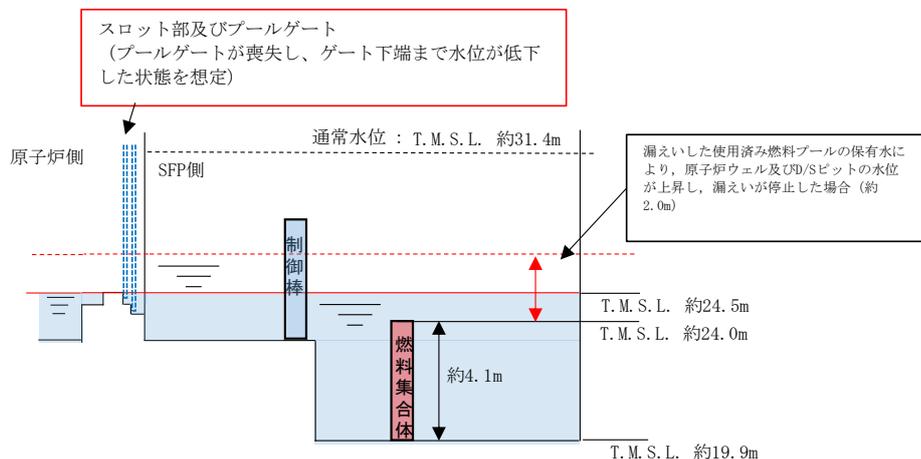
* 燃料有効長頂部冠水部は燃料有効長頂部を設定(有効性評価で保守的に用いている燃料ハンドル上部(燃料有効長頂部より0.5m程度高い位置)は用いない)

○算定結果

評価の結果、事象発生開始からSFPの保有水が沸騰を開始するまでの時間余裕は約1.7時間(7号炉の場合)であった。また、沸騰による水位低下により燃料有効長頂部まで水位が低下するまでの時間余裕は約4.7時間(7号炉の場合)であった。

水位の低下により線量率は上昇するため原子炉建屋オペレーティングフロアでの作業は困難となるが、事象開始から燃料有効長頂部まで水位が低下する時間余裕は4時間以上あるため、原子炉建屋オペレーティングフロアでの作業が不要である注水手段(燃料プール代替注水系(常設又は可搬型))により燃料損傷の防止が可能である。

	6号炉	7号炉
冷却機能停止及びゲートからの流出後、沸騰までの時間	約1.9時間	約1.7時間
事象開始から燃料有効長頂部まで水位が低下する時間	約6.7時間	約4.7時間



○まとめ

ゲート部はスロッシング荷重等を考慮しても十分に信頼性のあるものであり、かつ万一、使用済燃料プールのゲート部からリークがあった場合であっても、水位が最大6.9m低下するが、燃料が露出することはなく、燃料有効長頂部まで水位が低下する時間の約4.7時間後までに原子炉建屋オペレーティングフロアでの作業が不要である注水手段（燃料プール代替注水系（常設又は可搬型））により注水することで燃料損傷の防止が可能である。

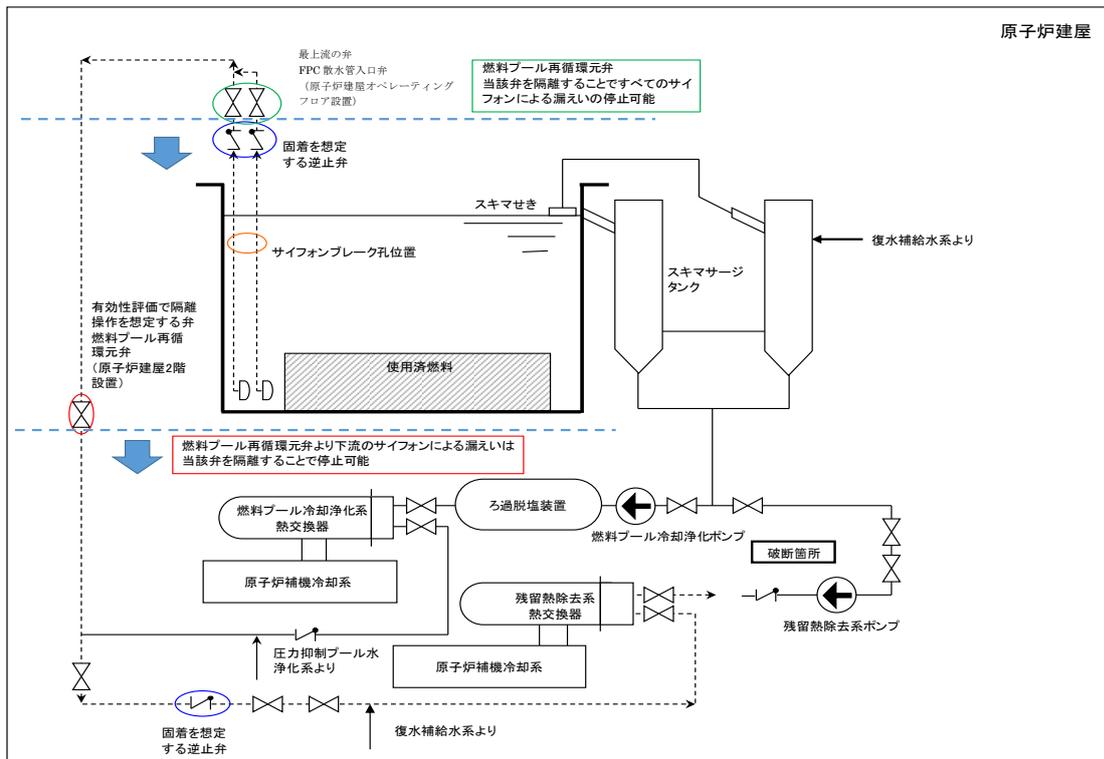
22. サイフォン現象による SFP 水の漏えい停止操作について

有効性評価の「想定事故 2」では、サイフォンブレイク孔による静的な漏えい隔離効果に期待しない場合であっても、事象発生から 150 分以内に運転員が隔離弁を閉止することで、サイフォン現象による漏えいを停止することとしている。ここではその隔離操作の確実性を示す。

隔離操作は、運転員が漏えい警報や水位の低下等による異常認知後、中央制御室からの電動弁や現場の手動弁により実施する。

現場手動弁の隔離操作は、下の系統概要図に示す弁（原子炉建屋 2 階燃料プール冷却浄化系弁室の燃料プール再循環元弁）によって行う。本対象弁は原子炉建屋 2 階に設置されており、各系統への分岐部よりも上流側の弁であるため、サイフォン現象による大部分の漏えいは当該弁の隔離操作による停止が可能である。

また当該弁より上流の配管で破断があった場合、最上流の弁（FPC 使用済燃料貯蔵プール散水管入口弁）を閉止することで確実に隔離することが可能である。



重大事故等対策概略系統図
(可搬型代替注水ポンプ)

なお、最上流の弁は原子炉建屋オペレーティングフロアに設置されており、水位低下により空間線量が高い場合はアクセスできないため、スロッシングのように初期のプール水位が低下している状況は対応が困難となるが、それらの場合はサイフォンブレイク孔が露出しており、サイフォン現象による漏えいは発生しない。

またスロッシングが発生していない状況であれば、放射線の遮蔽が維持される高さまで水位が低下するまでの時間余裕は7時間程度あること（有効性評価での想定している約70m³/hでの漏えい）に対して事象認知後1時間程度で隔離できることから、現場の線量率が悪化する前に隔離することが可能である。

スロッシング及びサイフォン現象の漏えいに対する現場操作の溢水影響は、以下の観点より操作の妨げとならないことを確認している。

- ・作業に対する時間余裕も充分あるため、スロッシングによる溢水はハッチ等の開口部より建屋最地下階への流れ落ちているため、作業の阻害とはならない。
- ・漏えい箇所が操作箇所（原子炉建屋2階）より低いフロアの場合は、漏えいが操作の妨げとならない。漏えい箇所が操作箇所と同一フロアで発生した場合であっても最上流の弁（FPC使用済燃料貯蔵プール散水管入口弁）を閉止することで隔離が可能である。
- ・アクセスルートが建屋最地下階のような最終的な溢水の滞留区画ではなく、ハッチ等の開口部による排水効果も期待できることからアクセス性に問題がない。
- ・使用済燃料プール水の温度が極端に高くなく、内包する放射性物質の濃度も高くないことから、漏えいにより、現場の温度や線量率が現場作業を阻害するまで上昇することは考えられない。

23. 格納容器過圧・過温破損シナリオにおける原子炉冷却材再循環ポンプからのリークの有無について

補足説明資料「8. 6/7号炉 原子炉冷却材再循環ポンプからのリークの有無について」において、炉心損傷防止の重要事故シーケンスの中で下部ドライウェル雰囲気温度が最も高くなる「全交流動力電源喪失」について、原子炉冷却材再循環ポンプ（RIP）のケーブル貫通部からの漏えいの発生有無の評価結果を示した。

ここでは、格納容器過圧・過温破損シナリオについて、RIPのケーブル貫通部からの漏えいの発生有無の評価を行った。

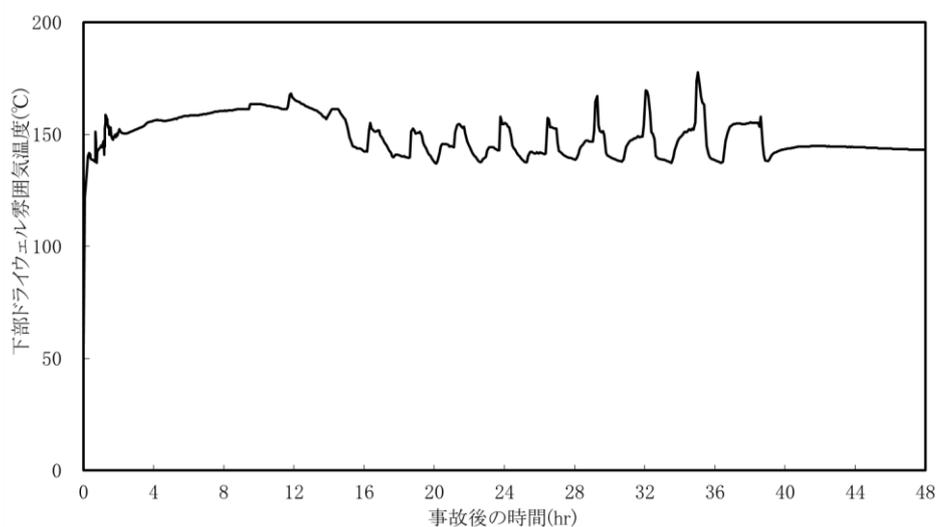
1. ケーブル貫通部からの漏えいの発生有無の評価

(1) 下部ドライウェル雰囲気温度の解析結果

格納容器過圧・過温破損シナリオのうち、事故発生約38時間後に格納容器ベントを実施するケースにおける下部ドライウェル雰囲気温度のMAAPの解析結果※を第1図に示す。

下部ドライウェル雰囲気温度は最大で約180°Cとなる。一方、ケーブル貫通部のシール部には、第1表の部品及び材料が使われており、下部ドライウェル雰囲気温度がこれらの許容温度を超える期間がある。このことから、RIP下部温度の経時的な変化を評価した。

※ 放熱量はRPVのみならず、主蒸気配管やSRVからの放熱量も考慮して設定している。しかし、MAAPでは、主蒸気配管やSRVはモデル化されていないため、RPVからPCVへの伝熱量についてはRPV表面積に比例配分される。このため、MAAP解析における下部ドライウェル雰囲気温度は保守性を含んだ結果であると考えられる。



第1図 格納容器過圧・過温破損シナリオ（代替循環冷却系を使用しない場合）の下部ドライウェル雰囲気温度

第1表 RIP のケーブル貫通部の部品及び許容温度

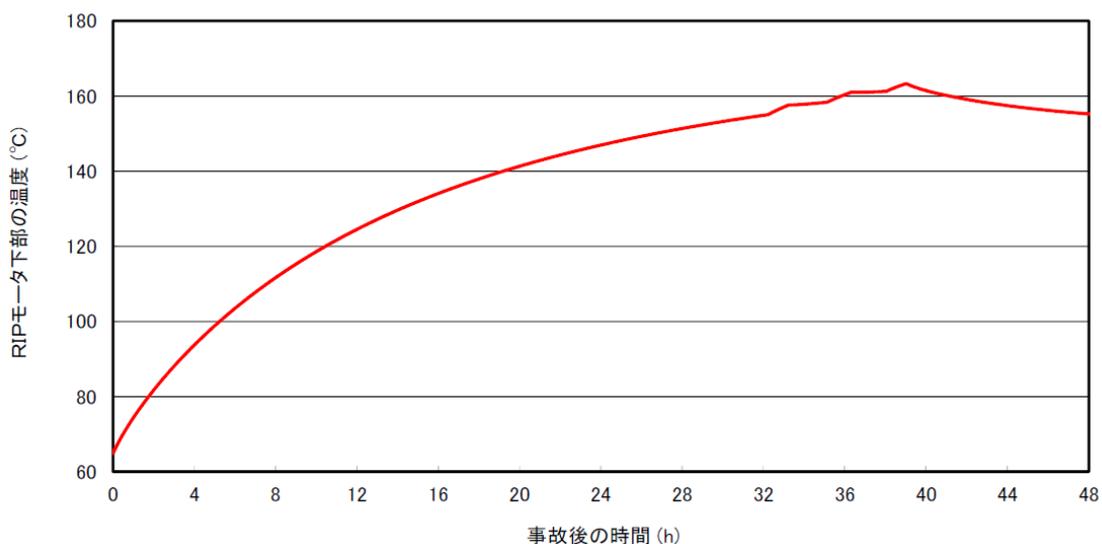
部品	材料	許容温度
シール端子モールド	硬質ゴム	約 70 [°C]
シール端子ロッド絶縁部 ／絶縁リング	FRP (繊維強化プラスチック)	約 150 [°C]

(2) RIP 下部温度の概略評価

RIP 廻りを簡易的にモデル化し、RIP 下部温度の経時的な変化を概略的に評価した。評価の仮定を以下に示す。

- ① 径方向の温度分布は無視して、軸方向の温度分布のみを考慮
- ② 軸、モータ、ケーシングの材料は区別せず、また、内部の詳細形状も無視して、一様な材料の単純な形状であるものとした（物性値は、軸とケーシングを比較した上で、結果が保守的となるケーシング常温の物性値を使用）
- ③ 伝熱について、炉水温度（炉心下部プレナム温度）と、下部ドライウエル雰囲気温度は、解析結果を包絡する保守的な評価条件を簡易的に設定した
- ④ 気体の熱伝達は、保守的な値となる $10[W/(m^2 \cdot ^\circ C)]$ を固定条件として使用した

RIP 下部温度の評価結果を第2図に示す。下部ドライウエル雰囲気温度の最大値が約 $180^\circ C$ であるのに対し、RIP 下部の最高温度としては約 $160^\circ C$ にとどまっている。



第2図 RIP モータ下部（ケーブル貫通部近傍）の温度の概略評価結果

(3) ケーブル貫通部からの漏えいの発生有無

RIP 下部の最高温度は約 160℃となるため、RIP 下部のケーブル貫通部のシール端子モールド及びそれに取り付く O リングのシール機能の維持には期待できない。

また、FRP でできたシール端子ロッド絶縁部／絶縁リングについても、許容温度を超えることになる。ただし、当該 FRP はガラスクロスと硬化エポキシ樹脂により構成されているため、以下の理由により、160℃程度の温度であれば、その基本的な形状は維持され、有意な原子炉冷却材の漏えいが発生することはないと考えられる。

① ガラスクロス

ガラスクロスの融点は 1,000℃を超えるような高い温度レベルであり、160℃程度の温度であれば、特性に有意な悪影響はない。

② 硬化エポキシ樹脂

硬化エポキシ樹脂は許容温度である約 150℃を上回り、ガラス転移温度を超えると、その機械的強度が著しく低下するとともに、熱膨張係数が大きく増加することが考えられる。

RIP に用いられている FRP については、実験により第 2 表に示すようにガラス転移温度の実力値が確認されている。これによると、当該 FRP のガラス転移温度の実力値は 175～180℃のレベルであり、160℃程度の温度であれば、FRP に有意な変形が生じる可能性は小さい。

第 2 表 RIP の FRP のガラス転移温度の実験結果

実験	ガラス転移温度[℃]
①	176.9～180.5
②	176.4～177.2

2. まとめ

格納容器過圧・過温破損シナリオにおいては、下部ドライウェル雰囲気温度は最大で約 180℃に至り、これに伴い、RIP 下部温度は 160℃程度まで上昇する可能性がある。この温度は RIP ケーブル貫通部の各部品の許容温度を上回るが、FRP で構成されているシール端子ロッド絶縁部／絶縁リング部については、160℃程度の温度であれば、FRP の基本的な形状は維持されると考えられる。

従って、格納容器過圧・過温破損シナリオにおいても、RIP ケーブル貫通部より、有意な原子炉冷却材の漏えいが発生することはないと考えられる。

以上

24. 炉心損傷及び原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉（以下「KK6/7」という。）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のうち技術支援組織が使用する手順をアクシデントマネジメントの手引き（以下「AMG」という。）に、運転員が使用する手順を事故時運転操作手順書（シビアアクシデント）（以下「SOP」という。）に整備している。このため、有効性評価における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、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^{※1}を除くと、TQUV, TQUX, TB(長期 TB, TBU, TBP, TBD), LOCA が抽出される。

このうち、TQUV, TQUX, TB(長期 TB, TBU, TBP, TBD)は、炉心損傷の時点で RPV が健全であり、RPV 内の冷却材は SRV を通じてサブプレッション・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 の健全性及び格納容器の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、原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの 10% 高い位置に到達した時点で 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 のバウンダリ機能を喪失しており、RPV 内の冷却材が上部ドライウェル（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。

また、LOCA が発生し、D/W に放出された冷却材の多くは、連通孔からその真下にあるベント管(垂直管)を通して S/C に流入すると考えられるものの、連通孔とベント管(垂直管)は直結されておらず、その間には下部 D/W に対して開放されている箇所があり、LOCA によって放出された冷却材の一部は格納容器下部に流入すると考えられる。これにより、格納

※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。

容器下部に水位が形成される可能性が考えられる。

炉心損傷後の手順として、RPV の破損及び格納容器下部への溶融炉心落下に備えた格納容器下部への注水を定めており、格納容器下部の水位が 2m(注水量 180m³相当)に到達していることを確認した後、格納容器下部への注水を停止する。先述の通り、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が、この場合も同様に格納容器下部水位計にて水位 2m を確認した後、格納容器下部への注水を停止する。

溶融炉心落下時の格納容器下部の水位は、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「炉外 FCI」という。）及び溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）への対応を考慮し、2m 相当としている。しかしながら、仮に格納容器下部の水位が 2m より高い場合であっても、炉外 FCI や MCCI による格納容器の機能維持に問題は無いことを確認^{*2}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、徴候に応じて対応することとしている。

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 下鏡部温度が 300 °C に到達し、RPV 下部プレナムへの溶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格納容器下部への注水(水位 2.0 m(注水量 180m³相当))を実施する手順としている。

次に、RPV が破損した後は、格納容器下部に崩壊熱に相当する量の注水を実施する手順としている。SOP 及び AMG に定める RPV 破損の判定方法に基づき RPV の破損を判定した後は、格納容器下部に直接崩壊熱相当量の注水を実施することとしており、その注水量は格納容器外の流量計にて確認する手順としている。なお、この流量計の先に下部 D/W 以外への分岐は無く、確実に下部 D/W への注水量を確認出来る設備構成となっている。また、格納容器からの除熱が必要な場合は下部 D/W への注水と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、RPV が破損した後は、RPV 内の溶融炉心の状態、RPV 破損口の状態、格

※2 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対策の有効性評価について 「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用 添付資料 3.3.3 格納容器下部の水張りの適切性」参照。格納容器下部水位の増加によって物理現象発生時の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、格納容器下部水位が 7.0 m(リターンライン相当)の場合であっても、格納容器下部の内側鋼板の最大応力は約 278 MPa であり、水位 2 m の場合の約 32 MPa と比べて約 9 倍に増加しているが、格納容器下部の内側鋼板の降伏応力(490 MPa)を十分に下回っており、格納容器破損に至るおそれはないことを確認している。格納容器下部の水位上昇の要因が LOCA に起因する冷却材である場合、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。

格納容器下部への溶融炉心の落下量，格納容器圧力及び温度等，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に，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，AMG では RPV 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 スプレー

- ・ 開始条件：格納容器圧力 465 kPa(1.5 Pd)以上又は格納容器温度 190 °C 以上
- ・ 停止条件：格納容器圧力 390 kPa 以下
- ・ 流量：140 m³/h 以上

優先順位 2：S/C スプレー

- ・ 開始条件，停止条件及び流量は優先順位 1 と同じ

優先順位 3：格納容器下部注水

- ・ 流量：崩壊熱相当量(スクラム後 5～10 時間：50 m³/h, 10～20 時間：40 m³/h, 20 時間以降：35 m³/h)で注水

優先順位 4：RPV 破損後の RPV への注水

- ・ 流量：30 m³/h(S/C 水源で ECCS 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，中でもスプレーを優先する理由は，D/W スプレー又は S/C スプレー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 スプレーと S/C スプレーでは，より広い空間にスプレーすること等により，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 スプレーを優先することとしている。

格納容器下部の溶融炉心の冷却については，RPV 破損前の注水により 180 m³ (スクラム後 5～10 時間後の崩壊熱に換算すると約 3.6 時間分) の原子炉冷却材が確保されていること及びスプレーされた冷却材の流入により S/C 水位が上昇した後は，リターンラインから格納容器下部への冷却材の流出による格納容器下部への注水にも期待できる (通常運転水位からリターンラインまでの体積は約 810 m³ であり，流量 140 m³/h で連続スプレーする場合，スプレー開始から約 5.8 時間で S/C 水位がリターンラインに到達する。) ことを考慮し，スプレーに次ぐ優先順位としている。

RPV 破損後の RPV への注水には，RPV 内に残存する溶融炉心の冷却及び RPV 破損口から冷却材が流出することによる格納容器下部の溶融炉心の冷却にも期待できると考えられるが，RPV 破損口からの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，格納容器下部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，RPV が破損した後の注水及び除熱の優先順位については，現在改めて検

討を進めているところであり、検討の結果によっては今後、前述の優先順位は変わりうるものと考えている。

スプレイ又は注水により、S/C 水位が真空破壊弁高さまで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。

S/C 水位がリターンラインを上回る場合等、状況に応じて格納容器下部への注水の流量を抑制する余地はあると考えられるものの、格納容器下部の熔融炉心を確実に冷却する観点から、格納容器下部注水を停止する手順は定めておらず、崩壊熱相当量を注水し続ける手順としている。

以上の通り、格納容器内の状態の不確かさを考慮しても、SOP 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。

以 上

SOP-1
「RPV制御」

図1 SOPの対応フロー(1/3)

SOP-2
「PCV制御」

図1 SOPの対応フロー(2/3)

SOP-3
「R/B制御」

図1 SOPの対応フロー(3/3)

図 2 格納容器の構造図 (ABWR, RCCV 型格納容器)

事故シナシスグループ	事象と対応の概要	炉心損傷防止設備			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
		炉心冷却	格納容器除熱	電源・水源	
高圧・低圧注水機能喪失 (TQUV)	<p>【事象概要】過渡事象(全給水喪失)発生と共に高圧及び低圧のECOS注水機能喪失が発生する。これに対し代替低圧注水設備(MUWC)により炉心へ注水し、格納容器ベントにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・高圧ECOS注水機能(HPCF、RCIC) ・低圧ECOS注水機能(LPFL)</p>	<p>【高圧注水】－</p> <p>【減圧】S/R弁(8弁) ・事象発生から約14分後に手動減圧</p> <p>【低圧注水】MUWC×2台 ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・再冠水まで定格流量 ・再冠水後110m³/h、L3～L8水位維持(PVスプレイトとの切替運転)</p>	<p>【PCVスプレイト】MUWC×2台 ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・PCV圧力180kPa[range]到達以降140m³/hでスプレイト(炉注水との切替運転)</p> <p>【海水除熱】－</p> <p>【ベント】FV又は耐圧強化(W/W)ベント ・PCV圧力1Pdで実施(約17時間後)</p>	<p>【電源】外部電源 ※外部電源「無し」の場合、事象発生と同時にR1Pが全全トリップするため事故進展が遅くなる。 解析結果を厳しくするため、外部電源「有り」を想定</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・12時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p><炉心損傷防止> 炉心損傷回避のためには、約1時間までに高圧で注水する必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では炉心損傷は防止できない。</p> <p>× <格納容器破損防止> リロケーション後、MCC1の発生防止のために下部ベデスタルに7時間までに180m³(水深2m)の水張り完了させる必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では対応できない。</p> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合> 消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえ、消防車による注水の実施により、リロケーションを回避でき、RPVの破損及びPCVの破損は回避できると考えられる。</p>
高圧注水・減圧機能喪失 (TQUX)	<p>【事象概要】過渡事象(全給水喪失)発生と共に高圧のECOS注水機能及び自動減圧機能喪失が発生する。これに対し代替の自動減圧機能により原子炉を減圧、低圧ECOSにより注水し、RHRにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・高圧ECOS注水機能(HPCF、RCIC) ・自動減圧機能(ADS)</p>	<p>【高圧注水】－</p> <p>【減圧】トランジェントADS(4弁) ・L1到達10分後に自動減圧</p> <p>【低圧注水】RHR-LPFL×1台 ・定格流量、L3～L8水位維持</p>	<p>【PCVスプレイト】－</p> <p>【海水除熱】RHR-S/Cクーリング×1、RHR-SHC×2 ・12時間後にRHR-LPFLを停止、RHR-S/Cクーリング×1、RHR-SHC×2で除熱</p> <p>【ベント】－</p>	<p>【電源】外部電源</p> <p>【水源(補給含む)] S/C ・初期水量のみで対応可能 ・RHR-SHCへの移行により注水不要となる。</p>	<p>－</p>
全交流動力電源喪失 (TB)	<p>【事象概要】全交流動力電源喪失が発生すると共に、24時間は代替電源等による交流電源復旧も不可となる。これに対し容量を増強した直流電源により24時間RCICによる原子炉注水を継続し、格納容器ベントにより除熱する。24時間後からは空冷式GTGから給電したLPFLにより注水し(約30分)、水位回復後、格納容器スプレイトに切替えを行う。加えて、低圧代替注水系(常設)を起動し、これにより原子炉への注水を行う。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G)</p>	<p>【高圧注水】RCIC ・L2～L8間で水位維持</p> <p>【減圧】S/R弁(2弁) ・24時間後、RHRが待機状態になった後、手動減圧</p> <p>【低圧注水】RHR-LPFL(B)×1台 ・手動減圧後、定格流量で注水 ・原子炉水位L8になった時点で、PCVスプレイトに切替え MUWC×2台 ・RHR(A)洗浄水ライン経由で注水</p>	<p>【PCVスプレイト】RHR(B)-PCVスプレイト ・LPFLにより、原子炉水位L8に到達した時点で切替え</p> <p>【海水除熱】代替Hx ・24時間後に代替Hxを起動</p> <p>【ベント】FV又は耐圧強化(W/W)ベント ・PCV圧力1Pdで実施(約16時間後) ・原子炉減圧に合わせてベント停止</p>	<p>【電源】直流電源、空冷式GTG ・外部電源無し ・直流電源の負荷切離しを実施し、24時間RCICに供給 ・24時間後に空冷式GTGから給電</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・12時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p>○ <炉心損傷防止> 事象発生24時間後までは、RCICによる注水を継続し、その後、消防車を用いた炉注水または、MUWC(電源車からの受電)と格納容器ベントによるフィードアンドブリードを実施することで炉心損傷を防止できる。</p>
全交流電源喪失+RCIC失敗 (TBU)	<p>【事象概要】全交流動力電源喪失が発生すると共に、24時間は代替電源等による交流電源復旧も不可となる。加えて、RCICの機能喪失が重畳する。AM用直流電源により24時間HPACによる原子炉注水を継続し、格納容器ベントにより除熱する。24時間後からは空冷式GTGから給電したLPFLにより注水し(約30分)、水位回復後、格納容器スプレイトに切替えを行う。加えて、低圧代替注水系(常設)を起動し、これにより原子炉への注水を行う。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G) ・原子炉隔離時冷却系</p>	<p>【高圧注水】HPAC ・事象発生約25分で、手動起動 ・L2～L8間で水位維持</p> <p>【減圧】S/R弁(2弁) ・24時間後、RHRが待機状態になった後、手動減圧</p>	<p>【PCVスプレイト】RHR(B)-PCVスプレイト ・LPFLにより、原子炉水位L8に到達した時点で切替え</p> <p>【海水除熱】代替Hx ・24時間後に代替Hxを起動</p>	<p>【電源】AM用直流電源、空冷式GTG ・外部電源無し ・24時間HPACに供給 ・24時間後に空冷式GTGから給電</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・12時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p>○ <炉心損傷防止> 事象発生24時間後までは、HPACによる注水を継続し、その後、消防車を用いた炉注水または、MUWC(電源車からの受電)と格納容器ベントによるフィードアンドブリードを実施することで炉心損傷を防止できる。</p>
全交流電源喪失+直流電源喪失 (TBD)	<p>【事象概要】全交流動力電源喪失が発生すると共に、24時間は代替電源等による交流電源復旧も不可となる。加えて、直流電源の機能喪失が重畳する。AM用直流電源により、24時間HPACによる原子炉注水を継続し、格納容器ベントにより除熱する。24時間後からは空冷式GTGから給電したLPFLにより注水し(約30分)、水位回復後、格納容器スプレイトに切替えを行う。加えて、低圧代替注水系(常設)を起動し、これにより原子炉への注水を行う。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G) ・直流電源</p>	<p>【低圧注水】RHR-LPFL(B)×1台 ・手動減圧後、定格流量で注水 ・原子炉水位L8になった時点で、PCVスプレイトに切替え MUWC×2台 ・RHR(A)洗浄水ライン経由で注水</p>	<p>【ベント】FV又は耐圧強化(W/W)ベント ・PCV圧力1Pdで実施(約16時間後) ・原子炉減圧に合わせてベント停止</p>	<p>【電源】空冷式GTG ・外部電源無し ・24時間後に空冷式GTGから給電</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・12時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p>○ <炉心損傷防止> 事象発生24時間後までは、HPACによる注水を継続し、その後、消防車を用いた炉注水または、MUWC(電源車からの受電)と格納容器ベントによるフィードアンドブリードを実施することで炉心損傷を防止している。</p>
全交流電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)+SRV再閉失敗 (TBP)	<p>【事象概要】全交流動力電源喪失が発生すると共に、SRV1弁が開閉する。開閉着したSRVからの蒸気流出により、RCICが動作不能となるまではRCICにより注水する。事象発生から4時間後にはSRV2弁の手動閉により原子炉を減圧し、低圧代替注水系(可搬型)の注水を行う。25.5時間後からは空冷式GTGから給電したLPFLにより注水を行う。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G) ・SRV1弁開閉着</p>	<p>【高圧注水】RCIC</p> <p>【減圧】 ・開閉着したSRV1弁からの蒸気流出 ・S/R弁(2弁) ・低圧代替注水系(可搬型)の使用が可能となった時点で(約4時間後)で手動減圧</p> <p>【低圧注水】 ・低圧代替注水系(可搬型) 84m³/h(格納容器スプレイト実施前) 40m³/h(格納容器スプレイト実施～RHRによる注水まで) ・RHR-LPFL(B)×1台 定格流量で注水</p>	<p>【PCVスプレイト】 ・低圧代替注水系(可搬型) 80m³/hでスプレイト(格納容器圧力0.18MPa到達後)</p> <p>【海水除熱】代替Hx、RHR(B)-S/Cクーリング</p> <p>【ベント】 ・PCV圧力1Pdで実施(約18時間後)</p>	<p>【電源】空冷式GTG ・外部電源無し ・24時間後に空冷式GTGから給電</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・4時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p>○ 本事故シナシスは可搬型設備を使用して、炉心損傷を防止している。</p>
崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失) (TW)	<p>【事象概要】過渡事象(全給水喪失)発生と共に取水機能喪失が発生する。これに対しRCIC、MUWCで注水を継続する。20時間後に代替原子炉補冷却系を接続・起動し、RHRにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】 ・取水機能(RCW、RSW)</p>	<p>【高圧注水】RCIC ・L2～L8で水位維持</p> <p>【減圧】S/R弁(2弁) ・70分以降の8時点(約3時間後)で手動減圧</p> <p>【低圧注水】MUWC×2台 ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・70分以降(約3時間後)注水開始、再冠水まで定格流量 ・再冠水後110m³/h、L3～L8水位維持(PVスプレイトとの切替運転)</p>	<p>【PCVスプレイト】MUWC×2台 ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・再冠水後140m³/hでスプレイト(炉注水との切替運転)</p> <p>【海水除熱】代替Hx、RHR(A)-S/Cクーリング ・20時間後に代替Hxを起動</p> <p>【ベント】－</p>	<p>【電源】空冷式GTG ・外部電源無し ・70分後から給電(RHR、MUWC等に給電)</p> <p>【水源(補給含む)] CSP、消防車 ・12時間後から130m³/hでCSPに補給</p>	<p>○ <炉心損傷防止> 事象発生12時間後までは、RCICによる注水を継続し、その後、消防車を用いた炉注水または、MUWC(電源車からの受電)と格納容器ベントによるフィードアンドブリードを実施することで炉心損傷を防止できる。</p>

○: 可搬型設備で代替することで炉心損傷を防止できる
×: 可搬型設備の代替では炉心損傷を防止できない

事故シーケンスグループ	事象と対応の概要	炉心損傷防止設備			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
		炉心冷却	格納容器除熱	電源・水源	
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) (TW)	<p>【事象概要】 過渡事象(全給水喪失)発生と共に残留熱除去系機能喪失が発生する。これに対しRCIC、HPCFで注水を継続し、格納容器ベントにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・残留熱除去系(RHR) 	<p>【高圧注水】 RCIC(事象初期)、HPCF</p> <p>【減圧】 S/R弁(1弁)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・手動減圧 	<p>【PCVスプレイ】 M/WC×2台</p> <ul style="list-style-type: none"> ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・PCV圧力180kPa[gage]到達以降140m³/hでスプレイ <p>【海水除熱】 -</p> <p>【ベント】 FV又は耐圧強化(W/W)ベント</p> <ul style="list-style-type: none"> ・PCV圧力1Pdで実施(約22時間後) 	<p>【電源】 外部電源</p> <p>【水源(補給含む)】 CSP、消防車</p> <ul style="list-style-type: none"> ・12時間後から130m³/hでCSPに補給 	-
原子炉停止機能喪失 (TC)	<p>【事象概要】 過渡事象(MSIV閉)発生と共に全CR挿入失敗(AR1含む)が発生する。これに対し、代替RPTで出力上昇を抑制し、RCIC、HPCFで冠水を維持し、SLOにより未臨界を確保する。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・スクラム機能(RPS) ・代替制御挿入機能(ARI) 	<p>【原子炉停止】 代替RPT、SLO×1</p> <ul style="list-style-type: none"> ・SLO注入はスクラム失敗確認から10分後 <p>【高圧注水】 M/D-RFP、RCIC、HPCF</p> <ul style="list-style-type: none"> ・M/D-RFP運転はホットウェル水位低下によるトリップまで ・RCIC、HPCFはD/W圧力「高」で起動、L1.5付近で水位維持 <p>【減圧】 -</p> <p>【低圧注水】 -</p>	<p>【PCVスプレイ】 -</p> <p>【海水除熱】 RHR-S/Cクーリング×3</p> <ul style="list-style-type: none"> ・S/C水温高到達から10分後 <p>【ベント】 -</p>	<p>【電源】 外部電源</p> <p>【水源】 CSP</p> <ul style="list-style-type: none"> ・高圧注水の初期水源はCSPだが、事象発生から約30秒でD/W圧力「高」によりS/Cに切り替わる。 	-
LOCA時注水機能喪失 (中小LOCA)	<p>【事象概要】 小LOCA(1cm²の破損想定)発生と共に高圧及び低圧のECOS注水機能喪失が発生する。これに対し代替低圧注水設備(M/WC)により炉心へ注水し、格納容器ベントにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・高圧ECOS注水機能(HPCF、RCIC) ・低圧ECOS注水機能(LPFL) ・自動減圧機能(ADS) 	<p>【高圧注水】 -</p> <p>【減圧】 S/R弁(8弁)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事象発生から約18分後に手動減圧 <p>【低圧注水】 M/WC×2台</p> <ul style="list-style-type: none"> ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・再冠水まで定格流量 ・再冠水後110m³/h、L3~L8水位維持(PCVスプレイとの切替運転) 	<p>【PCVスプレイ】 M/WC×2台</p> <ul style="list-style-type: none"> ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・PCV圧力180kPa[gage]到達以降140m³/hでスプレイ(炉注水との切替運転) <p>【海水除熱】 -</p> <p>【ベント】 FV又は耐圧強化(W/W)ベント</p> <ul style="list-style-type: none"> ・PCV圧力1Pdで実施(約17時間後) 	<p>【電源】 非常用D/G</p> <ul style="list-style-type: none"> ・外部電源無し <p>【水源(補給含む)】 CSP、消防車</p> <ul style="list-style-type: none"> ・12時間後から130m³/hでCSPに補給 	<p><炉心損傷防止></p> <p>炉心損傷回避のためには、約1時間までに高圧で注水する必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では炉心損傷は防止できない。</p> <p><格納容器破損防止></p> <p>リロケーション後、MCC1の発生防止のために下部ベデスタルに7時間までに180m³(水深2m)の水張りを完了させる必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では対応できない。</p> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合></p> <p>消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえると、消防車による注水の実施により、リロケーションを回避でき、RPVの破損及びPCVの破損は回避できると考えられる。</p>
IS-LOCA	<p>【事象概要】 ISLOCA(HPCFポンプ吸込側の配管の10cm²破損を想定)が発生する。これに対しRCIC、HPCFで注水すると共に、破断箇所を隔離する。</p> <p>【機能喪失の前提】 -</p>	<p>【高圧注水】 RCIC(事象初期)</p> <p>【減圧】 ・S/R弁(8弁)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事象発生から、15分後に中央制御室による破断箇所隔離に失敗し、漏えい抑制のために手動減圧 ・破断口からの減圧 <p>【低圧注水】 HPCF(健全側)</p>	<p>【PCVスプレイ】 -</p> <p>【海水除熱】 RHR-S/Cクーリング</p> <p>【ベント】 -</p>	<p>【電源】 非常用D/G</p> <ul style="list-style-type: none"> ・外部電源無し <p>【水源】 CSP</p>	-

格納容器破損モード	事象設定	格納容器破損防止設備			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
		損傷炉心冷却	格納容器破損防護	電源・水源	
過温・過圧破損 (代替循環冷却)	<p>【事象概要】大LOCA(SHC吸込配管の全破断を想定)発生と共に高圧及び低圧のECCS注水機能喪失及び全交流動力電源喪失が発生し、炉心損傷に至る。これに対し、70分後に空冷式GTGから給電しMUWCIにより炉心へ注水し、代替循環冷却の実施により除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・高圧ECCS注水機能(HPCF, RC1C) ・低圧ECCS注水機能(LPFL) ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G) 	<p>【高圧注水】-</p> <p>【減圧】(破断口からの減圧)</p> <p>【低圧注水】MUWC×2台(RHR(B)洗浄水ライン経由)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・70分以降注水開始、再冠水まで定格流量 ・再冠水後90m³/h、破断口~L1水位維持(PCVスプレイとの切替運転) ・代替Hxの準備が完了後、最大流量で原子炉注水 ・事象発生22時間後、MUWC全停止 ・消防車(RHR(B)洗浄水ライン経由) ・事象発生22.2時間から開始 	<p>【PCVスプレイ】MUWC×2台</p> <ul style="list-style-type: none"> ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・再冠水後140m³/hでスプレイ(炉注水との切替運転) ・20.1時間後、最大流量でPCVスプレイを実施 <p>【海水除熱】代替Hx</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事象発生20時間後準備完了 <p>【代替循環冷却】MUWCを用いた代替循環冷却</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事象発生22.5時間から開始 	<p>【電源】空冷式GTG</p> <ul style="list-style-type: none"> ・70分後から給電(MUWCIに給電) <p>【水源(補給含む)】CSP、消防車</p> <ul style="list-style-type: none"> ・12時間後から130m³/hでCSPに補給 	<p>×</p> <p><炉心損傷防止> 炉心損傷回避のためには、約1時間までに高圧で注水する必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では炉心損傷は防止できない。</p> <p><格納容器破損防止> リロケーション後、MCCIの発生防止のために下部ベDESTALに7時間までに180m³(水深2m)の水張りを完了させる必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では対応できない。</p> <hr/> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合> 消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえると、消防車による注水の実施により、リロケーションを回避でき、RPVの破損及びベント等によりPCVの破損は回避できると考えられる。</p>
過温・過圧破損 (格納容器ベント)	<p>【事象概要】大LOCA(SHC吸込配管の全破断を想定)発生と共に高圧及び低圧のECCS注水機能喪失及び全交流動力電源喪失が発生し、炉心損傷に至る。これに対し、70分後に空冷式GTGから給電しMUWCIにより炉心へ注水し、格納容器ベントにより除熱する。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・高圧ECCS注水機能(HPCF, RC1C) ・低圧ECCS注水機能(LPFL) ・全交流動力電源(外部電源、非常用D/G) ・代替循環冷却 	<p>【高圧注水】-</p> <p>【減圧】(破断口からの減圧)</p> <p>【低圧注水】MUWC×2台(RHR(B)洗浄水ライン経由)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・70分以降注水開始、再冠水まで定格流量 ・再冠水後90m³/h、破断口~L1水位維持(PCVスプレイとの切替運転) 	<p>【PCVスプレイ】MUWC×2台</p> <ul style="list-style-type: none"> ・RHR(B)洗浄水ライン経由で注入 ・再冠水後140m³/hでスプレイ(炉注水との切替運転) <p>【海水除熱】-</p> <p>【ベント】FV又は耐圧強化(W/W)ベント</p> <ul style="list-style-type: none"> ・PCV圧力2Pdで実施(約38時間後) 	<p>【電源】空冷式GTG</p> <ul style="list-style-type: none"> ・70分後から給電(MUWCIに給電) <p>【水源(補給含む)】CSP、消防車</p> <ul style="list-style-type: none"> ・12時間後から130m³/hでCSPに補給 	<p>×</p> <p><炉心損傷防止> 炉心損傷回避のためには、約1時間までに高圧で注水する必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では炉心損傷は防止できない。</p> <p><格納容器破損防止> リロケーション後、MCCIの発生防止のために下部ベDESTALに7時間までに180m³(水深2m)の水張りを完了させる必要があるが、可搬型設備の使用開始は12時間を想定しているため、可搬型設備では対応できない。</p> <hr/> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合> 消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえると、消防車による注水の実施により、リロケーションを回避でき、RPVの破損及びベント等によりPCVの破損は回避できると考えられる。</p>

○:可搬型設備で代替することで炉心損傷を防止できる
×:可搬型設備の代替では炉心損傷を防止できない

格納容器破損モード	事象設定	格納容器破損防止設備			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	
		損傷炉心冷却	格納容器破損防護	電源・水源		
高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (HPME/DCH) 溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI)	<p>【事象概要】高圧及び低圧のEGCS注水機能、自動減圧機能、重大事故等対処設備の原子炉注水機能の喪失が発生、低圧注水機能を喪失しているため手順に従い手動減圧をせず、原子炉が高圧の状態での炉心損傷に至る(※)。この後、手順に従いBAF+燃料有効長10%で手動減圧する。溶融炉心落下前(RPV下鏡300°Cを起点)にベデスタルへの2mの水張りをを行うと共に格納容器スプレイを行い確実に原子炉の減圧を継続する。RPV破損に伴い溶融炉心と水との相互作用による荷重が生じるが、PCVの健全性は維持される。また2mの水張り及び溶融炉心落下後のベデスタルへの注水によりコア・コンクリート反応は抑制される。その後は注水先を原子炉ではなく下部D/Wとした代替循環冷却を行い格納容器の除熱を継続する。</p> <p>※重大事故等対処設備(MUWCによる炉注水)に期待する場合、上記事象による炉心損傷は防止できるため、重大事故等対処設備による炉注水にも期待していない。</p> <p>【機能喪失の前提】</p> <ul style="list-style-type: none"> 高圧EGCS注水機能 (HPCF, RC1C) 自動減圧機能 (ADS) 低圧EGCS注水機能 (LPFL) 低圧代替注水系 (MUWC) 	<p>【高圧注水】－</p> <ul style="list-style-type: none"> 減圧 S/R弁(2弁) 原子炉水位BAF+10%で手動減圧 <p>【低圧注水】－</p>	<p>【PCVスプレイ】代替格納容器スプレイ</p> <ul style="list-style-type: none"> RPV下鏡温度300°Cで開始 (SRV環境温度緩和、70m³/h) PCV圧力465kPa[gage]で開始、390kPa[gage]で停止 (130m³/h) <p>【ベデスタル注水】MUWC</p> <ul style="list-style-type: none"> RPV破損前(下鏡温度300°C(3.7時間後)から2m(90m³/hで2時間)の水張り RPV破損後は20時間後までMUWCで崩壊熱相当量の注水 <p>【海水除熱】代替Hx</p> <ul style="list-style-type: none"> 事象発生20時間後準備完了 <p>【代替循環冷却】MUWCを用いた代替循環冷却(※)</p> <ul style="list-style-type: none"> 事象発生20.5時間から開始 <p>※本シナリオでの注水先は原子炉ではなく下部D/W</p>	<p>【電源】非常用D/G</p> <p>【水源(補給含む)】CSP、消防車</p> <ul style="list-style-type: none"> 12時間後から130m³/hでCSPに補給 	—	—
溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)					×	<p><格納容器破損防止></p> <p>リロケーション後、MCCIの発生防止のために下部ベデスタルに7時間までに180m³(水深2m)の水張りを完了させる必要があるが、可搬型設備では対応できない。</p> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合></p> <p>消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえると、消防車によるベデスタルへの注水の実施及びベントにより、PCVの破損は回避できると考えられる。</p>
水素燃焼	過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。	過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。	過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。	過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。	×	<p><炉心損傷防止></p> <p>過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。</p> <p><格納容器破損防止></p> <p>過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。</p> <p>水素燃焼の観点では、炉心損傷及びRPV破損有無に係らず事象発生から7日間は酸素濃度が可燃限界の5vol%に到達しない。</p> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合></p> <p>過温・過圧破損(代替循環冷却)と同じ。</p> <p>水素燃焼の観点では、炉心損傷及びRPV破損有無に係らず事象発生から7日間は酸素濃度が可燃限界の5vol%に到達しない。</p>

○:可搬型設備で代替することで炉心損傷を防止できる
 ×:可搬型設備の代替では炉心損傷を防止できない

No	事故シナリオ	起回事象	重大事故等対処設備等				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	
			冷却材漏えい・隔離	注水	除熱	サポート系(電源等)		
1	想定事故1	冷却機能および注水機能喪失	なし	燃料プール代替注水系 ・常設スプレイヘッド等を使った可搬型代替注水ポンプ(A-2級)による注水 (12時間後)	期待しない	・非常用ディーゼル発電機(外電喪失時)による給電有り ・水源:淡水貯水池	—	—
2	想定事故2	サイフォン現象等による使用済燃料プール水の小規模な喪失	漏えいあり 隔離操作は現場(2F弁室)にて実施を想定	燃料プール代替注水系 ・常設スプレイヘッド等を使った可搬型代替注水ポンプ(A-2級)による注水 (12時間後)	期待しない	・非常用ディーゼル発電機(外電喪失時)による給電有り ・水源:淡水貯水池	—	—

○:可搬型設備で代替することで炉心損傷を防止できる
 ×:可搬型設備の代替では炉心損傷を防止できない

No	事故シーケンス	起因事象	重大事故等対処設備等					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	
			停止系	減圧	注水	除熱	サポート系(電源等)		
1	崩壊熱除去機能喪失	運転中の残留熱除去系の故障	—	炉圧上昇に伴い手動減圧実施する。	待機中の残留熱除去系による低圧注水モード(2時間後)	注水完了後、残留熱除去系による原子炉停止時冷却モード	・非常用ディーゼル発電機による電源あり ・水源: サプレッション・チェンバのプール水	—	—
2	全交流動力電源喪失	全交流動力電源喪失	—	炉圧上昇に伴い手動減圧実施する。	低圧代替注水系(常設)(145分後)	代替原子炉補機冷却系、常設代替交流電源設備を用いた残留熱除去系による原子炉停止時冷却モード(20時間後)	・代替原子炉補機冷却系 ・常設代替交流電源設備 ・水源: 復水貯蔵槽(水源切り替え不要)	×	<p><炉心損傷防止> 崩壊熱による冷却材の蒸発により、有効燃料棒頂部まで約5時間で至るため、可搬型設備での代替では炉心損傷は防げない。</p> <p><格納容器破損防止> 12時間後からの可搬型設備を用いた注水の実施により、格納容器破損は防止できる可能性がある。</p> <p><可搬型設備の実力値を考慮した場合> 消防車の注水は、事象発生後1時間で開始した訓練実績を踏まえ、消防車による注水の実施により、燃料損傷を防止できると考えられる。</p>
3	原子炉冷却材の流出	RHRの系統切替え時ミニマムフロー弁の閉操作忘れ	—	—	残留熱除去系による低圧注水モード(2時間後)	注水完了後、残留熱除去系による原子炉停止時冷却モード	・非常用ディーゼル発電機による電源あり ・水源: サプレッション・チェンバのプール水	—	—
4	反応度の誤投入	運転停止中の原子炉において、制御棒1本が全引抜されている状態から、他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって連続的に引き抜かれる事象を想定	安全保護系(SRNMペリオド短縮)	—	—	—	【電源】外部電源 制御棒引き抜き阻止スクラム	—	—

○: 可搬型設備で代替することで炉心損傷を防止できる
×: 可搬型設備の代替では炉心損傷を防止できない

26. 高圧・低圧注水機能喪失及び LOCA 時注水機能喪失シナリオにおける
原子炉圧力の最大値の差異について

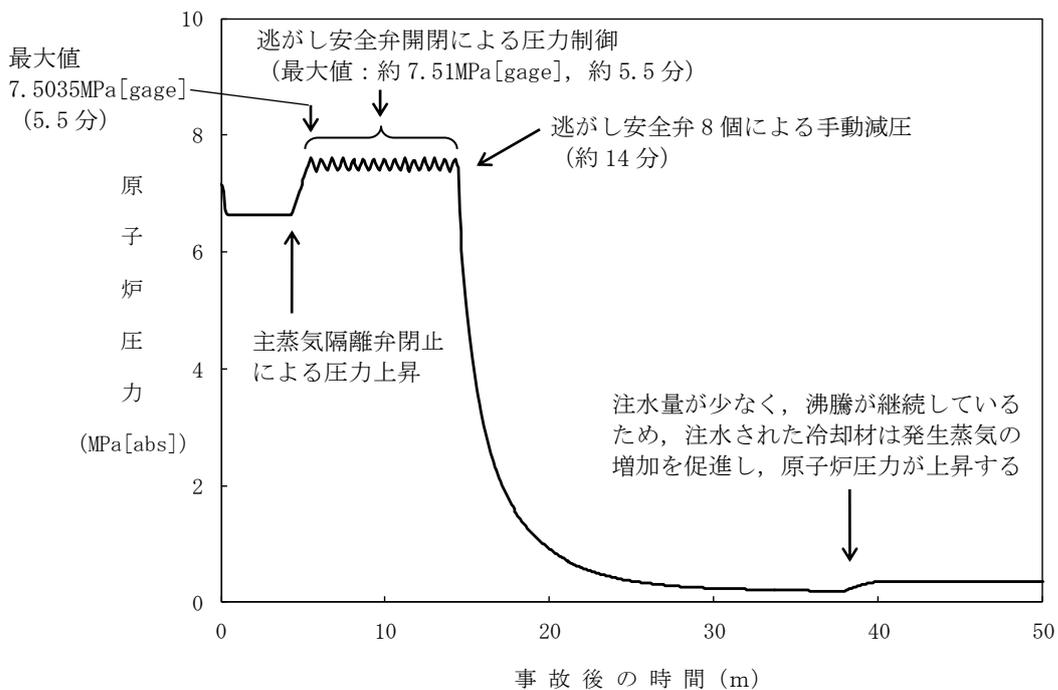
「高圧・低圧注水機能喪失」及び「LOCA 時注水機能喪失」の重要事故シーケンスにおいて、原子炉圧力は主蒸気隔離弁閉止後に逃がし安全弁により圧力制御される。第 1 表にそれぞれの重要事故シーケンスにおける原子炉圧力の最大値、第 1 図及び第 2 図に原子炉圧力の推移を示す。

「高圧・低圧注水機能喪失」及び「LOCA 時注水機能喪失」において、原子炉圧力の最大値に差異が生じる理由は、同じ圧力設定である逃がし安全弁による圧力制御となるため、理論的には同等の値となるが、第 1 図及び第 2 図に示すとおり逃がし安全弁による圧力制御に移行する時間及び原子炉減圧時間が異なることから、取得される解析値が異なり、その後の数値処理により差異が生じたためである。

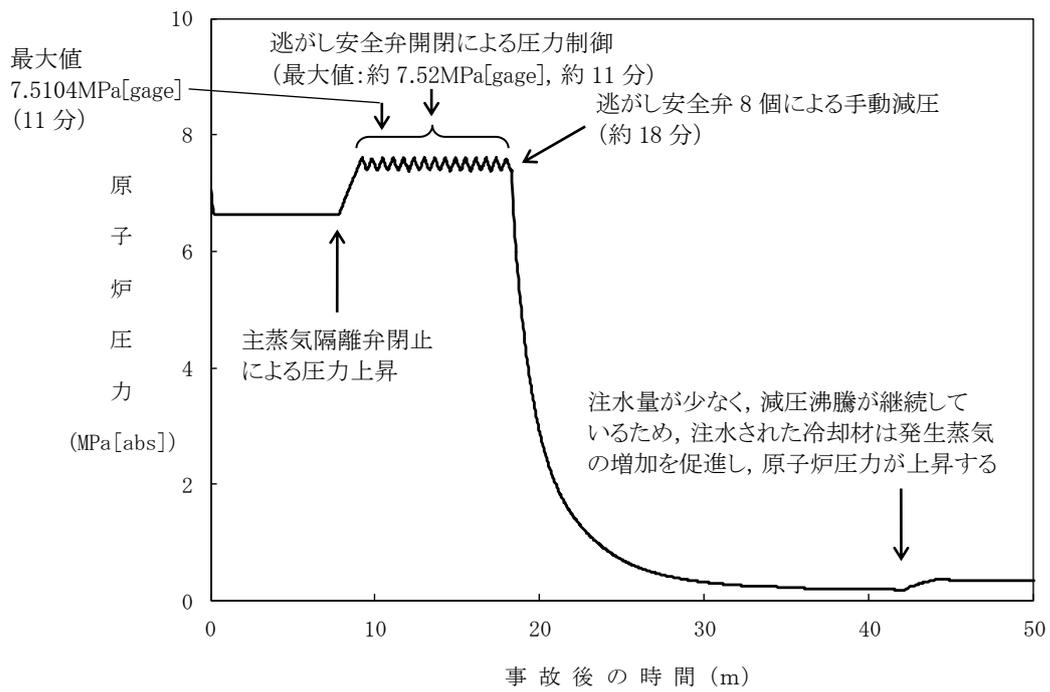
なお、上記により生じた差異は評価項目である 10.34MPa[gage]に対して十分小さい値である。

第 1 表 原子炉圧力の最大値と申請書記載値

	解析値 (MPa[gage]) () 内は時刻	申請書記載値 (MPa[gage])
TQUV	7.5035 (330 秒)	7.51
中小破断 LOCA	7.5104 (666 秒)	7.52



第 1 図 原子炉圧力の推移 (高圧・低圧注水機能喪失)



第2図 原子炉圧力の推移 (LOCA時注水機能喪失)

27. 有効性評価「水素燃焼」における、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気体組成の推移についての補足説明

有効性評価「水素燃焼」における、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気体組成の推移のうち、主にドライ条件での酸素濃度の変化の理由について説明を補足し、図1に示す。

また、本事象への対応中に水蒸気の凝縮が急速に進んだ場合の影響を保守的に確認する観点から、残留熱除去系が機能喪失した状態で本事象に至っている状況を踏まえると非現実的な想定ではあるが、事象発生から16時間で残留熱除去系が復旧し、更に、実際には流量を調整しながらスプレイを実施するため非現実的な運転操作の想定であるが、ドライウエルへの格納容器スプレイ(流量 $954\text{m}^3/\text{h}$)が連続で実施された場合の影響を評価した。残留熱除去系によるドライウエルへの格納容器スプレイは、有効性評価「水素燃焼」においてドライウエルの水蒸気濃度が低下傾向を示した時点(事象発生から約16時間後の、ドライウエルの水蒸気の濃度が99%を下回った時点)から開始するものとした。評価結果の気相濃度の推移を図2及び図3に示す。

図2及び図3から、仮に、本事象への対応中に水蒸気の凝縮が急速に進んだ場合であっても、格納容器内には窒素及び水素を主とする非凝縮性ガスが相当量存在しているため、格納容器内が負圧になることは無く、また、ドライウエルの圧力が低下すると、酸素濃度5%未満の気体がサプレッション・チェンバから流入するため、ドライウエルの酸素濃度が5%を上回ることは無いことを確認した。

即ち、有効性評価「水素燃焼」において、ドライ条件でのドライウエルの気体組成の約6時間後から約18時間後に示されているような、酸素濃度が5%を上回る状況に至ることは無い。

更に、SGTSの起動による原子炉建屋の雰囲気温度の低下に伴い、格納容器内の水蒸気が凝縮して格納容器内の酸素濃度が上昇する可能性も考えられるが、原子炉格納容器は厚さ約2mのコンクリートであるため、原子炉建屋の温度変化が原子炉格納容器内の雰囲気温度に有意な影響を与えることは無いと考えられる。

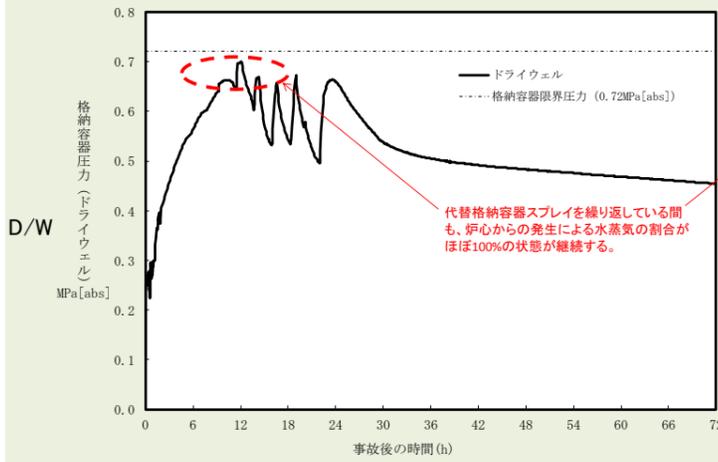
ここで、原子炉格納容器の壁面温度に着目することとし、有効性評価「水素燃焼」においてより高い温度を経験するドライウエル内壁面及び外壁面の温度の推移を図4に、原子炉建屋の雰囲気温度の推移を図5に示す。図4及び図5から、原子炉格納容器の内壁面の温度変化に対して外壁面の温度変化は小さく、原子炉建屋の雰囲気温度に与える影響は小さいことが確認できる。

さらに、原子炉建屋の雰囲気温度が変化した場合の影響を確認すると、原子炉

格納容器から原子炉建屋への除熱量は、ドライウェル内壁面温度が 170℃、原子炉建屋の雰囲気温度が 30℃の場合で約 0.32MW、原子炉建屋の雰囲気温度を保守的に 0℃とした場合でも約 0.38MW であり、これらの放熱量は、有効性評価「水素燃焼」における代替循環冷却系の除熱量(約 22.5 時間以降で約 12~15MW)と比較しても十分に小さいことから、SGTS の起動による原子炉建屋の温度変化を想定しても、原子炉格納容器内の雰囲気温度及び圧力に有意な影響を与えることは無く、格納容器内の気体組成に対しても有意な影響は無いと考える。

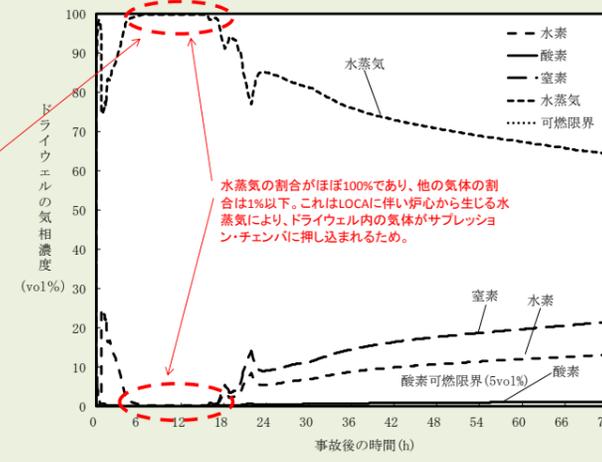
以 上

格納容器圧力(絶対圧表示)



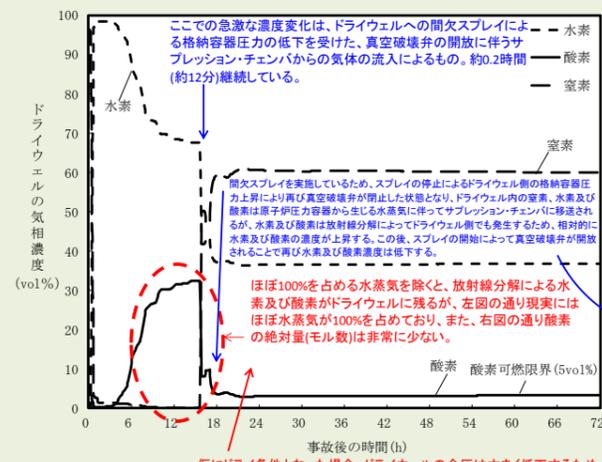
代替格納容器スプレイを繰り返している間も、炉心からの発生による水蒸気の割合がほぼ100%の状態が継続する。

ウェット条件(気体の濃度の推移)



水蒸気の割合がほぼ100%であり、他の気体の割合は1%以下。これはLOCAに伴い炉心から生じる水蒸気により、ドライウエル内の気体がサブプレッション・チェンバに押し込まれるため。

ドライ条件(気体の濃度の推移)

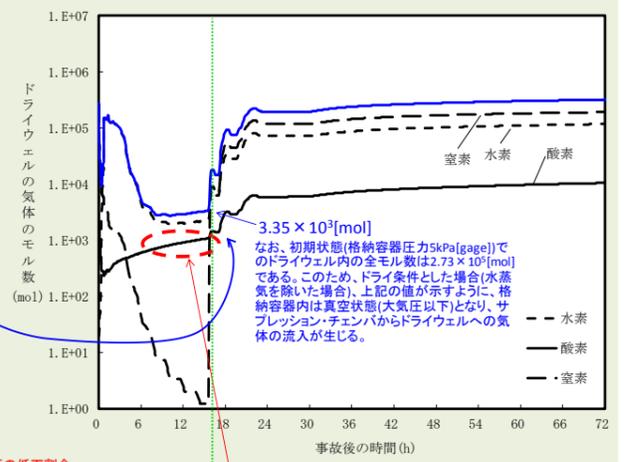


ここでの急激な濃度変化は、ドライウエルへの間欠スプレイによる格納容器圧力の低下を受けた、真空破壊弁の開放に伴うサブプレッション・チェンバからの気体の流入によるもの。約0.2時間(約12分)継続している。

間欠スプレイを実施しているため、スプレイの停止によるドライウエル側の格納容器圧力上昇により再び真空破壊弁が閉じた状態となり、ドライウエル内の窒素、水素及び酸素は原子炉圧力容器から生じる水蒸気に伴ってサブプレッション・チェンバに移送されるが、水素及び酸素は放射線分解によってドライウエル側でも発生するため、相対的に水素及び酸素の濃度が上昇する。この後、スプレイの開始によって真空破壊弁が開放されると再び水素及び酸素濃度は低下する。

ほぼ100%を占める水蒸気を除くと、放射線分解による水素及び酸素がドライウエルに残るが、左図の通り現実にはほぼ水蒸気が100%を占めており、また、右図の通り酸素の絶対量(モル数)は非常に少ない。

ドライ条件(気体のモル数)

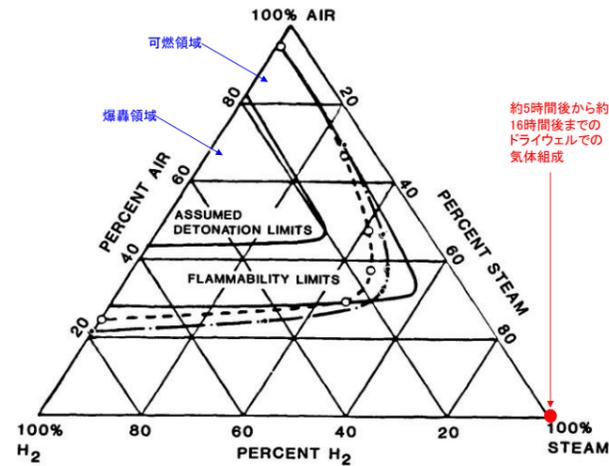
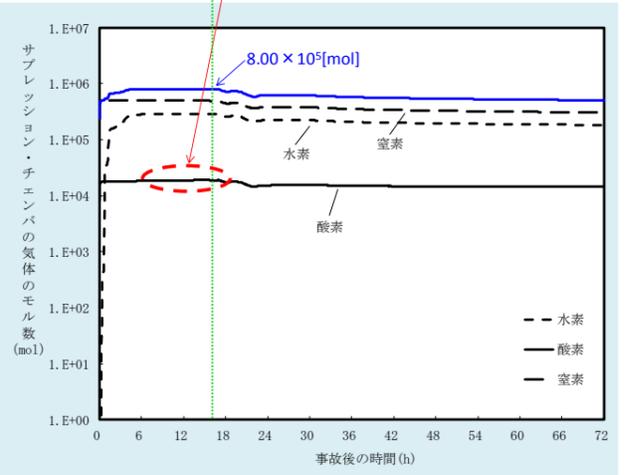
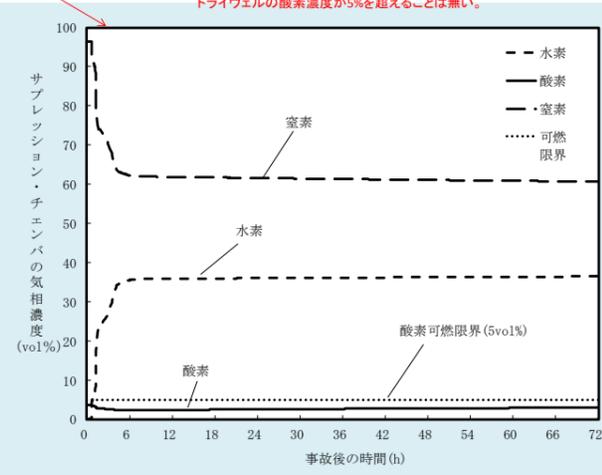
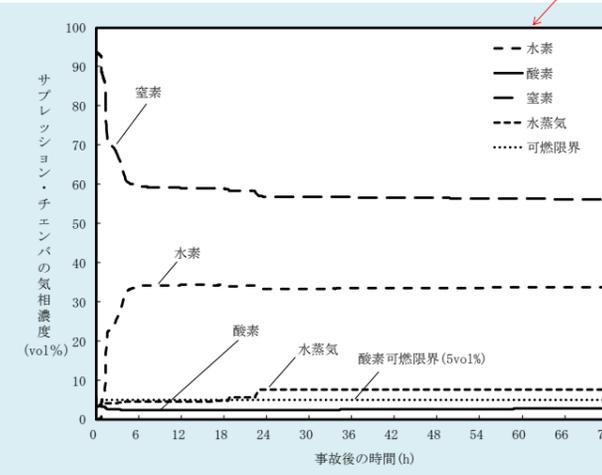
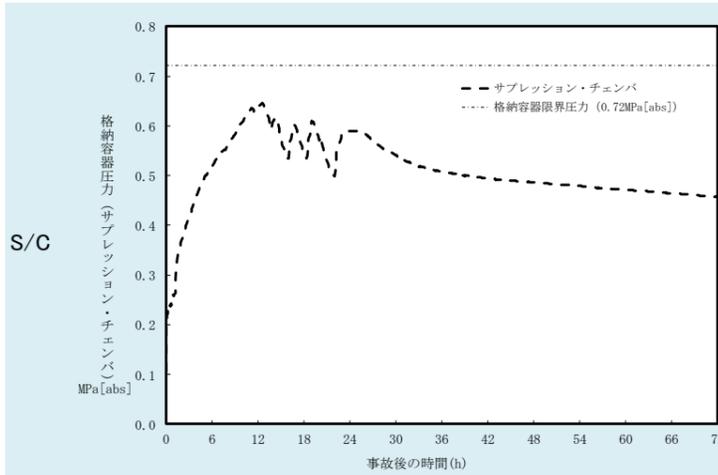


3.35 × 10⁵ [mol]
なお、初期状態(格納容器圧力5kPa[gage])でのドライウエル内の全モル数は2.73 × 10⁵ [mol]である。このため、ドライ条件とした場合(水蒸気を除いた場合)、上記の値が示すように、格納容器内は真空状態(大気圧以下)となり、サブプレッション・チェンバからドライウエルへの気体の流入が生じる。

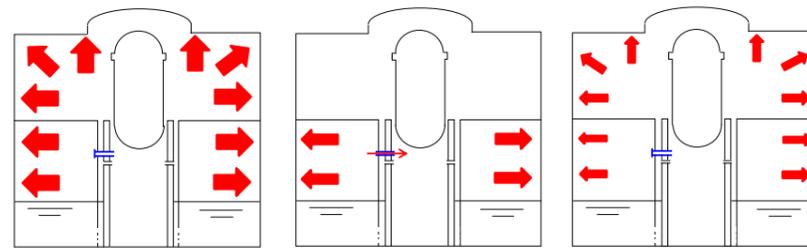
ドライウエルの気体組成はウェット条件とドライ条件(水蒸気の有無)が大きく変化するが、サブプレッション・チェンバではスクラビングにより水蒸気が水に戻されるため、水蒸気の濃度が低く、ウェット条件とドライ条件で大きな違いはない。

仮にドライ条件となった場合、ドライウエルの全圧は大きく低下するため、全圧の低下割合が小さいサブプレッション・チェンバから気体が入る。右上図の通り、ドライ条件でのドライウエルの気体の絶対量(モル数)は、右下図の通り、ドライ条件でのサブプレッション・チェンバの気体の絶対量(モル数)に比べて少ないため、サブプレッション・チェンバからドライウエルへの流入が生じると、ドライウエルの気体組成はサブプレッション・チェンバとほぼ同じになる。(約16時間後以降のドライ条件での気体組成参照)サブプレッション・チェンバの気体の組成は酸素濃度が2~3%であり、気体の流入が生じてもドライウエルの酸素濃度が5%を超えることはない。

ドライ条件でのドライウエルの酸素濃度が5%を超える期間について、ドライウエルとサブプレッション・チェンバの酸素の絶対量(モル数)を比較すると10倍以上サブプレッション・チェンバの絶対量が多い。



FLAMMABILITY LIMITS
 — 68°F - 187°F AT 0 psig (20°C - 86°C AT 101 kPa)
 ○ - - - 300°F - 0 psig (149°C - 101 kPa)
 ● - - - 300°F - 100 psia (149°C - 892 kPa)



ウェット状態で維持されている格納容器内がドライ状態になった場合の気体の移動

ドライ状態となった場合の気体の移動と移動を考慮した場合のドライウエルの酸素濃度

仮にD/WとS/Cがドライ条件になると、ドライウエルの全圧が大幅に低下するため、S/CからD/Wに真空破壊弁を通じて気体が入ることとなる。

この流入により、D/WとS/Cの全モル濃度(全圧)が等しくなるものとする。この時、

○ D/Wのモル数
 $D_0 \times V_0 + D_n \times V_n = D_1 \times V_0$
 より、
 $D_0 + D_n = D_1$... ①

○ S/Cのモル数
 $S_0 \times V_s = S_1 \times V_s - D_n \times V_0$
 より、
 $S_1 = S_0 - D_n(V_0/V_s)$... ②

○ D/W及びS/Cの均一化
 $D_1 = S_1$... ③

であり、ドライ条件でのD/Wでの酸素濃度が最大となる。事象発生から15.6時間後について計算すると、

$$D_0 = 3.35 \times 10^5 \text{ [mol]} / (7350 \text{ [m}^3] \times 1000 \text{ [l/m}^3]) = 4.56 \times 10^4 \text{ [mol/l]}$$

$$S_0 = 8.00 \times 10^5 \text{ [mol]} / ((5960 \text{ [m}^3] - 3580 \text{ [m}^3]) \times 1000 \text{ [l/m}^3]) = 3.36 \times 10^4 \text{ [mol/l]}$$

$$D_n = (S_0 - D_0) \times V_0 / (V_s + V_0)$$

$$= (3.36 \times 10^4 \text{ [mol/l]} - 4.56 \times 10^4 \text{ [mol/l]}) \times 2380 / (2380 + 7350) = 8.21 \times 10^2 \text{ [mol/l]}$$

$$D_1 = S_1 = D_0 + D_n = 8.21 \times 10^2 \text{ [mol/l]} + 4.56 \times 10^4 \text{ [mol/l]} = 8.26 \times 10^4 \text{ [mol/l]}$$

$D_1 = S_1 = D_n$ より、ドライ条件となり、S/CからD/Wへの気体の流入が生じた場合、D/WはS/Cから流入する気体で占められ、

$$D_0/D_n = 5.55 \times 10^3 < 1/100$$

であることを考慮すると、気体の組成はドライ条件でのS/Cとほぼ同等となる。このため、酸素濃度は2.4%程度となる。また、これに対し、保守的にドライ条件でのD/Wの酸素濃度の1/100を加えても、酸素濃度は約2.7%であり、5%を十分に下回る。

- D_0 : D/W内のドライ条件での全モル濃度の初期値(S/Cからの流入前)
- D_n : S/CからD/Wに流入した気体のD/W内での全モル濃度
- D_1 : S/Cからの流入が生じた後のS/Cの気体の全モル濃度
- S_0 : S/C内のドライ条件での全モル濃度の初期値(D/Wへの流入前)
- S_1 : D/Wへの流入が生じた後のS/Cの気体の全モル濃度
- V_0 : D/W空間体積
- V_s : S/C空間体積

図1 有効性評価「水素燃焼」におけるドライウエル及びサブプレッション・チェンバの気体組成についての補足説明

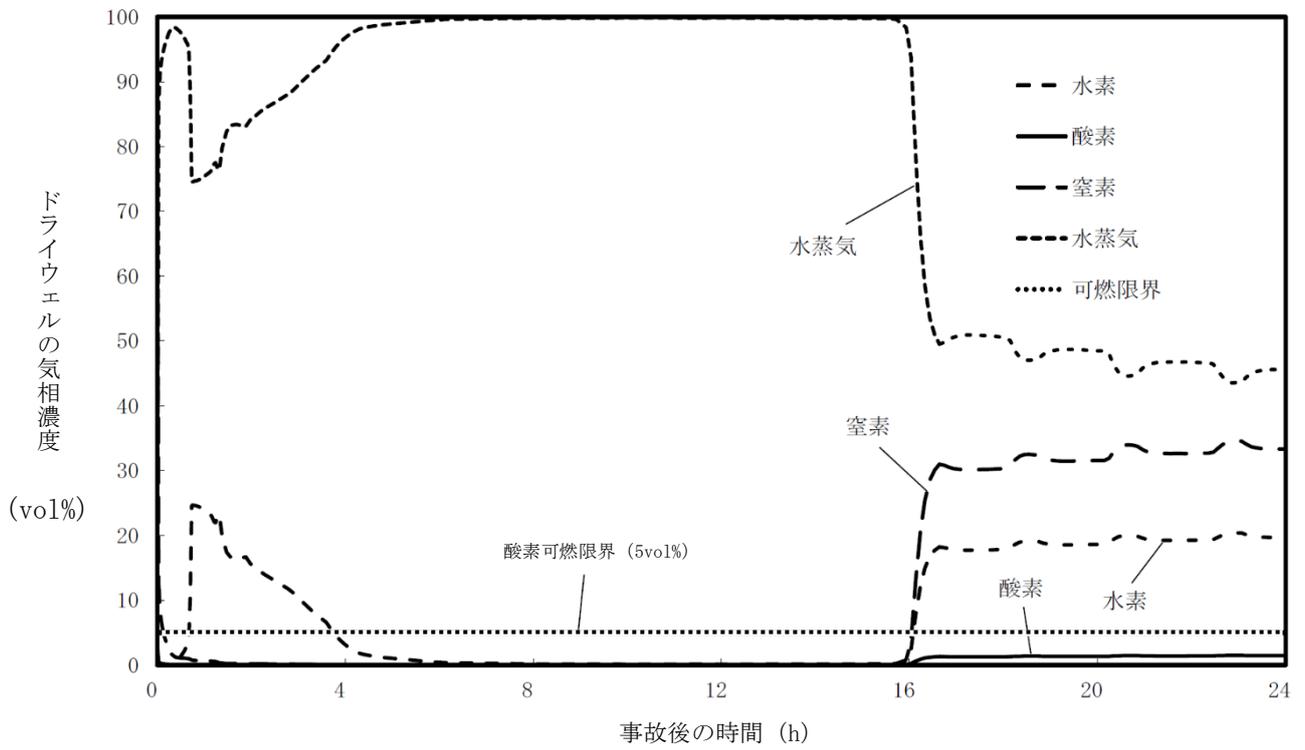


図2 ドライウエルの気相濃度 (ウェット条件)

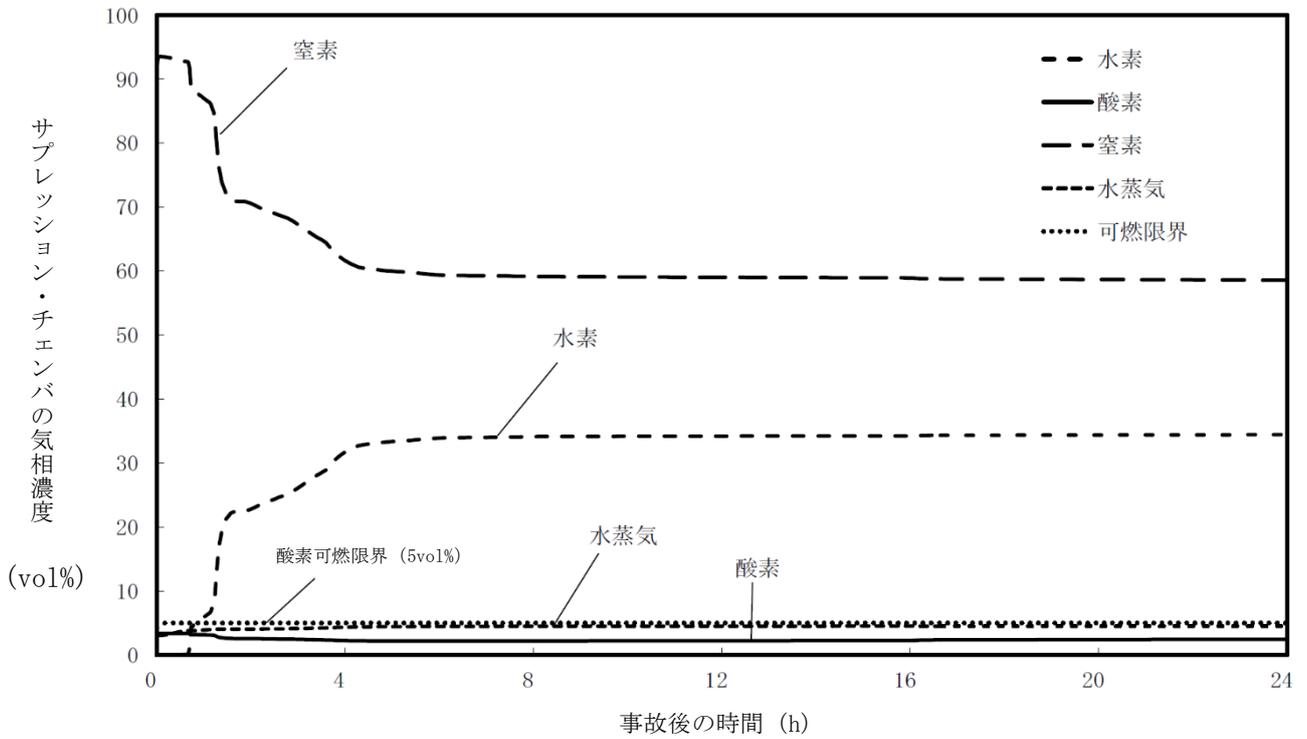


図3 サプレッション・チェンバの気相濃度 (ウェット条件)

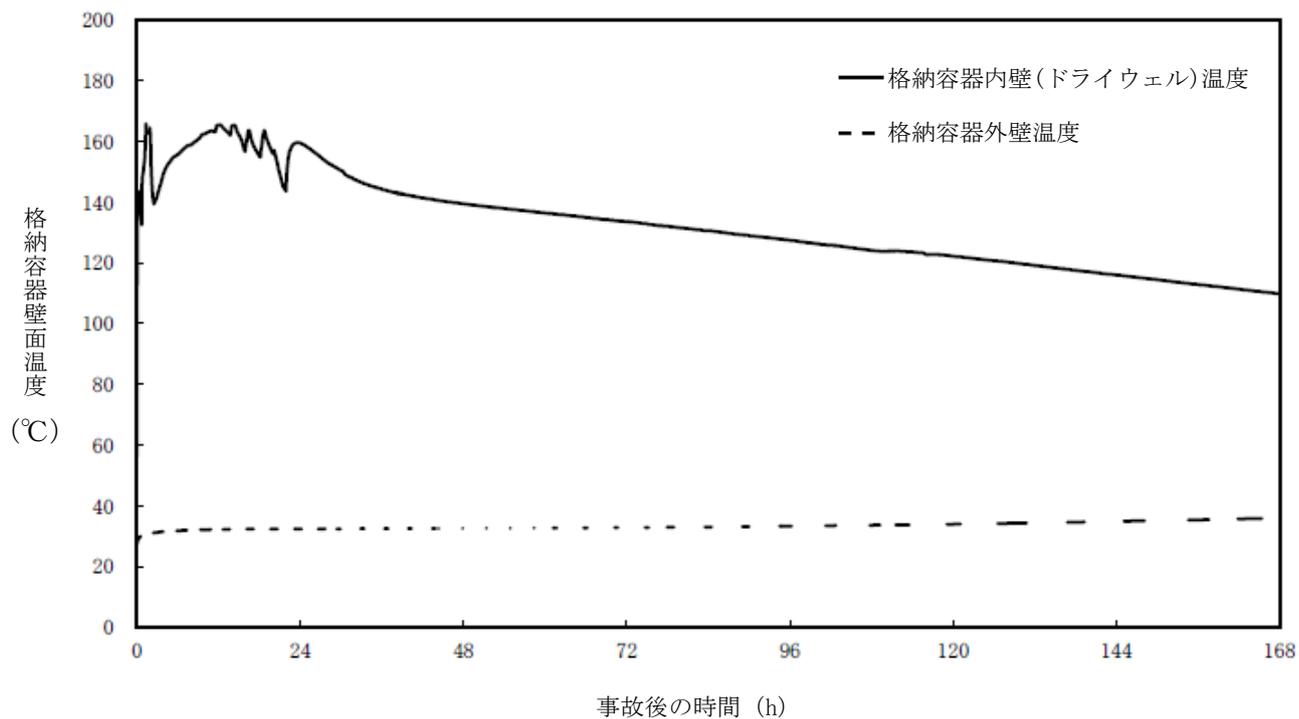


図4 格納容器壁面温度の推移

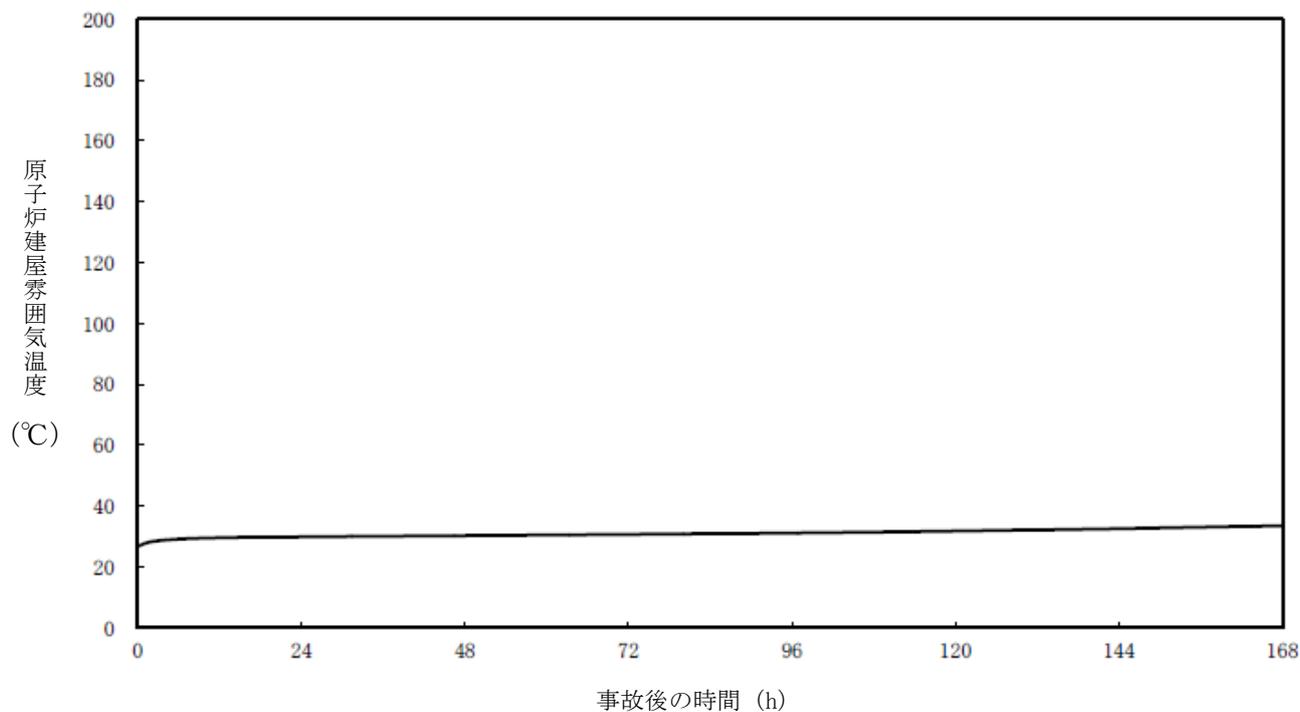


図5 原子炉建屋雰囲気温度の推移

28. 最長許容炉心露出時間及び水位不明判断曲線

(1) 最長許容炉心露出時間

最長許容炉心露出時間は、下図のとおり、原子炉停止後の経過時間に依存した曲線である。



原子炉注水により原子炉水位の有効燃料棒頂部 (TAF) 回復を確認した場合は、有効燃料棒頂部 (TAF) 以下継続時間を測定し、左図を用いて、禁止領域 (炉心損傷の可能性のある領域) に入っているかを確認する。

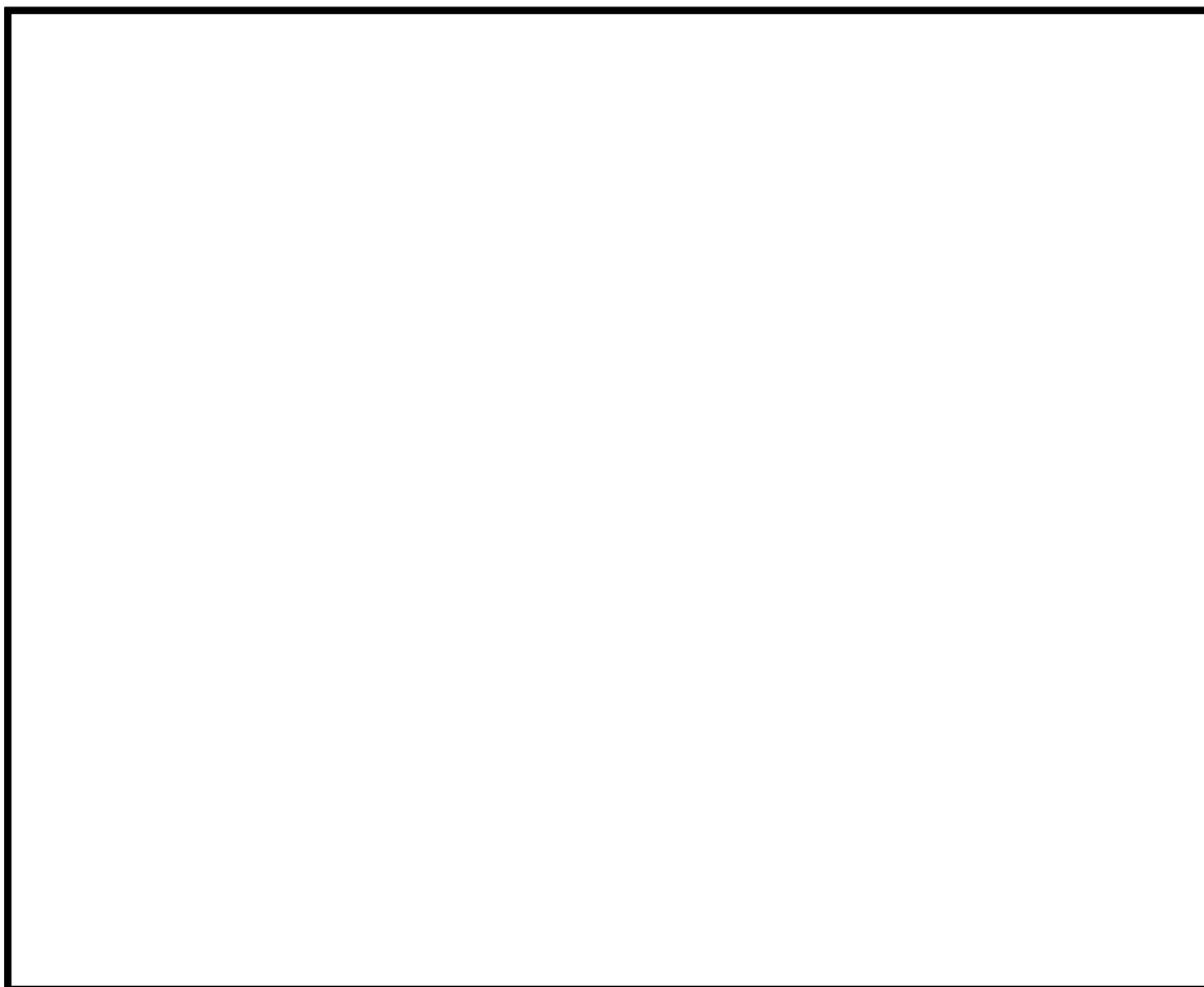
(2) 水位不明判断曲線

水位不明判断曲線は、下図のとおり、ドライウエル空間部温度と原子炉圧力の関係図に表される。



原子炉圧力がドライウエル空間部温度に対する飽和圧力以下になると、原子炉水位計の基準面器内の水が減圧沸騰し、水位計は信頼できなくなる。よって、左図を用いて、水位不明領域に入っているかを確認する。

29. 原子炉水位及びインターロックの概要



原子炉水位	圧力容器基準点（底部）からの水位	主なインターロック等
L-8: 原子炉水位高（レベル8）	約 13.9m	原子炉隔離時冷却系トリップ
L-3: 原子炉水位低（レベル3）	約 12.9m	原子炉スクラム RIP4 台トリップ
L-2: 原子炉水位低（レベル2）	約 11.7m	原子炉隔離時冷却系自動起動（給水機能） RIP6 台トリップ
L-1.5: 原子炉水位低（レベル1.5）	約 10.2m	主蒸気隔離弁閉 高圧炉心注水系自動起動 原子炉隔離時冷却系自動起動（ECCS機能）
L-1: 原子炉水位低（レベル1）	約 9.4m	低圧注水系自動起動
TAF: 有効燃料棒頂部	約 9m	有効燃料棒頂部

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

30. 格納容器下部（ペDESTAL）外側鋼板の支持能力について

溶融炉心が水中に落下した際の物理現象である水蒸気爆発は、これまでの知見から、実機において大規模な水蒸気爆発が発生する可能性が極めて低いと考えられるが、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の有効性評価「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、溶融炉心が格納容器下部の水中に落下した際の水蒸気爆発の発生を仮定し、原子炉格納容器の健全性を評価している。

評価の結果、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉では、水蒸気爆発の発生を仮定しても、格納容器下部の内側鋼板にかかる応力が弾性範囲内であり、塑性変形しないことを確認している。

しかしながら、万一、内側鋼板に変形等が生じ、その支持機能に期待できない場合であっても、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉では、格納容器下部の外側鋼板のみで支持機能を維持できる（原子炉圧力容器は、原子炉圧力容器支持スカート及び圧力容器ブラケットを介して外側鋼板により支持される）。

ここではペDESTALが支持する荷重が外側鋼板のみに負荷された場合でも、ペDESTALが有する支持機能が維持されることを確認する。

1. ペDESTAL外側鋼板の形状

ペDESTALの外側鋼板は、図 1 に示すように外径 14000mm、板厚 30mm の円筒状の構造物である。

この断面積 A は、以下のように計算される。

$$A = \pi \left[\left(\frac{14000}{2} \right)^2 - \left(\frac{13940}{2} \right)^2 \right] = 1316641 (\text{mm}^2)$$

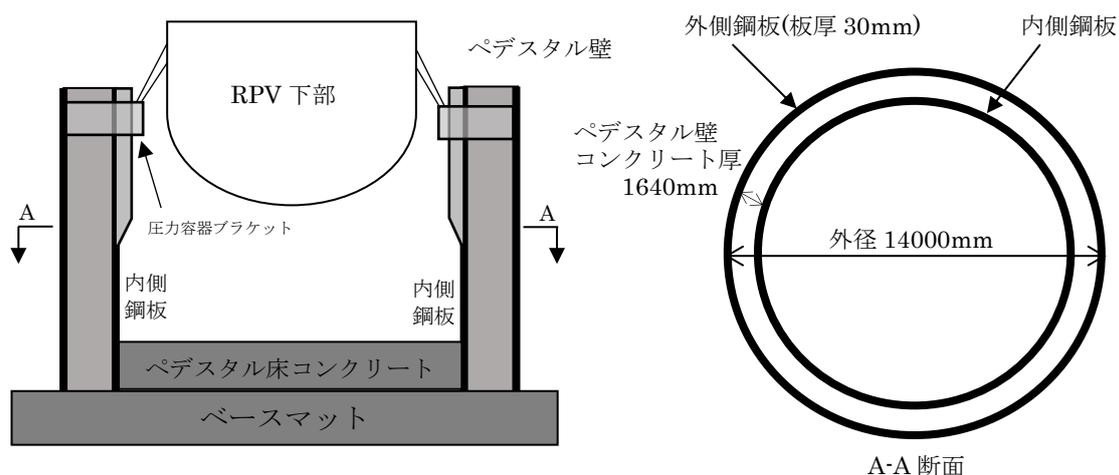


図 1 ペDESTAL概形図

2. ペDESTALの支持荷重

ペDESTALが支持する荷重は、原子炉圧力容器重量、原子炉遮蔽壁重量、ダイアフラムフロア重量等である。付加される荷重を以下の表 1 に示す。

表 1 ペDESTALの合計支持荷重

6号及び7号炉
約 8000ton

3. ペDESTALの自立性の評価

1. に示した外側鋼板の断面積と, 2. に示したペDESTALの支持荷重から算出される, 外側鋼板のみでの支持を仮定した場合に外側鋼板に加わる応力を表 2 に示す。

また, ペDESTAL外側鋼板の材料である JIS G3115 圧力容器用鋼板(SP490)の格納容器限界温度(200℃)における降伏応力を, 外側鋼板のみで支持機能を維持する上での許容値として同表に示す。

表 2 外側鋼板のみでの支持を仮定した場合に外側鋼板に加わる応力と許容値

6号及び7号炉	許容値(降伏応力)
約 60MPa	417MPa

表 2 の通り, 6号及び7号炉の外側鋼板のみでの支持を仮定した場合であっても, 外側鋼板に加わる応力は外側鋼板の許容値(降伏応力)を下回っていることから, 外側鋼板のみであってもペDESTALが支持する荷重に対する支持機能を維持できる。

以 上

31. 格納容器下部ドライウェル(ペデスタル)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

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 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格納容器下部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。溶融炉心の拡がりに関する評価条件を表 1 に示す。

2. 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の MCCI の評価における溶融炉心の堆積高さ

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の MCCI の評価では、落下した溶融炉心が格納容器下部に一様に広がるものとしており、この場合堆積高さは約 0.68m となる。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の構造の位置関係を図 1 に示す。図 1 に示す通り、格納容器下部の側面の開口部として最も低い箇所にある機器搬出入用ハッチまでであっても 4 m 以上の高さがあることから、仮に溶融炉心が全量落下しても格納容器下部以外に溶融炉心が拡がる恐れは無いと考える。

3. 溶融炉心の堆積高さの不確かさ

(1) 格納容器下部の構造物の影響

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉(ABWR)の格納容器下部内の主な構造物としては制御棒駆動系(CRD)交換機等が挙げられる。溶融炉心へのこれらの構造物の取り込みを考慮すると、溶融炉心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を考慮していない。主な構造物の重量を表 2 に示す。表 2 の通り、これらの構造物は溶融炉心に対して小さいことから、これらの構造物を考慮しても溶融炉心が格納容器下部以外に拡がる恐れは無いと考える。

(2) 溶融炉心の粒子化に伴う影響

溶融炉心が格納容器下部に落下する場合、予め 2 m の水張りを実施する手順としていることから、溶融炉心の一部は水中で粒子化するものと考えられる。この時、粒子化した溶融炉心の密度が低いと堆積高さが高くなる。例えば、ポロシティが最も大きな粒子の充填状態である、単純立方格子として粒子が堆積する場合を仮定すると、溶融炉心の堆積高さは最大 0.85 m となるが、前述の通り、格納容器下部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格納容器下部以外に熔融炉心が広がる恐れは無いと考える。

(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格納容器下部への熔融炉心の落下の経路¹⁾については、制御棒駆動機構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、熔融炉心が格納容器下部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える。

ここで仮に熔融炉心が偏って堆積し、機器搬出入用ハッチの高さ(約 4.5 m)に到達する条件を考えると、熔融炉心が直径約 3.5 m の円柱を形成する必要があるが、熔融炉心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²⁾を踏まえると、熔融炉心は落下と同時に格納容器下部床面を拡がり、堆積高さが均一化していくと考えられることから、熔融炉心が機器搬出入用ハッチの高さまで堆積する状況は考え難い。

以 上

¹ 平成 27 年 6 月 9 日 第 236 回原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合 配布資料 1-5 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(第 5 部 MAAP) 添付 3 熔融炉心とコンクリートの相互作用について

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).

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%(340t)	保守的に全炉心相当量が落下するものとして設定
溶融炉心の比重	8,092 kg/m ³	—
溶融炉心の組成	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)
格納容器下部床面積	75.7 m ²	KK6/7 の設計値のうち、床面積の 小さい KK7 の設計値を使用

表 2 格納容器下部の主な構造物の重量

構造物	重さ(t)

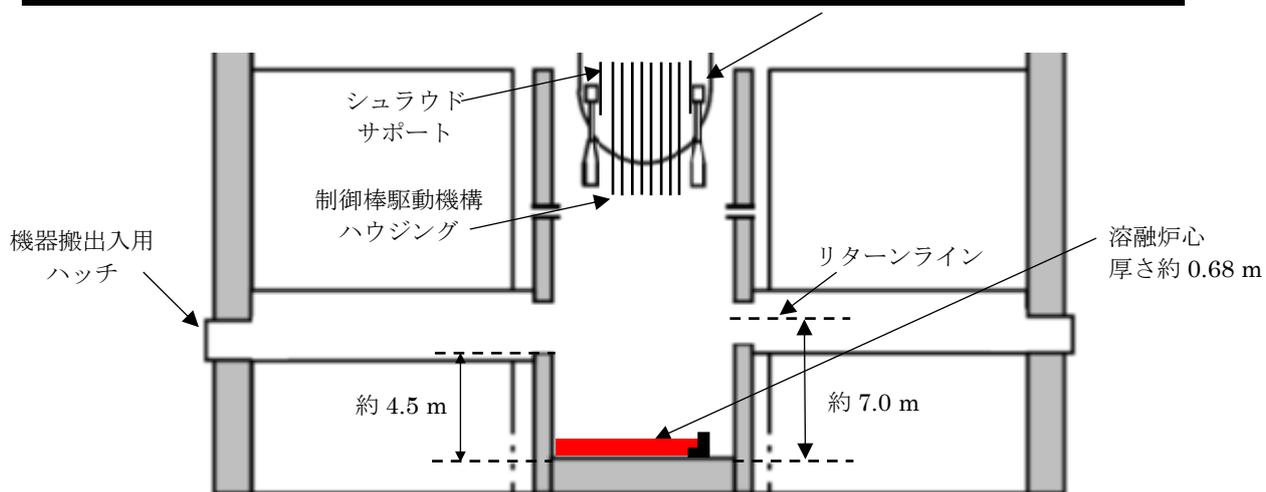


図 1 溶融炉心と格納容器下部の構造の位置関係

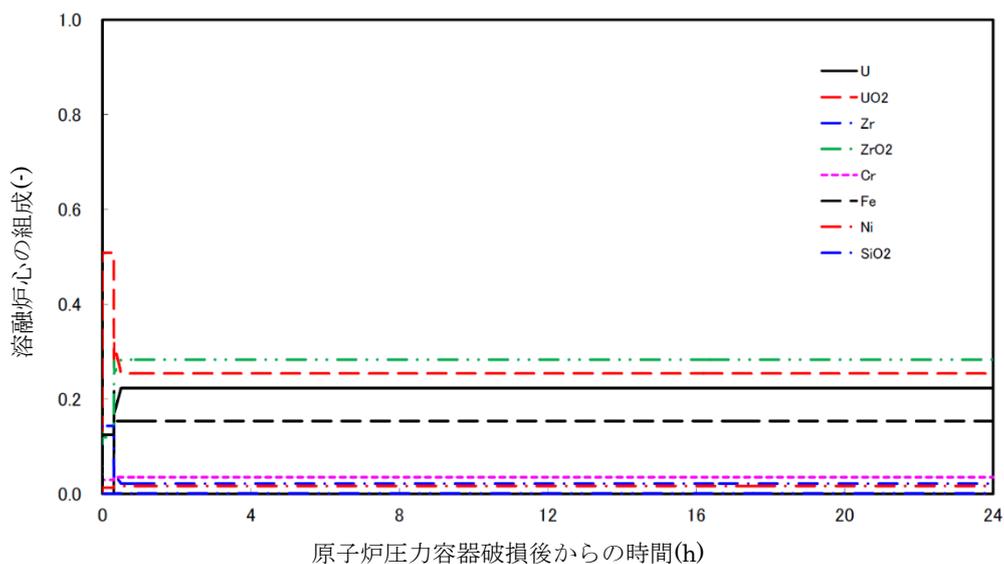


図 2 溶融炉心の組成の推移

32. 初期炉心流量 90%としたケースにおける給水ポンプトリップ後の流量低下について (原子炉停止機能喪失)

事故シーケンス「過渡事象（主蒸気隔離弁の誤閉止）＋原子炉停止失敗」において、初期炉心流量を 90%としたケースの解析結果に見られた給水ポンプトリップ後の沸騰遷移について、出力／冷却 mismatches の持続期間を踏まえて説明する。

給水ポンプがトリップすると原子炉水位が低下して、L2 到達により最低ポンプ速度で運転中の再循環ポンプ 6 台がトリップする (L2 で 3 台トリップ、6 秒遅れで残り 3 台トリップ)。

その後、再循環ポンプの回転速度は低下するが、解析では再循環ポンプの回転速度がある回転速度以下になると摺動抵抗により再循環ポンプが停止することを仮定している。90%炉心流量の解析では、6 台の再循環ポンプの停止が 200 秒過ぎに同時に発生している。このため、急激な炉心流量低下が生じ、出力／冷却 mismatches によって燃料高さ中央より下のスぺーサ位置まで一時的な沸騰遷移が発生する結果となっている (図 1, 2 参照)。

この再循環ポンプの停止は、最低回転速度 (約 450rpm) の半分の回転速度 (225rpm) において、回転が停止するものと仮定しているため、熱流束が比較的高いまま残っている約 200 秒過ぎで発生する結果となっている。

また、100%炉心流量の解析では、90%炉心流量の解析と同じ回転速度で再循環ポンプが停止することを仮定しているが、原子炉水位 L2 にて再循環ポンプ 3 台がトリップし、6 秒遅れで残りの再循環ポンプ 3 台がトリップした後、6 台の再循環ポンプが同時に停止しない結果となっている。このため、炉心流量の低下が比較的緩やかになり、90%炉心流量の解析に比べ、燃料中央高さより下のスぺーサ位置における一時的な沸騰遷移による温度上昇は低くなる。

ここで、再循環ポンプ 6 台のトリップ後の自然循環状態の例として、柏崎刈羽 7 号炉起動試験における外部電源喪失試験時の再循環ポンプの回転速度変化を図 3 に示す。各再循環ポンプは、最低回転速度の半分の速度より低い速度で停止しており、かつ停止のタイミングについては各号機でばらついていることが確認できる。このため、実機において再循環ポンプの回転が停止する回転速度は、REDY 解析で仮定している値より低く、再循環ポンプの個体差により、6 台が同時に停止する可能性は低いため、炉心流量の低下は、より緩やかになると考えられる。つまり、上述した仮定は、再循環ポンプが停止する時点において熱流束が高めであり、炉心流量減少幅が大きくなるということであり、燃料被覆管の温度評価の観点からは保守側の設定であると言える。

図 4, 5 に再循環ポンプの回転が停止する回転速度を 110rpm に設定した REDY/SCAT の感度解析結果を示す。図 4 に示す REDY 結果から、再循環ポンプの回転が停止する回転速度の設定点を下げたことにより、再循環ポンプ停止のタイミングが遅くなる。その間、炉心流量は緩やかに低下し、6 台のポンプ速度は約 250 秒で零になる。このとき炉心流量の低下幅は小さく、炉心流量低下時の熱流束も低下する結果となっている。また、図 5 に示す SCAT の結果から、感度解析では 6 台同時に再循環ポンプの回転が停止したタイミングとその直前の逃がし安全弁の開閉による出力変動によって、10 ノード位置で沸騰遷移が発生する結果となっている。しかしながら、燃料被覆管温度の上昇

は高々400℃程度であり，更に，起動試験の実績から再循環ポンプ停止のタイミングは解析よりも遅くなると考えられ，その場合は熱流束が低くなっていること，また，再循環ポンプの個体差により炉心流量が急激に低下することはなく，低下は緩やかになることを考慮すると，沸騰遷移は発生しないか，発生したとしても熱流束が低下しているため沸騰遷移継続時間は短時間で，温度上昇は限定的と考える。

以 上

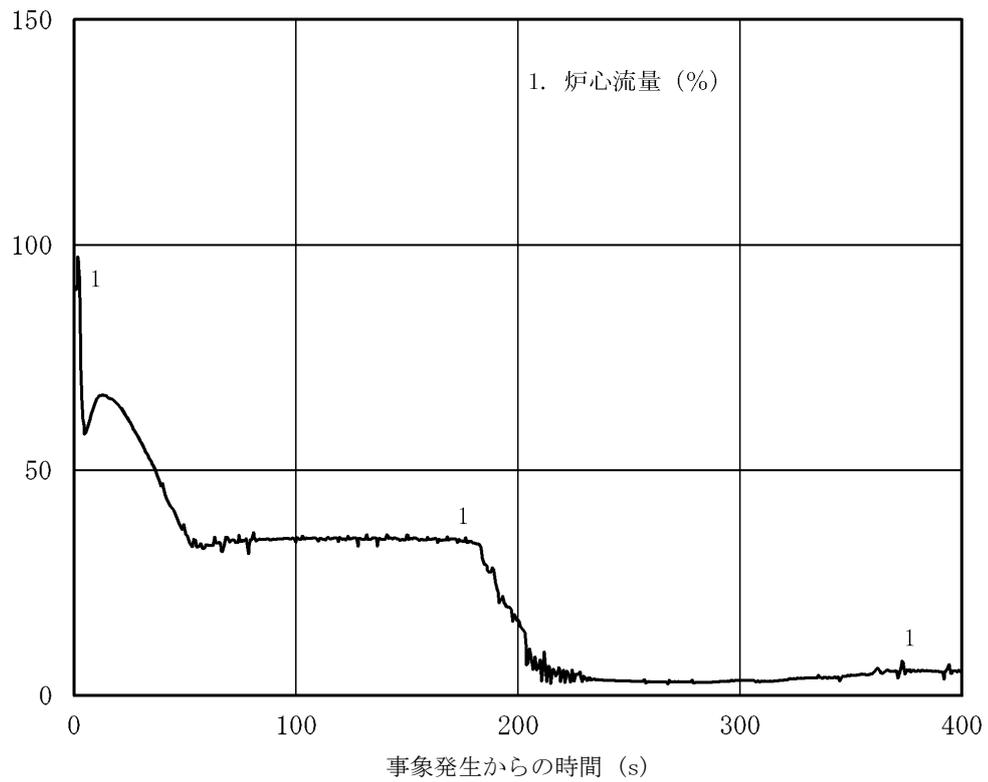
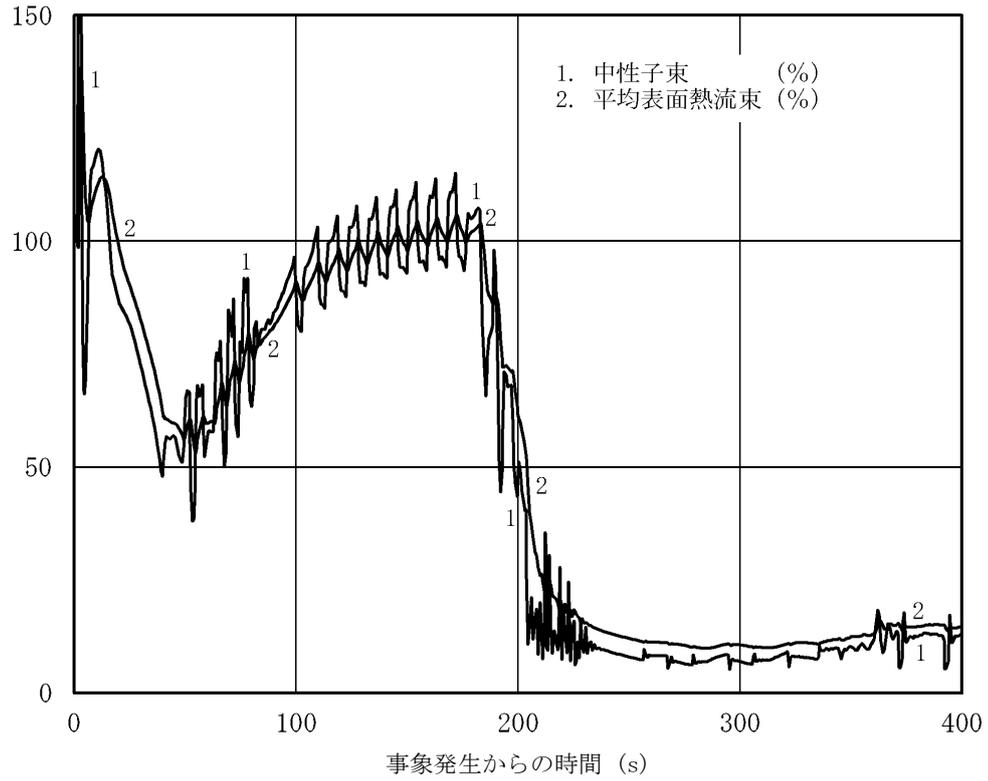


図 1(1/2) 主蒸気隔離弁の誤閉止 A T W S
(初期炉心流量 90%)

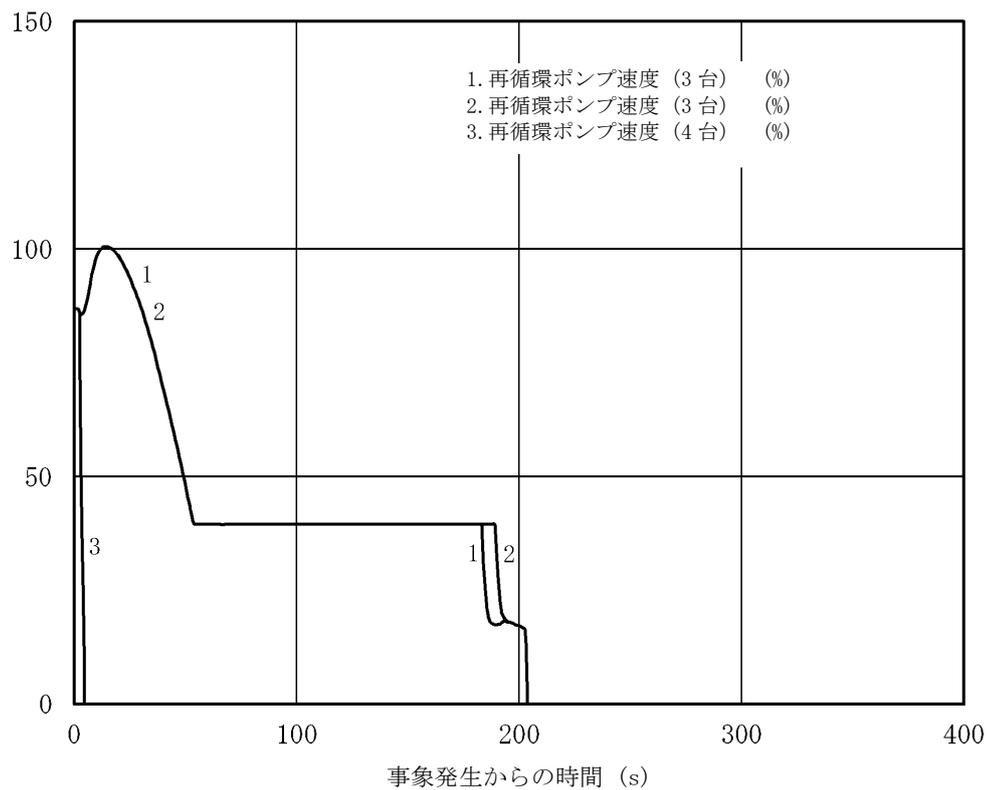


図1 (2/2) 主蒸気隔離弁の誤閉止 ATWS
 (初期炉心流量 90%)

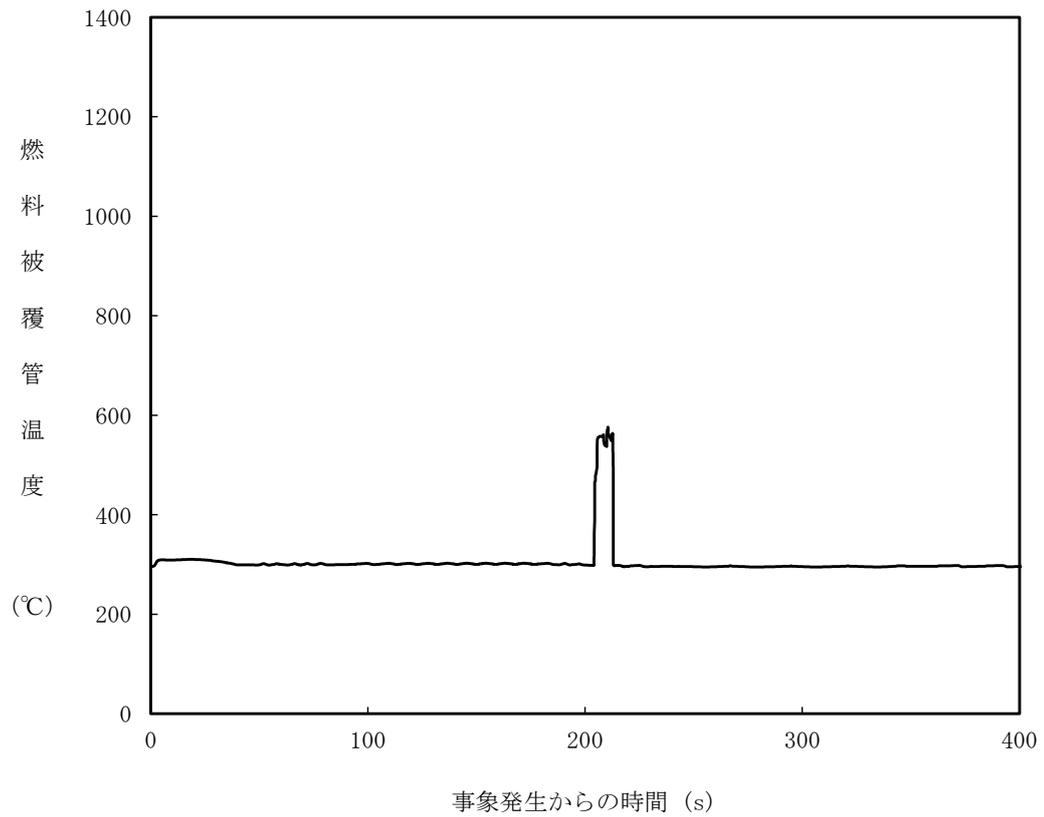


図2 燃料被覆管温度の時間変化
(10 ノード位置, 初期炉心流量 90%)

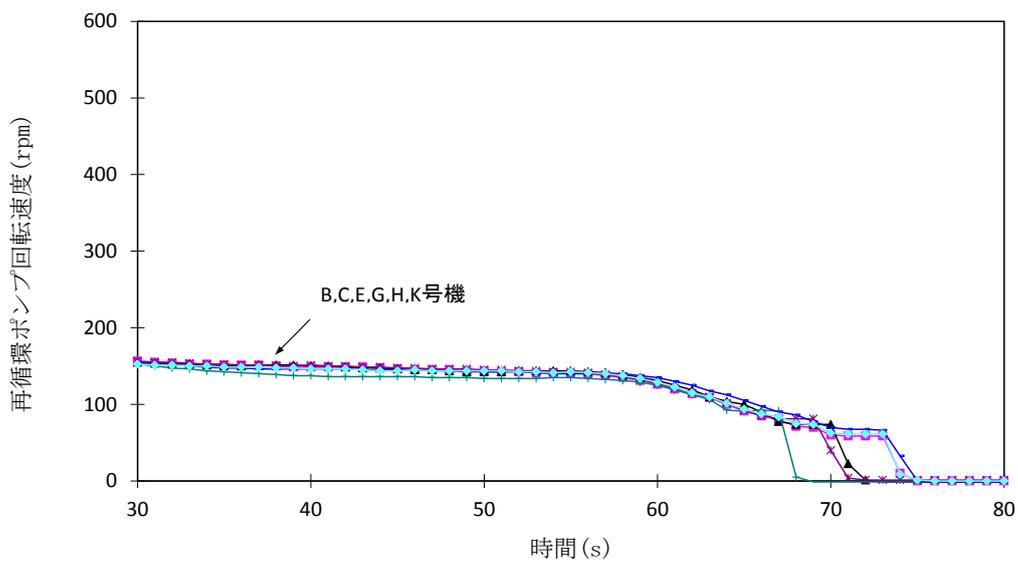


図3 再循環ポンプトリップ後の自然循環状態での回転速度の時間変化例
(柏崎刈羽7号炉 起動試験 (外部電源喪失試験))

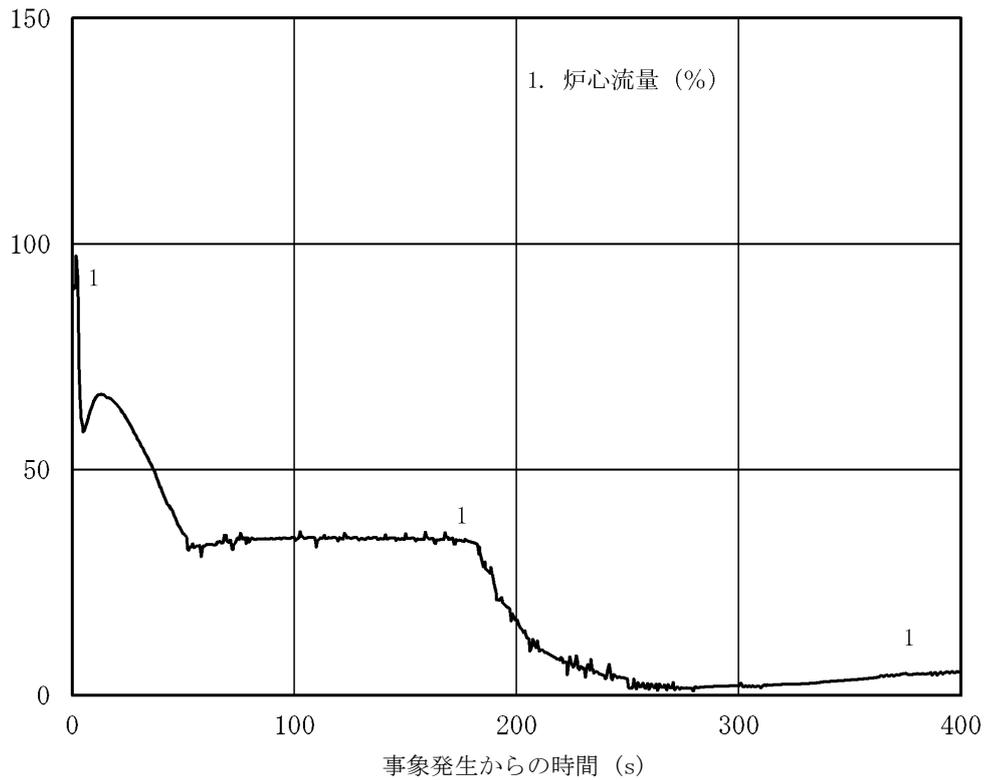
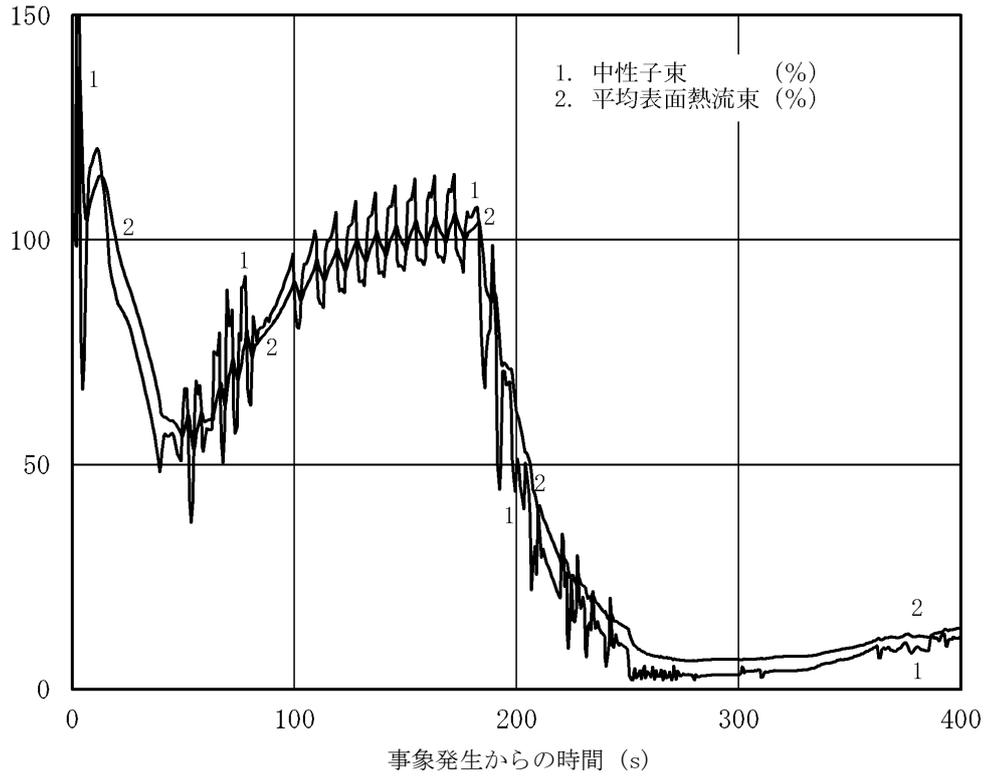


図4(1/2) 主蒸気隔離弁の誤閉止 A TWS
(90%流量, 再循環ポンプ回転停止設定値変更)

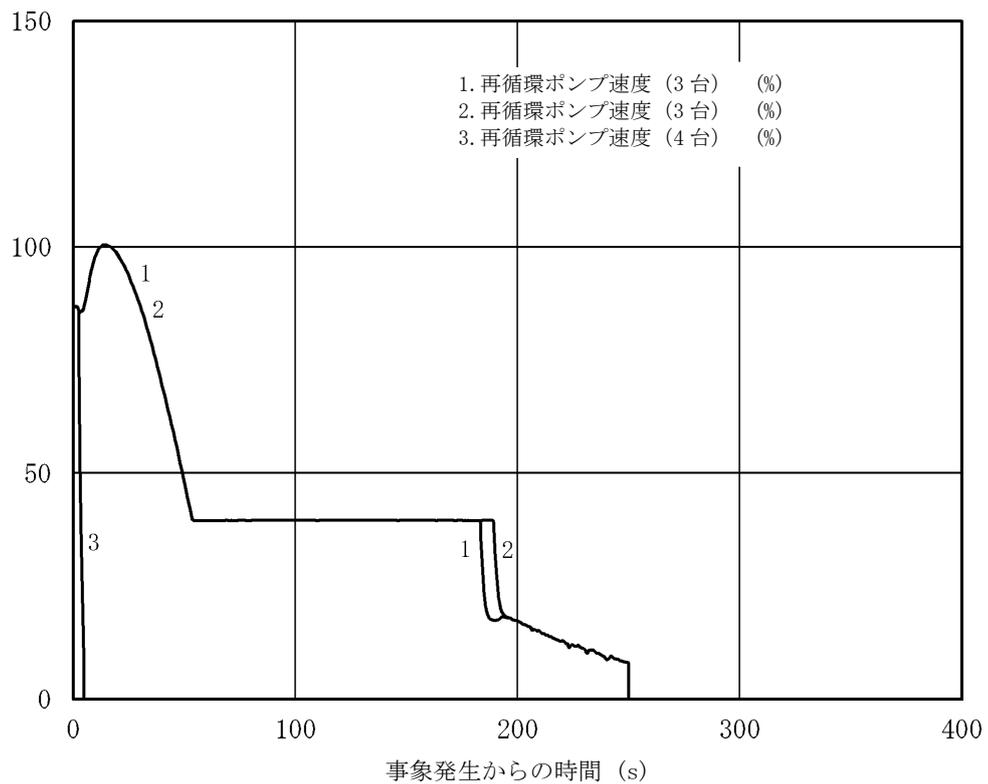


図 4(2/2) 主蒸気隔離弁の誤閉止 A T W S
 (90%流量, 再循環ポンプ回転停止設定点変更)

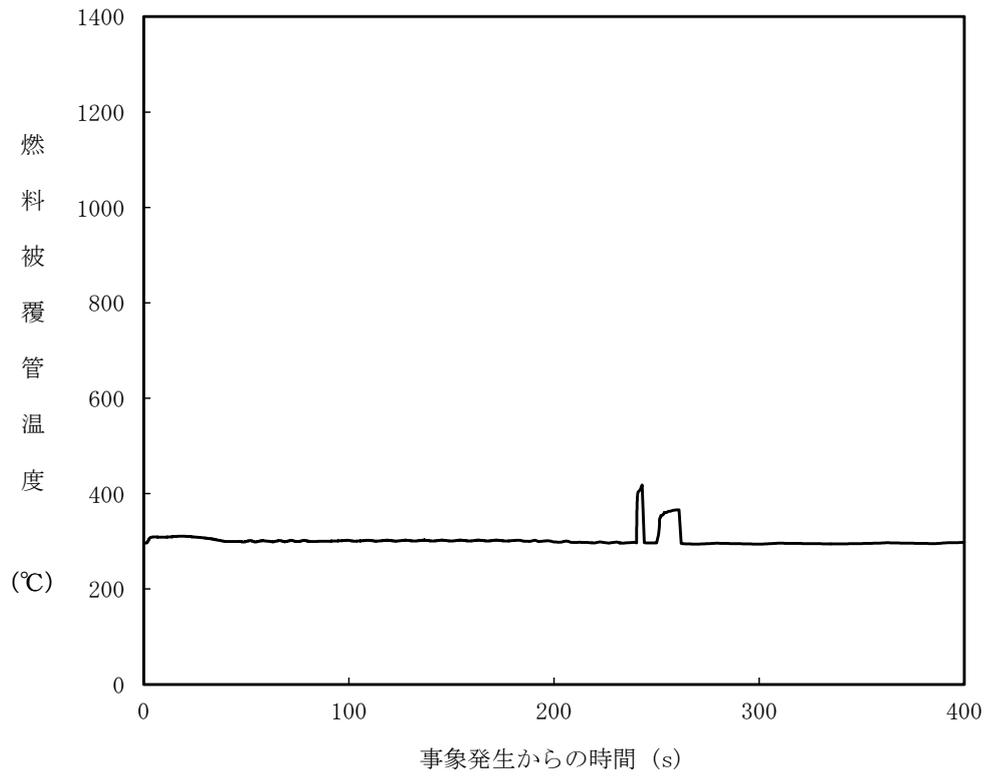


図5 燃料被覆管温度の時間変化
 (10 ノード位置, 90%流量, 再循環ポンプ回転停止設定点変更)

33. 原子炉格納容器への窒素注入について

1. はじめに

BWR では、運転中、常時原子炉格納容器内を窒素で置換しているため、炉心損傷に伴い水素が発生する事故シーケンスにおいても、事故発生直後に酸素濃度の可燃限界である 5vol% に至ることはない。しかしながら、中長期的な観点では、崩壊熱の減少による原子炉格納容器内の水蒸気発生量の減少によって原子炉格納容器内が負圧に至ることの防止及び同状況下での水素及び酸素濃度の可燃限界以下への抑制の観点から、原子炉格納容器への窒素注入が必要となる。ここでは、事象発生から 7 日以内での窒素封入の要否について評価する。

2. 原子炉格納容器への窒素注入の必要性について

2.1 事象発生から 7 日間、格納容器ベントを実施しない場合

「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用する場合）」シナリオにおいて、重大事故条件下における G 値 ($G(H_2)=0.06$, $G(O_2)=0.03$) を用いて酸素濃度の上昇を評価する場合、図 1、図 2 に示すとおり、事象発生から 7 日後までにドライウエル及びサブプレッション・チェンバの酸素濃度が可燃限界である 5vol% に至ることはない。

2.2 事象発生から 7 日以内に格納容器ベントを実施する場合

極めて保守的と考えられるものの、従前の許認可で用いた G 値 ($G(H_2)=0.4$, $G(O_2)=0.2$) を用いて酸素濃度の上昇を評価した場合は、約 52 時間後にサブプレッション・チェンバの酸素濃度が可燃限界である 5vol% となる。この様に、酸素濃度が 5vol% に到達する場合には、原子炉格納容器のベント弁を開放し、原子炉格納容器内の酸素等を排気する。

(1) 格納容器負圧破損防止に対する影響

図 3、図 4 に示すとおり、格納容器ベントを継続しても、事象発生から 7 日後までに原子炉格納容器内温度（サブプレッション・チェンバ・プール水温）は大気圧での飽和蒸気温度である 100°C を下回ることではなく、炉内およびサブプレッション・プールから大量の水蒸気が供給されるため、事象発生から 7 日後までに負圧に至る可能性はない。

更に本事象への対応中に水蒸気の凝縮が急速に進んだ場合の影響を保守的^{※1}に確認する観点から、ベント弁開放後の事象発生から 7 日後までの間で最も格納容器圧力が低下する事象発生から 7 日後において、残留熱除去系によってドライウエルに格納容器スプレイ (954m³/h) が連続で実施された場合の影響を評価した。図 5、図 6 に示すとおり、格納容器圧力が負圧に至るまでには約 4 時間の時間余裕^{※2}がある。このため、万一誤操作によって格納容器スプレイの運転を開始した場合であっても、運転員による格納容器スプレイの停止^{※3}に期待できるものとする。

※1 実際にはベント弁開放中に格納容器スプレイを実施する運転手順とはなっておらず、格納容器スプレイを実施する場合であっても流量を調整しながらスプレイを実施するため、本評価は極めて非現実的な想定となっている。

※2 サプレッション・チェンバ・プール水温が 100℃未満にならない限り、原子炉格納容器内に水蒸気が供給されるため、原子炉格納容器内は負圧にならない。

※3 中央制御室にて誤操作した場合は、原子炉格納容器圧力等の監視により異常を認知することができる。また、現場にて誤操作した場合も同様であり、中央制御室の監視により異常を認知し、復旧操作を指示することができる。なお、緊急時の措置として残留熱除去系ポンプを中央制御室から停止することにより格納容器スプレイを停止することが可能である。

(2) 水素燃焼防止に対する影響

ベント弁の開放による排気中は、図 7, 8 に示すとおり、崩壊熱及び減圧沸騰によって水蒸気が大量に発生するため、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気体組成のほぼ 100%を水蒸気が占めることとなり、放射線分解に伴う僅かな酸素及び水素も原子炉格納容器外に排出され続けるため、事象発生から 7 日後までに原子炉格納容器内が水素及び酸素の可燃限界に至ることはない。

更に上記の通りほぼ 100%が水蒸気の状態において窒素封入を実施した場合の効果を確認するための感度解析を行い、格納容器ベントと同時に窒素注入する場合としない場合を比較した。図 9 に示すとおり水蒸気の発生量に対して窒素の注入量（約 600Nm³/h 程度※4）は少なく、図 10, 11 に示すとおり、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気相濃度はほとんどを水蒸気が占めることとなり、窒素注入が原子炉格納容器内の水素及び酸素濃度に与える有意な差は見られない。なお、「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）」シナリオにおいても、ベント中は水蒸気が支配的な状況は同じである。

図 5, 図 6 に示した、事象発生から 7 日後において、残留熱除去系によってドライウエルに格納容器スプレイ (954m³/h) が連続で実施された場合の原子炉格納容器内の気体組成（ウェット条件）を図 12, 図 13 に示す。ベント弁の開放に伴い、原子炉格納容器内の非凝縮性ガスは原子炉格納容器外に排出され続けており、放射線分解に伴う水素及び酸素の発生速度は水蒸気の発生速度に比べて極めて小さいことから、図 12, 図 13 に示すとおり、格納容器スプレイによる水蒸気の凝縮を考慮しても、格納容器スプレイ開始後約 4 時間（格納容器圧力が負圧に至る時間）までは、原子炉格納容器内の水素及び酸素が可燃限界に至ることはない。また、原子炉格納容器内の気体組成（ドライ条件）を図 14, 図 15 に示すが、格納容器スプレイを連続で実施しても原子炉格納容器内が負圧に至るまで約 4 時間の時間余裕があり、現実として原子炉格納容器内がドライ条件になることはない。

※4 循環冷却を長期間運転し、崩壊熱の減少に伴い原子炉格納容器内の発生水蒸気量が減少し、格納容器圧力が低下した場合においても、循環冷却の継続運転に必要な N P S H を確保できる窒素の注入量。

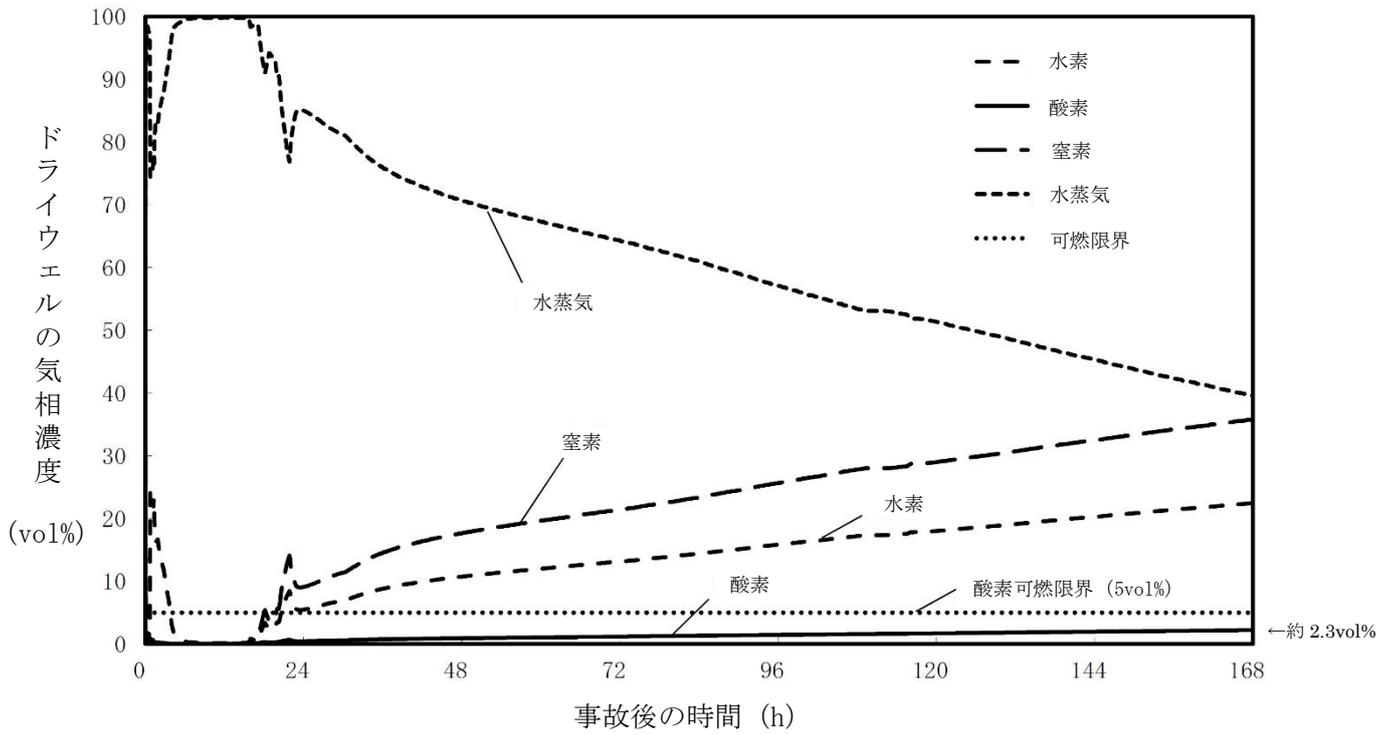


図1 ドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

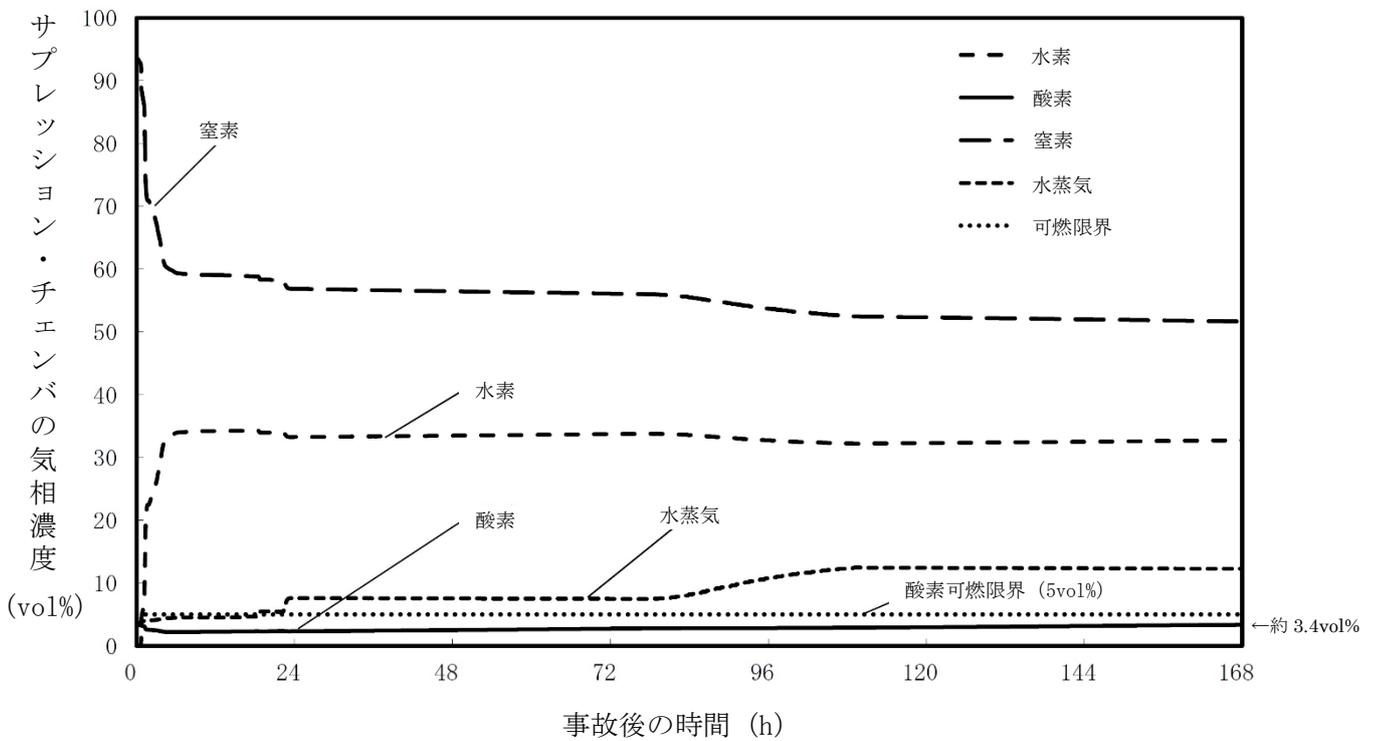


図2 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)

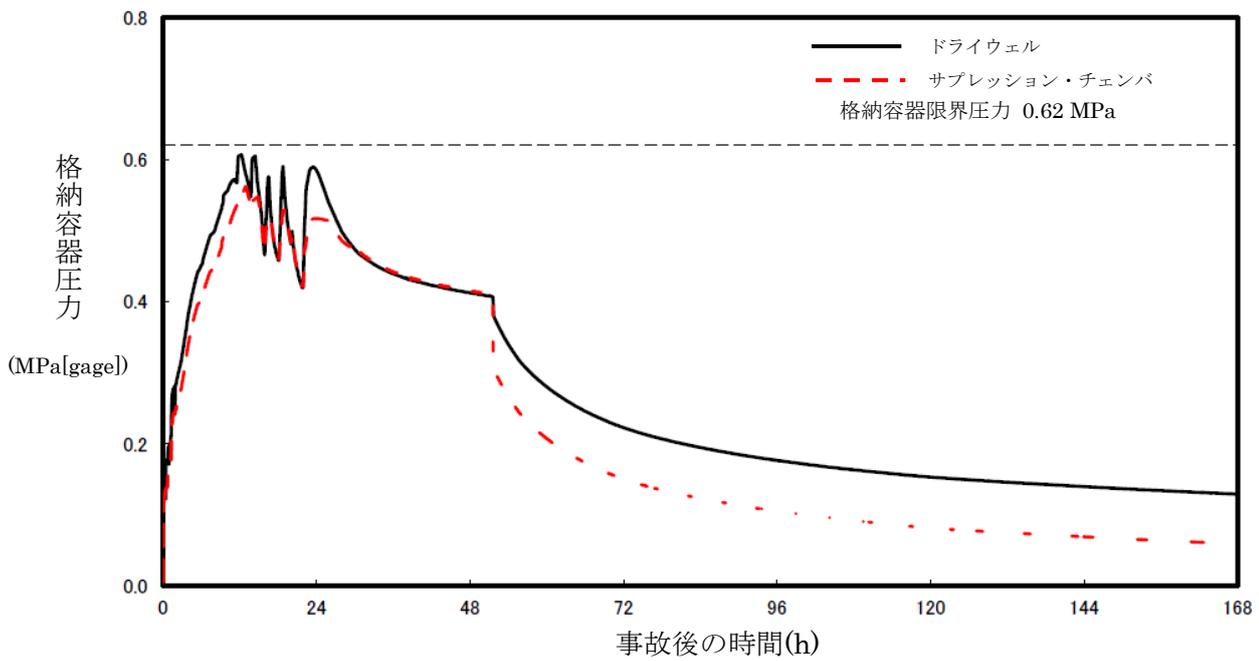


図3 格納容器圧力の推移

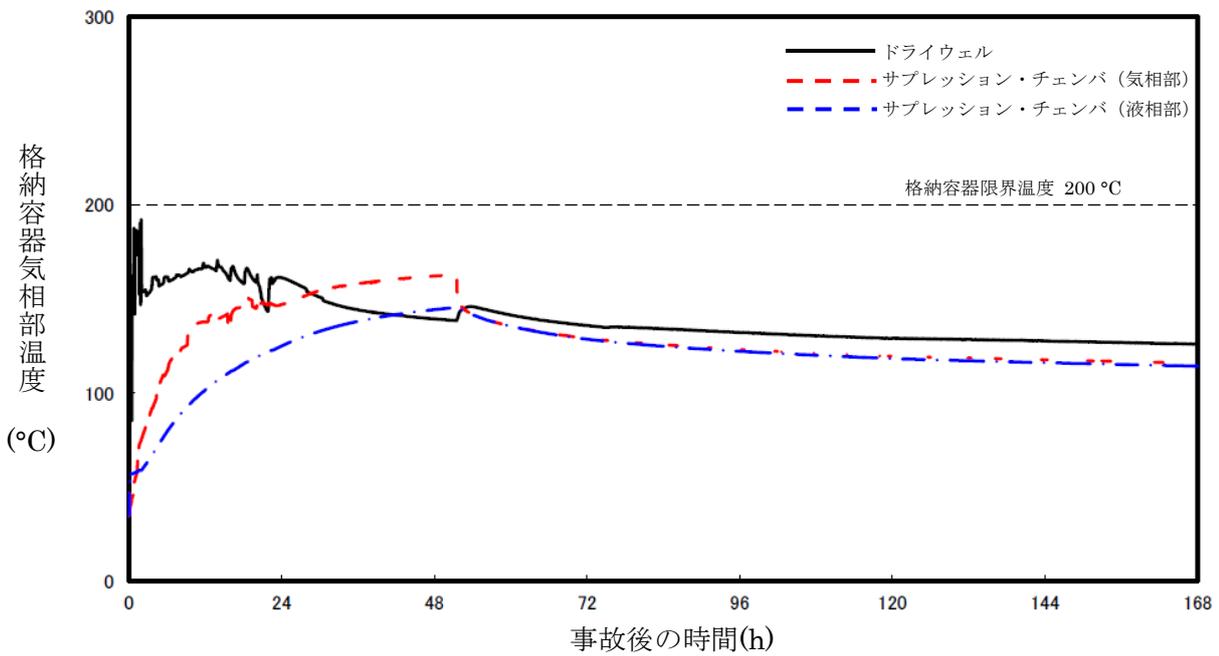


図4 格納容器気相部温度の推移

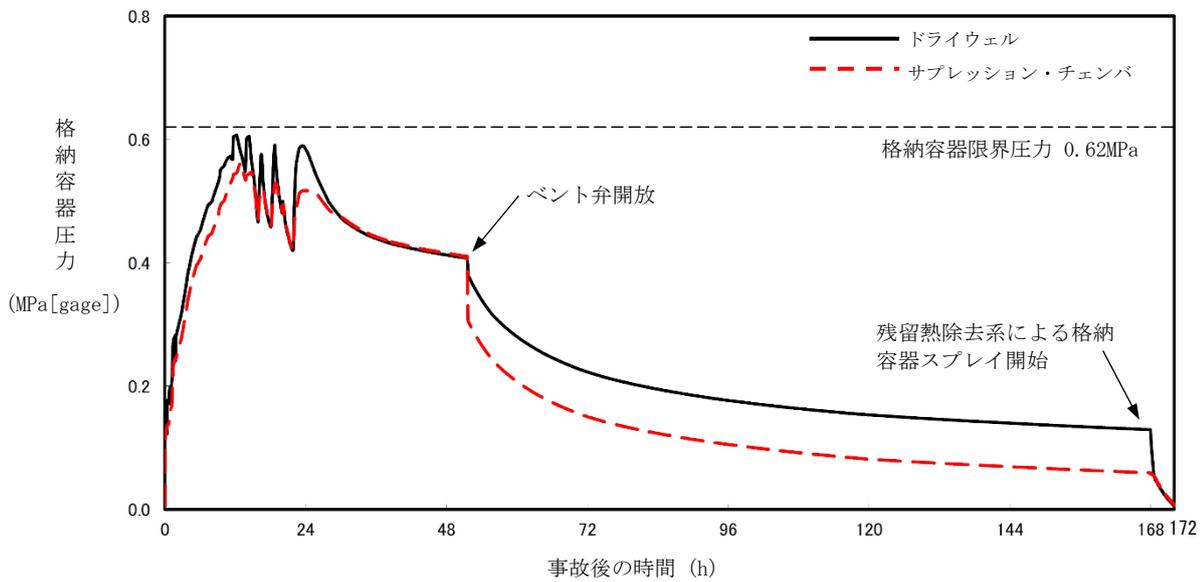


図5 格納容器圧力の推移(事象発生から168時間後に
残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

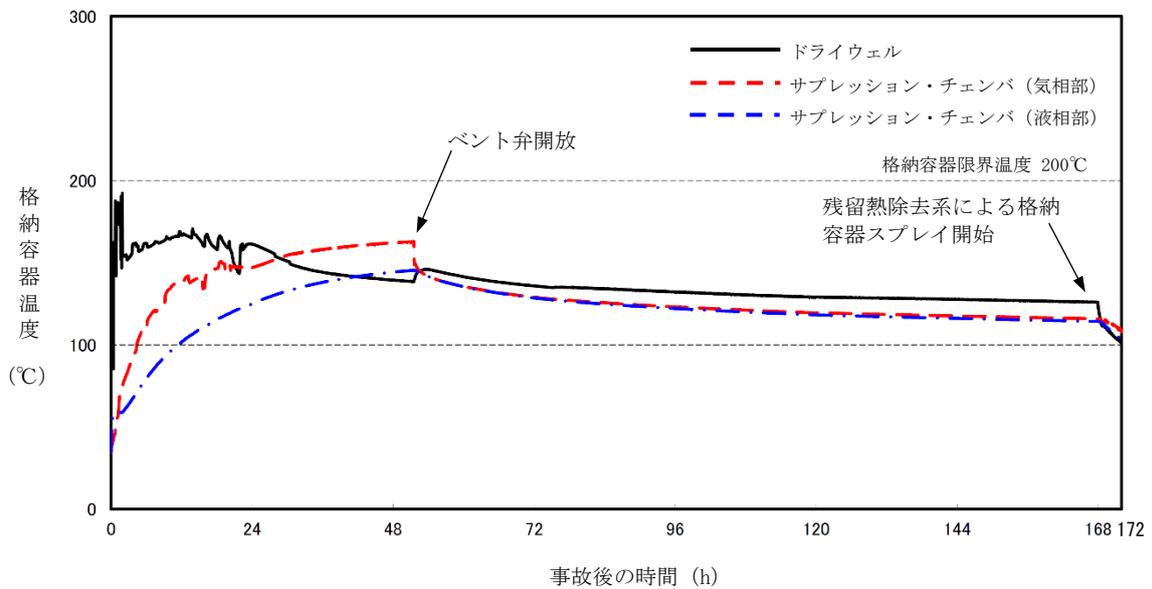


図6 格納容器温度の推移(事象発生から168時間後に
残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

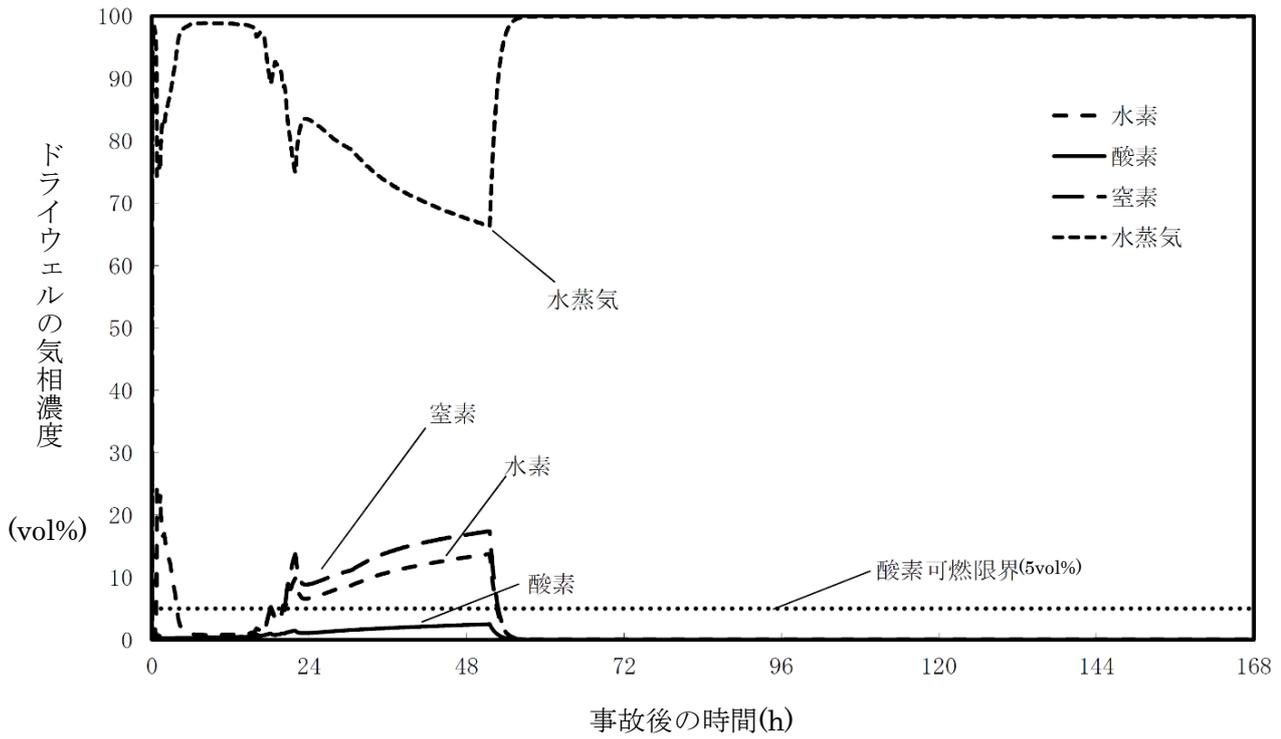


図7 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

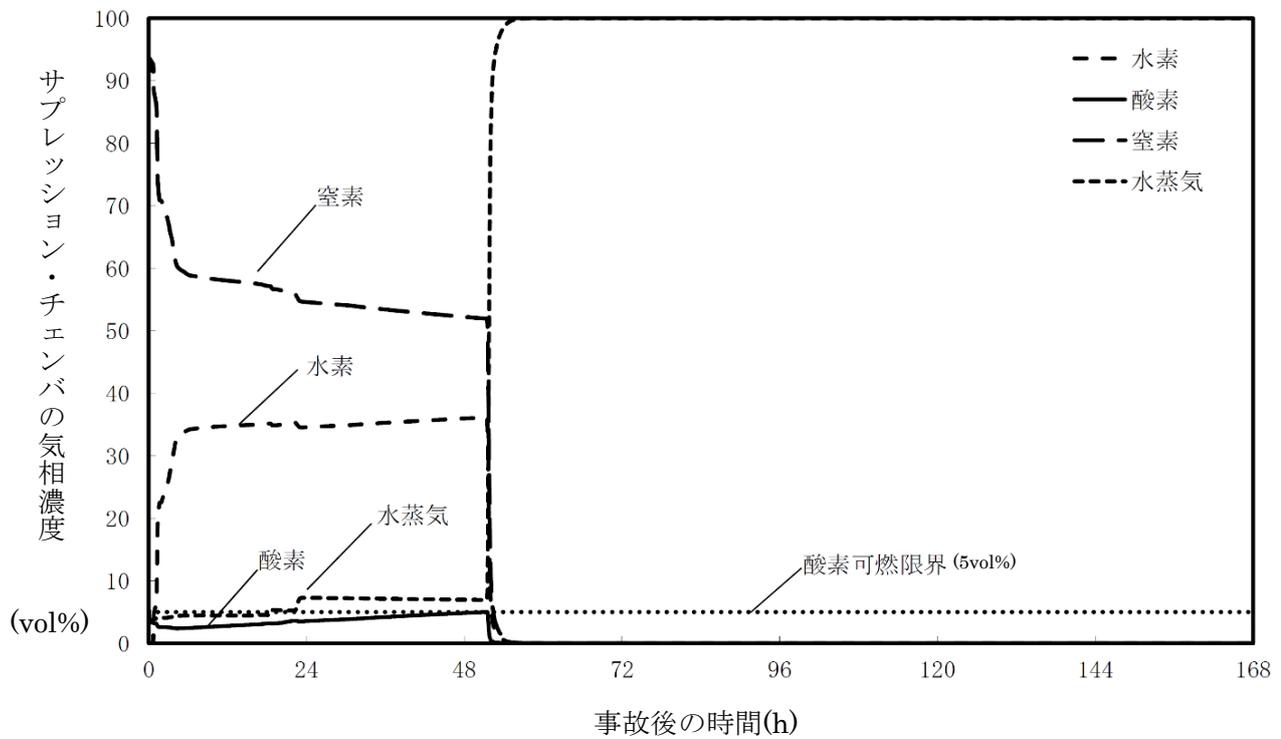


図8 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

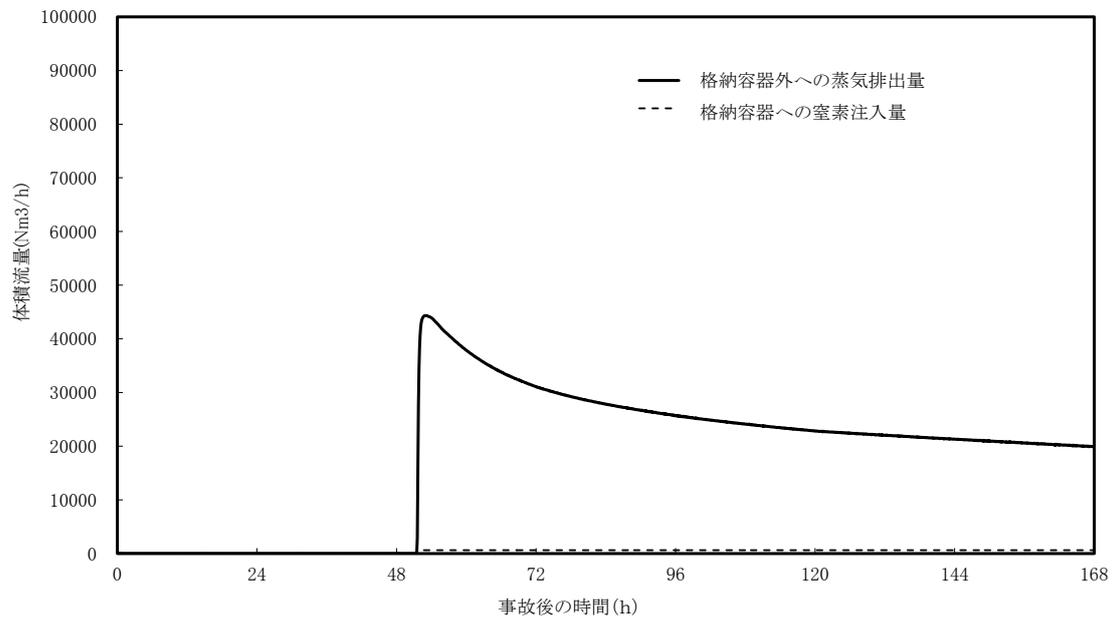


図9 格納容器外への蒸気排出量と窒素注入量

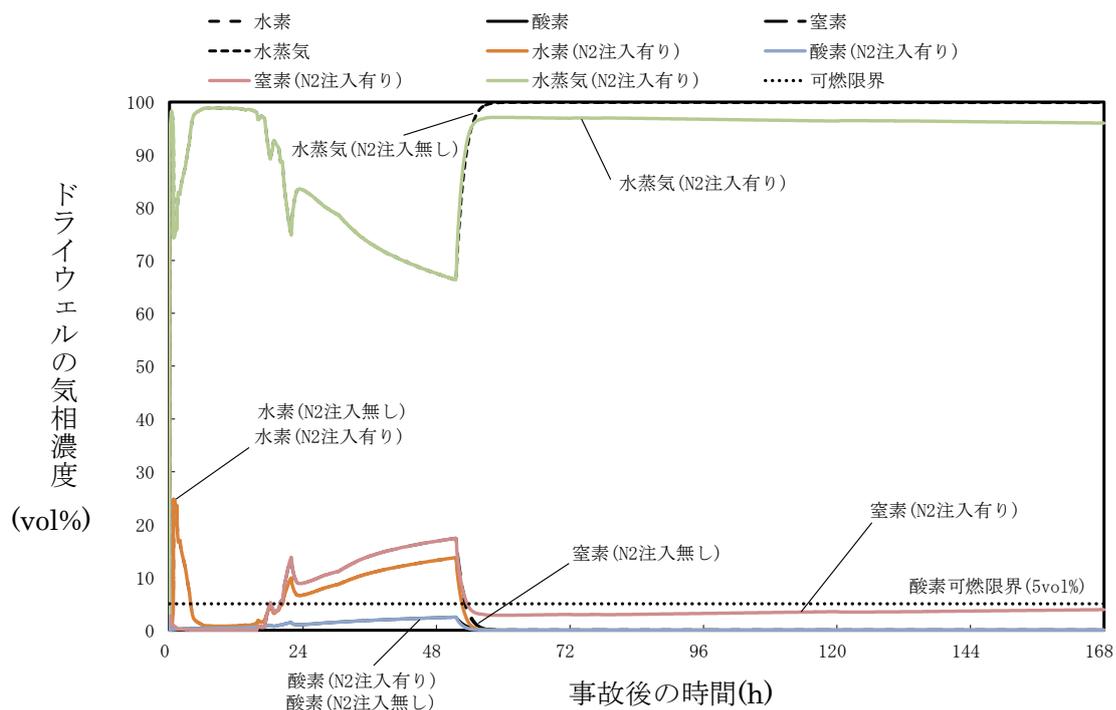


図 10 窒素注入有り無しの場合のウェット条件でのドライウェル気相濃度比較

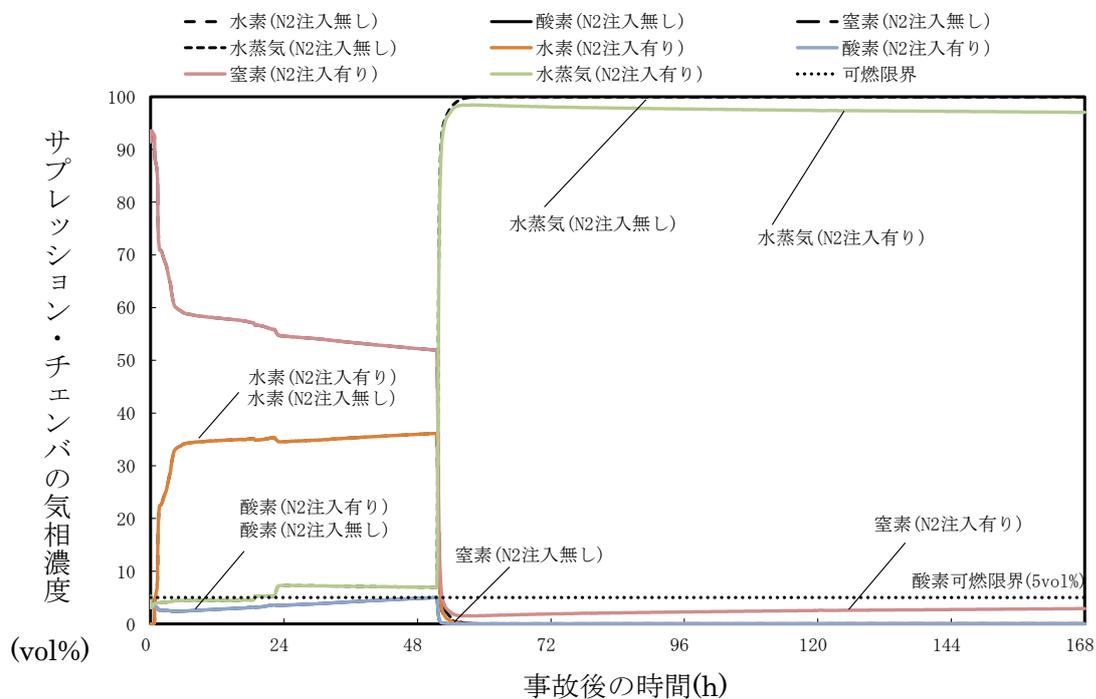


図 11 窒素注入有り無しの場合のウェット条件でのサプレッション・チェンバ気相濃度比較

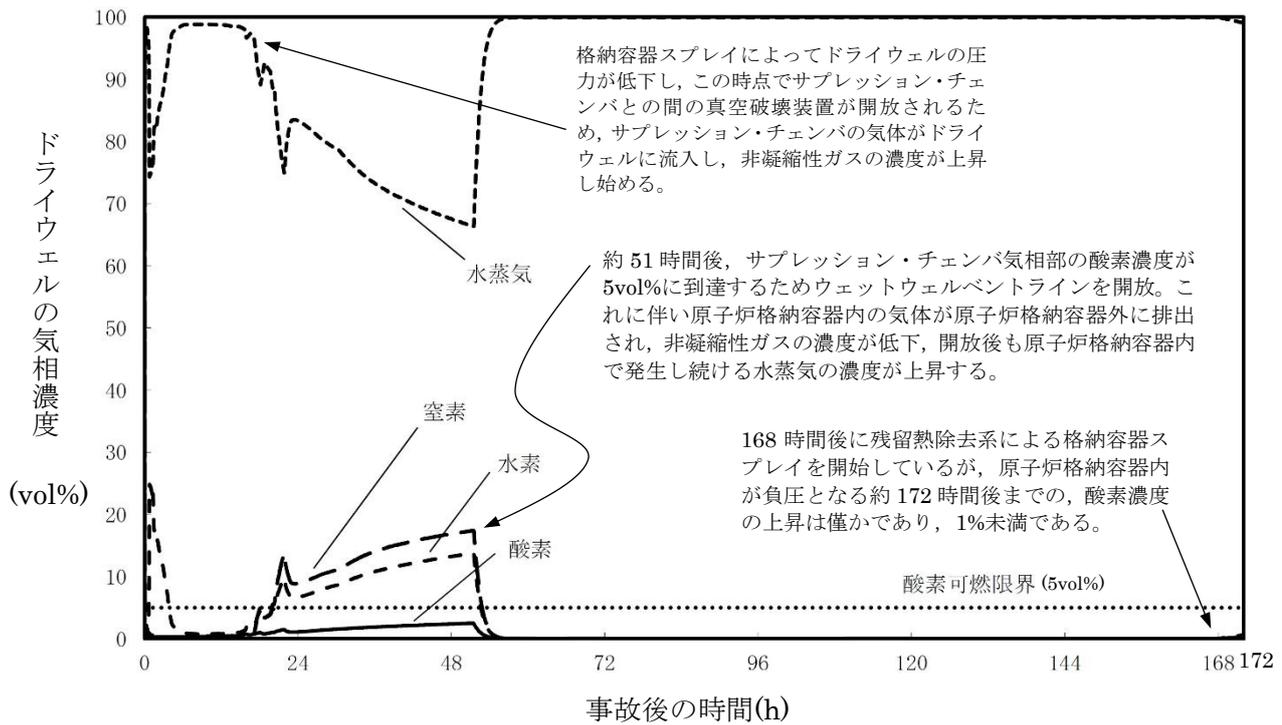


図 12 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

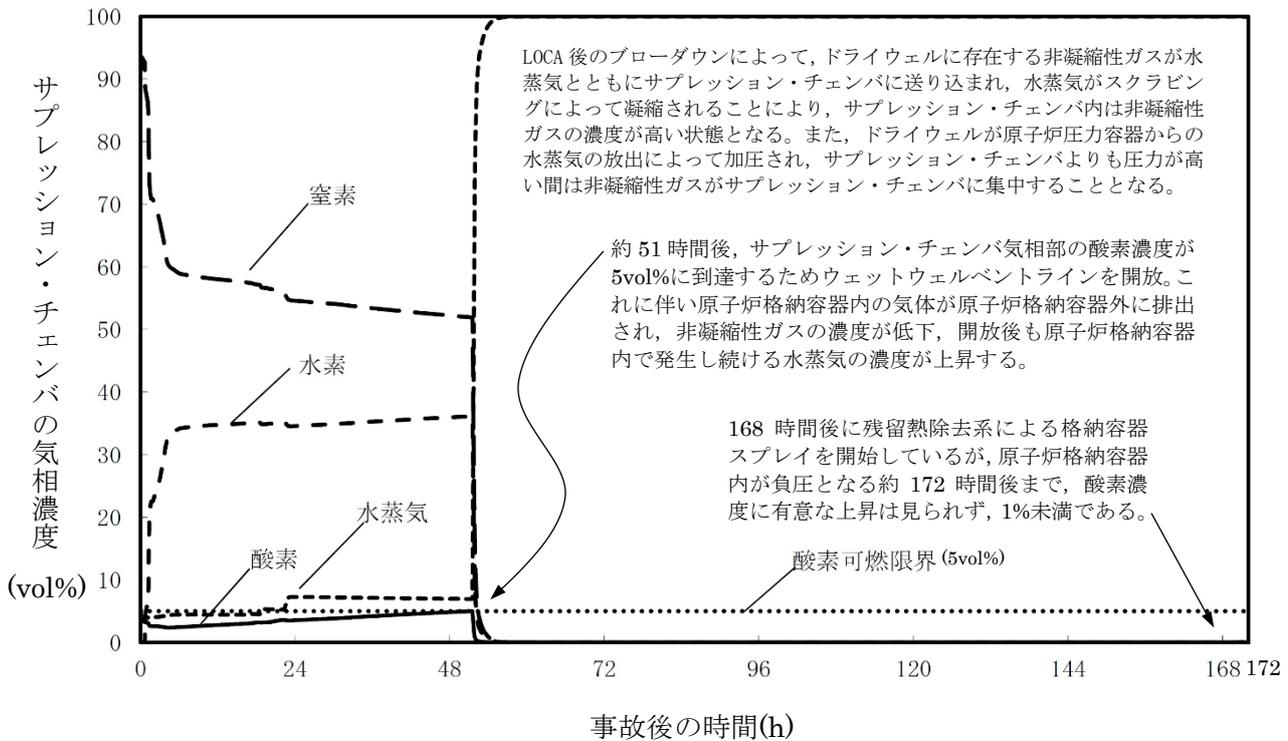


図 13 サブプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

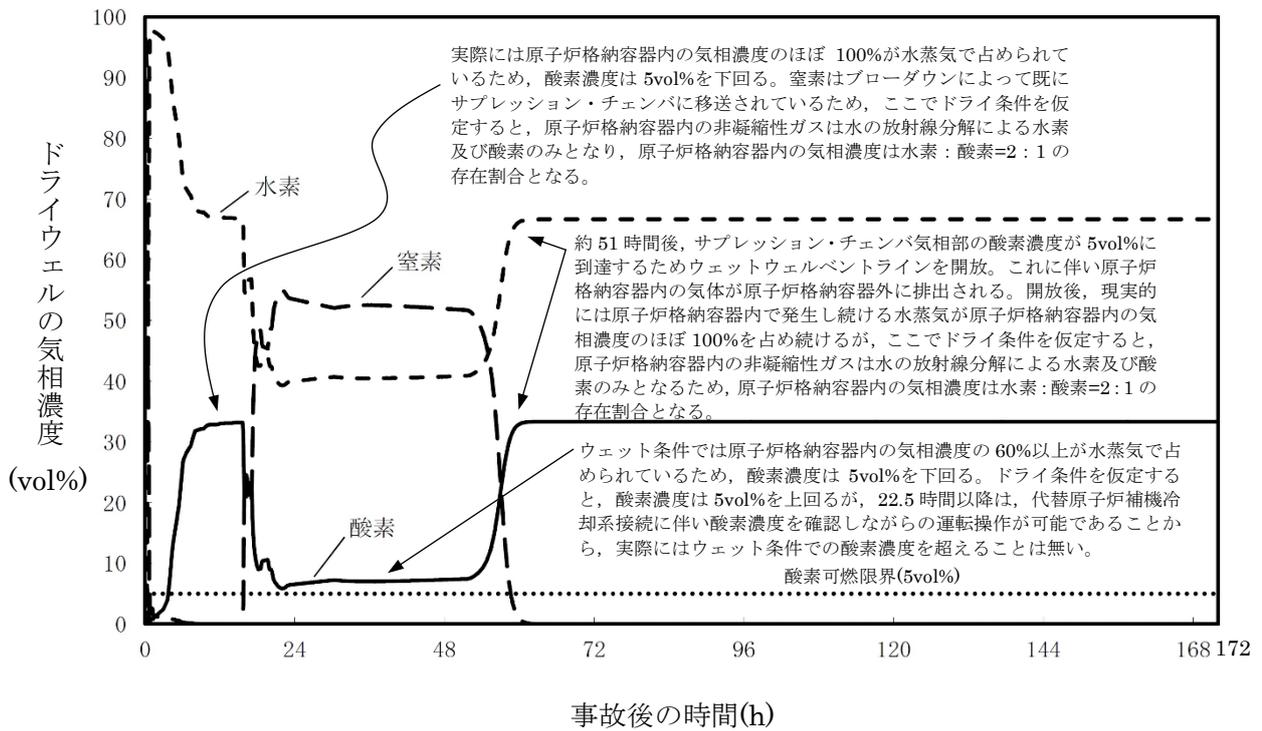


図 14 ドライウエルの気相濃度の推移(ドライ条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

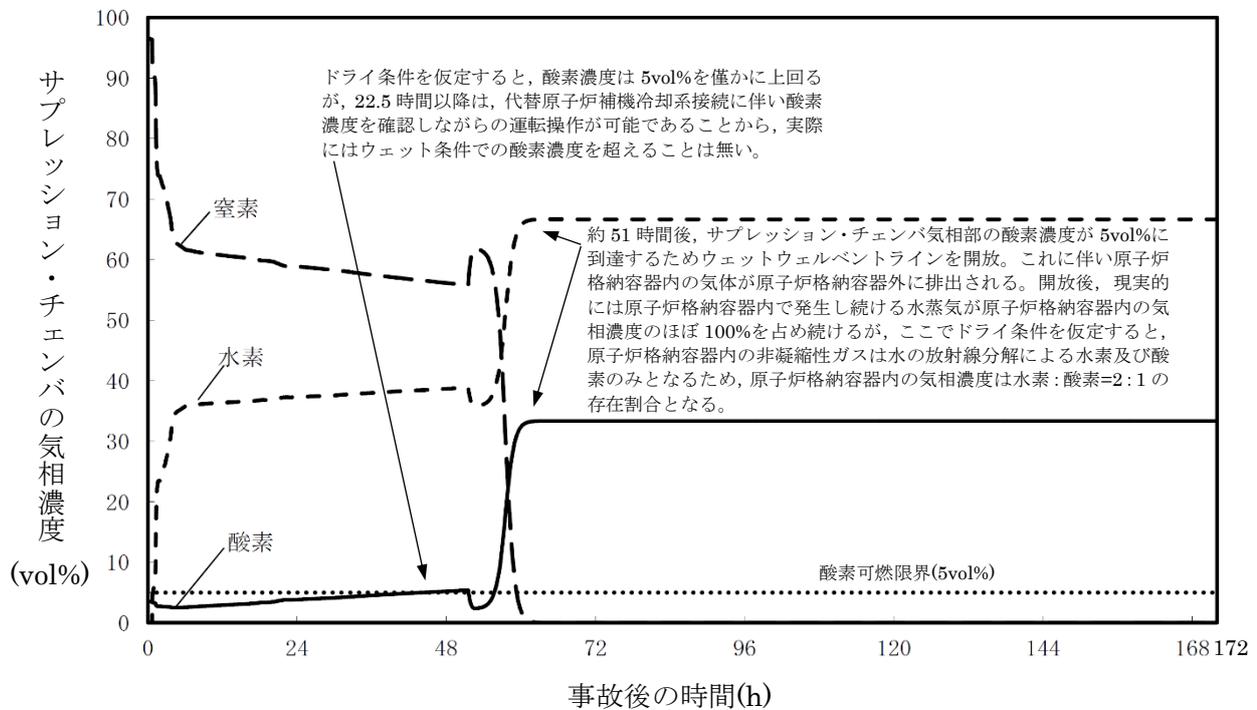


図 15 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ(954m³/h)を連続で実施)

3. 原子炉格納容器への窒素注入が必要となる時期

以上の通り、原子炉格納容器への窒素注入が必要となる時期は、少なくとも事象発生から7日後までは水蒸気が酸素濃度可燃限界到達防止及び格納容器負圧破損防止に寄与する観点から、事象発生から7日後以降に水蒸気発生がなくなる状態（例えば、サブプレッション・チェンバ・プール水温 100℃以下）に対して余裕を見込んだタイミングといえる。

4. 可搬型格納容器窒素供給設備の概要

中長期的に原子炉格納容器内の水蒸気凝縮による負圧破損を防止するとともに原子炉格納容器内の可燃性ガス濃度を低減するため、可搬型格納容器窒素供給設備を自主対策設備として設ける。

本システムは、図 16 に示すとおり、可燃性ガス濃度制御系配管に接続治具を用いてホースを接続し、可搬型大容量窒素供給装置を現場にて操作することで、発生した窒素ガスをドライウエル及びサブプレッション・チェンバに供給可能な設計とする。

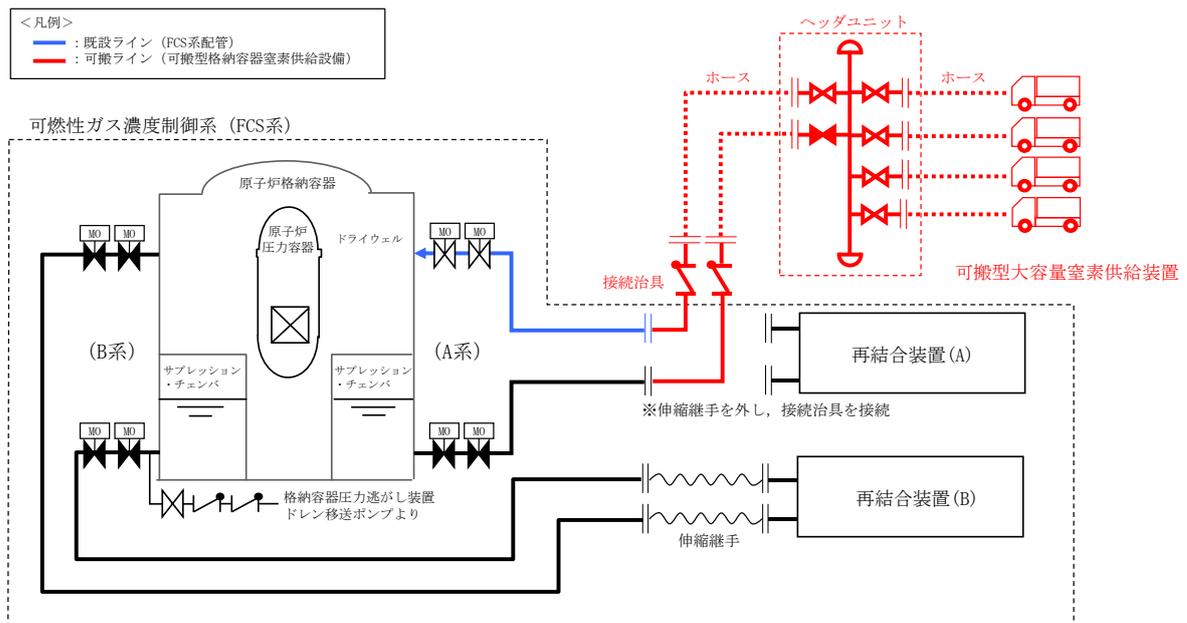


図 16 可搬型大容量窒素供給装置 系統概要図

<可搬型大容量窒素供給装置の機器仕様>

容量	:	
純度	:	
供給圧力	:	
個数	:	4*

*格納容器圧力、経路圧損等を考慮して個数を設定

5. 不活性ガス系の概要

重大事故時において、原子炉格納容器内における水素爆発による破損を防止するため、原子炉運転中の原子炉格納容器内は、不活性ガス系を用いた不活性ガス（窒素）置換により原子炉格納容器内雰囲気の不活性化状態になっている。

重大事故時において、格納容器ベントにより原子炉格納容器内の不活性化が喪失した場合は、本システムを用いることにより、再不活性化することができる。

本システムは、図 17 に示すとおり、液化窒素貯槽を供給源とし口径の異なる二つのラインを用いることにより、原子炉格納容器の不活性ガス置換及び補給を実施することができる。

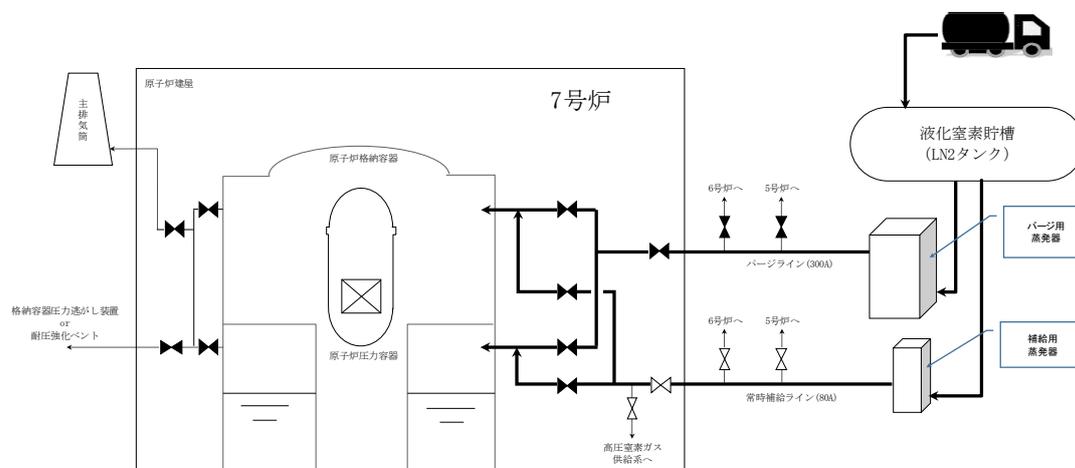


図 17 不活性ガス系 系統概要図

不活性ガス系による原子炉格納容器の不活性ガス置換を実施するためには、本設備以外に、タンクローリ等による液化窒素貯槽への補給及びパージ用蒸発器の加熱源として所内蒸気系が必要になる。また、計装用圧縮空気系・計装電源等のユーティリティの確保が必要になる。

6. 原子炉格納容器への窒素ガス注入操作

原子炉格納容器への窒素ガス注入は「3. 原子炉格納容器への窒素注入が必要となる時期」で示したとおり、事象発生から7日後以降の水蒸気の発生が無くなるまでには実施する必要がある。原子炉格納容器の除熱が進み、サプレッション・チェンバ・プール水温が最高使用温度「104℃」を下回るまでに準備を完了し、原子炉格納容器への窒素ガス注入操作を開始する。

時間的余裕が十分にあるため、要員の確保及び作業時間を確保した上で本操作に対応することができる。

以上

34. 柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉 格納容器下部水位調整設備の基本設計方針について

1. 格納容器下部水位調整設備の設置目的

重大事故（SA）時の原子炉圧力容器破損により溶融炉心が落下する前に、原子炉格納容器下部注水設備により水位2mの初期水張りを実施する。溶融炉心が落下する際は、水位が形成されている格納容器下部に溶融炉心が落下するため、水蒸気爆発のエネルギーにより格納容器下部内側及び外側鋼板に応力が加わる。

格納容器下部は、初期水張り実施後もドライウェルスプレイ水が流入するため水位が上昇する傾向にある。格納容器下部の水量が増えるほど水蒸気爆発のエネルギーが高まり、格納容器下部内側及び外側鋼板への応力が大きくなる。ただし、格納容器下部水位がリターンライン高さ（7m）の状況を仮定しても、原子炉格納容器は構造強度を有していることから、水蒸気爆発のエネルギーにより格納容器下部が原子炉圧力容器支持機能を喪失することがないことを確認している。

しかしながら、溶融炉心落下時の水蒸気爆発エネルギーを低下させることで信頼性が向上するため、格納容器下部水位を調整するための格納容器下部水位調整設備を設置許可基準規則第51条に関連した自主対策設備として設置する。

2. 設備概要

格納容器下部水位調整設備は、格納容器下部水位を低下させるために、格納容器下部に溜まった水をサプレッション・チェンバ・プールに排水する系統構成とする。ただし、溶融炉心落下時に必要な格納容器下部の初期水張り水位である水位2mを下回らない範囲で水位調整可能な設計とする。

本系統は、格納容器下部内に設置する格納容器下部水位調整ポンプ、電源設備、水源である格納容器下部、流路である配管、排水先であるサプレッション・チェンバ・プールで構成される。流路は、格納容器下部の水を、リターンライン及びベント管を通じてサプレッション・チェンバ・プールに排水する設計とする。電源設備は、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備から電源供給可能な設計とする。また、本系統は原子炉建屋の二次格納施設外より遠隔操作可能な設計とする。

本系統の使用期間は、原子炉圧力容器破損又はサプレッション・チェンバ・プールへの排水ができなくなるリターンラインが水没するまでの期間を想定しており、事故後約6、7時間程度を想定している。

3. 運用方針

SA時に溶融炉心落下が懸念される状況で、格納容器下部水位計により格納容器下部水位が初期水張り水位2mよりも大幅に高いと判断された場合に、中央制御室から遠隔操作で格納容器下部水位調整ポンプを起動する。なお、格納容器下部水位計は格納容器下部底部からの高さが3点（1m, 2m, 3m）計測可能であるため、格納容器下部の水位が2m～3mとなるよう本系統の運転を行う。

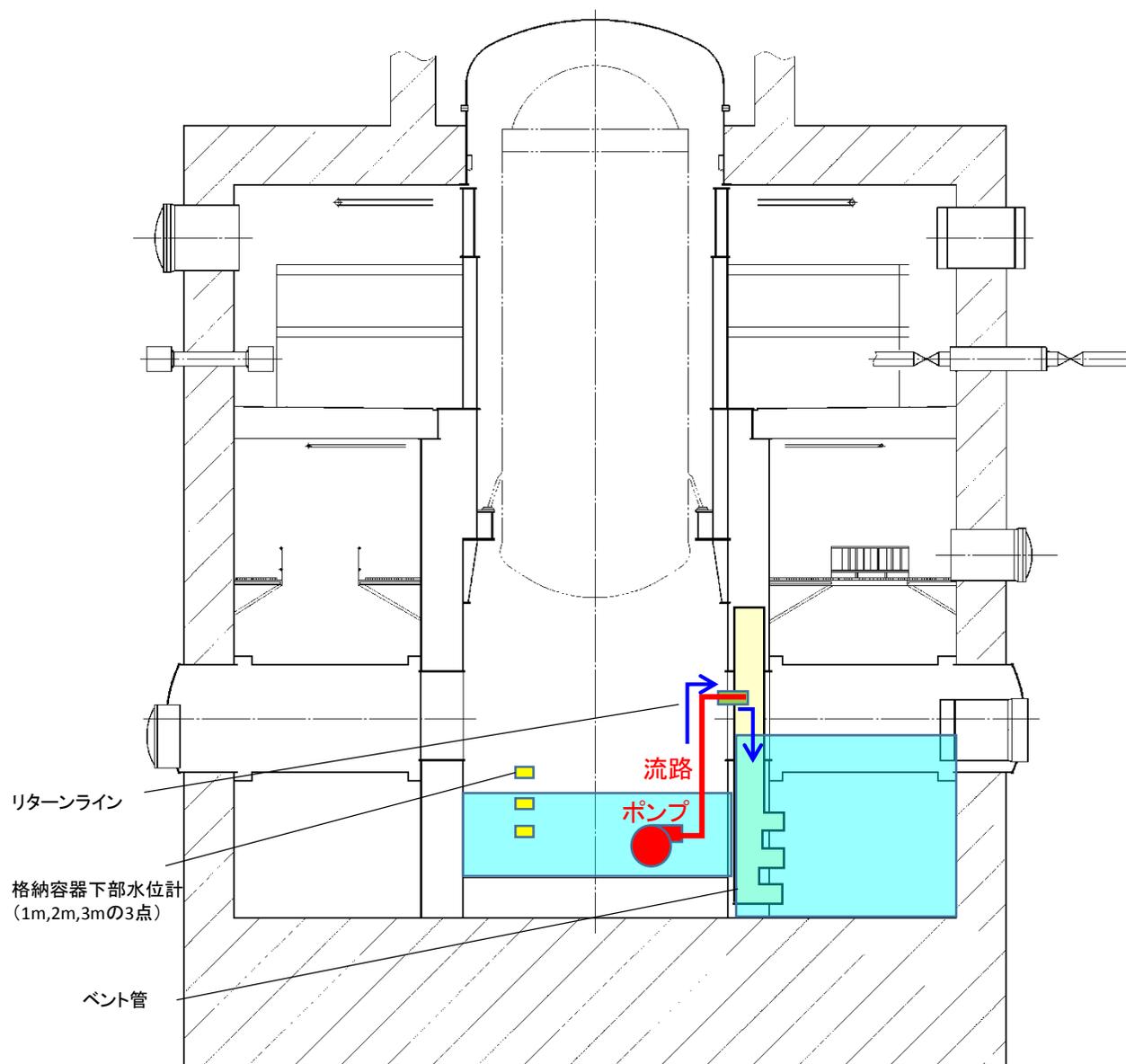


図1 格納容器下部水位調整設備の基本構成

35. 大 LOCA シナリオ想定と異なる事象について

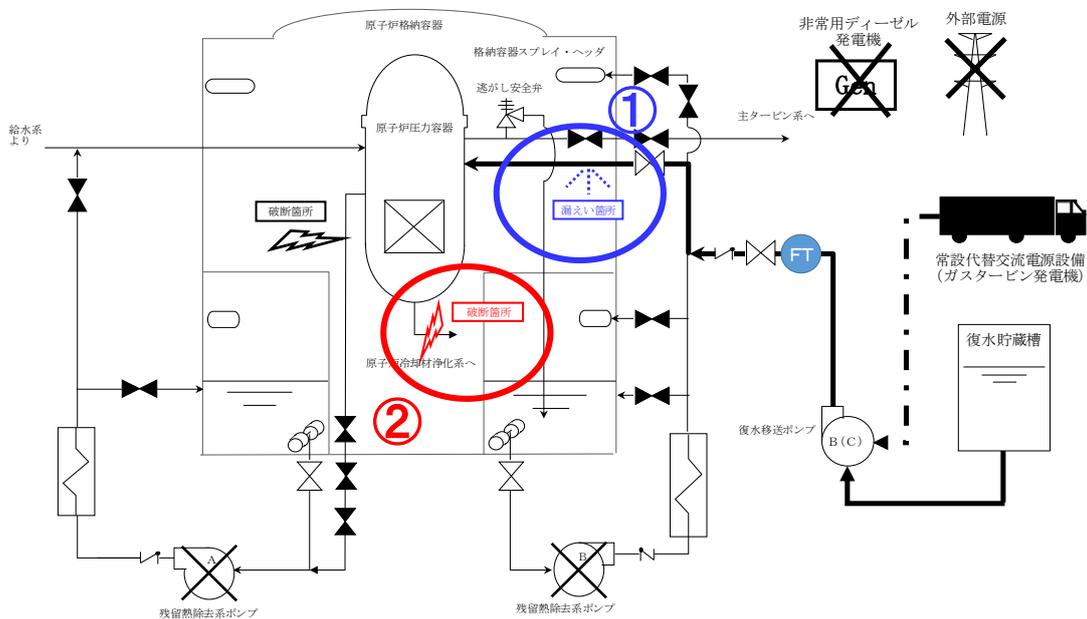
有効性評価「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいて想定する破断箇所は、原子炉圧力容器内の保有水量を厳しく評価するため、残留熱除去系の原子炉圧力容器側吸込配管を想定している。

この想定と異なる箇所が破断した場合、又は破断規模が異なった場合においても対応操作は変わることはない。また、破断箇所の特定ができない場合でも同様に対応操作が変わることはない。

しかし、対応操作は変わらないものの、以下の事象を想定すると、解析評価通りに原子炉圧力容器内のパラメータが推移しないことが考えられる。

1. 原子炉圧力容器注水流量計の指示通りに注水されていない場合
2. 原子炉圧力容器下部ドレン配管からの漏えいが重畳した場合

「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいては、中央制御室における流量指示計を基に原子炉圧力容器内の水位を推定する手段を用いるため、原子炉への注水量が不足した場合や破断口からの蒸気による流出以外の漏えいが重畳した場合には、推定手段による対応が困難となる。



①: 原子炉圧力容器注水流量計の指示通りに注水されていない場合
注水流量計の下流側で漏えい等が発生し、流量計指示通りに原子炉圧力容器に注水されない。中央制御室での認知が困難であるため、推定通りに原子炉水位は維持されずに低下する。

②: 原子炉圧力容器下部ドレン配管からの漏えいが重畳した場合
原子炉圧力容器下部からの漏えいが継続するため、崩壊熱相当以上に原子炉水位は低下する。中央制御室での認知が困難であるため、推定通りに原子炉水位は維持されずに低下する。

図 「格納容器過圧・過温破損」シナリオ解析上で想定していない漏えい事象

この様に解析上想定していない事象が発生した場合、推定以上に原子炉水位は低下し炉心は露出することになる。炉心露出が継続し、損傷炉心の冷却が損なわれるとリロケーションに至る。中央制御室では原子炉压力容器下鏡部温度によりリロケーションを確認することが可能であり、推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握し、格納容器下部への初期水張り操作と共に格納容器破損防止の対応を実施する。これは「DCH, FCI, MCCI」シナリオで示している通りである。

実際には、原子炉压力容器下鏡部温度計以外にも原子炉压力容器中部、上部に複数の温度計が設置されており、それらが健全であれば、それらの温度と原子炉圧力計により飽和蒸気温度を超えていることをもって、炉心露出による過熱状態にあり炉心の冠水に失敗していると判断することも可能である。これにより、リロケーション発生前に推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握することが期待できる。推定手段による原子炉水位維持が成立しないため、他に取得可能な手段としては原子炉注水と格納容器スプレイを異なる残留熱除去系ラインを使用して原子炉注水を途切れることなく実施する手段がある。例えば、残留熱除去系 (A) ラインを使用して原子炉注水を実施し、残留熱除去系 (B) ラインを使用して格納容器スプレイを実施することである。また、代替循環冷却系に切替えることにより外部水源からの流入を抑制し、原子炉压力容器及び格納容器の除熱を実施する手段をとることも可能である。

以上

36. ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)

1. はじめに

自動減圧系は、ドライウェル圧力高(13.7 kPa)信号が発生し、原子炉水位低(レベル1)信号が発生すると自動起動信号が発信され、発信から30秒の時間遅れの後、高圧炉心注水ポンプ又は低圧注水ポンプの吐出圧力が確立している場合に作動する。

自動減圧系の作動によって急激に原子炉圧力容器が減圧された場合、高圧炉心注水系、低圧注水系によって、炉心に大量の低温の水が注入される。これは、制御棒等による未臨界が確保されていない原子炉に対しては、炉心のボイドの潰れに伴う急激な出力上昇をもたらす可能性がある。

この急激な出力上昇を防ぐために、原子炉スクラム失敗時に自動減圧系の自動起動を阻止するための起動阻止スイッチを設けており、手順書の整備及び継続的な訓練を実施している。これを考慮し、「解析コード説明資料(TRACG)における今回の申請において示した解析ケース(以下「ベースケース」という。)」において示した解析では運転員による自動減圧系の自動起動を阻止する操作に期待している。

ここでは自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗した場合の影響を確認するため、TRACG(REDY/SCAT では減圧挙動^{*1} を取り扱うことができないため)を用いて感度解析を実施した。なお、TRACG コードは REDY コードで取り扱うことができない中性子束振動現象を評価し、評価結果を参照するために用いたコードである。本評価はこの目的に照らして実施したものでないため、本評価はあくまで参考評価の位置付けである。

2. 評価条件

自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗すること以外の条件はベースケースの評価条件と同じである。

3. 評価結果

評価結果を図1から図7に示す。評価結果のまとめを表1に示す。また、参考までに「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果を表2に示す^{*2}。

事象発生後約 440 秒で自動減圧系が作動することにより原子炉圧力が徐々に低下し、高圧炉心注水系流量が増加するとともに約 610 秒から低圧炉心注水系により注水される。その後、約 650 秒で原子炉水位が L8 に到達し、原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系が停止する。

しかしながら、低圧炉心注水系による注水は継続され、炉心内のボイド率が低下し、正の反応度が投入されることにより、約 830 秒付近で出力上昇が発生する。

ただし、ボイド及びドップラフィードバックによる出力抑制、原子炉圧力上昇による低圧炉心注水系の停止により出力は低下する。このとき急激な出力増加により沸騰遷移が生じ、燃料被覆管最高温度は約 570°C まで上昇する結果となる。また、低圧炉心注水系による注水の際の全反応度の最大値は約 0.98\$ である。

その後、原子炉圧力の再低下に伴い低圧炉心注水系により再度注水され、約 1330 秒付近から出力が増加するが、ボロン注入により負の反応度投入が進んでいるため出力上昇は約 830 秒付近の出力上昇より抑えられる結果となる。

以上

※1：低圧状態における修正Shumway相関式の適用性

TRACGに組み込まれているリウエット相関式である、修正Shumway相関式は、試験データベースの圧力範囲が0.4～9 MPaとされている（TRACG Model Description (NEDO-32176) 6.6.7章参照）。よって、修正Shumway相関式は、ADS自動起動阻止失敗時に原子炉圧力が減圧された低圧状態(0.5～0.6MPa程度)においても適用可能とされており、かつ、最小安定膜沸騰温度を保守側(低め)に予測する。

※2：「反応度投入事象に関する評価指針」で示される判断基準（燃料エンタルピ）は、室温・大気圧・自然対流の冷却水中における単一の標準燃料に対するNSRR実験に基づくものであり、今回のような運転中であつ急速な減圧に伴い反応度が投入される事象とは想定している事象が大きく異なるが、投入される反応度の大きさを把握するために参考として示すものである。

表1 ADS自動起動阻止操作の失敗を考慮した場合の判断基準への影響

項目	解析結果 (TRACG)	判断基準
自動減圧系の自動起動を阻止する操作	失敗	—
燃料被覆管最高温度(°C)	約 570	1, 200°C以下
燃料被覆管の酸化量(%)	— (評価せず)	酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約 8. 52	10. 34 MPa[gage] (最高使用圧力の1. 2倍)を下回る
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力(MPa[gage])	約0. 30 ^{※1}	0. 62 MPa[gage] (限界圧力)を下回る
原子炉格納容器バウンダリの温度(サプレッション・チェンバ・プール水温(°C))	約130 ^{※1}	200°C (限界温度)を下回る

※1：1500秒時点での値

表2 「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果

項目	解析結果 (TRACG)	判断基準
燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	約 109 ^{※1}	230 ^{※2}

※1：ADS 作動後の LPFL 注入による出力上昇時の最大値

※2：燃料エンタルピの最大値

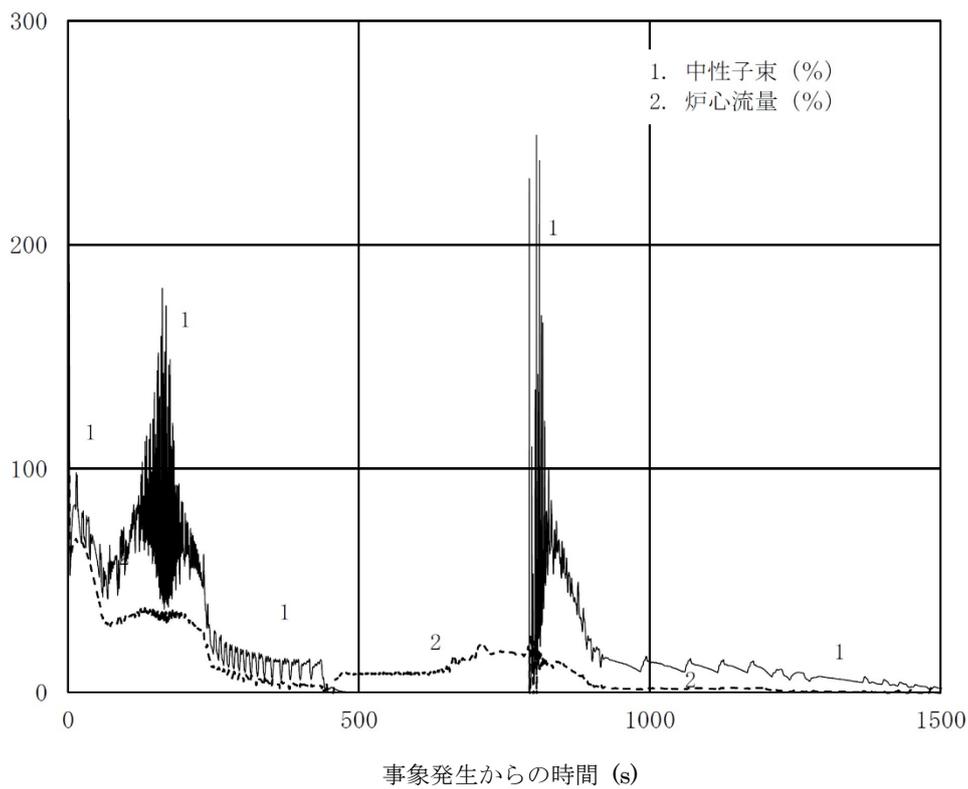


図1 中性子束，炉心流量の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

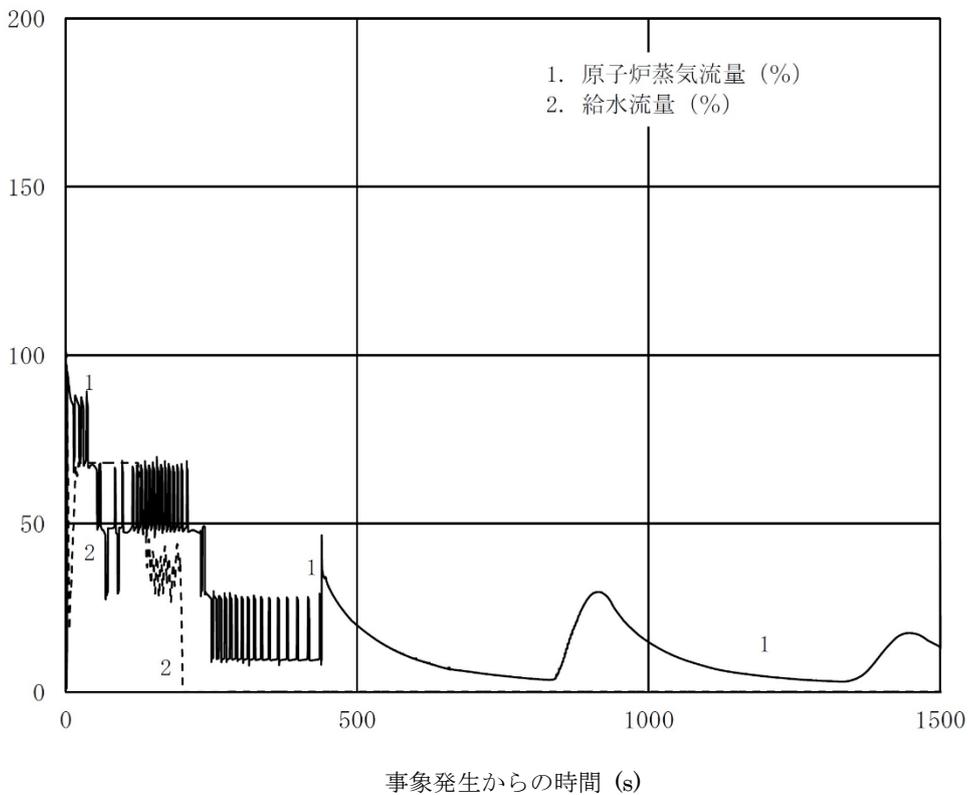


図2 原子炉蒸気流量，給水流量の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

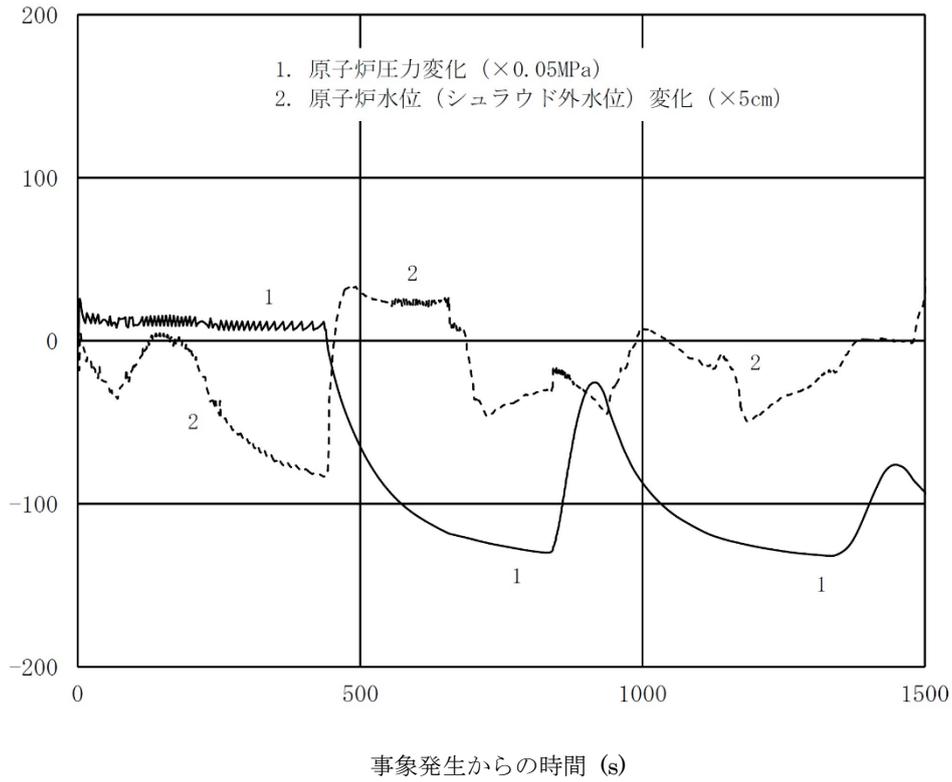


図3 原子炉圧力, 原子炉水位(シュラウド外水位)の時間変化
(事象発生から 1500 秒後まで)

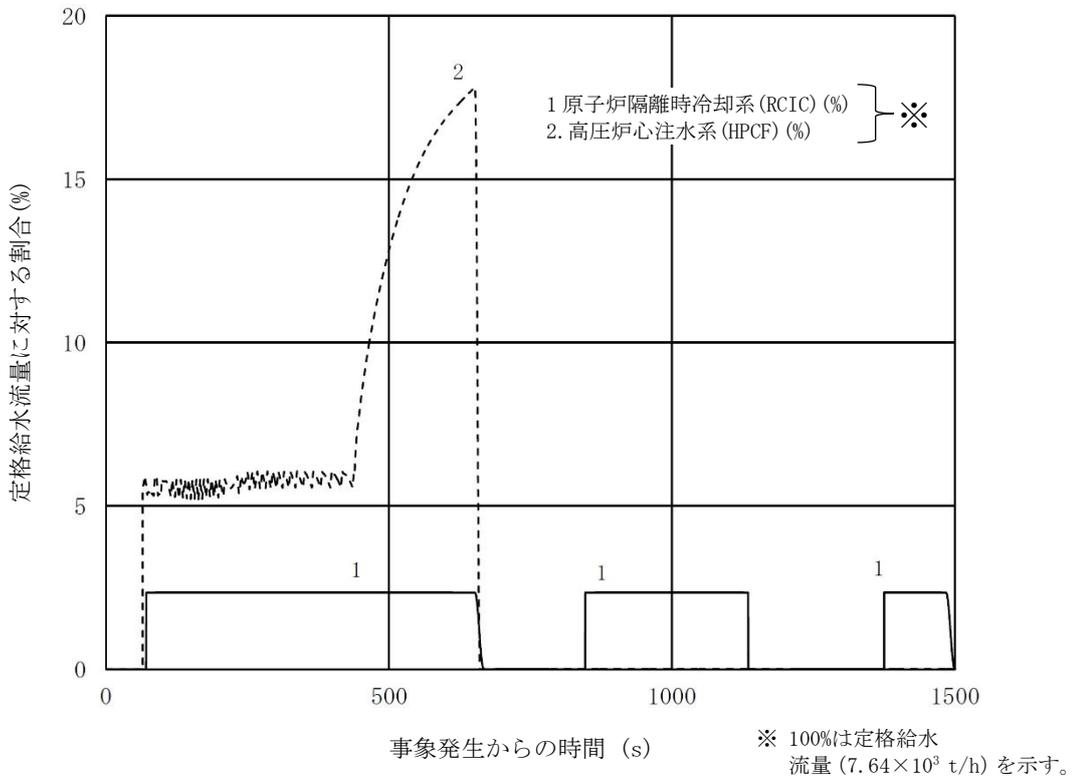


図4 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心注水系の流量の時間変化
(事象発生から 1500 秒後まで)

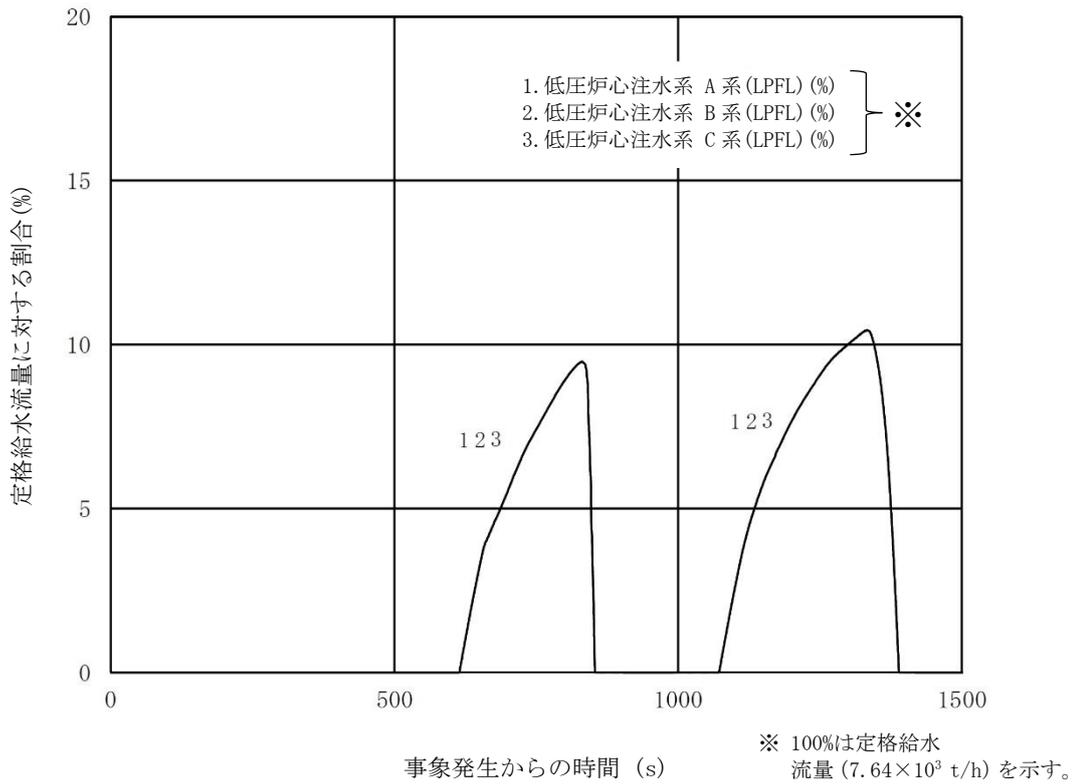


図5 低圧炉心注水系(LPFL)の流量の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

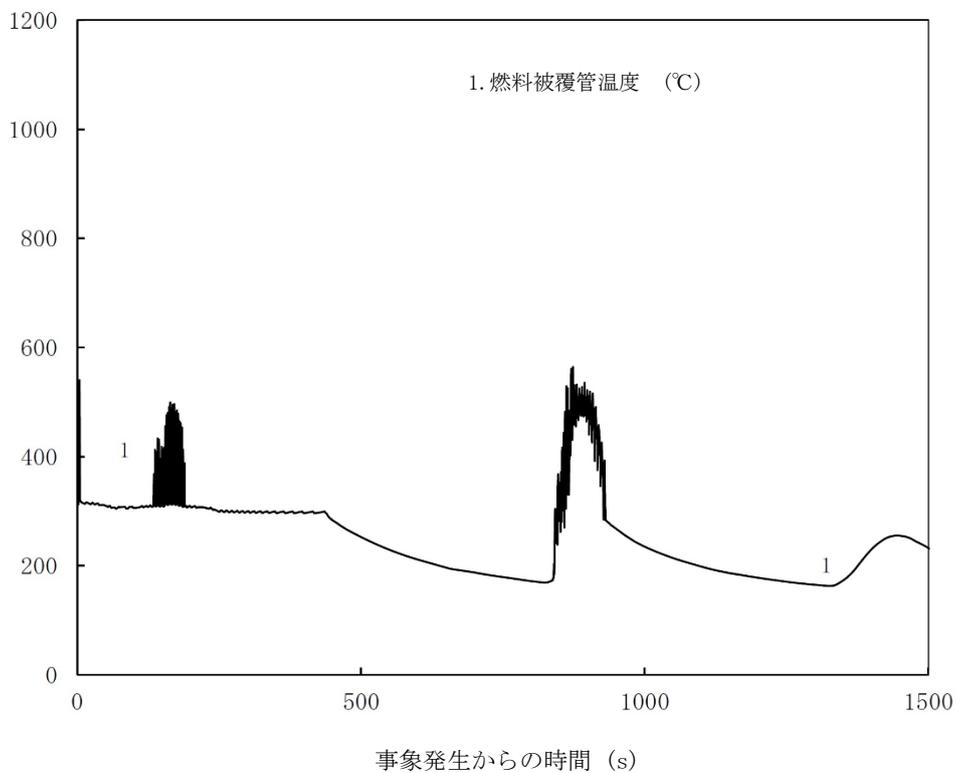


図6 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

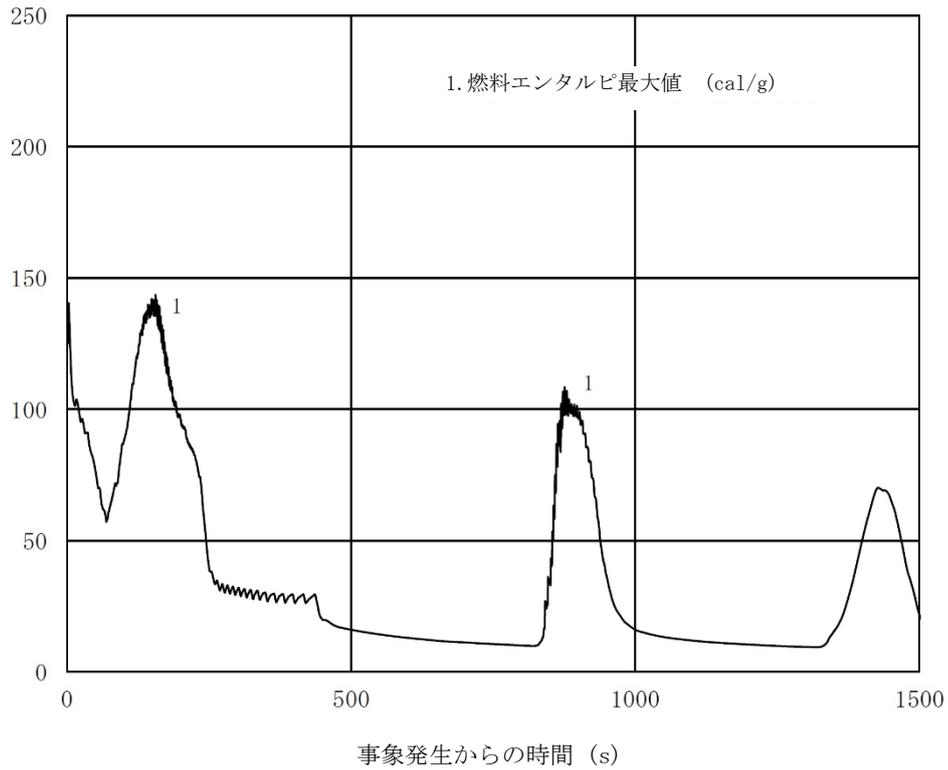


図7 炉内の燃料エンタルピー最大値の時間変化
(事象発生から 1500 秒後まで)

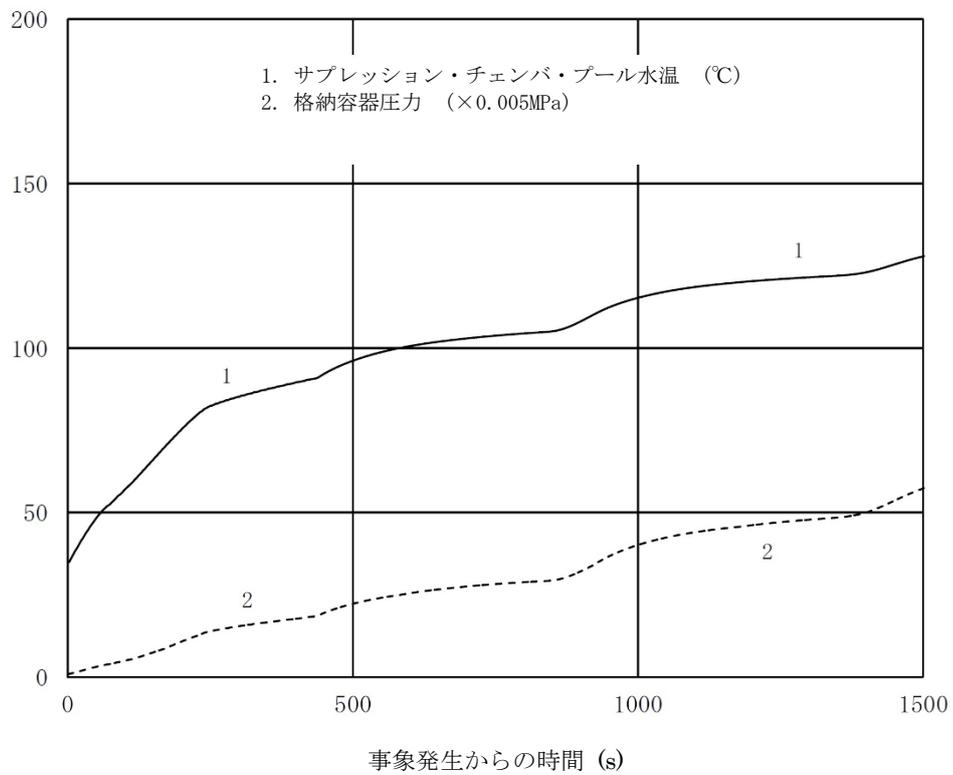


図8 サプレッション・チェンバ・プール水温、格納容器圧力の時間変化
(事象発生から 1500 秒後まで)

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

1. サンプルに対する熔融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性

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

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

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

これらの理由から、以下の 2. のとおりにサンプルにおける 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等によりサンプル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原子炉格納容器下部における MCCI の影響評価を実施した。

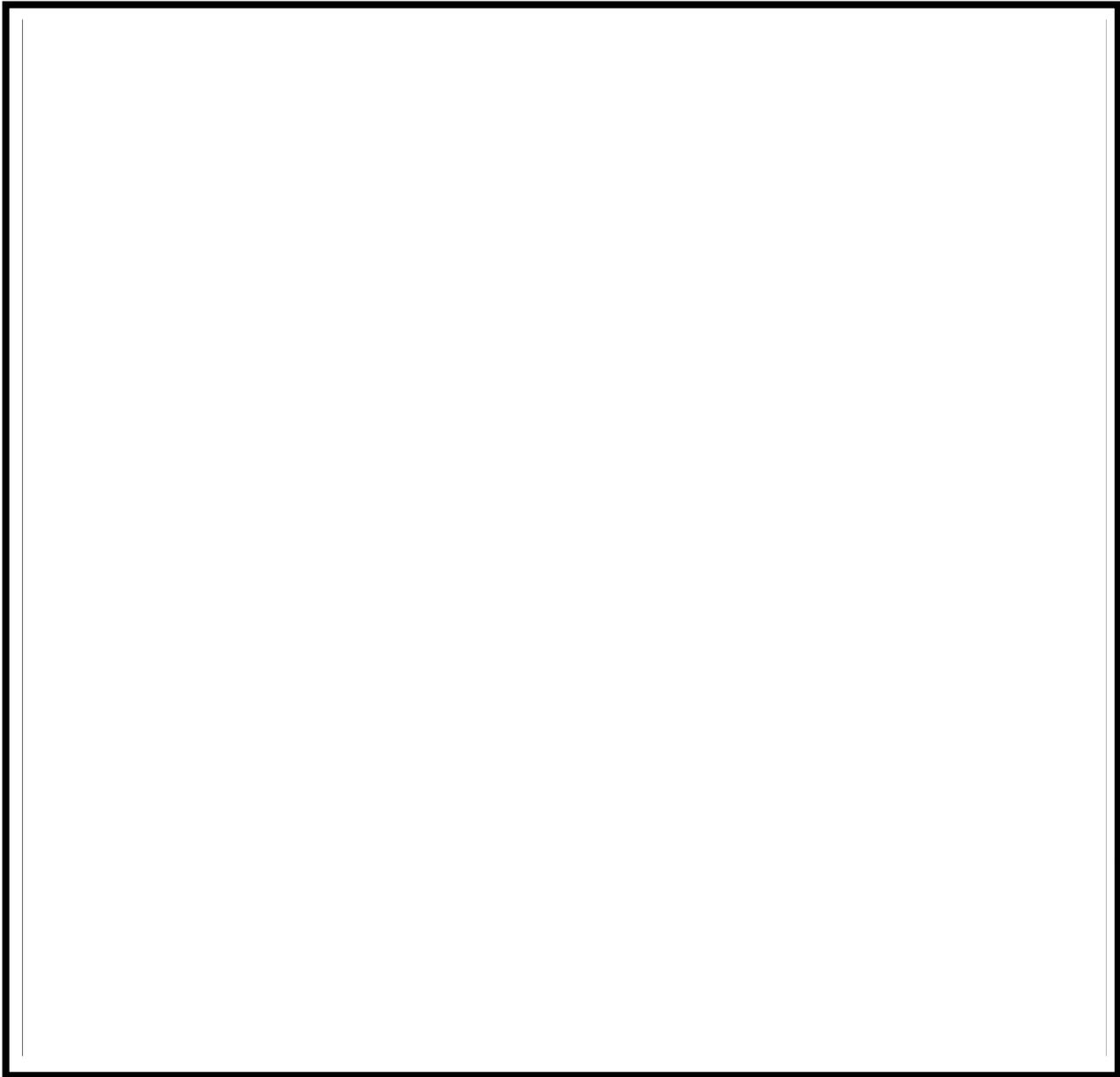


図 1-1 格納容器の構造図(ABWR, RCCV 型格納容器)

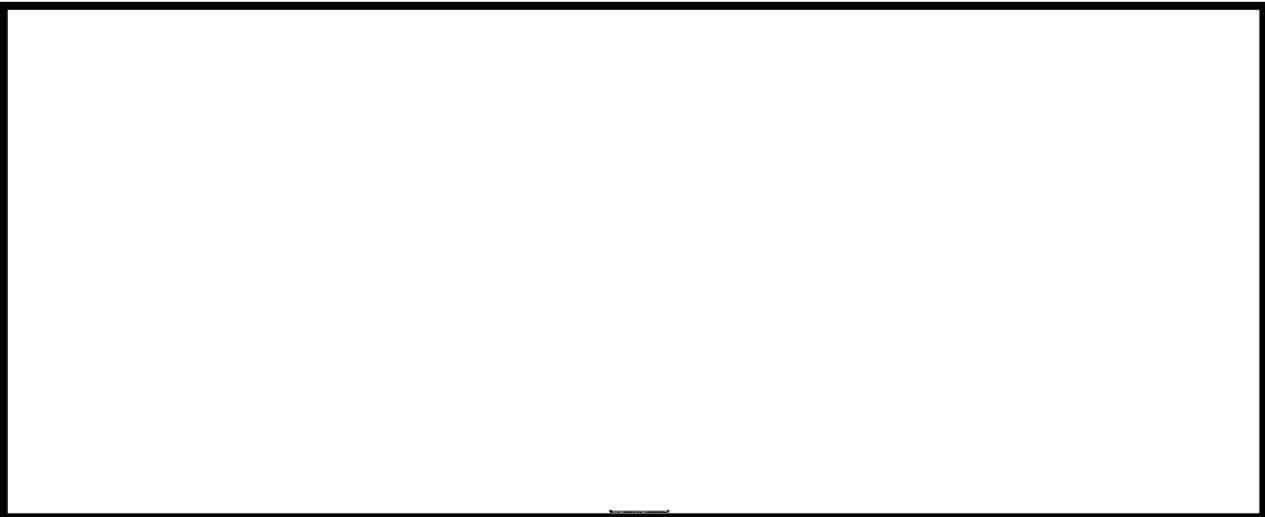


図 1-2 ドライウェルサンプの配置(7号炉の例)

2. サンプにおける MCCI 対策の必要性

(1) サンプにおける MCCI 対策が必要と考える理由

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

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

a. 評価体系

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

b. 評価条件

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

c. 評価結果

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

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

(2) コリウムシールドの選定理由

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

対策の検討に際しては、サンプル及びサンプルポンプ等の既存の設備の機能を阻害しない観点で検討を実施した。図 2-3 にサンプル内の構造を示す。サンプルポンプの吸込みがサンプルの底部から約 0.15m の高さであり、ファンネルからの流入口がサンプルの底部から約 0.35m の位置にある等、サンプルの底部付近には様々な機器、構造物があることを考慮し、サンプルの防護のための対策としてコリウムシールドを選定した。

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

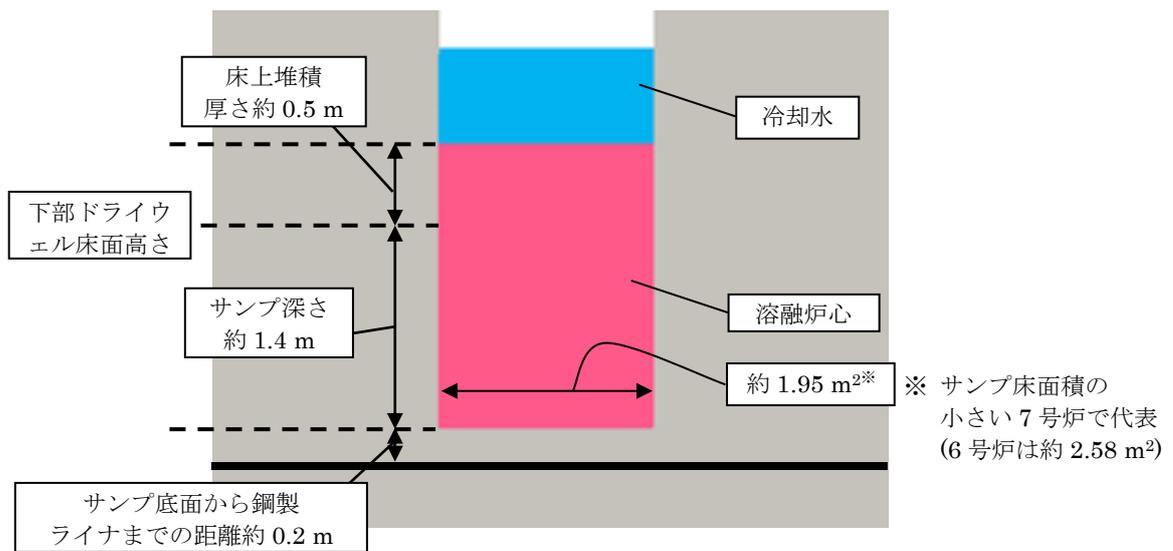


図 2-1 サンプル侵食量の評価体系 (円柱で模擬)

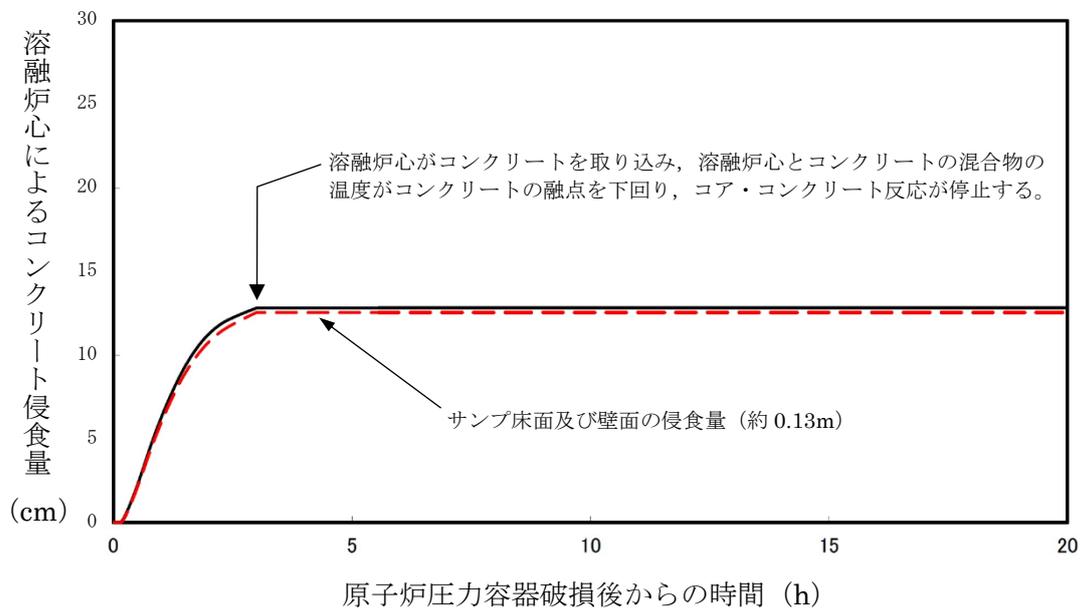


図 2-2 サンプル床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移 (評価ケース 2-1)

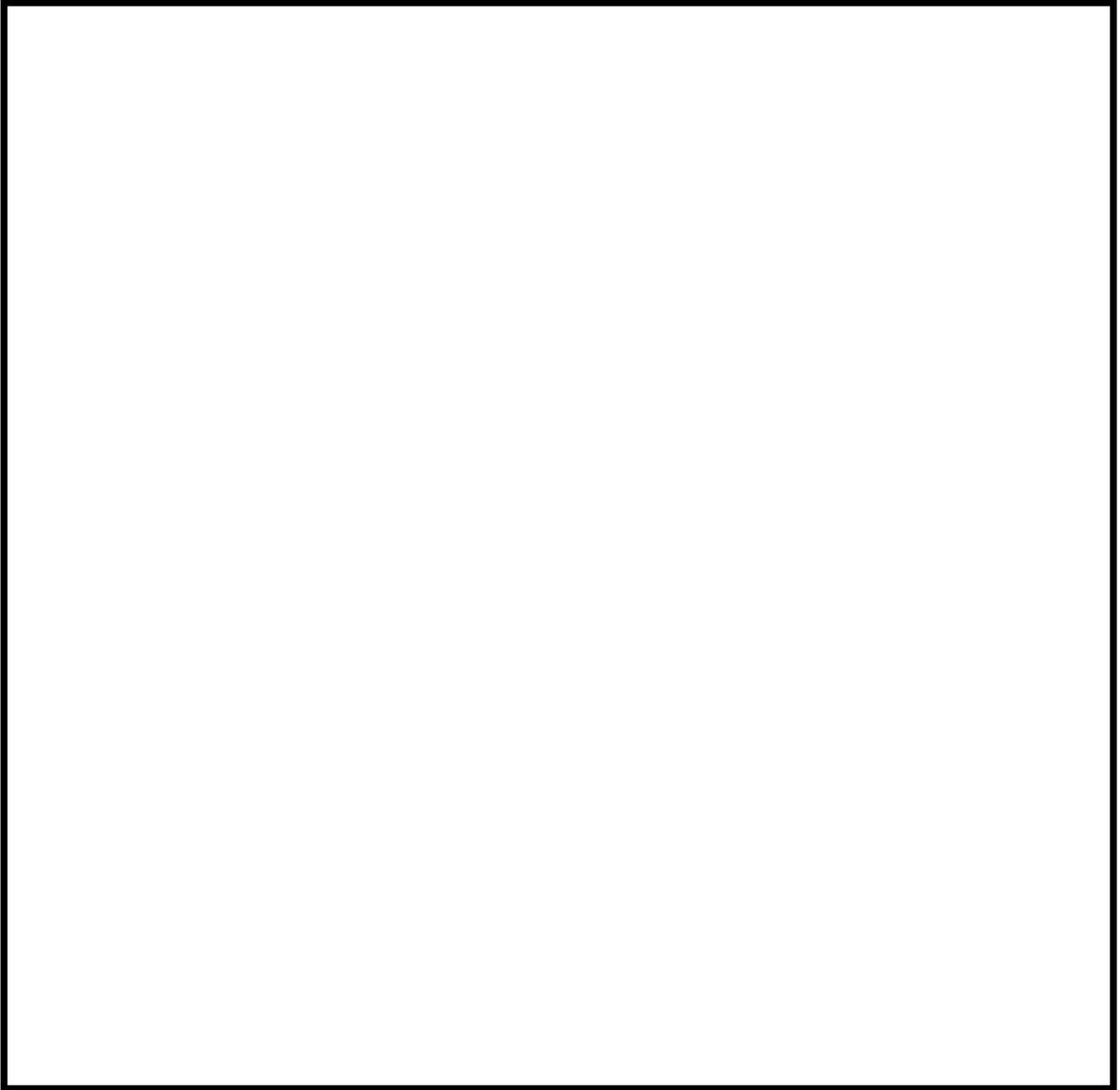


図 2-3 サンプの構造図(側面図, 7号炉低電導度廃液サンプ)

3. 設備の概要

3.1 設置目的

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

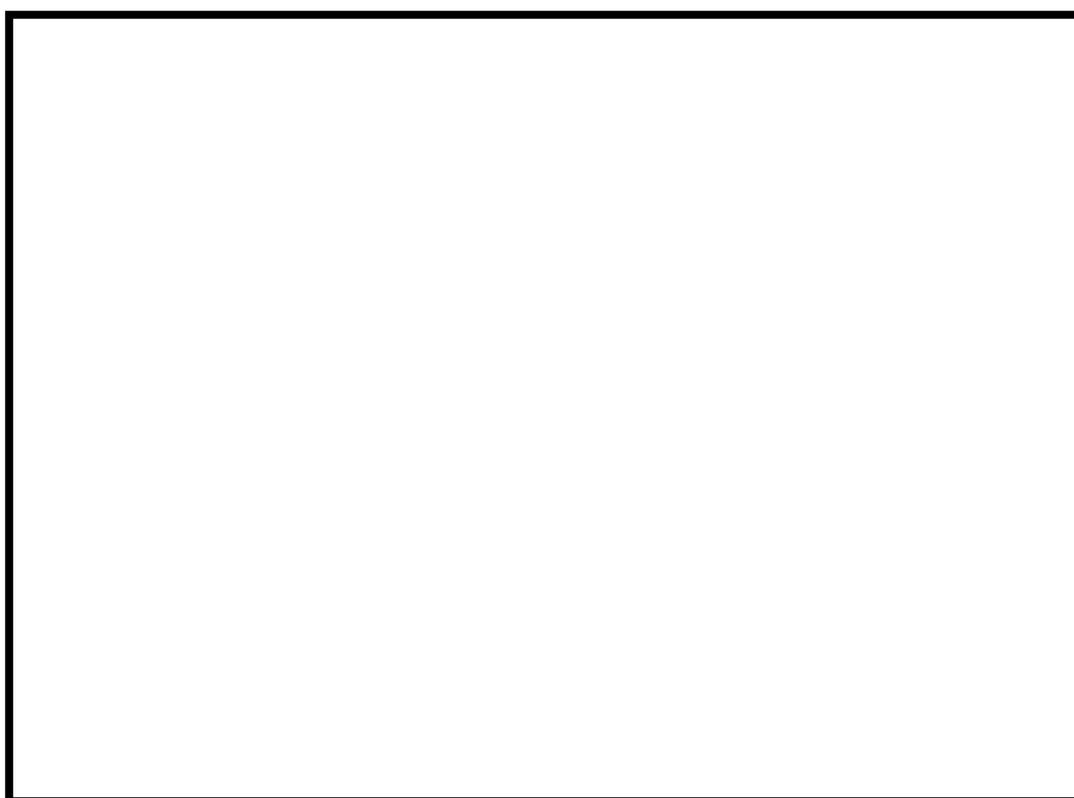


図 3-1 コリウムシールド外観 (7号炉)

表 3-1 コリウムシールド仕様

		6号炉	7号炉
耐熱材材質 (サンプル防護材, 犠牲材)		ジルコニア (ZrO ₂)	
耐熱材融点		2677°C	
高さ			
厚さ	サンプル防護材		
	犠牲材		
スリット長さ			
耐震性		S s 機能維持	

3.2 コリウムシールド構造

(1) コリウムシールド設計条件

a. 想定する事故シナリオ

コリウムシールドを設計するための前提条件となる事故シナリオは以下のとおり。

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

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

表 3-2 溶融炉心組成内訳



b. コリウムシールド設計要求事項

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

(2) コリウムシールド基本構造

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

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

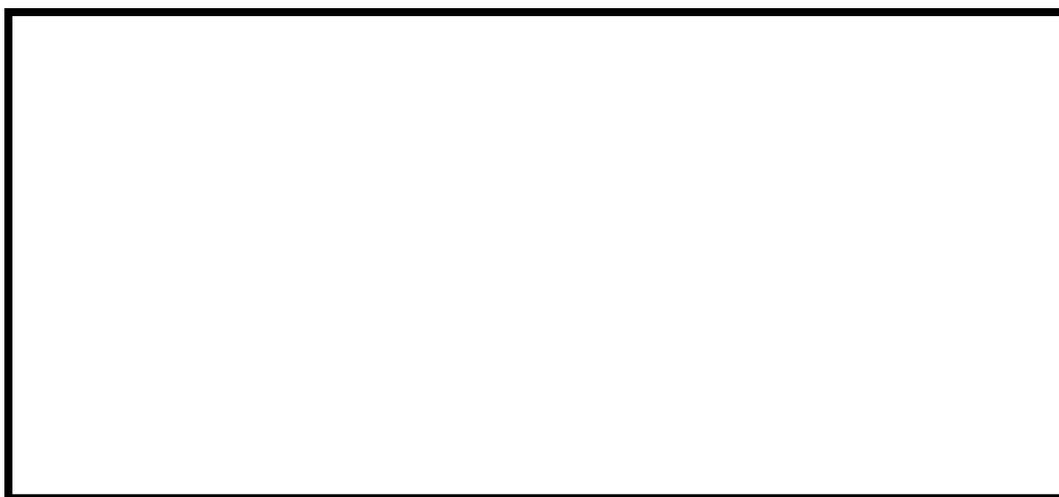


図 3-2 コリウムシールド外形 (7号炉)

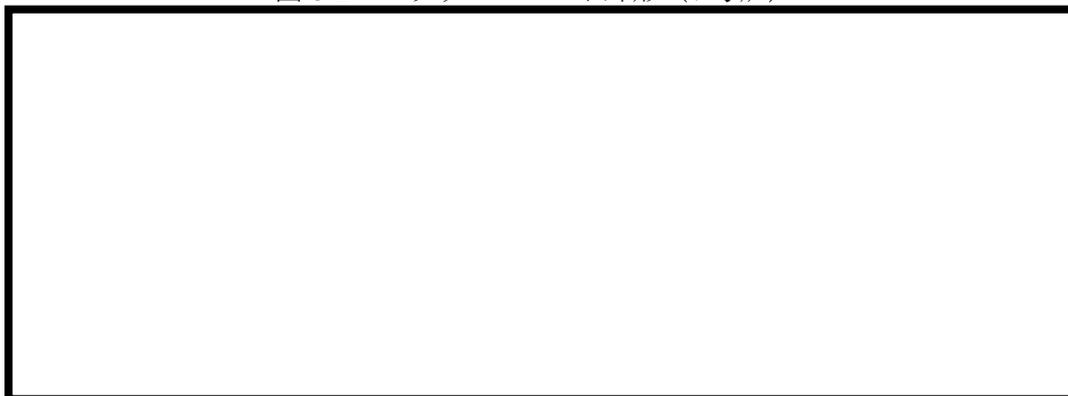


図 3-3 コリウムシールド基本構造 (7号炉)

(3) コリウムシールド各部寸法 (7号炉)

a. 堰の高さについて

原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心の総量は と想定しており、落下した溶融炉心がコリウムシールドを乗り越えてドライウェルサンプに流入することがないように、堰の高さを決定する。溶融炉心の組成は表 3-2 のとおりであるが、原子炉圧力容器の下部には制御棒駆動機構等の既設設備が存在しており、溶融炉心が原子炉圧力容器から流出した際には、既設設備の一部が溶融し、溶融炉心の総量が増加す

る可能性がある。溶融炉心の堆積高さの算出式を以下に示す。

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

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

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

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

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

表 3-3 溶融する構造物の量に対する溶融炉心堆積高さ [m]

--

b. 床防護部寸法について

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

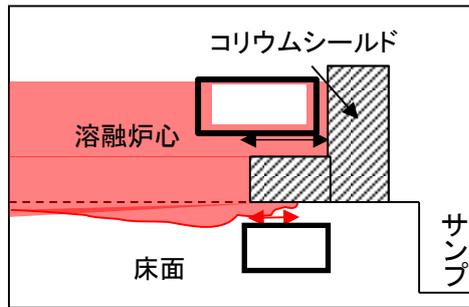


図 3-4 床面侵食イメージ図

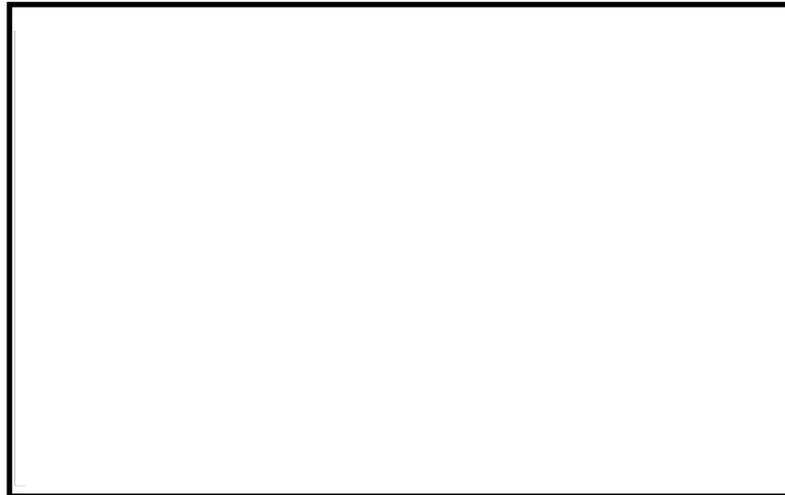


図 3-5 コンクリート侵食量評価結果

c. 壁防護部寸法について

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

d. 耐熱材基本構成について

図 3-3 に示すとおり耐熱材は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、ジルコニア製の耐熱モルタルにて互いを接着する。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 2677℃であるが、共晶反応及び酸化還元反応・合金化反応により融点が下がることを考慮し、2100℃とした。一般に $UO_2 - ZrO_2$ の共晶温度は約 2500℃であることが知られており、 $UO_2 - ZrO_2$ の共晶温度を考慮しても十分に低い融点を設定している。また、耐熱材の熱伝導評価においては保守的に、図 3-7 に示すとおり溶融炉心と接触する耐熱材表面の温度として、溶融炉心初期温度を上回る を初期条件として与えている。加えて、溶融炉心の水への除熱量を、有効性評価にて用いている値 (800kW/m²) よりも小さい とする

ことで、熔融炉心が高温である時間が長くなり、より侵食量が増える評価条件としている。

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

※別紙-1 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。

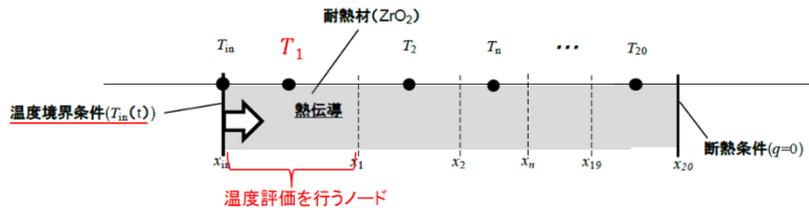


図 3-6 解析モデル

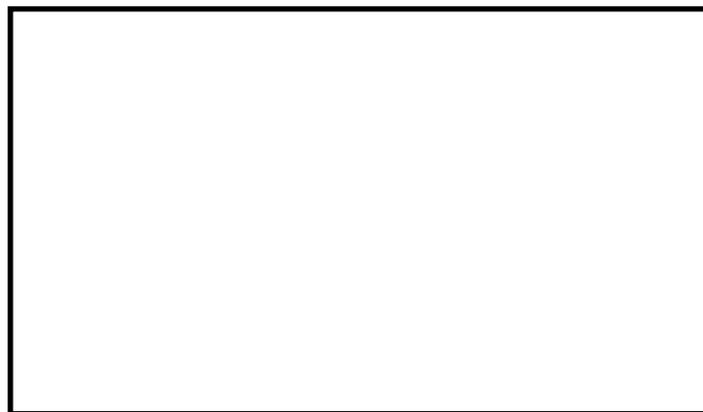


図 3-7 熔融炉心温度変化 (温度境界条件 $T_{in}(t)$)

※破線：MAAP 解析結果，実線：解析結果を包絡する評価用温度を表す

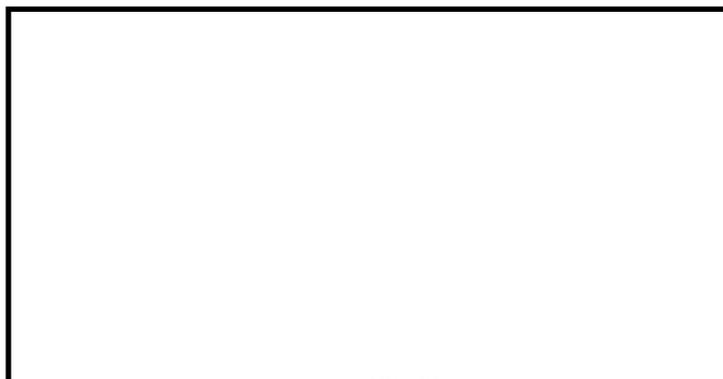


図 3-8 デブリと接触するノードの温度変化

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

なお、模擬熔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 (Corium Interactions and Thermochemistry) 実験^{[1][2]}がある。CIT 実験において、熔融炉心中の酸化鉄含有量が高い場合に、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、3%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 2080℃から 2474℃まで段階的に昇温し、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 1825℃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 1825℃より更に低い 1800℃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 3-7 より、溶融炉心温度が 1800℃となるまでの時間は約 3 時間であることから、侵食量は約 0.033m 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： [] + 犠牲材： []）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。

※RPV破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合（MAAP 解析結果より）

e. スリット部の構造について

ドライウェル高電導度廃液サンプの前に設置するコリウムシールドについては、ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能を維持するため、コリウムシールド下部（床面との間）にスリットを設置する。スリット寸法については、ドライウェル高電導度廃液サンプへの漏えい水の流入量が 1gpm（0.228m³/h）以上となるように設定する。同時に、スリットが溶融炉心のサンプへの有意な流入経路とならないことを確認する。

(i) スリット内の溶融炉心凝固評価について

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

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

表 3-4 デブリ凝固評価モデル比較

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

表 3-5 スリット内デブリ凝固評価結果

評価モデル	流動距離 (凝固するまでの距離)

(ii) 漏えい検出機能への影響について

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

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

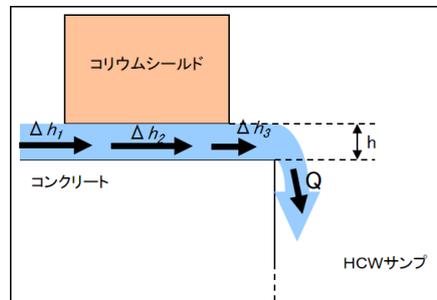


図 3-9 スリット部流路概念

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

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

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

$$Q = \square \text{ (スリット 1ヶ所あたり)}$$

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

従って、ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能に影響はない。

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

□の高さに、高さ□幅□長さ□のスリットを□ヶ所設置する。

(4) コリウムシールドと原子炉压力容器との離隔距離

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



図 3-10 原子炉压力容器中心からの離隔距離 (7号炉)

(5) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無

a. 原子炉格納容器下部注水系への悪影響の有無

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

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

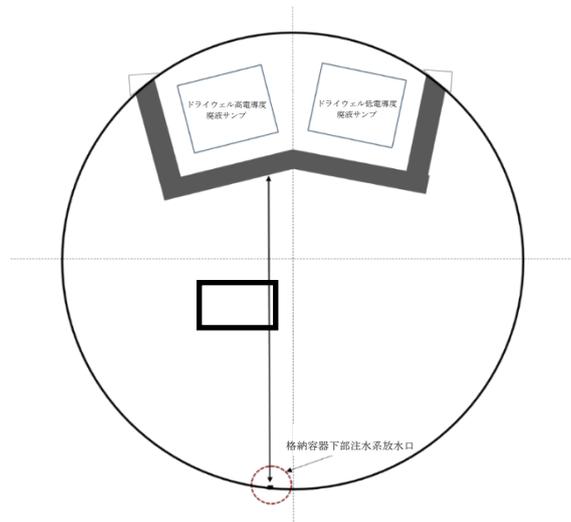


図 3-11 コリウムシールドと原子炉格納容器下部注水系注水口との設置位置概要図

(6) 機器ファンネルからサンプルへの溶融炉心の流入について

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

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

なお、6号炉原子炉格納容器下部床面には機器ファンネルが存在しない。

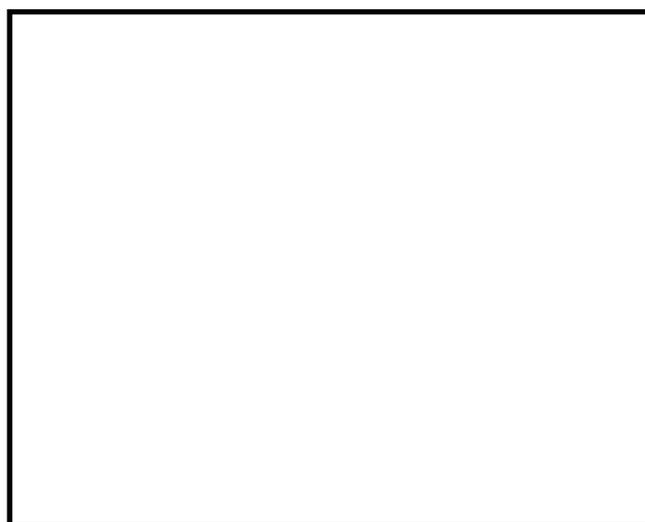


図 3-12 機器ファンネル配置及びドレン配管敷設状況 (7号炉)

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

a. EPRI/FAI 試験の概要

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

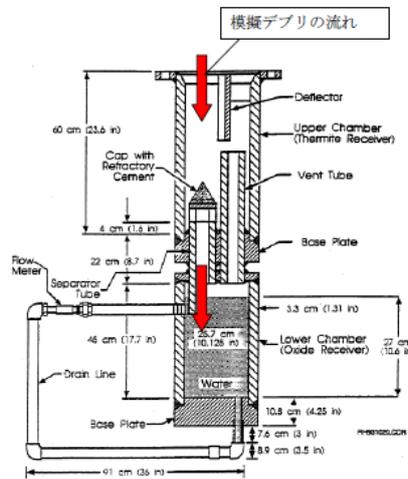


図 3-13 EPRI 試験装置概要

b. ドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について

ドレン配管内の熔融炉心の熔融凝固特性は流入する熔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、熔融炉心の物性の違いも考慮して、熔融炉心の保有熱量及び配管外への放熱量 (配管系に依存) の比率に基づき流動距離を推定する。

表 3-6 に評価に使用する熔融炉心とコンクリートの物性値を示す。 Al_2O_3 の熔融潜熱 ($h_{fs}=1.16 \times 10^6 \text{J/kg}$) に密度 ($\rho=3800 \text{kg/m}^3$) を乗じると、流動停止までの保有熱量は 4408MJ/m^3 となる。一方、熔融炉心の流動停止までの保有熱量は顕熱と熔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} : 熔融炉心の流動停止までの顕熱と熔融潜熱の和(J), T_d : 熔融炉心温度($^{\circ}\text{C}$), T_{sol} : 熔融炉心固相線温度($^{\circ}\text{C}$), C_p : 熔融炉心比熱($\text{J/kg}^{\circ}\text{C}$), h_{fs} : 熔融炉心熔融潜熱(J/kg)である。

このとき、 h_{db} は約 [] となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると約 [] となり、 Al_2O_3 の約 [] 倍となる。

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

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

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} ：EPRI/FAI 試験の流動距離， d/d_{tes} ：配管直径比， $(h_{db} \rho_{db}) / (h_{al} \rho_{al})$ ：流動停止までの保有熱量比である。

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

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

表 3-6 評価に使用する溶融炉心物性値及びコンクリート物性値*

--

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

(7) 6号炉コリウムシールドの構造について

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

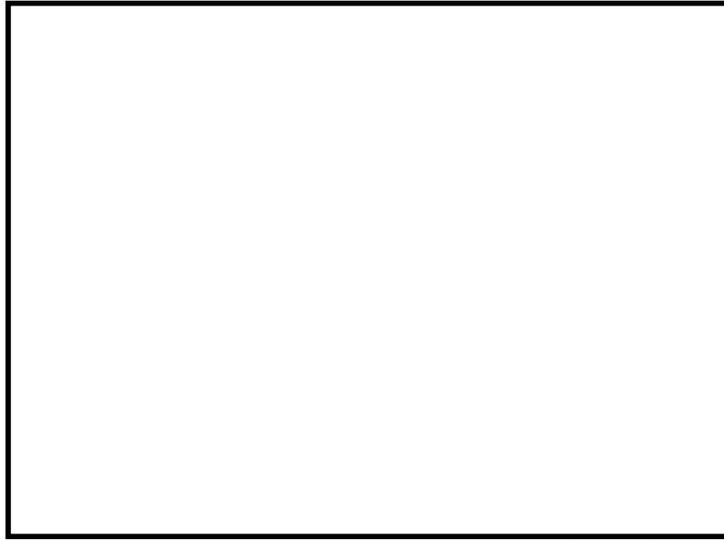


図 3-14 コリウムシールド外形図 (6号炉)

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).

耐熱材と模擬溶融炉心との相互作用試験結果について

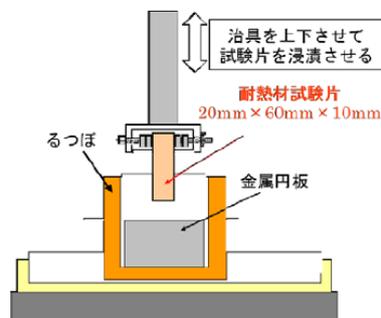
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点で且つ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては \square \square ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

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

1. 溶融 Zr による耐熱材侵食試験

1-1. 試験方法

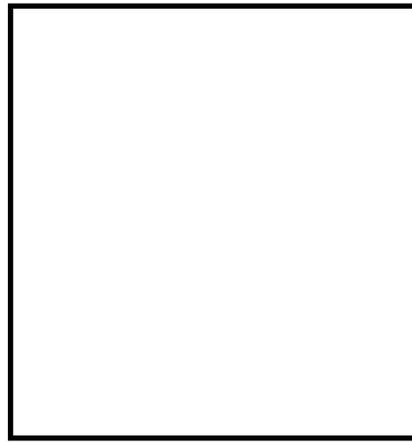
耐熱材には \square \square ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図別-1)。これらを電気炉で加熱し、 $2000^\circ\text{C}\sim 2200^\circ\text{C}$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、 Zr 、 ZrO_2 、 Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は $100\text{mol}\%\text{Zr}$ とした。



図別 - 1 試験体系

1-2. 試験結果

図別-2に金属組成が $100\text{mol}\%\text{Zr}$ 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 $\square > \square > \text{ZrO}_2$ となり、 ZrO_2 、 \square 、 \square の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



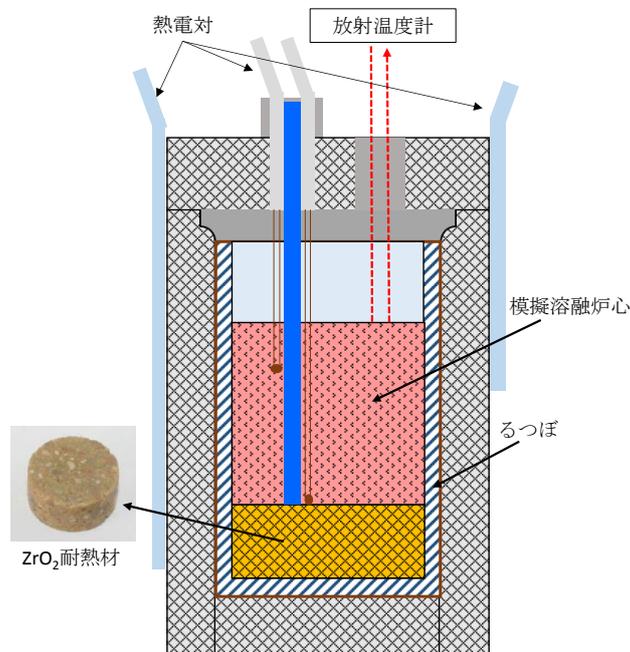
図別 - 2 試験後の断面写真

2. 模擬溶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 耐熱材と模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成は $UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol\%-30mol\%-40mol\%$ 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。試験中の模擬溶融炉心の温度は、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溶融炉心の温度が、目標温度範囲 ($2000^{\circ}C \sim 2100^{\circ}C$) 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 に示す。

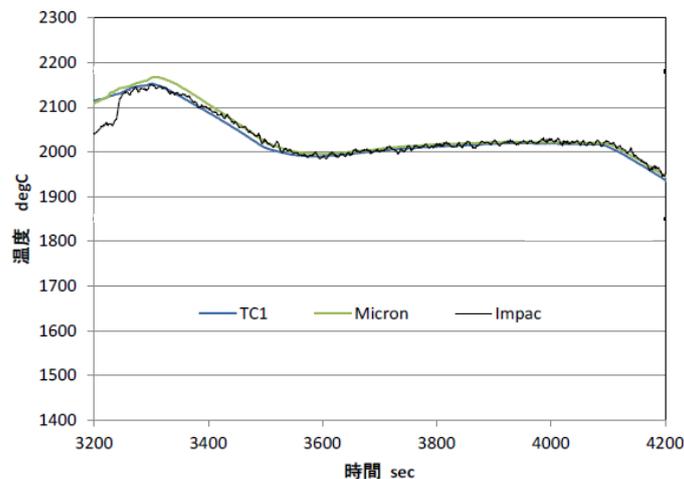


図別 - 3 試験体系

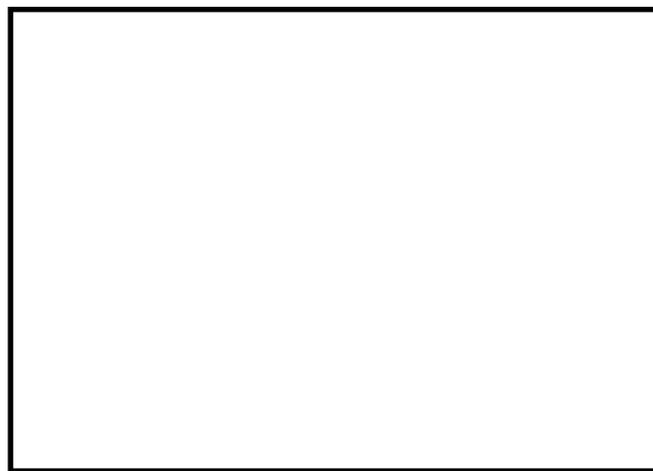
2-2. 試験結果

試験温度の推移を図別 - 4 に示す。試験においては $2000^{\circ}C \sim 2050^{\circ}C$ の範囲で、約 10 分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図別- 5 に

示す。ZrO₂ 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO₂ 耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。



図別 - 4 試験温度推移

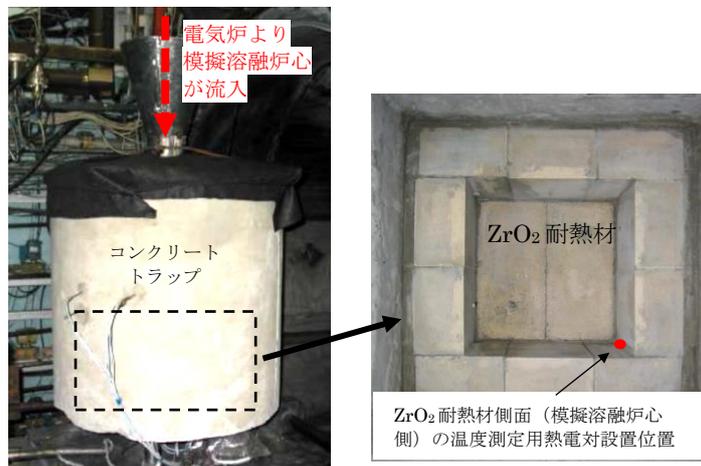


図別 - 5 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3-1. 試験方法

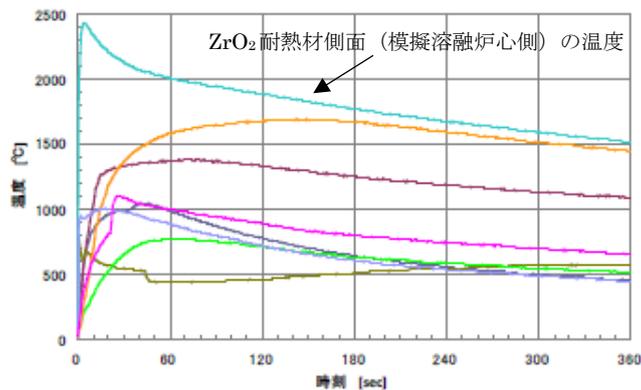
耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂ 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は UO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。ZrO₂ 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO₂ 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO₂ 耐熱材の温度を測定した。試験装置を図別-6 に示す。



図別 - 6 試験装置

3-2. 試験結果

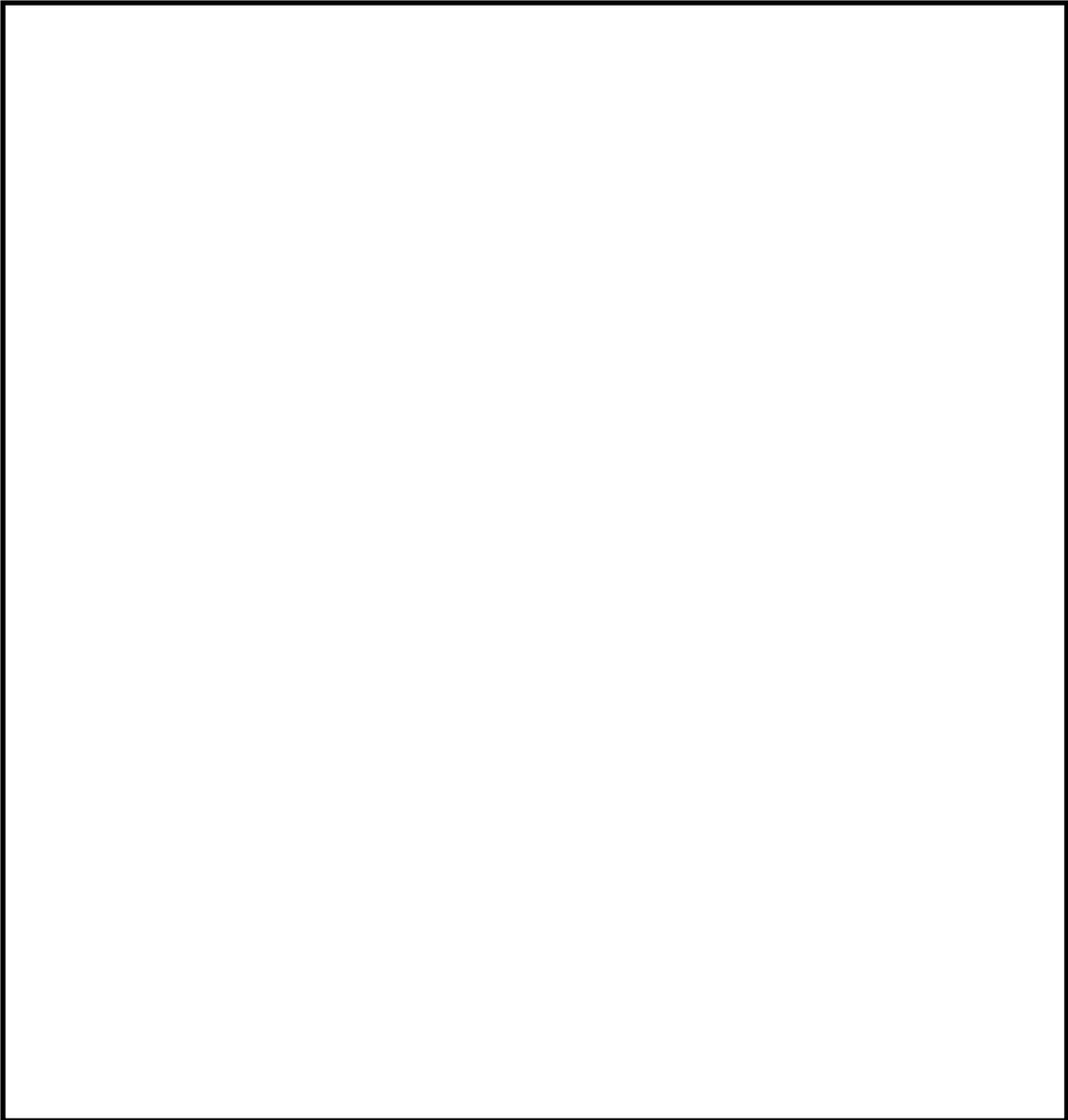
試験温度推移を図別 - 7 に示す。ZrO₂ 耐熱材側面（模擬溶融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬溶融炉心落下直後に最高温度約 2450℃を観測したことから、落下してきた模擬溶融炉心温度は 2450℃以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図別 - 8 に示す。模擬溶融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び、耐熱材の割れは確認されなかった。



図別 - 7 試験温度推移



図別 - 8 試験後の断面写真



図別-9 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気中で高温に曝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、計測された模擬熔融炉心の温度が $2450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 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-9 参照）。

なお、事故時においては、格納容器下部に事前注水がなされているため、格納容器下部に落下してきた熔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、格納容器下部に落下してきた熔融炉心は、 $2000^{\circ}C$ 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、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に熔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。

4. まとめ

以上により、 ZrO_2 耐熱材が熔融炉心に対して高い耐性を有していることが分かった。

なお、実際の事故状況においては上述のとおり、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されにくく、還元による影響は軽微であると考えられる。また、本試験において黒色化が確認された ZrO_2 耐熱材はX線回折分析の結果から、その組成は大きく変化していないと考えられる。一方で、 ZrO_2 耐熱材の機械的強度の変化の有無等については、本試験において十分なデータ採取がなされていないことから、コリウムシールドの実設計においては、耐熱材構造をサンプル防護材(厚さ:)と、サンプル防護材に直接熔融炉心が接触することを防ぐ犠牲材(厚さ:)との二層構造としていることに加え、サンプル防護材の厚さは、解析により求めた侵食量 に十分な余裕を見込んだ厚さ とすることにより、高温状態の熔融炉心とコリウムシールドとの接触に伴う悪影響を考慮した保守的な設計としている。

以 上

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

4. コリウムシールドに期待した場合の評価

(1) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が一様に広がる場合)

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

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、コリウムシールド設置後のような複雑な床面の形状を模擬できないため、原子炉格納容器下部の床面積全体からコリウムシールドで囲まれる部分の面積を除いた面積を底面積とした円柱で模擬した。
- ・ 評価体系(円柱)の底面積はコリウムシールドで囲まれる部分が広く、評価体系(円柱)の底面積が小さい 6 号炉で代表させ、 62.0m^2 とした。

b. 評価条件

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

c. 評価結果

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

(2) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が均一に広がらない場合)

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

a. 評価体系

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

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

b. 評価条件

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

c. 評価結果

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

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

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

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

a. 評価体系

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

b. 評価条件

- ・ ポロシティ評価範囲

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

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

・ 崩壊熱及び上面熱流束

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

・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

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

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

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

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

ポロシティが 0.32, 0.4 及び 0.48 のケースでは、溶融炉心の流入量がサンプル 2 つ分(サンプル床面積の小さい 7 号炉で代表)の容量を大きく上回る。溶融炉心がコリウムシールドの内側のサンプル外の領域にも堆積するため、サンプル及びコリウムシールドの内側のサンプル外の領域に堆積した場合の堆積高さを用いてサンプル床面の侵食量評価を行った。

c. 評価結果

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

(4) 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の影響

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

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

a. 評価体系

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

b. 評価条件

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

- ・ ポロシティ評価範囲

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

- ・ 崩壊熱及び上面熱流束

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

- ・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

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

c. 評価結果

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

(5) 溶融炉心落下位置が原子炉圧力容器底部中心から径方向に偏る場合の想定

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

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

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

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

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

表 4-1 に示す、ポロシティを 0.48 とした評価は、格納容器下部での堆積高さが高く、多くの溶融炉心がコリウムシールドの内側に流入した結果、コリウムシールドの内外が同じ堆積高さとなっている。この場合であっても、表 4-2 に示すとおり、床面及び壁面の侵食量は 0m であることから、堆積の形状の不確かさを包絡させる観点で多量の溶融炉心の流入を考慮しても、多量の溶融炉心がサンプルに流入する場合には、ポロシティの高い溶融炉心がサンプルに流入するため、高い水への除熱量(上面熱流束)に期待できると考えられることから、サンプルの損傷は防止できるものとする。

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

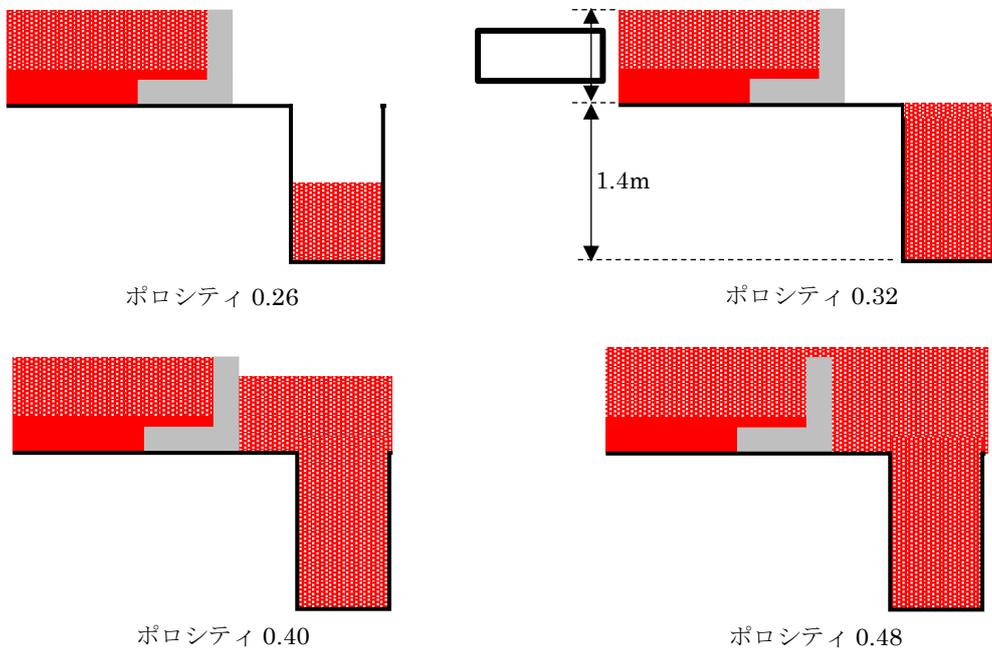
ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
上面熱流束(格納容器圧力依存性を考慮)(kW/m ²)	図 4-4 参照			
	800 ^{※2}	1300 ^{※2}	2200 ^{※2}	3300 ^{※2}
下部ドライウェル ^{※1} での熔融炉心の堆積高さ(m)	約 0.68	約 0.73	約 0.80	約 0.89
越流する熔融炉心の体積(m ³)	約 2.6	約 5.8	約 11	約 18
サンプル床面からの堆積高さ(m)	約 0.7	約 1.4	約 1.8	約 2.1

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

※2 (参考)格納容器圧力 0.4MPa[abs]における値

表 4-2 熔融炉心がサンプルに流入する場合の侵食量評価結果

ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
サンプル床面侵食量(m)	約 0.05	約 0.03	約 0.01	0
サンプル壁面侵食量(m)	約 0.05	約 0.03	約 0.01	0



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

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

ポロシティ別のコリウムシールド越流量のイメージ

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

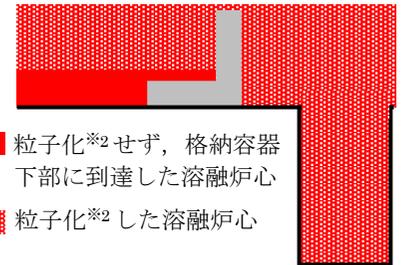
侵食量に影響する評価条件	設定値	考え方	保守性
溶融物の量		炉心及び炉内構造物、圧力容器内外の CRD ハウジング、CRD 交換機が落下する想定。圧力容器外の構造物は溶融物とはせず、発熱密度を下げない扱いとしている。ポロシティ 0 の場合に落下物の高さはコリウムシールド高さと同じになる。	<u>大きな保守性を有していると考える。</u> 炉心及び炉内構造物のみならず、圧力容器外の CRD ハウジング全てや CRD 交換機も落下する想定には保守性があると考える。
崩壊熱	事象発生から 7 時間後の値	原子炉への注水に期待しない場合、格納容器下部への溶融炉心落下に至る時刻が最も早いプラント損傷状態である LOCA の溶融炉心落下時刻を保守的に切り上げた値。	崩壊熱曲線自体に保守性があるものの、ベースケースと同じ落下時刻を設定値としており、 <u>ノミナル条件と考える。</u>
初期水張り	2m	KK6/7 の運用手順と同じ。	<u>ノミナル条件と考える。</u> KK6/7 の運用手順と同じ。
エントレインメント係数		解析コード MAAP 推奨値であり、有効性評価のベースケースに用いている値と同じ。(Ricou - Spalding 関連式を用いた評価により、粒子化割合は 63%と評価される。)	<u>ノミナル条件と考える。</u>
粒子化した溶融物のポロシティ	0.32	文献により、ポロシティは概ね 0.3 以上と報告されていることから、体心立方格子の値である 0.32 を設定。	<u>下限値(現実的に厳しめの値)と考える。*</u> ¹
上面熱流束(水への除熱量)	図 4-4 参照	格納容器圧力依存性を考慮し、ポロシティ 0.32 における熱流束を Lipinski0-D モデルを用いて評価	<u>ノミナル条件と考える。</u>

表 4-4 溶融炉心の堆積高さ(溶融物の落下量を保守的に考慮する場合)

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

表 4-5 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の侵食量評価結果^{※3}

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



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

コリウムシールド越流量のイメージ

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

※3 本評価結果は各種感度解析の中でサンプルの侵食量が最も大きく、サンプル床面侵食部下端からライナまでの距離は 0.11m である。侵食には至らないが、溶融炉心からの熱がライナに伝わることでの影響を確認したところ、ライナの到達温度は 500℃未満であり、融点約 1530℃に対して低い値であることから溶融には至らず、上下両側からコンクリートによって固定されている構造であることから、熱膨張の観点でも影響は無いものとする。

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

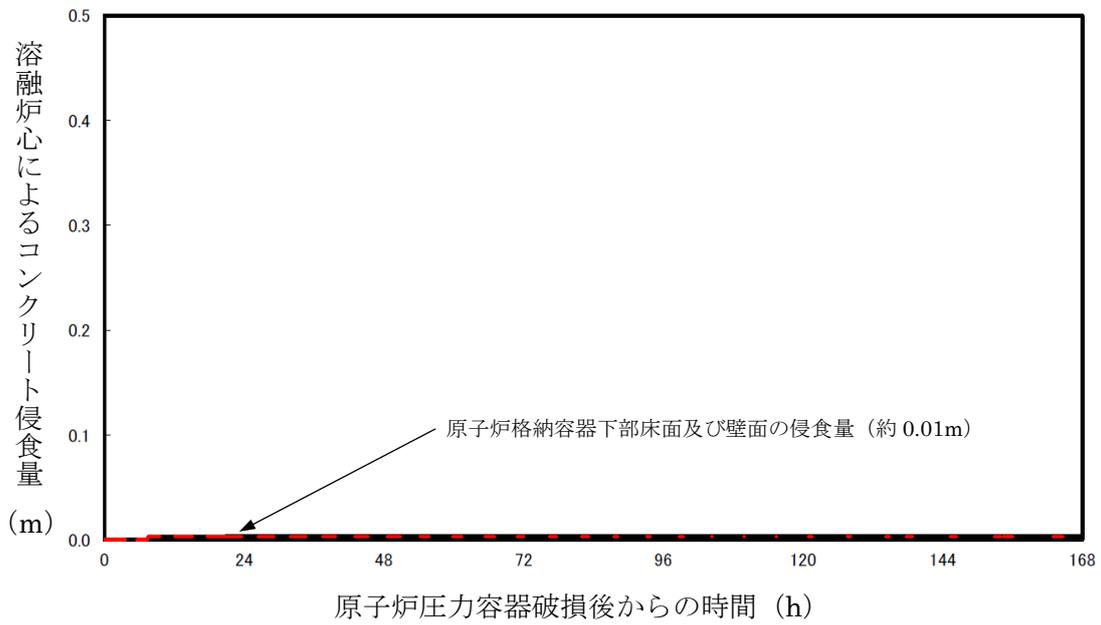


図 4-1 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-1)

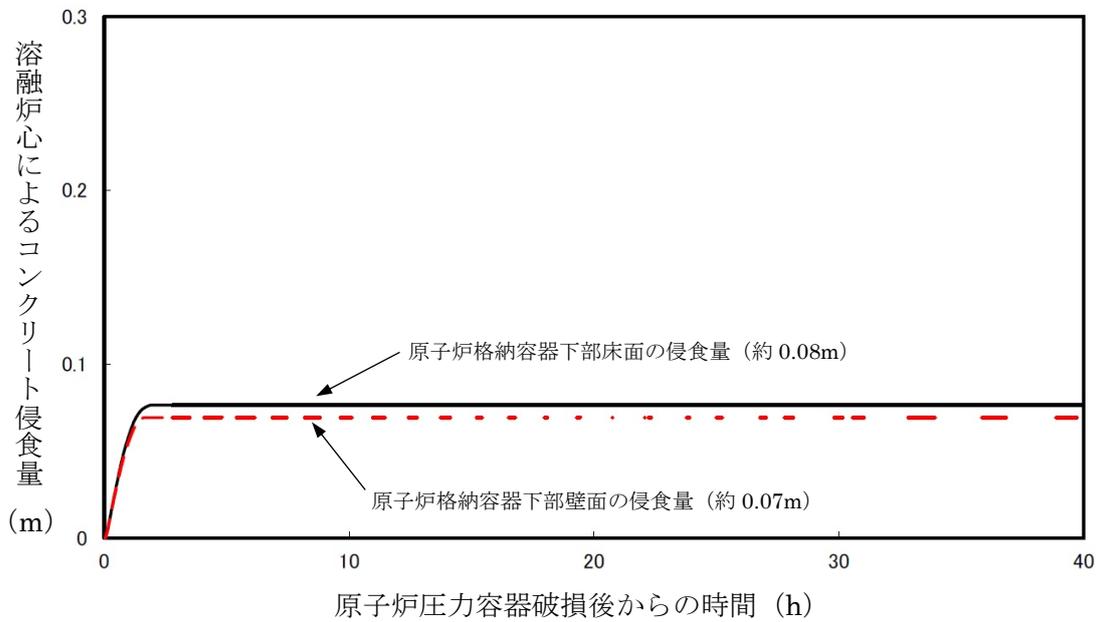


図 4-2 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-2)

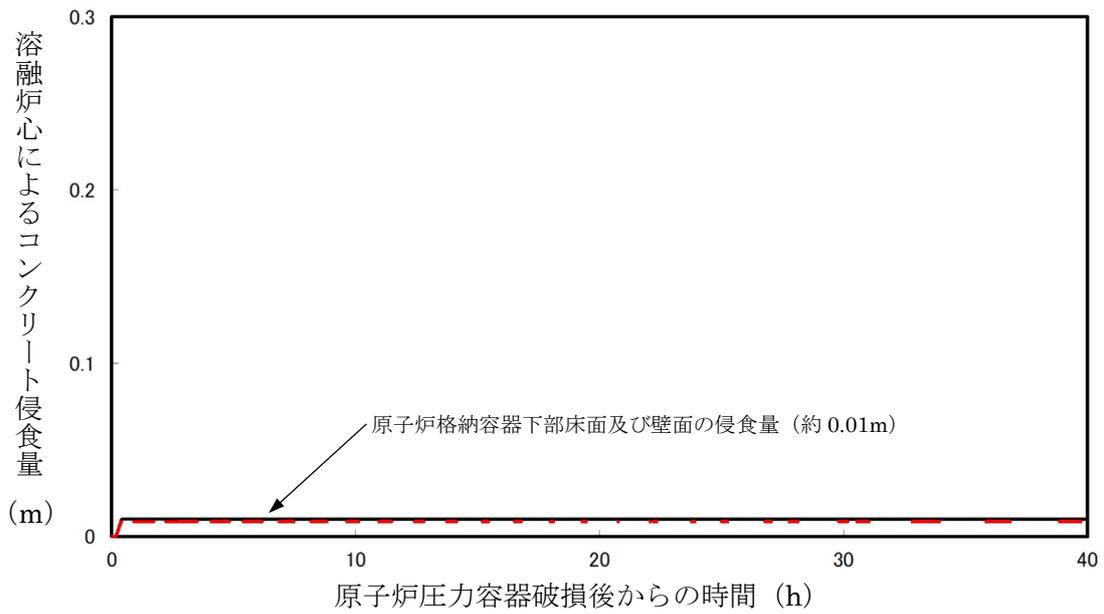


図 4-3 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-3)

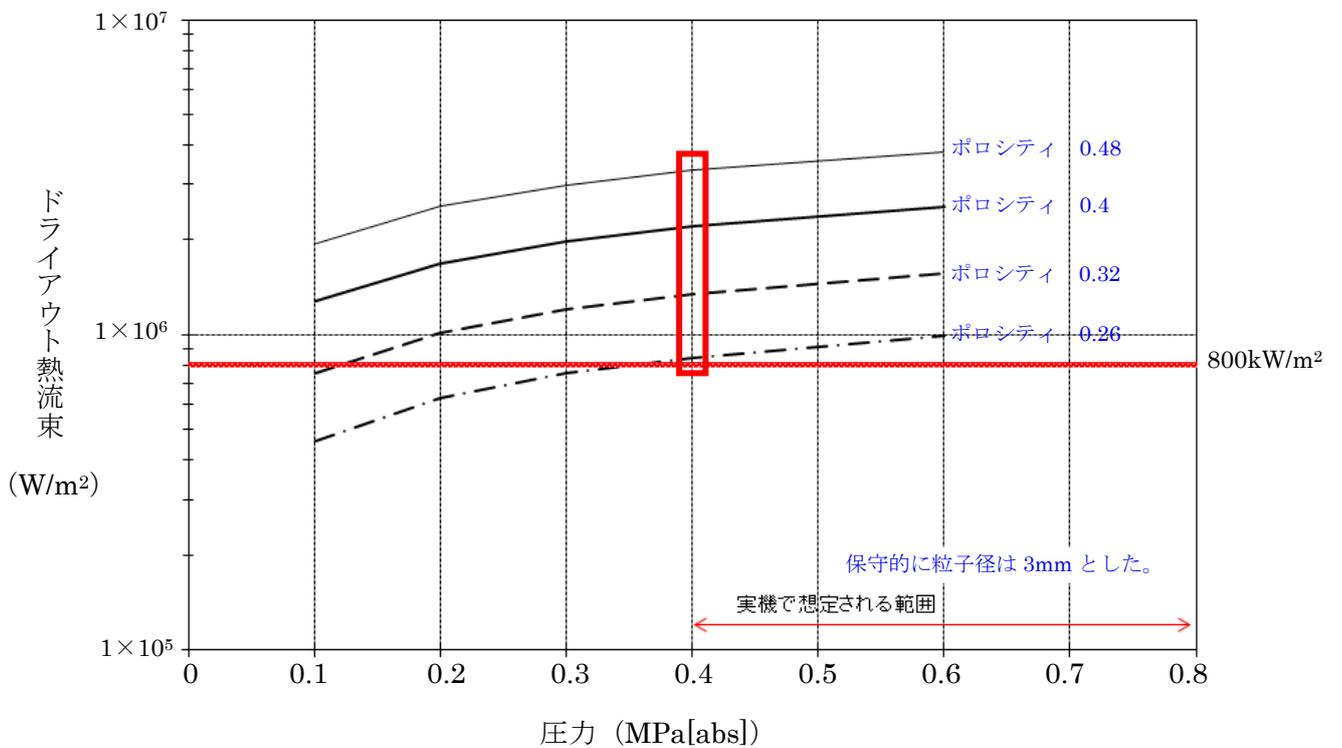
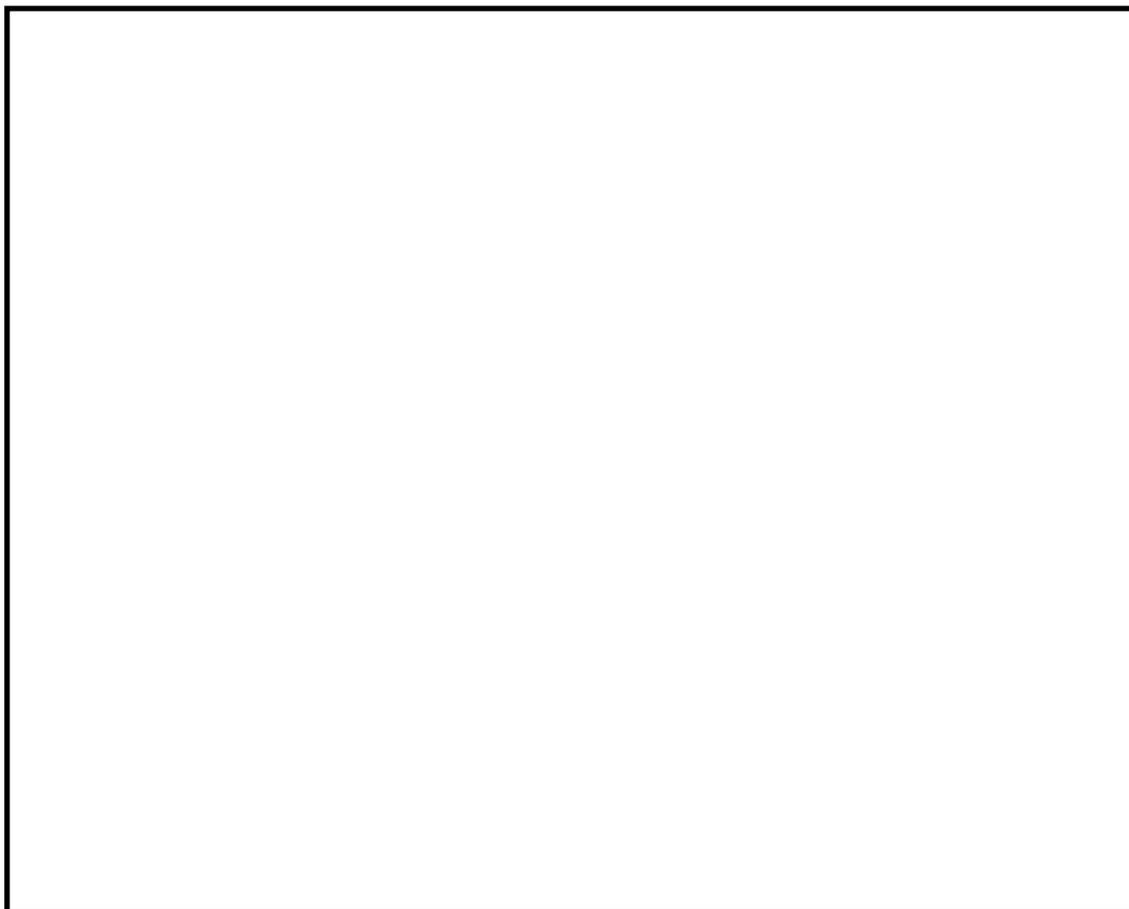


図 4-4 Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束

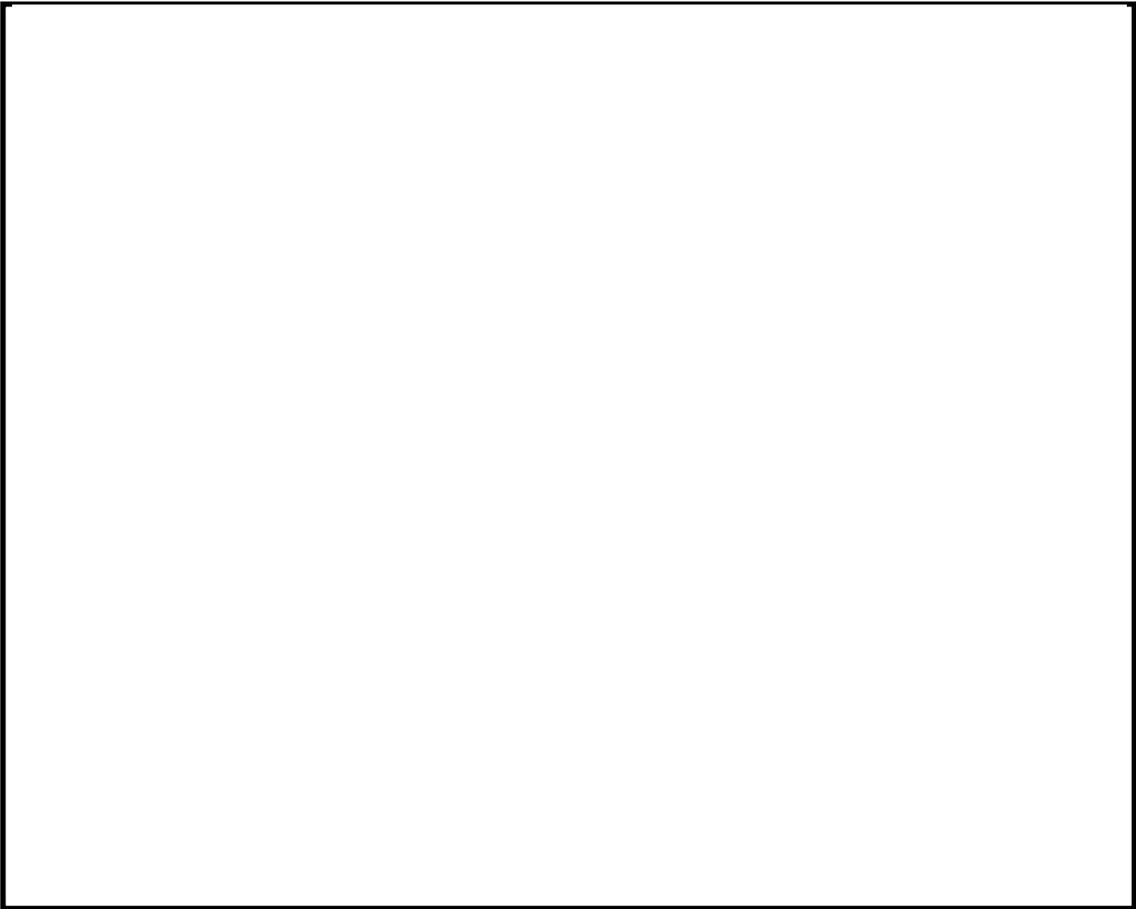


(a) 側面図

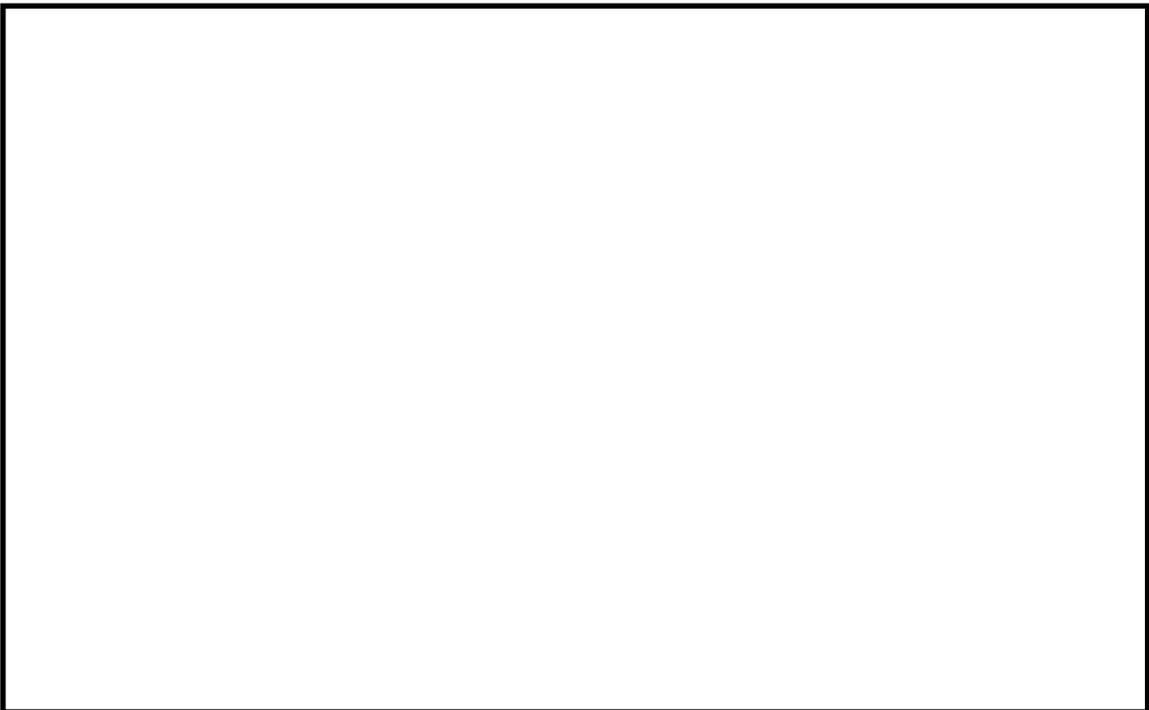


(b) 上面図

図 4-5 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(6号炉)



(a) 側面図



(b) 上面図

図 4-6 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(7号炉)



図 4-7 格納容器下部端のイメージ(格納容器底部床面から上部を撮影)

5. まとめ

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

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

以 上

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

1. EPRI/FAI 試験と KK7 のファンネルの体系の比較

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

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

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

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

2. EPRI/FAI 試験の適用性

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

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

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

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

ここで、

$\frac{d_{K7}}{d_{FAI}}$: 配管直径比

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

$\frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$: デブリの速度比

であり、上式に基づいてデブリの流動距離(L_{K7})を求めると、

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

となる。ファンネル流入から停止までの時間が短いことから、本評価では流入中の崩壊熱は無視できるものとした。なお、この流動距離は流動限界固相率を 1 として評価している。固相率の上昇に伴い、粘性係数はある点で急激に上昇する傾向があり、固相率 0.64 程度で粘性係数が初期値の 1×10^5 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。

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

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

以 上

表別 2-1 溶融物条件の比較

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

※1 酸化物 : UO₂, Zr, ZrO₂ ※2 金属 : SUS 成分

表別 2-2 流路構造の比較

項目	EPRI 試験	K-7		
		溶融デブリ (平均)	溶融デブリ (酸化物)	溶融デブリ (金属)
溶融物	アルミナ	溶融デブリ (平均)	溶融デブリ (酸化物)	溶融デブリ (金属)
流路構造比較		円管		
流路内径 (m)	0.05 (50A)	0.078 (80A)		
断面積比	1	2.44		
単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)	1	2.63	1.86	1.69
単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量 2 (限界固相率=0.64)	1	1.73	1.14	1.24
単位長さあたりの伝熱面積比	1	1.56		
床面から配管水平部までの深さ (m)	0.273	0.972		
デブリ堆積高さ (m)	0.18	0.56		
ヘッドから計算される流速 (m/s)	2.99	5.49		
流速の実測値 (m/s)	0.03 (平均) ~0.19 (最大)	-		
デブリの流動距離 (m)	~0.79	2.7		

熔融炉心ファンネル流入後のドレン配管における管壁の侵食量評価(7号炉のみ)

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

a. 評価体系

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

b. 評価条件

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

c. 評価結果

- ・ 管壁の侵食量は約 0.08m となった。ドレン配管から格納容器バウンダリであるライナまでの最短距離が約 0.5m であることから、コンクリートの侵食がライナに到達することは無いことを確認した。(別図 3-1 参照)

d. 評価の保守性について

本評価では、種々の不確かさを包絡する観点で b. の評価を実施したが、現実的には以下の効果に期待できるものと考えられ、b. の評価には保守性があるものとする。なお、c. のとおり、b. の保守的な評価条件であっても、コンクリートの侵食がライナに到達することは無い。(別図 3-2 参照)

・ 流入量，流入距離の観点

流入量については別紙 2 に示すとおり、保守的に流動限界固相率を 1 とした場合の評価においても流動距離は約 2.7m であり、流動限界固相率を 0.64(粘性係数が初期値の 1×10^5 倍になる値)として考慮すると流入量及び流入距離は更に低減されるものとする。(別図 3-2 中③参照)

・ 流入経路の影響

原子炉压力容器下部から落下した熔融炉心がファンネルに流入する際にはファンネルの蓋を熔融させる必要があるが、蓋の裏面には初期水張りによる水が張られており、蓋の表面からの熱伝達によって水が蒸発しても、蓋の裏面にはサンプ側から水が供給されることから、原子炉压力容器下部からの熔融炉心の落下を仮定した上でも、ファンネルからの熔融炉心侵入の発生には不確かさがあるものとする。(別図 3-2 中①参照)

ドレン配管は、ファンネル流入口から数 10cm 程度垂直に落下した後、水平に曲がる構造となっており、さらに水平落下後も少なくとも数回屈曲していることから、配管の曲りによる抵抗により流入量、流入距離は低減されるものとする。(図 3-12、別図 3-2 中②参照)

- 崩壊熱

崩壊熱については事象発生から 6 時間後の崩壊熱を用いて評価したが、有効性評価のベースケースでの溶融炉心落下時刻は事象発生後 7 時間後であり、保守的な想定になっているものとする。また、格納容器下部に落下した溶融炉心が格納容器下部の端に到達し、ファンネルの蓋を溶融させ、ドレン配管に流入するまでの時間を考えると、崩壊熱については更に低減されるものとする。(別図 3-2 中④参照)

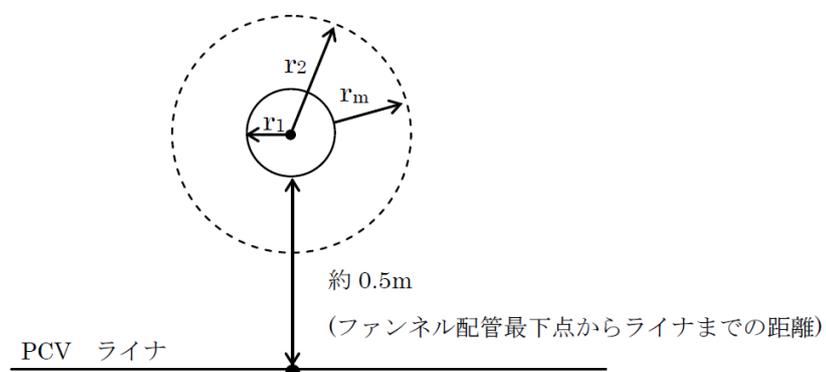
- 除熱の形態

水への熱流束については、保守的に 800kW/m^2 一定としているが、現実的には圧力依存性に期待できるものとする。(別図 3-2 中⑤参照)

また、ドレン配管に浸入した溶融炉心の両端からの除熱にのみ期待しているが、侵食が進展した場合、水平な配管の上部には空隙の多い領域が生じるものと考えられ、その領域への水の浸入を考慮すると更に除熱量が増大する。ドレン配管のサンプ側からは初期水張り及び溶融炉心落下後の原子炉格納容器下部への注水によって水が供給され続けるため、水が枯渇する状況は考えにくい。ドレン配管内での溶融炉心・コンクリート相互作用による非凝縮性ガスの発生及びドレン配管内への流出により、空隙部に水が侵入できない可能性が考えられるが、その場合は非凝縮性ガスによる溶融炉心からの除熱に期待できるものとする。(別図 3-2 中⑥参照)

- 更なる感度解析の確認結果

格納容器下部床下に存在する最も長いファンネルからのドレン配管は約 13.2m であるが、これが溶融炉心で満たされた、本評価よりも更に極端なモデルを仮定しても、管壁の侵食量は約 0.25m に留まり、ライナまでの最短距離(約 0.5m)には余裕があることを確認している。



別図 3-1 下部ドライウェルファンネル配管評価のイメージ

d. コンクリート侵食時に発生する非凝縮性ガスの挙動

- ・ 管壁の侵食量が約 0.08m となるまでに侵食されるコンクリートの体積は、ドレン配管を 3.6m とした場合、

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

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

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

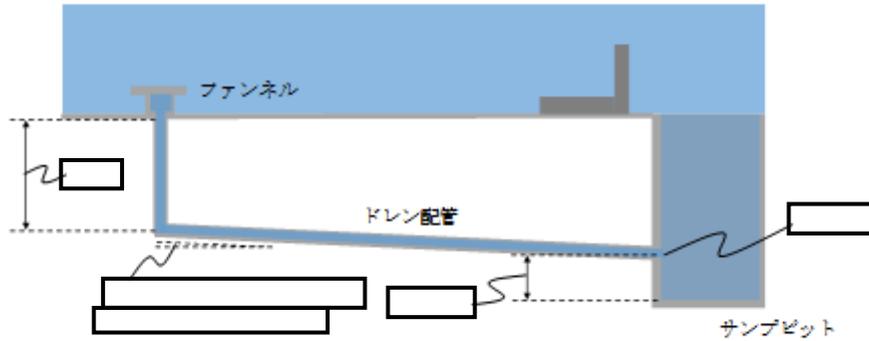
$$\text{体積} : 5 / 44 \times 22.4 = \text{約 } 2.5 \text{ Nm}^3$$

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

これらの非凝縮性ガスについては、有効性評価「3.5 熔融炉心・コンクリート相互作用」では、ジルコニウム-水反応によって約 1400kg の水素が発生することから、上記のコンクリート侵食の評価結果を踏まえて数 kg 程度の非凝縮性ガスの発生を考慮しても、格納容器圧力及び格納容器内の気体組成に有意な影響を及ぼすものではないと考える。

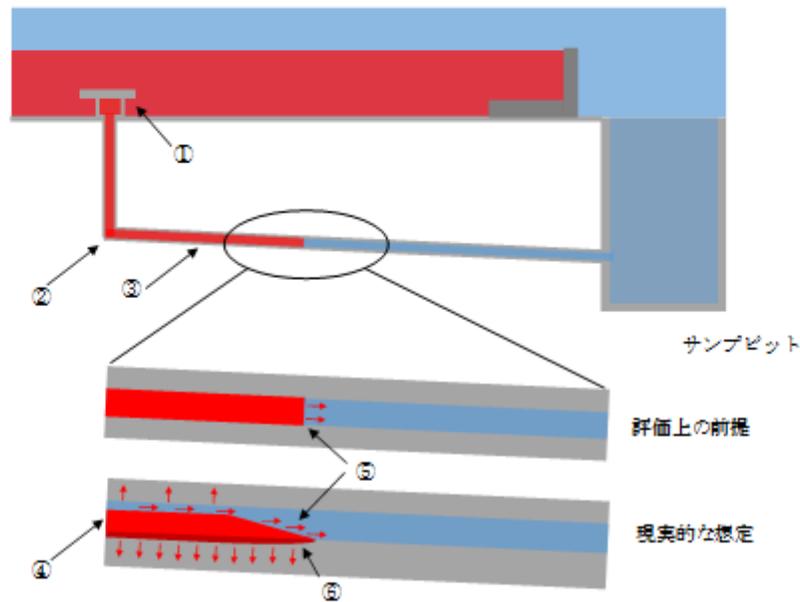
以 上

○初期水張り（2m）後の原子炉格納容器下部の状態



- ・溶融炉心落下に備えた水張り（初期水張り）後は、ファンネル及びドレン配管内含め、水で満たされた状態

○溶融炉心落下後の原子炉格納容器下部の状態



- ・溶融炉心落下後、溶融炉心がファンネルからドレン配管内に侵入したと仮定した状態
- ・評価に対し、以下の不確かさ又は保守性があると考え
 - ①ドレン配管へ溶融炉心が進入するには、水で満たされたファンネルに対し、ファンネルの蓋を溶融させる必要があること
 - ②ドレン配管は屈曲部が複数あり、これによる抵抗により、流入距離及び流入量が低減する可能性があること
 - ③流動限界固相率を1として評価した場合、流動距離は約2.7mであるが、当該係数を0.64（粘性係数が初期値の 1×10^5 倍になる値）として考慮すると、流入距離及び流入量が更に低減する可能性があること
 - ④溶融炉心の崩壊熱については事象発生から6時間後の値を用いたが、ベースケースでの格納容器下部への溶融炉心落下は事象発生から7時間後であり、溶融炉心落下後にドレン配管に流入するまでの時間もあることから、崩壊熱の設定に保守性があること
 - ⑤評価では水への除熱量を保守的な値として 800 kW/m^2 としているが、現実的には圧力依存に期待でき、かつ、水と接する面の表面積も現実的にはより大きいと考えられることから、更なる除熱効果が得られると考えられること
 - ⑥溶融炉心によるドレン配管の侵食により管壁と溶融炉心の間に空隙部が生じ、侵食に伴う非凝縮性ガスの流出又は冷却材の侵入による更なる除熱に期待できる可能性があること

別図 3-2 下部ドライウェルファンネル配管への溶融炉心の流入のイメージ

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

c. Lipinskiの0-Dモデル⁽¹¹⁾

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

連続の式

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

運動量の式 (気相)

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

運動量の式 (液相)

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

エネルギー式

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

圧力の釣合⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

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

ここで、

U : 見掛け流速

κ : 層流での浸透率

η : 乱流での浸透率

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

※ポロシティ(空隙率)は変数 ϵ に該当する。

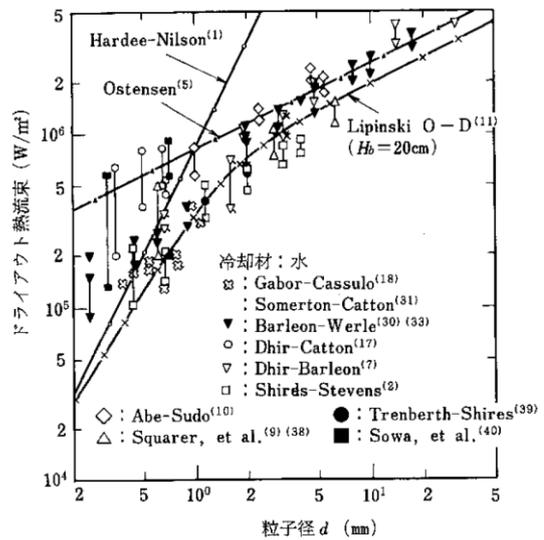


図 8.6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

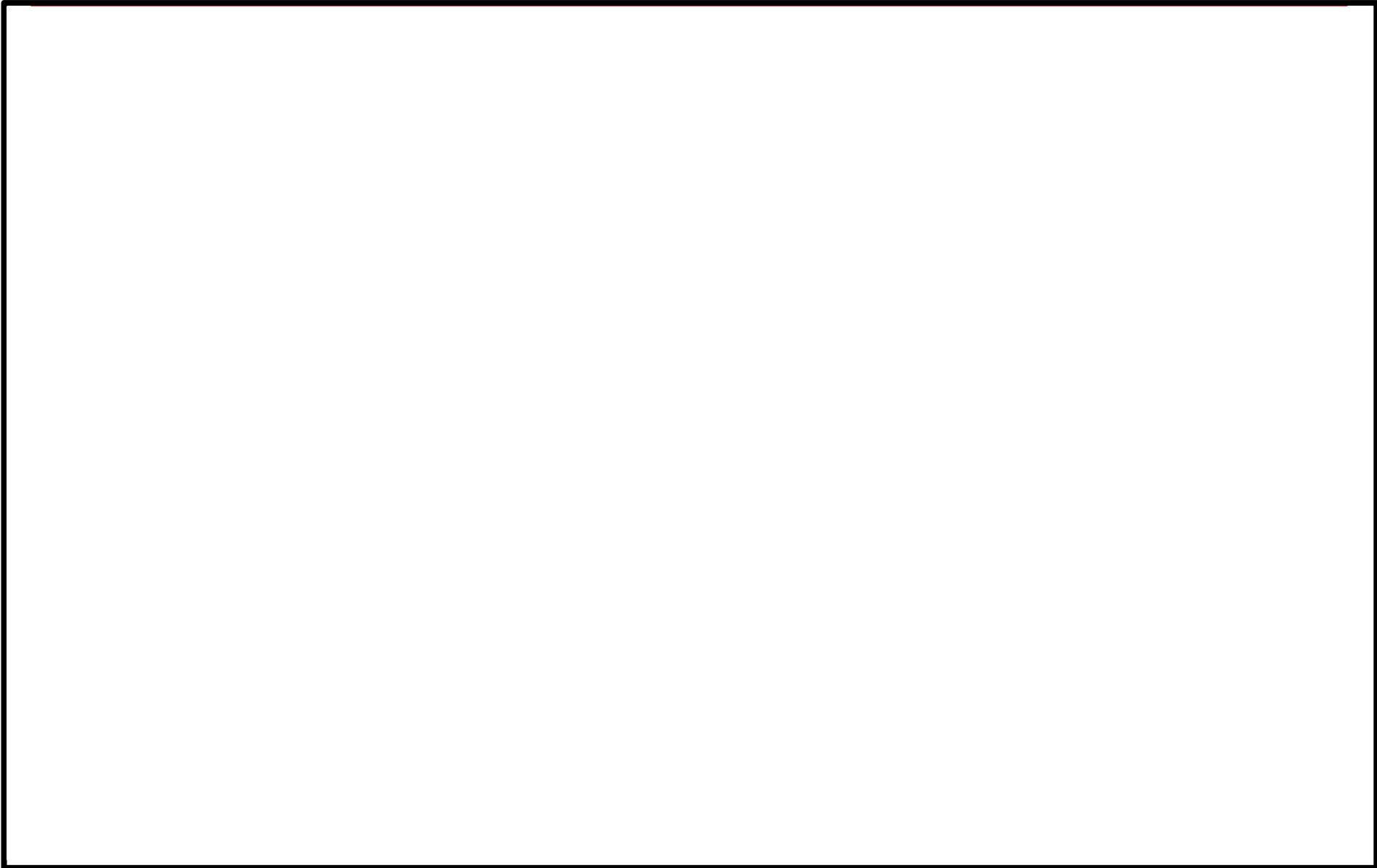
38. TBP 対策の概要について

有効性評価において、TBP シナリオ（全交流動力電源喪失+SRV 再閉失敗）は、12 時間以内は可搬型設備に期待しないという条件及び有効性評価ガイドに基づく 24 時間交流動力電源に期待しないという条件では、炉心損傷を防止できないシナリオとして位置づけていた。

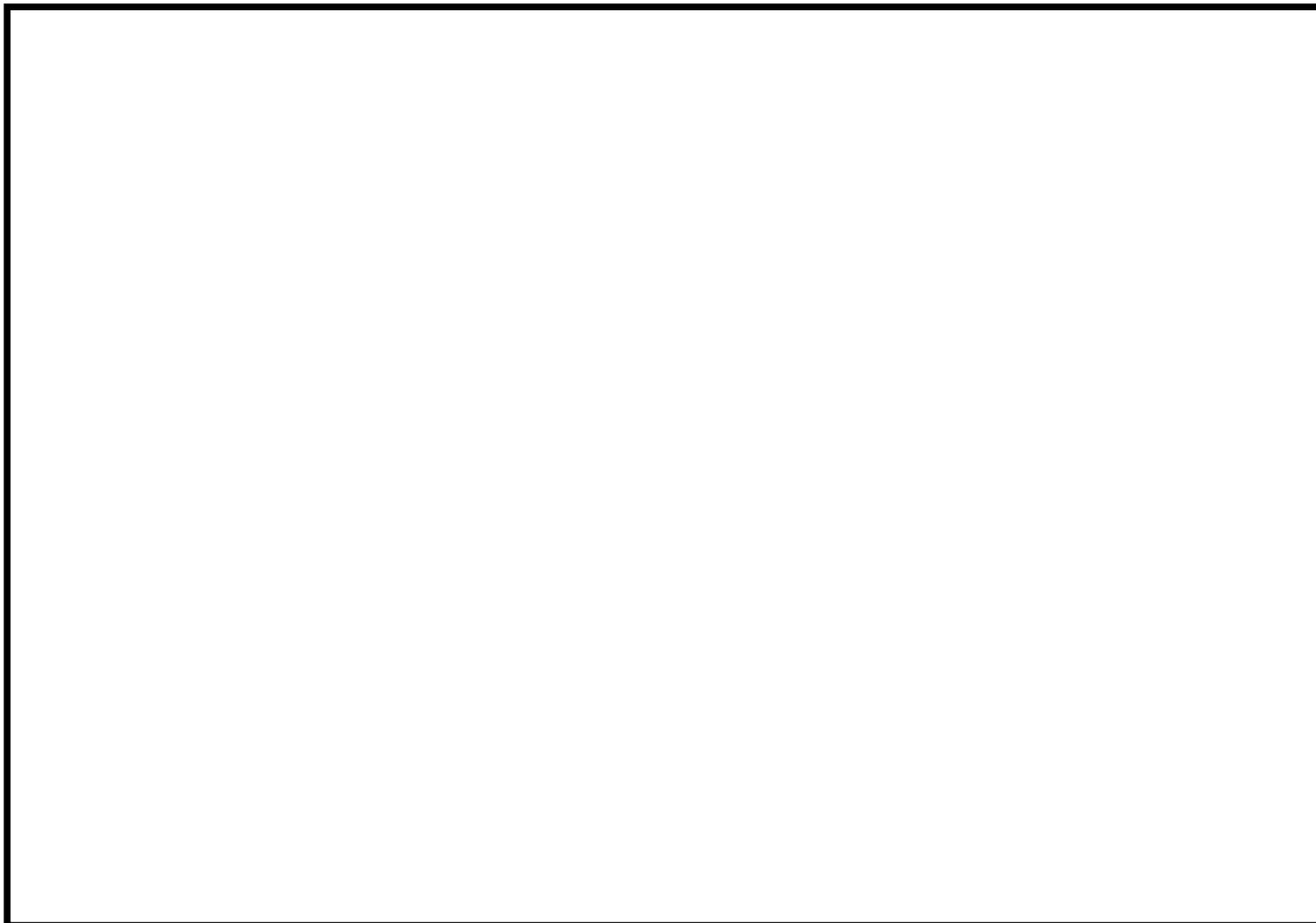
しかしながら、交流電源を動力源としない可搬型代替注水ポンプを建屋近傍に配置し、水源を確保した上で、4 時間以内に速やかに注水を開始することで炉心損傷を防止できることから、炉心損傷防止可能なシナリオとして整理する。本対策概要を添付資料に示す。

以上

1. TBP対策概要(全体イメージ)



2. 可搬型注水設備（消防車、タンクローリ）の保管場所



3-1. 緊急時の水源復旧手段

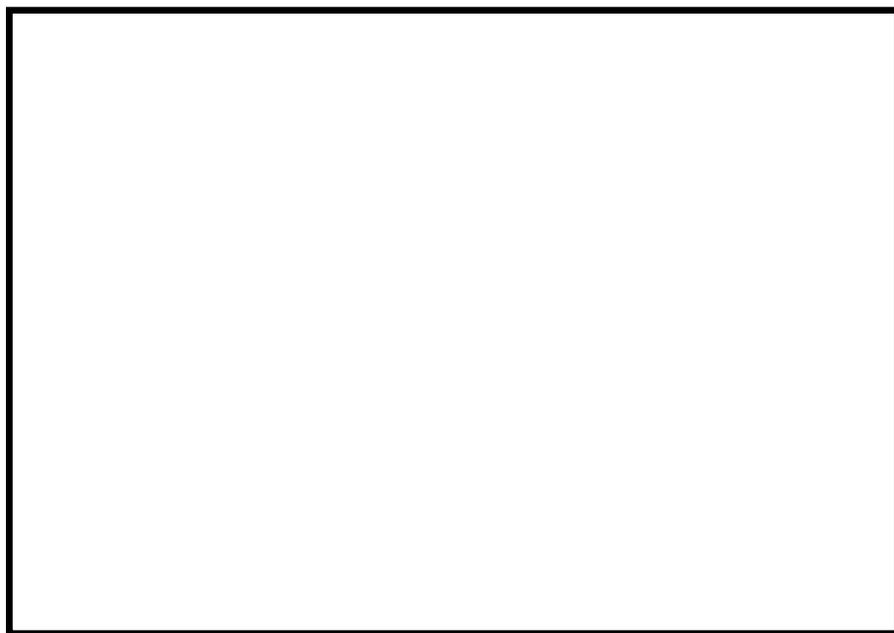
斜面崩壊時の送水ライン敷設用ルートおよびアクセスルート確保

①送水ライン敷設用ルート：可搬型設備の通行“なし”

ホイールローダにより土砂を撤去し、3m幅のルートを確認

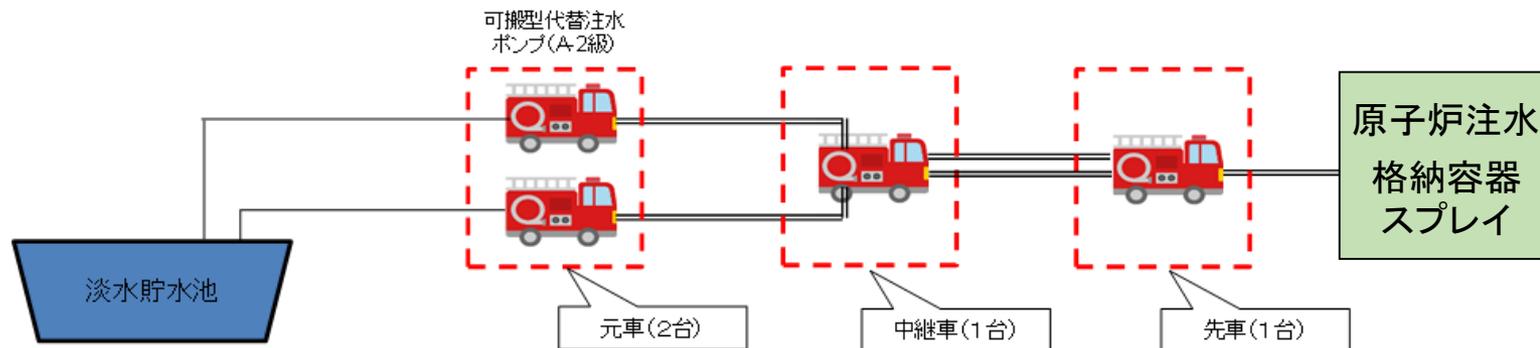
②アクセスルート：可搬型設備の通行“あり”

ホイールローダにより土砂を撤去し、3m幅の①とは別ルートを確認



3-2. 緊急時の水源復旧手段

被災後に敷設する消防ホース及び可搬型代替注水ポンプ(A-2級)を用いた送水を実施



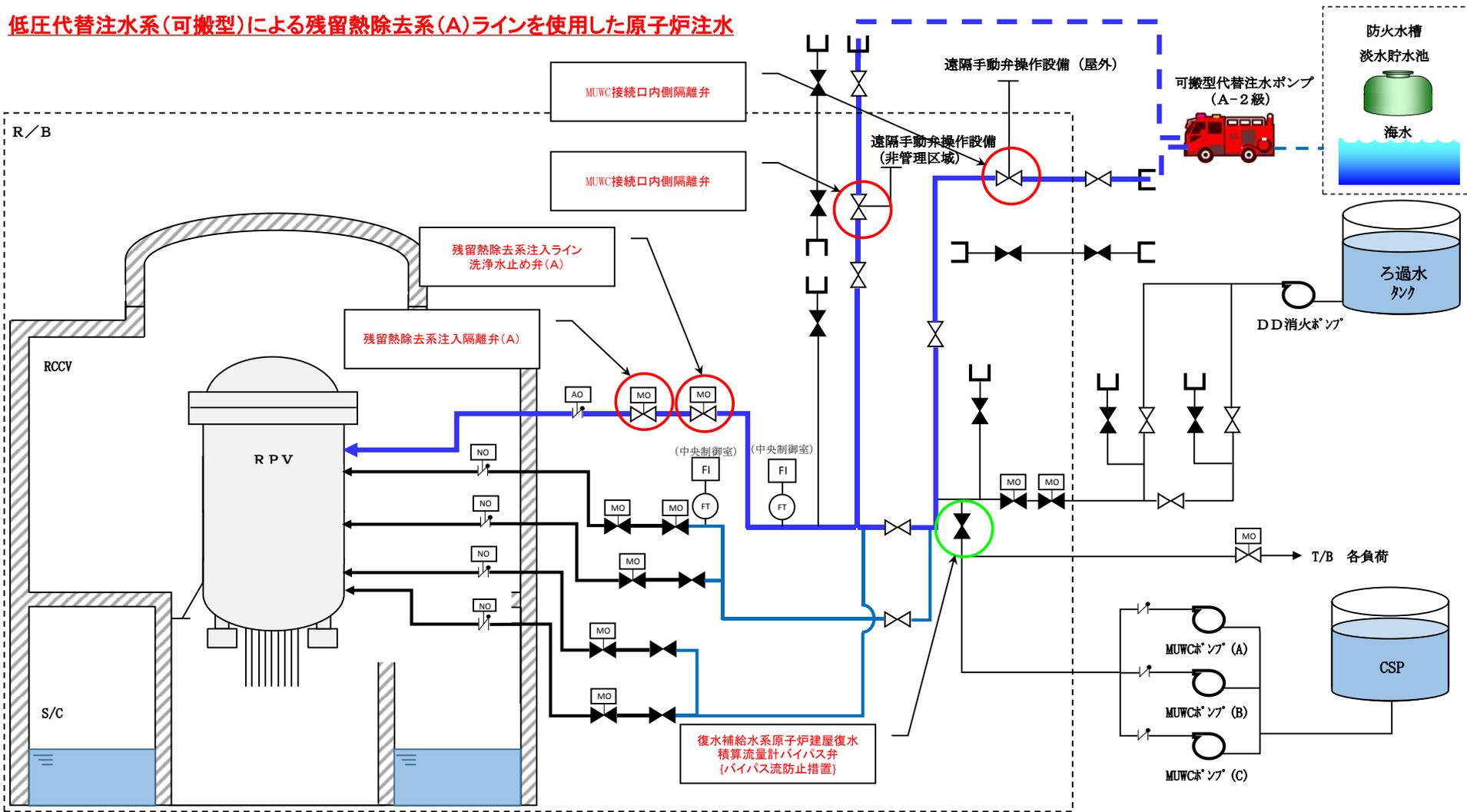
原子炉注水タイムチャート

		1h	2h	3h	4h
アクセスルート復旧	移動	[Progress bar from 0.5h to 2.5h]			
可搬型代替注水系による原子炉への注水準備操作(高台)	移動	[Progress bar from 1h to 3.5h]			
可搬型代替注水系による原子炉への注水準備操作(6号及び7号炉周辺)	移動	[Progress bar from 0.5h to 1.5h]			

原子炉注水開始 ▼

4-1. 建屋内の系統構成図

低圧代替注水系(可搬型)による残留熱除去系(A)ラインを使用した原子炉注水

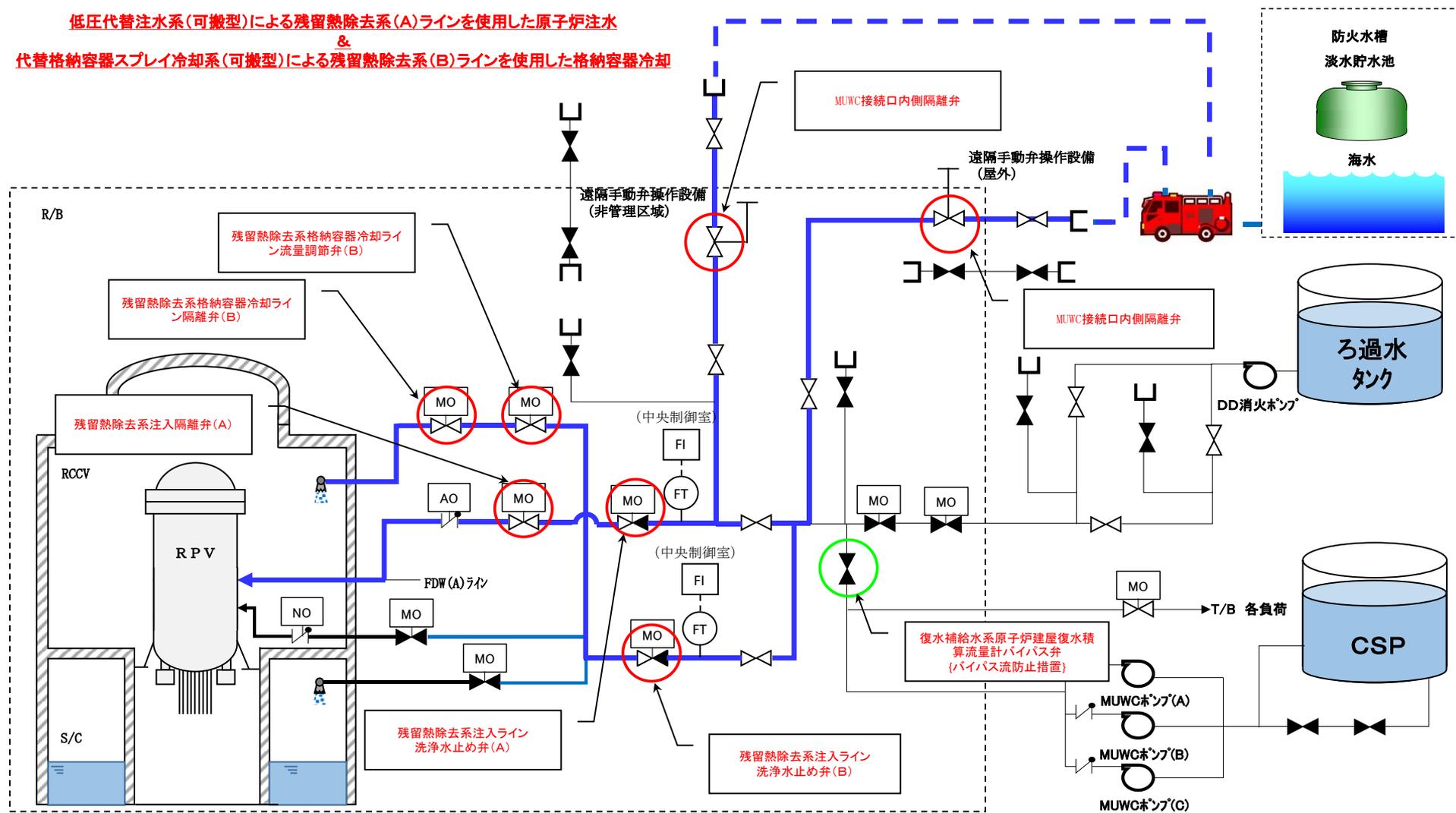


4-2. 建屋内の系統構成図

低圧代替注水系(可搬型)による残留熱除去系(A)ラインを使用した原子炉注水

&

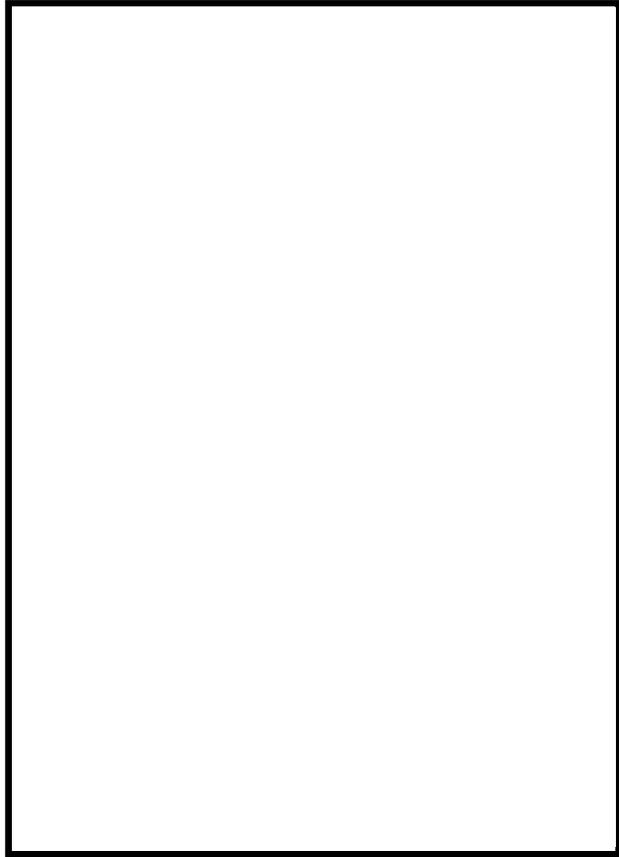
代替格納容器スプレィ冷却系(可搬型)による残留熱除去系(B)ラインを使用した格納容器冷却



39. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所

原子炉圧力容器温度(6号炉)

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	B21-TE012A	原子炉圧力容器上蓋表面温度	0~300°C
2	B21-TE012B	原子炉圧力容器上蓋表面温度	0~300°C
3	B21-TE012C	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300°C
4	B21-TE012D	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300°C
5	B21-TE013A	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300°C
6	B21-TE013B	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300°C
7	B21-TE014A	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
8	B21-TE014B	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
9	B21-TE014C	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
10	B21-TE016A	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
11	B21-TE016B	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
12	B21-TE016C	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
13	B21-TE016D	給水ノズルN4B温度	0~300°C
14	B21-TE016E	給水ノズルN4Bセーフエンド温度	0~300°C
15	B21-TE016F	給水ノズルN4D温度	0~300°C
16	B21-TE016G	給水ノズルN4Dセーフエンド温度	0~300°C
17	B21-TE016H	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~350°C
18	B21-TE016J	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~300°C
19	B21-TE016K	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~300°C
20	B21-TE016L	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
21	B21-TE016M	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
22	B21-TE016N	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
23	B21-TE016P	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
24	B21-TE016R	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
25	B21-TE016S	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
26	B21-TE016T	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
27	B21-TE016U	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
28	B21-TE016V	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
29	B21-TE016W	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
30	B21-TE016X	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
31	B21-TE016Y	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
32	B21-TE081A	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(気相部)	0~350°C
33	B21-TE082A	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(液相部)	0~350°C
34	B21-TE083A	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(計装配管)	0~350°C
35	B21-TE081B	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(気相部)	0~350°C
36	B21-TE082B	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(液相部)	0~350°C
37	B21-TE083B	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(計装配管)	0~350°C



原子炉圧力容器温度(7号炉)

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	B21-TE012A	原子炉圧力容器上蓋表面温度	0~300°C
2	B21-TE012B	原子炉圧力容器上蓋表面温度	0~300°C
3	B21-TE013A	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300°C
4	B21-TE013B	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300°C
5	B21-TE014A	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300°C
6	B21-TE014B	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300°C
7	B21-TE015A	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
8	B21-TE015B	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
9	B21-TE015C	原子炉圧力容器胴フランジ温度	0~300°C
10	B21-TE016A	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
11	B21-TE016B	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
12	B21-TE016C	原子炉圧力容器胴フランジ下部温度	0~300°C
13	B21-TE017B	給水ノズルN4B温度	0~300°C
14	B21-TE018B	給水ノズルN4Bセーフエンド温度	0~300°C
15	B21-TE017D	給水ノズルN4D温度	0~300°C
16	B21-TE018D	給水ノズルN4Dセーフエンド温度	0~300°C
17	B21-TE019A	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
18	B21-TE019B	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
19	B21-TE019C	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300°C
20	B21-TE020A	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
21	B21-TE020B	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
22	B21-TE020C	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300°C
23	B21-TE021A	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
24	B21-TE021B	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
25	B21-TE021C	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300°C
26	B21-TE022A	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~300°C
27	B21-TE022B	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~300°C
28	B21-TE022C	原子炉圧力容器下鏡上部温度	0~350°C
29	B21-TE023A	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
30	B21-TE023B	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
31	B21-TE023C	原子炉圧力容器下鏡下部温度	0~300°C
32	B21-TE-200A-1	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(気相部)	0~350°C
33	B21-TE-200A-2	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(液相部)	0~350°C
34	B21-TE-200A-3	原子炉水位計凝縮槽(A)温度(計装配管)	0~350°C
35	B21-TE-200B-1	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(気相部)	0~350°C
36	B21-TE-200B-2	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(液相部)	0~350°C
37	B21-TE-200B-3	原子炉水位計凝縮槽(B)温度(計装配管)	0~350°C

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)

40.重要事故シーケンス組合せにおける要員数評価

有効性評価において、6号及び7号炉の同一重要事故シーケンスに対して対応可能であることは示している。

ここでは、6号炉と7号炉において異なる重要事故シーケンスが発生した場合でも必要な要員が確保されていることを確認する。

なお、23項目の事故シーケンスのうち、下記の9項目の事故シーケンスについては確認対象から除外する。

除外する重要事故シーケンス

- ① 高圧注水・減圧機能喪失
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員により対応可能であるため
- ② 原子炉停止機能喪失
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員により対応可能であるため
- ③ 格納容器バイパス(インターフェイスシステム LOCA)
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員により対応可能であるため
- ④ 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用
→高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱にて確認可能
- ⑤ 水素燃焼
→雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)「代替循環冷却系を使用する場合」にて確認可能
- ⑥ 溶融炉心・コンクリート相互作用
→高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱にて確認可能
- ⑦ 崩壊熱除去機能喪失(運転停止中)
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員により対応可能であるため
- ⑧ 原子炉冷却材の流出(運転停止中)
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員により対応可能であるため
- ⑨ 反応度の誤投入(運転停止中)
→緊急時対策要員に期待する作業はなく、運転員による対応も不要なため

上記9項目の事故シーケンスを除いた、14項目の事故シーケンスについて組合せ時の要員評価を実施する。

以上

表-1 重要事故シーケンス組合せ表

	T Q U V	T Q U X	長期 T B	T B U	T B D	T B P	T W (取水喪失)	T W (RHR喪失)	T C	中小 LOCA	I S LOCA	大 LOCA (代替循環)	大 LOCA (ベント)	D C H	F C I	水素燃焼	M C C I	想定事故 1	想定事故 2	停止時 T W	停止時 S B O	停止時 L O C A	反応度誤投入	
T Q U V			1	2	3	4	5	6		7		8	9	10				11	12		13			
T Q U X																								
長期 T B				14	15	16	17	18		19		20	21	22				23	24			25		
T B U					26	27	28	29		30		31	32	33				34	35			36		
T B D						37	38	39		40		41	42	43				44	45			46		
T B P							47	48		49		50	51	52				53	54			55		
T W (取水喪失)								56		57		58	59	60				61	62			63		
T W (RHR喪失)										64		65	66	67				68	69			70		
T C																								
中小 LOCA												71	72	73				74	75			76		
I S LOCA																								
大 LOCA (代替循環)													77	78				79	80			81		
大 LOCA (ベント)														82				83	84			85		
D C H																		86	87			88		
F C I																								
水素燃焼																								
M C C I																								
想定事故 1																			89			90		
想定事故 2																						91		
停止時 T W																								
停止時 S B O																								
停止時 L O C A																								
反応度誤投入																								

凡例

	事故シーケンス名称
T Q U V	高圧・低圧注水機能喪失
T Q U X	高圧注水・減圧機能喪失
長期 T B	全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)
T B U	全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)+RCIC失敗
T B D	全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)+直流電源喪失
T B P	全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)+SRV再閉失敗
T W (取水喪失)	崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合)
T W (RHR喪失)	崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系が故障した場合)
T C	原子炉停止機能喪失
中小 LOCA	LOCA時注水機能喪失
I S LOCA	格納容器バイパス(インターフェイスシステムLOCA)
大 LOCA (代替循環)	雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)代替循環冷却系を使用する場合
大 LOCA (ベント)	雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)代替循環冷却系を使用しない場合
D C H	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱
F C I	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用
水素燃焼	水素燃焼
M C C I	溶融炉心・コンクリート相互作用
想定事故 1	想定事故 1
想定事故 2	想定事故 2
停止時 T W	崩壊熱除去機能喪失(運転停止中の原子炉)
停止時 S B O	全交流動力電源喪失(運転停止中の原子炉)
停止時 L O C A	原子炉冷却材の流出(運転停止中の原子炉)
反応度誤投入	反応度の誤投入(運転停止中の原子炉)

表-2 重要事故シーケンス組合せ評価結果(1/4)

	シナリオ1	シナリオ2	評価結果	補足
1	TQUV	長期TB	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、長期TBで想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、長期TBで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 長期TB : 8人 (参集46人) {格納容器ベント} TQUV : 約17時間後 長期TB : 約16時間後
2	TQUV	TBU	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、TBUで想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、TBUで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) TBU : 8人 (参集46人) {格納容器ベント} TQUV : 約17時間後 TBU : 約16時間後
3	TQUV	TBD	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、TBDで想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、TBDで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) TBD : 8人 (参集46人) {格納容器ベント} TQUV : 約17時間後 TBD : 約16時間後
4	TQUV	TBP	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、TBPで想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、TQUVで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) TBP : 12人 (参集46人) {格納容器ベント} TQUV : 約17時間後 TBP : 約18時間後
5	TQUV	TW (取水機能喪失)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で期待している要員数で、TQUVの対応は可能 TQUVの格納容器ベント準備操作と、TW (取水機能喪失) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、TQUVの格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人)
6	TQUV	TW (RHR機能喪失)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、TW (RHR機能喪失) で想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、TQUVで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) {格納容器ベント} TQUV : 約17時間後 TW (RHR機能喪失) : 約22時間後
7	TQUV	中小LOCA	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVの作業は、中小LOCAで想定している作業に含まれているため要員数は包含される	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 中小LOCA : 8人 (参集20人)
8	TQUV	大LOCA (代替循環)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、TQUVの対応は可能 TQUVの格納容器ベント準備操作と、大LOCA (代替循環) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、TQUVの格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人)
9	TQUV	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (ベント) で想定している要員数で、TQUVの対応は可能 大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を参集要員としているが、TQUVも10時間以降の参集要員に期待することは可能。また、大LOCA (ベント) の第一GTG燃料タンクへの給油は時間余裕があるため、大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応することも可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
10	TQUV	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、TQUVの対応は可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) DCH : 8人 (参集26人)
11	TQUV	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVで想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 想定事故1 : 8人
12	TQUV	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TQUVで想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 想定事故2 : 8人
13	TQUV	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} TQUV : 8人 (参集20人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
14	長期TB	TBU	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 緊急時対策要員に期待する作業は同じであるため、影響なし	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) TBU : 8人 (参集46人)
15	長期TB	TBD	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 緊急時対策要員に期待する作業は同じであるため、影響なし	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) TBD : 8人 (参集46人)
16	長期TB	TBP	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 緊急時対策要員に期待する作業のタイミングが異なるが、常駐要員数により対応可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) TBP : 12人 (参集46人)
17	長期TB	TW (取水機能喪失)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで期待している要員数で、TW (取水機能喪失) の要員数が包含される	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人)
18	長期TB	TW (RHR機能喪失)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで期待している要員数で、TW (RHR機能喪失) の要員数が包含される	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人)
19	長期TB	中小LOCA	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 中小LOCAの作業は、長期TBで想定している作業に含まれているため要員数は包含される 格納容器ベントタイミングが異なるが、長期TBで想定している時間に格納容器ベント準備は作業可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 中小LOCA : 8人 (参集20人) {格納容器ベント} 長期TB : 約16時間後 中小LOCA : 約17時間後
20	長期TB	大LOCA (代替循環)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、長期TBの対応は可能 長期TBの格納容器ベント準備操作と、大LOCA (代替循環) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、長期TBの格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人)
21	長期TB	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで想定している要員数で、大LOCA (ベント) の対応は可能 大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を参集要員としているが、長期TBも10時間以降の参集要員に期待することは可能。また、大LOCA (ベント) の第一GTG燃料タンクへの給油は時間余裕があるため、大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応することも可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
22	長期TB	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで想定している要員数で、DCHの対応は可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) DCH : 8人 (参集26人)
23	長期TB	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 想定事故1 : 8人
24	長期TB	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 長期TBで想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 想定事故2 : 8人
25	長期TB	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 長期TB : 8人 (参集46人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)

表-2 重要事故シーケンス組合せ評価結果(3/4)

	シナリオ1	シナリオ2	評価結果	補足
56	TW (取水機能喪失)	TW (RHR機能喪失)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で想定している要員数で、TW (RHR機能喪失) の対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人)
57	TW (取水機能喪失)	中小LOCA	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 中小LOCAの格納容器ベント準備操作と、TW (取水機能喪失) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、中小LOCAの格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 中小LOCA : 8人 (参集20人)
58	TW (取水機能喪失)	大LOCA (代替循環)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、TW (取水機能喪失) の対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人)
59	TW (取水機能喪失)	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で想定している要員数で、大LOCA (ベント) の対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
60	TW (取水機能喪失)	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で想定している要員数で、DCHの対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) DCH : 8人 (参集26人)
61	TW (取水機能喪失)	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 想定事故1 : 8人
62	TW (取水機能喪失)	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (取水機能喪失) で想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 想定事故2 : 8人
63	TW (取水機能喪失)	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} TW (取水機能喪失) : 8人 (参集26人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
64	TW (RHR機能喪失)	中小LOCA	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 格納容器ベントタイミングが異なるが、格納容器圧力の上昇傾向を監視し格納容器ベント準備操作を早期に実施することで対応可能 【緊急時対策要員】 中小LOCAの作業は、TW (RHR機能喪失) で想定している作業に含まれているため要員数は含まれる 格納容器ベントタイミングが異なるが、中小LOCAで想定している時間に格納容器ベント準備操作は可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 中小LOCA : 8人 (参集20人) 格納容器ベント : TW (RHR機能喪失) : 約22時間後 中小LOCA : 約17時間後
65	TW (RHR機能喪失)	大LOCA (代替循環)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、TW (RHR機能喪失) の対応は可能 TW (RHR機能喪失) の格納容器ベント準備操作と、大LOCA (代替循環) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、TW (RHR機能喪失) の格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人)
66	TW (RHR機能喪失)	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (ベント) で想定している要員数で、TW (RHR機能喪失) の対応は可能 大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を参集要員としているが、TW (RHR機能喪失) も10時間以降の参集要員に期待することは可能。また、大LOCA (ベント) の第一GTG燃料タンクへの給油は時間余裕があるため、大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応することも可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
67	TW (RHR機能喪失)	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、TW (RHR機能喪失) の対応は可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) DCH : 8人 (参集26人)
68	TW (RHR機能喪失)	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (RHR機能喪失) TBPで想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 想定事故1 : 8人
69	TW (RHR機能喪失)	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 TW (RHR機能喪失) で想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 想定事故2 : 8人
70	TW (RHR機能喪失)	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} TW (RHR機能喪失) : 8人 (参集20人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
71	中小LOCA	大LOCA (代替循環)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、中小LOCAの対応は可能 中小LOCAの格納容器ベント準備操作と、大LOCA (代替循環) の第一GTG燃料タンクへの給油を実施する要員が重複するが、給油作業は時間余裕があるため、中小LOCAの格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応可能	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人)
72	中小LOCA	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 解析上考慮していない中央制御室陽圧化操作等についても、炉心損傷していない号炉の運転員は対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (ベント) で想定している要員数で、TW (RHR機能喪失) の対応は可能 大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を参集要員としているが、中小LOCAも10時間以降の参集要員に期待することは可能。また、大LOCA (ベント) の第一GTG燃料タンクへの給油は時間余裕があるため、大LOCA (ベント) の格納容器ベント準備操作を先に実施することで対応することも可能	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
73	中小LOCA	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、中小LOCAの対応は可能	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) DCH : 8人 (参集26人)
74	中小LOCA	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 中小LOCAで想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) 想定事故1 : 8人
75	中小LOCA	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 中小LOCAで想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) 想定事故2 : 8人
76	中小LOCA	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 中小LOCA : 8人 (参集20人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
77	大LOCA (代替循環)	大LOCA (ベント)	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、大LOCA (ベント) の対応は可能	{要員数} 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人) 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人)
78	大LOCA (代替循環)	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環冷却) で想定している要員数で、DCHの対応は可能	{要員数} 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人) DCH : 8人 (参集26人)
79	大LOCA (代替循環)	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人) 想定事故1 : 8人
80	大LOCA (代替循環)	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (代替循環) で想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人) 想定事故2 : 8人
81	大LOCA (代替循環)	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 大LOCA (代替循環) : 8人 (参集36人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)

表-2 重要事故シーケンス組合せ評価結果(4/4)

	シナリオ1	シナリオ2	評価結果	補足
82	大LOCA (ベント)	DCH	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、大LOCA (ベントシナリオ) の対応は可能	{要員数} 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人) DCH : 8人 (参集26人)
83	大LOCA (ベント)	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (ベント) で想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人) 想定事故1 : 8人
84	大LOCA (ベント)	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 大LOCA (ベント) で想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人) 想定事故2 : 8人
85	大LOCA (ベント)	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 大LOCA (ベント) : 8人 (参集20人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
86	DCH	想定事故1	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} DCH : 8人 (参集26人) 想定事故1 : 8人
87	DCH	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 DCHで想定している要員数で、想定事故2の対応は可能	{要員数} DCH : 8人 (参集26人) 想定事故2 : 8人
88	DCH	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} DCH : 8人 (参集26人) 停止時SBO : 2人 (参集26人)
89	想定事故1	想定事故2	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 想定事故2で想定している要員数で、想定事故1の対応は可能	{要員数} 想定事故1 : 8人 想定事故2 : 8人
90	想定事故1	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 想定事故1 : 8人 停止時SBO : 2人 (参集26人)
91	想定事故2	停止時SBO	【運転員】 運転員は号炉ごとに対応するため、事故シナリオが異なっても対応可能 【緊急時対策要員】 常駐要員に期待している給油作業がシナリオで異なるが、給油作業対応可能要員を確保しているため影響なし	{要員数} 想定事故2 : 8人 停止時SBO : 2人 (参集26人)

41. 原子炉格納容器の漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数について

原子炉格納容器から原子炉建屋への放射性物質の放出割合は、MAAP コードを用いて評価を行っている。本評価における放射性物質の放出割合は、希ガス等の気体に対するものであり、エアロゾル粒子が漏えい孔^{※1}で捕集される効果は考慮されていない。これにより、MAAP コードでの評価におけるエアロゾル粒子の漏えい量については、実現象より大きく評価されていると考えられる。

エアロゾル粒子の漏えい孔での捕集効果については、シール部が健全な場合を模擬した実験等の知見は確認されていないものの、シール部が損傷した場合を模擬した実験の結果が報告^{※2}されており、その中で、シール部が損傷している場合においても漏えい孔には一定の捕集効果があると結論付けている。

中央制御室の居住性及び有効性評価の放射性物質の漏えい量の評価^{※3}においては、原子炉格納容器のシール機能は健全であると想定しており、エアロゾル粒子の漏えい孔での捕集効果に期待できるものと考えられる。しかしながら、これらの評価に当たっては、保守的に原子炉格納容器の漏えい孔での捕集効果を考慮しない (DF=1) ものとした。

※1 格納容器から原子炉建屋への漏えい経路（リークパス）について、MAAP コードでは、原子炉格納容器圧力と漏えい率の関係から漏えい面積を設定し、漏えい孔としてモデル化している

※2 「シビアアクシデント時の格納容器貫通部リークパスでの FP エアロゾル捕集効果（Ⅱ）貫通部での除染係数と実機への適用」（渡部氏（Japan Nuclear Energy Safety Organization）、山田氏、大崎氏（Toshiba Corporation） 日本原子力学会和文論文誌、VoL. 8, No. 4, p. 332-343 2009 年）

※3 有効性評価における原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について（添付資料 3.1.2.5, 添付資料 3.1.3.4, 添付資料 3.2.3）

<参考>

エアロゾル粒子の捕集効果について、文献を参照し知見をまとめた。

1. 漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数に関する実験

原子炉格納容器から原子炉建屋へのエアロゾル粒子の漏えいは、原子炉格納容器フランジのシール部や電気配線貫通部のシール部においてシビアアクシデント条件下で漏えい孔が生じ、これを主たる経路として発生すると考えられる。漏えい孔は非常に狭く複雑な形状を示すことから、エアロゾル粒子がシール部を通過する際に捕集する効果が期待される。本事象は、以下に示す実験結果により実際に確認されている。

(1) 実験概要

原子炉格納容器の漏えい経路におけるエアロゾル粒子の捕集係数については出典1に実験結果が纏められている。

この実験では、シビアアクシデント条件下での原子炉格納容器シール部の漏えい経路におけるエアロゾルの捕集特性を評価するために、試験体（電気配線貫通部（以下、電気ペネという）及びフランジガasket）に対しエアロゾルを供給し、入口及び出口のエアロゾル濃度等を測定することで捕集特性を確認している。実験条件は表41-参考-1に示すとおりである。実験装置の概略図を図41-参考-1に示す。

表 41-参考-1 出典1における実験条件

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

※1 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルが漏えいしないため、試験体を200℃以上（最大約270～350℃まで）の環境で約20時間以上曝露し、リークを発生させた後で温度を低下させて実験を実施している

※2 出典1での実験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

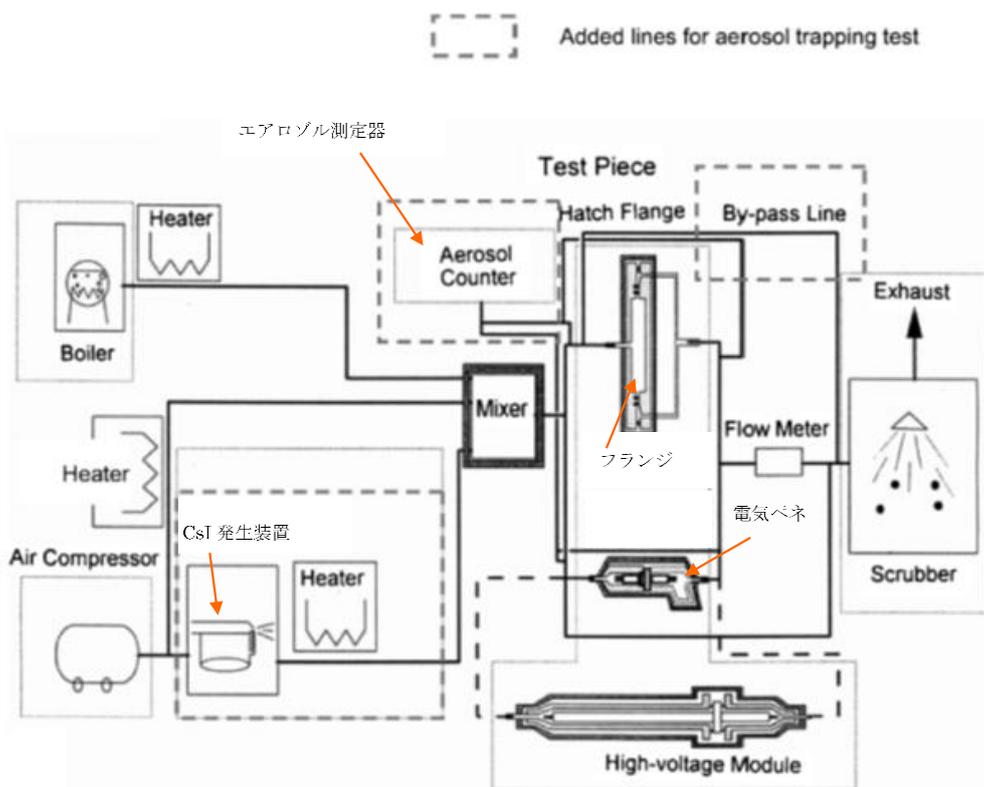


図 41-参考-1 試験装置概略図 (出典 1)

(2) 実験結果

電気ペネ（低電圧モジュール）及びフランジガスケットにおける，入口及び出口のエアロゾル個数濃度，漏えいガス（空気）流量の経時変化，入口及び出口のエアロゾル粒子の粒径分布の一例を図 41-参考-2，図 41-参考-3 に示す。

これらの結果から捕集係数（入口と出口におけるエアロゾルの質量濃度の比）を算出したところ表 41-参考-2 に示すとおりとなった。電気ペネ（低電圧モジュール）は 26 ～ 36,000 であり，フランジガスケットは 10～18 であった。電気ペネを試験体とした場合の平均の DF は 740，フランジガスケットを試験体とした場合の平均の DF は 14 であった。

また，当該文献において，代表的な実機プラント（BWR）における原子炉格納容器貫通部の全リーク面積の評価値，電気ペネとフランジガスケットでの DF を考慮した捕集係数を評価しており，原子炉格納容器貫通部全体での代表的な捕集係数 DF（等価面積※に応じて重み付けした DF 値）は 450 程度もしくはそれ以上を期待できるとしている。

※ 漏えい経路を流れる流量と圧力の測定データを基に理想気体の流量公式を適用して求めた漏えい面積（等価面積）

○代表プラント（BWR）における原子炉格納容器貫通部のリーク面積及び想定される捕集係数（DF）

$$DF = DF_1 \times \frac{S_1}{S_1 + S_2} + DF_2 \times \frac{S_2}{S_1 + S_2} \quad \doteq \quad 450$$

ここで， DF_1 ：電気ペネの DF[-]（740）

DF_2 ：フランジガスケットの DF[-]（14）

S_1 ：電気ペネの全等価面積[mm²]（ 1.5×10^3 ）

S_2 ：フランジガスケットの全等価面積[mm²]（ 1.0×10^3 ）

出典 1 では代表プラントの電気ペネ（低電圧モジュール）の Unit 数を 250，フランジガスケットの総周長を 70m としており，全等価面積はそれぞれ以下のとおりである。

$$S_1 = 6 \text{ [mm}^2/\text{unit}] \times 250 \text{ [unit]} = 1.5 \times 10^3 \text{ [mm}^2\text{]}$$

$$S_2 = 13 \text{ [mm}^2/\text{m}] \times 70 \text{ [m]} \quad \doteq \quad 1.0 \times 10^3 \text{ [mm}^2\text{]}$$

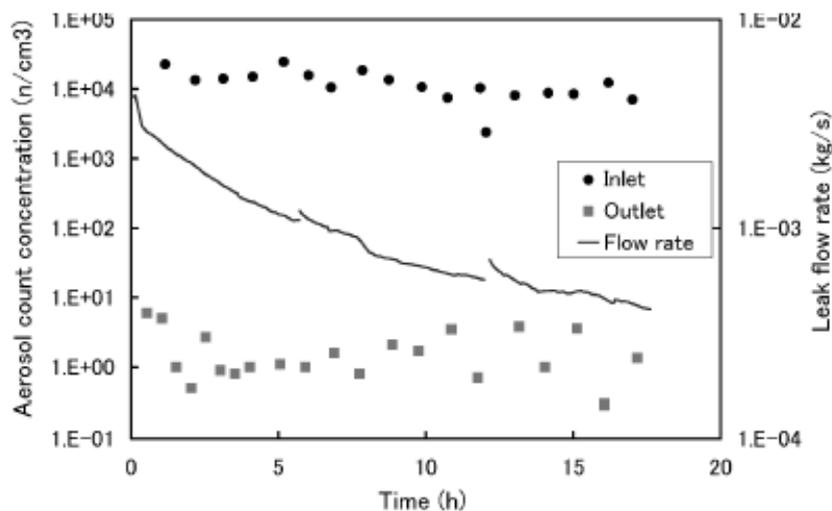
なお， S_1 及び S_2 の評価に用いた電気ペネ（低電圧モジュール）1 [unit]あたりの等価面積（6 [mm²/unit]），フランジガスケットの周長さ 1 [m]あたりの等価面積は出典 2 の実験において以下の結果より参照して設定している。

- ・電気ペネ（低電圧モジュール）1 [unit]あたりの等価面積（6 [mm²/unit]）
：代表的な BWR プラントでの各モジュールタイプの個数より重み付けした環境温度 100°C*の時の等価面積の平均値

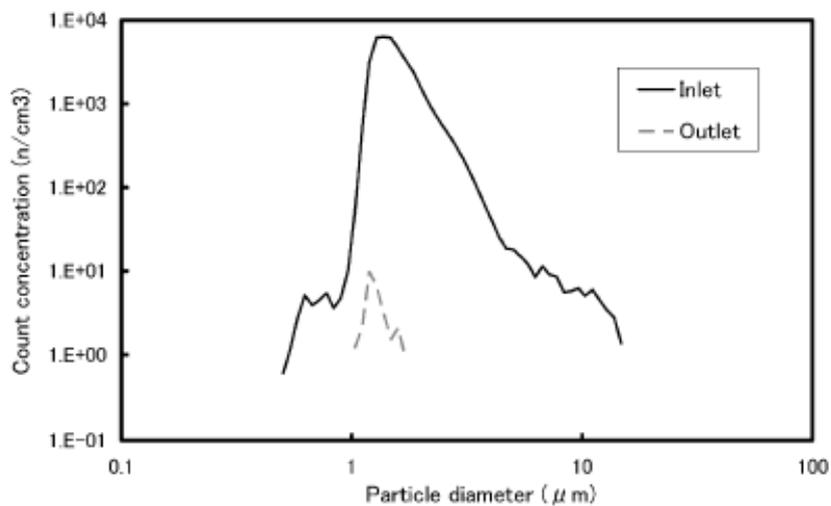
・フランジガスケットの周長さ 1 [m]あたりの等価面積(13[mm²/m])

：100℃※のときの等価面積の平均値

※実験では 200℃において電気ペネの等価面積が減少したため（シール材の熱膨張によるものと考えられる），保守的に 100℃での値を採用

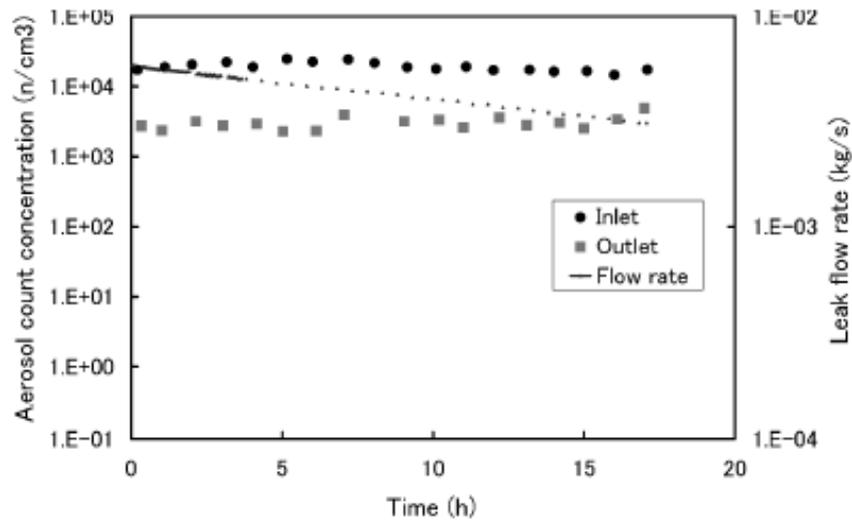


(a) エアロゾル個数濃度，漏えいガス（空気）流量の経時変化の例

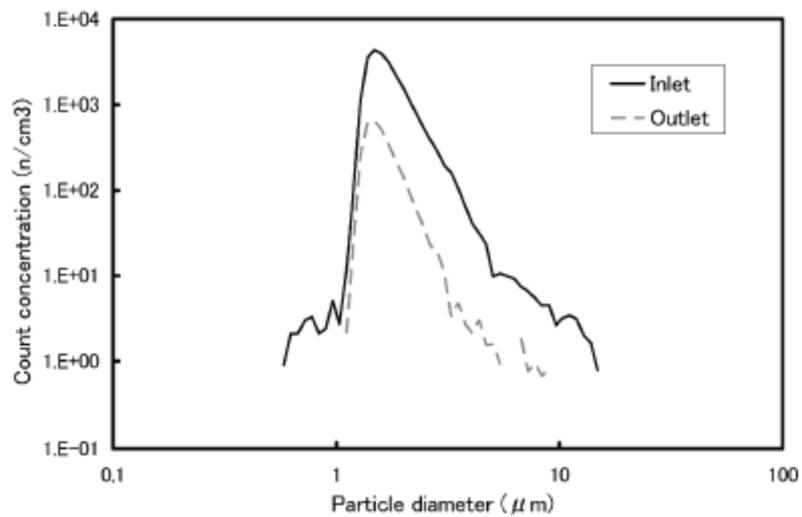


(b) 入口及び出口のエアロゾルの粒径分布の例

図 41-参考-2 エアロゾル個数濃度，漏えいガス（空気）流量の経時変化，
入口及び出口のエアロゾル粒子の粒径分布（電気ペネの一例）（出典 1）



(a) エアロゾル個数濃度，漏えいガス（空気）流量の経時変化の例



(b) 入口及び出口のエアロゾル粒子の粒径分布の例

図 41-参考-3 エアロゾル個数濃度，漏えいガス（空気）流量の経時変化，
入口及び出口のエアロゾル粒子の粒径分布（フランジガセットの一例）（出典 1）

表 41-参考-2 実験により得られた捕集係数 (DF) (出典 1)

Test piece	Overall DF (-) (0.5~5 μm)
Low voltage module	
0.9 mm ² (a)	36,000*
0.9 mm ² (b)	1,300
0.9 mm ² (c)	700
0.9 mm ² (d)	2,100
0.9 mm ² (T/C) (a)	260
0.9 mm ² (T/C) (b)	160
Coaxial cable	340
100 mm ²	340
2 mm ²	26**

Average	4,500
Average ^{a)}	740

Flange gasket	
Semi-round gasket (a)	14
Semi-round gasket (c)	10
Semi-round gasket (d)	14
Semi-round gasket (e)	12
Groove & tongue gasket	18

Average	14

^{a)} Except for both maximum value (*) and minimum value (**).

2. 出典 1 での試験条件と柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉のプラント条件の比較

出典 1 での試験条件と、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉のプラント条件、重大事故等時条件を比較した。

条件比較の結果を表 41-参考-3 にまとめ、差異のあった条件（漏えいを想定する対象、エアロゾル粒子の粒径、シール材の材質、環境条件（シール材の劣化状態）、原子炉格納容器貫通部全体での代表的な捕集係数（DF））について考察した。

表 41-参考-3 参考にした文献（出典 1）での試験条件及び柏崎刈羽原子力発電所のプラント条件、重大事故等時条件の比較（1/2）

	出典 1 における試験条件	柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉のプラント条件、重大事故等時の条件	比較結果・考察
漏えいを想定する対象	電気ペネ フランジガスケット	原子炉格納容器バウンダリとして 電気ペネ フランジガスケット 隔離弁等がある	原子炉格納容器バウンダリは実験で対象としているシール部以外にも存在するため、以下の記載箇所にて詳細の考察を実施 ・【2.1 原子炉格納容器バウンダリとエアロゾル粒子の捕集係数を考慮する上での取り扱い】
エアロゾル濃度	10～300 mg/m ³ (CsI)	約 100 mg/m ³	重大事故等で想定する条件は文献における実験条件での範囲に含まれる
エアロゾル粒子の粒径	1～2 μm (CsI)	約 1～8 μm (空気動学的直径のエアロゾル重量濃度に対する粒径分布の最頻値 (MAAP 評価値))	実験で用いた粒径分布と重大事故等で想定する粒径分布が異なるため、以下の記載箇所にて詳細の考察を実施 ・【2.2 エアロゾル粒径に対する考察】にて説明
シール材の材質	・電気ペネ： エポキシ樹脂 ・フランジガスケット： シリコンゴム	・電気ペネ： エチレンプロピレン樹脂，エポキシ樹脂， メタル O リング等 ^{※1※2} ・フランジガスケット： 改良 EPDM (内側，外側) (バックアップシール材の追加) ^{※1}	実験で用いたシール材と柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉で用いているシール材は異なるため、以下の記載箇所にて詳細の考察を実施 ・【2.3 シール材に対する考察】にて説明

※1 詳細については「有効性評価 付録 2 原子炉格納容器限界温度・限界圧力に関する評価結果」を参照

※2 金属であるため、長時間の放射線、高温環境の曝露によってシール機能（バウンダリ機能）が劣化するものではない

表 41-参考-3 参考にした文献（出典 1）での試験条件及び柏崎刈羽原子力発電所のプラント条件、重大事故等時条件の比較（2/2）

	出典 1 における試験条件	柏崎刈羽原子力発電所 6号及び 7号炉のプラント条件、重大事故等時の条件	比較結果・考察
環境条件	温度：100～200℃ ^{※3} 圧力：0.11～0.60MPa (ドライ条件) ^{※4}	温度：200℃以下 圧力：0.62 MPa 以下 (2Pd) (ウェット条件) ^{※4}	重大事故等で想定する温度・圧力について文献における測定時の条件とほぼ同等である 但し、実験に用いたシール材は最大約 270～350℃の環境で曝露し、漏えいが発生したものを用いているため、この曝露環境等の差による劣化状態の比較を以下の記載箇所にて考察する ・【2.4 シール材の劣化状態の考察】 蒸気環境について、重大事故等で想定するウェット条件では水蒸気による劣化(加水分解)の影響を受けるものの、蒸気により空気中の酸素量が少なくなるため、シール材の劣化が抑制されると考えられる。さらに、ウェット条件では漏えい経路での水蒸気凝縮、エアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待できる。そのため、実験条件(ドライ条件)に比べて重大事故等で想定する条件(ウェット条件)の方がエアロゾル粒子の捕集係数が大きくなると考えられる
原子炉格納容器貫通部全体での代表的な捕集係数 (DF)	450 程度 (代表的な BWR 実機プラント 想定)	約 455 (柏崎刈羽原子力発電所 7号炉における想定)	文献にて用いている代表的な BWR 実機プラント想定のパラメータと柏崎刈羽原子力発電所 6号及び 7号炉でのパラメータは同一ではないため、その影響を以下の記載箇所にて確認する ・【2.5 格納容器貫通部全体での代表的な捕集係数 (DF)】にて説明

※3 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルが漏えいしないため、試験体を 200℃以上（最大約 270～350℃まで）の環境で約 20 時間以上曝露し、リークを発生させた後で温度を低下させて実験を実施している

※4 出典 1 での実験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

2.1 原子炉格納容器バウンダリとエアロゾル粒子の捕集効果を考慮する上での取り扱い

原子炉格納容器バウンダリからの漏えいについては補足①「原子炉格納容器バウンダリからの漏えいについて」で示すとおり「フランジ構造のシール部からの漏えい」、「電気配線貫通部のシール部からの漏えい」が主な経路と考えられる。

これらについて、出典1及び出典2の文献で評価対象とされていることから、評価対象の選定は妥当である*。

※ 電気配線貫通部のうち、出典1では電気配線貫通部（低電圧モジュール）を代表としており、電気配線貫通部（高電圧モジュール）及び計測制御は出典2の実験結果（実験において400℃の高温条件下で曝露した場合においても漏えいは発生しなかった）及び類似の設計であることより、同等又は漏えいにおいて同等以上であること整理した。

2.2 エアロゾル粒子の粒径に対する考察

本実験の結果（図41-参考-2(b)、図41-参考-3(b)）の各粒子経に対する入口及び出口のエアロゾル粒子の粒径分布の傾向より、粒径が小さい場合は捕集係数DFがより小さく、粒径が大きい場合はより捕集係数DFが大きくなると考えられる。

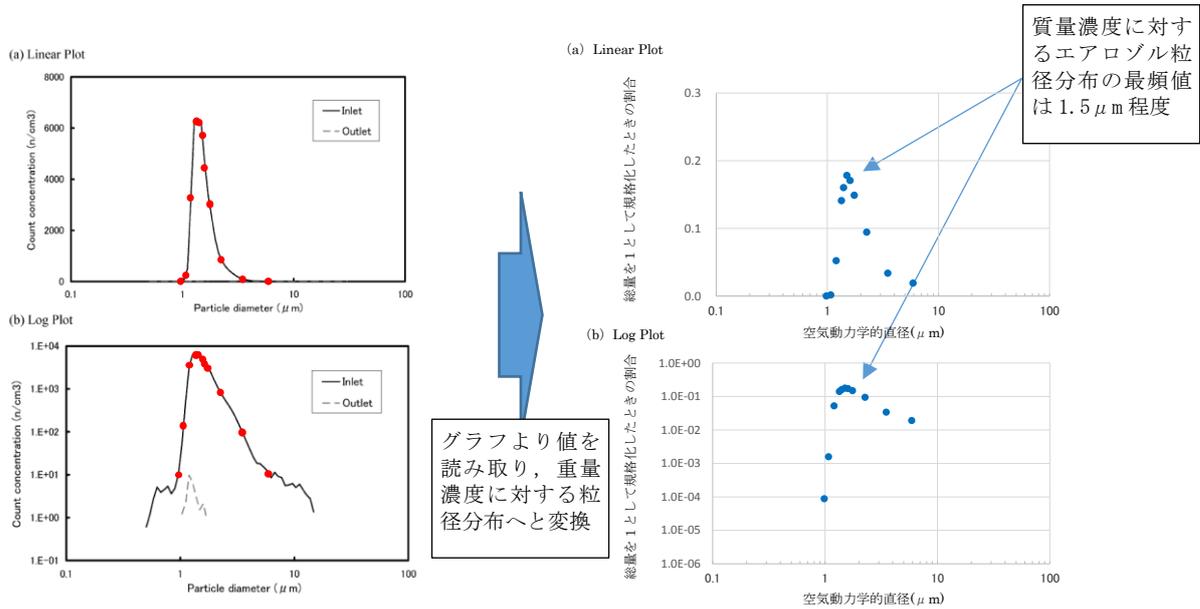
エアロゾルの粒径分布は事故の状態、事象進展によっても変化していくものである。MAAPにて評価された格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）を一例として重量濃度*に対する粒径分布を確認すると、格納容器スプレイを実施する前の事象発生約2時間後の結果は図41-参考-4(b)、長期間格納容器スプレイを実施した後である事象発生約38時間後の結果は図41-参考-4(c)に示すようになる。実験で用いたCsI発生装置の重量濃度に対する粒径分布は図41-参考-4(a)に示すようになり、その最頻値（約 $1.5\mu\text{m}$ ）とMAAPコードにて評価された格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）の粒径分布と比較すると、同程度か、MAAPコードにて評価した格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）の粒径分布の方が最頻値が大きくなる（事象発生約2時間後：約 $3\mu\text{m}$ 、事象発生約38時間後：約 $3\mu\text{m}$ ）。

また、格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）のような重大事故等を想定した場合、原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいするエアロゾル状の放射性物質（CsI、CsOH）の炉内内蔵量に対する割合は図41-参考-5に示すようになり、粒径が大きなエアロゾル状の放射性物質が多く存在した事象初期が支配的であることが分かる。

以上より、粒径分布の不確かさの影響はあると考えられるものの、重量濃度に対する粒径分布の最頻値が実験で用いたものより重大事故等での想定の方が大きいことから、その影響に包絡されるものと考えられる。

なお、MAAPコードでの粒径分布については、重大事故等対処設備 3.7 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備【50条】の資料である「別紙1 3.2.2.1.1 粒子状放射性物質（エアロゾル）」にて、エアロゾル粒子の粒径に関する既往研究とMAAPコードで求めた粒径分布を比較することでその妥当性を確認している。

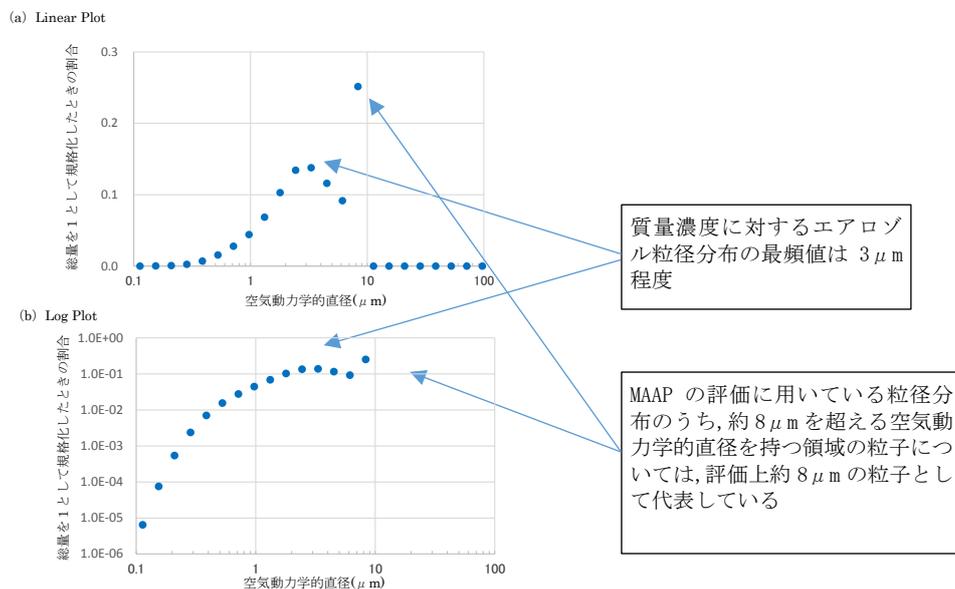
※ 文献ではエアロゾル粒子の粒径分布を個数濃度で表示しているが、線量率評価では重量濃度が重要であり、捕集係数 DF もシール材の入口と出口のエアロゾル質量濃度の比で評価されるため、粒径分布の比較には重量濃度を用いた。そのため、実験で用いた粒径分布の比較はエアロゾル粒子を球状と仮定して個数濃度から質量濃度へと換算を実施した。



○個数濃度 (●) に対するエアロゾル粒子の粒径分布

○重量濃度 (●) に対するエアロゾル粒子の粒径分布

(a) 実験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布

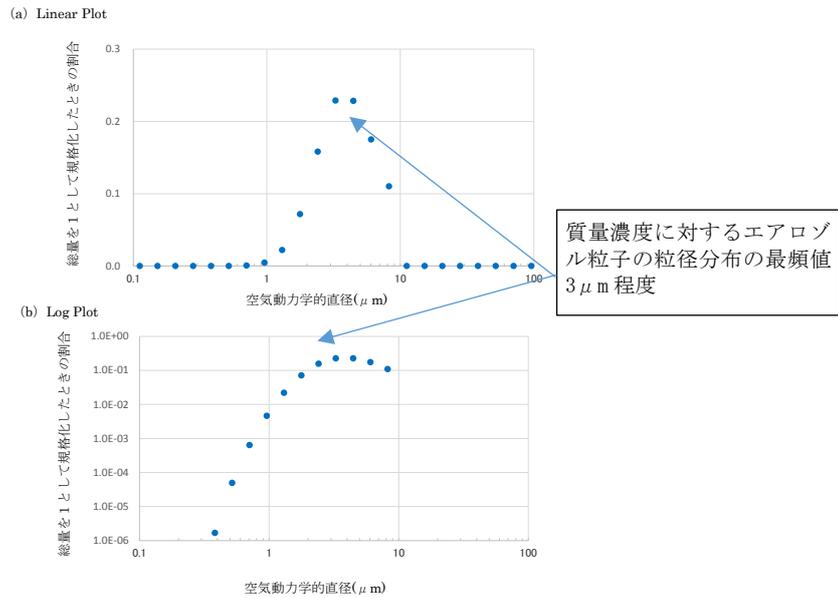


○重量濃度 (●) に対するエアロゾル粒子の粒径分布

(b) 有効性評価にて想定する MAAP コードにて評価された粒径分布

「格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用しない場合)」における事象発生約 2 時間後 (炉心損傷後で格納容器スプレイ実施前)

図 41-参考-4 実験で用いたエアロゾル粒子の粒径分布と MAAP コードにて評価されたエアロゾル粒径分布との比較 (1/2)



○重量濃度 (●) に対するエアロゾル粒子の粒径分布

(c) 有効性評価にて想定する MAAP コードにて評価された粒径分布
「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）」における事象発生約 38 時間後
（ベント時（格納容器スプレイを長期間（事象発生 1~38 時間（間欠運転）実施した後）

図 41-参考-4 実験で用いたエアロゾル粒子の粒径分布と MAAP コードにて評価されたエアロゾル粒径分布との比較 (2/2)

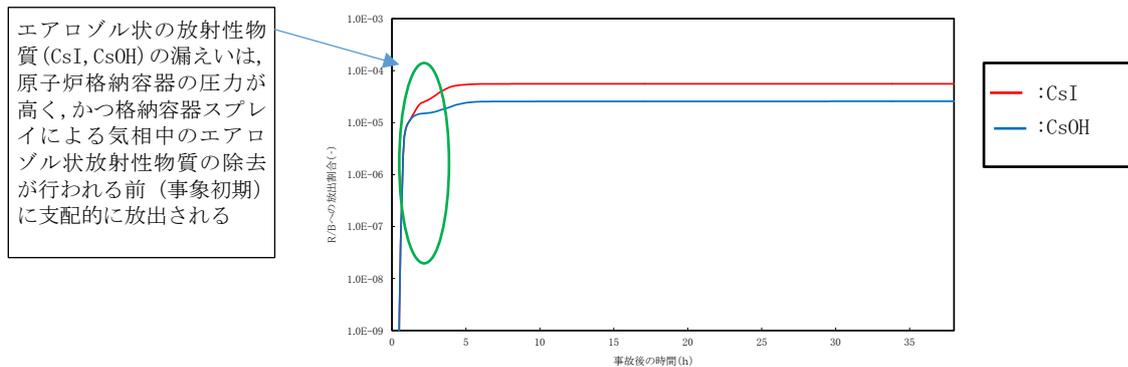


図 41-参考-5 MAAP コードにより求めた原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいするエアロゾル状の放射性物質（CsI, CsOH）の炉内内蔵量に対する割合（格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用しない場合）

2.3 シール材の差異に対する考察

文献ではフランジガスケットとしてシリコンゴムを使用したシール材を用いて試験を実施している。柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉では、従前は文献で用いたシール材と同様にシリコンゴムを使用したシール材を用いていたが、東京電力株式会社福島第一原子力発電所事故の知見を踏まえ、トップヘッドフランジ、上部及び下部ドライウェル機器搬出入口等のハッチ類等について改良 EPDM を使用したシール材への交換、バックアップシール材の追加を実施することとしている。

以上より、柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉のフランジシール部については、文献で使用している従来のシール材よりも長期にわたり、高温条件下においてシール性能を維持することができると考えられる。

一方、シール材の変更等を行わない電気ペネについては、実験で使用したシール材と柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉は同様である。

なお、原子炉格納容器のフランジシール部の健全性については、格納容器限界温度・限界圧力の環境下におけるバウンダリ機能の健全性評価において、模擬フランジに改良 EPDM シール材を設置した場合の耐漏えい試験結果を実施している。この中で、200℃・0.62MPaの条件下において、7日間の耐漏えい性能の確認を行い、漏えいが生じないことを確認している（重大事故等対策の有効性評価について 付録2「原子炉格納容器限界温度・圧力に関する評価結果」別紙-4 参照）。

また、電気ペネについて上記と同様に格納容器限界温度・限界圧力における健全性評価において、事故条件を模擬した試験の結果、電気ペネの二次シール部の温度が、樹脂の変質を生じさせるような温度環境にならず、シール性能を維持できることを確認している

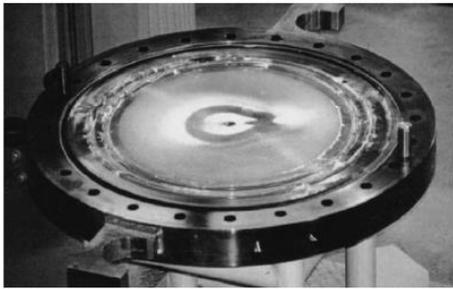
（重大事故等対策の有効性評価について 付録2「原子炉格納容器限界温度・圧力に関する評価結果」7. 電気配線貫通部 参照）。

2.4 シール材の劣化状態の考察

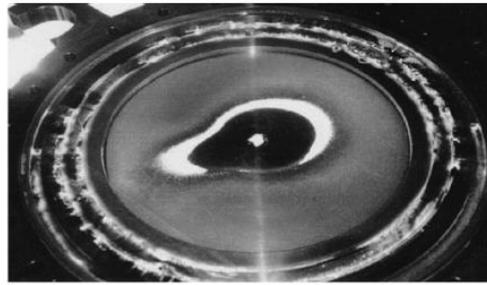
○フランジガスケット

文献では200℃を超える環境下で貫通部の漏えいが発生した際のエアロゾルの捕集係数(DF)について試験を行っており、そのシール材の損傷状態は図41-参考-6で示すように劣化によって発生したひびがシール材の内側から外側に向けて貫通している。

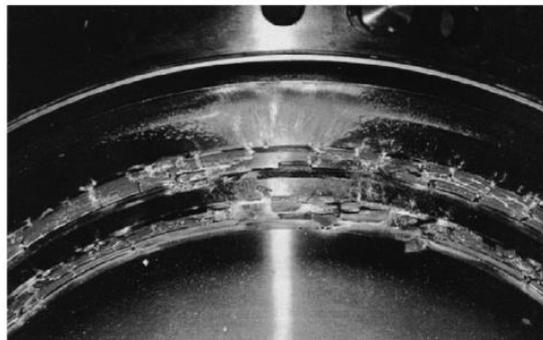
一方、柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉の重大事故等時の条件は200℃以下であり、その環境下でのシール材の劣化は図41-参考-7に示すようになる。シール材の内側の部分に一部劣化が見られるものの、シール材のひびは外側へと貫通しておらず、シール機能が健全であることを確認している。そのため、エアロゾル粒子の漏えいはほぼ生じないと考えられる。



Inlet of test piece
(White powder is CsI aerosol)

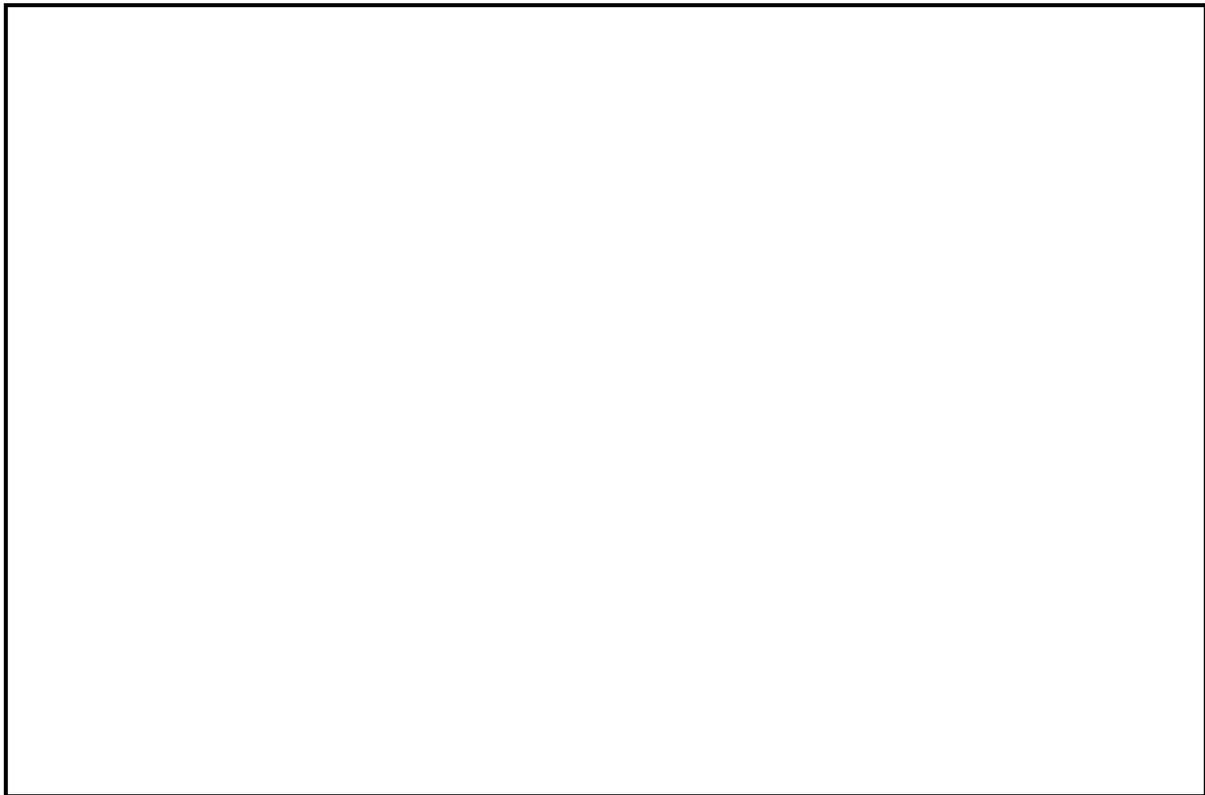


Outlet of test piece
(White powder is CsI aerosol)



A part of gasket
(White powder is CsI aerosol)

図 41-参考-6 実験で用いたフランジガasketの損傷状態
(200°Cを超過して約 0.5°C/h の昇温速度で過熱，漏えい発生後，温度を低下させ，出展 1
の実験を実施した後の状態)



6号炉

7号炉

図 41-参考-7 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉に設置しているフランジガスケットの状態(乾熱 200℃, 168 時間曝露後※)

※ 重大事故等時における原子炉格納容器内の環境として, 大部分はウェット状態であると想定されるが, フランジガスケットに使用している改良 EPDM 材は一般的に酸素により引き起こされることから, 試験雰囲気はより空気中の酸素量が多い高温空気(乾熱)を用いた。

○電気ペネ

文献では電気ペネについても 200℃を超える環境下で曝露し, シール材が損傷した際の状態について確認している。漏えい発生条件評価の試験装置概要及び試験結果を図 41-参考-8 に示す。漏えいが発生するまで入口側の温度を上昇させた結果, 約 300℃近くで漏えいが発生している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の重大事故等時の環境下は 200℃以下であり, この条件を模擬した電気ペネモジュールの気密性能について試験※を実施している。

表 41-参考-4, 図 41-参考-9, 図 41-参考-10 に示す試験結果から, 一次シール部及び二次シール部温度はシール材の一般特性としての熱分解開始温度(400℃程度)よりも十分低く, 一次シール部及び二次シール部それぞれについて漏えいが無いことが確認された。

※ 昭和 62 年度に行われた電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」

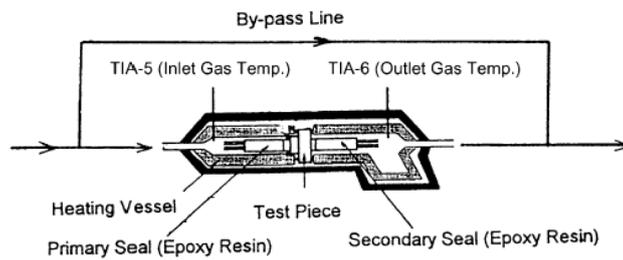
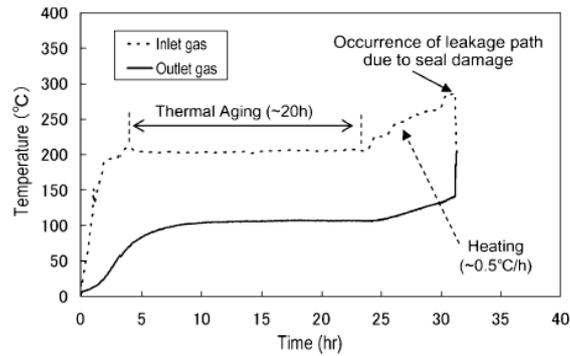


図 41-参考-8 電気ペネでの漏えい発生条件評価の試験装置概要及び試験結果
(出展 2, 200°Cを超える環境下)

表 41-4 試験結果 (2Pd, 200°C以内の環境下の想定)

種類	原子炉格納容器 内側端子箱部分の環境条件			一次シール部 温度(°C)	二次シール部 温度(°C)	漏えい有無
	温度 (°C)	圧力 (MPa)	時間 (h)			
低電圧モジュール	200 (230)	(0.60~ 0.81)	62.0	137	68	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し

注：()は、記録グラフからの読み取り値

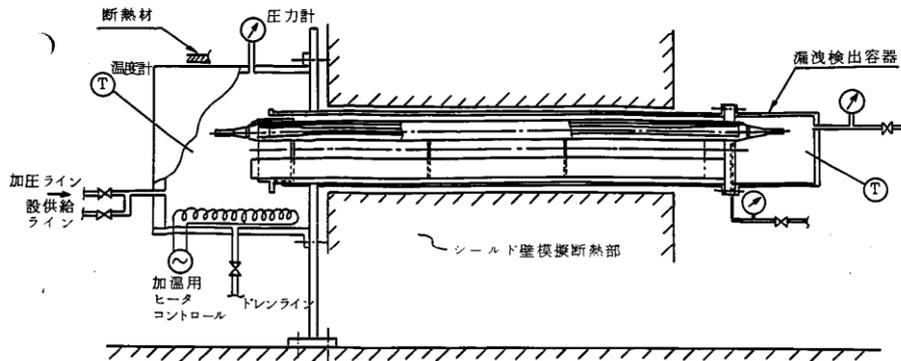
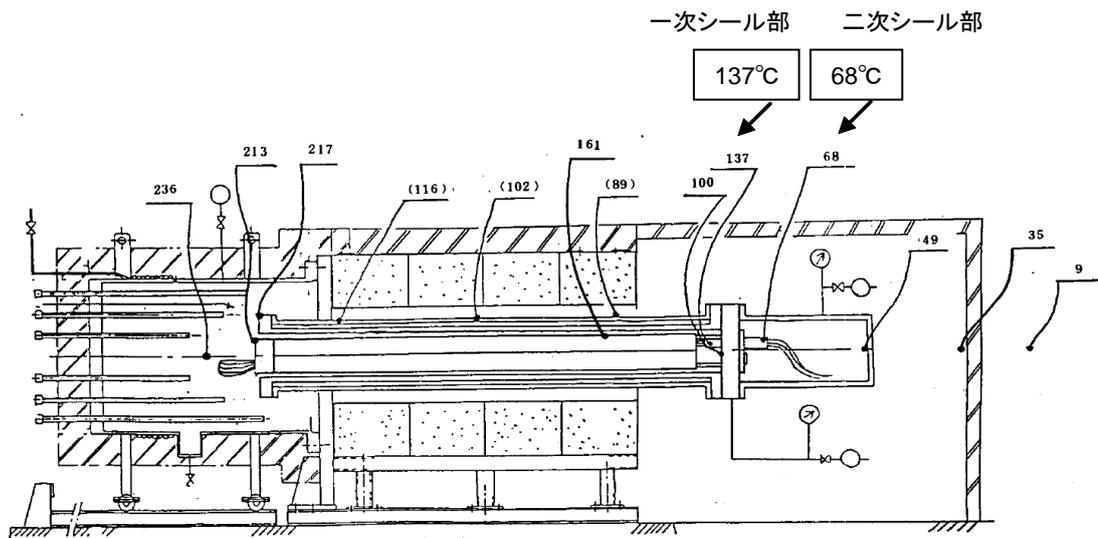


図 41-参考-9 試験装置概要

(7号炉高電圧モジュール試験体の例)



()内の温度は 18B 模擬スリーブの表面温度を示す。

図 41-参考-10 低圧用モジュール試験体 温度分布図

○フランジガスケット，電気ペネの原子炉格納容器漏えい率

捕集係数の評価での試験で用いたシール部の漏えい率は，補足①「原子炉格納容器バウンダリからの漏えいについて」で示すとおり，健全なシール部での漏えい率と比べて非常に大きいものである。シール部が健全な場合には，試験で用いたシール部と比べて漏えい経路は非常に狭くなることから，これよりも大きな除去効率が期待できるものと考えられる。

2.5 原子炉格納容器貫通部全体での代表的な捕集係数(DF)

文献では 1. (2) 代表プラント(BWR)における原子炉格納容器貫通部のリーク面積及び想定される捕集係数(DF)に示すとおり，BWRの代表プラントの電気ペネ(低電圧モジュール)の Unit 数及びフランジガスケットの総周長より DF=450 を求めている。

柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉において，上述の実験における評価手法と同様に，電気ペネやフランジガスケットの数量，周長さをを用いて DF を求めたところ，以下のとおりとなった。

$$DF = DF_1 \times \frac{S_1}{S_1 + S_2} + DF_2 \times \frac{S_2}{S_1 + S_2} = 455$$

ここで， DF_1 ：電気ペネの DF[-] (740)

DF_2 ：フランジガスケットの DF[-] (14)

S_1 ：電気ペネの全等価面積

S_2 : フランジガasketの全等価面積

※ S_1 及び S_2 は

より求めた。

なお、電気ペネの各モジュールタイプの個数の割合は柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉においても大きく変わるものではないことから、1unit あたりの等価面積は文献で用いた値と同様 (6 [mm²/unit]) に設定している。

以上より、柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の代表的な捕集係数(DF) は文献にある BWR の代表プラントの代表的な捕集係数(DF) とほぼ同等であった。

3. 考察及びまとめ

表 41 - 参考-3 及び 2.1~2.5 に示すとおり，試験条件と柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉での評価条件を比較したところ，エアロゾル粒子の粒径分布，シール材の損傷状態，フランジガスケットのシール材においては柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の重大事故等時の条件に対して試験条件が保守的であり，その他の条件は柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の重大事故等時の条件と試験条件がほぼ同等であることを確認した。

参照した出典 1, 2 以外の知見として出典 3~6 があり，それらでも出典 1, 2 と同様に原子炉格納容器からの漏えいにおけるエアロゾル粒子の捕集効果及びエアロゾル粒子による漏えい経路の閉塞効果について研究されている。具体的に貫通部での捕集係数 (DF) を測定している試験は多くはないものの，いずれもエアロゾル粒子が貫通部で捕集される効果が確認されている。

今後もこれらの知見を収集していくことで，重大事故等時の原子炉格納容器からの漏えいにおけるエアロゾル粒子の捕集効果を定量化することも可能と考える。

<参考文献>

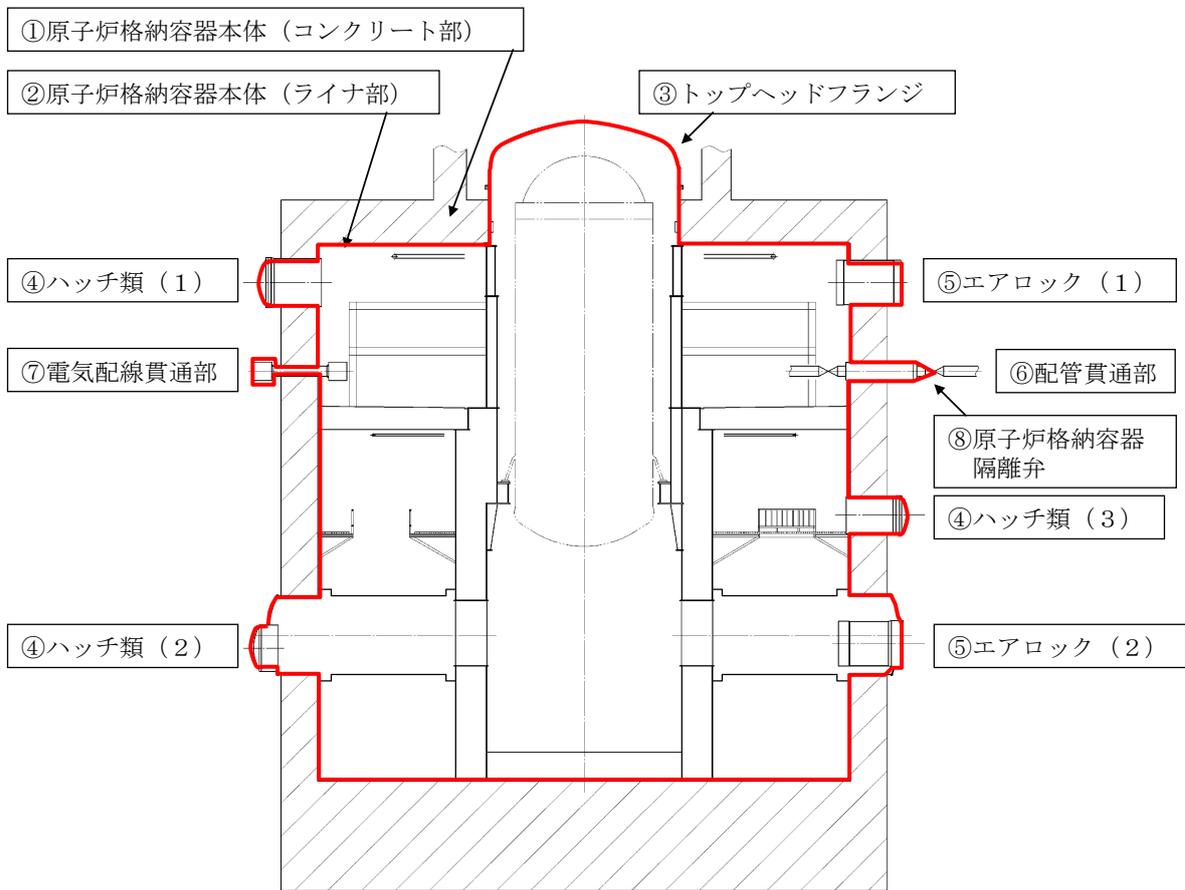
- 出典1：シビアアクシデント時の格納容器貫通部リークパスでのFPエアロゾル捕集効果
（Ⅱ）貫通部での除染係数と実機への適用」（渡部氏（Japan Nuclear Energy Safety Organization）、山田氏、大崎氏（Toshiba Corporation）日本原子力学会和文論文誌, VoL. 8, No. 4, p. 332-343 2009年）
- 出典2：シビアアクシデント時の格納容器貫通部リークパスでのFPエアロゾル捕集効果
（Ⅰ）貫通部の損傷クライテリア（渡部氏（Japan Nuclear Energy Safety Organization）、山田氏、大崎氏（Toshiba Corporation）日本原子力学会和文論文誌, VoL. 8, No. 3, p. 254-263 2009年）
- 出典3：“Leakage of aerosols from containment buildings, ” H. A. Morewitz, Health Phys., 42[2], 195 207 (1982).
- 出典4：Fission Product Aerosol Trapping Effects in the Leakage Path of Containment Penetration under Severe Accident Conditions Workshop
“Nuclear Aerosols in Reactor Safety”, A. Watanabe, T. Hashimoto, M. Osaki, June 1998 NEA/CSNI/R(98)4 (February 2000)
- 出典5：STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS, NEA/CSNI/R(2009)5, 17-Dec-2009
- 出典6：Aerosol Penetration of Leak Pathways An Examination of the Available Data and Models, SAND2009-1701

<補足>

補足① 原子炉格納容器バウンダリからの漏えいについて

原子炉格納容器は以下の機器で構成されている。

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



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

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

図 41-補足①-1 原子炉格納容器の概要図

原子炉格納容器バウンダリを構成する各機器のうち、鋼材で構成されている部位については、溶接部も含め連続構造であることから、漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。一方、フランジ部やシール部については、シール材を鋼材や鋼板に密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。

表 41-補足①-1 原子炉格納容器バウンダリ構成機器のうち、漏えいが生じる可能性がある部位

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

※漏えい想定：×・・・可能性は極めて低い、○・・・可能性あり

表 41-補足①-1 に示すバウンダリ構成部材のうち、③～⑥については、フランジ構造のシール面に、シール材としてガスケットを挟んでボルト等で固定する構造（図 41-補足①-2 参照）であり、これらは同等の構造であると評価できる。

一方、⑦の電気配線貫通部のシール部については、電線の導体を周囲から樹脂で固定する構造（図 41-補足①-3 参照）であり、漏えいが生じる場合の様態は③～⑥とは異なると想定される。

また、⑧の原子炉格納容器隔離弁の弁シートについては、弁体が弁座に押しつけられる構造であり、③～⑥と類似の構造であるが、弁シートからの漏えいは、配管内での漏えいであり、配管の系外への漏えいを伴うものではない。

このため、原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい経路としては、

- ・ ③～⑥に示すフランジ構造のシール部からの漏えい
- ・ ⑦に示す電気配線貫通部のシール部からの漏えい

が、主たる漏えいの経路であると評価できる。

これらの箇所については、プラントの定期検査において、個別の漏えい試験を実施しているが、これらの個別の箇所でも漏えいが生じている場合でも、シール部が健全な場合にはその漏えい量は非常に小さく、漏えい試験でも検出されない場合がある。

一方、原子炉格納容器の全体漏えい率試験では、個別の箇所でも生じている微少な漏えいが全て合算された状態での試験となるため、個別の漏えい試験よりも漏えいを検知しやすい。このため、個別の箇所での漏えい率試験では確認できなかった漏えいを、原子炉格納容器全体漏えい率試験で検知することは、十分に考えられる事象である。しかし、原子炉格納容器全体漏えい率試験においては、原子炉格納容器全体が加圧された状態での試験であることから、個別の漏えい箇所を特定することは困難である。

これらのことから、漏えいの具体的な場所を特定することは困難であるが、漏えいの経路としては、フランジ構造のシール部及び電気配線貫通部のシール部からの漏えいが主たる漏えいの経路であり、現在実施している、原子炉格納容器からの漏えい時の除去効率の評価として、フランジ構造のシール部と電気配線貫通部のシール部での除去効率を用いて評価を行うことは、妥当であると考えられる。

今回の除去効率の評価に用いた漏えい試験では、フランジ構造のシール部や電気配線貫通部のシール部を強制的に高温環境下に曝露することにより劣化させ、意図的に漏えいを発生させて試験を行ったものである。文献に示された試験における個々の漏えいは、原子炉格納容器漏えい率（0.9Pd）に換算^{※1}すると、フランジ構造のシール部、電気配線貫通部のシール部ともに、0.4%/day（速報値）^{※2}であり、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉にお

ける、過去の原子炉格納容器全体漏えい率試験の結果（約 0.1%/day (0.9Pd)：表 41-補足①-2 参照）と比べても非常に大きく、個別の漏えい試験においても十分検知可能なレベルである。そのような大きな漏えいが生じている場合でも、フランジ構造のシール部の除去効率で平均約 14、電気配線貫通部のシール部の除去効率で平均約 740 が計測されており、シール部が健全な場合には、漏えい経路は狭く小さくなることから、これよりも大きな除去効率が期待できるものと考えられる。

※1 試験にて測定された漏えい量より個々のシール部での原子炉格納容器漏えい率 (0.9Pd) に換算する。試験での入口側圧力は 0.11~0.6MPa と設定されていることから算出では保守的に 0.6MPa の圧力を想定し、AEC 式を用いて 0.9Pd の圧力に応じた漏えい率に換算して評価した。試験に用いたフランジガスケット等の試験体は縮小モデルを使用しているため、実機と同等のスケールの場合さらに漏えい率が大きくなることも考えられるが算出ではこれらは考慮しなかった。

なお、シール部の漏えいが複数ある場合における原子炉格納容器全体漏えい率は個々のシール部での漏えい率の総和として求めることとなるが、ここでは個々のシール部での漏えい率のみを示す。

※2 試験では時間経過に伴い減少していく傾向が見られたため、漏えい初期値を示す。

表 41-補足①-2 原子炉格納容器全体漏えい率試験結果 (6号及び7号炉)

	第1回	第2回	第3回	第4回	第5回	第6回	第7回	第8回	第9回	第10回
6号炉	0.139	0.122	0.131	0.125	0.081	0.054	0.053	0.086	0.084	0.076
7号炉	0.081	0.113	0.137	0.107	0.040	0.058	0.048	0.091	0.083	0.116

単位：%/day

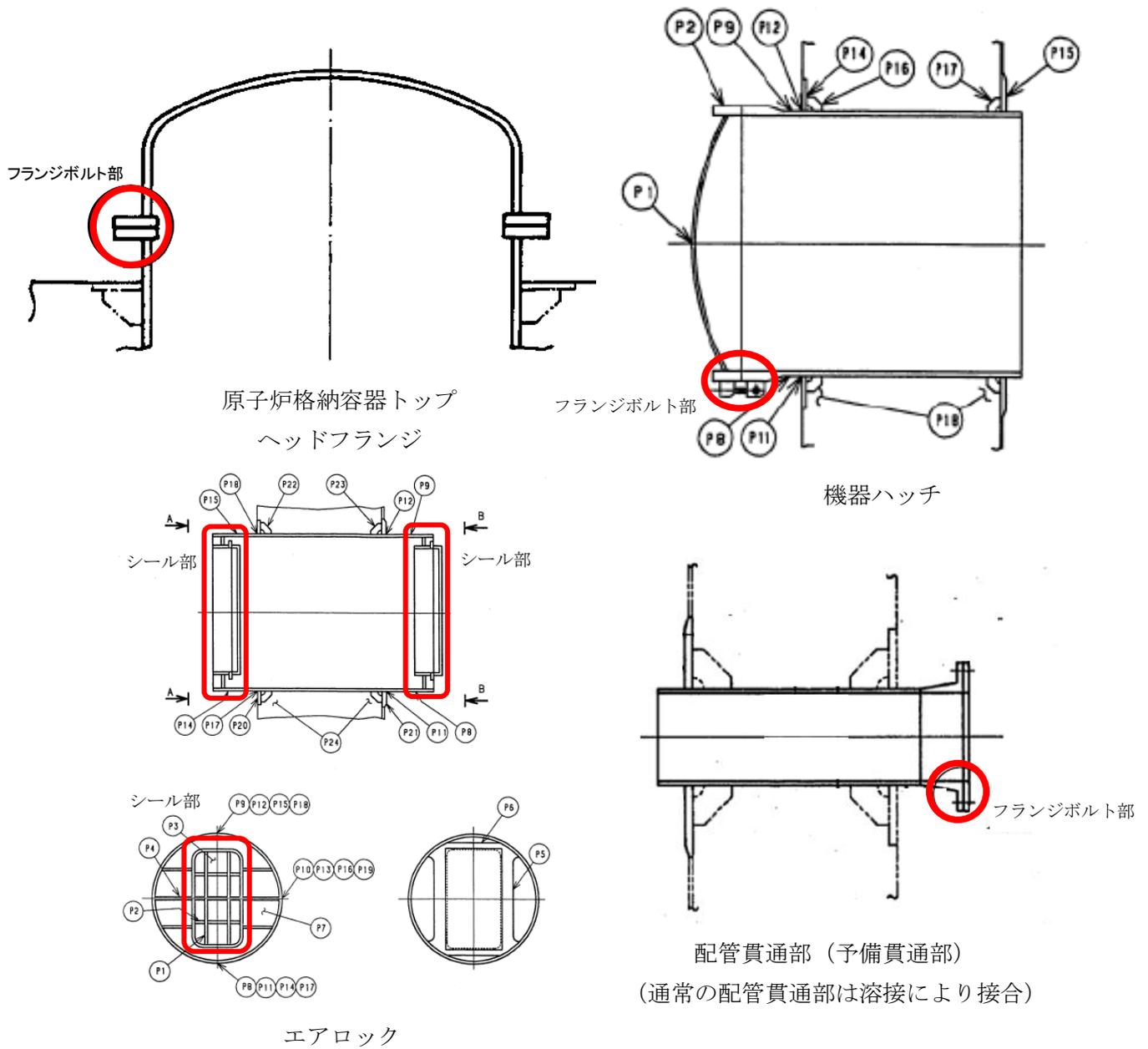
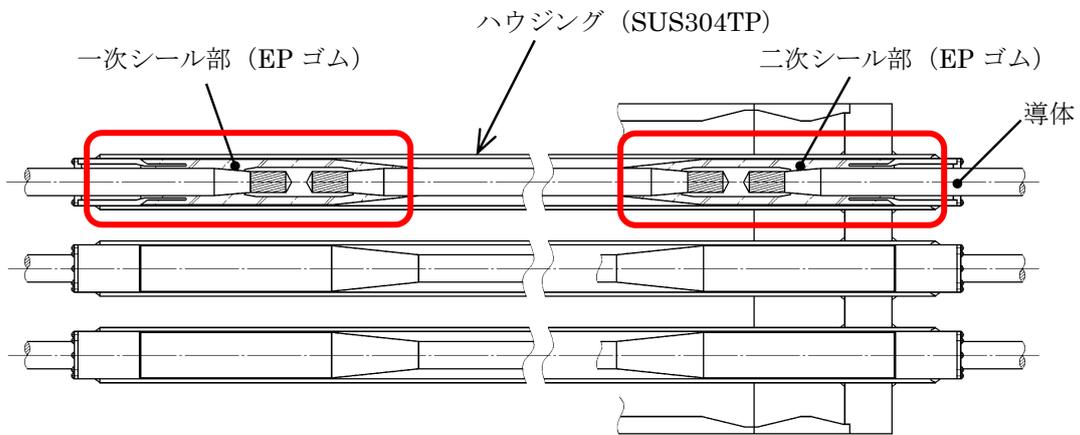
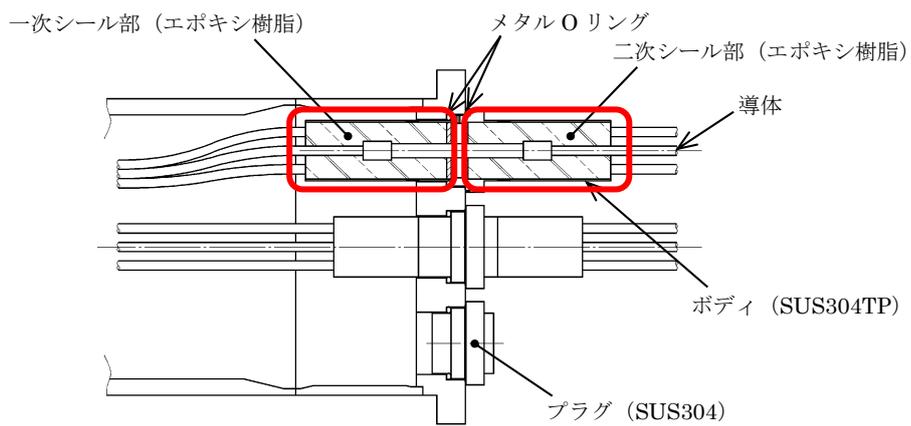


図 41-補足①-2 フランジ構造のシール部



高電圧用モジュール (高電圧動力用)



低電圧用モジュール (低電圧動力用及び計測制御用)

図 41-補足①-3 電気配線貫通部のシール部

補足② MAAP コードにおける D/W 内でのエアロゾル粒子の粒径分布の評価モデルについて

○MAAP コードにおけるエアロゾル粒子の粒子分布の評価モデル

エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構としては、図 41-補足②-1 に示すように原子炉格納容器内でのエアロゾル粒子の凝集や壁面への沈着等が考慮される。エアロゾル粒子の粒径分布の経時変化は、エアロゾル粒子同士の凝集と壁面等への沈着の効果に着目して、下式の形で表される。ここで、右辺の第 1 項と第 2 項は拡散と重力沈降による凝集を表し、第 3 項は重力沈降による除去項、第 4 項は発生項を表す。

$$\frac{\partial n(v, t)}{\partial t} = \frac{1}{2} \int_0^v K(\bar{v}, v - \bar{v}) n(\bar{v}, t) n(v - \bar{v}, t) d\bar{v} - \int_0^\infty K(\bar{v}, v) n(\bar{v}, t) n(v, t) d\bar{v} - \frac{n(v, t) u(v)}{h} + \dot{n}_p(v)$$

- ここで、
- $n(v, t)$: 時間(t)における粒子体積(v)の単位体積あたりの個数
 - $K(v, \bar{v})$: 粒子が凝集する頻度
 - $u(v)$: 体積(v)の粒子に対する重力沈降速度
 - $\dot{n}_p(v)$: 体積(v)の粒子の発生率
 - v : 粒子体積
 - h : 実効高さ (= 空間容積 / 沈着面積)

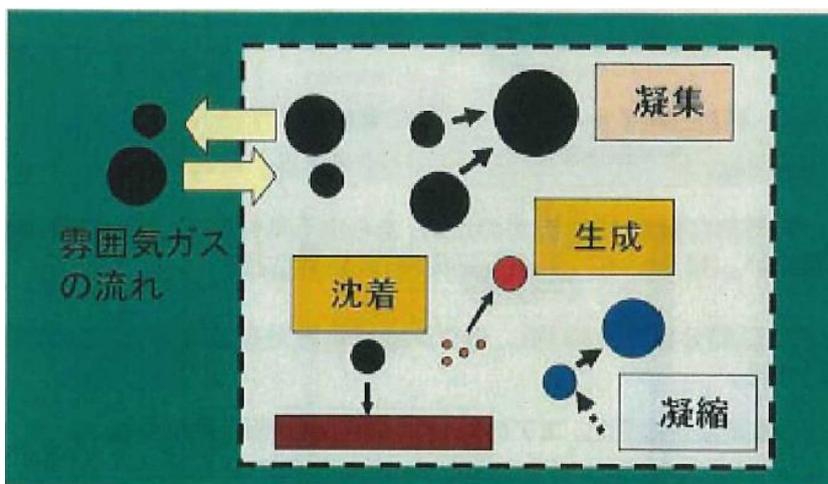


図 41-補足②-1 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

・凝集現象

エアロゾル粒子同士が衝突・合体して大きな粒子になる場合には、粒子数が減ると共に粒径分布が直接変化する。凝集はブラウン運動による熱凝集と重力や流れの場における粒径の違いによる速度差に起因する運動凝集に大別される。ブラウン運動以外のメカニズムによる粒子の相対的な速度差に起因する運動凝集には種々のものがあるが、シビアアクシデント時の原子炉圧力容器内や原子炉格納容器内では、重力による沈降速度の粒径による違いにもとづく運動凝集が支配的である。このため、MAAP コードではブラウン運動による凝集と重力による運動凝集が考慮される。

・沈着現象

MAAP コードでは沈着現象として、拡散泳動・Stefan 流、熱泳動、慣性沈着及び重力沈降が考慮される。この中で、エアロゾル粒子の直径に直接依存する沈着現象は慣性沈着と重力沈降である。なお、MAAP コードにおいて、実機条件に対する慣性沈着の寄与を検証しており、BWR の評価条件においては慣性沈着の寄与が小さい傾向が示されている。

重力沈降は、エアロゾル粒子が重力により落下し原子炉格納容器等の中の床や機器等の水平面上に沈着する現象である。MAAP コードでは、Stokes の重力沈降式と Smoluchowski 方程式（エアロゾル粒子の粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。この相関式を使用した MAAP コードのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾル粒子が衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求められる。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じる Stefan 流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epstein のモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

・エアロゾルの発生

エアロゾルは、過熱された炉心から FP がガス状として原子炉圧力容器内に放出され、その雰囲気温度に依存して凝縮すること等により発生する。

なお、MAAP コードの FP 挙動モデルについては、有効性評価 付録 3「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 第 5 部 MAAP 3.3.7 核分裂生成物 (FP) 挙動モデル」にて、その挙動を説明している。

○凝集及び沈着のエアロゾル粒子の粒径分布への影響

- ・凝集：拡散と重力沈降の過程でエアロゾル粒子が衝突。小粒径のエアロゾル粒子が集まり、より粒径の大きい粒子がつくられ、粒径分布はより大きい方向にシフトする。
- ・沈着：重力沈降によりエアロゾル粒子が壁面等に沈着。粒径が大きいエアロゾル粒子ほど沈着し易いため、大粒径のエアロゾル粒子ほど多く除去され、粒径分布はより小さい方向にシフトする。

補足③ 希ガス等の漏えいについて

シール材の劣化等による微少な漏えいを想定した場合も、発生する漏えい経路は非常に狭いものとなるため、水蒸気、希ガス等の気体の分子（nm オーダー※）に比べ粒径が大きなエアロゾル粒子（ μm オーダー）はほぼ漏えいしないと考えられる。

補足④ 漏えい経路の大きさと除去効率について

実験の結果から、時間の経過とともに漏えいガス（空気）流量が低下することが確認できる（この閉塞の効果は出典 3 でも確認されている）。これに対してエアロゾル粒子の捕集係数（DF）は時間に依存せず、ほぼ一定であった。また、粒径の分布において径が大きな粒子は小さな粒子に比べて選択的に捕集されていることが分かる。

また、漏えい経路の大きさと除去効率の関係を図 41-補足④-1 に示す。横軸は試験体の等価リーク面積、縦軸は除去効率である。ここで、等価リーク面積は、試験体に空気を供給したときの流量と圧力の測定結果から以下の式（出典 2）にて得られる面積であり、複雑な流路形状を持つ漏えい経路の圧力損失の効果が含まれている。

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

m : 質量流量 (kg/s) Ae : 等価リーク面積(m^2)

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

γ : 比熱比(-) T_0 : 1 次側温度(K)

R : 空気のガス定数(287J/kgK)

図 41-補足④-1 より、等価リーク面積と除去効率の間には顕著な相関関係が得られていないため、当該文献中では、実機の適用に当たり各貫通部に前述の平均の除去効率を採用するものとしている。

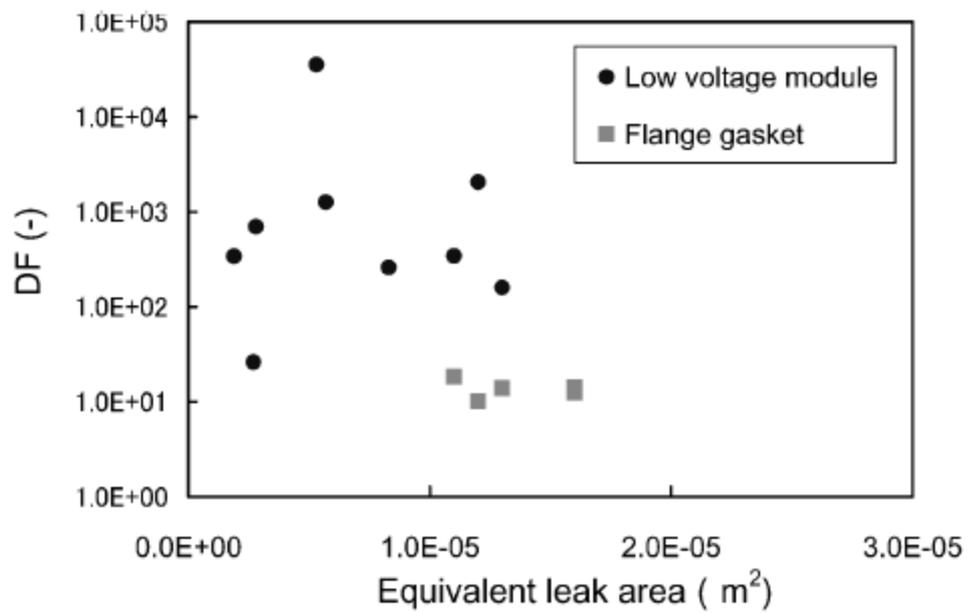


図 41-補足④-1 漏えい経路の大きさと除去効率の関係 (出典 1)

42. 逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能の確認実績

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

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

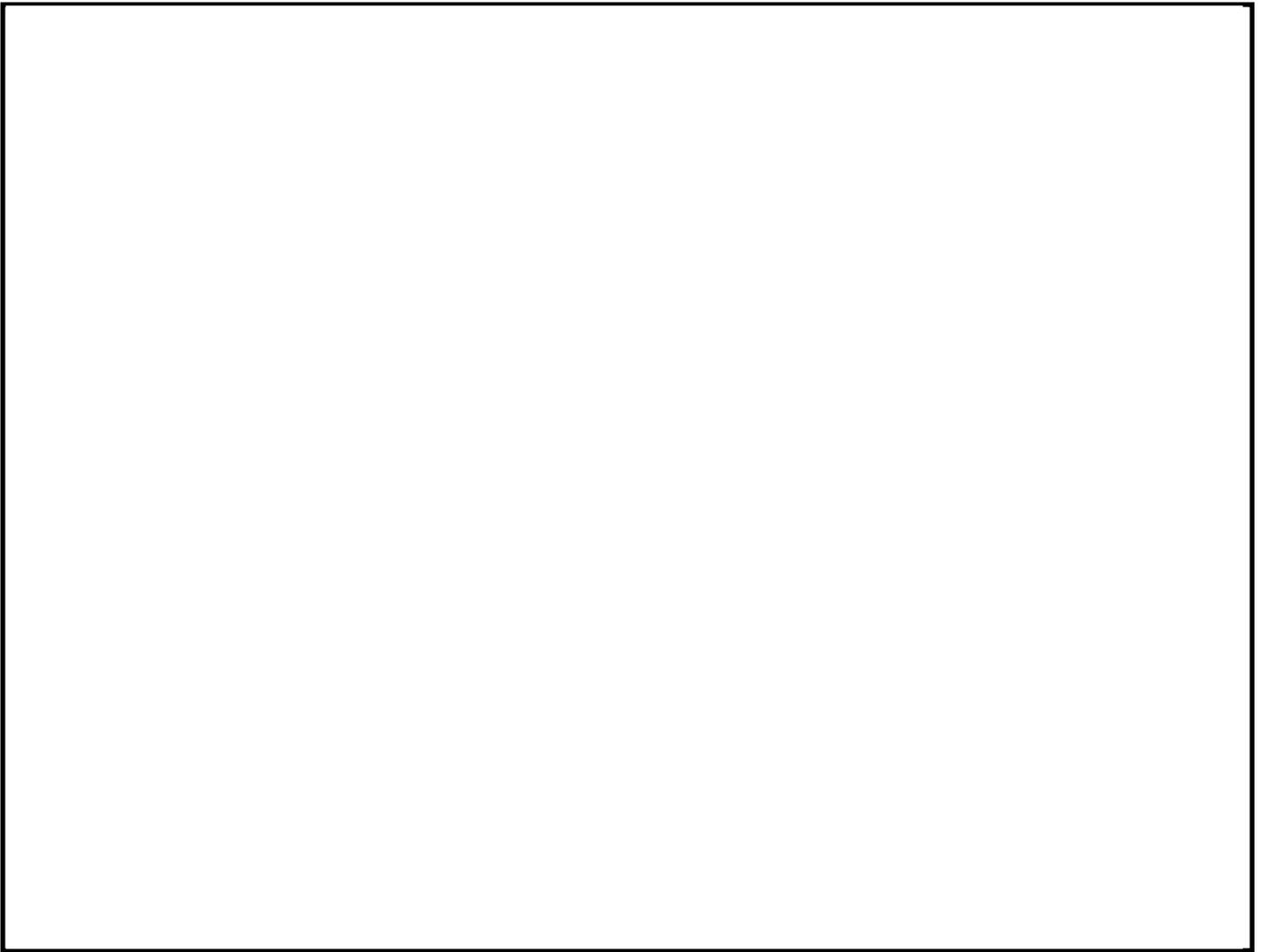


図 1 設計基準事故環境下における加速劣化試験の試験条件

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

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

【資料1】

46-10
その他設備

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

(1) タービンバイパス弁，タービン制御系

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

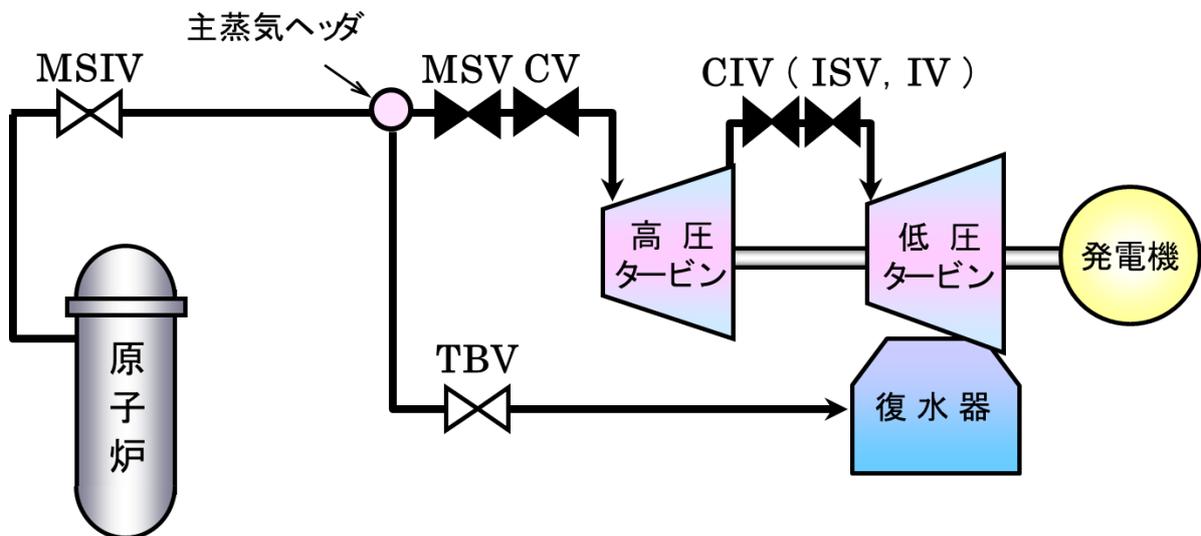


図1 タービン制御系 概要図

(2) 直流給電車

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

単線結線図について，補足説明資料 46-2-2, 3 に示す。

(3) 代替逃がし安全弁駆動装置

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

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

なお，本システムは，既設の高圧窒素ガス供給系とは別に，高圧窒素ガスポンプを配備する。

本システムは，電磁弁操作を必要とせず，高圧窒素ガス供給系が機能喪失した場合に，

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

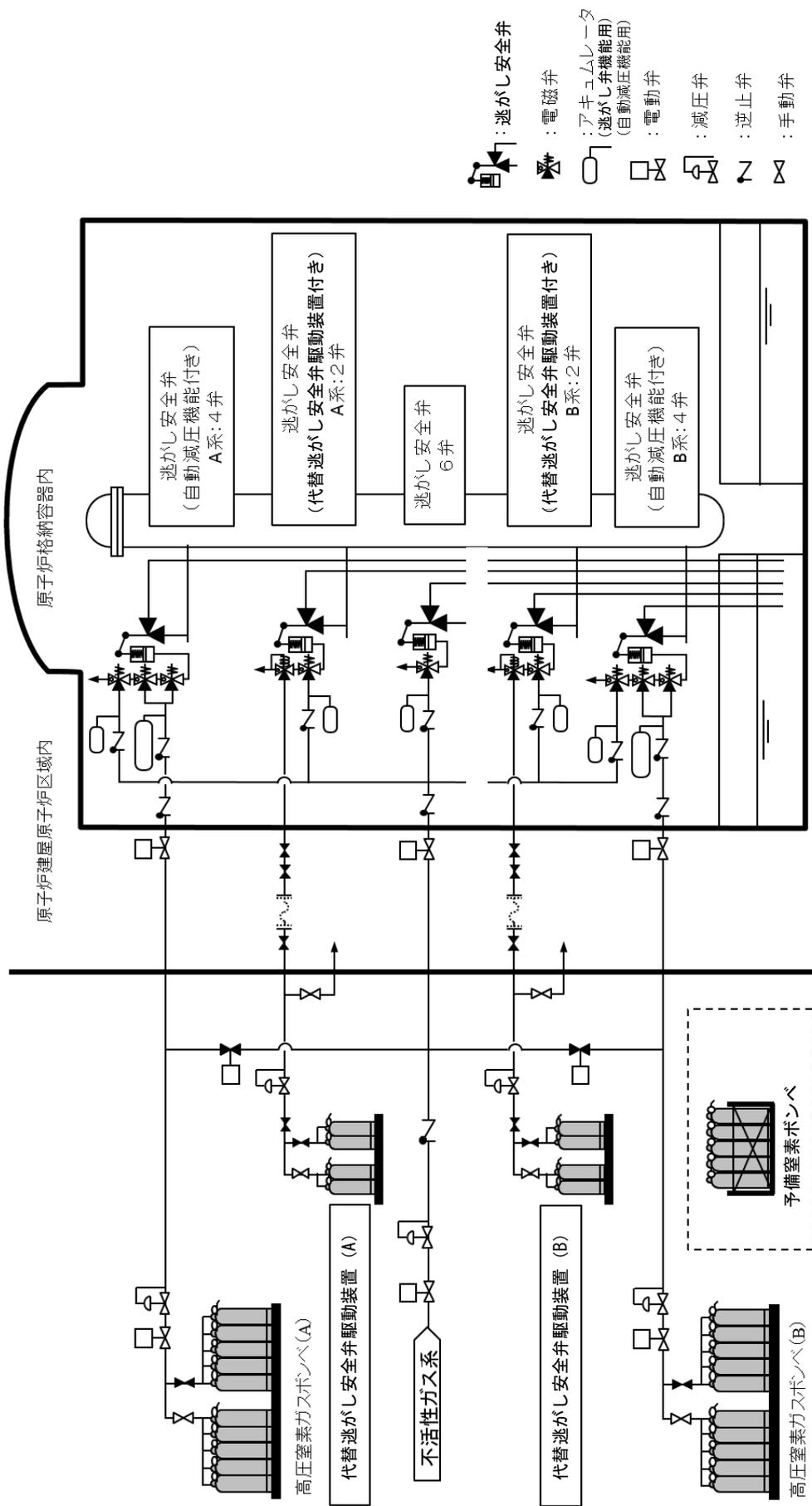


図 2 高圧窒素ガス供給系 概略系統図

(参考)

逃がし安全弁の機能

逃がし安全弁は、以下 3 つの機能を有する。

a. 逃がし弁機能

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

b. 安全弁機能

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

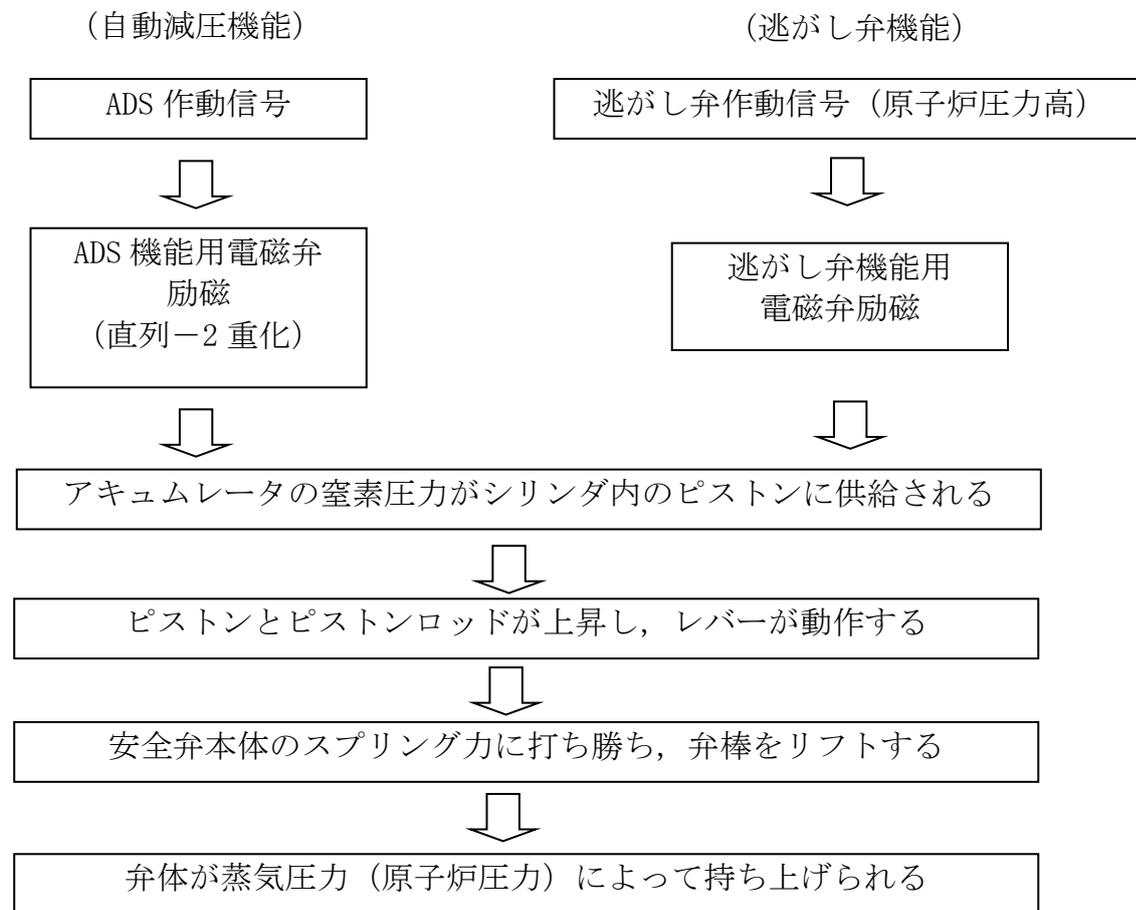
c. 自動減圧機能

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



図3 逃がし安全弁 設備概要図

逃がし安全弁動作時の機構



(安全弁機能)

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

SRV の耐環境性能向上に向けた取り組みについて

1. 概要

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

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

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

（1）通常運転時（SRV待機時）

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

（2）HPIN系によるSRV動作時

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

（3）代替SRV駆動装置によるSRV動作時

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

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

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

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

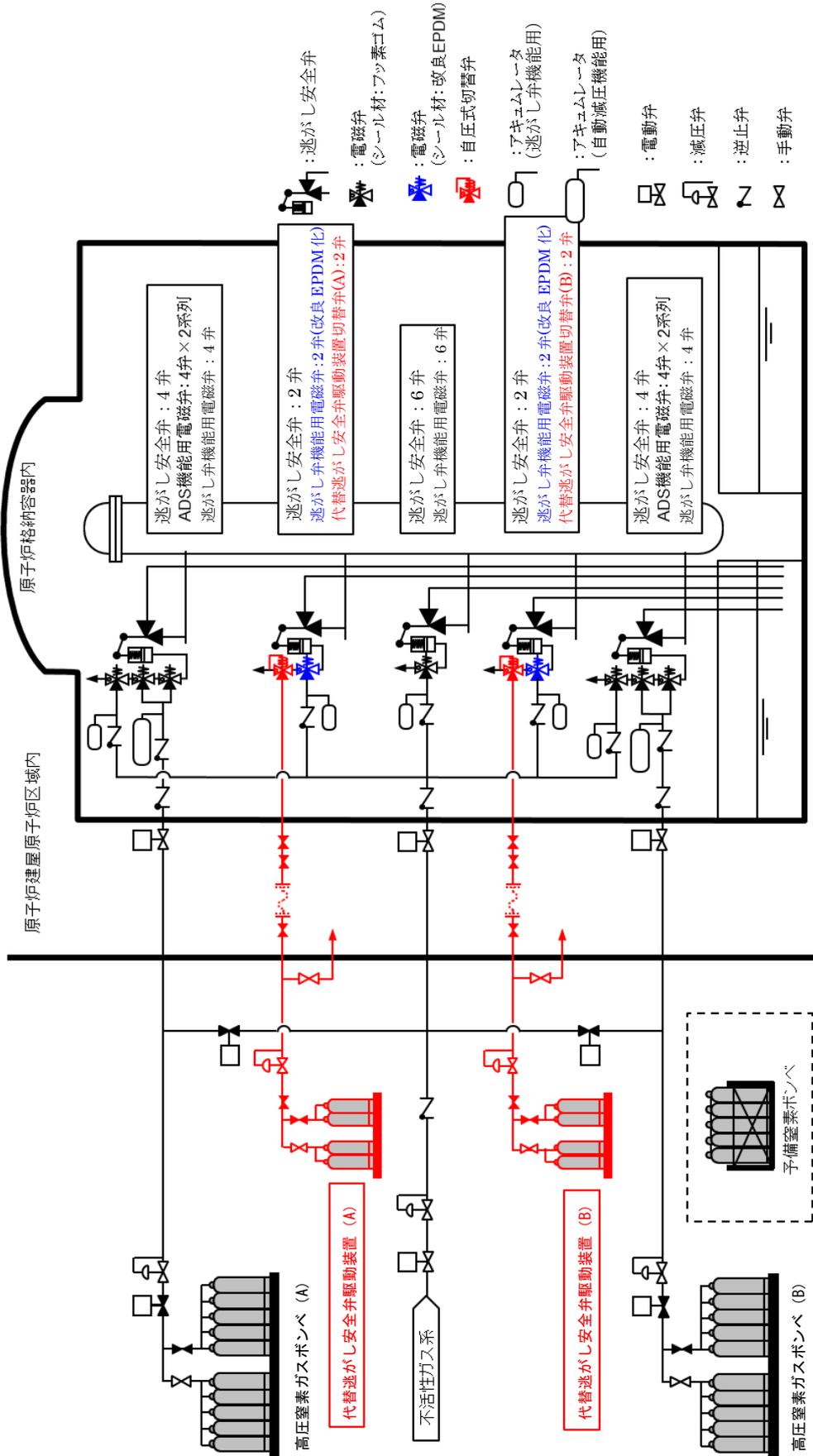


図1. 代替逃がし安全弁駆動装置の系統概要図

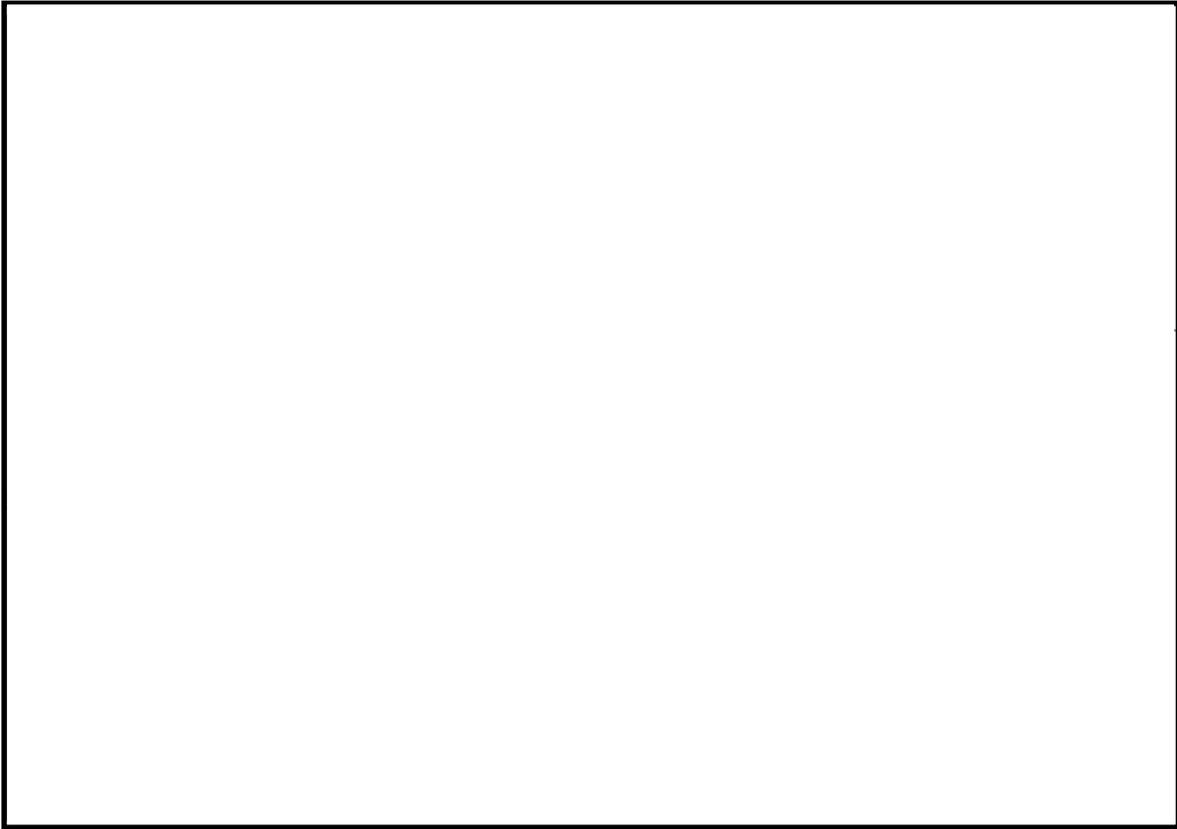


図 2. SRV 本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図

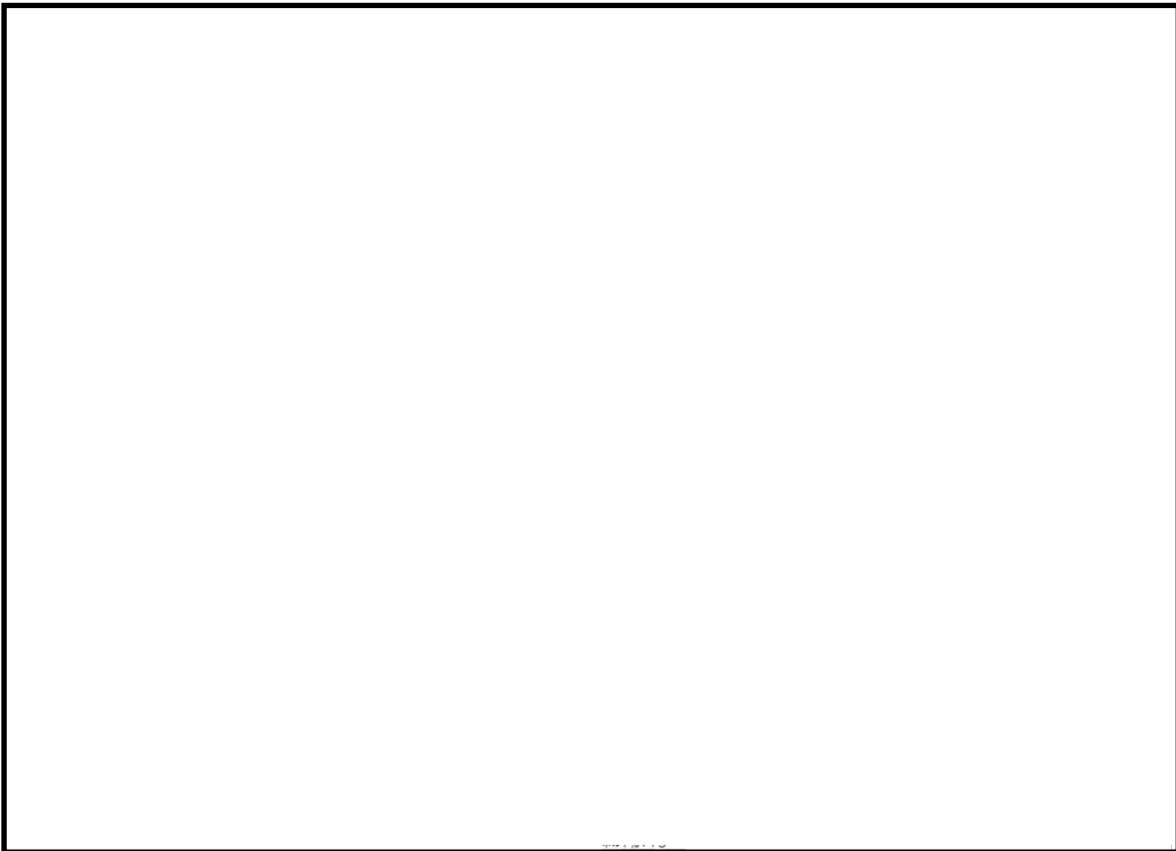


図 3. 自圧式切替弁の構造図

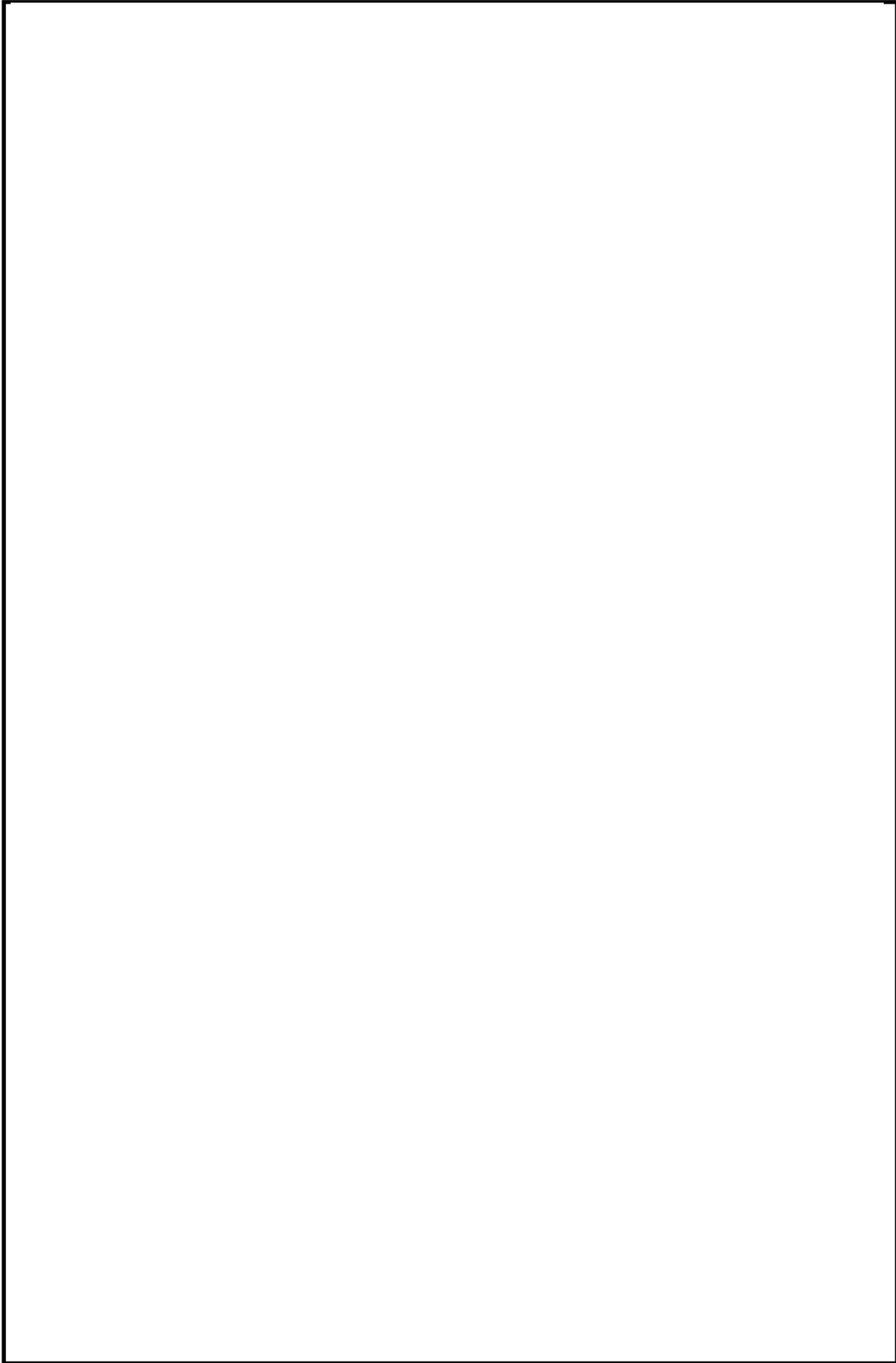


図 4. 自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図

2. SRV 用電磁弁の耐環境性能試験結果並びに今後の方針について

(1) 試験目的

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

(2) 試験体概要

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

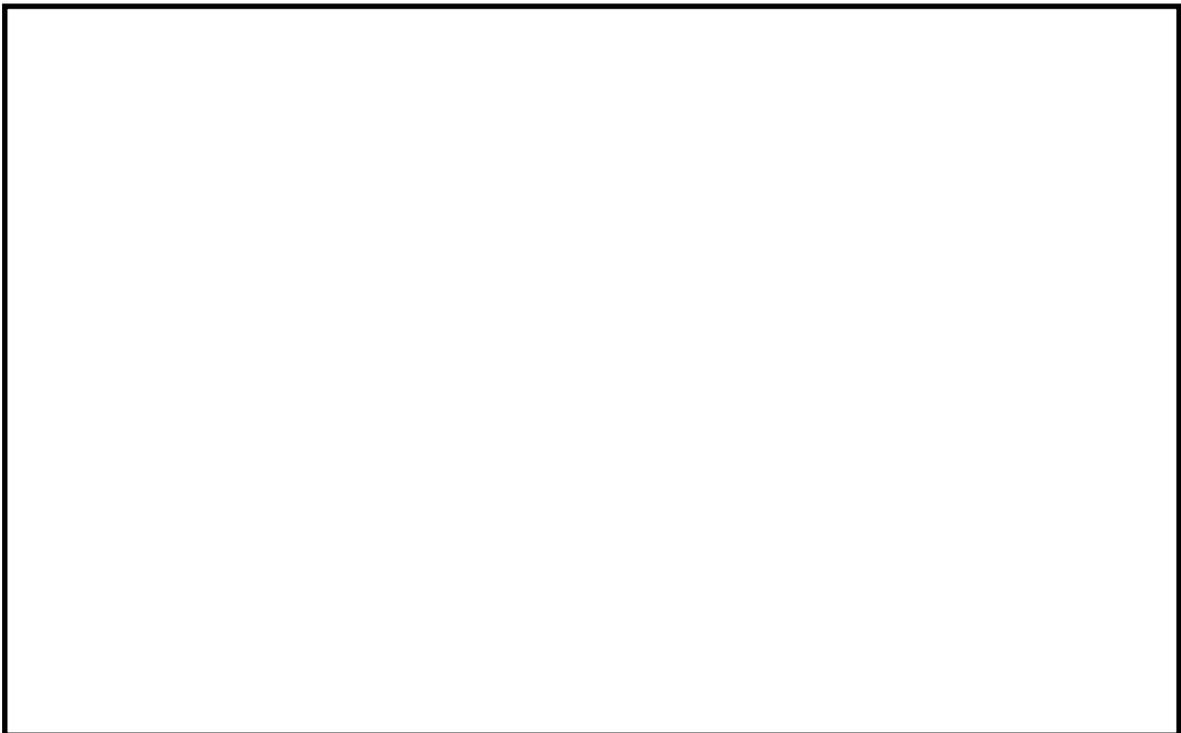


図 5 改良 EPDM 材を採用した SRV 用電磁弁概要図

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(3) 試験手順及び項目

本試験で実施する試験項目を図 6 に示す。



図 6 試験手順及び項目

※1 シール性確認の判定基準

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

(4) 蒸気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

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

表 1 重大事故環境試験条件

項目	条件		解析結果(参考)
時間(経過)	0～168 時間	168～175 時間	0～約 7 時間 ^{※2}
圧力(kPa[gage])	710	854	150kPa 以下 ^{※3}
温度(℃)	171	178	150℃以下 ^{※4}
雰囲気	蒸気	蒸気	蒸気割合 12%以下 ^{※3}
放射線量(MGy)		<input type="text"/> ^{※1}	0.1MGy 以下 ^{※3}

※1：事象発生から 7 日間の累積放射線量を示す。

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

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

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

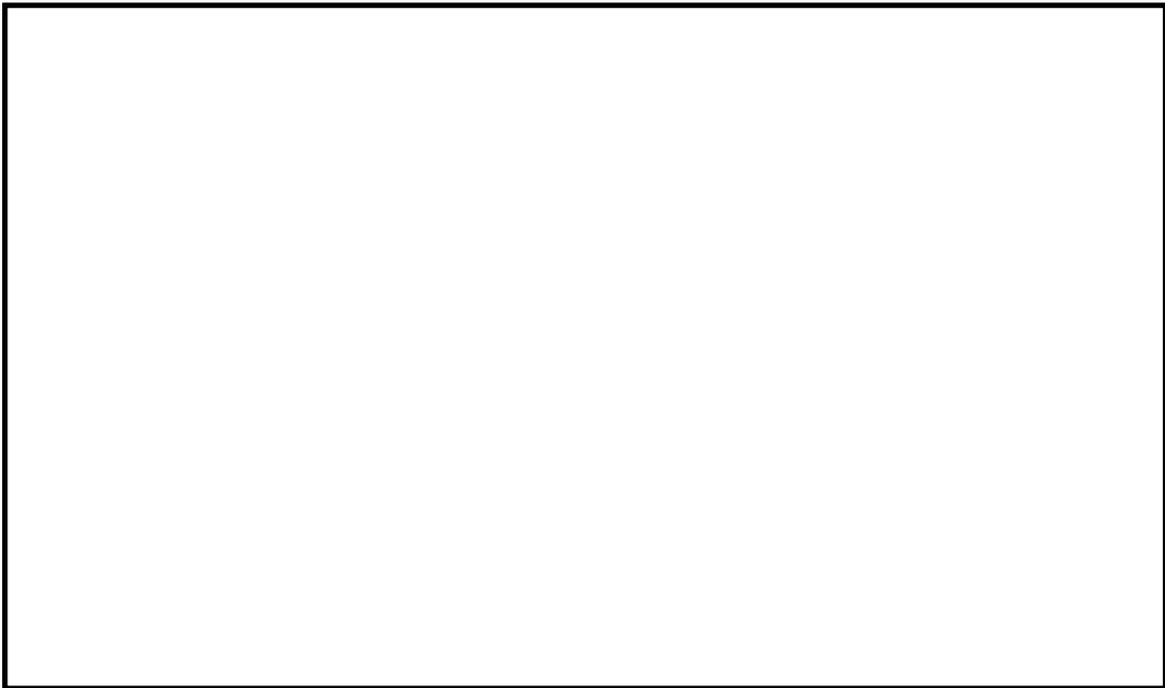


図 8 蒸気曝露試験条件

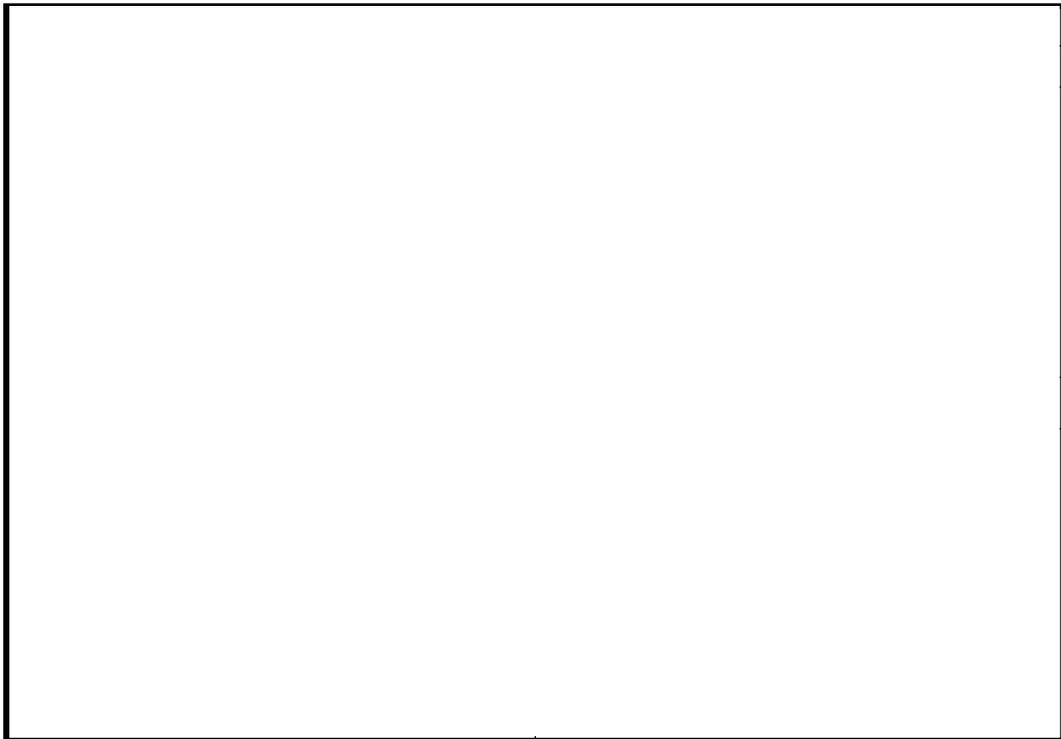
(5) 蒸気曝露試験並びに分解調査結果

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はなく、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、SRV 駆動部（シリンダー）へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮され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 SRV 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

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

3. SRV シリンダー改良の進捗及び今後の方針について

(1) 設計方針

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

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

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

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

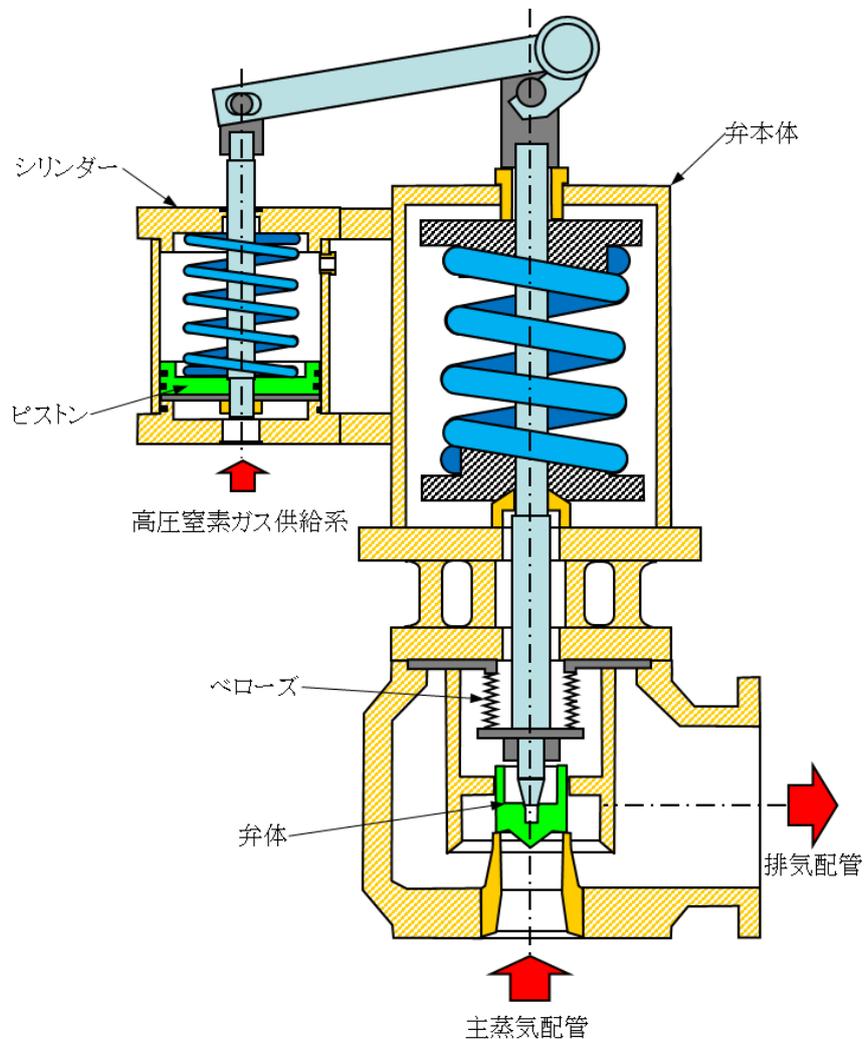


図 9 既設 SRV の概要図

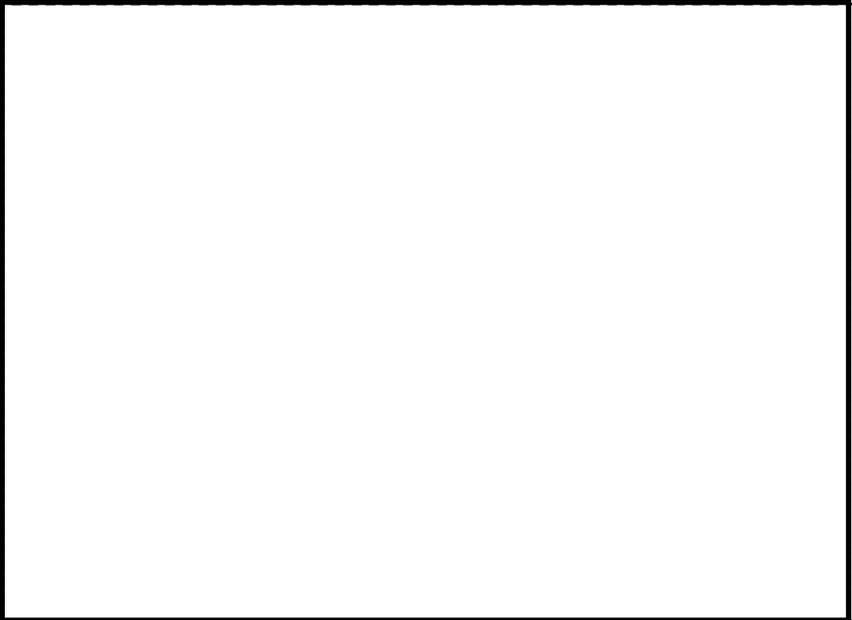
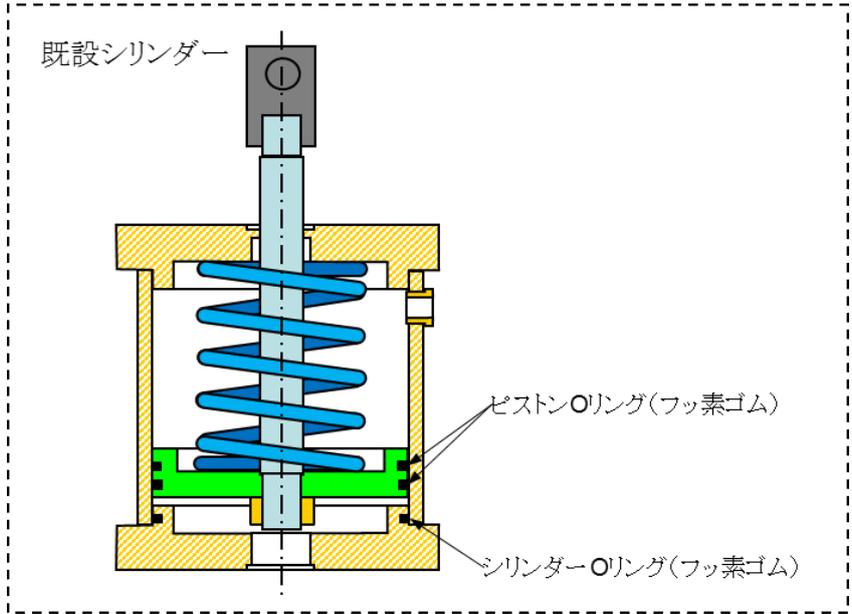


図 10 既設シリンダー及び改良シリンダーの概要図

(2) 健全性確認試験

改良シリンダーの健全性確認試験として、下記の表 3 に示すシリンダー単体試験、SRV 組合せ試験及び蒸気曝露試験（試験装置：図 11，試験条件：図 12 参照）を実施し、SRV 動作に対して影響がないことの確認を実施した。

表 3. 改良シリンダーの健全性確認試験内容

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

※1：最小作動圧力 MPa で動作可能なことを確認

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

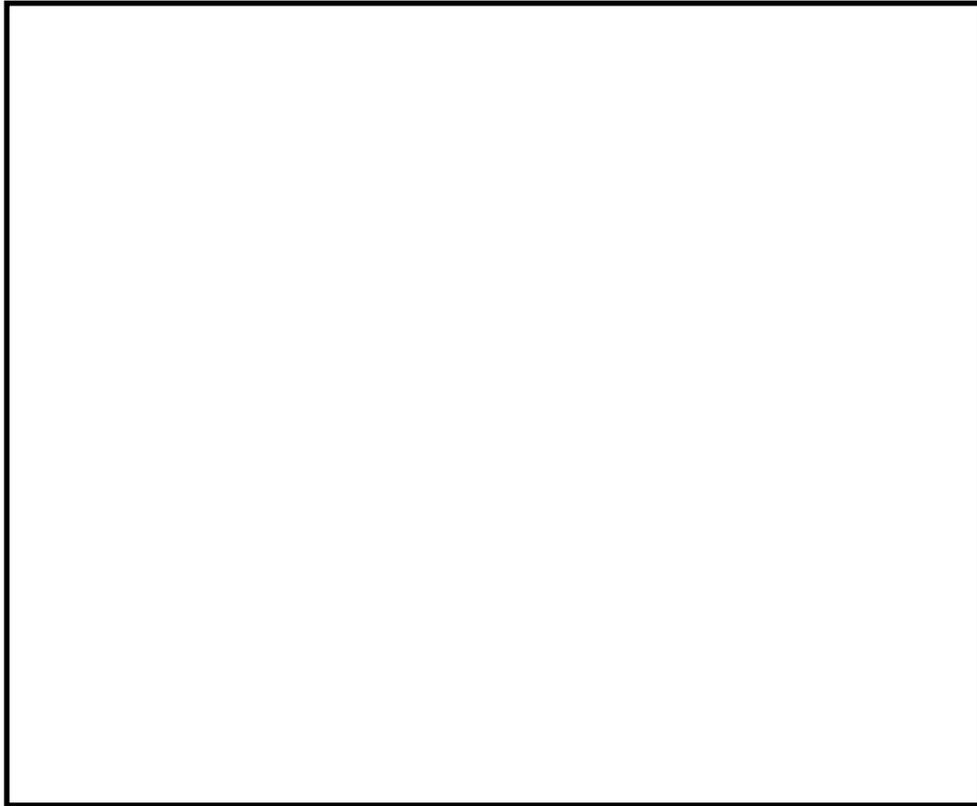


図 11 蒸気曝露試験装置の概要

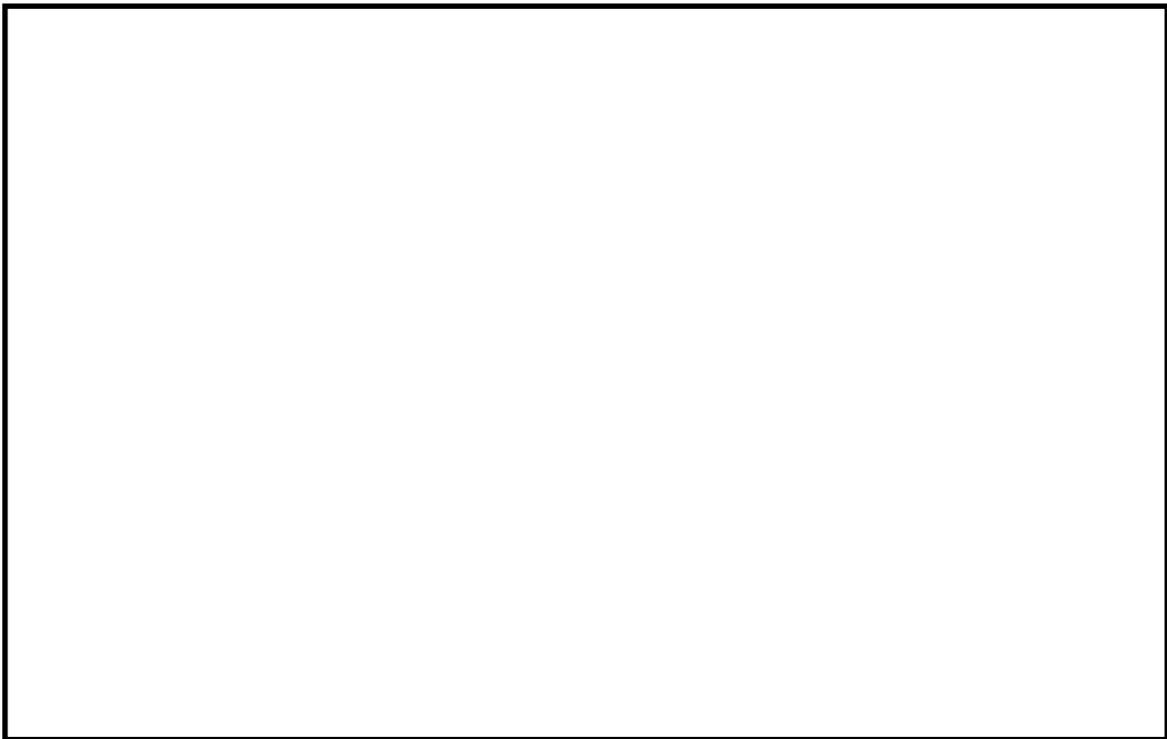


図 12 蒸気曝露試験条件

(3) 今後の方針

①耐 SA 環境性の向上

代替 SRV 駆動装置においては、SRV 用電磁弁が機能喪失した場合においても、SRV 用電磁弁の排気ポートから窒素ガスを供給することにより、SRV 全開操作が可能な設計としていることから、改良シリンダーの耐 SA 環境性の目標として図 13 に示すとおり、格納容器の限界温度・圧力を目指す設計とする。

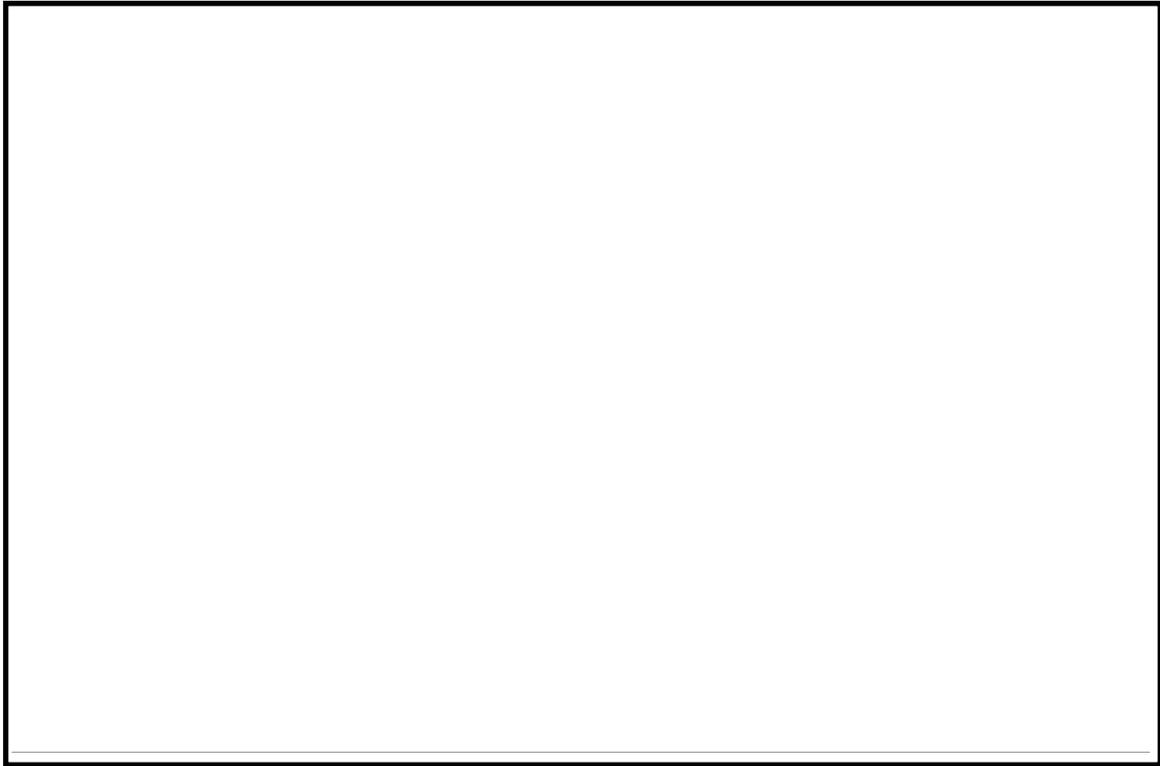


図 13 耐 SA 環境性向上の設計条件

②DB 機能に対する影響評価

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

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

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

③スケジュール

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

- ・200℃、2Pd の耐環境試験：6 ヶ月
- ・信頼性確認試験：36 か月（供試体製作（標準納期 24 ヶ月）、試験（SRV 開発時に行った項目を全て確認した場合：12 ヶ月）

4. シール材の健全性について

SRV 用電磁弁及び SRV シリンダーのシール材をフッ素ゴムから改良 EPDM 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 EPDM 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 EPDM 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、SRV 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 EPDM 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 EPDM 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 EPDM 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 EPDM	800kGy	乾熱	200℃			
改良 EPDM	800kGy	乾熱	250℃			
改良 EPDM	800kGy	蒸気	200℃			
改良 EPDM	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%、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 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。

② 改良 EPDM 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 EPDM 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 (0.62MPa) を超える 0.9MPa 加圧時において漏えいがないことを確認した。

なお、改良 EPDM 製シール材の試験の詳細を別紙-1「改良 EPDM シール材の試験について (平成 27 年 11 月 19 日審査会合資料抜粋)」で示す。

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。

③ He 気密確認試験

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気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

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

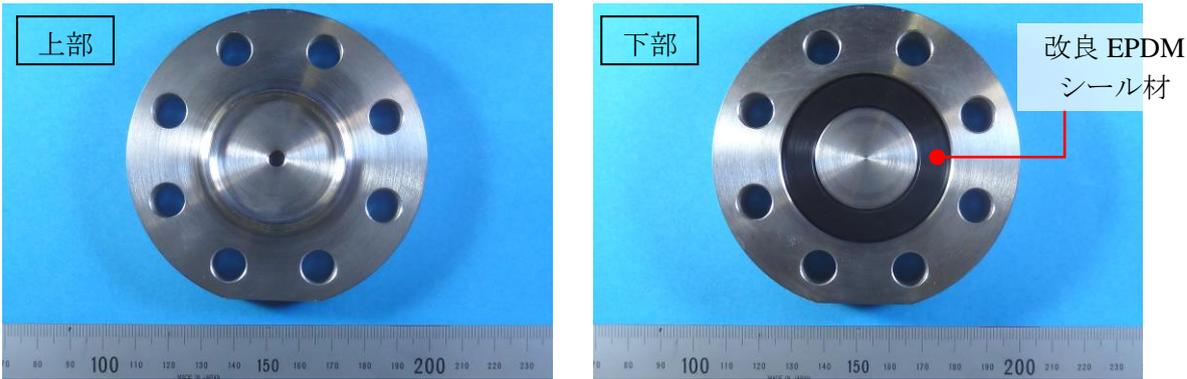


図 2 試験治具及びシール材外観



図 3 蒸気用オートクレーブ系統図

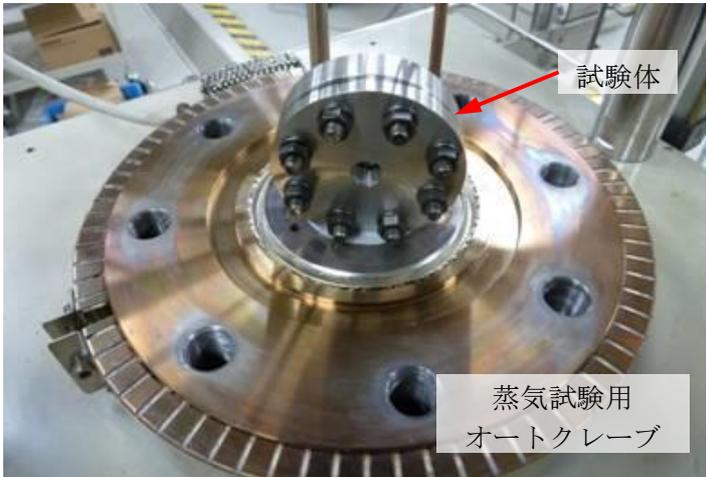


図 4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He 気密確認試験状況

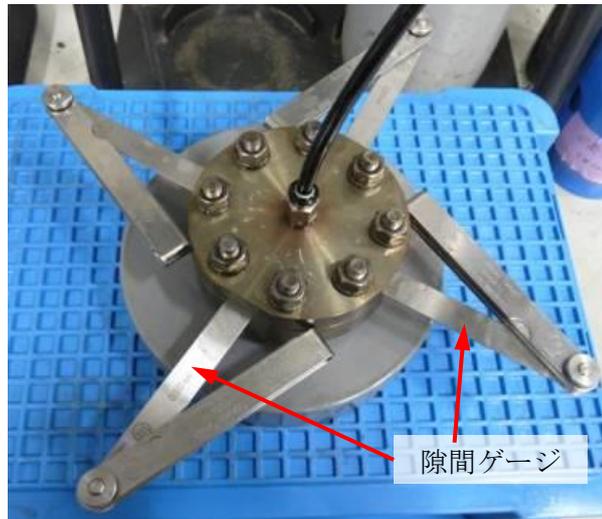


図6 He 気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

表1 He 気密確認試験状況

No.	曝露条件	ガンマ線 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	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

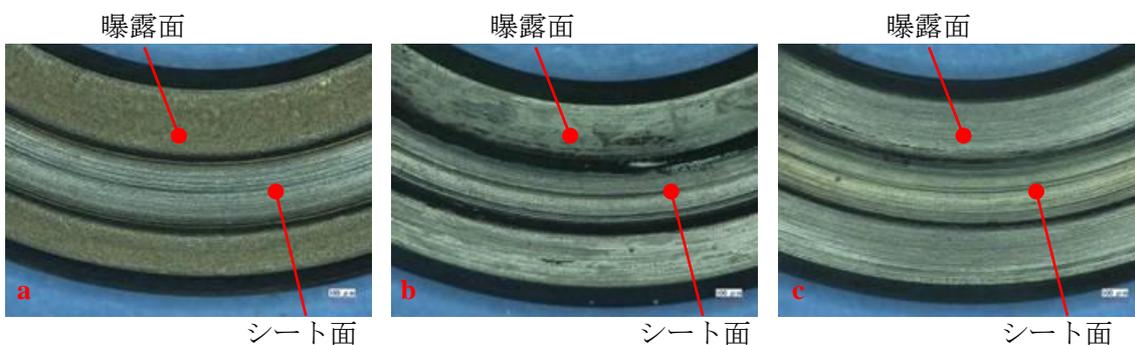


図7 試験後外観観察結果
(a: 乾熱 200°C, 168h, b, c: 蒸気 250°C, 168h)

⑤ FT-IR 分析

試験後のシール材の FT-IR 分析結果を図 8, 9 に示す。FT-IR 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。

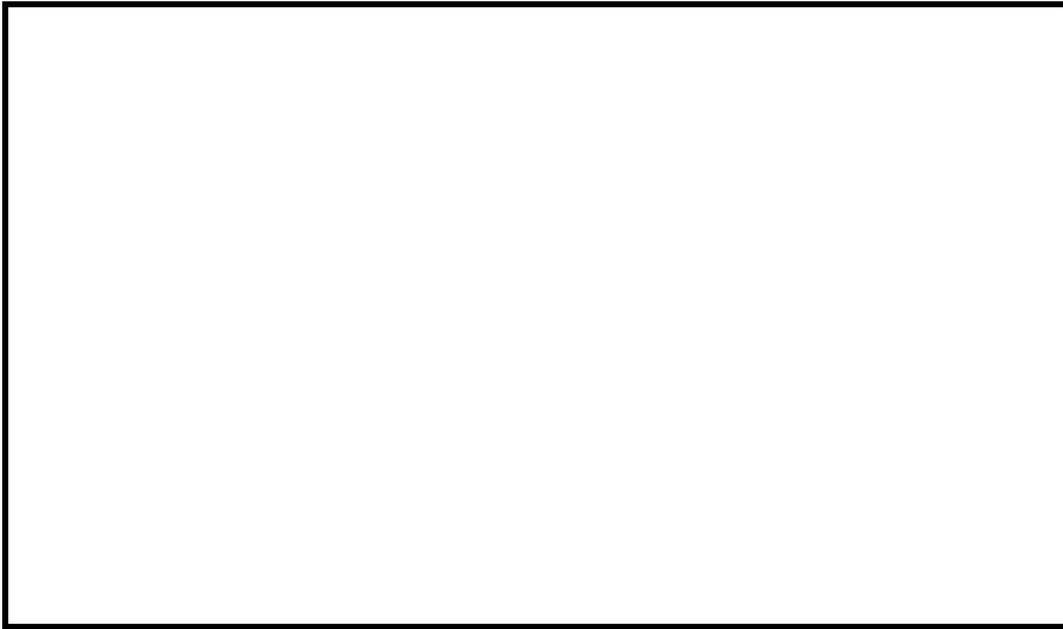


図 8 FT-IR 分析結果（曝露面）



図 9 FT-IR 分析結果（シート面）

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。

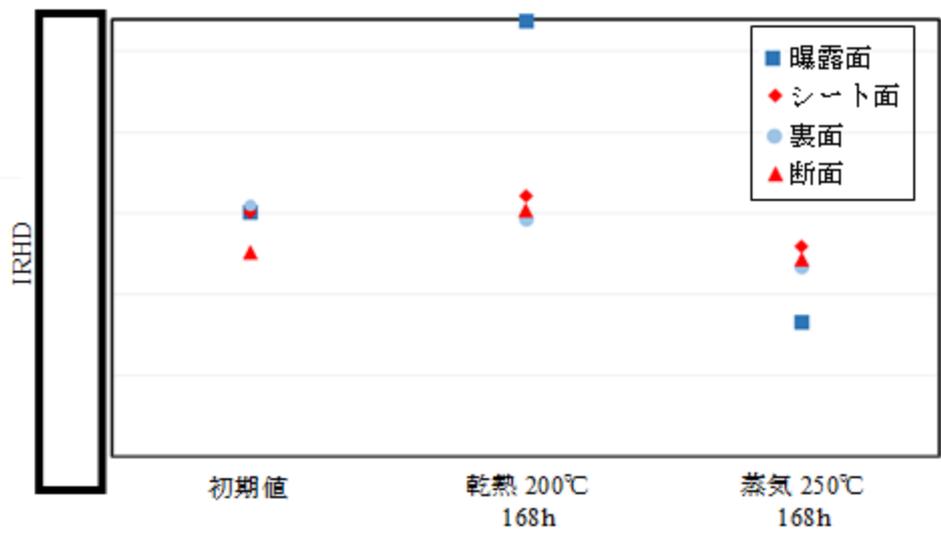


図 10 硬さ測定結果

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。

以上

44. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 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 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の別紙 33 に示す。

また、中央制御室での被ばく線量については、「59 条 原子炉制御室（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 87mSv 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
復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給	最大約63mSv
各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業	最大約87mSv※
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（第一ガスタービン発電機） ・M/C 受電確認，MCC 受電	1 mSv以下
代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 準備操作，運転状態監視	最大約54mSv

※評価結果が最大となる「大容量送水車（熱交換器ユニット用）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 4 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 別添資料-1 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の別紙 33 と同じとした。また、格納容器ベント実施後の作業は、7号炉にて 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 87mSv 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
復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給
各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）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（第一ガスタービン発電機） ・M/C 受電確認、MCC 受電
代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 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 ^{※1}			格納容器ベント実施後の作業 ^{※2}	
	常設代替交流電源 設備からの受電操作	復水貯蔵槽への補給	代替原子炉補機 冷却系運転操作	大容量送水車 への給油	可搬型代替注水 ポンプへの給油
	屋内	屋外	屋外	屋外	屋外
移動開始時間 (事象開始後)	10 分後	6 時間 5 分後	11 時間後	40 時間 35 分後 ^{※3}	40 時間 45 分後 ^{※3}
評価時間	移動, 作業 60 分	移動 55 分 ^{※4} 作業 310 分	1 班 : 移動 190 分 作業 120 分 2 班 : 移動 20 分 作業 240 分	移動 10 分 作業 20 分 ^{※5}	移動 10 分 作業 10 分
被ばく線量	約 0.32mSv	約 63mSv	1 班 : 約 54mSv 2 班 : 約 49mSv	約 87mSv	約 84mSv

※1 評価に当たっては、両号炉共に代替循環冷却系を用いて事象収束に成功した場合を想定する。

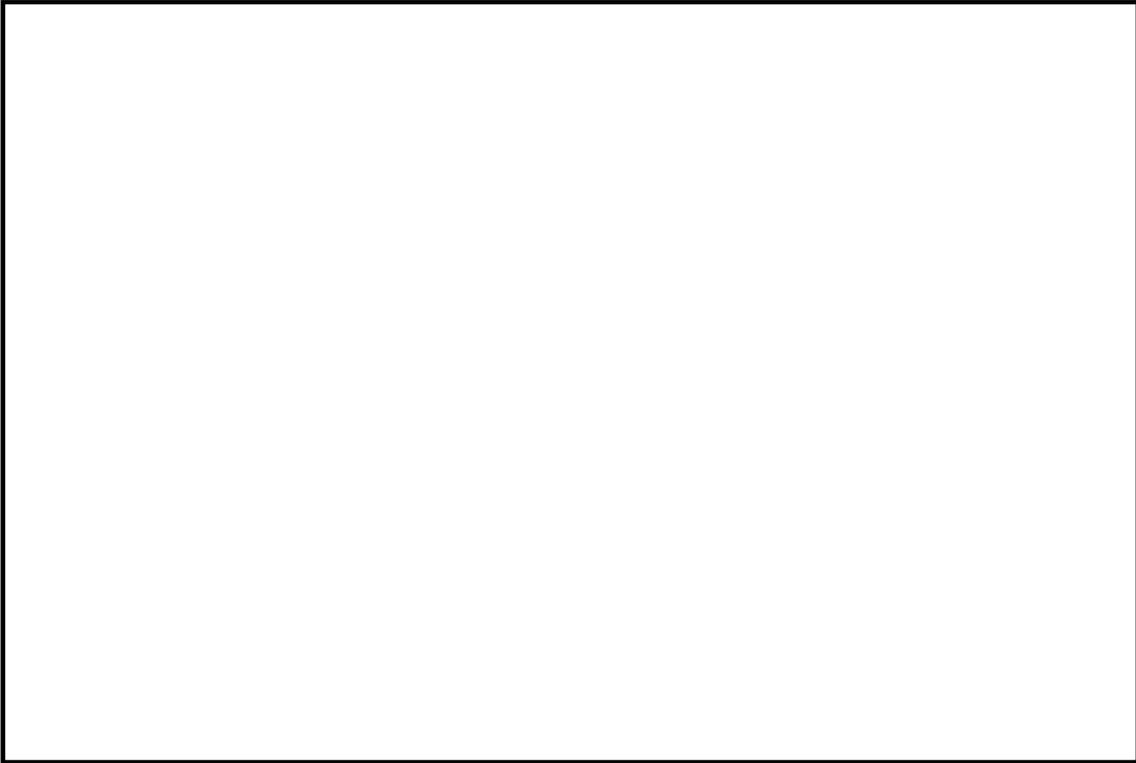
※2 評価に当たっては、7号炉で格納容器ベント（W/W ベント）に至り、6号炉で代替循環冷却系を用いて事象収束に成功した場合を想定する。

※3 41時間後に作業完了となるように設定。「大容量送水車への給油」の作業完了時間は保守的に「可搬型代替注水ポンプへの給油」と同じとした。

※4 高台での作業時間5分を含む。

※5 技術的能力で想定する給油作業時間17分(移動時間除く)に、時間余裕3分を考慮した20分を想定する。

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

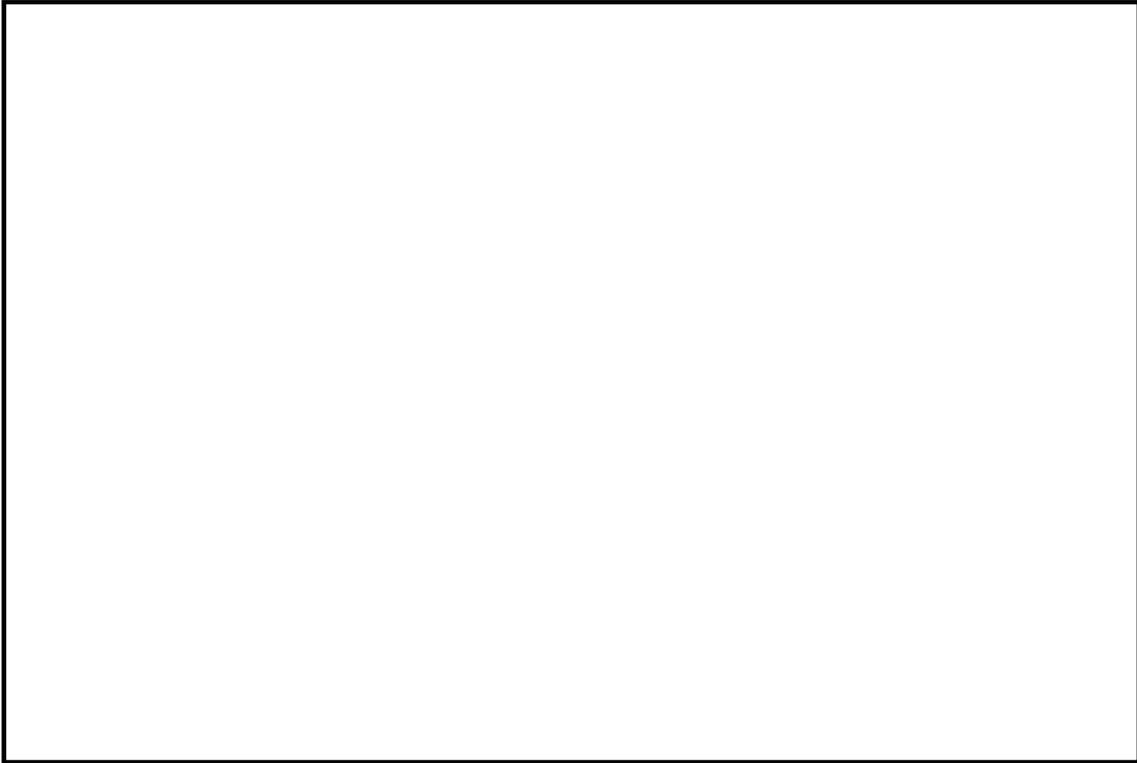


別紙図 1 復水貯蔵槽への補給



別紙図 2 代替原子炉補機冷却系運転操作 (7号炉対応時)

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。



別紙図 3 大容量送水車への給油



別紙図 4 可搬型代替注水ポンプへの給油

45. 原子炉圧力容器の破損位置について

原子炉圧力容器の破損について、MAAP では、以下の破損モードから判定された破損モードが適用される。

- a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損
- b) 下部ヘッド貫通部の逸出
- c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損
- d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損
- e) 原子炉圧力容器のクリープ破損

原子炉圧力容器の下部ヘッドは径方向（5 ノード）及び厚さ方向（5 ノード）に分割されており、ノードごとに破損に至っているかの判定が行われる。第 1 図に原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割の概念図を示す。

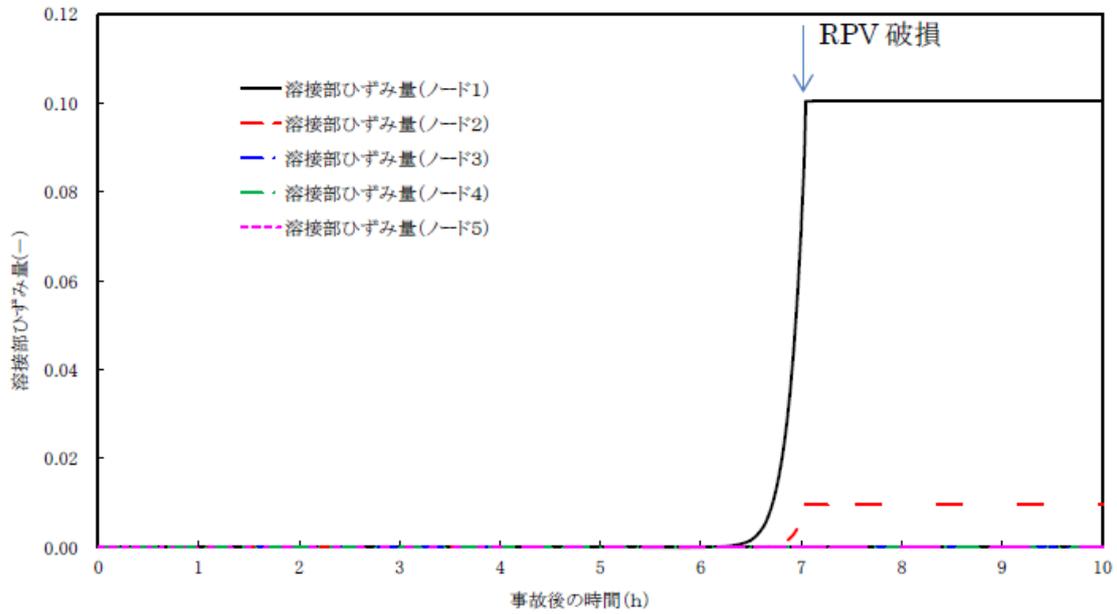
有効性評価（※1）においては、下部プレナムへ移行した溶融炉心の加熱により、原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値（0.1）に至る原子炉圧力容器破損（※2）が最初に発生する結果となっている。径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を第 2 図に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を第 3 図に示す。第 2 図に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード 1 のひずみ量がしきい値（0.1）に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、第 3 図に示すとおり、ノード 1 が高温を長時間維持していることが確認された。

※1：DCH、炉外 FCI 及び MCCI にて対象としている事故シーケンス
（過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗）

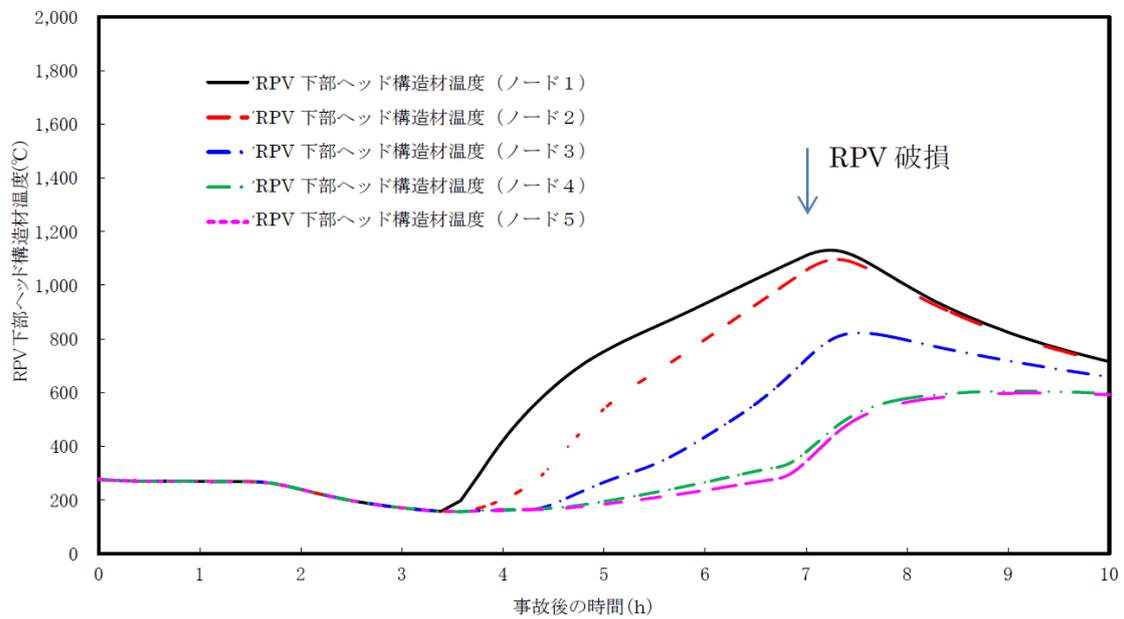
※2：「b) 下部ヘッド貫通部の逸出」に該当



第 1 図 原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割 (概念図)



第 2 図 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量



第 3 図 径方向のノードごとの原子炉压力容器下部ヘッド温度

46. 逃がし安全弁（SRV）出口温度計による炉心損傷の検知性について

炉心損傷開始の判断は、格納容器内雰囲気放射線レベル計により行うが、逃がし安全弁（SRV）出口温度計による炉心損傷の検知性については以下の通り。

1. SRV 出口温度計の設備概要

SRV 出口温度計は、原子炉運転中に SRV からの漏えいを検出するために、SRV の吐出配管に設けており、測定範囲は 0~300℃である。温度検出器は、SRV 本体からの熱伝導による誤検出を防ぐために、弁本体から十分離れた位置に取り付けている（図 1 参照）。

2. 原子炉水位低下時の原子炉压力容器内温度の概略挙動

事故発生後、原子炉水位が低下する過程において、炉心が冠水した状態では、炉心部、及び原子炉压力容器ドーム部の温度は、ともに定格原子炉圧力（7.07MPa [gage]）ないしは SRV 動作圧力（安全弁機能の最大 8.20MPa [gage]）に対応する飽和蒸気温度近傍（約 287℃～約 298℃）となる。

さらに原子炉水位が低下すると、炉心が露出した炉心部と原子炉压力容器ドーム部は過熱蒸気雰囲気となり、温度は飽和蒸気温度を超えて上昇する。

3. SRV 出口温度計による炉心損傷の検知性

事故発生後、SRV による減圧を行うと、SRV 出口温度計は原子炉压力容器ドーム部の温度に相当する温度を指示すると考えられる。

原子炉水位の低下により炉心が露出し、原子炉压力容器ドーム部が過熱蒸気雰囲気となっている状態で SRV を開放した場合、SRV 出口温度計の指示値は、飽和蒸気温度近傍よりも高い温度を示し、さらに過熱度が大きいと温度計の測定範囲（300℃）を超えるため、指示値はオーバースケールになると考えられる。

一方、炉心が露出した場合において、炉心は蒸気冷却等により健全性を維持している場合と、損傷している場合が考えられる。

したがって、不確かさはあるものの、SRV 出口温度計のオーバースケールにより炉心損傷を検知できる可能性がある。

4. SRV 出口温度計測と原子炉压力容器温度計測

SRV 出口温度と原子炉压力容器温度は中央制御室にて確認可能であるが、故障等により中央制御室で確認できない場合、SRV 出口温度の可搬型計測器による測定は現場盤で実施する必要があるが、原子炉压力容器温度は中央制御室で実施可能である。そのため、可搬型計測器による測定が必要になった場合は、炉心損傷確認の精度が高く、中央制御室で測定が可能な原子炉压力容器温度の測定を実施する。

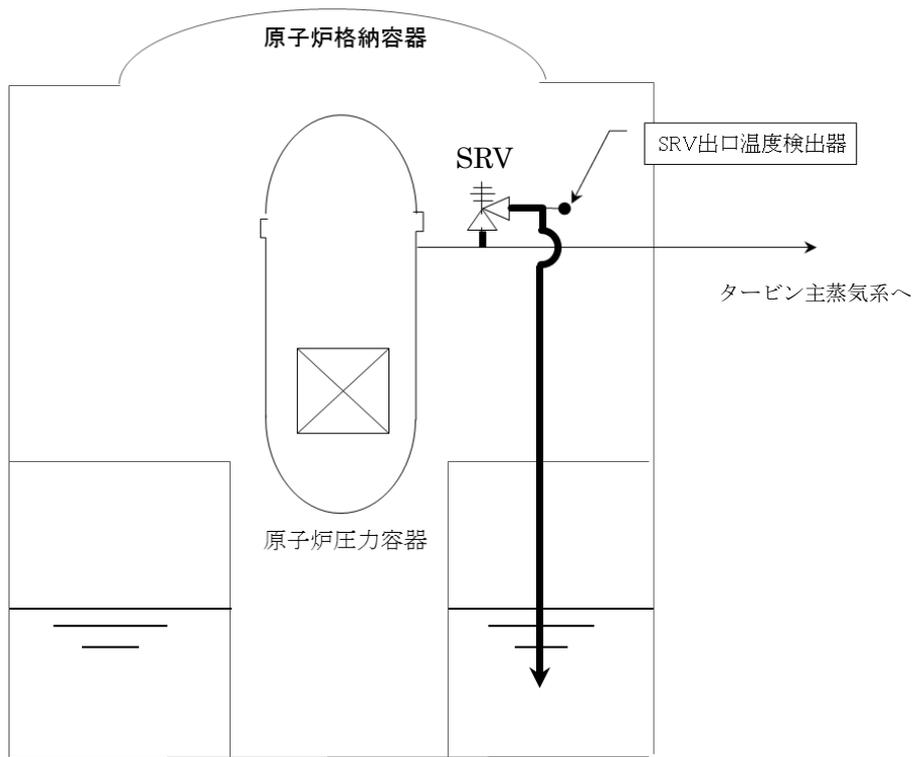


図1. SRV 出口温度計の概略設置図

47. 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）における
平均出力燃料集合体の水位について

有効性評価の崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）のシナリオについては、平均出力燃料集合体にて、燃料被覆管の最高温度が発生している。有効性評価においては、原子炉水位として、代表として高出力燃料集合体の水位を示しているが、ここでは、平均出力燃料集合体の水位を示す。

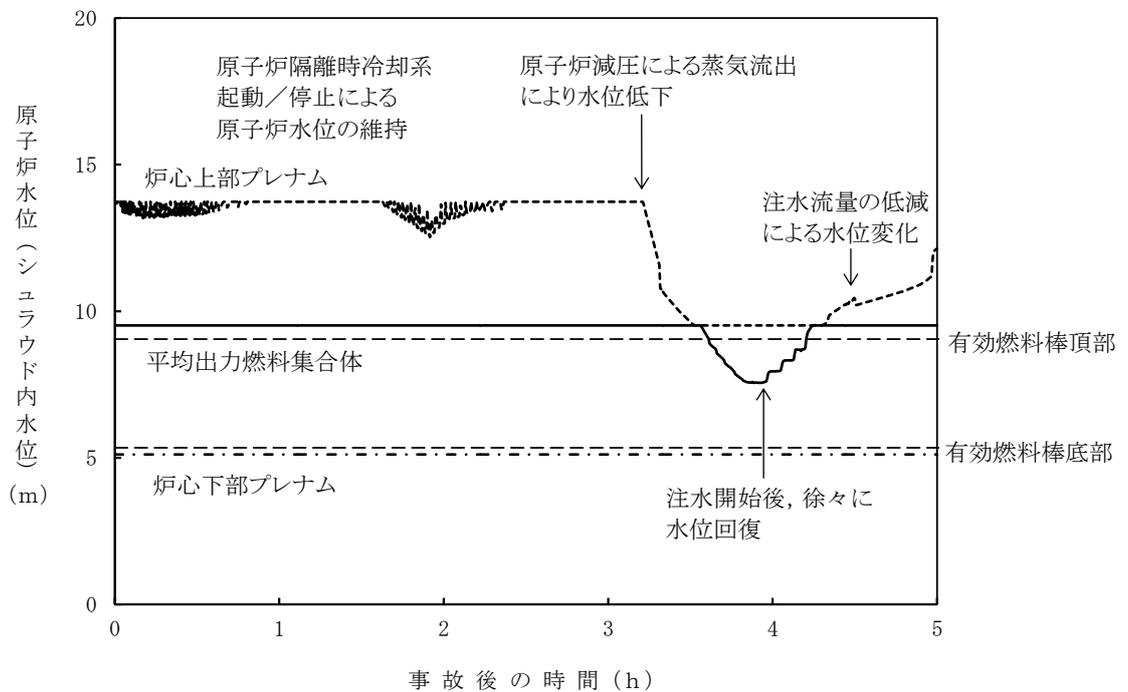


図1 原子炉水位（シュラウド内水位）の推移(平均出力燃料集合体)

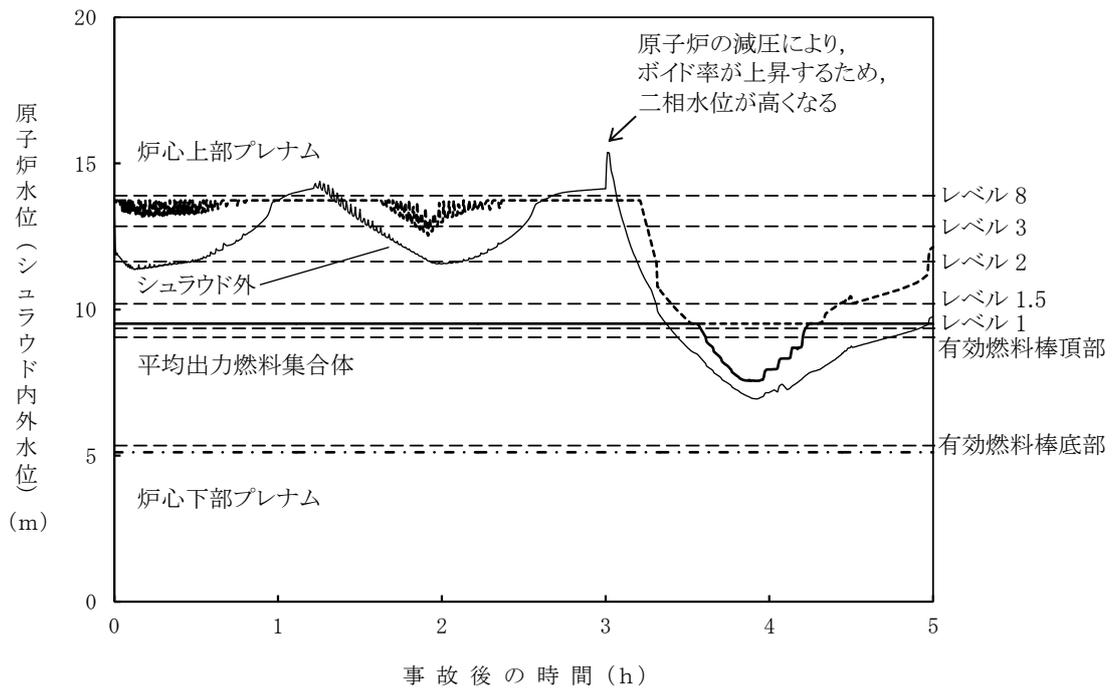


図 2 原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移(平均出力燃料集合体)

以上

48. 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

BWRにおいて、炉心損傷前に原子炉格納容器内で水素を発生させ得る現象としては、原子炉格納容器内のグレーチングに含まれる亜鉛と水蒸気の反応等が考えられる。

ここでは、柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉において、炉心損傷前に水素ガスが発生した場合の影響を考察する。

1. 発生し得る水素量について

有効性評価の添付資料 3.1.2.4「原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムの反応により発生する水素ガスの影響について」において、上記の現象によって、原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応した場合に、発生し得る水素ガスの量を、表 1 のとおりに評価している。

表 1 水素ガスの発生量

金属	発生する水素の量
亜鉛	約 77kg (約 850Nm ³)
アルミニウム	約 162kg (約 1,800Nm ³)

2. 水素ガスの発生による影響について

(1) 格納容器圧力への影響

亜鉛及びアルミニウムにより発生する水素を考慮しても、炉心損傷前の格納容器ベント時の格納容器圧力(0.31MPa[gage])に対する寄与は約 3%程度であり、有意な影響はないと考える。

(2) 水素濃度への影響

燃料棒の健全性が損なわれず、よう素が冷却材中に放出されない条件(純水)*において、G 値は以下のとおりとなる^[1]

- ・ 沸騰条件 : 0.2 (H₂) / 0.1 (O₂)
- ・ 非沸騰条件 : 0 (H₂) / 0 (O₂)

炉心損傷に至らない場合、燃料がヒートアップし、炉心内での沸騰が長期間継続することはないと考えると、過渡的に短時間の沸騰が生じる可能性はあるものの、G値はほぼゼロと考えられることから、水素濃度が4vol%に至ることはないと考えられる。なお、炉心損傷に至らない場合、燃料被覆管温度は低く維持されることから、ジルコニウム-水反応による水素も実質発生しないと考えられる。

また、炉心損傷前の格納容器ベント時の気相部のモル分率において、1. で示した水素を考

慮した場合も水素のモル分率は約0.03であり、有意な影響はないと考えられる。

(3)酸素濃度への影響

仮に、炉心内で沸騰状態が長期間継続し、水の放射線分解によって炉内で発生した水素及び酸素がすべて原子炉格納容器内へ移行することを想定すると、初期酸素濃度 3.5vol%とした場合、酸素濃度が 5vol%に至る時間は事象発生約 20 日後（492 時間後）であり、十分な時間余裕がある。なお、仮に格納容器圧力 0.31MPa[gage]で格納容器ベントを行った場合は、格納容器ベントにより酸素濃度が低下する可能性があるが、これを考慮して、初期酸素濃度を 1.5vol%とした場合は、酸素濃度が 5vol%に至る時間は事象発生約 62 日後（1,490 時間後）となる。

したがって、有効性評価の炉心損傷防止シナリオにおいて、水の放射線分解により発生する水素及び酸素は、有意な影響を及ぼさないと考えられる。

※よう素の追加放出の影響について

炉心損傷前のシナリオでは、基本的に炉心は健全に維持されているが、仮に、設計基準事故と同程度のような素の追加放出が発生した場合を想定する。

設計基準事故において、追加放出されるよう素は、炉内内蔵量の0.01%未満である。

よう素濃度を变化させた場合の吸収線量と酸素濃度の変化量の関係を図1に示す。図1より、よう素の放出量が炉内内蔵量の約1%未満（よう素濃度： 6×10^{-7} mol/L）であれば、よう素が冷却材中に放出されない条件（純水）と同様にG値は、ほぼゼロと考えられる。

このため、炉心損傷前の水素燃焼への影響を検討する観点で、設計基準事故と同等のような素の追加放出を考慮した場合も、非沸騰状態におけるG値はゼロと考えられる。

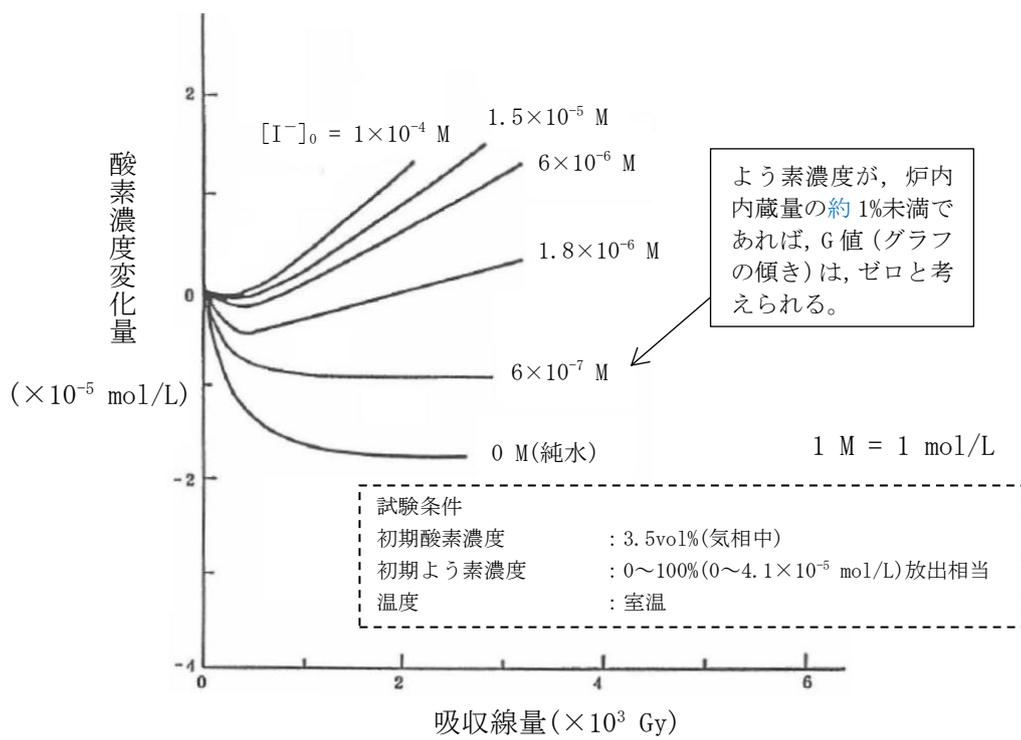


図1 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(よう素濃度を変化させた場合)

3. まとめ

炉心損傷前において、仮に原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応することを考慮しても発生する水素量は約 239kg であり、炉心損傷前ベント時の格納容器圧力に有意な影響を及ぼすものではない。また、保守的に炉心内で沸騰状態が長期間継続するという仮定をおいたとしても、約 20 日間、可燃限界に到達することはないため、水の放射線分解により発生する水素及び酸素を考慮しても、有意な影響はないと考えられる。

参考文献

[1] 「事故時放射線分解に関する研究」BWR 電力共同研究 昭和 63 年 3 月

以上

49. 熔融炉心落下位置が原子炉格納容器下部の中心軸から外れ、 壁側に偏って落下した場合の影響評価

1. 評価の目的

平成 29 年 2 月の 1F2 原子炉格納容器下部の調査結果では、原子炉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。確認された範囲は原子炉格納容器下部の一部であり、原子炉格納容器下部の中心等未確認の箇所が多く、グレーチングの落下理由についても現状不明であるが、グレーチングの落下理由の可能性の 1 つとして、RPV から流出した熔融炉心が落下したことの影響が考えられる。

今回、確認されたグレーチングの落下位置が CRDハウジングの外周部近傍の下部であることを踏まえ、KK6/7 に対して熔融炉心の落下位置が CRDハウジングの外周部に熔融炉心が落下し、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響を確認した。

2. 評価に用いた解析コード等

水蒸気爆発の影響を評価するにあたっては、熔融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギー、発生エネルギーによる圧力伝播挙動及び構造応答が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能である水蒸気爆発解析コード JASMINE、構造応答解析コード AUTODYN-2D により圧力伝播挙動及び構造応答、格納容器圧力等の過渡応答を求める。

3. 評価条件

主要解析条件を表 1 に示す。熔融炉心は原子炉圧力容器底部の CRDハウジングの外周部直下に落下するものとし、熔融炉心が原子炉圧力容器の破損口から落下する際には、熔融炉心・コンクリート相互作用の緩和策として、原子炉格納容器下部に水位 2m の水張りが実施されているものとした。また、原子炉格納容器下部の水位が上昇するケースとして、原子炉格納容器下部にリターンラインまでの高さ (7m) の水位が形成されている場合の評価も実施した。構造応答解析コード AUTODYN-2D による評価モデルのイメージを図 1 に示す。図 1 の通り、評価モデルを熔融炉心落下位置から格納容器下部壁面までの最短距離を半径とする円筒とした。なお、粗混合過程で熔融炉心が拡がる範囲が図 1 に示す範囲よりも十分に小さいため、円筒の半径の差異は熔融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギーに影響しないと考えられることから、水蒸気爆発解析コード JASMINE の評価モデルでは円筒の半径を狭めず実機に即したモデルとし、熔融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギーを評価した。

4. 評価結果

原子炉格納容器下部に水位 2m の水張りが実施されている場合における水蒸気爆発に伴う

エネルギー、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板の応力の推移を図 2、図 3 及び図 4 に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部ドライウエルの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約 7MJ である。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、原子炉格納容器下部の内側鋼板に加わる応力は約 98MPa、外側鋼板にかかる応力は約 47MPa 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、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。

また、原子炉格納容器下部に水位 7m の水張りが実施されている場合における水蒸気爆発に伴うエネルギー、原子炉格納容器下部内側鋼板の相当塑性ひずみの推移及び外側鋼板の応力の推移を図 5、図 6 及び図 7 に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部ドライウエルの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約 16MJ である。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、原子炉格納容器下部の内側鋼板にかかる応力は降伏応力を超えるものの、相当塑性ひずみは約 0.13%、外側鋼板にかかる応力は約 326MPa となった。応力評価の対象としている内側及び外側鋼板（厚さ 30mm）降伏応力は約 490MPa である。外側鋼板にかかる応力は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、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。

なお、構造上、原子炉格納容器下部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、原子炉圧力容器の支持機能については原子炉格納容器下部の外側鋼板のみで維持可能である。

以上の結果から、水位 2m 及び水位 7m において、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。

5. 水蒸気爆発についての評価の保守性について

上記の評価結果が示す通り、初期水張り水位 7m の評価条件では内側鋼板が僅かに歪む結果となった。上記の結果であっても KK6/7 の格納容器下部の支持機能は十分維持されるものとするが、現状の水蒸気爆発の評価は様々な保守性を含んでいると考えており、熔融炉心落下時の熔融炉心の挙動や実機の状況を現実的に考えれば、爆発の規模はより低減されるものとする。以下では RPV 破損時の熔融炉心のふるまいを考慮し、本水蒸気爆発評価における評価条件の保守性について述べる。

(1) 熔融炉心の落下高さ

JASMINE では、RPV 破損後、熔融炉心はペDESTAL に張られた初期水張りの水面まで自由落下し、プール内へ流入する評価モデルとなっている。しかしながら実機の RPV 下部には CRD、炉内計装ハウジング、ケーブルが設置されており、更に下部には CRD 交換機や足場となるグレーチング等の構造物が存在している(図 8、図 9 参照)。実機の構造上、RPV 底部から流出した熔融炉心はこれらの構造物に接触し、分散することが自然と考えられることから、熔融炉心が直接初期水張りの水面まで落下することはないと考えられる。したがって、熔融炉心の落下を考慮する上では、少なくとも熔融炉心が一旦

留まる可能性が高い CRD 交換機のターンテーブル高さ（ペDESTAL床 上約 5m）を考慮することが現実的と考えられる。

水張り高さが 5m 未満の場合は溶融炉心が CRD 交換機の高さで一旦停止した上で初期水張りの水面に落下することから、溶融炉心の落下速度が遅くなり、これにより粗混合量が減少することから、RPV 底部から直接初期水張りの水面に落下する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。水張り高さが 5m 以上の場合は溶融炉心がグレーチング等の構造物に接触することでトリガリングを誘発する可能性が考えられ、この場合、爆発発生位置が高く、粗混合量が少ない状態での爆発となることから、粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。

(2) 溶融炉心の放出速度

溶融炉心の放出速度は破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等から MAAP4 で計算されており、8m/s が設定されている。溶融炉心の堆積圧の計算では、燃料に加えて炉内構造物が考慮されているものの、実際には燃料や構造物の一部が炉心位置に滞留することが考えられる。

また、端部から落下する場合、RPV 底部が半球状になっていることから、堆積圧が低下し、放出速度が緩和される可能性が考えられる。

(3) 溶融炉心落下量

溶融炉心の RPV 破損口からの落下の形態については、現状、CRDハウジング 1 本分 (0.15m) に流出時の溶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、実際には CRD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溶融炉心が構造物を伝い、あるいは構造物によって分散され、細い径で徐々に落下する形態が考えられる。現実的な流出箇所と流下の形態を想定する場合、粗混合量は CRDハウジング 1 本分の口径のジェットを想定する場合に比べて少ないものと考えられることから、水蒸気爆発の規模が小さくなる。

下部プレナムに溶融炉心が落下した後の流出経路に関する知見としては、NUREG/CR-5582 に実験結果が示されている。NUREG-5582 では、RPV 及び RPV 底部の貫通部を模擬した圧力容器に高温の溶融炉心の模擬物質を落下させた際の圧力容器の破損の挙動を調査しており、その結果、貫通部材の抜け落ちは確認されず、圧力容器と貫通部材間の溶接部の貫通が確認されたと報告されている。また、貫通した箇所の隙間の大きさは元々の大きさである 0.2mm から約 4mm まで増加したと報告されている。

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の FMCRD と RPV の構造に照らすと、RPV と CRDハウジングの隙間の大きさは 0.25mm であり、面積に換算すると 0.6cm² となる。また、仮に隙間の大きさが 4mm まで増加した場合を想定すると、面積は約 10cm² となる。この様に RPV と CRDハウジングの隙間から溶融炉心が流出する場合を想定するとしても、RPV と CRDハウジングの溶接面の全周が均一に溶融し、同時に貫通して溶融炉心が下部プレナムに一斉に流出することは考えにくく、実際には溶接面の一部から流出が開始するものと考えると、溶融炉心の流出の口径は更に狭まるものと考えられるため、上記

の想定についても未だ保守性を有しているものと考えられる。

(4) 溶融炉心の温度

RPV から流出した溶融炉心は構造材を伝う間に構造材によって熱を奪われ、冷却される可能性が考えられる。この場合、溶融炉心はクエンチされ易くなることから、冷却効果を考慮しない場合に比べて爆発に寄与する溶融炉心の量が減少する可能性が考えられる。

(5) トリガ位置およびタイミング

(1)に記載の通り、初期水張り高さを 5m 以上とする場合、溶融炉心は 5m 高さのグレーチング等に接触した際の衝撃でトリガリングが発生する可能性が考えられる。この場合、爆発発生位置が高く、粗混合量が少ない状態での爆発となることから、粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。

初期水張り高さ 7m を考える場合であっても、2m の深さで水蒸気爆発が生じると考えれば、爆発の規模としては 2m 水張りの場合と同程度の結果*と考えられる。

※ 水深 7m で粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に発生するエネルギーは 16MJ だが、2m 水張りの場合は 7MJ。

(6) 粗混合粒径

既存の FCI 試験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 JASMINE 解析では保守的に 4mm を設定してきた。このため、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 を設定することが妥当と考える。これにより、溶融炉心はクエンチされ易くなることから、粒径を 4mm とする場合に比べて爆発に寄与する溶融炉心の量が減少する可能性が考えられる。

(7) 格納容器下部の水温

評価では格納容器下部の水温を 50℃としているが、実際には格納容器スプレイによってスプレイ時の水温 50℃よりも高い温度の水が格納容器下部に流入する可能性が考えられる(有効性評価「炉外 FCI」のベースケースの RPV 破損前のドライウエルの雰囲気温度は約 80℃)他、サプレッション・チェンバ・プール水位が上昇しリターンラインから水が流入する場合には、有効性評価「炉外 FCI」のベースケースのサプレッション・チェンバの水温が約 100℃になっていることから、50℃より高い水温の水で格納容器下部が満たされると考えられる。

溶融炉心がサブクールの低い水中(高温の水中)に落下する場合、落下し、分散した溶融炉心の近傍が高ボイド率となり、衝撃力の伝播を抑制すると考えられることから、格納容器下部の水温が高い場合に水蒸気爆発に伴って発生するエネルギーは、格納容器下部の水温が低い場合に比べて小さくなるものと考えられる。

なお、溶融炉心がサブクールの低い水中(高温の水中)に落下する場合、トリガリングが発生しにくいという知見が得られている。これはサブクールが高い水中(低温の水中)に落下した場合に比べて溶融炉心を覆う蒸気膜が安定なためと考えられている。

6. 現実的と考えられる評価条件における影響評価

上記 5. の通り、現在の水蒸気爆発の評価条件は種々の保守性を有していると考えられることから、NUREG-5582 を参考に RPV 底部破損(熔融物流出)口径を見直す等、大きな保守性を有していると考えられるパラメータについては評価条件を見直し、水蒸気爆発による影響評価を実施した。

(1) 評価条件(図 1 及び表 2 参照)

- ・ 熔融炉心落下位置：CRDハウジング最外周での熔融炉心の落下を想定
- ・ RPV 底部破損(熔融物流出)口径：0.0357m(約 10cm²) (RPV と CRD ハウジングの隙間の面積 0.6cm² に余裕を見込んだ値)
- ・ 熔融物の放出速度：8m/s(ベースケースから変更なし。)
- ・ 初期水張り水位：7m
- ・ トリガリング位置：格納容器下部床面から 5m(グレーチング高さ)
- ・ 粗混合粒子径 3mm
- ・ 初期水張り水温 50°C(ベースケースから変更なし。)
- ・ 構造応答解析コード AUTODYN-2D による評価モデル：熔融炉心落下位置から格納容器下部壁面までの最短距離を半径とする円筒

(2) 評価結果

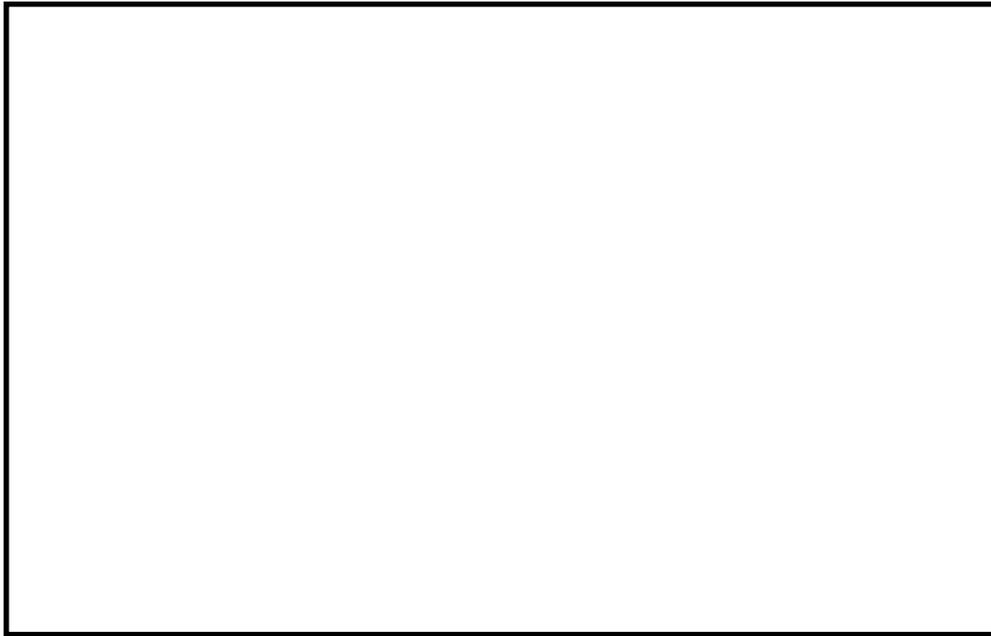
- ・ 運動エネルギーの最大値：1.5MJ(図 10 参照)
- ・ 内側鋼板におけるミーゼス相当応力の最大値：70MPa(図 11 参照)
- ・ 外側鋼板におけるミーゼス相当応力の最大値：33MPa(図 12 参照)

7. 評価結果の比較

初期水張り水位、熔融炉心落下位置、その他評価条件を変更して実施した評価結果の比較を表 3 に示す。6. に示す、現実的と考えられる評価条件において熔融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果、ベースケース(初期水張り水位 2m の格納容器下部中心に熔融炉心が落下した場合について、保守的な評価条件で評価したケース)よりも格納容器下部の内側及び外側それぞれの鋼板に加わる応力が大きくなった。一方、ベースケースに対して初期水張り水位のみ 7m に変更した評価結果よりは、格納容器下部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熔融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果は、保守的な評価条件において熔融炉心が中心位置に落下した場合の評価結果に包絡されると扱うことができると考える。

以 上



○ 想定した円筒

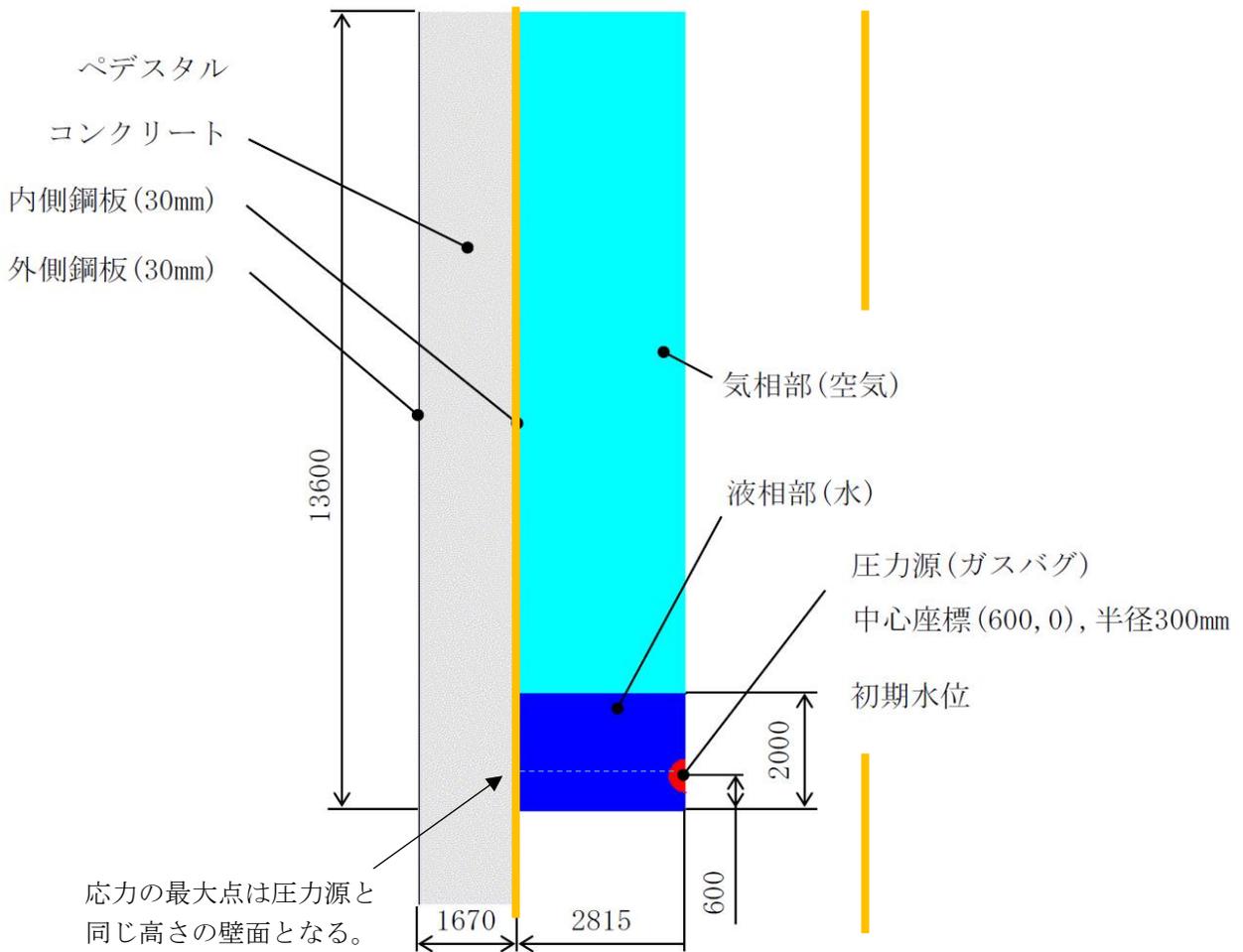


図1 構造応答解析コード AUTODYN-2D による評価モデルのイメージ

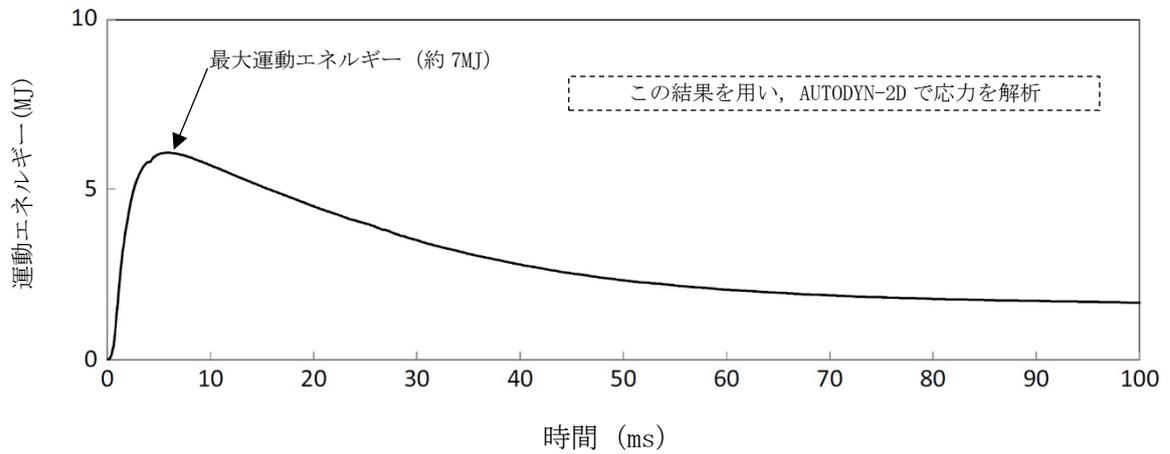


図2 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (水位 2m) ※1

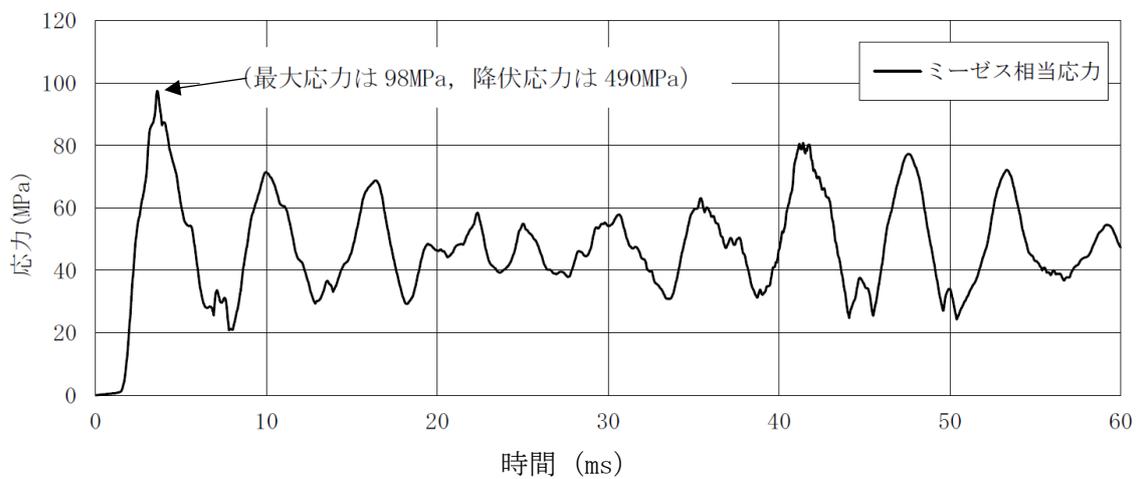


図3 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移 (水位 2m) ※1

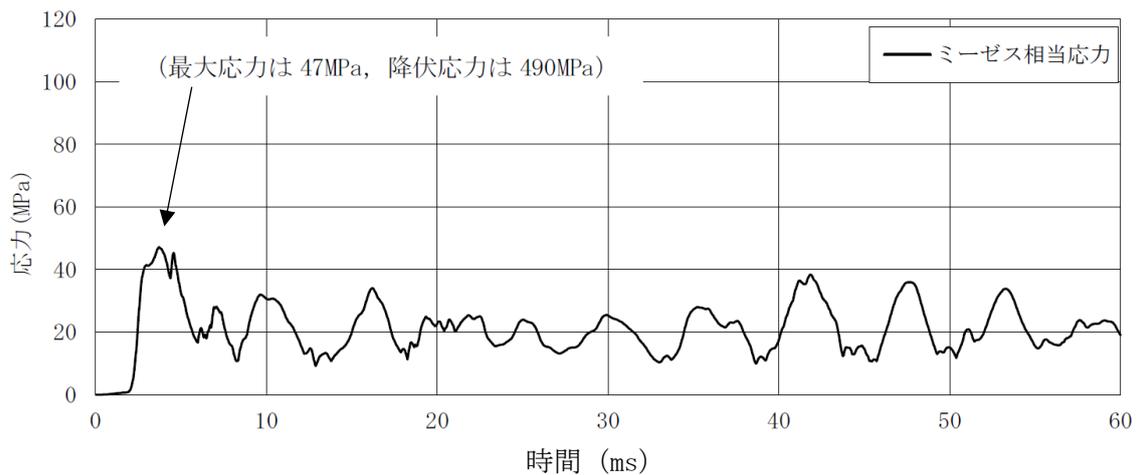


図4 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移 (水位 2m) ※1

※1 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 2)の最大値を AUTODYN への時刻 0 での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図 3, 4)を評価している。このため、図 2 と図 3, 4 の時刻歴は一致しない。

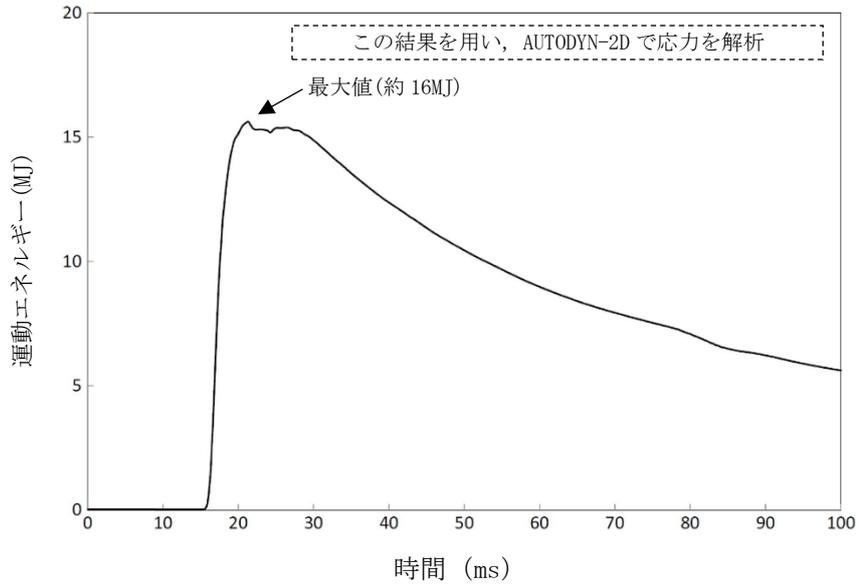


図5 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (水位 7m) ※2

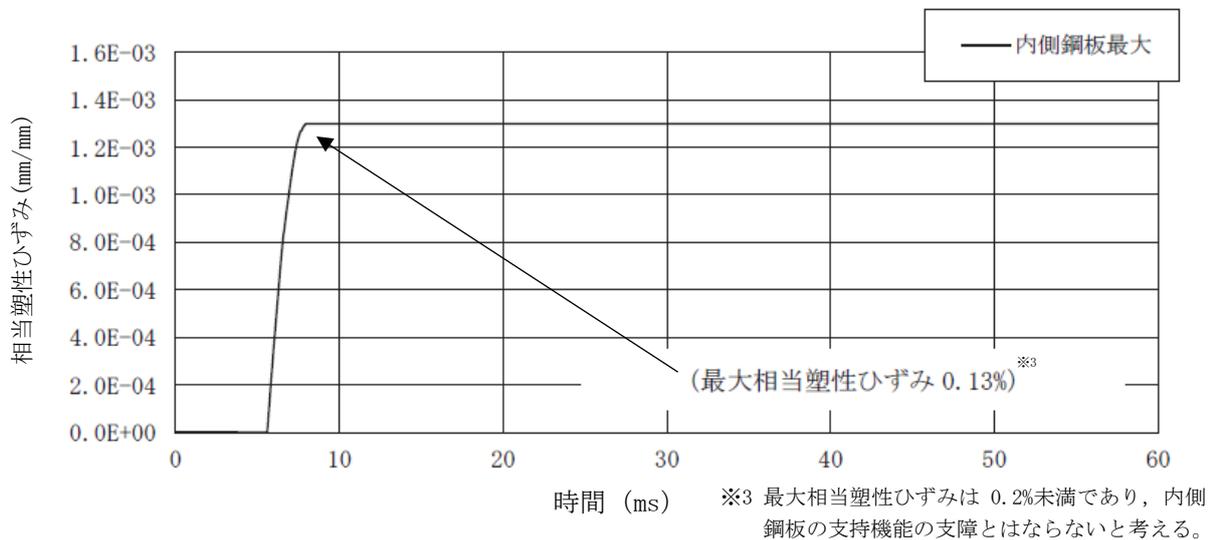


図6 原子炉格納容器下部内側鋼板の相当塑性ひずみの推移 (水位 7m) ※2

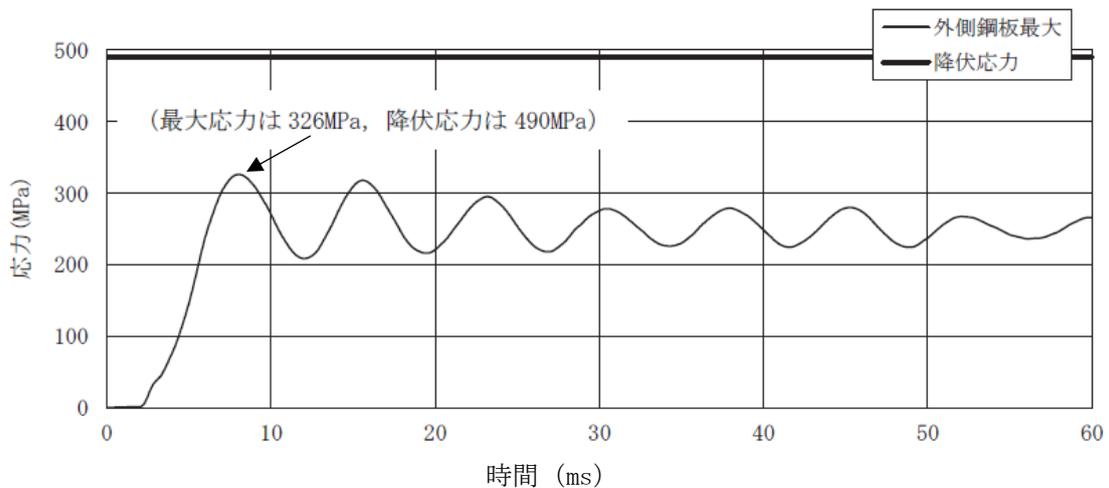


図7 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移 (水位 7m) ※2

※2 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5)の最大値を AUTODYN への時刻0での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図6, 7)を評価している。このため、図5と図6, 7の時刻歴は一致しない。

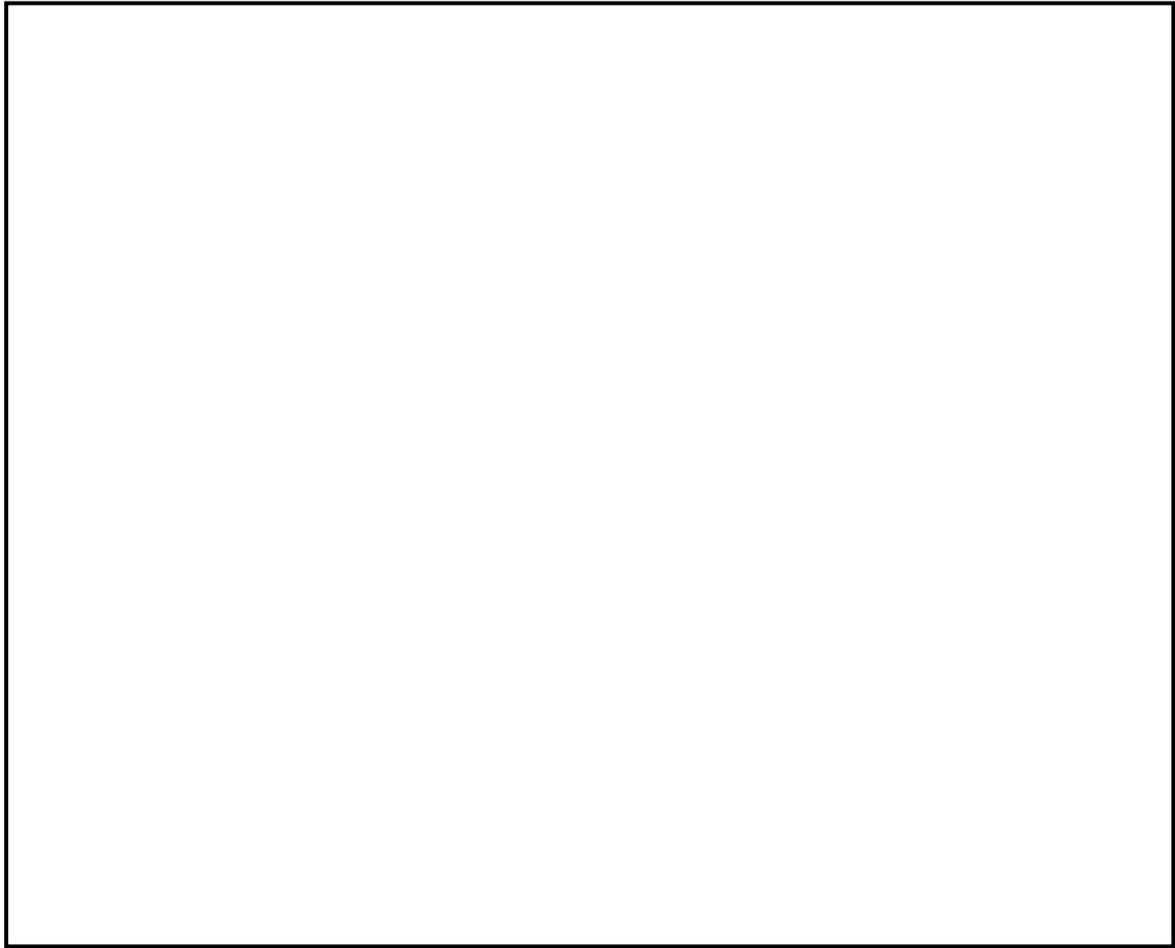
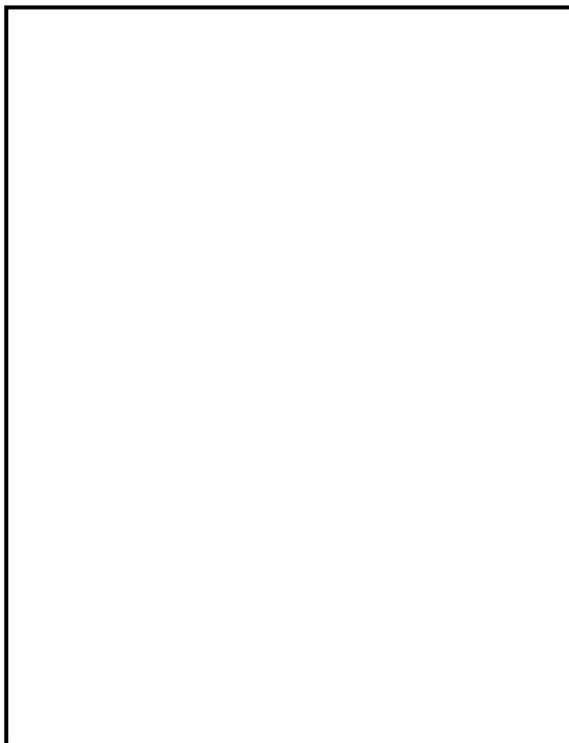


図 8 格納容器下部の構造物



(a) 格納容器底部床面から上部を撮影



(b) グレーチングの端から中心部を撮影



(c) グレーチング中央から上部を撮影

図 9 格納容器下部のイメージ

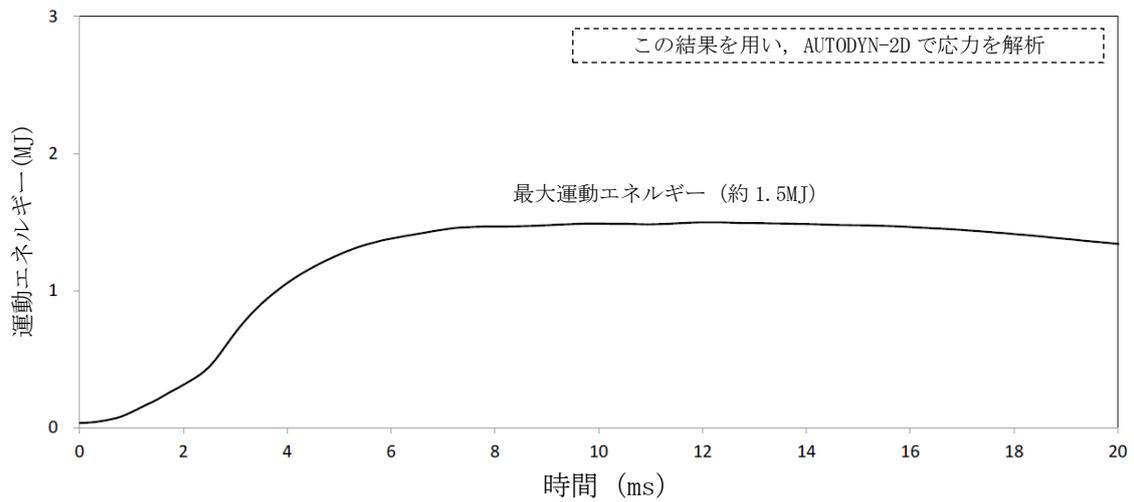


図 10 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※5

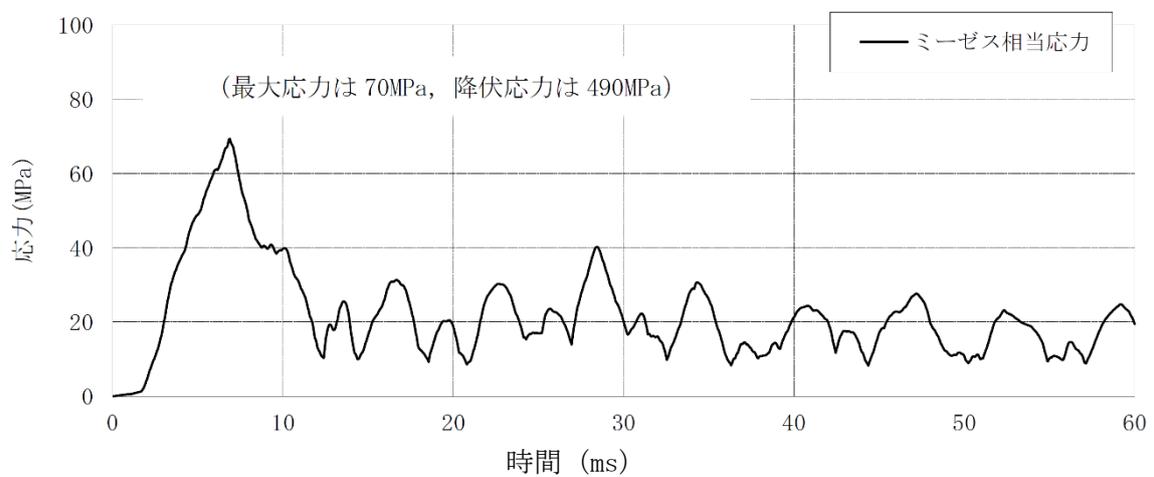


図 11 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※5

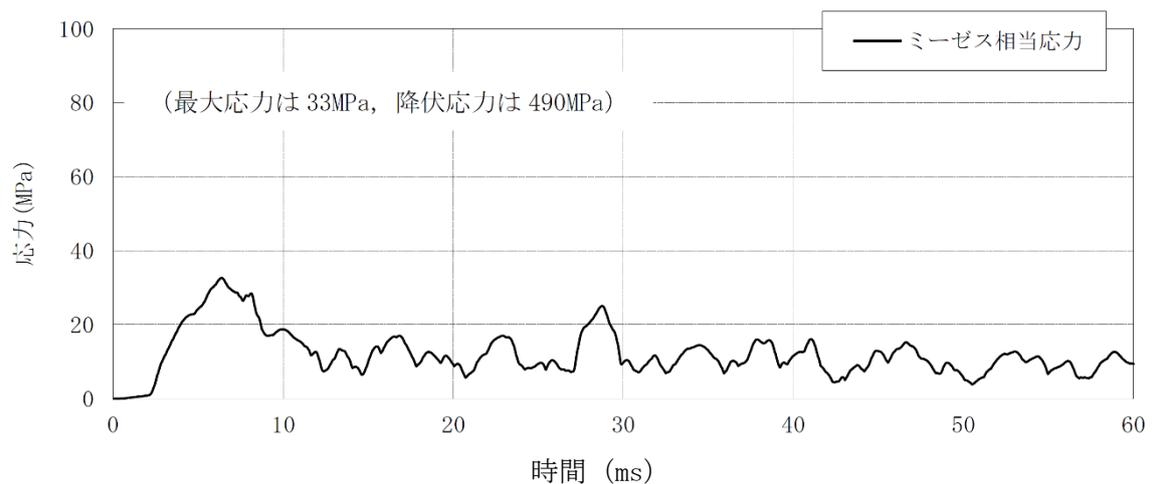


図 12 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移 (偏心落下, 現実的な想定) ※5

※5 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 10)の最大値を AUTODYN への時刻 0 での入力とし, 格納容器下部鋼板の応力の推移(図 11, 12)を評価している。このため, 図 10 と図 11, 12 の時刻歴は一致しない。

表 1 主要解析条件（原子炉压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）（偏心落下及び保守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
MAAP	原子炉压力容器の破損径	0.2m	制御棒駆動機構ハウジング 1 本の外径として設定
JASMINE	ペDESTAL水深	2m	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、予め水張りを行うものとして手順上定めている値
		7m	原子炉格納容器下部にリターンラインまでの高さ（7m）の水位が形成されているものとして設定
	原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度	50℃	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	4mm	FARO 試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	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
AUTODYN-2D	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	ペDESTAL水深 2m の場合：約 7MJ ペDESTAL水深 7m の場合：約 16MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定

表 2 主要解析条件（原子炉压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
—	原子炉压力容器の破損径	0.0357m (約 10cm ²)	RPV と CRD ハウジングの隙間の面積 0.6cm ² に余裕を見込んだ値
JASMINE	ペDESTAL水深	7m	原子炉格納容器下部にリターンラインまでの高さ（7m）の水位が形成されているものとして設定
	原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度	50℃	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
AUTODYN-2D	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 1.5MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定

表3 評価結果(格納容器下部内側/外側鋼板に加わるミーゼス相当応力)の比較

		溶融炉心落下位置		
		格納容器下部中心位置	CRDハウジング最外周	
		その他の評価条件(溶融炉心落下量等)		
		保守的な想定		現実的な想定
初期水張り 水位	2m	【ベースケース】 内側鋼板：約 32MPa 外側鋼板：約 25MPa	内側鋼板：約 98MPa 外側鋼板：約 47MPa	—
	7m	内側鋼板：約 278MPa 外側鋼板：約 168MPa	内側鋼板：内側鋼板に加わる応力は降伏応力(490MPa) を超える。相当塑性ひずみ約 0.13% ^{※6} 外側鋼板：約 326MPa	内側鋼板：約 70MPa 外側鋼板：約 33MPa

※6 最大相当塑性ひずみは 0.2%未満であり、内側鋼板の支持機能の支障とはならないと考える。

50. 水蒸気爆発に伴う圧力上昇が真空破壊弁に及ぼす影響について

1. 真空破壊弁の逆圧に対する耐力

真空破壊弁に対しては、耐圧試験によって逆圧に対する耐力を確認している。耐圧試験では設計圧(173kPa[gage])の約 1.25 倍の圧力(216kPa[gage])で試験している。

2. 水蒸気爆発による圧力波

図 1 に真空破壊弁の設置位置を、図 2 に JASMINE による水蒸気爆発時の圧力分布図の例を示す。図 2 に示した真空破壊弁設置位置に相当する壁面での圧力のピーク値を表 1 に示す。表 1 の通り、真空破壊弁設置位置に相当する壁面での圧力のピーク値は、耐圧試験で確認している真空破壊弁の耐力に比べて十分に小さい。このため、熔融炉心落下時に格納容器下部において水蒸気爆発が発生した場合であっても、真空破壊弁が損傷することは無い。

以 上

表 1 真空破壊弁設置位置に相当する壁面での圧力のピーク値

格納容器下部水位	圧力上昇幅のピーク値
2m	約 10kPa
7m	約 35kPa

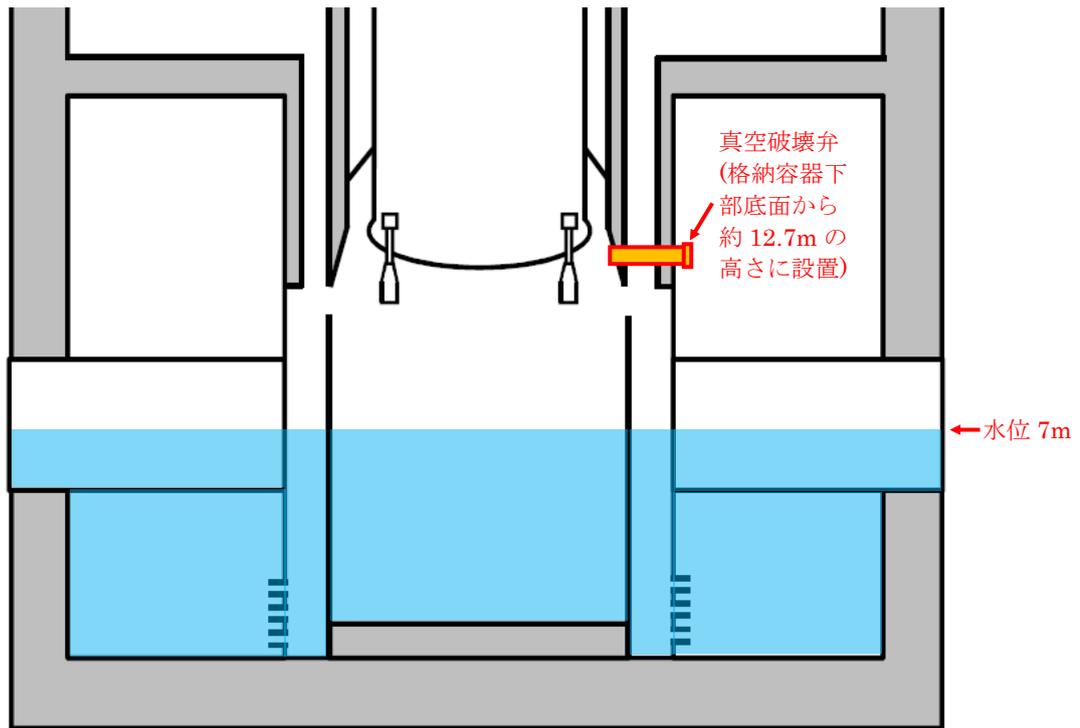


図1 真空破壊弁の設置位置

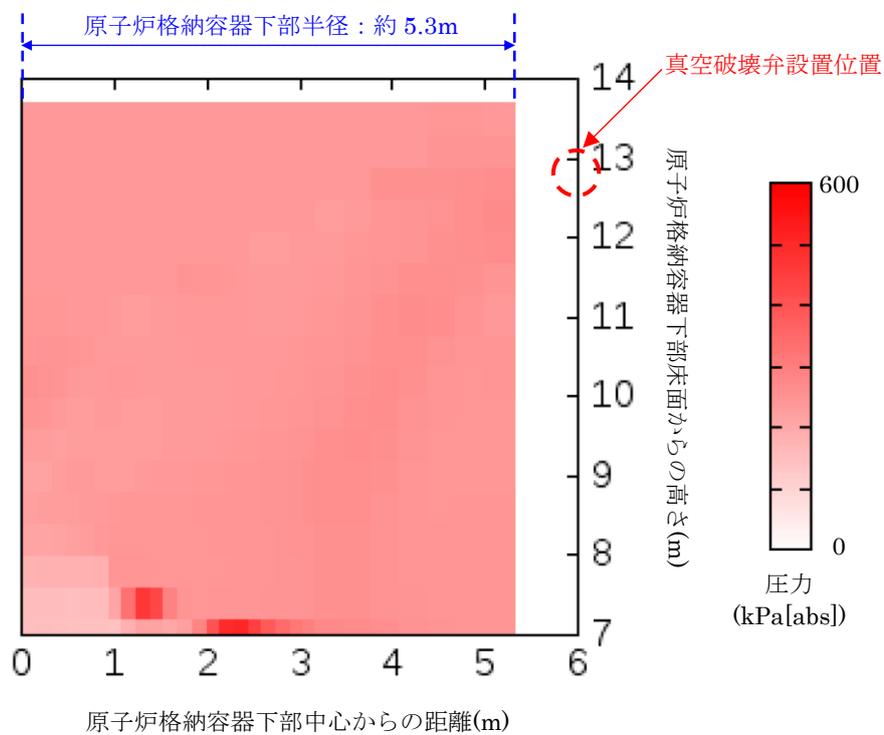


図2 格納容器下部気相部の圧力分布図
(7m 水位条件, 真空破壊弁位置での圧力がピークとなるタイミングの例)

51. 格納容器ベント時に使用するベントラインによる Cs-137 の放出量の差の要因等について

「柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の重大事故等対策の有効性評価について」の添付資料 3.1.3.3 において、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時において代替循環冷却系を使用しない場合における格納容器圧力逃がし装置からの Cs-137 の放出量について検討を行っており、サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の放出量は約 1.4×10^{-3} TBq（7 日間）、ドライウエルのラインを経由した場合の放出量は約 2.0 TBq（7 日間）と評価している。また、評価に当たっては格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）を 1000 としている。

ここでは、経路するベントラインによる放出量の差（約 1400 倍 = 約 2.0 TBq / 約 1.4×10^{-3} TBq）の要因及び格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）として 1000 を使用することについての妥当性について検討を行った。

1. 経路するベントラインによる放出量の差について

ドライウエルのラインを経由した場合（以下、「D/W ベント時」という。）とサプレッション・チェンバのラインを経由した場合（以下、「W/W ベント時」という。）とでは、格納容器ベント実施後の原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内の温度、圧力等が異なるため、格納容器ベント後の Cs-137 の振る舞いも異なるものとなる。このため、Cs-137 の環境中への放出量の差（約 1400 倍）はサプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果の違いだけに起因するものではなく、「約 1400」を直接サプレッション・プールでの除去効果（DF）と見なすことはできないと考えられる。

Cs-137 の環境中への放出量の差を生む要因として、サプレッション・プールでの除去効果の違い以外では、例えば原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのセシウムの放出量の違いが挙げられる。

D/W ベント時は W/W ベント時よりも水頭圧分だけ炉圧が低くなるため、炉内ガスの比熱容量が小さくなり、炉内ガスが温度上昇しやすくなる^{※1}。炉内ガス温度が高いと、構造材に沈着したセシウムが気相部に移行しやすくなるため、原子炉格納容器への放出が多くなる^{※2}。このことが、D/W ベント時の Cs-137 の放出量の評価結果を増加させている一因になっていると考えられる。

※1 格納容器ベント実施後においては、原子炉圧力容器のトップヘッドフランジは、D/W ベント時の方が W/W ベント時に比べ 20～40℃程度高くなっている。

※2 大破断 LOCA 時には、炉内内蔵量の約 50%の Cs が原子炉圧力容器から原子炉格納容器に放出されると評価しているが、D/W ベント時の方が炉内内蔵量の約 0.3%（CsOH グルー

プ：約 0.29%，CsI グループ：約 0.25%）だけ多く放出されると評価している。

2. 使用する格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）について

エアロゾル粒子に対する格納容器圧力逃がし装置の除去効果は，以下の手順で評価している。

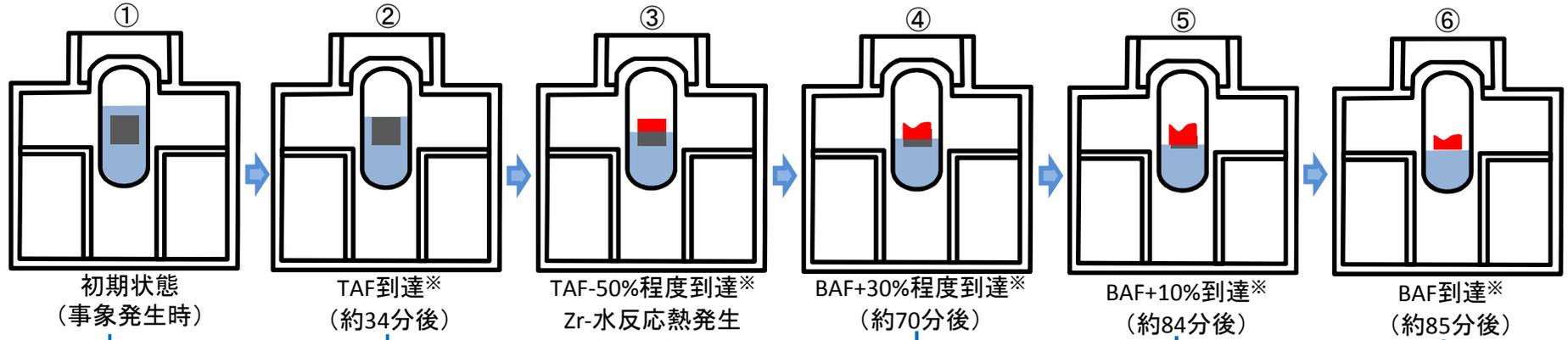
- ① 格納容器圧力逃がし装置で期待できる除去効果（DF）を粒径ごとに実験で確認
- ② フィルタ装置に流入するエアロゾル粒子の粒径分布を，MAAP 解析に基づき評価
- ③ ①と②から，オーバーオールの除去効果（DF）を評価

格納容器圧力逃がし装置による除去効果(DF=1000) は，上記の手順での評価結果に対して，サプレッション・プールのスクラビングを経た後のエアロゾル粒子の粒径分布等を考慮し，適用可能な値を設定しているものである。このため，ベントラインに流入するエアロゾル粒子に対し DF1000 を適用することは妥当であると考えられる。なお，フィルタ装置は水スクラバと金属フィルタの両方を合わせて DF=1000 を確保できる設計としており，水スクラバ単体での除去効果は大破断 LOCA(D/W ベント)時で DF=34～115 と評価している。

（「柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対処設備について 別添資料-1 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の別紙 30 を参照）

52. ジルコニウム(Zr)-水反応時の炉心損傷状態について

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における崩壊熱，Zr-水反応による発生熱，燃料温度及び炉心損傷状態の概念図を示す。



52-1

