

# 女川原子力発電所 2 号炉

## 重大事故等対策の有効性評価について 補足説明資料

平成 31 年 2 月  
東北電力株式会社

## 目 次

- 1 有効性評価における先行プラントとの主要な相違点について
- 2 原子炉水位及びインターロックの概要
- 3 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について
- 4 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
- 5 原子炉隔離時冷却系による注水継続及び原子炉の減圧操作について
- 6 運転手順書における各種制限曲線
- 7 低圧代替注水系（可搬型）緊急送水ポンプ準備の作業成立性について
- 8 原子炉低圧時における原子炉隔離時冷却系の注水特性による評価
- 9 逃がし安全弁に不確かさを考慮した場合の評価結果について
- 10 原子炉満水操作の概要について
- 11 T B P感度解析ケースにおける燃料被覆管破裂の有無について
- 12 女川2号炉のプラントの特徴について
- 13 燃料プールの状態監視について
- 14 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
- 15 使用済燃料プールゲートについて
- 16 想定事故1及び想定事故2 停止日数の設定について
- 17 燃料プール冷却浄化系の耐震設計クラスと破断想定箇所について
- 18 想定事故1及び想定事故2 貯蔵燃料及び炉内燃料の燃焼度設定について
- 19 使用済燃料プールの初期水温について
- 20 注水用ヘッダ操作に係る中央制御室との連携の成立性
- 21 運転停止中における通常時のプラント監視について
- 22 運転停止中原子炉における崩壊熱除去機能喪失及び全交流動力電源喪失 原子炉水温の最確条件について
- 23 運転停止中原子炉における崩壊熱除去機能喪失及び全交流動力電源喪失 停止時間の設定について
- 24 志賀1号臨界事象に対する女川での対策について
- 25 反応度の誤投入における引き抜き対象制御棒について
- 26 運転停止中原子炉における崩壊熱除去機能喪失の事故シーケンスの抽出過程及びその関係について
- 27 運転停止中原子炉における原子炉冷却材の流出 原子炉水温の最確条件について
- 28 原子炉冷却材温度と残留熱除去系除熱量の関係について
- 29 運転停止中原子炉における原子炉冷却材の流出 原子炉未開放時の流出による原子炉水位の推移について
- 30 プラント状態の分類の考え方について
- 31 追加放出される物質及び気体廃棄物処理系について

- 32 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
- 33 原子炉開放の詳細工程
- 34 原子炉水温と原子炉圧力容器温度の相関について
- 35 残留熱除去系（原子炉停止時冷却モード）系統切替について
- 36 「制御棒の連続引き抜き」のHRA ツリー及び人的過誤確率
- 37 運転停止中原子炉における崩壊熱の導出式について
- 38 鉄と水の遮蔽厚さについて
- 39 反応度の誤投入における原子炉出力範囲
- 40 運転停止中原子炉における崩壊熱除去機能喪失時の冷却材中に含まれるハロゲンによる線量評価について
- 41 圧力抑制室水位による LOCA 事象の検知について
- 42 代替自動減圧機能対象の逃がし安全弁の選定について
- 43 原子炉停止機能喪失シナリオにおける真空破壊装置への影響
- 44 復水貯蔵タンクの保有水量について
- 45 高圧注水・減圧機能喪失シナリオにおける解析の想定について
- 46 ATWS 時におけるほう酸水注入系起動の判断基準について
- 47 高圧炉心スプレイ系の水源切替の必要性について
- 48 原子炉停止機能喪失シナリオにおける初期炉心流量
- 49 原子炉停止機能喪失シナリオにおけるほう酸水濃度の設定
- 50 同一運転員によるほう酸水注入系起動及び高圧炉心スプレイ系水源切替の成立性について
- 51 高圧注水・減圧機能喪失時における事象発生 40 分以降の炉内挙動について
- 52 自動減圧系作動阻止機能の ATWS 以外のシーケンスにおける影響について
- 53 原子炉停止機能喪失シナリオにおけるサプレッションプール水温 100℃到達時間
- 54 有効性評価における機器条件について
- 55 ほう酸濃度による評価結果への影響
- 56 設計基準事故「原子炉冷却材喪失」における格納容器圧力・温度について
- 57 有効性評価において機能喪失を仮定した設備について
- 58 高圧炉心スプレイ系ポンプ水源側からの流出防止のための隔離操作
- 59 インターフェイスシステム LOCA 発生時の判断について
- 60 外部水源を用いた場合の格納容器スプレイ流量について
- 61 希ガスの減衰割合について
- 62 ISLOCA 発生箇所と ECCS ポンプ等との位置関係について
- 63 ISLOCA 時の現場隔離弁の操作性（温度）について
- 64 急速減圧時の逃がし安全弁使用個数による評価への影響について
- 65 非常用ディーゼル発電機等の燃料評価における想定負荷について
- 66 低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による原子炉注水準備の成立性に

ついて

- 67 原子炉格納容器代替スプレイ時の流量調整操作について
- 68 LOCA時注水機能喪失時における系統隔離操作について 評価変更に伴い削除
- 69 有効性評価における高圧注水成功後の急速減圧実施タイミングについて
- 70 有効性評価における解析条件の変更等について
- 71 原子炉格納容器フィルタベント系及び耐圧強化ベント系の流量について
- 72 事故シーケンスグループ「LOCA 時注水機能喪失」における重要事故シーケンス等の変更について 評価変更に伴い削除
- 73 外部電源の設定の考え方について
- 74 現状プール内に貯蔵されている制御棒の本数・内訳について
- 75 破裂判定曲線適用にあたっての水素濃度等の影響について
- 76 原子炉再循環ポンプからのリークについて
- 77 外部水源注水量限界について
- 78 室温評価における評価対象室及び隣接する部屋の配置について
- 79 格納容器冷却及び除熱手段の運用について
- 80 低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による原子炉注水から残留熱除去系（低圧注水モード）による原子炉注水への切替えについて
- 81 外部電源喪失発生時における原子炉スクラム信号について
- 82 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
- 83 高圧代替注水系起動操作の成立性について
- 84 注水操作の時間余裕について（TBU・TBD） 添付資料としたため削除
- 85 TBD 時の事象発生 24 時間後の注水系統の切替えについて 評価変更に伴い削除
- 86 各 TB シーケンスにて使用する直流電源と注水手段の関係及び負荷切離し操作について
- 87 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系が故障した場合）における注水手段について
- 88 常設代替交流電源設備による非常用母線受電操作の成立性について
- 89 TBD・TBP時における原子炉水位の挙動について 評価変更に伴い削除
- 90 水源評価における注水積算量について
- 91 復水補給水系の機能確保の妥当性について
- 92 ドライウェルクーラの使用を仮定した場合の格納容器除熱効果について
- 93 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
- 94 有効性評価における LOCA 時の破断位置及び口径設定の考え方について
- 95 原子炉建屋負圧達成時間の算出について
- 96 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）における注水操作が遅れる場合の炉心の損傷状態について
- 97 過圧過温シナリオにおける燃料最高温度の短時間挙動について
- 98 可搬型窒素ガス供給装置の注入特性の作成方法について

- 99 格納容器貫通孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数 (DF) を用いて評価する項目とその扱いについて
- 100 G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響 (長期解析)
- 101 格納容器下部 (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
- 102 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
- 103 主蒸気逃がし安全弁の耐環境性能の確認実績について
- 104 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
- 105 溶融炉心・コンクリート相互作用に対するドライウエル床ドレンサンプの影響について
- 106 主蒸気逃がし安全弁の耐環境性向上に向けた取り組みについて
- 107 代替循環冷却系の熱交換モデルについて
- 108 ドライウエル壁面のモデルについて
- 109 溶融プールの除熱メカニズムについて
- 110 代替循環冷却系を使用した原子炉圧力容器への注水及び原子炉格納容器スプレイの運用について
- 111 格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合) における格納容器温度及びサプレッションプール水温の挙動について
- 112 外部水源による原子炉圧力容器破損後の格納容器下部への注水について
- 113 格納容器下部注水量と格納容器下部水位の関係について
- 114 格納容器下部の構造について
- 115 原子炉圧力容器の破損位置について
- 116 格納容器下部 (ペDESTAL) 外側鋼板の支持能力について
- 117 ほう酸水注入系 ほう酸水濃度の管理について
- 118 原子炉停止機能喪失シナリオ 外部電源喪失を想定した場合における燃料被覆管最高温度について
- 119 高温環境下での主蒸気逃がし安全弁の温度解析及び対策について
- 120 原子炉格納容器下部水位及びドライウエル水位の計測設備について
- 121 ペDESTAL内のドライウエル温度検出器について
- 122 格納容器下部への初期水張り運用について
- 123 原子炉格納容器下部注水系の注水端位置について
- 124 格納容器スプレイによる格納容器下部への流入経路
- 125 溶融炉心の堆積高さの評価に関する考え方について
- 126 溶融炉心落下位置が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
- 127 コリウム流入防止対策の有効性評価
- 128 ペDESTAL内ドライウエル温度検出器による原子炉圧力容器破損判断について

- 129 代替循環冷却系を使用した格納容器除熱の運用変更の検討について
- 130 外部水源注水量限界到達前後の対応について
- 131 FFRD 現象の有効性評価への影響について
- 132 TBD シーケンスにおける燃料被覆管の水素化物の再配向による影響について
- 133 原子炉減圧実施時における原子炉隔離時冷却系及び高圧代替注水系の注水方法の設定について
- 134 原子炉停止機能喪失シナリオ 継続的に原子炉給水を行うとした評価の妥当性について
- 135 原子炉圧力容器破損前の格納容器スプレイの検討について
- 136 コリウムシールドの材料選定の考え方について
- 137 溶融炉心の落下位置等の知見を踏まえた溶融炉心の堆積高さ評価について
- 138 解析コードにおける重要現象の不確かさに係る整理表
- 139 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における代替循環冷却系への切替え操作について
- 140 ジルコニウム（Zr）－水反応時の炉心損傷状態について
- 141 格納容器内での無機よう素の沈着効果について
- 142 ベント経路による実効線量の差異要因について
- 143 水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について
- 144 L O C A 時注水機能喪失における崩壊熱除去機能喪失の想定について
- 145 格納容器下部水位とドライウェル水位計の関係について
- 146 格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」で想定される評価事故シーケンスにおいて原子炉注水を考慮しない場合の影響について
- 147 全交流動力電源喪失を想定した場合における代替循環冷却系による初期水張りについて
- 148 サプレッションプール等水位上昇時の計装設備への影響について
- 149 MAAP コードによる原子力圧力容器内平均温度評価について
- 150 Fragmentation による微細な燃料片の発生可能性について
- 151 格納容器内の酸素濃度検出器の選定について
- 152 外部水源注水量の管理方法について
- 153 格納容器内における気体のミキシングについて
- 154 G 値について
- 155 実効 G 値に係る電力共同研究の追加実験について
- 156 有効性評価におけるサプレッションプールのサブクール度について
- 157 物理現象の評価に用いる溶融炉心温度等の設定について

下線部：本日提示資料

## 1. 有効性評価における先行プラントとの主要な相違点について

有効性評価における条件設定について、柏崎刈羽6，7号炉及び東海第二発電所との主要な相違点について、以下に示す。

1. 1 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	SAFER・CHASTE /MAAP	SAFER・CHASTE /MAAP	SAFER/MAAP	女川2号においては、燃料被覆管の最高温度が高くなるため、輻射による影響が詳細に考慮されるCHASTEコードを使用し、評価結果を提示している。
事故条件	外部電源	外部電源あり	外部電源あり	相違点はない。
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
	原子炉格納容器 フイルタベ ント系等	第一弁全開	第二弁全開	運用の違い。 女川2号においては、格納容器ベント実施時には原子炉格納容器フイルタベント系の第一弁を全開する運用としている。
操作条件	逃がし安全弁 による原子炉 急速減圧操作	事象発生から約 14分後	事象発生から25 分後	設定時間は異なるものの、操作時間の積み上げに基づき設定しているという点では相違点はない。



(2) 高圧注水・減圧機能喪失

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
事故条件	外部電源	外部電源あり	外部電源あり	外部電源あり	相違点はない。
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
低圧ECCSの台数		残留熱除去系 (低圧注水モード) 3台及び低圧炉心スプレイ系	残留熱除去系 (低圧注水モード) 1台	残留熱除去系 (低圧注水系) 3台及び低圧炉心スプレイ系	女川2号においては、高圧注水・減圧機能喪失時の機能喪失状態を考慮し、自動起動する低圧ECCS全台による原子炉注水を設定している。なお、残留熱除去系(低圧注水モード)1台による原子炉注水を想定した場合の感度解析を実施し、この場合にも評価項目を満足することを確認している。

(3) 全交流動力電源喪失

a. 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG失敗)+HPCS失敗[長期TB]

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
機器条件	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
交流電源	24時間交流電源の復旧に期待しない	24時間交流電源の復旧に期待しない	24時間交流電源の復旧に期待しない	相違点はない。
交流電源復旧までの原子炉注水手段	原子炉隔離時冷却系にて原子炉注水を実施	原子炉隔離時冷却系にて原子炉注水を実施	原子炉隔離時冷却系及び低圧代替注水系(可搬型)にて原子炉注水を実施	女川2号においては、交流電源が復旧する事象発生24時間後まで復旧が実施可能である。
格納容器冷却・除熱手段	事象発生25時間後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施	事象発生16時間後に格納容器ベントを実施し、交流電源復旧後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施	格納容器圧力0.279MPa[gage]到達時に代替格納容器スプレイ冷却系(可搬型)による格納容器冷却を実施し、交流電源復旧後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施	女川2号においては、格納容器代替スプレイ及び格納容器ベントの実施基準に格納容器圧力が到達しないため、交流電源復旧及び原子炉補機代替冷却水系の準備完了後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施することとしている。

b. 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG失敗)+高圧注水失敗[TBU]

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
交流電源		24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	相違点はない。
交流電源復旧までの原子 炉注水手段		高圧代替注水系 にて原子炉注水 を実施	高圧代替注水系 にて原子炉注水 を実施	高圧代替注水系 及び低圧代替注 水系(可搬型)に て原子炉注水を 実施	女川2号においては、交流電源が復旧する事象発生24時間後まで復水貯蔵タンクを水源とした高圧代替注水系による原子炉注水が実施可能である。
格納容器冷却・除熱手段		事象発生25時間 後に残留熱除去 系による格納容 器除熱を実施	事象発生16時間 後に格納容器ベ ントを実施し、 交流電源復旧後 に残留熱除去系 による格納容器 除熱を実施	格納容器圧力 0.279MPa[gage] 到達時に代替格 納容器スプレー 冷却系(可搬型) による格納容器 冷却を実施し、交 流電源復旧後に 残留熱除去系に よる格納容器除 熱を実施	女川2号においては、格納容器代替スプレー及び格納容器ベントの実施基準に格納容器圧力が到達しないため、交流電源復旧及び原子炉補機代替冷却水系の準備完了後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施することとしている。

c. 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG失敗)+直流電源喪失[TBD]

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
交流電源		24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	相違点はない。
交流電源復旧までの原子 炉注水手段		高圧代替注水系 にて原子炉注水 を実施	高圧代替注水系 にて原子炉注水 を実施	高圧代替注水系 及び低圧代替注 水系(可搬型)に て原子炉注水を 実施	女川2号においては、交流電源が復旧する事象発生24時間後まで復水貯蔵タンクを水源とした高圧代替注水系による原子炉注水が実施可能である。
格納容器冷却・除熱手段		事象発生25時間 後に残留熱除去 系による格納容 器除熱を実施	事象発生16時間 後に格納容器ベ ントを実施し、 交流電源復旧後 に残留熱除去系 による格納容器 除熱を実施	格納容器圧力 0.279MPa[gage] 到達時に代替格 納容器スプレー 冷却系(可搬型) による格納容器 冷却を実施し、交 流電源復旧後に 残留熱除去系に よる格納容器除 熱を実施	女川2号においては、格納容器代替スプレー及び格納容器ベントの実施基準に格納容器圧力が到達しないため、交流電源復旧及び原子炉補機代替冷却水系の準備完了後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施することとしている。

d. 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG失敗)+SRV再閉失敗+HPCS失敗[TBP]

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	相違点はない。 女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧 力制御に期待している。
交流電源		24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	24時間交流電源 の復旧に期待し ない	相違点はない。
交流電源復旧までの原子 炉注水手段		原子炉隔離時冷 却系及び低圧代 替注水系(常設) (直流駆動低圧 注水ポンプ)に て原子炉注水を 実施	原子炉隔離時冷 却系及び低圧代 替注水系(可搬 型)にて原子炉 注水を実施	原子炉隔離時冷 却系及び低圧代 替注水系(可搬 型)にて原子炉 注水を実施	女川2号においては、原子炉隔離時冷却系停止以降、低圧代替注水系 (常設)(直流駆動低圧注水ポンプ)による原子炉注水を実施する。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

a. 取水機能が喪失した場合

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
事故条件	外部電源	外部電源なし	外部電源なし	外部電源なし	相違点はない。
機器条件	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉 圧力制御に期待している。
格納容器冷却・除熱手段		事象発生24時間 後に残留熱除去 系による格納容 器除熱を実施	代替格納容器ス プレイ冷却系に よる格納容器冷 却を実施し、事 象発生20時間後 に代替原子炉補 機冷却系を用い た残留熱除去系 による格納容器 除熱を実施	格納容器圧力 0.279MPa[gage] 到 達時に緊急用海水 系を用いた残留熱 除去系による格納 容器除熱を実施	女川2号においては、格納容器代替スプレイの実施基準に格納容 器圧力が到達しないため、原子炉補機代替冷却水系の準備完了後 に残留熱除去系による格納容器除熱を実施することとしている。

b. 残留熱除去系が故障した場合

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	SAFER/MAAP	相違点はない。
事故条件 機器条件	外部電源	外部電源あり	外部電源あり	外部電源あり	相違点はない。
	逃がし安全弁 (原子炉圧力 制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉 圧力制御に期待している。
原子炉減圧後の原子炉注 水手段	原子炉格納容 器フイルタベ ント系等	第一弁全開	格納容器二次隔 離弁70%開度	第二弁全開	運用の違い。 女川2号においては、格納容器ベント実施時には原子炉格納容器 フイルタベント系の第一弁を全開する運用としている。
	原子炉減圧後の原子炉注 水手段	高圧炉心スプレ イ系	高圧炉心注水系	低圧代替注水系(常 設)	女川2号においては、TBW シーケンスを模擬するため、原子炉減 圧後も高圧炉心スプレイ系にて注水を継続する。

(5) 原子炉停止機能喪失

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	REDY/SCAT	REDY/SCAT	REDY/SCAT	相違点はない。
初期条件	85%流量	100%流量	85%流量	女川2号においては、反応度の観点で厳しい条件として、初期炉心流量を運転範囲の下限である85%流量(30,300t/h)に設定している。
操作条件	自動減圧系の自動減圧系作動阻止機能により実施	運転員操作により実施	運転員操作により実施	女川2号においては、事象発生10分以内に実施が必要となる自動減圧系の作動阻止を自動減圧系作動阻止機能により実施。
	ほう酸水注入系の起動操作	原子炉スクラムの失敗を確認した後から10分後	事象発生6分後	女川2号においては、原子炉スクラム失敗を確認した後から、運転員の操作時間余裕として10分を考慮して設定
	残留熱除去系(サブレーション・プルーアル水冷却モード)運転操作	サブレーション・チェンバ・プルーアル水温49℃到達から10分後	事象発生17分後	女川2号においては、状況の確認及び残留熱除去系(サブレーション・プルーアル水冷却モード)による格納容器除熱操作に要する時間を考慮して設定。



(6) LOC A時注水機能喪失

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	SAFER・CHASTE /MAAP	SAFER・CHASTE /MAAP	SAFER/MAAP	女川2号においては、燃料被覆管の最高温度が高くなるため、輻射による影響が詳細に考慮される CHASTE コードを使用し、評価結果を提示している。
事故条件	再循環配管の破断 破断面積は 1.4cm <sup>2</sup>	原子炉圧力容器下部のドレン配管の破断 破断面積は 1cm <sup>2</sup>	再循環系配管の破断 破断面積は 3.7cm <sup>2</sup>	破断箇所は、液相部配管を選定しており、実態として相違点はない。 破断面積は、絶対値の違いはあるが、燃料被覆管の破断防止が可能なら最大面積を解析により確認し、事象進展に有意な差がないことを確認した上で、本事故シーケンスの特徴を代表できる条件を設定しているという点で、実態として相違点はない。
機器条件	外部電源なし 逃がし弁機能	外部電源なし 逃がし弁機能	外部電源なし 安全弁機能	相違点はない。 女川2号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力制御に期待している。
操作条件	第一弁全開 事象発生から 20分後	格納容器二次隔離弁 70%開度 事象発生から約 14分後	第二弁全開 事象発生から 25分後	運用の違い。 女川2号においては、格納容器ベント実施時には原子炉格納容器フイルタベント系の第一弁を全開する運用としている。 設定時間は異なるものの、操作時間の積み上げに基づき設定しているという点では相違点はない。

(7) 格納容器バイパス (インターフェイスシステムLOCA)

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	SAFER	SAFER	SAFER	
起因事象	高圧炉心スプレ イ系の吸込配管 の破断 破断面積は約 35cm <sup>2</sup>	高圧炉心注水系 の吸込配管の破 断 破断面積は約 10cm <sup>2</sup>	残留熱除去系 B 系熱交換器フラ ンジの破断 破断面積は約 21cm <sup>2</sup>	相違点はない。 構造健全性評価の結果に基づき破断面積を設定しているという点で 実態として相違点はない。
機器条件	外部電源なし 逃がし弁機能	外部電源なし 逃がし弁機能	外部電源なし 安全弁機能	相違点はない。 女川 2 号においては、逃がし安全弁の逃がし弁機能による原子炉圧力 制御に期待している。
操作条件	破断箇所の隔 離操作	事後発生 5 時間 後	事後発生 5 時間 後	設定時間は異なるものの、作業環境を考慮し、現場移動及び操作に要 する時間を考慮して設定しているという点で、実態として相違点はな い。

1. 2 運転中の原子炉における重大事故

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損), 水素燃焼 (1 / 2)

項目		女川	柏崎	東海	理由
解析コード		MAAP	MAAP	MAAP	相違点はない。
事故条件	起因事象	大破断 LOCA (再循環系配管 (出ロノズル) の破断)	大破断 LOCA (残留熱除去系配管の破断)	大破断 LOCA (再循環系配管 (出ロノズル) の破断)	原子炉圧力容器から格納容器への冷却材流出を大きく見積もり、格納容器内圧力上昇及び温度上昇の観点から厳しい破断箇所を選定するという考え方は同様であるが、プラント型式の相違により、BWR5 の女川 2 号では、東海第二と同様に、原子炉圧力容器バウンダリに接続する配管のうち、口径が最大である再循環系配管 (出ロノズル) における両端破断を設定している。
機器条件	原子炉スクラム	ドライウェル圧力高	事象発生と同時	原子炉水位低 (レベル 3) 信号	外部電源がない場合は、事象発生と同時にスクラムする。ドライウェル圧力高信号はほぼ事象発生と同時に発生するものの、原子炉水位の低下を厳しくする条件として、女川 2 号では外部電源がある場合のドライウェル圧力高信号による原子炉スクラムを設定している。
	窒素供給	—	—	200m <sup>3</sup> /h	女川 2 号においては、事象発生 7 日以内に酸素濃度が 4vol% に到達しないため、水素燃焼防止 (ベント時間遅延) のための窒素供給操作を記載していない。
	格納容器ベント	原子炉格納容器ベント系格納容器一次隔離弁全開	格納容器二次隔離弁 50% 開度	格納容器圧力逃がし装置第二弁全開	女川 2 号では、格納容器一次隔離弁全開にて格納容器ベントを実施する設計としている。

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損), 水素燃焼 (2/2)

項目	女川	柏崎	東海	理由
操作条件				
代替格納容器 スプレイ冷却	格納容器圧力 0.640MPa[gage] 到達時	破断口まで原子 炉水位が回復 後, 格納容器温 度約 190°C到達 時	事象発生 25 分 後	女川 2 号では, 格納容器圧力がスプレイ実施基準に到達した場合にスプレイする設定としている。 柏崎刈羽では, 原子炉注水と格納容器スプレイを同じポンプで実施していることから原子炉水位回復を優先し, 回復後に格納容器温度がスプレイ実施基準である 190°Cに到達した場合にスプレイを実施する設定としている。 東海第二においては, 原子炉注水に伴って炉内で発生する過熱蒸気が破断口から格納容器側に移行し格納容器温度を急激に上昇させるため, 原子炉注水と同時に格納容器冷却を実施する手順とすることから, 操作時間を考慮して設定している。
代替循環冷却	事象発生 24 時 間後	事象発生 22.5 時間後	事象発生 90 分 後	女川 2 号では, 柏崎刈羽と同様に, 原子炉補機代替冷却水系の準備時間を考慮して設定している。 東海第二においては, 緊急用海水系及び代替循環冷却系は常設設備であり中央制御室からの操作により対応可能であるため, 操作時間を考慮して設定している。
窒素供給	—	—	格納容器内酸素 濃度 4.0vo1 % (ドライ条件) 到達時	女川 2 号においては, 事象発生 7 日以内に酸素濃度が 4vo1%に到達しないため水素燃焼防止 (ベント時間遅延) のための窒素供給操作を記載していない。
格納容器ベント	外部水源注水量 限界 (サブレス ションプール水 位が真空破壊装 置下端-0.4m (通 常運転水位+約 2 m))に到達か ら 5 分後	格納容器圧力 0.62MPa[gage] 到達時	サブレスショ ン・プール水位 が通常水位+ 6.5m 到達から 5 分後	女川 2 号では, 東海第二と同様に, 中央制御室からの遠隔操作失敗後に現場操作に要する時間を考慮してベント実施基準を設定している。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱，原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用，溶融炉心・コンクリート相互作用 (1/4)

項目	女川	柏崎	東海	理由
解析コード	MAAP	MAAP	MAAP	相違点はない。
起因事象	外部電源なし (非常用ディーゼル発電機に期待)	外部電源なし (非常用ディーゼル発電機に期待)	外部電源なし (全交流動力電源喪失を想定)	女川2号では，柏崎刈羽と同様に，レベル 1.5PRAの結果を踏まえて全交流動力電源喪失は設定していない。 東海第二においては，運転員の対応を厳しく評価する観点から全交流動力電源喪失を設定している。
機器条件	原子炉スクラム	事象発生と同時に	原子炉水位低 (レベル3) 信号	女川2号では，原子炉スクラムについては原子炉水位の低下を厳しくする条件として外部電源がある場合の原子炉水位低 (レベル3) にて原子炉スクラムするものとしている。
	代替格納容器 スプレイ冷却	圧力容器破損前： 70m <sup>3</sup> /hでスプレイ 圧力容器破損後： 130m <sup>3</sup> /h以上でスプレイ	原子炉圧力容器破損直後：300m <sup>3</sup> /hにて格納容器へスプレイ 格納容器圧力制御： 130m <sup>3</sup> /hにて格納容器へスプレイ	女川2号では，事象進展によらず，格納容器スプレイは88m <sup>3</sup> /hで実施することとしている。
	格納容器下部 注水	圧力容器破損前： 90m <sup>3</sup> /hで注水 圧力容器破損後：崩壊熱相当の注水量にて注水	80m <sup>3</sup> /hでペデスタルへ注水	女川2号では，原子炉圧力容器破損前の初期水張りには格納容器スプレイで実施するため，格納容器圧力及び温度抑制に必要なスプレイ流量を考慮し88 m <sup>3</sup> /hで実施することとしている。 圧力容器破損後は，溶融炉心の冠水が継続可能な流量として50m <sup>3</sup> /hで実施することとしている。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱，原子炉圧力容器外への溶融燃料—冷却材相互作用，溶融炉心・コンクリート相互作用 (2/4)

機器条件	項目	女川	柏崎	東海	理由
	窒素供給	—	—	200m <sup>3</sup> /h	女川2号においては，事象発生7日以内に酸素濃度が4vol%に到達しないため，酸素燃焼防止(ベント時間遅延)のための窒素供給操作を記載していない。
	逃がし安全弁(原子炉圧力制御時)	逃がし弁機能	逃がし弁機能	安全弁機能	女川2号では，柏崎刈羽と同様に，最適評価の観点で，逃がし弁機能に設定している。 東海第二においては，原子炉圧力が高めに維持され，また，原子炉減圧時に原子炉圧力が所定の圧力に到達するまでの時間が遅くなることで評価項目に対して厳しい条件として，安全弁機能を設定している。
操作条件	代替循環冷却	事象発生24時間後	事象発生22.5時間後	事象発生90分後からドライウエルへ連続スプレイを実施 原子炉圧力容器破損後に格納容器圧力の低下を確認した後は，ドライウエルと原子炉へ流量配分し，それぞれ連続スプレイ及び連続注水を実施	女川2号では，柏崎刈羽と同様に，原子炉補機代替冷却水系の準備時間を考慮して設定している。 東海第二においては，緊急用海水系及び代替循環冷却系は常設設備であり中央制御室からの操作により対応可能であるため，操作時間を考慮して設定している。また，原子炉圧力容器が破損し，溶融炉心がペデスタル(ドライウエル部)に落下した際の格納容器圧力の上昇を抑制する観点から連続スプレイ条件を設定している。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱，原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用，溶融炉心・コンクリート相互  
作用 (3 / 4)

項目	女川	柏崎	東海	理由
操作条件	原子炉圧力容器下部鏡温 300℃到達を確認し て開始し，ドライウエ ル水位が0.23mに到達 したことを確認した場 合に停止	原子炉圧力容器下部鏡温 度が300℃に到達した ことを確認して開始， 格納容器下部の水位が 2m(総注水量180m <sup>3</sup> /h) に到達したことを確認 した場合に停止	—	女川2号では，格納容器温度の抑制効果及び炉心 損傷後の原子炉圧力容器の破損による溶融炉心・ コンクリート相互作用の影響緩和を考慮し初期水 張りの水位を設定している。なお，女川2号では， 初期水張りを原子炉格納容器代替スプレイ冷却系 (常設)により実施する。 東海第二では，通常運転中からペデスタルに水位 が形成されていることから，事前水張りは実施し ない。
格納容器下部 注水(原子炉圧 力容器破損後 の溶融炉心冷 却)	ドライウエル水位が 0.02mまで低下した場 合に開始し，0.23mに 到達した場合に停止	圧力容器破損を確認し た場合	代替格納容器スプレイ 冷却系(常設)による 格納容器冷却操作(圧 力容器破損後)開始か ら1分後に開始し，ペ デスタル(ドライウエ ル部)水位2.75mに到 達した時点で停止 その後は，2.25mまで 低下した時点で開始 し，2.75mに到達した 時点で停止	女川2号では溶融炉心落下後の格納容器下部注水 の開始基準は「原子炉圧力容器破損後，ドライウエ ル水位が0.02mまで低下を確認した時点」であり， 原子炉圧力容器破損時点で注水を開始する柏崎刈 羽及び東海第二と運用が異なる。 また，女川2号では格納容器下部注水系の注水流 量(崩壊熱相当)ではなく，ドライウエル水位で管 理する。

(2) 高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱，原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用，溶融炉心・コンクリート相互作用 (4/4)

項目	女川	柏崎	東海	理由
操作条件	格納容器圧力 0.640MPa[gage]到達時	原子炉圧力容器下鏡部 温度300℃到達を確認 した場合には開始し，原 子炉圧力容器破損を確 認した場合に停止 格納容器圧力が 0.465MPa[gage]又は 格納容器温度が190℃ に到達した場合に開始	原子炉圧力容器破損の 判断後に，ドライウエ ルへ連続スプレイを 実施 格納容器圧力の低下を 確認した後は一旦停止 し，再度格納容器圧力 が上昇し格納容器圧力 0.465MPa[gage]に到達 した場合に間欠スプレ イを実施	女川2号では，原子炉圧力容器破損前の格納容器 冷却の条件について，記載していない。その理由 は，女川2号 (Mark-I 改良型) では，格納容器内 にスプレイした水が格納容器下部へ流入するた め，格納容器下部への初期水張りを格納容器スプレ イで実施することにより逃がし安全弁の環境緩 和効果に期待するためであり，初期水張りの項目 に記載しているため，この項目には記載していな い。 柏崎刈羽では，原子炉圧力容器破損前の格納容 器冷却を初期水張りとは別に実施するため，条 件を記載している。また，ベースケースにおい て，格納容器温度基準での格納容器スプレイを 実施するため，格納容器温度基準も設定してい る。 東海第二においては，原子炉圧力容器が破損し， 溶融炉心がベデスタル (ドライウエル部) に落下 した際の格納容器圧力の上昇を抑制する観点から 連続スプレイ条件を設定している。また，その後 も格納容器圧力の上昇を抑制する観点から，間欠 スプレイ条件を設定している。
窒素供給	—	—	格納容器内酸素濃度 4.0vol% (ドライ条 件) 到達時	女川2号においては，事象発生7日以内に酸素 濃度が4vol%に到達しないため，水素燃焼防止 (ベント時間遅延) のための窒素供給操作を記 載していない。



1. 3 使用済燃料プールにおける重大事故に至るおそれがある事故

(1) 想定事故 1

柏崎刈羽及び東海第二との主要な相違点はない。

(2) 想定事故 2

事故条件	項目	女川	柏崎	東海	理由
	漏えいによる燃料プールの低下	サイフォンブレイク孔により、サイフォン現象による流出が停止される 事象発生と同時に通常水位から0.5m 下まで低下	サイフォンブレイク孔によるサイフォンブレイクに期待しないため、漏えい隔離操作実施（事象発生150分後）まで水位低下が継続	静的サイフォンブレイカにより、サイフォン現象による流出が停止される 事象発生と同時に通常水位から約0.23m 下まで低下	女川2号では、耐震性も含めて機器、弁類等の故障及び人的過誤の余地のないサイフォンブレイク孔（重大事故等対処設備）による、サイフォン現象による燃料プールの流出停止に期待した評価としている。なお、逆止弁による燃料プールの流出防止については、その効果に期待していない。

1. 4 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

(1) 崩壊熱除去機能喪失

項目	女川	柏崎	東海	理由
事故条件	外部電源なし	外部電源なし	事象認知まで：外部電源あり 事象認知後：外部電源なし	女川及び柏崎は、外部電源の有無は事象進展に影響しないことから、資源の観点で厳しい外部電源なしを設定している。東海は、外部電源が喪失する時間を事象発生1時間後とすることにより、事象発生の認知の観点で厳しい設定としている。

(2) 全交流動力電源喪失

項目	女川	柏崎	東海	理由
操作条件	事象発生から2時間後	事象発生から145分後	事象発生から約1.1時間後	女川は、事象の認知(1時間)に余裕時間を考慮した操作時間(1時間)の合計2時間としている。柏崎は、交流電源の供給が開始される事象発生から145分後としている。東海は、原子炉冷却材が沸騰開始する事象発生から約1.1時間後より、蒸発量に応じた原子炉注水を実施することで、原子炉水位を通常運転水位付近で維持することとしている。
残留熱除去系(停止時冷却系)による原子炉冷却	事象発生から24時間後	事象発生20時間後	事象発生から4時間10分後	女川及び柏崎は、原子炉補機代替冷却水系の準備完了後に残留熱除去系による格納容器除熱を実施することとしている。東海は、常設設備である緊急用海水系に期待した評価としている。

(3) 原子炉冷却材の流出

項目	女川	柏崎	東海	理由
事故条件	外部電源なし	外部電源なし	外部電源あり	女川及び柏崎は、事象進展に影響がなく、資源の観点から厳しい外部電源なしに設定している。東海は、外部電源がない場合、原子炉保護系電源の喪失により残留熱除去系（原子炉停止時冷却系）のポンプ吸込ラインの弁が閉となり、原子炉冷却材の流出が停止することから、原子炉冷却材の流出の観点で厳しい外部電源ありを設定している。
操作条件	原子炉への注水開始前	原子炉への注水開始前	原子炉への注水開始後	女川及び柏崎は、漏えい箇所の隔離操作実施後に原子炉に注水する手順としている。東海は原子炉注水による水位回復後に漏えい箇所の隔離を実施する手順としている。

(4) 反応度の誤投入

項目	女川	柏崎	東海	理由
機器条件	期待しない	原子炉周期短信号（原子炉周期 20 秒）	期待しない	女川 2 号においては、原子炉周期短（原子炉周期 20 秒）による制御棒引抜阻止には保守的に期待していない。 なお、制御棒引抜阻止に期待した場合、原子炉周期短（原子炉周期 20 秒）が発信すると制御棒引抜が停止する。ただし、本評価では制御棒の誤引き抜きにより反応度が急激に投入されるため、原子炉周期短（原子炉周期 20 秒）と原子炉周期短（原子炉周期 10 秒）信号によるスクラム信号がほぼ同時に発信するため、制御棒引抜阻止に期待した場合でも評価項目に与える影響はほとんどない。

## 2. 原子炉水位及びインターロックの概要



	圧力容器基準点からの水位	主なインターロック等	その他
レベル8 (L <sub>8</sub> )	約 14.6m	原子炉隔離時冷却系トリップ 高圧炉心スプレイ系注入隔離弁閉	警報発生 <sup>*1</sup>
レベル7 (L <sub>7</sub> )	約 14.2m	-	警報発生 <sup>*1</sup>
レベル4 (L <sub>4</sub> )	約 14.0m	-	警報発生 <sup>*1</sup>
レベル3 (L <sub>3</sub> )	約 13.4m	原子炉スクラム	警報発生 <sup>*1</sup>
レベル2 (L <sub>2</sub> )	約 12.2m	主蒸気隔離弁閉 原子炉隔離時冷却系自動起動 高圧炉心スプレイ系自動起動 原子炉再循環ポンプトリップ	警報発生 <sup>*2</sup>
レベル1 (L <sub>1</sub> )	約 9.5m	低圧注水系自動起動 低圧炉心スプレイ系自動起動	警報発生 <sup>*2</sup>
TAF	約 9.0m	(有効燃料棒頂部)	-
レベル0 (L <sub>0</sub> )	約 7.8m	-	-
BAF	約 5.3m	(有効燃料棒底部)	-

\*1：狭帯域で計測

\*2：広帯域で計測

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 6. 運転手順書における各種制限曲線

### (1) 最長許容炉心露出時間

最長許容炉心露出時間は、原子炉停止後の経過時間に依存した曲線である。



原子炉水位が有効燃料棒頂部（TAF）を下回った場合は、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（炉心損傷の可能性がある領域）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、ドライウェル空間部温度と原子炉圧力の関係図である。

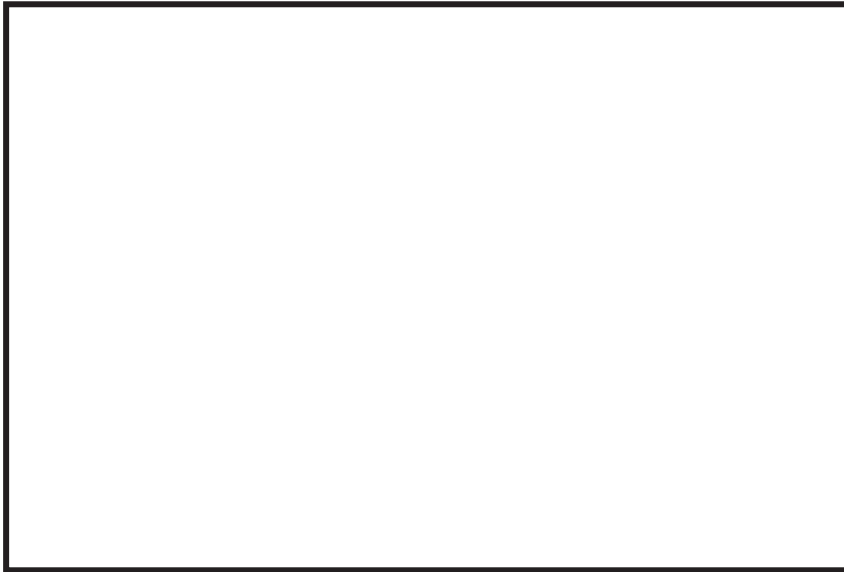


原子炉圧力がドライウェル空間部温度に対する飽和圧力以下になると、原子炉水位計の基準面器内の水が減圧沸騰し、水位計は信頼できなくなる。よって、左図を用いて、水位不明領域に入っているかを確認する。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(3) サプレッションプール熱容量制限値

サプレッションプール熱容量制限値は、サプレッションプール水温度と原子炉圧力の関係図である。



サプレッションプール水温度が原子炉圧力に応じた制限曲線に到達した時点で急速減圧を開始すればサプレッションプール水温度制限値 (□ °C) 以下に抑えられる。よって、左図の制限曲線に至った場合には、原子炉の急速減圧を実施する。

(4) 原子炉停止後の経過時間と崩壊熱除去に必要な注水量の関係

原子炉停止後の経過時間と崩壊熱除去に必要な注水量の関係は下図のとおりである。



崩壊熱相当の注水を行う場合、原子炉停止後の経過時間に応じた注水量を読み取り、注水システムの流量を読み取った流量に調整することで水位を維持する。

(例: 原子炉停止3時間後であれば約 □ m<sup>3</sup>/h の注水が必要)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 6-2

## 10. 原子炉満水操作の概要について

### 1. 不測事態「水位不明 (C3)」からの満水操作

水位不明又は水位不明判断曲線にて水位不明領域に入った場合は、原子炉を急速減圧した後に満水操作を行う。

原子炉水位をできるだけ高く維持するために、11個設置されているSRVのうち3個を開又は開確認し、HPCS、LPCS、LPCIにて原子炉へ注水する。その後、原子炉圧力とサブプレッションプール圧力の差圧を  MPa 以上とし、原子炉満水を確認する。これにより原子炉水位がTAF以上であることを確認する。

原子炉圧力とサブプレッションプール圧力の差圧を  MPa 以上に維持できない場合はSRVの開個数を減らし(最小1弁)差圧を  MPa 以上に維持する。 MPa 以上に維持できない場合は他の代替手段で満水を確認する。

原子炉満水を確認できない場合はADS機能付きSRV6個を開とし代替注水系を用いて原子炉へ注水する。

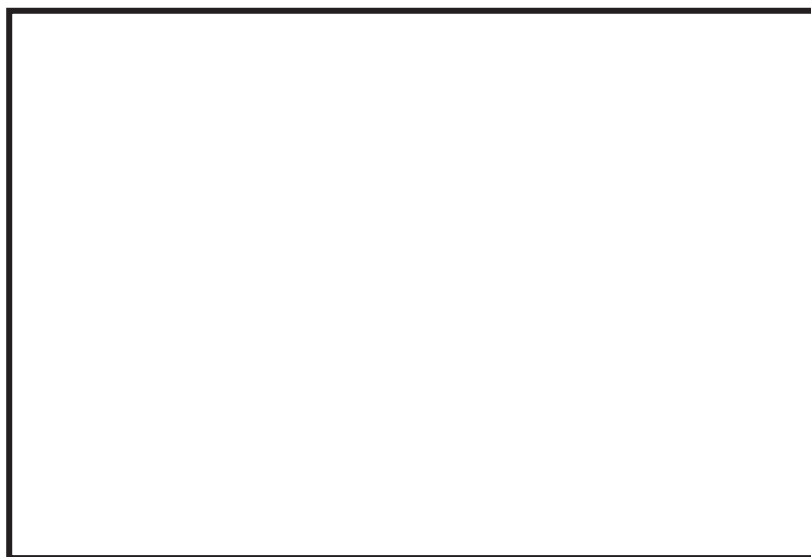
本満水操作は、原子炉を急速減圧した後、低圧状態で原子炉への注水を行う操作であり、SRV2個以上を開保持し、満水確認に必要な差圧を確保する手順としている。また、満水確認に際しては、LPCSやLPCIといった低圧注水システムを使用し、SRVの開個数と注水系統数、注水流量を調整することにより、必要な差圧を確保したうえで、出来るかぎり低い原子炉圧力に維持する手順としているため、原子炉を過圧するおそれはない。

低圧注水システムにて満水確認ができない場合には、高圧注水システムを用いるが、この場合も低圧注水システムを使用する場合と同様な手順としているため、原子炉を過圧するおそれはない。このように高圧注水システムを用いた満水操作時においてもSRV2個以上を開保持しているが、万一、原子炉が加圧された場合でも、残りのSRVの開設定圧力に到達した時点で自動開することから、原子炉を過圧するおそれはない。

枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

【水位不明とは】

- (1) 水位計の電源が喪失した場合
- (2) 水位計の指示に“バラツキ”がありT A F以上であることが判定できない場合
- (3) 水位不明判断曲線（第1図）の水位不明領域に入った場合
- (4) 凝縮槽液相部温度と気相部温度がほぼ一致し有意な差が認められない

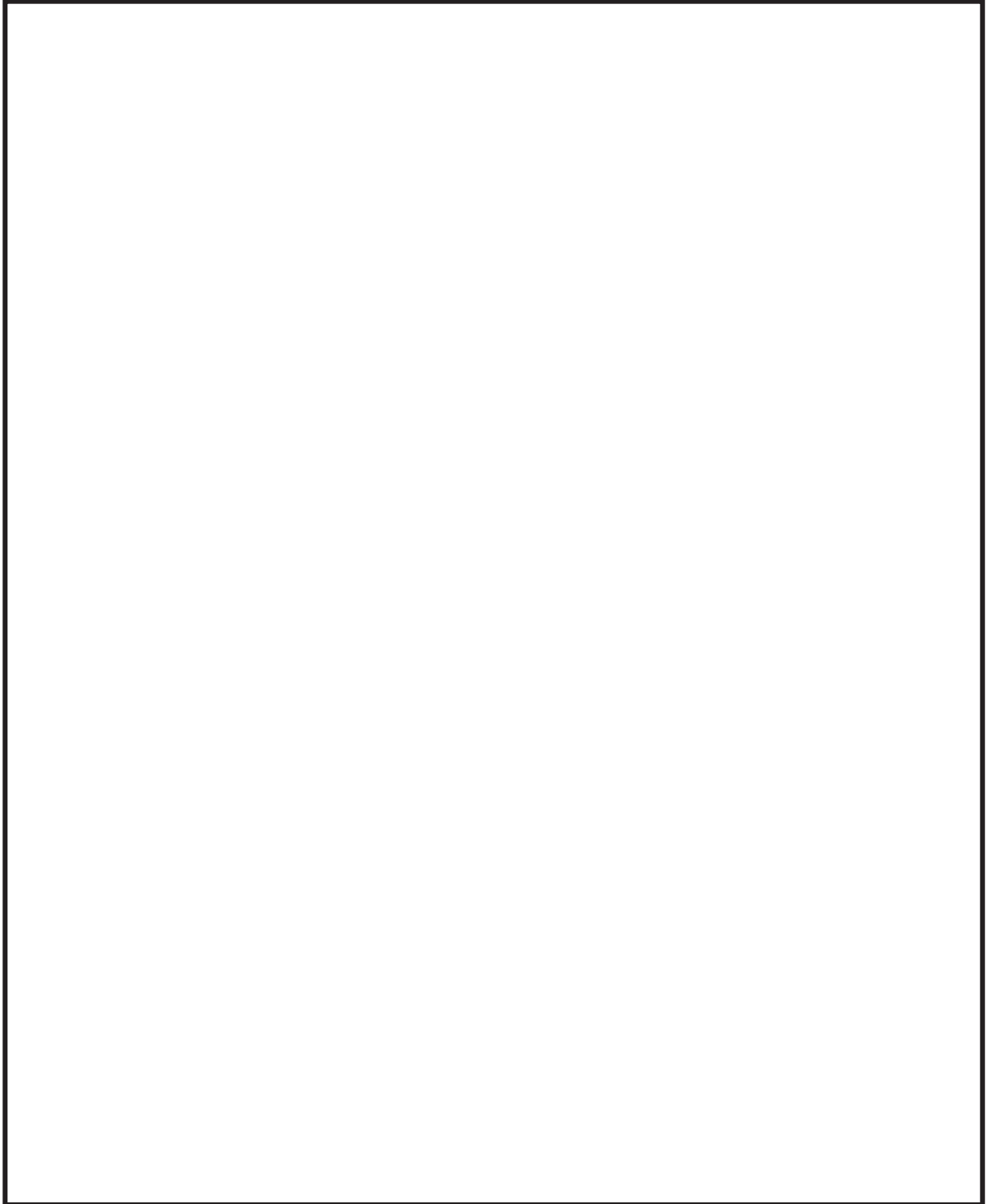


第1図 不測事態「水位不明（C3）」水位不明判断曲線

枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



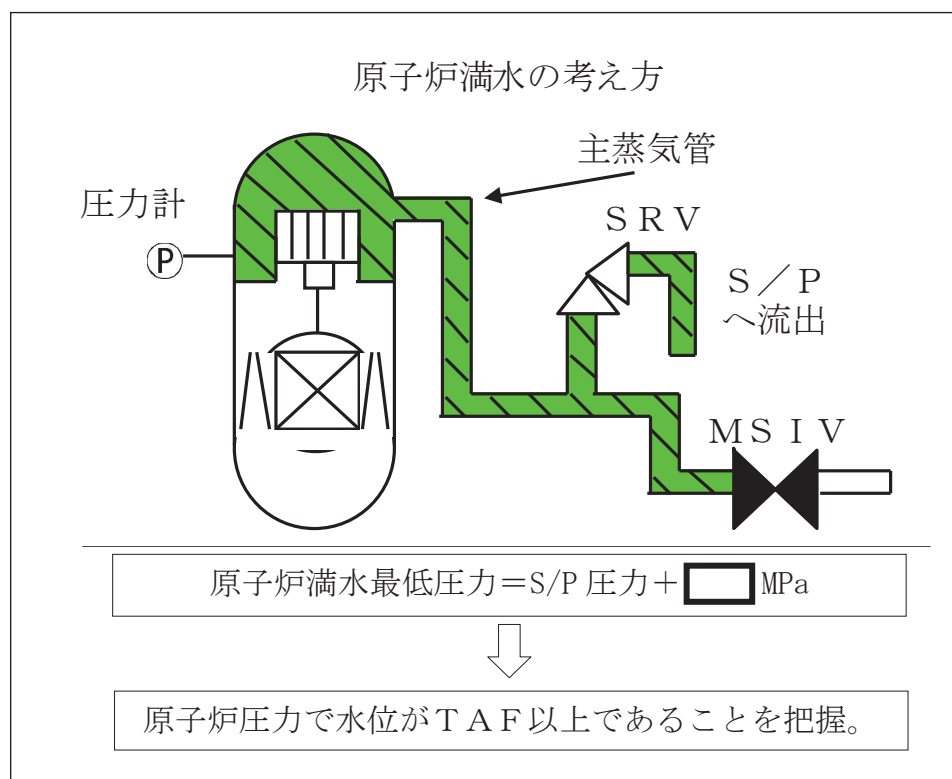
## 2. 満水操作フロー概要（「水位不明」時）



枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 10 - 3

## 【原子炉満水確認方法】



原子炉圧力は S/P 圧力より原子炉満水化に必要な差圧以上で、かつ出来るかぎり低い圧力に維持すること。

LOCA 時及び代替注水設備を使用時の注水時等、RPV と S/P 間の差圧を    MPa に確保できない場合の R P V 満水状態の確認方法としては、以下により行うこと。

- (1) 開放 SRV 排気管に設置されている温度計の指示値を、温度記録計にて確認する。この開放 SRV 排気管温度が R P V 本体の水温とほぼ同一であり、かつ、他の SRV 排気管温度と有意な差があることを確認する。

これにより、R P V へ注入された流体は開放 SRV 及び排気管を經由して、S/P へ移送されていることが確認でき、また、R P V の水位は MS ノズルレベル以上に確保されていることが確認できる。

- (2) ポンプ追加起動で炉圧が上昇すれば満水状態であり、炉圧があまり変化しなければ満水していないと予想される。

枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

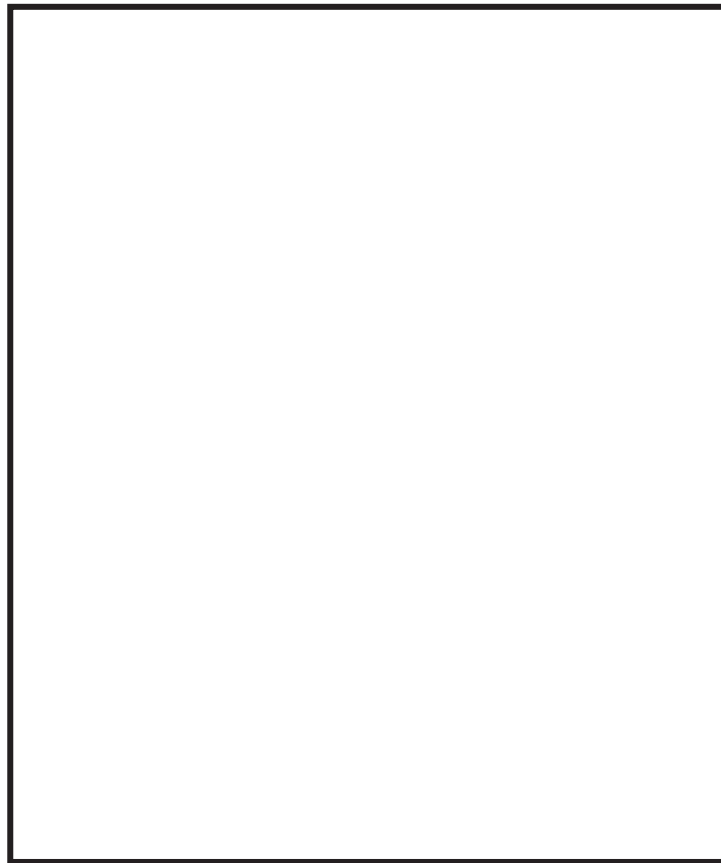
### 3. PCV圧力制御（PC/P）からの満水操作

PCV圧力が384kPa[gage]を超えた場合には原子炉を満水にすることにより直接、格納容器空間部へ熱が放出されることを防ぐ。更に、冷却水の注入により格納容器内の蒸気が凝縮し、格納容器減圧を促進する効果も期待する。

原子炉水位をできるだけ高く維持するためにSRV2個以上開または開確認をし、注水可能な系統（LPCS系、LPCI系、HPCS系）にて注水を実施する。

なお、1. に示した原子炉水位が不明となった場合の満水操作と同様に、SRV2個以上を開保持する手順としているため、原子炉を過圧するおそれはない。

### 4. 満水操作フロー概要（「PCV圧力制御」時）



枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

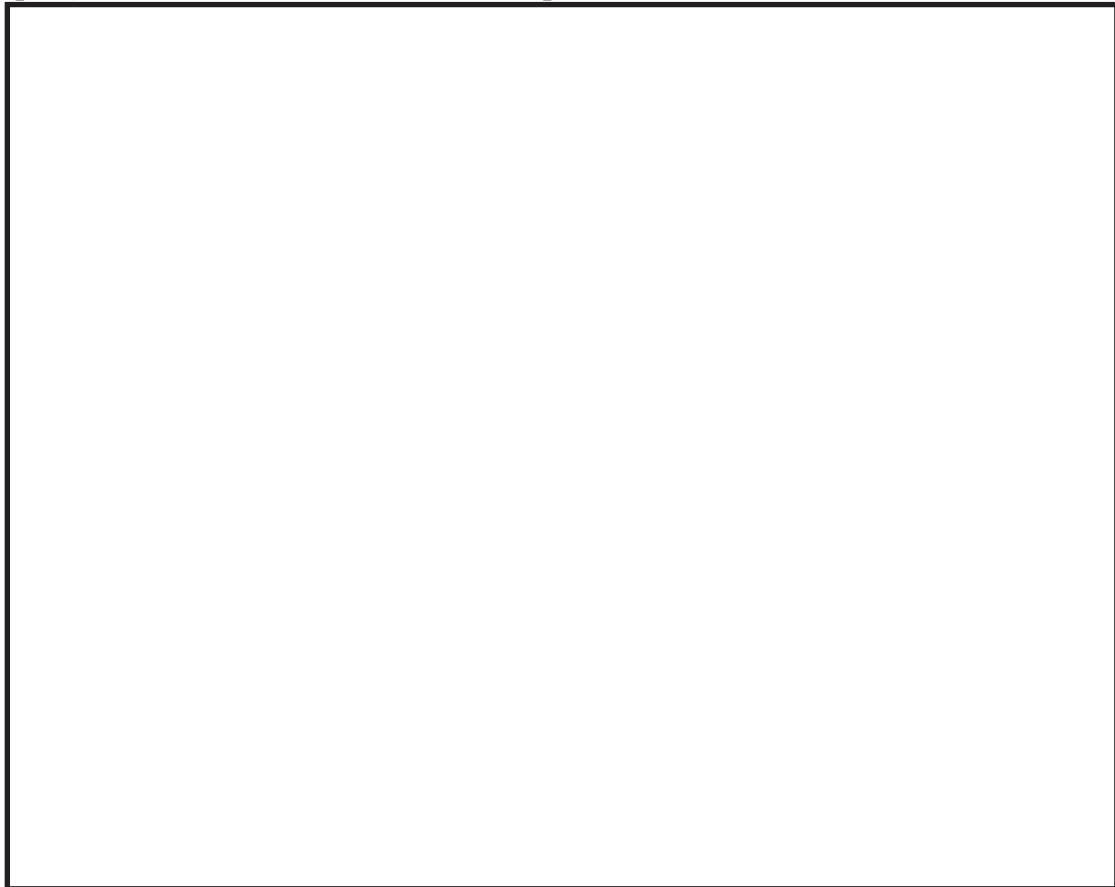
5. 有効性評価「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における水位不明時の対応について

有効性評価の格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスでは、原子炉冷却材喪失事故（大破断LOCA）の発生により第1図に示す水位不明領域となるため、運転員は「水位不明」と判断する。

この場合、炉心損傷判断後の対応手順に従い、原子炉圧力容器底部から原子炉水位レベル0まで水位を上昇させるために必要な注水量を注水する。所定量の注水完了後は、注水流量を崩壊熱相当とする。

以上のような対応を行う目的は、原子炉へ注水可能な系統が外部水源を使用している場合、原子炉満水操作を回避し外部水源注水量限界到達までの時間を遅延させることで、放射性物質を格納容器内に可能な限り保持することにより、格納容器ベントに伴う公衆被ばくや環境への影響を低減するためである。

【長期の損傷炉心への注水フロー概要】



枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 12. 女川2号炉のプラントの特徴について

### (1) 逃がし安全弁の容量（1個当たりの定格主蒸気流量割合）

逃がし安全弁1個当たりの容量に差はないものの、柏崎刈羽6、7号炉や東海第二に比べ、女川2号炉では原子炉熱出力が小さく、原子炉圧力容器内容量が小さいことから、相対的に原子炉圧力の低下が速く、TBPシーケンスにおける原子炉隔離時冷却系の停止時間が早い。

また、同様の理由で原子炉冷却材が少ないことで、TBPシーケンスにおける原子炉水位の低下が早いことから、事象進展が厳しくなる。

発電所	逃がし安全弁1個の容量（定格主蒸気流量割合）
女川2号炉	約8%
柏崎刈羽6、7号炉	約5%
東海第二	約6%

### (2) 格納容器空間部体積（原子炉熱出力当たりの空間部体積）

女川2号炉は柏崎刈羽6、7号炉や東海第二に比べ、原子炉熱出力に対する格納容器の自由体積が大きいため、格納容器からの除熱機能喪失による過圧事象発生時の格納容器の圧力上昇が遅い。

発電所	格納容器自由体積／原子炉熱出力
女川2号炉	12,600m <sup>3</sup> ／2,436MW ≒ 5.2
柏崎刈羽6、7号炉	13,310m <sup>3</sup> ／3,926MW ≒ 3.4
東海第二	9,800m <sup>3</sup> ／3,293MW ≒ 3.0

### (3) 格納容器最高使用圧力

女川2号炉は柏崎刈羽6、7号炉や東海第二に比べ、格納容器最高使用圧力が高いため、格納容器スプレイの開始時間や格納容器ベント開始時間が遅い。また、格納容器スプレイを実施する格納容器圧力が高いため、より効率的に格納容器圧力を抑制することができる。

発電所	格納容器最高使用圧力（MPa[gage]）
女川2号炉	0.427
柏崎刈羽6、7号炉	0.31
東海第二	0.31

(4) 外部水源持ち込み可能量（原子炉熱出力当たりの外部水源持ち込み可能量）

女川2号炉は柏崎刈羽6，7号炉や東海第二に比べ，耐震性確保のため外部水源の持ち込み可能量は少ない。しかしながら，原子炉熱出力当たりの外部水源持ち込み可能量としては東海第二よりも若干大きいため，格納容器過圧事象発生時の外部水源を用いた格納容器スプレイによる圧力抑制可能期間が長い。

発電所	外部水源持ち込み可能量／原子炉熱出力
女川2号炉	約 2,200m <sup>3</sup> ／2,436MW ≒ 約 0.90
柏崎刈羽6，7号炉	約 4,700m <sup>3</sup> ／3,926MW ≒ 約 1.2
東海第二	約 2,800m <sup>3</sup> ／3,293MW ≒ 約 0.85

以上

#### 44. 復水貯蔵タンクの保有水量について

有効性評価において期待する水源の1つに復水貯蔵タンク（以下「CST」という。）があり、初期保有水量については約1,600m<sup>3</sup>（使用可能量：約1,192m<sup>3</sup>）としている。

##### 1. 初期保有水量の考え方

CSTの初期保有水量の考え方については以下のとおりである（図1参照）。

- ① 有効性評価の中で大容量送水ポンプ（タイプI）による補給が可能となる事象発生10時間後までのCST水量の低下量が最も大きい「原子炉停止機能喪失」において、事象発生10時間後までの必要水量は約540m<sup>3</sup>となる
- ② 事象発生10時間後までに許容するCST水量の下限値を“HPCS水源切替レベル（約408m<sup>3</sup>）”と設定
- ③ CSTの初期水量としては、①+②の総量（約950m<sup>3</sup>）に余裕を見込み1,600m<sup>3</sup>と設定。水源評価上の保有水量約1,192m<sup>3</sup>は、正味使用可能量として上記1,600m<sup>3</sup>から下限値である約408m<sup>3</sup>を引いた値である

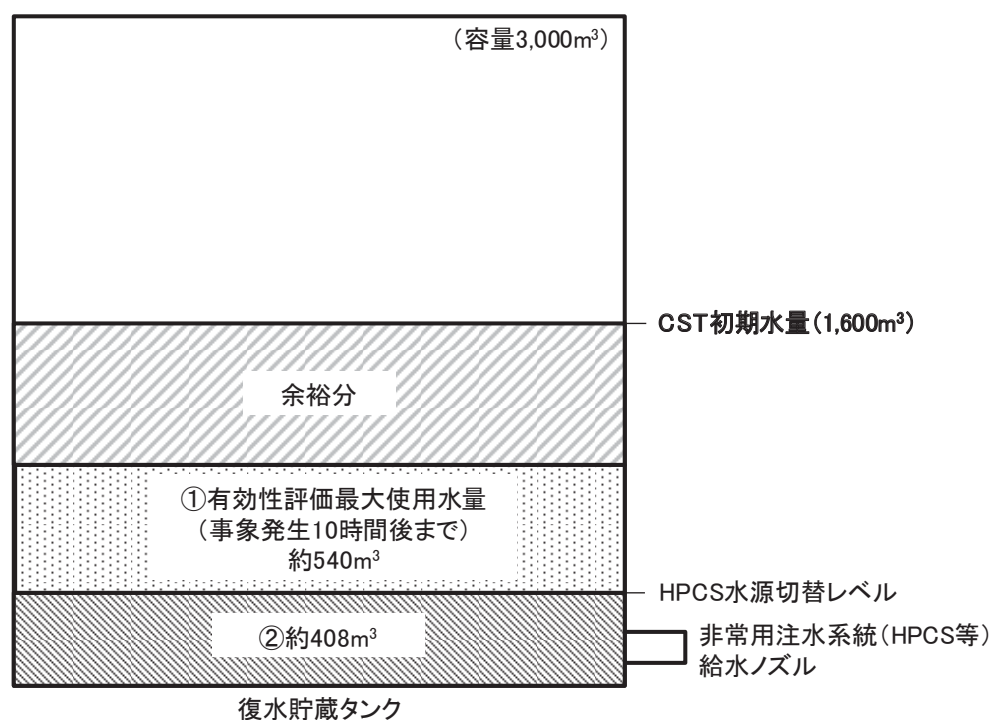


図1 CSTの初期保有水量の根拠

また、CSTは公称容量3,000m<sup>3</sup>であるが、CST保有水量は通常運転中にも変動があること、定期検査時の作業に係わる水の受入れ等を考慮し、ある程度の空間容積を確保する運用としている。女川2号炉におけるCST保有水に係わる運用について参考資料に示す。

## 2. 有効性評価以外の事象に対する CST 保有水量の妥当性

有効性評価を踏まえた CST の使用可能な保有水量は約 1,192m<sup>3</sup> と設定しているが、他の想定事象への対応を考慮しても現状の保有水量で事象収束が可能であることを確認する。

### (1) 外部事象及び内部事象への対応

女川 2 号炉において考慮すべき外部事象（自然現象及び人為事象）及び内部事象（内部火災及び内部溢水）が発生した場合においても、原子炉の低温停止を達成し維持するために必要な安全施設が安全機能を損なわない設計としている。したがって、少なくとも 1 系統の残留熱除去系が使用可能であることから、CST 保有水を継続的に使用することはない。

また、平成 29 年 12 月 14 日に実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則の一部改正で追加された、火山影響等発生時に全交流動力電源喪失事象が発生した場合の対応については、今後の保安規定に係わる審査の中で対応の成立性を示すこととしている。なお、本想定事象では全交流動力電源の喪失後、CST を水源とした原子炉隔離時冷却系又は高圧代替注水系による原子炉注水により炉心損傷防止を図る方針であるが、有効性評価における長期の全交流動力電源喪失時に必要な CST の水量<sup>※</sup>が 800m<sup>3</sup> 未満であることを踏まえ、淡水貯水槽から CST への補給を実施できない場合を想定しても、現状の CST 保有水量約 1,192m<sup>3</sup> で事象発生から 24 時間以上にわたり対応可能である。

※ サプレッションプールを水源とした残留熱除去系による原子炉注水及び格納容器除熱を開始する事象発生約 25 時間後までに必要な水量

### (2) 運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故への対応

運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故では、「外部電源喪失」のように事象発生初期に原子炉隔離時冷却系による CST を水源とした原子炉注水が想定される事象がある。しかしながら、いずれの事象においても残留熱除去系が使用可能であり、サプレッションプールを水源とした原子炉注水並びに原子炉及び格納容器の除熱が継続的に実施可能であることから、CST 保有水を継続的に使用することはない。

### (3) まとめ

有効性評価において定めた CST 保有水量約 1,192m<sup>3</sup> により他の事象への対応が可能であることを以下のとおり確認した。

- ・外部事象及び内部事象が発生した場合においても、少なくとも 1 系統の残留熱除去系が使用可能であることから、CST 保有水を継続的に使用することはない
- ・運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故では、残留熱除去系が使用可能であることから、CST 保有水を継続的に使用することはない



女川 2 号炉における CST に係る水運用について

女川 2 号炉では重大事故等に対処するために必要な水源として CST に期待している。CST の水は、プラント通常運転中の種々の作業用水等としても使用していることから、その水量は変動することとなる。また、定期検査（以下「定検」という。）初期に実施する系統水抜き水についても CST へ受け入れる必要があることから、ある程度の空間容積を確保する運用としている。これら CST に係る水運用について以下に示す。

(1) プラント定検初期における CST に係る水運用

定検初期における水運用については、図 1 に示す運用をベースとしている。

原子炉への常用給水系統である給復水系の点検準備のため、系統の水抜き作業を行う。これにより約 900m<sup>3</sup>の水が CST へ移送されるため、一定程度の空間容積を確保しておく必要がある。

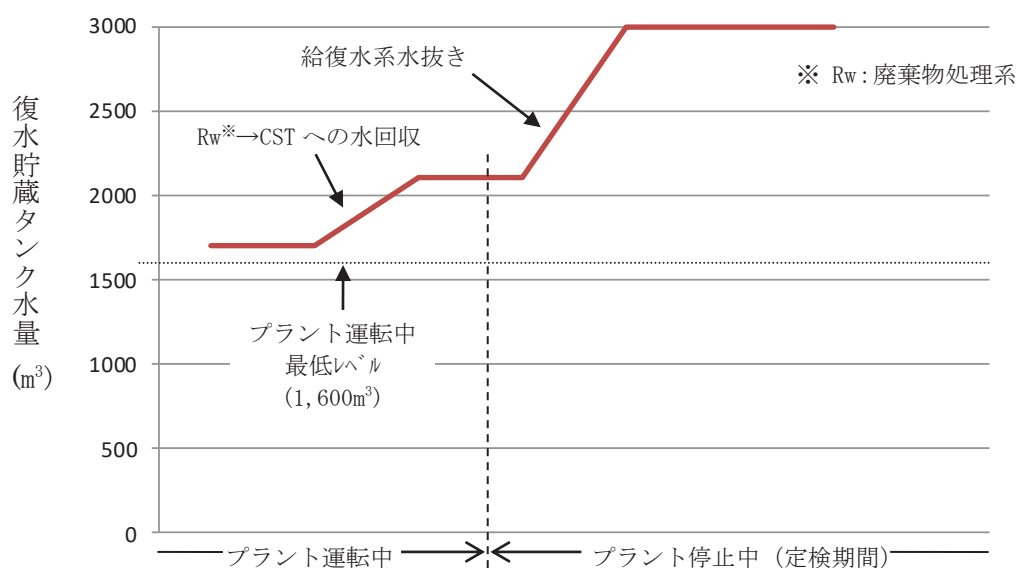


図 1 定検初期における水運用 (イメージ)

## (2) プラント運転中における CST に係る水運用

女川 2 号炉では、事故時の内部水源としてはサプレッションチェンバのプール水に期待していることから、外部水源である CST の水についてはプラント運転中においても事故時に必要な量を確保しつつ、復水浄化系に設置されている浄化装置の逆洗水といった作業用水として使用している。これらの水は使用後に CST へは直接戻らず廃棄物処理系へ排水されるが、廃棄物処理系にて処理された水は CST へ回収される。

プラント運転中における CST に係る水運用のイメージを図 2 に示す。

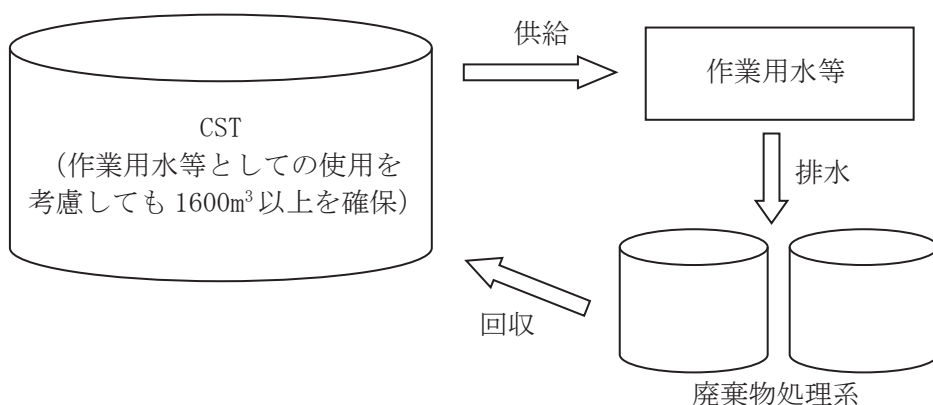


図 2 プラント運転中における CST に係る水運用 (イメージ)

## (3) まとめ

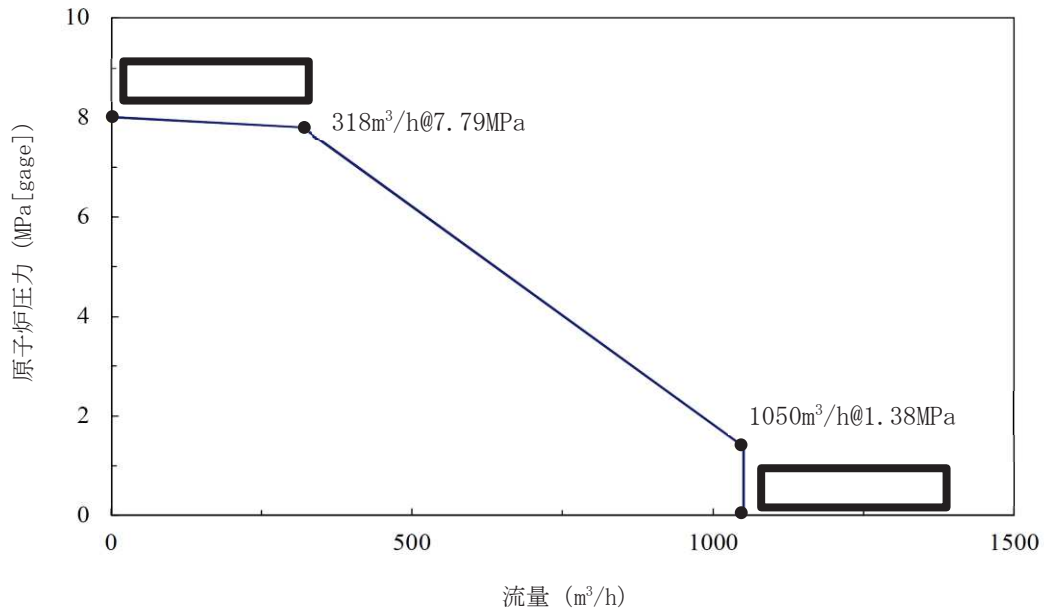
以上のとおり、CST の水はプラント運転時及び定検時を通して作業用水等として使用することで廃棄物処理系との水の授受が行われる。

CST の公称容量  $3,000\text{m}^3$  に対して、重大事故等時に必要な水量を確保しつつ、定検時の給復水系統の水抜き作業による CST への受入れ水量約  $900\text{m}^3$  及びプラント運転時の運用上の変動幅を考慮した空間容積を確保する観点から、プラント通常運転時に最低限確保すべき CST 水量は  $1,600\text{m}^3$  以上としている。

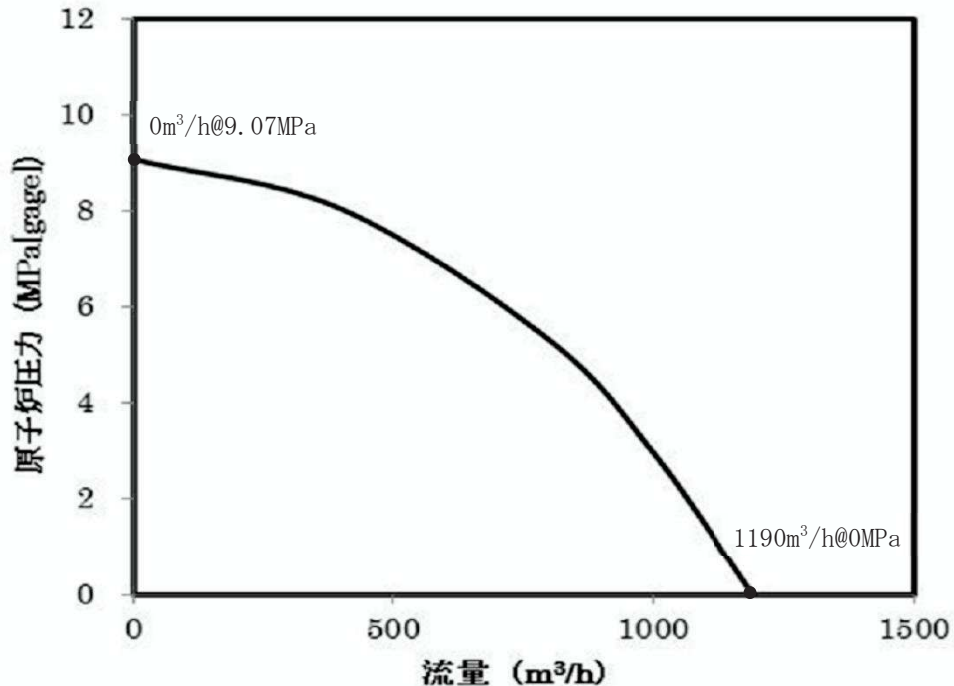
## 54. 有効性評価における機器条件について

### (1) 高圧炉心スプレイ系

#### a. SAFER



#### b. REDY



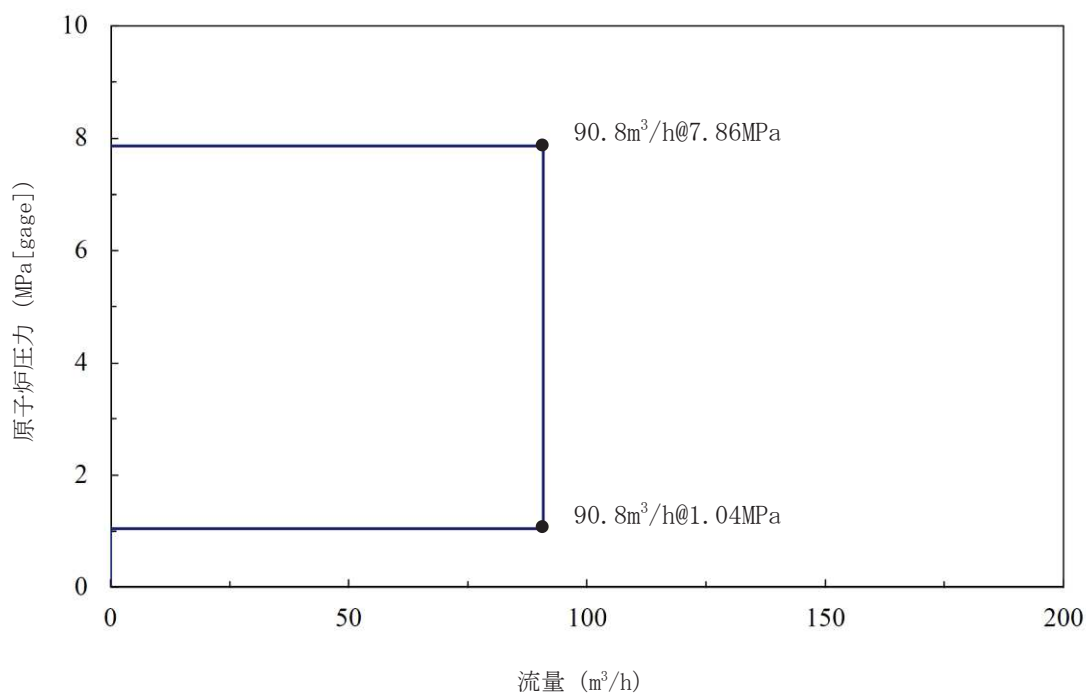
原子炉停止機能喪失シナリオにおいては、注水流量が大きい方が原子炉出力の観点で厳しい設定となるため、ポンプの性能特性を考慮した大きめの注水量特性を設定している。

※ 解析条件においては原子炉圧力容器と水源との差圧を考慮した[dif]で表記しているが、解析コードへは原子炉圧力容器の圧力に応じた注水量として[gage]で入力している（他の注水設備についても同様）

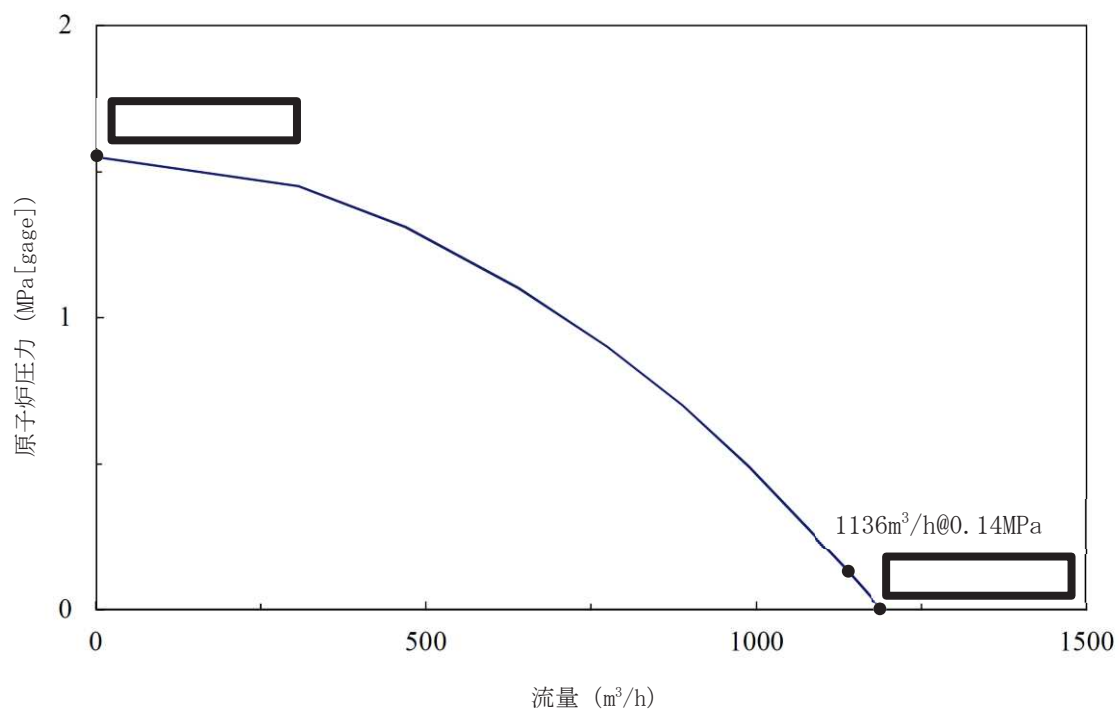
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 54-1

(2) 原子炉隔離時冷却系, 高压代替注水系

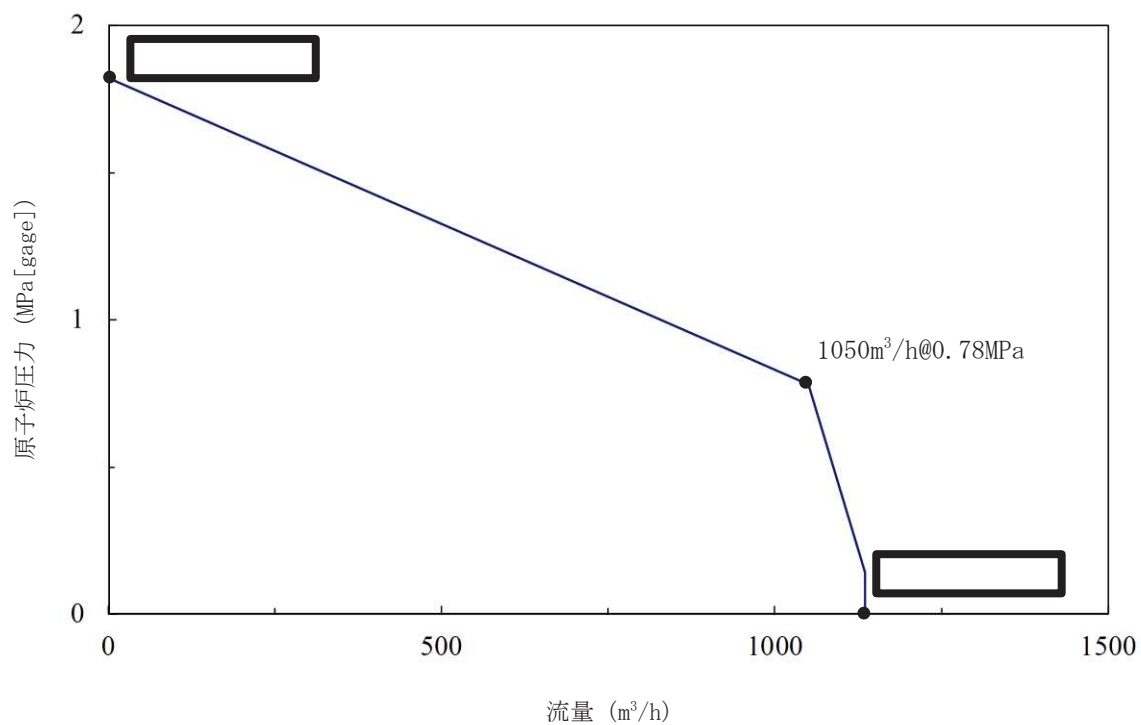


(3) 残留熱除去系 (低压注水モード)



枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(4) 低圧炉心スプレイ系

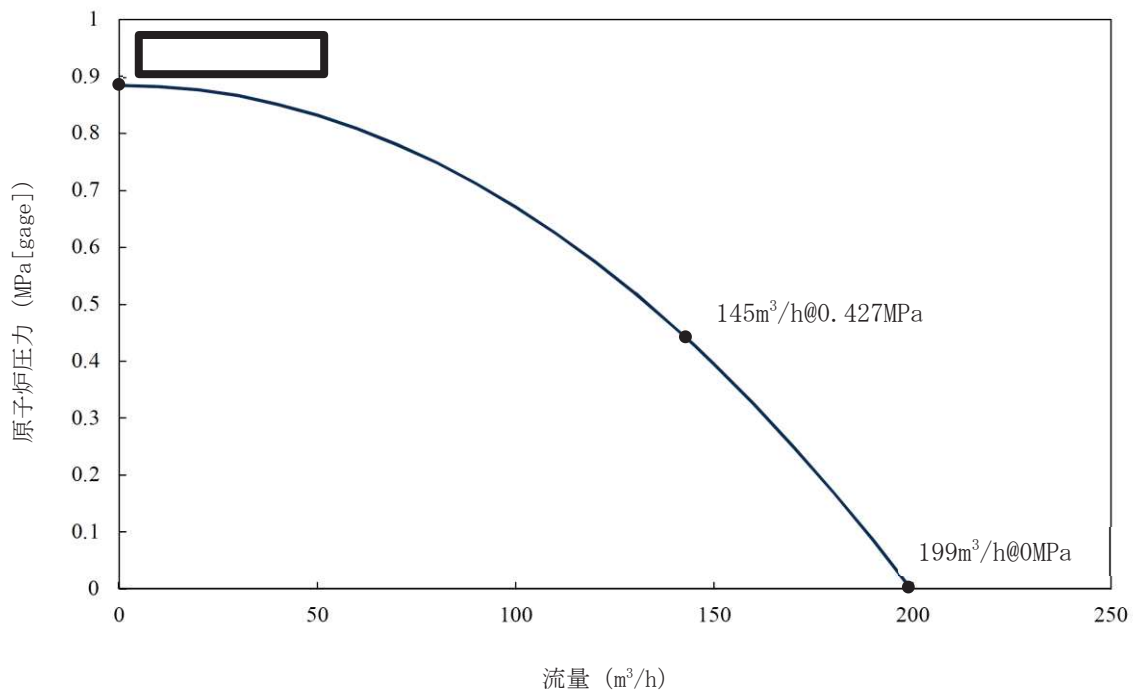


枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

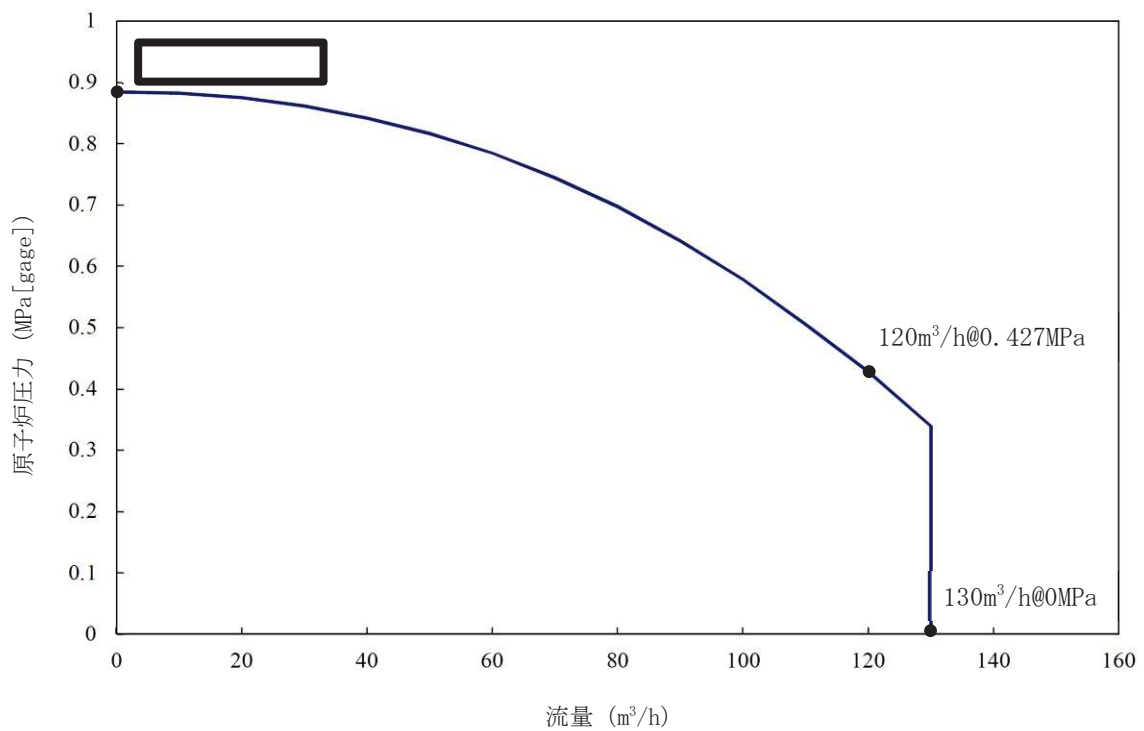
補足 54-3

(5) 低圧代替注水系（常設）

a. 復水移送ポンプ 2 台の場合



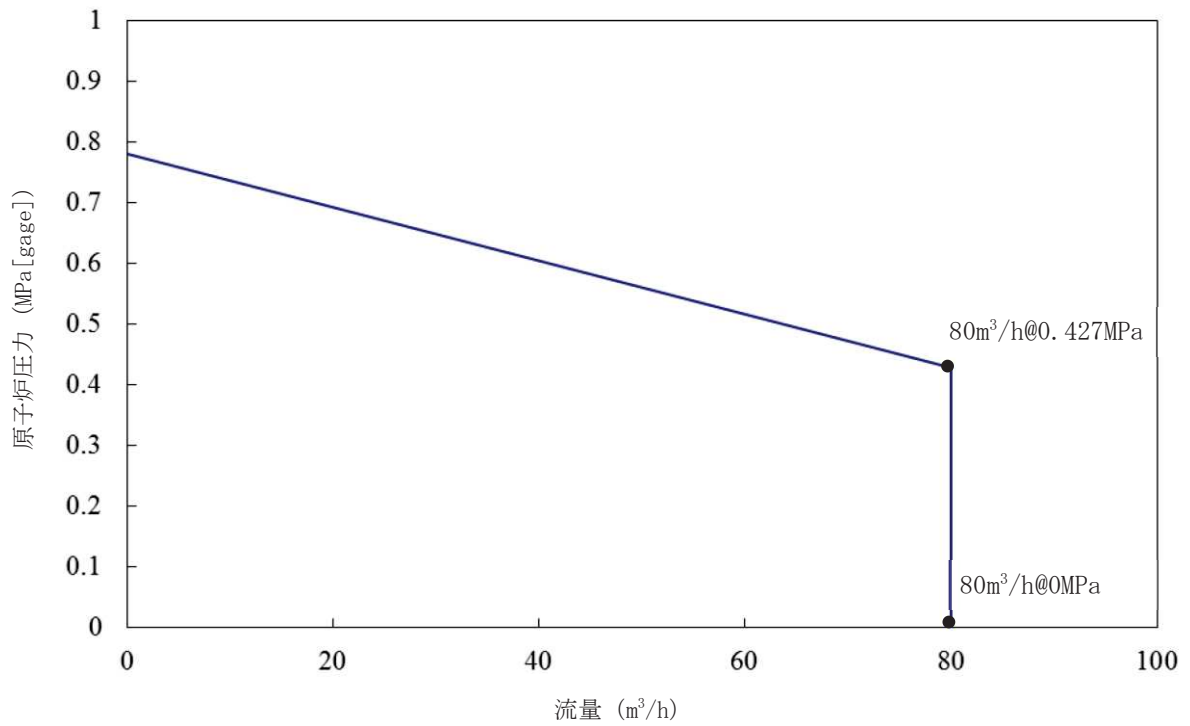
b. 復水移送ポンプ 1 台の場合



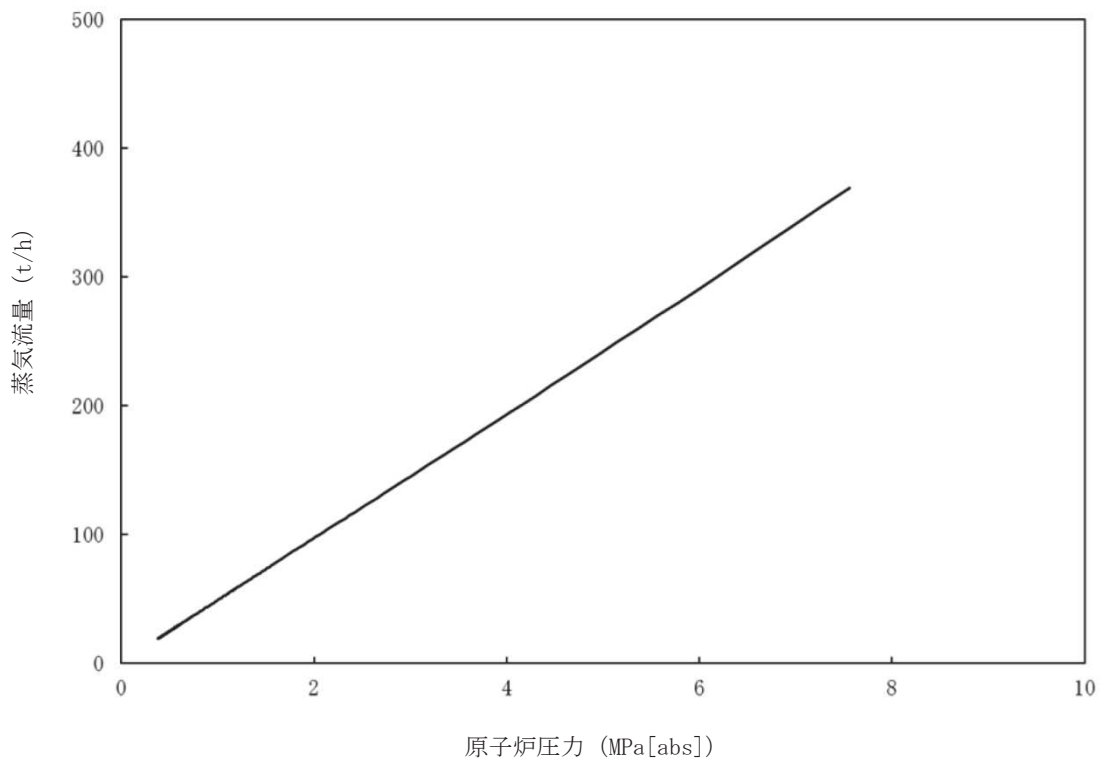
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 54-4

c. 直流駆動低圧注水ポンプの場合



(7) 逃がし安全弁



## 57. 有効性評価において機能喪失を仮定した設備について

表 1 ～ 4 に炉心損傷防止対策，格納容器破損防止対策，燃料プールの燃料損傷防止対策及び運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価の各重要事故シーケンス等において，機能喪失を仮定した設備の一覧を示す。



表 1 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1 / 4)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
高圧・低圧注水機能喪失	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧代替注水系</li> </ul>
	高圧注水失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイス</li> <li>原子炉隔離時冷却系</li> </ul>	
	低圧ECCS失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>低圧炉心スプレイス</li> <li>残留熱除去系 (低圧注水モード) ※1</li> </ul>	
	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	
高圧注水・減圧機能喪失	高圧注水失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイス</li> <li>原子炉隔離時冷却系</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧代替注水系</li> </ul>
	原子炉手動減圧失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>自動減圧系</li> </ul>	
	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + D G 失敗)	<ul style="list-style-type: none"> <li>非常用ディーゼル発電機</li> </ul>	
	H P C S 失敗 (蓄電池枯渇後 RCIC 停止)	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイスディーゼル発電機</li> </ul>	
全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + D G 失敗) + H P C S 失敗	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>(常代替交流電源設備による非常用母線の受電 (～24 時間))</li> </ul>
	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + D G 失敗)	<ul style="list-style-type: none"> <li>非常用ディーゼル発電機</li> </ul>	
	高圧注水失敗 (RCIC 本体の機能喪失)	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイスディーゼル発電機</li> <li>原子炉隔離時冷却系</li> </ul>	
	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	
全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + D G 失敗) + 高圧注水失敗	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + D G 失敗)	<ul style="list-style-type: none"> <li>非常用ディーゼル発電機</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>(常代替交流電源設備による非常用母線の受電 (～24 時間))</li> </ul>
	高圧注水失敗 (外部電源喪失 + D G 失敗)	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイスディーゼル発電機</li> <li>原子炉隔離時冷却系</li> </ul>	
	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	
	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	

※1 残留熱除去系 (低圧注水モード) の機能喪失に伴い、格納容器スプレイス、サブレシジョンプール水冷却、停止時冷却の機能喪失を仮定

表 1 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2 / 4)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + DG失敗) + 直流電源喪失 + HPC S失敗	外部電源喪失	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ (常設代替交流電源設備による非常用母線の受電 (～24 時間))</li> </ul>
	直流電源喪失	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 125V 蓄電池</li> </ul>	
	HPC S失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 高圧炉心スプレイス系ディーゼル発電機</li> <li>・ 原子炉隔離時冷却系</li> <li>・ 原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	
	—	—	
全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + DG失敗) + HPC S失敗 + SRV再閉失敗	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + DG失敗)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 非常用ディーゼル発電機</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ (常設代替交流電源設備による非常用母線の受電 (～24 時間))</li> </ul>
	SRV再閉失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 逃がし安全弁 1 個閉固着</li> </ul>	
	HPC S失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 高圧炉心スプレイス系ディーゼル発電機</li> <li>・ 原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	
	—	—	
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	—
	崩壊熱除去失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> </ul>	
	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失, 非常用ディーゼル発電機等)</li> </ul>	

表 1 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (3 / 4)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備	
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が故障した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	—	
	崩壊熱除去失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>残留熱除去系</li> <li>低圧炉心スプレイ系</li> <li>残留熱除去系 (低圧注水モード) (C)</li> <li>(原子炉隔離時冷却系)</li> </ul>		
原子炉停止機能喪失	過渡事象 (主蒸気隔離弁の誤閉止)	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>代替制御棒挿入機能</li> </ul>	
	原子炉停止失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉自動スクラム</li> <li>原子炉手動スクラム</li> </ul>		
LOCA時注水機能喪失	中破断 LOCA	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧代替注水系</li> </ul>	
	高圧注水失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧炉心スプレイ系</li> <li>原子炉隔離時冷却系</li> </ul>		
	低圧 ECCS 失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>低圧炉心スプレイ系</li> <li>残留熱除去系 (低圧注水モード) ※1</li> </ul>		
	—	外部電源喪失による給復水系停止		<ul style="list-style-type: none"> <li>外部電源喪失による給復水系停止</li> <li>自動減圧系</li> <li>原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)</li> <li>全交流動力電源喪失 (外部電源喪失, 非常用ディーゼル発電機等)</li> </ul>
		—		

※1 残留熱除去系 (低圧注水モード) の機能喪失に伴い, 格納容器スプレイ, サプレッションプール水冷却, 停止時冷却の機能喪失を仮定

表 1 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (4 / 4)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
格納容器バイパス (インターフェイスシステムLO CA)	I S L O C A	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ I S L O C A の発生を想定する高圧炉心 スプレイ系</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 代替自動減圧機能</li> </ul>
	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 外部電源喪失による給復水系停止</li> </ul>	

表 2 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1 / 2)

格納容器破損モード	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用する場合)</li> <li>・ 水素燃焼</li> </ul>	大破断 LOCA	—	—
	HPCS 失敗	・ 高圧炉心スプレイ系	
	低圧 ECCS 失敗	・ 低圧炉心スプレイ系 ・ 残留熱除去系 (低圧注水モード)	
	全交流動力電源喪失	・ 非常用ディーゼル発電機等	
	—	・ 原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)	
<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用できない場合)</li> </ul>	大破断 LOCA	—	—
	HPCS 失敗	・ 高圧炉心スプレイ系	
	低圧 ECCS 失敗	・ 低圧炉心スプレイ系 ・ 残留熱除去系 (低圧注水モード)	
	全交流動力電源喪失	・ 非常用ディーゼル発電機等 ・ 代替循環冷却系	
	—	・ 原子炉補機冷却水系 (原子炉補機冷却海水系含む)	

表 2 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2 / 2)

格納容器破損モード	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
<ul style="list-style-type: none"> <li>• 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱</li> <li>• 原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用</li> <li>• 溶融炉心・コンクリート相互作用</li> </ul>	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 高圧代替注水系</li> <li>• 低圧代替注水系 (常設) (復水移送ポンプ)</li> </ul>
	高圧注水失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 高圧炉心スプレイス</li> <li>• 原子炉隔離時冷却系</li> </ul>	
	低圧ECCS失敗	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 低圧炉心スプレイス</li> <li>• 残留熱除去系 (低圧注水モード)</li> </ul>	

表 3 燃料プールの燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

想定事故	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
想定事故 1	冷却機能喪失	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 残留熱除去系</li> <li>・ 燃料プール冷却浄化系</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 燃料プールのスプレイ系</li> </ul>
	注水機能喪失	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 燃料プール補給水系</li> <li>・ 復水補給水系</li> </ul>	
想定事故 2	プールの小規模な喪失	—	
	冷却機能喪失	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 残留熱除去系</li> <li>・ 燃料プール冷却浄化系</li> </ul>	
	注水機能喪失	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 燃料プール補給水系</li> <li>・ 復水補給水系</li> </ul>	

表 4 運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

事故シケンスグループ	重要事故シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない 主な重大事故等対処設備
崩壊熱除去機能喪失	崩壊熱除去機能喪失	—	—
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	・運転中の残留熱除去系（原子炉停止時冷却モード）	
全交流動力電源喪失	外部電源喪失	—	—
	交流電源喪失	・非常用ディーゼル発電機	
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	・高圧炉心スプレイ系	
	—	・原子炉補機冷却水系（原子炉補機冷却海水系含む）	
原子炉冷却材の流出	原子炉冷却材の流出（RHR 切替時の冷却材流出）	—	—
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	・残留熱除去系（原子炉停止時冷却モード）	
反応度の誤投入	制御棒の誤引き抜き	—	—



## 60. 外部水源を用いた場合の格納容器スプレイ流量について

格納容器スプレイによるエアロゾル除去効果については、スプレイ液滴径と相関があるため、スプレイ流量を低下させた場合、液滴径が大きくなることで十分なエアロゾル除去効果が確保されないおそれがある。また、MAAP 解析において有効性を確認している粒径である 2 mm を上回る可能性がある。

一方、外部水源を用いた格納容器スプレイ時は、格納容器内への水の持ち込みが継続されることから、その流量が運用上のベント実施基準である外部水源注水量限界到達時間に影響を与えることとなる。

そのため、手順においては、実験<sup>[1]</sup>に基づきエアロゾル除去効果が確保される最低流量を、スプレイ流量として設定している。

### (1) 実験の知見

図 1 に実験の結果を示す。実験において、ノズルあたりの流量が 10L/min 以上確保される流量では、最大の液滴径が 2 mm 以下となる。

そのため、ノズルあたり 10L/min 以上の流量が確保される流量を格納容器スプレイ流量に設定する。

### (2) 女川 2 号炉におけるスプレイ流量の設定

女川 2 号炉におけるスプレイヘッドのノズル数は 146 個であることから、下式に示すとおり、スプレイ流量 88m<sup>3</sup>/h を確保することで、スプレイノズルあたりの流量は 10L/min を確保できる。

$$\begin{aligned} \cdot \text{最低流量} &= 10[\text{L}/\text{min}/\text{ノズル}] \times 146[\text{ノズル}] \\ &= 1460[\text{L}/\text{min}] \\ &= 87.6[\text{m}^3/\text{h}] \rightarrow 88[\text{m}^3/\text{h}] \end{aligned}$$

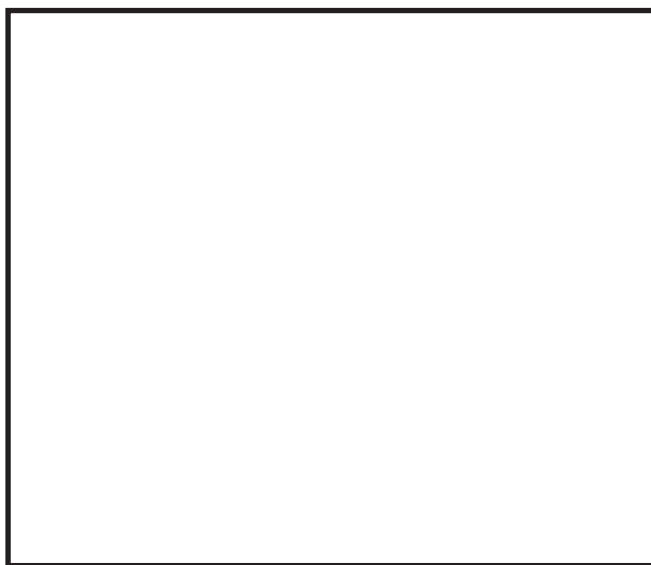


図 1 スプレイ液滴径の実験結果（ノズルあたりの流量）

[1] 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）（平成 5 年 3 月）

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 66. 低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による原子炉注水準備の成立性について

低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による原子炉注水の準備として、中央制御室からの遠隔操作により必要な電動弁操作（復水貯蔵タンク常用、非常用給水管連絡ライン止め弁の開操作及びバイパス流防止のため緊急時隔離弁等の閉操作）による系統構成、復水移送ポンプの起動操作および原子炉への注水に必要な電動弁（残留熱除去系注入隔離弁等）の開操作を行うこととしている。

これらの操作は運転員1人が一連で対応することとしているが、中央制御室に設置されている1つの制御盤で対応が可能であること及び操作スイッチによる操作であり、簡易な操作であることから有効性評価における想定時間5分以内で対応可能である。（訓練実績等では3分44秒）

操作時間の詳細を以下に示す。

操作内容	操作時間 (訓練実績等)	想定時間
系統構成 ・復水貯蔵タンク常用、非常用給水管連絡ライン止め弁「開」 ・CRD復水入口弁「閉」 ・R/B 1F緊急時隔離弁「閉」 ・T/B緊急時隔離弁「閉」 ・R/B B1F緊急時隔離弁「閉」 ・MUWCサンプリング取出止め弁「閉」 ・FPMUWポンプ吸込弁「閉」	1分51秒	/
復水移送ポンプ2台起動（ポンプ出口圧力上昇確認含む）	41秒	
原子炉注水に必要な電動弁操作 ・RHR A系LPCI注入隔離弁「開」 ・RHRヘッドスプレイライン洗浄流量調整弁「開」	1分12秒	
合計	3分44秒	

## 67. 原子炉格納容器代替スプレイ時の流量調整操作について

### (1) はじめに

大容量送水ポンプ（タイプ I）を用いた対応手段のうち、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）の流量（ $88\text{m}^3/\text{h}$ ）については、流量が少ない場合は液滴径が大きくなることで十分なエアロゾル除去効果が確保されないおそれがあり、流量が多い場合は外部水源注水量限界到達時間が早まり、格納容器ベントの基準となる格納容器圧力 1 Pd（炉心損傷後は外部水源注水量限界（サブレーションプール水位が通常運転水位＋約 2m）到達時間が早まる可能性が考えられるため、適切な流量調整が必要となる。

このため、中央制御室で流量の監視を行う運転員と現場の弁で流量調整操作を行う重大事故等対応要員による原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）の流量調整操作の成立性について、確認を行った。

### (2) 原子炉格納容器代替スプレイ冷却の対応手順概要

原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器代替スプレイ手順の概要を図 1 に、系統概要図を図 2 に示す。

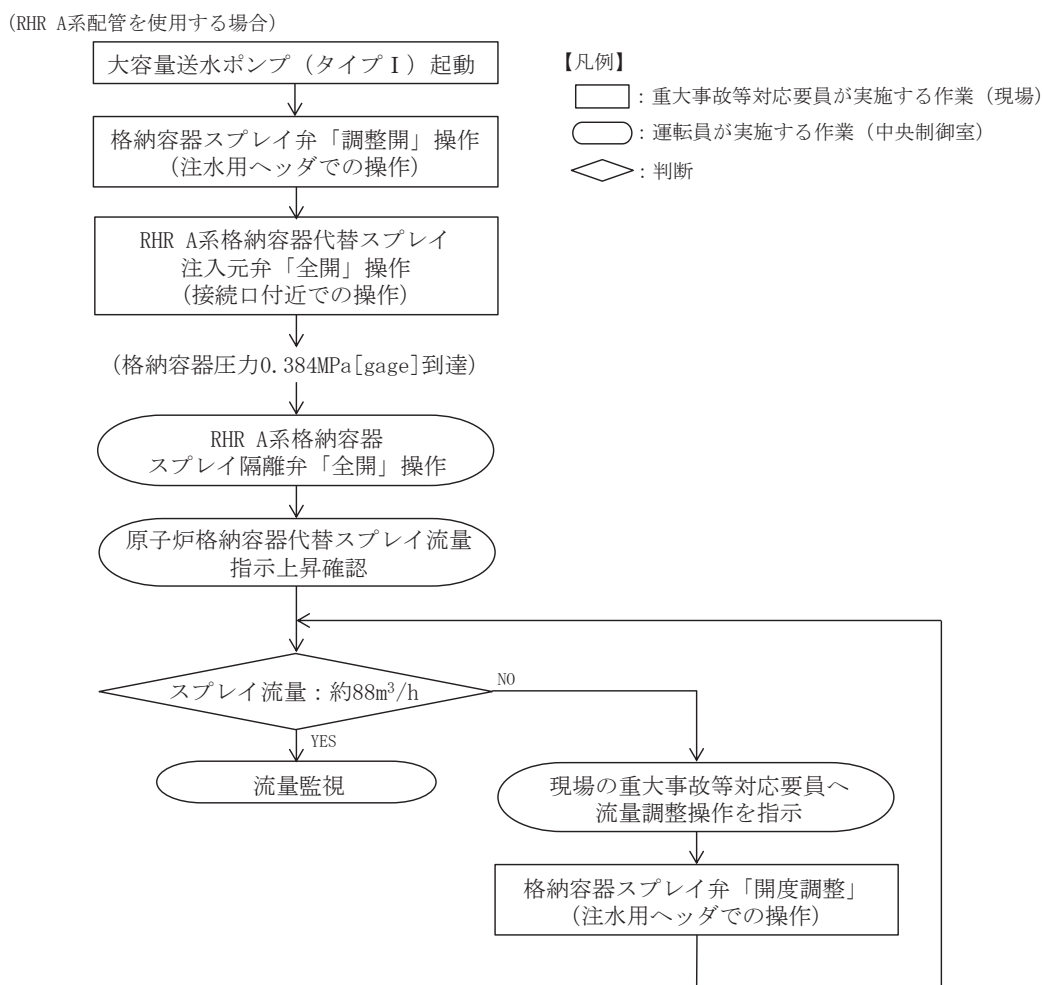
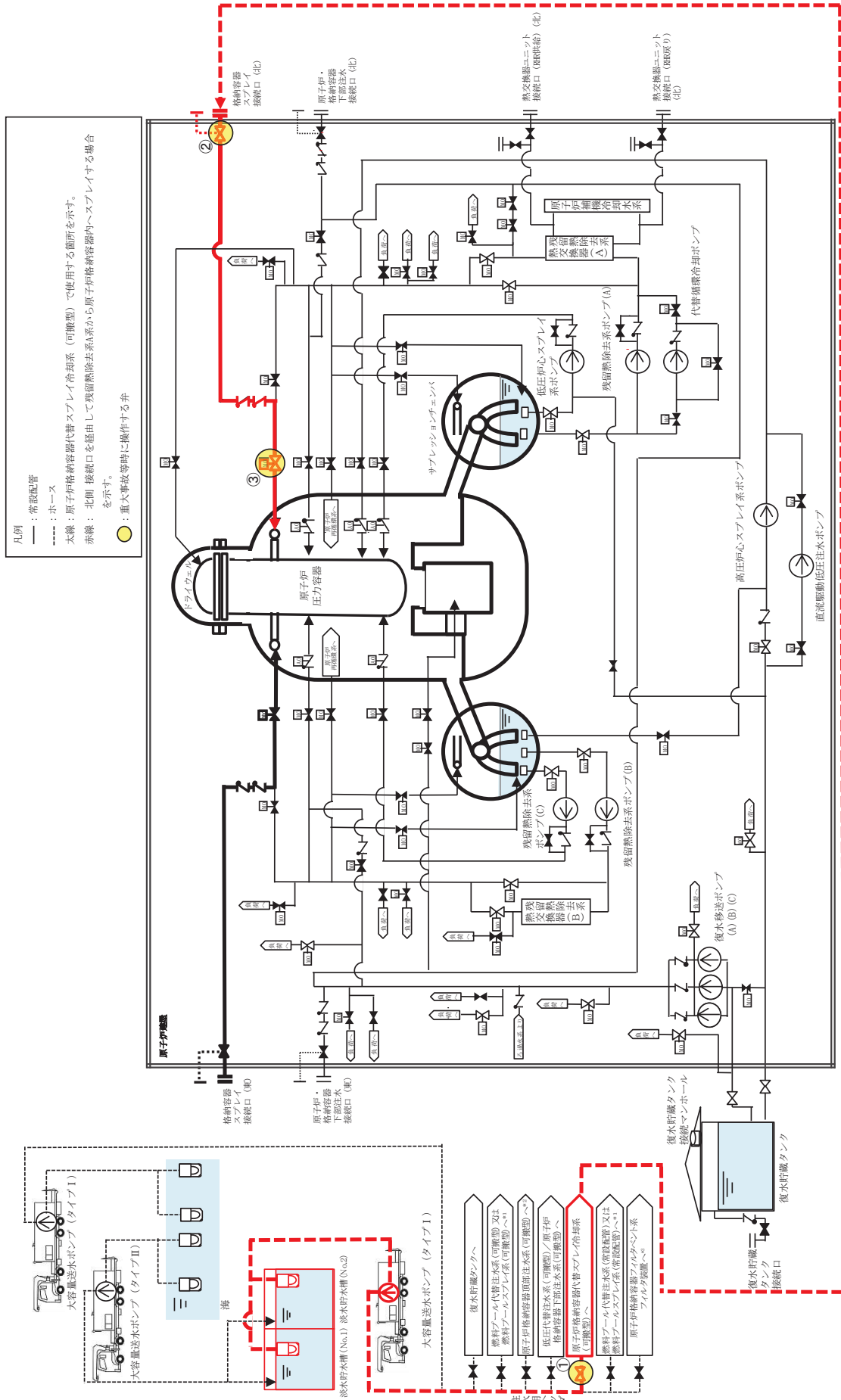


図 1 格納容器代替スプレイ手順の概要



\*1: 同時使用は考慮しない  
 \*2: 自主対策設備  
 \*3: 海を水源とした補給は行わない

図2 原子炉格納容器代替スプレイ冷却系 (可搬型) 系統概要図

a. 格納容器代替スプレイ実施時の中央制御室及び現場での操作

中央制御室の運転員は、中央制御室からの遠隔操作により RHR A 系格納容器スプレイ隔離弁(図 2 ③)を全開操作し格納容器代替スプレイを開始するとともに、原子炉格納容器代替スプレイ流量計の指示上昇を確認する。このとき、代替スプレイ流量が約  $88\text{m}^3/\text{h}$  ( $88\text{m}^3/\text{h}$  以上) となるよう現場の重大事故等対応要員へ注水用ヘッダ付属の格納容器スプレイ弁(図 2 ①)の開度調整を指示する。

現場の重大事故等対応要員は、中央制御室からの指示を受け格納容器スプレイ弁(図 2 ①)の開度調整を行うが、中央制御室と現場を繋ぐ必要な通信連絡手段を確保していること及びこのような中央制御室と現場との連携を前提とした操作は通常作業時にも実施している操作であり、操作の成立性に問題はない。

b. 監視計器の仕様

格納容器代替スプレイ流量を監視するための計装設備は、原子炉格納容器代替スプレイ流量であり、中央制御室の運転員が格納容器代替スプレイを開始する際に弁操作を行う制御盤と同じ制御盤に設置されている。

原子炉格納容器代替スプレイ流量指示計は  $1\text{m}^3/\text{h}$  単位で読み取り可能な計器であり、目標流量 ( $88\text{m}^3/\text{h}$ ) に対して流量指示の適切な確認が可能である。

(3) 流量調整確認試験

大容量送水ポンプ(タイプ I)による注水用ヘッダを経由した流量調整が可能であることを、試験により確認した。

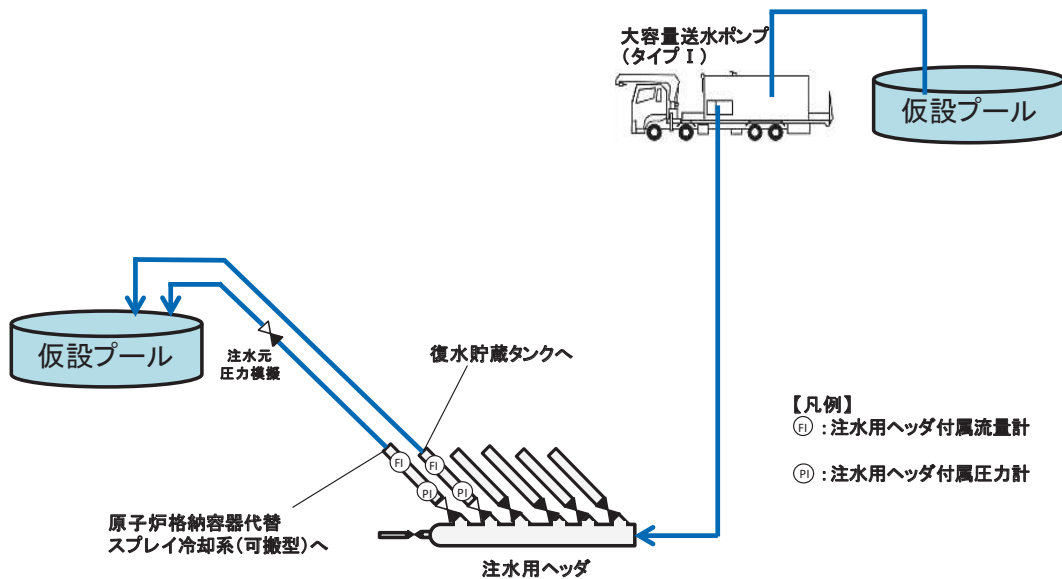
a. 確認試験の概要

有効性評価における複数同時送水(原子炉格納容器代替スプレイ冷却系(可搬型)及び復水貯蔵タンクへの水の補給)を模擬し、仮設プールから大容量送水ポンプ(タイプ I)による圧力一定での送水を行い、注水用ヘッダ付属隔離弁による分岐及び流量調整が可能であることを確認した。図 3 に試験時の系統構成を示す。

確認試験においては、以下について確認した。

- ・注水用ヘッダ付属隔離弁により各負荷への流量調整が可能であること
- ・複数同時送水時に、一方の流量調整を行った際、他方に悪影響を与えず流量調整が可能であること

なお、確認試験は淡水貯水槽(No. 1)及び淡水貯水槽(No. 2)から原子炉建屋等への送水を模擬した配置にて行い、要員についても有効性評価における要員数にて実施した。



b. 確認試験結果

- ・各負荷への送水目標値(原子炉格納容器代替スプレイ冷却系(可搬型):88m<sup>3</sup>/h, 復水貯蔵タンクへの水の補給:150m<sup>3</sup>/h)に対し,それぞれ±2m<sup>3</sup>/h程度で調整可能であることを確認した。
- ・各負荷への注水用ヘッダ付属隔離弁による流量調整は,一負荷当たり5分以内で実施可能であることを確認した。
- ・一方の注水を継続しつつ,他方の注水をON-OFFした場合でも,継続注水先の流量に影響を与えることなく注水可能であることを確認した。

なお,本試験は系統成立性の確認を目的として実施したため,各負荷への流量調整に一負荷当たり5分を要しているが,工場試験及び訓練においては,一負荷当たり3分以内で流量調整できている。また,各負荷に対する注水用ヘッダ付属隔離弁には開度計を設けているため,訓練実績等を踏まえ目標流量となる弁開度をあらかじめ定めることにより,流量調整に要する時間を短縮することが可能である。

(4) 格納容器代替スプレイ流量に関する不確かさ評価

仮に格納容器代替スプレイ流量が大きくなる場合,単位時間あたりの格納容器内への水の持ち込み量が多くなるが,スプレイによる圧力低減効果は増大するため,スプレイ時の格納容器圧力低下速度が大きくなる。そのため,外部水源注水量限界到達時間が大きく変化することはなく,格納容器圧力1Pd(炉心損傷後は外部水源注水量限界(サプレッションプール水位が通常運転水位+約2m))到達時間への影響は小さいと考えられる。

表1に,格納容器代替スプレイ流量を95m<sup>3</sup>/hとした場合の格納容器圧力1Pd(炉心損傷後は外部水源注水量限界(サプレッションプール水位が通常運転水位+約2m))到達時間を示すが,その影響は1時間程度であり,軽微である。

表1 スプレー流量別のベント実施基準到達時間

事故シーケンス グループ等	ベント 実施基準	ベント実施基準到達時間	
		88m <sup>3</sup> /h	95m <sup>3</sup> /h
高圧・低圧注水機能喪失	格納容器 圧力 1 Pd	約 45 時間	約 46 時間
崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系が故障した場合）		約 44 時間	約 45 時間
LOCA 時注水機能喪失		約 44 時間	約 43 時間
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できない場合）	外部水源注水量限界到達	約 44 時間	同左

(5) まとめ

原子炉格納容器代替スプレー冷却系（可搬型）による格納容器代替スプレー流量の調整操作は、中央制御室の運転員が確認する原子炉格納容器代替スプレー流量指示計が 1 m<sup>3</sup>/h 単位で読取ることができ、流量が 88m<sup>3</sup>/h を下回っている場合には現場の重大事故等対応要員に流量調整を指示可能であること及び訓練実績により± 2 m<sup>3</sup>/h 程度に流量調整が可能であることから、目標流量である約 88m<sup>3</sup>/h に調整可能であることを確認した。

また、仮に代替スプレー流量を保守的に 95m<sup>3</sup>/h としてスプレーを行った場合であっても、格納容器圧力 1 Pd（炉心損傷後は外部水源注水量限界（サブプレッションプール水位が通常運転水位＋約 2 m））到達時間への影響は軽微であることを確認した。

## 70. 有効性評価における解析条件の変更等について

### 1. 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

#### (1) 2018年3月22日審査会合からの変更点

##### a. 解析条件の変更

事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」については、ほう酸水注入系のほう酸濃度を運用値である1,200ppm相当の12.1wt%とした条件にて評価を行っていたが、原子炉設置許可変更申請書の添付書類八との整合性の観点から、1,000ppm相当の濃度である10.3wt%とした条件に見直しを行うこととした（表1-1参照）。

解析条件見直し後においても、ほう酸水注入開始前に最大値を示す燃料被覆管最高温度、燃料被覆管酸化量および原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力については、解析条件変更により違いは生じない。また、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度については、解析条件変更前と比べて僅かに高い値となるものの、判断基準を満足することを確認した（表1-2参照）。

表1-1 解析条件の変更（原子炉停止機能喪失）

解析条件	変更前	変更後	変更理由
ほう酸水注入系 ほう酸濃度	12.1wt% (1,200ppm相当)	10.3wt% (1,000ppm相当)	原子炉設置許可変更申請書添付書類八との整合性の観点からの変更

表1-2 評価結果（原子炉停止機能喪失）

評価項目	変更前	変更後	判定基準
燃料被覆管最高温度	約961℃	同左	1,200℃以下
燃料被覆管酸化量	1%以下	同左	15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力	約9.56MPa[gage]	同左	10.34MPa[gage]未満
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力	約0.19MPa[gage]	約0.21MPa[gage]	0.854MPa[gage]未満
原子炉格納容器バウンダリにかかる温度	約113℃	約116℃	200℃未満



b. 原子炉停止機能喪失が発生した場合における手順の変更

原子炉停止機能喪失が発生した場合の対応手順について、判断の迅速性を考慮した手順に変更することとした（表1-3参照）。

なお、ほう酸水注入系の起動判断を変更しても、原子炉停止機能喪失の評価における、ほう酸水注入系の起動時期は大きく変わらないことから、評価に変更は生じない。

表1-3 原子炉停止機能喪失が発生した場合の対応手順の変更

判断項目	変更前	変更後	変更理由
原子炉停止機能喪失判断 <sup>※1</sup>	全制御棒全挿入位置又は02ポジションの確認ができない場合	1本 <sup>※2</sup> よりも多くの制御棒が未挿入の場合	判断の迅速性を考慮した変更
ほう酸水注入系起動判断	サブレーションプール水温が49℃に到達した場合	原子炉停止機能喪失を判断した場合	

※1 原子炉手動スクラム，原子炉モードスイッチ「停止」位置切替，手動による代替制御棒挿入を実施しても全制御棒全挿入とならず，未挿入の制御棒が1本よりも多い場合，原子炉停止機能喪失と判断

※2 停止余裕を考慮し設定

(2) 2018年5月17日審査会合からの変更点

a. 重要事故シーケンス及び有効性評価において期待する設備の変更

重要事故シーケンスの選定にあたり、LOCAの分類を2分類（大破断LOCA及び中小破断LOCA）としていたが、流出量に応じて炉心損傷回避可能な緩和系が異なることを踏まえて3分類（大破断LOCA，中破断LOCA及び小破断LOCA）に変更した。

それに伴い、LOCA時注水機能喪失における重要事故シーケンスについては、要求される設備容量等の観点からより厳しい想定となる中破断LOCAを起因事象とする事故シーケンスに変更した。

また、中破断LOCAを起因事象とする事故シーケンスに対する対策の有効性を確認することから、蒸気により駆動する高圧代替注水系による原子炉注水には期待しない評価に変更した。

b. 想定する破断位置及び破断面積

事故シーケンスグループ「LOCA時注水機能喪失」において、破断位置として、気相部に接続する主蒸気配管，液相部に接続する再循環配管及び底部ドレン配管では、事象進展に優位な差はないこと及び雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）において再循環配管を想定していることを考慮し、再循環配管を設定することに変更した。

また、破断面積については、燃料被覆管の破裂発生を防止可能な範囲で事象

進展の特徴を代表でき、操作時間余裕を確保できる破断面積として 1.4cm<sup>2</sup>を設定した。

表 1 - 4 LOCA時注水機能喪失における変更内容

項目	変更前	変更後
重要事故シーケンスにおけるLOCA分類	2分類（大破断LOCA，中小破断LOCA）	3分類（大破断LOCA，中破断LOCA，小破断LOCA）
重要事故シーケンスにおける起回事象	中小破断LOCA	中破断LOCA
期待する主な重大事故等対処設備	高压代替注水系 低压代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）	低压代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）
想定する破断位置	底部ドレン配管	再循環配管
想定する破断面積	6 cm <sup>2</sup>	1.4cm <sup>2</sup>

上記の変更後においても、表 1 - 5 に示すとおり、評価結果は判定基準を満足することを確認した。

表 1 - 5 評価結果 (LOCA時注水機能喪失)

評価項目	変更前	変更後	判定基準
燃料被覆管最高温度	約 666℃	約 872℃	1, 200℃以下
燃料被覆管酸化量	1 %以下	同左	15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリにかか る圧力	約 7. 69MPa [gage]	同左	10. 34MPa [gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリにかか る圧力	約 0. 427MPa [gage]	同左	0. 854MPa [gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリにかか る温度	約 154℃	約 155℃	200℃未満
(参考) 格納容器ベント時間	約 43 時間	約 44 時間	—

(3) 2018年6月12日審査会合からの変更点

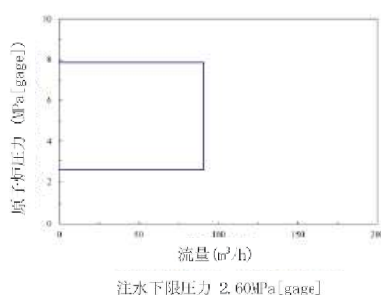
a. 解析条件の変更

(a) 逃がし安全弁による原子炉減圧時間の変更

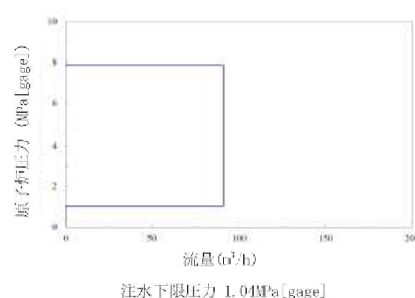
事故シーケンスグループ「全交流動力電源喪失 (外部電源喪失 + DG 失敗) + 直流電源喪失」においては、事象発生 8 時間後に注水設備を高圧代替注水系から低圧代替注水系 (常設) (直流駆動低圧注水ポンプ) に、直流電源を常設代替直流電源設備 (125V 代替蓄電池) から電源車給電に切り替える評価としていたが、本事故シーケンスグループの特徴である直流電源喪失に対する対策の有効性を確認するとともに、直流電源喪失時の初期対応で受電操作を実施する常設代替直流電源設備 (125V 代替蓄電池) の使用量を厳しく評価する観点から、常設代替直流電源設備 (125V 代替蓄電池) により高圧代替注水系を事象発生 24 時間後まで継続運転する解析へと変更した。

(b) 高圧代替注水系の注水特性の変更

設計進捗 (配管ルートの確定) を踏まえ、高圧代替注水系の注水特性を変更した。



[変更前]



[変更後]

なお、解析においては、原子炉圧力が高圧状態の時にのみ高圧代替注水系の注水に期待しており、原子炉減圧開始以降においては高圧代替注水系の注水には期待しない評価としていることから、本変更に伴う解析結果への影響はない（補足説明資料「133. 原子炉減圧実施時における原子炉隔離時冷却系及び高圧代替注水系の注水方法の設定について」参照）。

表 1 - 6 解析条件の変更（全交流動力電源喪失（外部電源喪失 + DG 失敗） + 直流電源喪失）

項目	変更前	変更後
高圧代替注水系 <sup>※</sup> の注水時間	事象発生 40 分後から 事象発生 8 時間後まで	事象発生 40 分後から 事象発生 24 時間後まで
逃がし安全弁による原子炉 手動減圧開始時間	事象発生 8 時間後	事象発生 24 時間後
高圧代替注水系	90.8m <sup>3</sup> /h (7.86～ 2.60MPa[gage]において)	90.8m <sup>3</sup> /h (7.86～ 1.04MPa[gage]において)

※ 高圧代替注水系の制御には常設代替直流電源設備（125V 代替蓄電池）を用いる

上記の変更後においても、表 1 - 7 に示すとおり、解析結果は判定基準を満足することを確認した。

表 1 - 7 評価結果（全交流動力電源喪失（外部電源喪失 + DG 失敗） + 直流電源喪失）

評価項目	変更前	変更後	判定基準
燃料被覆管最高温度	約 672℃	約 309℃	1,200℃以下
燃料被覆管酸化量	1%以下	同左	15%以下
原子炉冷却材圧力バウンダリ にかかる圧力	約 7.77MPa[gage]	同左	10.34MPa[gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリに かかる圧力	約 0.347MPa[gage]	約 0.375MPa[gage]	0.854MPa[gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリに かかる温度	約 147℃	約 155℃	200℃未満

## 2. 使用済燃料プールにおける重大事故に至るおそれがある事故

### (1) 2017年12月26日審査会合からの変更点

#### a. 重大事故等対処設備の追加

想定事故1及び想定事故2については、燃料プール代替注水系（可搬型）による注水により燃料損傷の防止を図ることを説明してきたが、燃料プール周辺の線量率上昇時、スロッシング発生時等においても確実な対応が可能となるよう、燃料プール代替注水系（常設配管）についても重大事故等対処設備とすることとした（表2-1参照）。

表2-1 重大事故等対処設備の変更（想定事故1および想定事故2）

項目	変更前	変更後	変更理由
重大事故等 対処設備	・燃料プール代替注 水系（可搬型）	・燃料プール代替注 水系（可搬型） ・燃料プール代替注 水系（常設配管）	線量率上昇時、スロッシング 発生時等における確実な対応 を考慮した変更

#### b. 重大事故等対処設備の運用の変更

使用済燃料プール監視設備の使用済燃料プール水位／温度（ヒートサーモ式）は、水位計測時にヒータが10分に1回のサイクルでON-OFFの繰り返し動作を行う設備であり、常時計測とした場合におけるヒータ制御回路の耐久性の観点から考慮し事象発生後に中央制御室の操作スイッチにより計測を開始することで説明してきたが、ヒータ制御回路の耐久性を確認したことから、常時計測を行うことで事象発生後の操作を不要とした。

#### c. 評価条件の不確かさの影響評価の見直し

基準地震動の変更及び追加にともなうスロッシング再評価を行い、スロッシング発生時の燃料プール水位の低下量を、サイフォンブレイク孔設置位置を下回る通常水位から約0.53mに見直しを行っている。燃料プール水位の不確かさとして、スロッシングによる燃料プール水位の低下を取り扱っており、水位低下量が大きくなった場合、燃料プールの保有水量は減少するため、遮蔽が維持される最低水位に到達するまでの時間等に影響が生じる。このため、スロッシング発生時における燃料プール水位低下量の見直しに伴う影響評価を実施した。評価結果を表2-2及び表2-3に示す。

表 2 - 2 評価結果（想定事故 1）

評価項目	変更前 (水位低下量 約 0.1m)	変更後 (水位低下量 約 0.53m)	判定基準
遮蔽が維持される最低水位に到達するまでの時間（10mSv/h の場合）	約 23.4 時間	約 18.1 時間	事象発生 13 時間（燃料プール代替注水系による注水開始時間）以降であること
燃料有効長頂部に到達するまでの時間*	約 4.1 日	約 3.9 日	事象発生 13 時間（燃料プール代替注水系による注水開始時間）以降であること

※ 保守的な取り扱いとして、燃料有効長頂部より到達時間が早い燃料ハンドル上部にて評価を実施

表 2 - 3 評価結果（想定事故 2）

評価項目	変更前 (水位低下量 約 0.1m)	変更後 (水位低下量 約 0.53m)	判定基準
遮蔽が維持される最低水位に到達するまでの時間（10mSv/h の場合）	約 18.6 時間	約 18.1 時間	事象発生 13 時間（燃料プール代替注水系による注水開始時間）以降であること
燃料有効長頂部に到達するまでの時間*	約 3.9 日	約 3.9 日	事象発生 13 時間（燃料プール代替注水系による注水開始時間）以降であること

※ 保守的な取り扱いとして、燃料有効長頂部より到達時間が早い燃料ハンドル上部にて評価を実施

### 3. 必要な要員及び資源の確保

#### (1) 2018 年 5 月 17 日審査会合からの変更点

##### a. 発電所常駐要員数の変更

有効性評価における夜間・休日の発電所常駐要員として、これまで原子炉運転時は 31 名、原子炉停止時は 29 名としていたが、以下の重大事故等対策の見直しに伴い、発電所常駐要員数を原子炉運転時は 30 名、原子炉停止時は 28 名に変更する（表 3 - 1 参照）。

#### [変更内容]

- ・敷地内に津波の影響が及んだ直後は可搬型設備の対応の実行性に不確かさが大きいとため、「全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG失敗）+SRV再閉失敗+HPCS失敗」（以下「TBP」という。）のように事象進展（注水機能の喪失）が早い事象に対応するため、低圧代替注水系（可搬型）（緊急送水ポンプ）に代えて、新たに常設の重大事故等対処設備として低圧代替注水系（常設）（直流駆動低圧注水ポンプ）を設置する。これに伴い、緊急

送水ポンプ起動後の監視を行うこととしていた重大事故等対応要員1名が不要となった。

各事故シーケンスグループ等のうち必要な要員数が最も多い事故シーケンスグループ等はTBPであり、その要員数は31名であったが、上記のとおりTBPにおいて必要な要員数が1名減の30名となることから、発電所常駐要員数としても1名減の30名（運転停止中は28名）へ変更する。

なお、発電所常駐要員を30名（運転停止中は28名）へ変更した場合でも他の事故シーケンスグループ等への対応に必要な要員は確保されている（表3-2参照）。

表3-1 発電所常駐要員数の変更

要員名称	原子炉運転時		原子炉停止時	
	変更前	変更後	変更前	変更後
発電所対策本部要員	6名	同左	6名	同左
重大事故等対応要員	18名	17名	18名	17名
運転員	7名	同左	5名	同左
合計	31名	30名	29名	28名

表3-2 各事故シーケンスグループ等への対策に必要な要員数

事故シーケンスグループ等	必要な要員数 (変更前)	必要な要員数 (変更後)
2.1 高圧・低圧注水機能喪失	30	同左
2.2 高圧注水・減圧機能喪失	11	同左
2.3.1 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG失敗） +HPCS失敗	30	同左
2.3.2 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG失敗） +高圧注水失敗	30	同左
2.3.3 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG失敗） +直流電源喪失	30	同左
2.3.4 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG失敗） +SRV再閉失敗+HPCS失敗	31	30
2.4.1 崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）	30	同左
2.4.2 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系が故障した場合）	30	同左
2.5 原子炉停止機能喪失	28	同左
2.6 LOCA時注水機能喪失	30	同左
2.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）	30	同左
3.1.2 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）	30	同左
3.1.3 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できない場合）	30	同左
3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	30	同左
3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用	30	同左
3.4 水素燃焼	30	同左
3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用	30	同左
4.1 想定事故1	28	同左
4.2 想定事故2	28	同左
5.1 崩壊熱除去機能喪失	10	同左
5.2 全交流動力電源喪失	28	同左
5.3 原子炉冷却材の流出	11	同左
5.4 反応度の誤投入	—※	—

※ 本事故シーケンスにおいて、重大事故等対策はすべて自動で作動するため、「—」とする。なお、スクラム動作後の原子炉の状態確認において、中央制御室の運転員1名で実施可能



(2) 2019年2月12日審査会合からの変更点

a. 燃料評価の変更

資源の評価のうち燃料評価において、非常用ディーゼル発電機（以下「D/G」という。）、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機（以下「HPCS D/G」という。）及び常設代替交流電源設備（以下「GTG」という。）については、重大事故等時に想定される機器の負荷容量を合計しても定格出力運転とはならないため、現実的な評価を行う観点から想定負荷に基づく燃料評価を実施していたが、先行プラントにおける審査状況を踏まえ、各発電機を運転する際に取り得る最大の負荷容量である定格負荷に基づき燃料評価を行うことで燃料保有量の妥当性を確認することとした。

また、上記変更に伴い各発電機の燃料消費量が増加し、各発電機に対応する軽油タンク（D/G 及び HPCS D/G は軽油タンク、GTG はガスタービン発電設備軽油タンク）だけでは7日間の運転継続ができなくなることから、各発電機が定格負荷で7日間運転継続しても各軽油タンクが枯渇しないよう軽油タンク及びガスタービン発電設備軽油タンク間の燃料補給作業を追加した。

燃料補給作業の追加に伴い一部の事故シーケンスグループにおける重大事故等対策に必要な要員数は増加するものの、従前から確保している発電所常駐要員数30名（プラント停止中は28名）で対応可能である。

[変更内容]

① 燃料消費量の変更

各発電機の燃料消費量を表3-3のとおり見直した。これに伴い、各事故シーケンスグループ等の燃料評価結果を表3-4のとおり見直した。

表3-4に示すとおり、2号炉の軽油タンク（約600kL）及びガスタービン発電設備軽油タンク（約300kL）の合計約900kLにて、重大事故等対策を7日間継続可能である。

なお、可搬型重大事故等対処設備の燃料評価については、従前より事象発生直後から7日間定格負荷での燃料消費量にて評価していたため変更はない。

表3-3 各発電機の燃料消費量

発電機名称	燃料消費量	
	変更前（想定負荷）	変更後（定格負荷）
D/G(A), (B)	各事故シーケンスグループ等における想定負荷に基づく発電機出力における燃料消費率から7日間の燃料消費量を算出	$1,736(\text{L/h/台}) \times 2(\text{台}) \times 168(\text{h}) = \text{約} 584(\text{kL})$
HPCS D/G		$894(\text{L/h/台}) \times 1(\text{台}) \times 168(\text{h}) = \text{約} 151(\text{kL})$
GTG		$1,230(\text{L/h/台}) \times 2(\text{台}) \times 168(\text{h}) = \text{約} 414(\text{kL})$

表 3-4 各事故シーケンスグループ等の燃料評価結果

事故シーケンスグループ等	電源状態	燃料評価結果※1	
		変更前(kL)	変更後(kL)
2.1 TQUV	外部電源あり※2	約 606	約 809
2.2 TQUX	外部電源あり※2	約 580	約 777
2.3.1 長期 TB	SBO	約 375	約 505
2.3.2 TBU	SBO	約 375	約 505
2.3.3 TBD	SBO	約 375	約 505
2.3.4 TBP	SBO	約 375	約 505
2.4.1 TW (取水機能喪失)	SBO	約 389	約 505
2.4.2 TW (RHR 故障)	外部電源あり※2	約 673	約 809
2.5 TC	外部電源あり※2	約 665	約 809
2.6 中小 LOCA	SBO	約 373	約 505
2.7 ISLOCA	外部電源喪失	約 612	約 809
・ 3.1.2 大 LOCA (代替循環冷却系を使用する場合) ・ 3.4 水素燃焼	SBO	約 375	約 505
3.1.3 大 LOCA (代替循環冷却系を使用できない場合)	SBO	約 373	約 505
・ 3.2 DCH ・ 3.3 FCI ・ 3.5 MCCI	外部電源喪失	約 648	約 851
4.1 想定事故 1	外部電源喪失	約 603	約 809
4.2 想定事故 2	外部電源喪失	約 603	約 809
5.1 (停止中) 崩壊熱除去機能喪失	外部電源喪失	約 603	約 777
5.2 (停止中) 全交流動力電源喪失	SBO	約 386	約 505
5.3 (停止中) 原子炉冷却材の流出	外部電源喪失	約 628	約 777
5.4 (停止中) 反応度の誤投入	外部電源あり	—※3	—※3

※1 緊急時対策所への電源供給を行う電源車の燃料消費量(約 17kL)を含む

※2 燃料評価上は外部電源なし(D/G 及び HPCS D/G による電源供給)を想定

※3 制御棒の引抜き操作には外部電源が必要となることから、非常用ディーゼル発電機等の運転は考慮せず燃料の使用は想定していない

② 燃料補給作業の追加

今回追加した燃料補給作業は表 3-5 のとおり。燃料補給作業の成立性については、有効性評価のタイムチャート、技術的能力 1.14 及び重大事故等対処設備 57 条に示す。

表 3-5 燃料補給作業(追加分)

電源状態	追加した作業	対応要員
外部電源喪失	ガスタービン発電設備軽油タンクからタンクローリへの移送(軽油タンクへの補給準備)	重大事故等対応要員 L, M
	タンクローリから軽油タンクへの給油	重大事故等対応要員 O, P
SBO	軽油タンクからタンクローリへの移送(ガスタービン発電設備軽油タンクへの補給準備)	重大事故等対応要員 L, M
	タンクローリからガスタービン発電設備軽油タンクへの給油	重大事故等対応要員 O, P

③ 重大事故等対策に必要な要員数の変更

燃料補給作業の追加に伴い一部の事故シーケンスグループにおける重大事故等対策に必要な要員数は増加するものの、従前から確保している発電所常駐要員数 30 名（プラント停止中は 28 名）で対応可能である。（表 3-6 参照）。

表 3-6 重大事故等対策に必要な要員数

事故シーケンスグループ等	必要な要員数		備考
	変更前 (名)	変更後 (名)	
2.1 TQUV <sup>※1</sup>	30	同左	外部電源あり
2.2 TQUX <sup>※1</sup>	11	同左	外部電源あり
2.3.1 長期 TB	30	同左	
2.3.2 TBU	30	同左	
2.3.3 TBD	30	同左	
2.3.4 TBP	30	同左	
2.4.1 TW（取水機能喪失）	30	同左	
2.4.2 TW（RHR 故障） <sup>※1</sup>	30	同左	外部電源あり
2.5 TC <sup>※1</sup>	28	同左	外部電源あり
2.6 中小 LOCA	30	同左	
2.7 ISLOCA	30	同左	
・ 3.1.2 大 LOCA（代替循環冷却系を使用する場合） ・ 3.4 水素燃焼	30	同左	
3.1.3 大 LOCA（代替循環冷却系を使用できない場合）	30	同左	
・ 3.2 DCH ・ 3.3 FCI ・ 3.5 MCCI	30	同左	
4.1 想定事故 1	28	同左	
4.2 想定事故 2	28	同左	
5.1（停止中）崩壊熱除去機能喪失	10	18	重大事故等対応要員 8 名増（アクセスルート確保，軽油タンクへの補給）
5.2（停止中）全交流動力電源喪失	28	同左	
5.3（停止中）原子炉冷却材の流出	11	19	重大事故等対応要員 8 名増（アクセスルート確保，軽油タンクへの補給）
5.4（停止中）反応度の誤投入 <sup>※1</sup>	— <sup>※2</sup>	— <sup>※2</sup>	外部電源あり

※1 外部電源ありの想定であり非常用ディーゼル発電機等の運転を想定せず，軽油タンク等への燃料補給作業を実施しないため必要な要員数への影響はない

※2 重大事故等対策は自動で作動するため，対応に必要な要員はいない

#### 4. 重大事故

##### (1) 2018年6月28日審査会合からの変更点

###### a. 設備の変更

格納容器破損モード「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用する場合）」への対応においては、代替循環冷却系による原子炉注水及び原子炉格納容器代替スプレイ冷却系による格納容器スプレイにより格納容器冷却を行うこととしており、格納容器の限界温度及び限界圧力を下回っているものの、事象発生から7日後においても格納容器温度が高く維持されている評価であった。より効率的に格納容器温度を低下させるため、代替循環冷却系の設備変更を行い、原子炉注水及び格納容器スプレイの同時運用により格納容器除熱する方法を採用する。同時運用の系統構成を図4-1に示す。

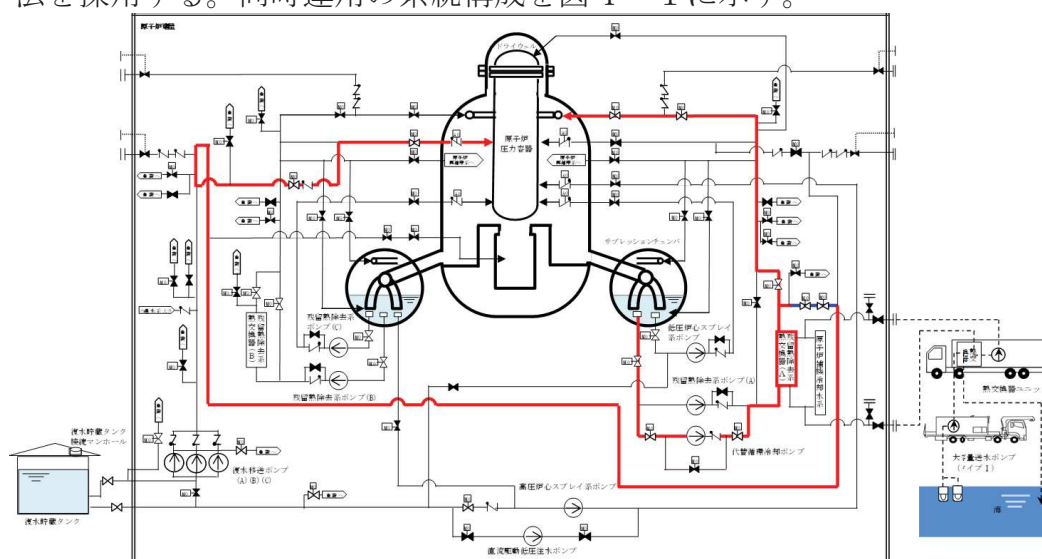


図4-1 代替循環冷却系系統概要図

###### b. 解析条件の変更

上記の代替循環冷却系の設備変更を踏まえ、格納容器破損モード「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用する場合）」の解析条件を表4-1のとおり、見直しを行った。

また、Cs-137 放出量評価において、これまでは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効果に期待しないものとしていたが、中央制御室の居住性に係わる被ばく評価において、本捕集効果として DF=10 が適用できることを確認したことから、Cs-137 放出量評価においても DF=10 を適用することとした。

上記の変更後においても、表4-3に示すとおり、解析結果は判定基準を満足することを確認した。

表 4-1 解析条件の変更  
(格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合))

解析条件		変更前	変更後
機器条件	代替循環冷却系	150m <sup>3</sup> /hにて原子炉注水	循環流量は、原子炉注水へ50m <sup>3</sup> /h、格納容器スプレイへ100m <sup>3</sup> /hに分配
	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系(可搬型)	88m <sup>3</sup> /hにて格納容器内にスプレイ	—
操作条件	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系による格納容器冷却操作	事象発生 24 時間以降 (開始条件) 格納容器温度 150℃到達 (停止条件) 格納容器温度 110℃まで 降下後	—

表 4-2 解析条件の変更 (Cs-137 の放出量評価)  
(格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合))

解析条件	変更前	変更後
格納容器漏えい孔におけるエアロゾルの捕集効果	効果に期待しない	DF=10

表 4-3 評価結果  
(格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合))

評価項目	変更前	変更後	判定基準
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力	約 0.536MPa[gage]	同左*	0.854MPa[gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリにかかる温度	約 178℃	同左	200℃未満
Cs-137 放出量 (建屋からの漏えい)	約 11TBq	約 $9.9 \times 10^{-1}$ TBq	100TBq

※：原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最大となる時点において、水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガスは、格納容器内の非凝縮性ガスに占める割合の約 1% 以下であるため、その影響は無視しうる程度である。

(2) 2018 年 7 月 5 日審査会合からの変更点

a. 運用の変更

炉心損傷が発生した場合、外部水源注水量限界到達時点からプルーム通過に備えた作業等を実施し、格納容器ベント操作を実施する運用としていたが、外部水源注水量限界到達による格納容器代替スプレイの停止以降、速やかに格納容器除熱を実施可能な運用に見直しを実施した。

本運用に見直しを実施することにより、外部水源注水量限界到達後に開始する S / C ベント用出口隔離弁の操作について、格納容器限界圧力 (0.854MPa[gage]) までの時間余裕をさらに確保できることから、より安全性

が向上する運用となる。

b. 解析条件の変更

格納容器破損モード「格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用できない場合）」においては、格納容器代替スプレイ後の作業等を踏まえて、格納容器圧力が0.854MPa[gage]到達時に原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器除熱を開始する解析としていた。

実際の運用に即した解析とするため、a. に示す運用変更を踏まえた原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器除熱開始時間を設定し、解析条件に反映した。

また、4.(1) b. に記載の通り、本格納容器破損モードにおけるCs放出量評価においてもDFの設定を10に変更している。

上記の変更後においても、表4-6に示すとおり、解析結果は判定基準を満足することを確認した。

表4-4 解析条件の変更  
(格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用できない場合）)

解析条件		変更前	変更後
操作条件	原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器除熱操作	格納容器圧力0.854MPa[gage]接近時	サプレッションプール水位が真空破壊装置下端-0.4m到達から5分後

表4-5 解析条件の変更 (Cs-137の放出量評価)  
(格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却系を使用できない場合）)

解析条件	変更前	変更後
格納容器漏えい孔におけるエアロゾルの捕集効果	効果に期待しない	DF=10

表 4-6 評価結果

(格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用できない場合))

評価項目	変更前	変更後	判定基準
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力	約 0.854MPa [gage] を超えない	同左※	0.854MPa [gage] 未満
原子炉格納容器バウンダリにかかる温度	約 178℃	同左	200℃未満
Cs-137 放出量 (ドライウエルのベントライン経由)	約 $3.8 \times 10^{-1}$ TBq	約 $3.2 \times 10^{-1}$ TBq	100TBq
Cs-137 放出量 (建屋からの漏えい)	約 10TBq	約 $9.9 \times 10^{-1}$ TBq	
Cs-137 放出量 (合計)	約 11TBq	約 1.4TBq	

※：原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最大となる時点において、水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガスは、格納容器内の非凝縮性ガスに占める割合の2%以下であるため、その影響は無視しうる程度である。

(3) 2018年7月26日審査会合からの変更点

a. 全交流動力電源喪失の想定の見直し

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」, 「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価事故シーケンスについて、PRA から抽出されたシーケンスでは全交流動力電源喪失や取水機能喪失の重畳は選定されない。

従来は、常設代替交流電源設備の受電操作を講じるための時間等を考慮し、格納容器破損防止対策を講じるための時間を厳しく評価する観点から、PRA から抽出されたシーケンスに加え、保守的に全交流動力電源喪失の重畳を想定していた。

しかし、本格納容器破損モードの評価では、物理現象発生のため原子炉圧力容器破損に至る必要があることから、重大事故等対処設備による原子炉注水機能も使用できないという想定としている。さらに保守的な条件を加えることは、ガイド上要求される最適評価から逸脱すると考え、電源の想定について、PRA から抽出されたシーケンスどおり評価することとした。

b. DCH 対策の原子炉減圧における減圧タイミング及び減圧弁数の変更

(a) 減圧弁数

従来は原子炉減圧の観点で厳しい評価とするため、逃がし安全弁1個による減圧としていたが、実際の運用では、逃がし安全弁2個による減圧を行う。

よって、運用に即した解析とし、解析条件として減圧の弁数を1個から2個に変更する。

(b) 減圧タイミング

従来は原子炉減圧のタイミングを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 (BAF+10%)に到達した時点としていたが、原子炉減圧タイミングによる水素発生量の差異を考慮した検討により有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの 20%高い位置 (BAF+20%)に到達した時点に変更する。

よって、運用の変更を反映し、解析条件として減圧タイミングを BAF+10%から BAF+20%に変更する。

c. DCH 対策の原子炉圧力容器破損前スプレイの実施

DCH 対策の原子炉減圧時において、格納容器環境の緩和のために、原子炉圧力容器破損前の格納容器スプレイを実施し、格納容器下部へスプレイ水が流入することで格納容器下部への事前水張りを実施する。

原子炉圧力容器破損前の格納容器スプレイには、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）及び代替循環冷却系が使用可能であるが、事象初期より代替循環冷却系による除熱をした場合は、格納容器温度が低く推移することから、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）を使用する場合を評価する。

よって、運用の変更を反映し、解析条件として表 4-7 のとおり変更する。

d. 原子炉圧力容器破損後の熔融炉心冷却における格納容器下部の水位管理方法の反映

従来は、原子炉圧力容器破損後の熔融炉心冷却については、原子炉格納容器下部注水系による崩壊熱相当の注水により熔融炉心が露出しないことを示すため、原子炉格納容器下部注水系の注水量の解析条件を崩壊熱相当としていた。しかし、実際の運用では、ドライウェル水位計により、ドライウェル水位 0.23m から 0.02m で水位管理を行う。

よって、運用に即した解析とし、解析条件として表 4-7 のとおり変更する。

e. 代替循環冷却系の運用の変更

従来は、代替循環冷却系の運転開始以降は循環流量の全量を連続で格納容器スプレイしていたが、代替循環冷却系の設備改造を踏まえ、原子炉注水と格納容器スプレイの同時運用とすることから、運用に即した解析とし、解析条件として表 4-7 のとおり変更する。

f. Cs 放出量評価における DF の見直し

4. (1) b. に記載の通り、本格納容器破損モードにおける Cs 放出量評価においても DF の設定を 10 に変更している。

上記の変更後においても、表 4-9 から表 4-11 に示すとおり、解析結果は判定基準を満足することを確認した。



表 4-7 解析条件の変更

(高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱, 原子炉压力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用及び溶融炉心・コンクリート相互作用)

解析条件		変更前	変更後
事故条件	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失	—
	逃がし安全弁	自動減圧機能付き逃がし安全弁の1個の開放による原子炉急速減圧	自動減圧機能付き逃がし安全弁の2個の開放による原子炉急速減圧
機器条件	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系(常設)	—	88m <sup>3</sup> /hにて格納容器内にスプレイ
	原子炉格納容器下部注水系(常設)	事前水張り時: 50m <sup>3</sup> /h	—
		原子炉压力容器破損以降: 崩壊熱相当の注水量にて注水	原子炉压力容器破損以降: 50m <sup>3</sup> /hにて格納容器下部に注水
	代替循環冷却系	150m <sup>3</sup> /hにて連続スプレイ	循環流量は, 全体で150m <sup>3</sup> /hとし, 原子炉注水へ50m <sup>3</sup> /h, 格納容器スプレイへ100m <sup>3</sup> /hにて流量を分配
操作条件	原子炉急速減圧操作	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	原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの20%上の位置に到達した時点
	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系(常設)による格納容器下部への注水操作(原子炉压力容器の破損前の初期水張り)	—	原子炉压力容器下鏡部温度が300℃に到達したことを確認して開始し, ドライウェル水位が0.23mに到達したことを確認した場合に停止する
	格納容器下部への注水操作(原子炉压力容器の破損前の先行水張り)	原子炉水位(レベル0)未滿かつ注水系なしを確認した場合に開始	—
	原子炉格納容器下部注水系(常設)による格納容器下部への注水操作(原子炉压力容器の破損後の注水)	原子炉压力容器の破損を確認した場合	原子炉压力容器破損以降, ドライウェル水位が0.02mまで低下した場合に開始し, 0.23mに到達した場合に停止

表 4-8 解析条件の変更 (Cs-137の放出量評価)

(高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱, 原子炉压力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用及び溶融炉心・コンクリート相互作用)

解析条件	変更前	変更後
格納容器漏えい孔におけるエアロゾルの捕集効果	効果に期待しない	DF=10

表 4-9 評価結果  
(高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)

評価項目	変更前	変更後	判定基準
原子炉圧力容器の破損直前の原子炉圧力	約 0.2MPa[gage]	約 0.1MPa[gage]	2.0MPa[gage]
Cs-137 放出量 (建屋からの漏えい)	約 1.5TBq	約 $1.2 \times 10^{-1}$ TBq	100TBq

表 4-10 評価結果  
(原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用)

評価項目	変更前	変更後	判定基準
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力	約 0.25MPa[gage]	約 0.23MPa[gage]	0.854MPa[gage] (格納容器限界圧力)
原子炉格納容器バウンダリにかかる温度	約 133℃	約 128℃	200℃ (格納容器限界温度)

表 4-11 評価結果  
(溶融炉心・コンクリート相互作用)

評価項目	変更前	変更後	判定基準
格納容器下部床面のコンクリート侵食量	約 1 cm	約 2 cm	床面以下のコンクリート厚さは約 4.3m であり, 原子炉圧力容器の支持機能を維持できる
格納容器下部壁面のコンクリート侵食量	約 1 cm	約 2 cm	壁面のコンクリート厚さは約 1.7m であり, 原子炉圧力容器の支持機能を維持できる

## 73. 外部電源の設定の考え方について

有効性評価解析については、審査ガイドにおいて「外部電源の有無の影響を考慮する」ことを求めており、女川2号炉においては「事象進展」、「運転員等操作時間」、「資源評価」の観点を考慮し、以下のとおり設定している。

### (1) 炉心損傷防止対策（表1参照）

事象進展への影響を考慮し、起因事象に応じて外部電源の有無を設定した。

#### a. 起因事象が過渡事象の場合

起因事象が過渡事象の場合、事象進展の厳しさの観点で、原子炉水位の低下が激しい事象として、過渡事象のうち「給水流量の全喪失」（原子炉停止機能喪失を除く。）を選定している。これは、給水流量の全喪失が発生すると、原子炉水位低（レベル3）信号による原子炉スクラムまでの大きな出力低下がなく、また、原子炉水位低（レベル2）信号による再循環ポンプトリップに至るまでに、出力が高く維持された状態が継続するためである。

その際、外部電源なしを想定すると、原子炉スクラム及び再循環ポンプトリップは事象発生と同時に発生し、外部電源ありの場合と比較し事象が緩和されることとなる。

そのため、起因事象が過渡事象の場合は、外部電源ありを想定する。

#### b. 起因事象がLOCA事象（ISLOCA含む）の場合

起因事象がLOCA事象の場合、破断口からの冷却材流出により事象が進展することとなる。

その際、外部電源ありを想定すると、給復水系による給水が継続することとなり、外部電源がなく、給復水系による給水がなくなる場合と比較し、原子炉水位の低下が緩和されることとなる。

そのため、起因事象がLOCA事象の場合は、外部電源なしを想定する。

### (2) 格納容器破損防止対策

#### a. 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」、「水素燃焼」

本格納容器破損モードの評価事故シーケンスの選定において、全交流動力電源の喪失を重畳していることから、外部電源なしを想定する。

#### b. 格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」、「溶融炉心・コンクリート相互作用」

本格納容器破損モードの評価事故シーケンスへの事故対応に用いる設備は

非常用高圧母線に接続されており，非常用ディーゼル発電機からの電源供給が可能であるため，外部電源の有無は事象進展に影響は与えないが，非常用ディーゼル発電機に期待する場合の方が資源の観点で厳しいことを踏まえ，外部電源なしを想定する。

(3) 燃料プールにおける燃料損傷防止対策及び停止中原子炉における燃料損傷防止対策

資源評価の観点から厳しい設定となる外部電源なしを想定する。

ただし，事故シーケンスグループ「反応度の誤投入」については，制御棒の引き抜き操作に外部電源が必要となることから，外部電源ありを想定する。

なお，外部電源ありを想定する事故シーケンスグループ等においても，評価を厳しくする観点から，資源評価は外部電源なしを前提に実施している。

表1 炉心損傷防止対策における外部電源の想定

事故シーケンスグループ	起因事象	外部電源
高圧・低圧注水機能喪失	過渡事象 [給水流量の全喪失]	あり
高圧注水・減圧機能喪失		あり
全交流動力電源喪失（長期 TB）	過渡事象 [外部電源喪失]	なし (起因事象で想定)
全交流動力電源喪失（TBU）		
全交流動力電源喪失（TBD）		
全交流動力電源喪失（TBP）		
崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）	過渡事象 [給水流量の全喪失]	なし <sup>※1</sup>
崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系が故障した場合）		あり
原子炉停止機能喪失	過渡事象 [主蒸気隔離弁の誤閉止]	あり <sup>※2</sup>
LOCA 時注水機能喪失	LOCA	なし
格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）	ISLOCA	なし

※1 事象発生直後から原子炉隔離時冷却系により炉心は冠水維持され、外部電源有無による事象進展への影響は小さいこと、及び、取水機能喪失を仮定しており外部電源なしを仮定することで常設代替交流電源設備等の更なる重大事故等対策が必要となるため

※2 外部電源がある場合、事象発生と同時に再循環ポンプがトリップせず、原子炉出力が高く維持される

## 82. 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モニタにより行うが、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、以下のとおり。

### (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、計測範囲は 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られている（図 1 参照）。

### (2) 原子炉水位低下時の原子炉圧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、炉心部及び原子炉圧力容器ドーム部の温度は、共に定格原子炉圧力（6.93MPa[gage]）ないしは SRV 動作圧力（安全弁機能の最大圧力 8.24MPa[gage]）に対応する飽和蒸気温度近傍（<300℃）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及び原子炉圧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

事象発生後、SRV による減圧を行うと、SRV 出口温度計は原子炉圧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、原子炉圧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、飽和温度近傍よりも高い温度を示し、さらに過熱度が大きい場合、温度計の計測範囲（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、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ものの、不確かさが大きいため、女川 2 号炉においては、格納容器内雰囲気放射線モニタが使用不能の場合の炉心損傷検知の代替手段は、原子炉圧力容器表面温度としている。

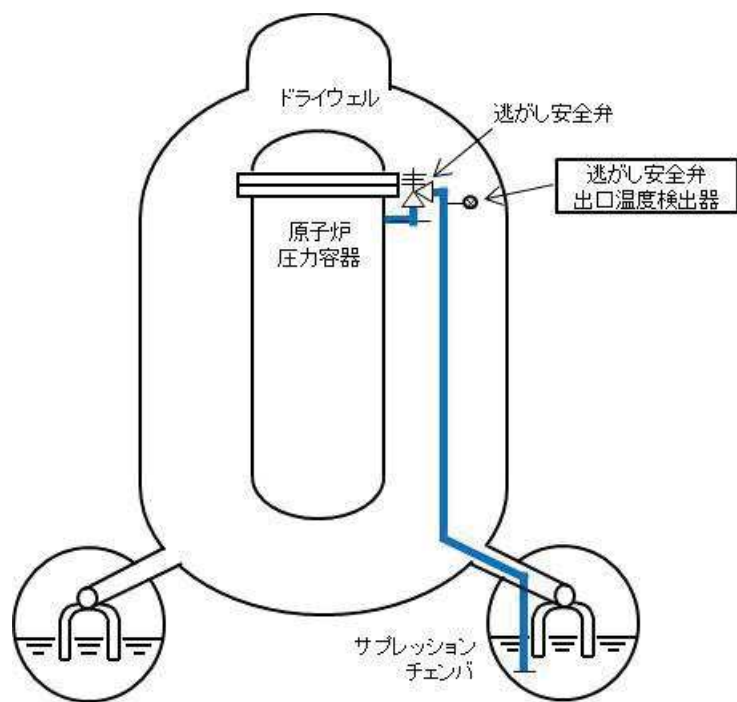


図1 SRV 出口温度計の概略設置図

## 88. 常設代替交流電源設備による非常用母線受電操作の成立性について

常設代替交流電源設備による緊急用高圧母線（以下「M/C 2F 系」という。）からの受電準備として、非常用高圧母線 2C 系（以下「M/C 2C 系」という。）、非常用高圧母線 2D 系（以下「M/C 2D 系」という。）の動的負荷の自動起動防止のため操作スイッチ（以下「CS」という。）を「引ロック」とする。

その後、受電操作として、M/C 2F 系から M/C 2C 系を受電するための遮断器を「入」とし、M/C 2C 系を受電する。また、M/C 2D 系についても同様に M/C 2F 系から M/C 2D 系を受電するための遮断器を「入」とし、M/C 2D 系を受電する。

これらの操作は運転員 2 名が一連で対応することとしているが、中央制御室に設置されている制御盤で対応が可能であること及び CS による操作であり、簡易な操作であることから有効性評価における想定時間 5 分以内で対応可能である。（訓練実績等では 3 分 3 4 秒）

操作時間の詳細を表 1 及び制御盤配置図を図 1 に示す。

表 1 常設代替交流電源設備からの受電操作詳細

操作内容	操作時間 (訓練実績等)	想定時間
受電準備（運転員 2 名の並行操作）		
①（原子炉冷却制御盤）		
・ L P C S ポンプ	CS 「引ロック」	
・ R H R ポンプ (A) (B) (C)	CS 「引ロック」	
・ R C W ポンプ (A) (B) (C) (D)	CS 「引ロック」	
・ R S W ポンプ (A) (B) (C) (D)	CS 「引ロック」	
	(2 分 1 2 秒)	
②（所内補機制御盤）		
・ T C W ポンプ (A) (B) (C)	CS 「引ロック」	
・ T S W ポンプ (A) (B) (C)	CS 「引ロック」	
	(1 分 0 6 秒)	
受電操作 (代替電源制御盤)		
・ M/C 2F 系から M/C 2C 系を受電するための遮断器 「入」		
・ M/C 2F 系から M/C 2D 系を受電するための遮断器 「入」		
	1 分 2 2 秒	
合計	3 分 3 4 秒	5 分 0 0 秒



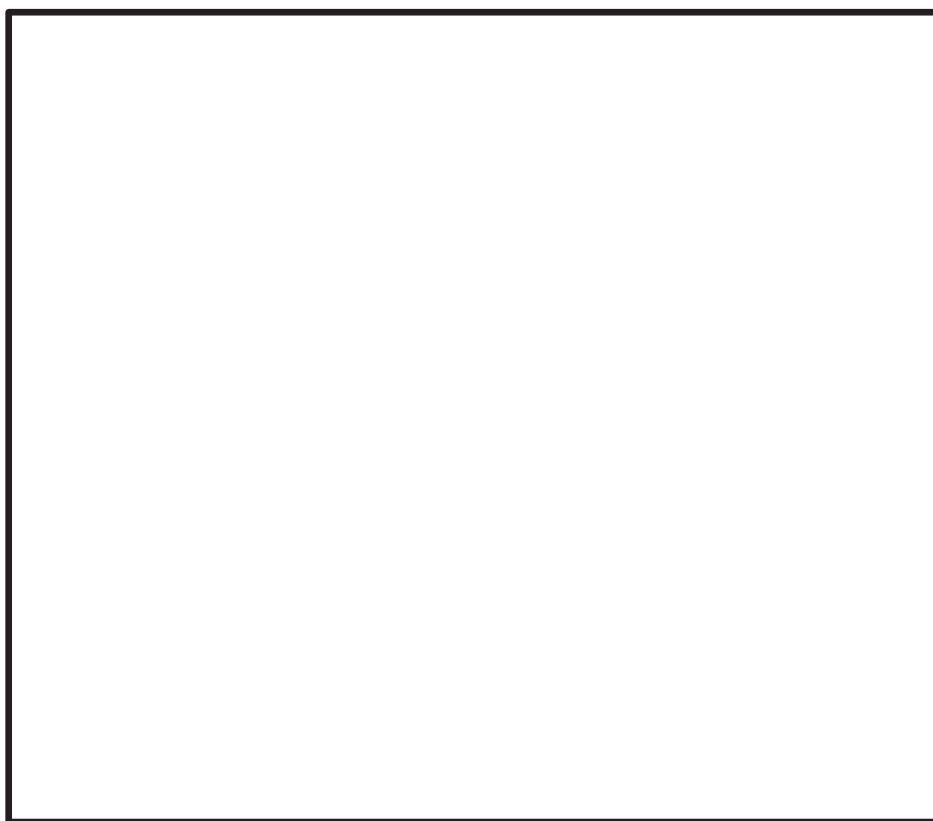


図 1 制御盤配置図

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

## 90. 水源評価における注水積算量について

水源評価では、外部水源である復水貯蔵タンク及び淡水貯水槽から格納容器内に注水される積算注水量（7日間）を示すとともに、復水貯蔵タンクが枯渇することがないことを評価により確認している。

7日間の積算注水量については、MAAP コードにより求められる外部水源から格納容器内への注水量を積算することで求めており、その評価フローは図1に示すとおりである。

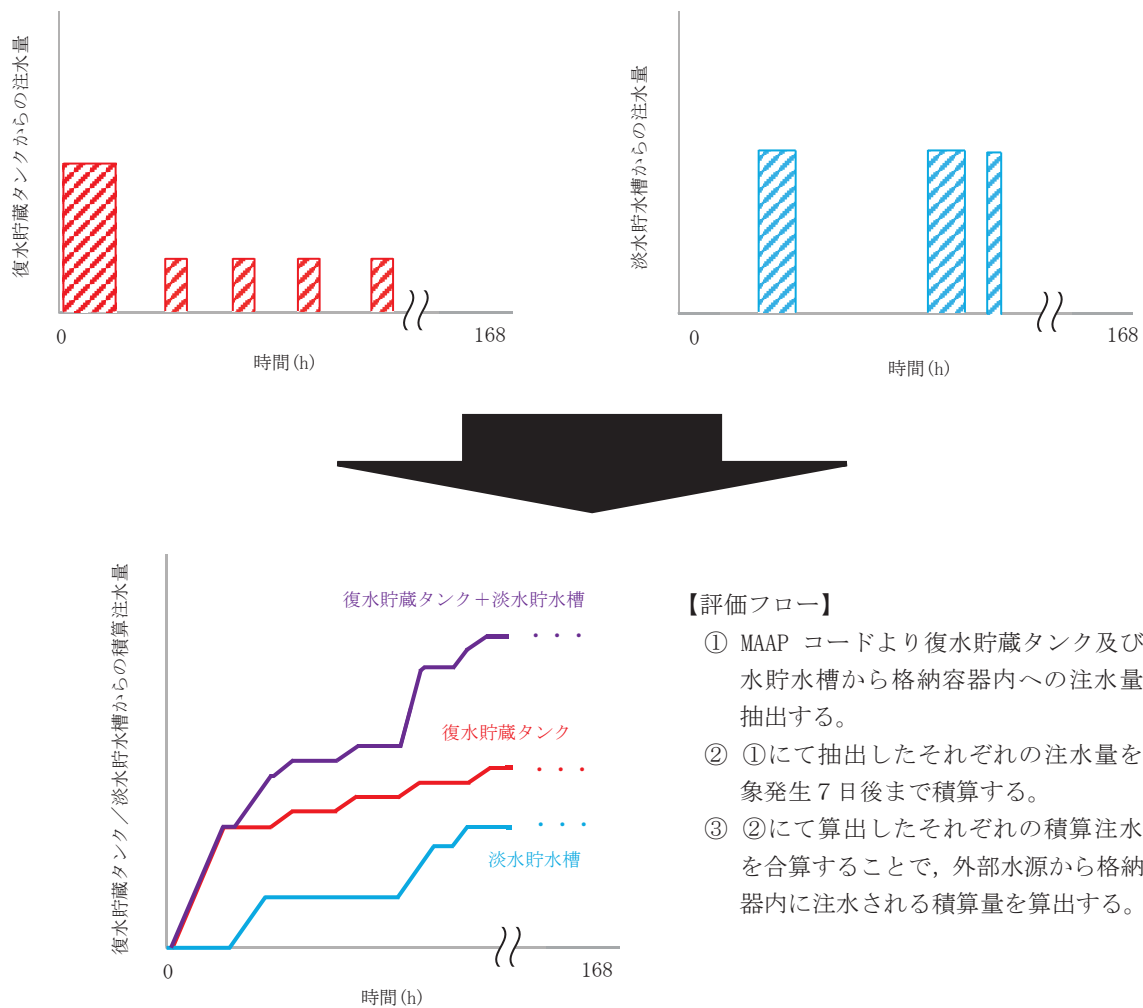


図1 積算注水量の評価フロー

## 91. 復水補給水系の機能確保の妥当性について

### 1. 復水補給水系の機能

復水補給水系は重大事故等時の注水に対し、以下の3つの機能に期待している。

- ・ 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
- ・ 格納容器の過圧・過温破損破損防止のための格納容器代替スプレイ機能
- ・ 格納容器内での損傷炉心冷却のための格納容器下部注水機能

表1に復水補給水系の機能と対応する重大事故等対処設備を示す。

表1 復水補給水系の機能と対応する重大事故等対処設備

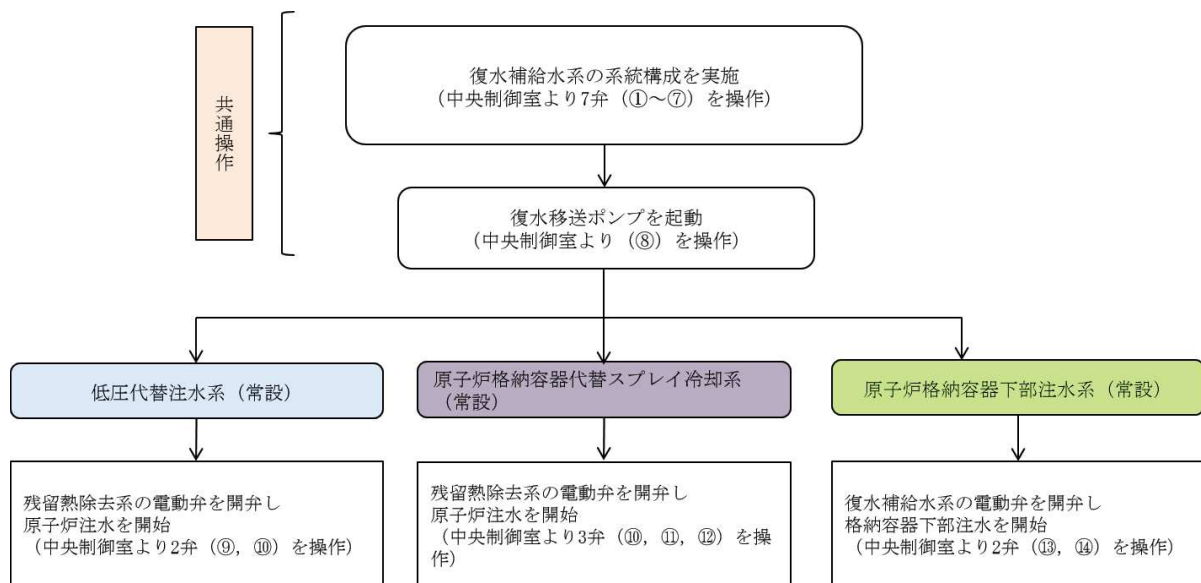
機 能	重大事故等対処設備
原子炉冷却材圧力バウンダリ低圧時に発電用原子炉を冷却するための設備	低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）
原子炉格納容器内の冷却等のための設備	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）※1
原子炉格納容器下部の溶解炉心を冷却するための設備	原子炉格納容器下部注水系（常設）
	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）※1

※1 Mark-I改型の原子炉格納容器では、ドライウェルへのスプレイ水がペDESTALに流れ込むことから、格納容器下部注水機能として原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）に期待

## 2. 重大事故等時における復水補給水系の操作

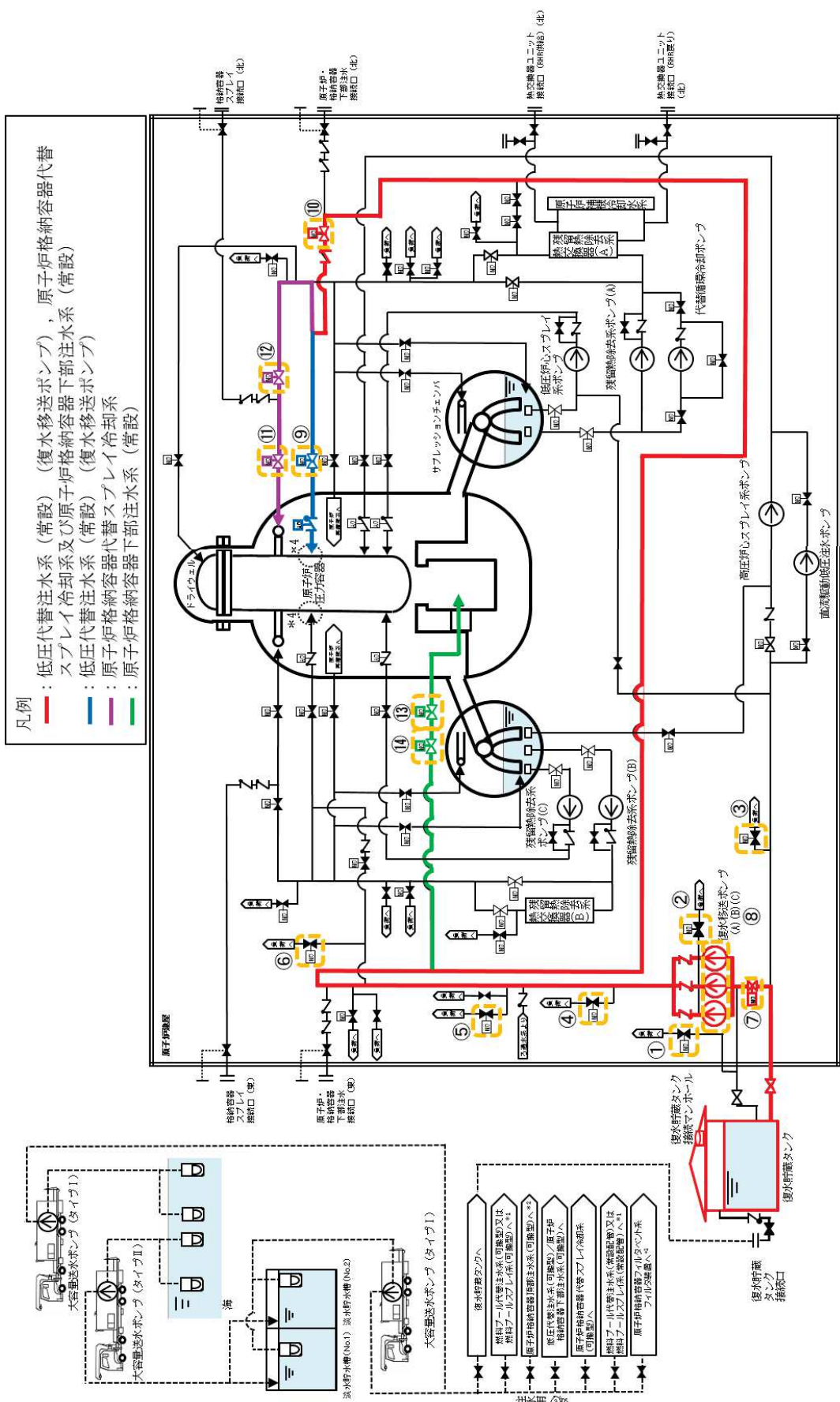
復水補給水系による基本的な操作の流れを図1に示す。低压代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）及び原子炉格納容器下部注水系（常設）の系統構成は、全て中央制御室から遠隔操作により行う設計であり、どちらも共通の操作を行った後に、各々の注水先の弁を開操作するのみで注水可能であり、特段困難な操作はない。

なお、有効性評価においては、同時に複数の機能を使用することは想定していない。



※：図中丸数字は、図2 復水補給水系系統概要図の数字に対応する。

図1 復水補給水系の操作

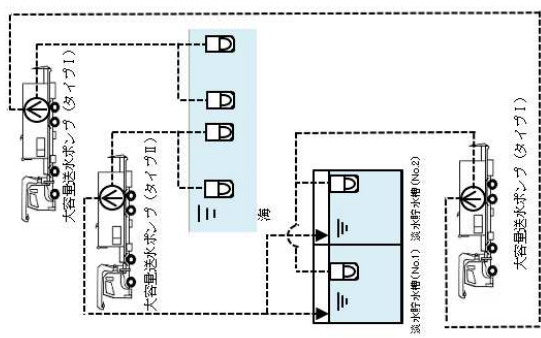


凡例

- : 低圧代替注水系 (常設) (復水移送ポンプ), 原子炉格納容器代替スプレイ冷却系及び原子炉格納容器下部注水系 (常設)
- : 低圧代替注水系 (常設) (復水移送ポンプ)
- : 原子炉格納容器代替スプレイ冷却系
- : 原子炉格納容器下部注水系 (常設)

\*1: 同時使用は考慮しない  
 \*2: 自主対策設備  
 \*3: 海を水源とした補給は行わない  
 \*4: シュエラウ下内炉心上部より注水

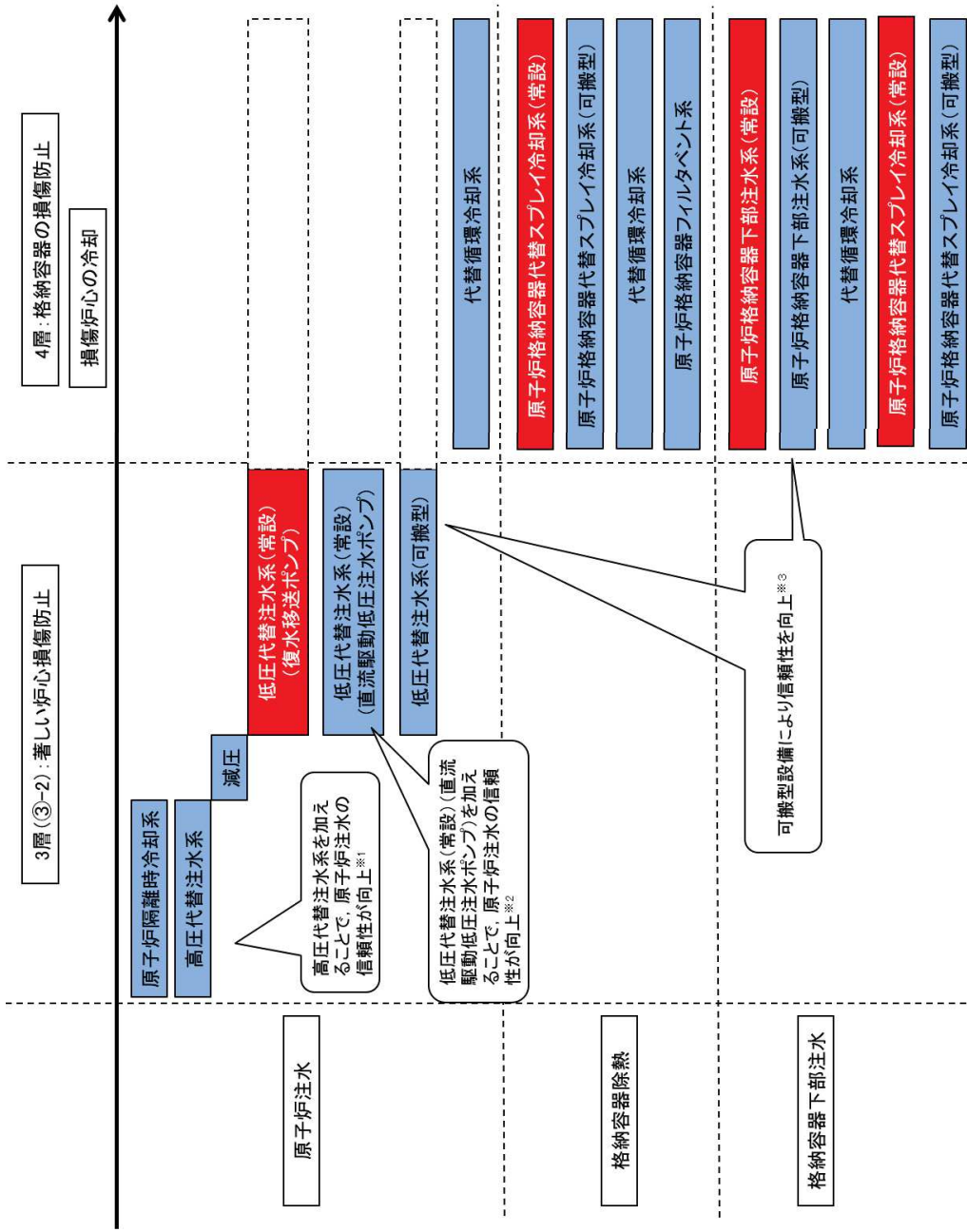
図 2 復水補給水系系統概要図



- 海水貯蔵タンク
- 燃料プール冷却注水系 (可換型)又は燃料プールスプレイ系 (可換型)ハ
- 原子炉格納容器下部注水系 (可換型)ハ
- 低圧代替注水系 (可換型) / 原子炉格納容器下部注水系 (可換型)ハ
- 原子炉格納容器代替スプレイ冷却系 (可換型)ハ
- 燃料プール代替注水系 (常設)又は燃料プールスプレイ系 (常設)ハ
- 原子炉格納容器下部注水系 (可換型)ハ
- 原子炉格納容器下部注水系 (可換型)ハ

### 3. 機能確保

原子炉への注水については、原子炉隔離時冷却系、高圧代替注水系、低圧代替注水系（常設）（直流駆動低圧注水ポンプ）及び代替循環冷却系を用いた手段に加え、アクセスルートの確保を確認した後（有効性評価上では事象発生後 10 時間後と設定）であれば低圧代替注水系（可搬型）によって機能を担うことも可能である。また、格納容器除熱については、原子炉格納容器代替スプレー冷却系（可搬型）、代替循環冷却系及び原子炉格納容器フィルタベント系によって、格納容器下部注水については、代替循環冷却系、原子炉格納容器代替スプレー冷却系（可搬型）及び原子炉格納容器下部注水系（可搬型）によって機能を補うことが可能である。このように、復水補給水系による各機能については冗長性を持たせることで機能確保を図っている。（図 3）



※1: TQIV, TW, TB 等の原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の破断 (LOCA 等) を除く事故に対して初期炉心冠水維持が可能。  
 ※2: TBP に対して初期炉心冠水維持が可能。  
 ※3: 原則として事故発生 10 時間 (アクセスルード確保 (4 時間) + 可搬準備 (6 時間)) までは常設設備での対応とし、可搬型注水設備はアクセス性を考慮し、10 時間以降に期待できると整理していることから、有効性評価では、代替スプレイ以外の可搬型注水設備に期待していないが、信頼性を向上させている。

図 3 注水等に期待する設備

## 92. ドライウェルクーラの使用を仮定した場合の格納容器除熱効果について

残留熱除去系機能が喪失している場合の格納容器代替除熱手段として、ドライウェルクーラの冷却器又は除湿冷却器の冷却コイルに通水することにより送風機を使わずに冷却する方法がある。

ここでは、格納容器過圧・過温破損シナリオを対象に、ドライウェルクーラの使用を仮定した場合の格納容器からの除熱効果について示す。

### 1. 評価条件

格納容器過圧・過温破損の評価事故シーケンスにおいて、ドライウェルクーラを使用する場合（冷却器冷却コイルへの通水）を想定し、格納容器過圧・過温破損の評価事故シーケンスにおける格納容器ベント時間の遅延効果を評価する。

ドライウェルクーラの冷却器は、格納容器スプレイ開始時点から1系列で設計流量にて通水し使用開始すると仮定した。格納容器過圧・過温破損の評価事故シーケンスの雰囲気条件におけるドライウェルクーラの除熱量と、崩壊熱の比較検討を実施した。

ドライウェルクーラによる除熱性能は、(財)原子力発電技術機構（NUPEC）が作成した、ドライウェルクーラ冷却性能試験に基づく。

※：NUPECの格納容器除熱試験（平成11年度～平成13年度）では、ドライウェルクーラ冷却コイルを模擬し、シビアアクシデント雰囲気条件下のため送風機が作動せず冷却コイルへの通水のみを想定した試験（単体性能試験及びシステム挙動試験）が実施され、その結果、ドライウェルクーラのケーシング開口面で自然循環が形成されて、バルク雰囲気条件に応じた一定凝縮量が定常的に得られることが確認された。

### 2. 解析結果

図1に格納容器過圧・過温破損の評価事故シーケンスの格納容器圧力の推移を、図2に崩壊熱とドライウェルクーラによる除熱量の比較を示す。ドライウェルクーラ1系列の作動では、40時間で約4MWの除熱量と評価され、格納容器スプレイ（約88m<sup>3</sup>/h）による蒸気凝縮性能の約半分に相当する。そのため、ドライウェルクーラ作動により、格納容器スプレイ流量を低減可能であり、格納容器ベントまでの時間の遅延が可能と考えられる。

一方で、本評価事故シーケンスにおいては原子炉注水を継続していることから、格納容器内の水位が上昇し、いずれは真空破壊装置が水没しないようにベントに至ることになる。これはドライウェルクーラの作動台数にはよらず、結果としては格納容器ベントの遅延効果は限定的となる。

### 3. ドライウェルクーラによる格納容器除熱の課題

上記のとおり、ドライウェルクーラを使用することによる格納容器除熱に効果



があり、代替の除熱手段としては、従前より自主的に考慮されているものである。ただし、有効性評価の観点からは以下の課題がある。

- ・ドライウェルクーラは常用系であり、サポート系を含めて耐震性が確保された系統ではない。
- ・ドライウェルクーラを使用した除熱が十分でない場合や注水系が復旧しない場合には、外部水源による炉心注水や格納容器スプレイを継続する必要がある、いずれは格納容器内の水位上昇からベントに至ることになる。真空破壊装置の水没を回避するという点では、サブプレッションチェンバを水源とする代替循環冷却系を使用するメリットのほうが大きい。
- ・ドライウェルクーラに通水する際は、その他の機器にも通水されることから、原子炉補機冷却系が使用できない場合には、ドライウェルクーラへの通水量は定格の通水量よりも少なく、除熱効果は限定的となる。(定格の通水量を確保するためには、原子炉補機代替冷却水系以上の系統流量を有する設備の確保等が必要となる。)

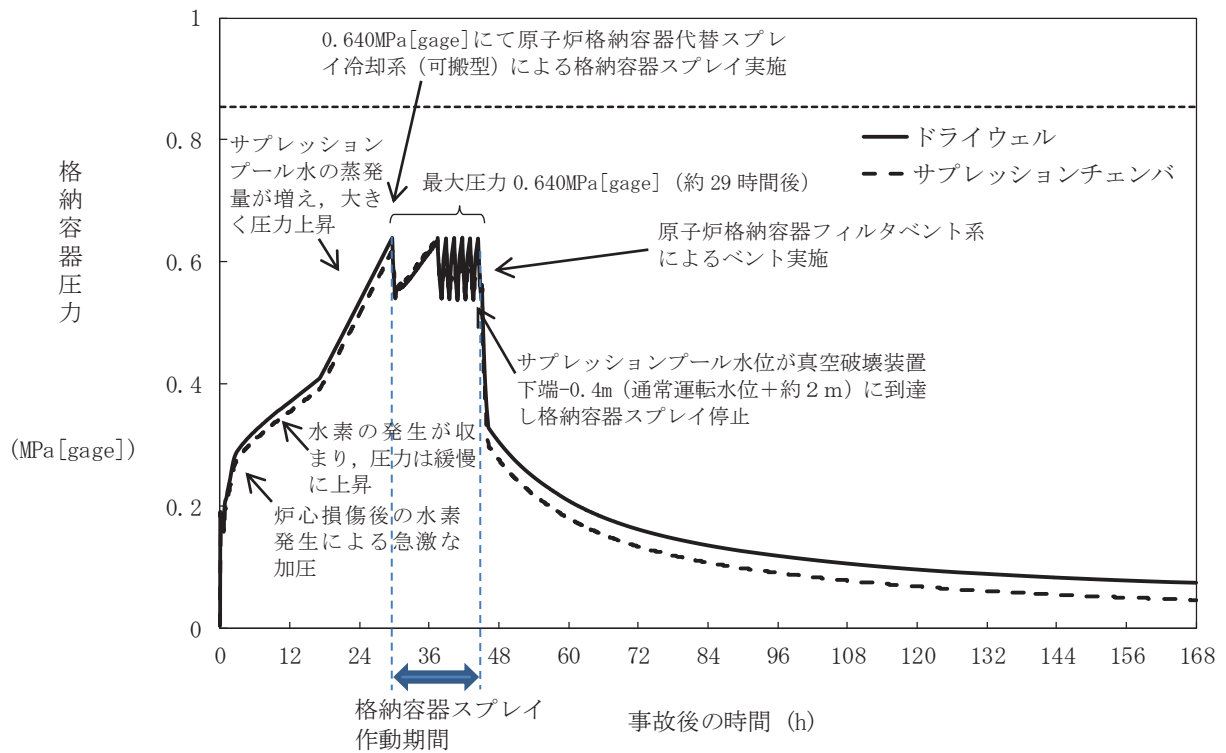


図1 格納容器圧力の推移

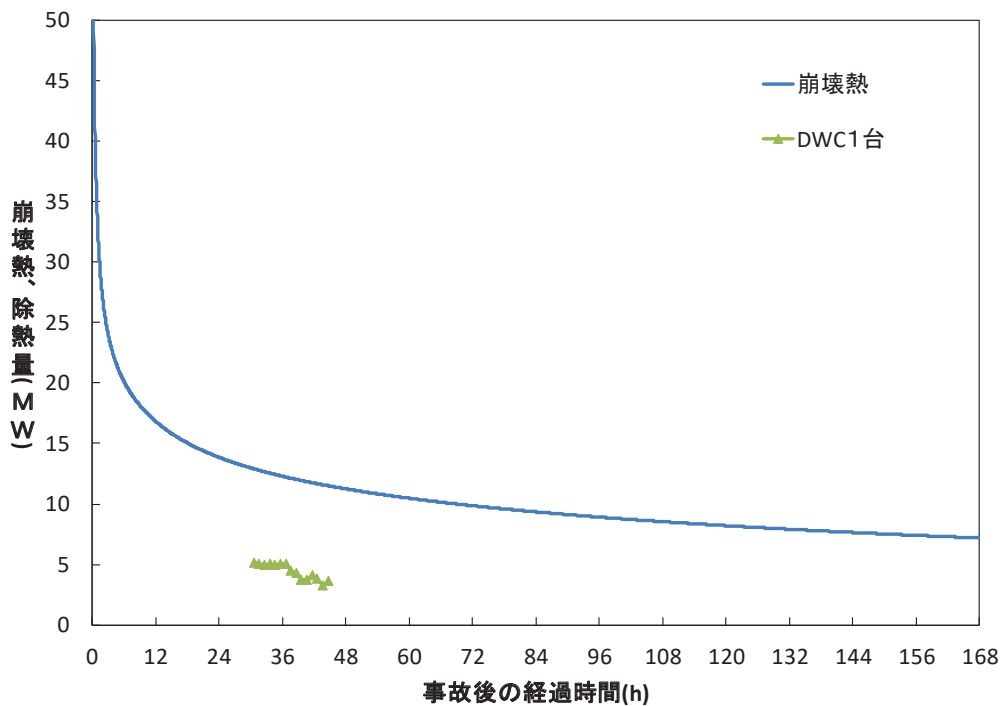


図2 ドライウエルクーラによる除熱量と崩壊熱の比較

### 93. 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できない場合における原子炉格納容器フィルタベント系からの 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チェンバのプール水は沸騰するが、そのような状態で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、サプレッションチェンバの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チェンバのプール水の状態

事故発生後、CsI 及び CsOH は原子炉圧力容器からドライウエルへ移行し、また、その大部分はサプレッションチェンバに移行する。MAAP 解析により得られたサプレッションチェンバのプール水中の CsI 及び CsOH の存在割合の時間推移を図 1 に、サプレッションチェンバのプール水温の時間推移を図 2 に示す。

図 1 より、初期の段階において蒸気流におけるスクラビング効果等により、CsI 及び CsOH の約 3 割がサプレッションチェンバのプール水中へと移行することがわかる。また、図 2 より、最初の数時間においては、サプレッションチェンバのプール水温のサブクール度は大きいことがわかる。すなわち、サプレッションチェンバのプール水でスクラビングされる大部分の CsI 及び CsOH は最初の数時間でサブクール度が大きい状態下で捕集され、残りの CsI 及び CsOH が飽和温度に近い状態下でスクラビングを受けることになる。

また、その後、核分裂生成物はドライウエル床面に蓄水した液相破断流がドライウエルベント管からサプレッションチェンバへ流入する分や、代替ドライウエルスプレイによりドライウエル壁面等に付着していた核分裂生成物が洗い流される効果によってサプレッションチェンバ内に移行するが、核分裂生成物は既に水中に存在しているため、スクラビングの影響は受けない。

このことから、サプレッションチェンバのプール水の捕集効果に対しては、飽和温度に近い状態下でのスクラビング効果の影響よりも、サブクール度が大きい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。

なお、参考として格納容器液相部中の CsI 及び CsOH の存在割合を図 3 に示す。

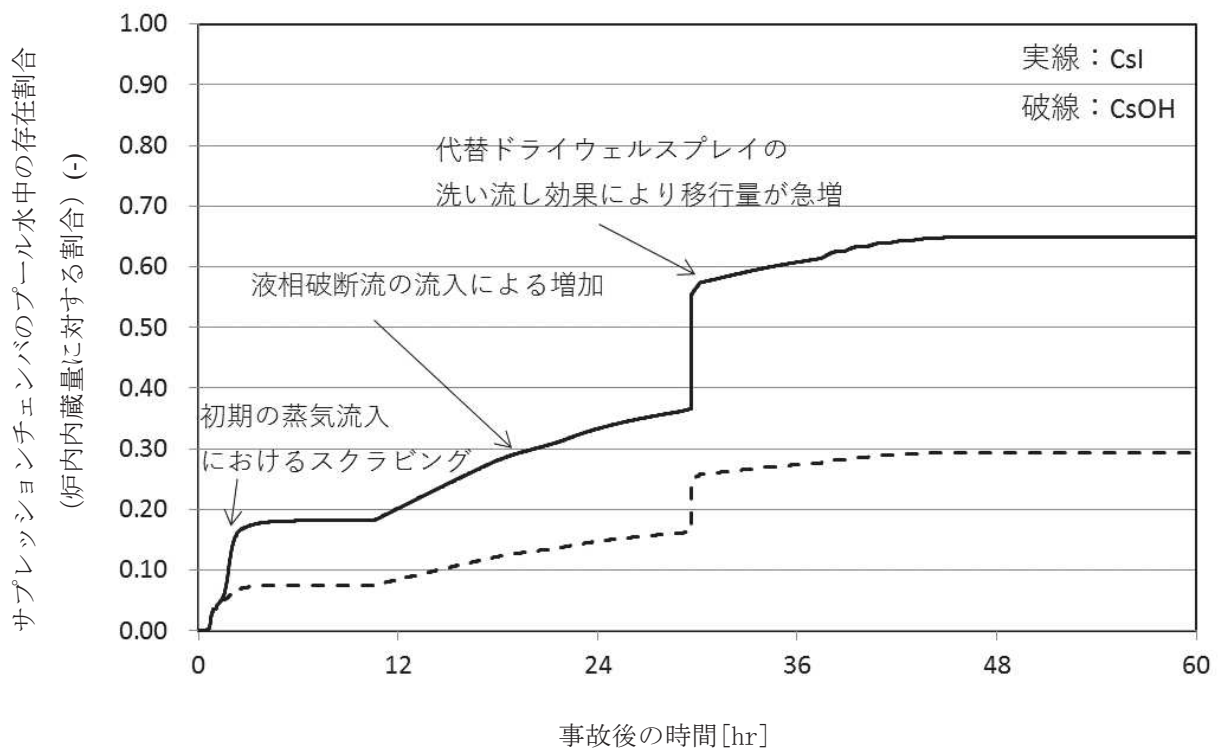


図1 サプレッションチェンバのプール水中の存在割合

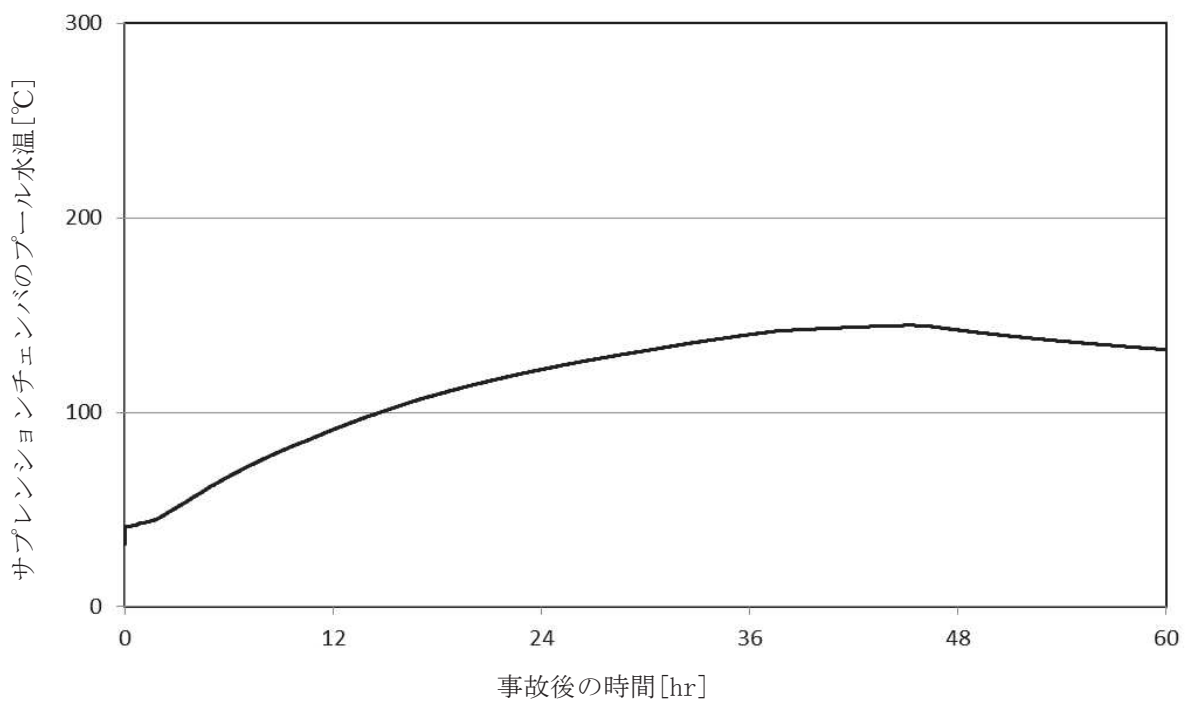


図2 サプレッションチェンバのプール水温

補足 93-2

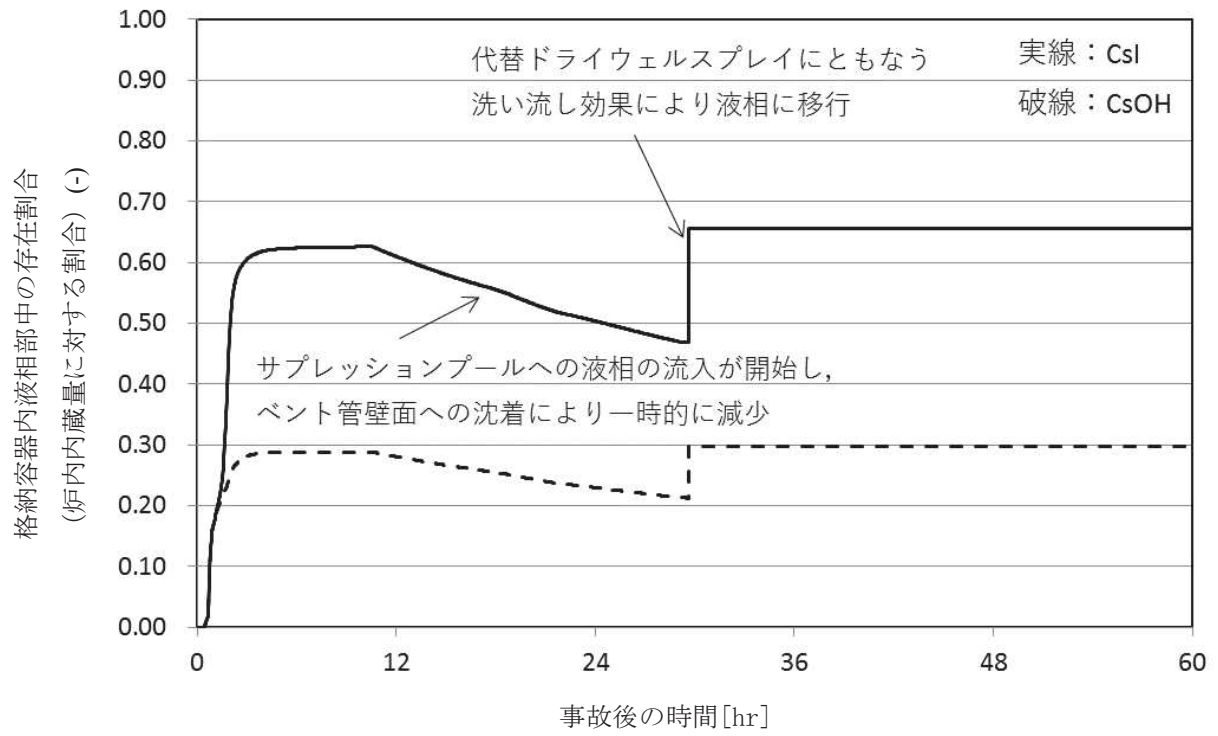


図3 格納容器液相中の存在割合

## 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チェンバのプール水による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プール水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 4 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 5 に示す。図 5 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チェンバのプール水によるスクラビング効果が全くなくなる（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プール水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

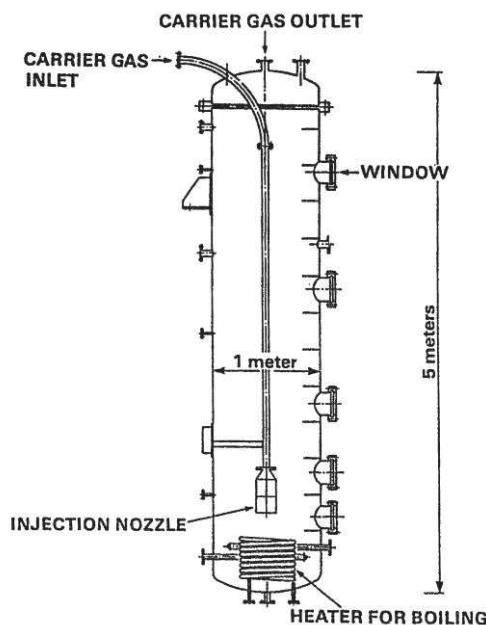


図 4 試験装置の概要

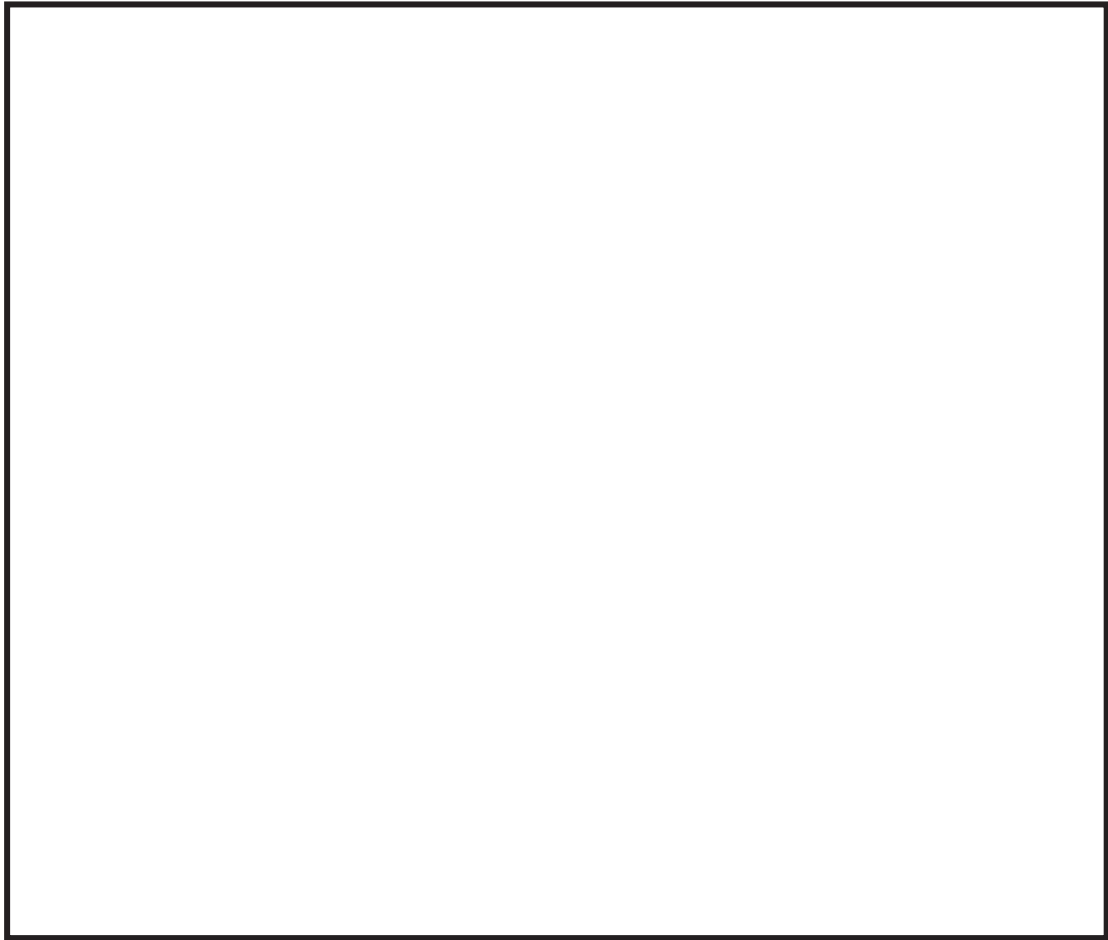


図5 エアロゾル粒子に対するスクラビング効果

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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 95. 原子炉建屋負圧達成時間の算出について

原子炉建屋を非常用ガス処理系（以下、「SGTS」という。）排風機で排気した際に負圧達成までに要する時間を評価する。

### 1. 評価モデル

原子炉建屋の圧力評価モデルを図1に示す。

原子炉建屋圧力は、SGTS 排風機による排気と、原子炉区域インリーク及び原子炉格納容器からの漏えいのバランスにより決定されるものとする。

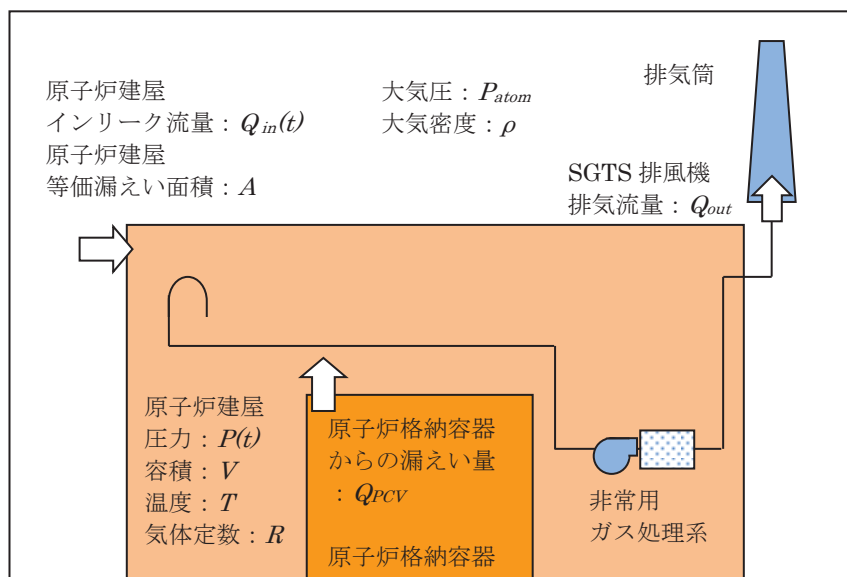


図1 原子炉建屋の圧力評価モデル



## 2. 評価式

原子炉建屋の圧力変化率は、気体の状態方程式に従い気体のモル数変化率で表される。

$$\frac{dp}{dt} = \frac{RT}{V} \frac{dn}{dt} \quad \dots (1)$$

したがって、原子炉建屋の圧力 ( $p(t)$ ) は次式に従う。

$$\begin{aligned} p(t + \Delta t) &= P(t) + \Delta t \frac{RT}{V} \frac{dn}{dt} \\ \Leftrightarrow p(t + \Delta t) &= P(t) + \Delta t \frac{RT}{V} \left\{ \frac{p(t)}{RT} (-Q_{out} + Q_{in}(t) + Q_{PCV}(t)) \right\} \\ \Leftrightarrow p(t + \Delta t) &= P(t) + \Delta t \frac{p(t)}{V} \{ (-Q_{out} + Q_{in}(t) + Q_{PCV}(t)) \} \quad \dots (2) \end{aligned}$$

$Q_{out}$  : S G T S 排風機流量[m<sup>3</sup>/s]

$Q_{in}(t)$  : 原子炉建屋インリーク流量[m<sup>3</sup>/s]

$Q_{PCV}(t)$  : 格納容器からの漏えい流量[m<sup>3</sup>/s]

原子炉建屋インリーク流量  $Q_{in}(t)$  は大気圧と原子炉建屋の圧力の差により流量が変化し、その流量はベルヌーイ式で規定されることから次式のとおりとなる。

$$Q_{in}(t) = A \sqrt{\frac{2(p_{atom} - p(t))}{\rho}} \quad \dots (3)$$

$A$  : 原子炉建屋等価漏えい面積[m<sup>2</sup>]

原子炉建屋等価漏えい面積  $A$  は、原子炉建屋の設計気密度に基づき、式(3)と同じくベルヌーイ式により求められる。

原子炉格納容器からの漏えい流量  $Q_{PCV}(t)$  は、原子炉格納容器内のガスが原子炉建屋に漏えいし、体積膨張するものとして求める。全ての漏えいガスが凝縮せず、理想気体として存在すると仮定すると、その流量は次式のとおりとなる。

$$Q_{PCV}(t) = V_{PCV} \times \frac{\gamma_{PCV}}{100 \cdot 24 \cdot 3600} \times \frac{p_{PCV}}{T_{PCV}} \times \frac{T}{p(t)} \quad \dots (4)$$

$\gamma_{PCV}$  : 格納容器設計漏えい率[%/日]

したがって、式(2)～(4)より、原子炉建屋の圧力変化量を求める評価式は以下のとおりとなる。

$$p(t + \Delta t) = p(t) + \Delta t \frac{p(t)}{V} \left( -Q_{out} + A \sqrt{\frac{2(p_{atom} - p(t))}{\rho}} + V_{PCV} \times \frac{\gamma_{PCV}}{100 \cdot 24 \cdot 3600} \times \frac{p_{PCV}}{T_{PCV}} \times \frac{T}{p(t)} \right)$$

### 3. 評価条件

原子炉建屋負圧達成時間の評価に用いる条件を表1に示す。負圧達成と判断する基準圧力は-6.4mmAqとする。

表1 原子炉建屋負圧達成時間の評価条件

項目	式中記号	単位	値	備考
大気圧	$P_{atom}$	Pa (abs) (kPa (abs))	101,325 (101.325)	標準大気圧
大気密度	$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	1.127	気温 40℃の密度を設定
原子炉建屋圧力	$P(t)$	Pa (abs)	-	事故発生後、原子炉建屋圧力は大気圧まで戻ると想定し、初期圧力には大気圧を設定
原子炉建屋容積	$V$	m <sup>3</sup>		設計値
原子炉建屋温度	$T$	K	313.15	40℃と仮定
原子炉建屋等価漏えい面積	$A$	m <sup>2</sup>		原子炉建屋の設計気密度に基づき、ベルヌーイ式より算出 <sup>※1</sup>
SGTS 排風機流量	$Q_{out}$	m <sup>3</sup> /s (m <sup>3</sup> /h)	0.694 (2500)	設計値 (定格流量)
原子炉格納容器圧力	$P_{PCV}$	Pa (gage) (kPa (gage))	$384 \times 10^3$ (384)	原子炉格納容器最高使用圧力の 0.9 倍
原子炉格納容器容積	$V_{PCV}$	m <sup>3</sup>	13,100	設計値
原子炉格納容器温度	$T_{PCV}$	K	313.15	保守的に原子炉建屋と同じ温度を仮定
原子炉格納容器設計漏えい率	$\gamma_{PCV}$	%/日	0.5	原子炉格納容器最高使用圧力の 0.9 倍までの設計漏えい率

※1 原子炉区域の設計気密度は、「6.4mmAq の負圧状態にあるとき、内部への漏えい率が1日につき内部空間容積の 50%以下」である。ここでは、保守的に 50[%/日]における等価漏えい面積を使用した。

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。

#### 4. 評価結果

原子炉建屋圧力の時間変化を図 2 に示す。

SGTS 排風機起動後，原子炉建屋圧力は単調に低下し，約 520 秒後に負圧達成と判断する基準値（ $-6.4\text{mmAq}$ ）を下回る。

中央制御室の居住性に係わる被ばく評価及び有効性評価の環境への Cs-137 漏えい評価においては負圧達成時間として，約 520 秒を丸めて保守的に 10 分を使用する。

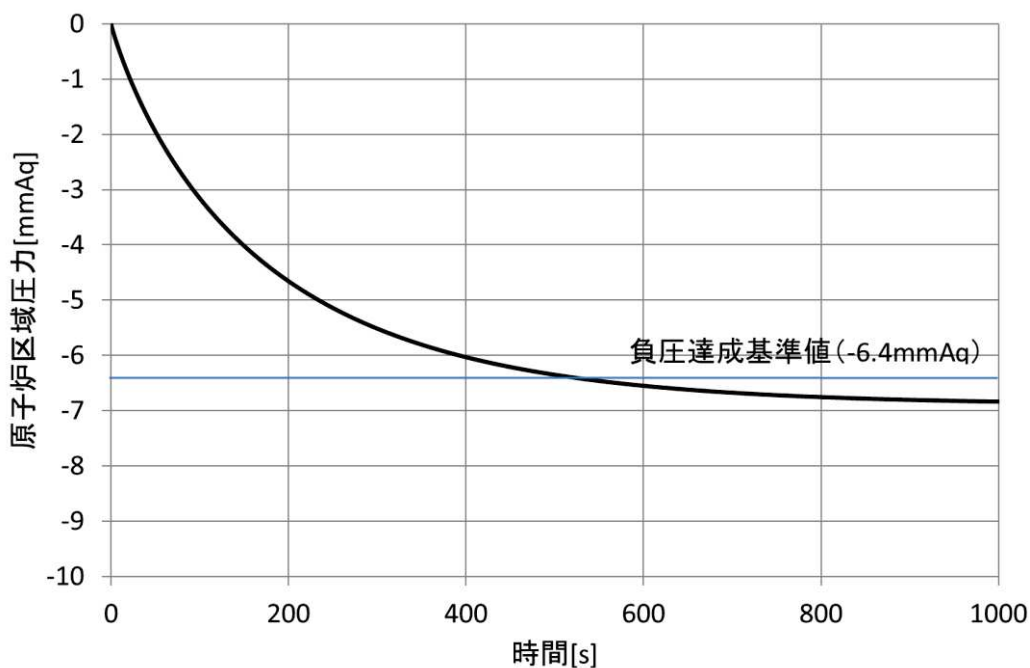


図 2 原子炉建屋圧力の時間変化

## 96. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）における注水操作が遅れる場合の炉心の損傷状態について

### 1. はじめに

有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスにおいて、注水操作の操作遅れを想定し、注水開始時間を有効性評価における設定よりも25分遅延（事象発生50分後に原子炉注水を開始）した場合について、感度解析を行っている。

解析結果は、添付資料3.1.3.7に示しているとおり、操作25分遅れの場合においても、有効性評価のケースと同様に、原子炉圧力容器の健全性及び格納容器破損防止対策の有効性は維持されることを確認している。ここでは、感度解析ケースにおける炉心の損傷状態、損傷炉心の位置及びシュラウドへの熱影響について評価結果を示す。

### 2. 評価結果

#### (1) 炉心の損傷状態

図1に事象発生約1時間後、事象発生約22時間後（最大状態）及び事象発生7日後（終状態）の炉心損傷状態を示す。終状態以降には炉心損傷は拡大しない。

#### (2) 損傷炉心の位置

図2に各部（炉心位置、炉心下部プレナム）における炉心重量の時間変化の推移を示す。図2に示すとおり、炉心は炉心位置に保持される。

#### (3) シュラウドへの熱影響

終状態においても、熔融プールは炉心の外周部に至っておらず、シュラウドへの熱影響はない。

### 3. まとめ

有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスにおいて、炉心損傷に至るものの、冠水により熔融炉心は炉心下部プレナムに移行することなく、原子炉圧力容器内に保持される。

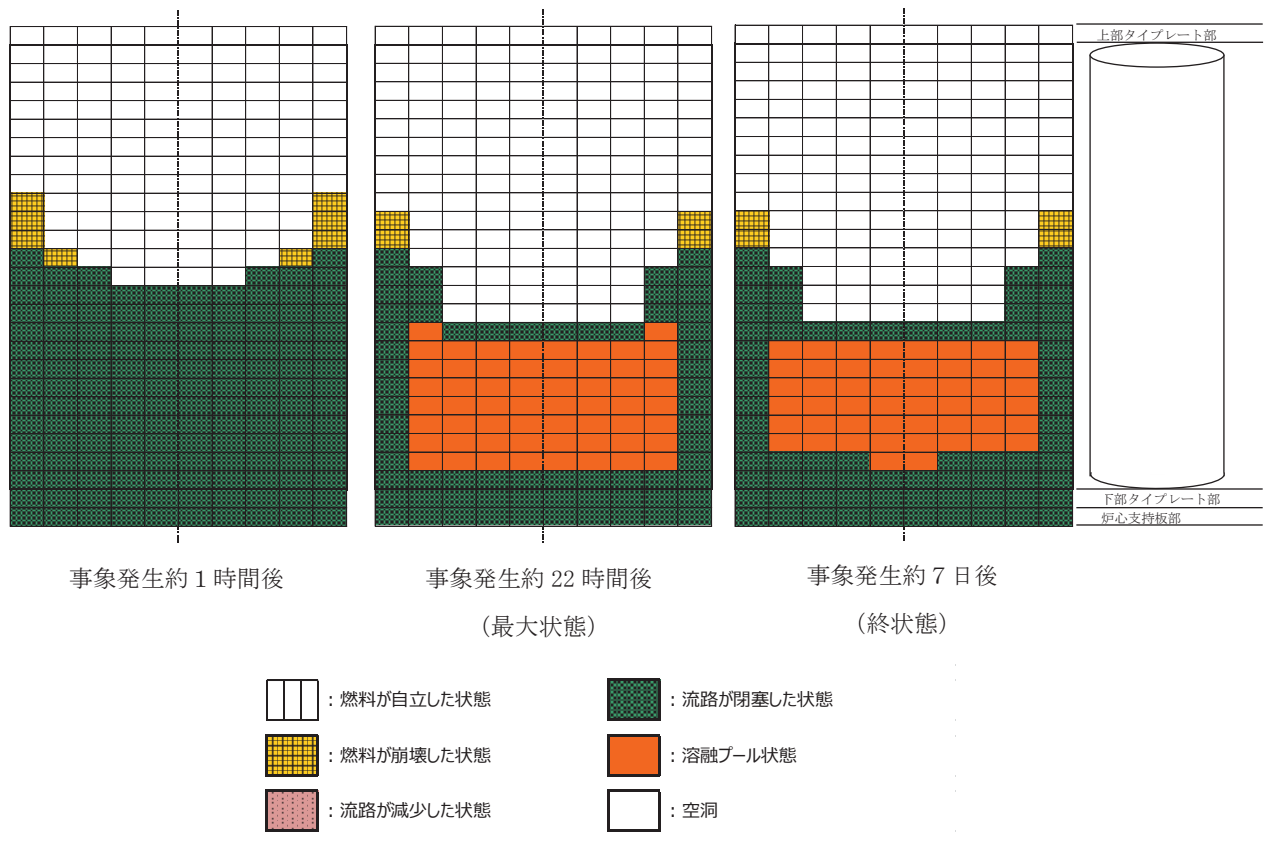


図1 炉心の損傷状態

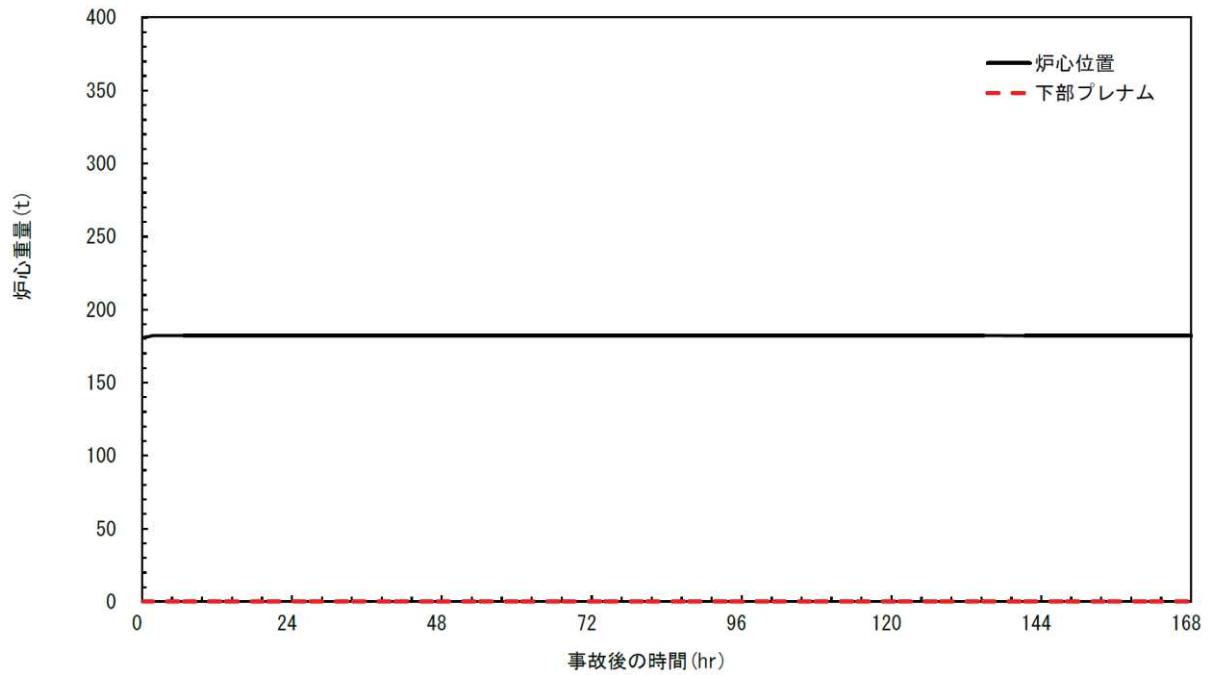


図2 各部 (炉心位置, 下部プレナム) における炉心重量の時間変化

## 97. 過圧過温シナリオにおける燃料最高温度の短時間挙動について

過圧過温シナリオにおける燃料最高温度の短時間挙動について、図1に示す。

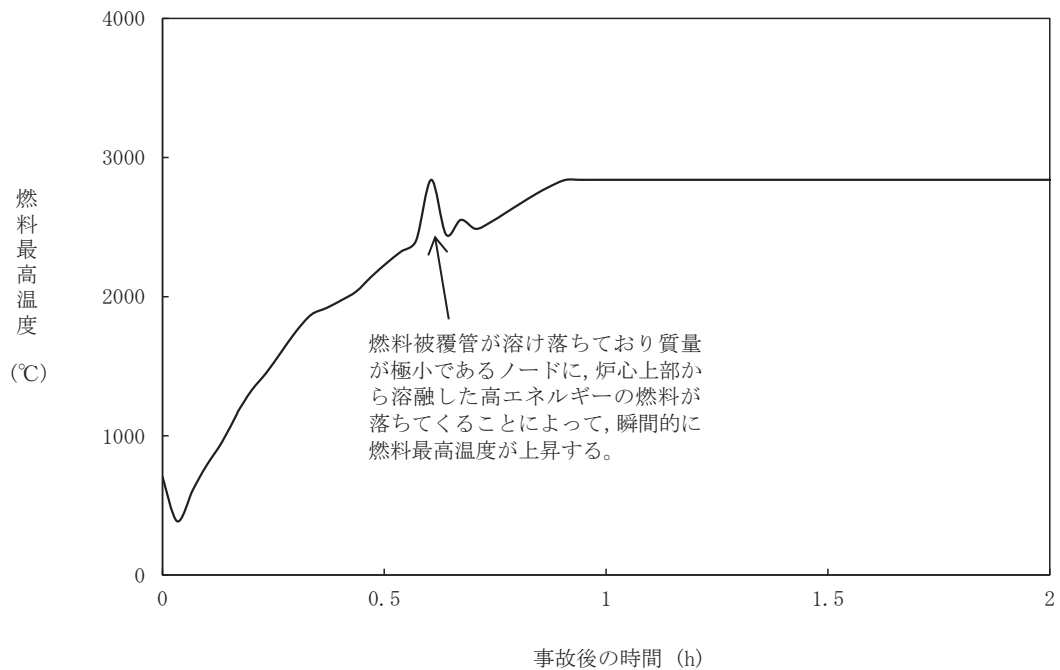


図1 燃料最高温度の推移（過圧過温シナリオ）

## 98. 可搬型窒素ガス供給装置の注入特性の作成方法について

可搬型窒素ガス供給装置の注入特性の作成方法について、以下に示す。

可搬型窒素ガス供給装置の供給量は、吐出圧力と供給先の圧力差が一定の値以下になると減少する。吐出圧力と供給先の差圧に対する窒素ガスの供給流量の関係を図1に示す。

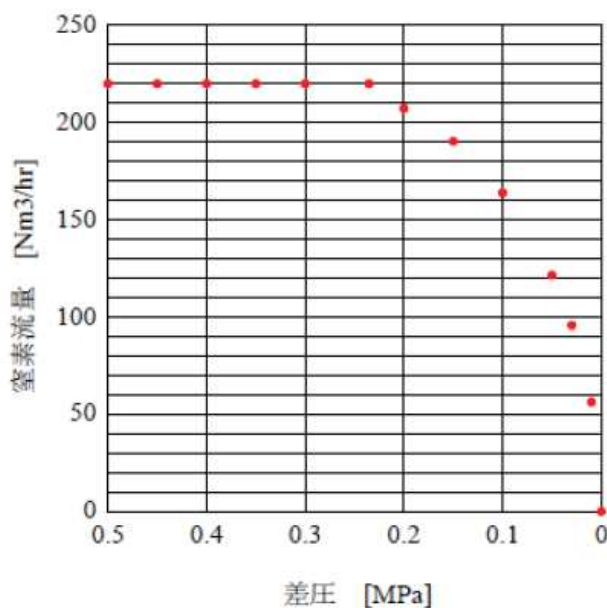


図1 差圧と窒素ガスの供給流量の関係

この特性に対して、窒素ガス流量に対する窒素ガス供給経路の配管圧損を考慮し、各格納容器圧力に対する供給流量を算出しており、図2のとおり、8点の代表的な窒素供給流量の点を直線で補完することにより、格納容器圧力に対する窒素ガスの供給流量の注入特性を作成している。

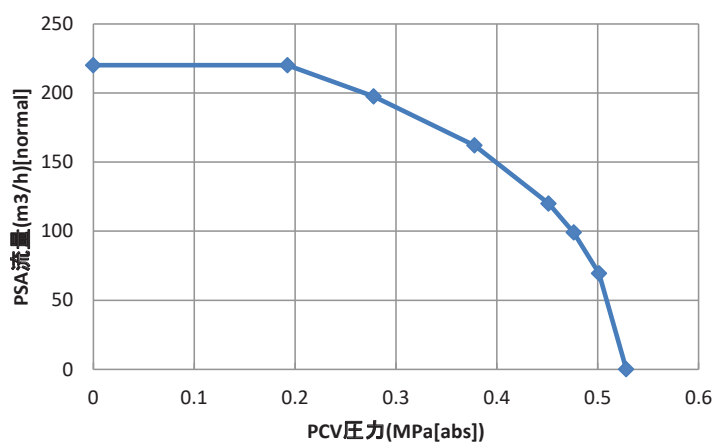


図2 可搬型窒素ガス供給装置の注入特性



## 99. 格納容器貫通孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数(DF)を用いて評価する項目とその扱いについて

格納容器貫通孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数（以下「DF」という。）については、炉心の著しい損傷が発生した場合における中央制御室の居住性に係る被ばく評価、重大事故等対策要員の被ばく評価及び環境へのセシウム 137 放出量評価において評価条件として扱っている。

このうち中央制御室の居住性に係る被ばく評価及び重大事故等対策要員の実効線量評価については、DF の考慮の有無が、ブローアウト閉止装置や非常用ガス処理系の要否判断に係る重要な条件となる。最確条件で評価する事により、事故時における対応上求められる安全機能等が把握でき、適切な事故対応ができるものと考えている。

また、セシウム 137 放出量評価に関しても、DF を考慮することで環境への放出量を適切に評価できるものと考えている。

DF については、「女川原子力発電所 2 号炉 重大事故等対処設備について（補足説明資料） 59-9 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について」（参考資料参照）にて適用性及び期待できる DF 値の検討結果を示しており、最確値として DF=10 を適用できるものと考えている。なお、中央制御室の居住性に係る被ばく評価について、参考として DF=1 とした場合の結果<sup>※1</sup>も示している。

以上のことから、各評価における DF の扱いについて表 1 のとおりとする。

表 1 格納容器貫通孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数(DF)を用いて評価する項目とその扱い

評価項目	格納容器貫通孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数
中央制御室の居住性に係る被ばく評価 <sup>※1</sup>	最確条件 (DF=10)
重大事故等対策要員の被ばく評価 <sup>※2</sup>	最確条件 (DF=10)
環境へのセシウム 137 放出量評価 <sup>※3</sup>	最確条件 (DF=10)

※1 「重大事故等対処設備について（補足説明資料） 59-9 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について」参照

※2 「重大事故等対策の有効性評価について 添付資料 1.3.1」参照

※3 「重大事故等対策の有効性評価について 添付資料 3.1.2.4, 添付資料 3.1.3.4, 添付資料 3.2.2」参照

(参考資料)「女川原子力発電所2号炉 重大事故等対処設備について (補足説明資料) 59-9 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について 添付資料 2-23」抜粋

#### 2-23 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漏えい量は、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漏えい量は、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(参考文献1)。

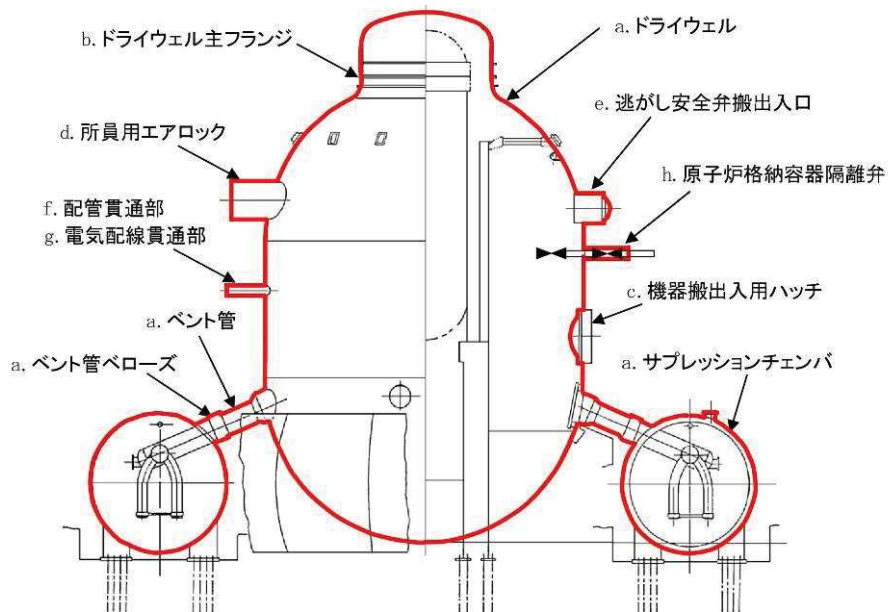
重大事故等時の被ばく評価等においては、原子炉格納容器のシール機能は健全であると想定しており、エアロゾル粒子の漏えい孔での捕集効果に期待できるものと考えられる。

これらを踏まえ、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効果はDF=10と設定している。

以下に、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効果の考え方を示す。

参考文献1：「重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)に関する総括報告書」(原子力発電技術機構 平成15年3月)

1. 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所  
 原子炉格納容器の概要図を図 2-23-1 に示す。



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

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

図 2-23-1 原子炉格納容器の概要図

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

59-9-添 2-23-2

原子炉格納容器バウンダリの構成部における機能喪失要因を表 2-23-1 に示す。

表 2-23-1 原子炉格納容器バウンダリの構成部における機能喪失要因

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

上記の原子炉格納容器バウンダリの構成部のうち、構造部については鋼材で構成されており溶接部も含め連続構造である。これらについては約 2.6Pd 以上まで放射性物質の閉じ込め機能を確保できると評価<sup>※1</sup>しているため、漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

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

一方、シール部については、シール材と鋼材を密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。各構成部のシール部の構造は図 2-23-2-1～図 2-23-2-8 のとおりであり、その構造及び漏えいのメカニズムから、以下の三つに分類できる。

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

このうち、③は、原子炉格納容器隔離弁の弁体を弁座に押しつけてシートする構造であり、弁シートから漏えいした場合は配管内へ漏えいすることとなり、配管の系外への漏えいを伴うものではないため、原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい経路とはならないと考えられる。

したがって、原子炉格納容器から原子炉建屋への主たる漏えい経路としては、①及び②のシール部が想定される。

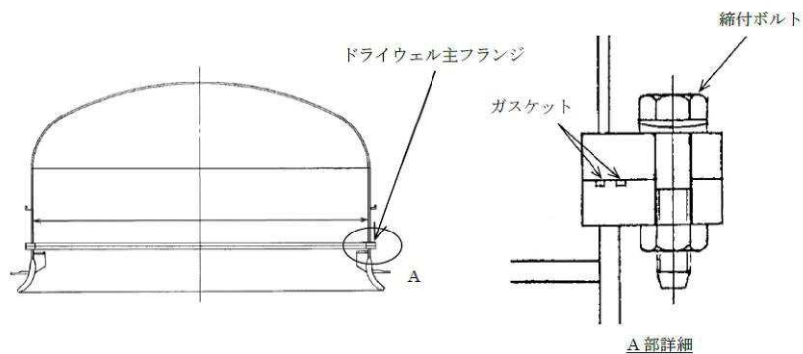


図 2-23-2-1 ドライウェル主フランジシール部概要図

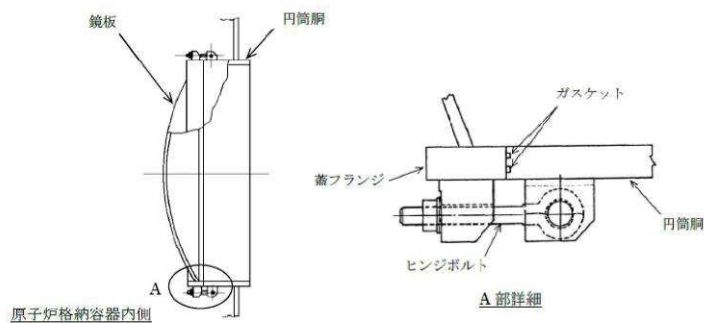


図 2-23-2-2 機器搬出入用ハッチシール部概要図

59-9-添 2-23-4

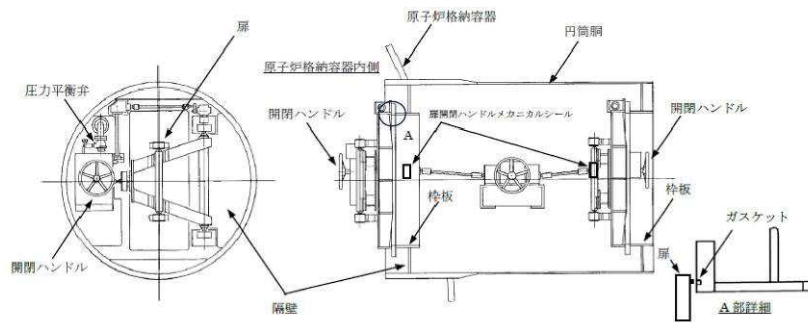


図 2-23-2-3 所員用エアロックシール部概要図

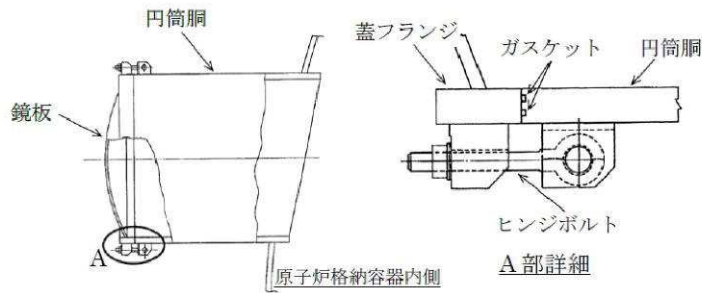


図 2-23-2-4 逃がし安全弁搬出入口シール部概要図

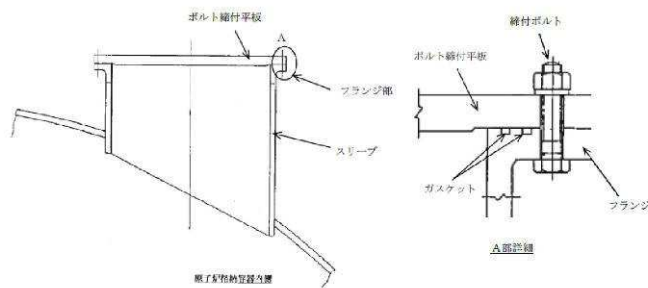


図 2-23-2-5 配管貫通部シール部概要図

59-9-添 2-23-5

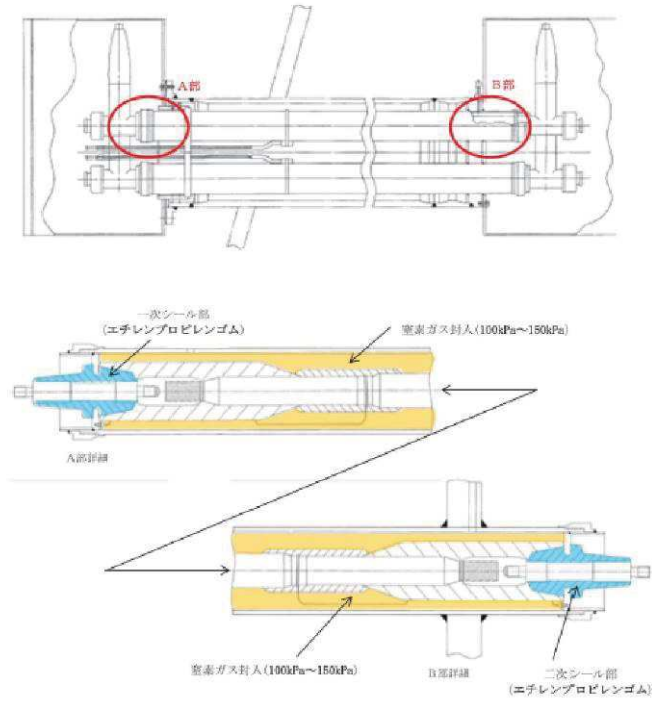


図 2-23-2-6 電気配線貫通部（高電圧）シール部概要図

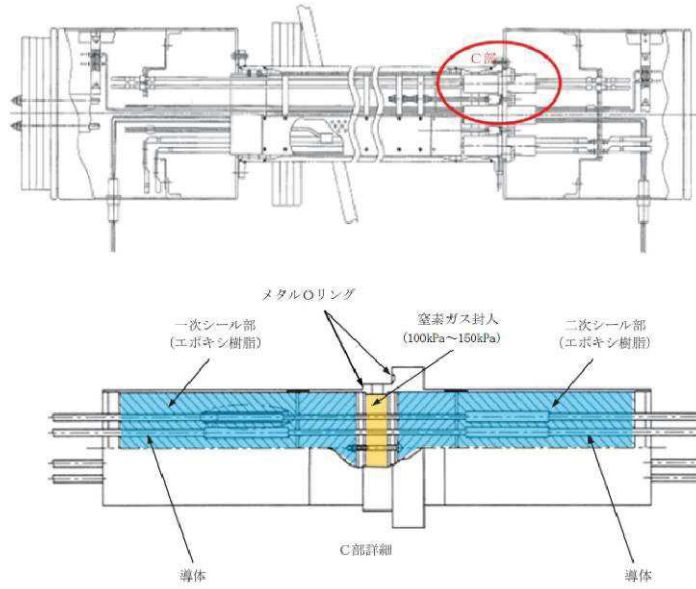


図 2-23-2-7 電気配線貫通部（低電圧）シール部概要図

59-9-添 2-23-6

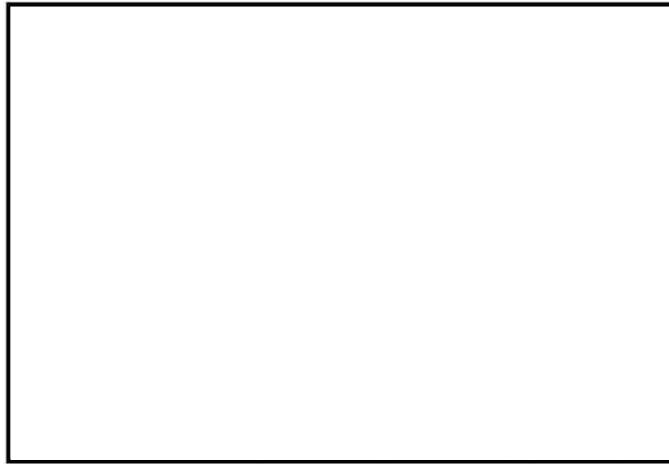


図 2-23-2-8 原子炉格納容器隔離弁シール部概要図（例）

## 2. 漏えい孔におけるエアロゾル粒子の捕集係数に関する既存の知見

既存の知見としては、原子力発電技術機構の報告書「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）」<sup>※1</sup>（以下「NUPEC 試験」という。）で報告されている試験結果があり、フランジ及び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、これを原子炉格納容器から原子炉建屋への主たる漏えい経路としたエアロゾル粒子の捕集効果についてまとめている。

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が、シール部が健全な場合を模擬した試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試験の結果が報告されており、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。以下に、既存の知見をまとめる。

※1 「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書」（原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月）

### 2.1 試験概要

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

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。

59-9-添 2-23-7



について、その試験体に対しエアロゾルを供給し、入口及び出口のエアロゾル濃度等を測定することで漏えい経路におけるエアロゾル捕集特性を確認している。

NUPEC 試験条件を表 2-23-2～4 に、試験装置の概略図を図 2-23-3 に示す。

表 2-23-2 NUPEC 試験における試験条件（健全性確認試験）

NUPEC 試験における試験条件	
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム
環境条件	定温度加熱：200℃/230℃で 20h 以上保持， 圧力 0.8MPa 一定 周期的温度加熱：120～200℃で数 10h 加熱， 圧力 0.1～0.8MPa で変化 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy

表 2-23-3 NUPEC 試験における試験条件（リーク発生条件評価試験）

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

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

表 2-23-4 NUPEC 試験における試験条件 (エアロゾル捕集特性試験)

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

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

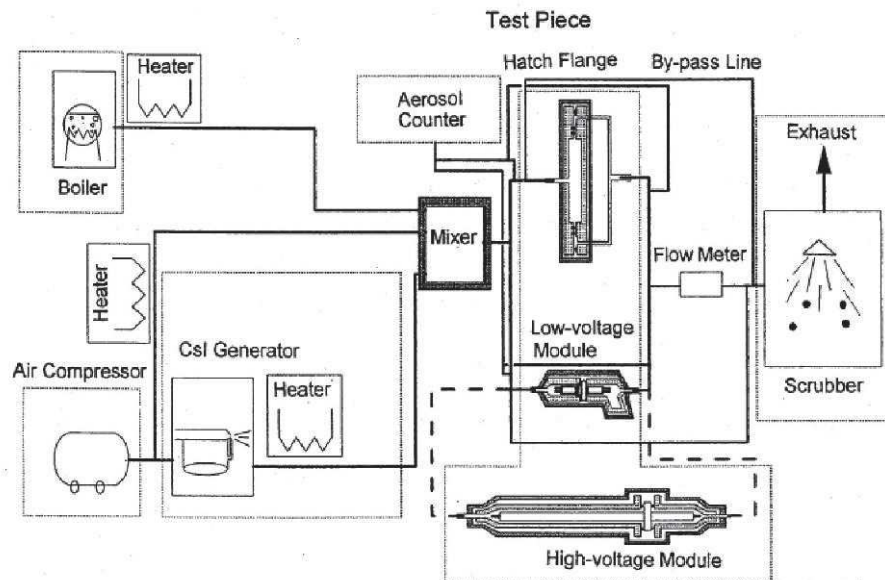


図 2-23-3 試験装置概略図 (NUPEC 試験)

59-9-添 2-23-9

## 2.2 試験結果

### 2.2.1 健全性確認試験

リーク発生条件評価試験に先立って行った健全性確認試験の結果を表 2-23-5 に示す。アクシデントマネジメント条件下ではいずれの試験体においても、加熱試験中にリークは見られなかった。

表 2-23-5 NUPEC 試験での健全性確認試験結果<sup>1)</sup>

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

1) 圧力：0.8MPa

2) 室温降下時に微小漏えいが発生

3) 圧力：0.1-0.8MPa に相当

### 2.2.2 リーク発生条件評価試験

リーク発生条件評価試験の結果を表 2-23-6 に示す。リーク発生温度条件は、低電圧モジュールで 266～324℃であり、フランジ・ガスケットで 276～349℃であった。高電圧モジュールの場合は、400℃までの加熱の間では漏えいが生じなかった。

表 2-23-6 リーク発生条件試験結果 (NUPEC 試験)

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

※1 熱電対

### 2.2.3 リーク面積評価

リークを生じた試験体のリーク面積（等価面積）を、空気をを用いて得られたリーク経路を流れる流量と圧力の関係を基に、リーク流が臨界流であることを考慮して以下に示した圧縮性流体の流量式を適用して評価した。

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

ここで、 $m$  : 質量流量 (kg/s)       $Ae$  : 漏えい等価面積 (m<sup>2</sup>)  
 $P_0$  : 1次側圧力 (Pa)       $P_b$  : 2次側圧力 (Pa)  
 $\gamma$  : 比熱比       $T_0$  : 一次側温度 (K)  
 $R$  : ガス定数 (8314 Pa・m<sup>3</sup>/kmol) / (M kg/kmol)

59-9-添 2-23-11

温度ごとに得られた低電圧モジュール及びフランジ・ガスケットのタイプごとのリーク面積を表 2-23-7 に示す。これらの結果から、低電圧モジュールの場合、100°Cで得られた各モジュールタイプの重み平均値はモジュール 1 体当たり約 6 mm<sup>2</sup>、フランジ・ガスケットの場合には同様に 100°Cで得られた各ガスケットの単純平均であるガスケット周長 1m 当たり約 13mm<sup>2</sup> をそれぞれリーク面積として用いることとしている。

表 2-23-7 試験体のリーク面積（等価面積）評価結果<sup>注1)</sup>（NUPEC 試験）

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

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

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

注6) 低電圧モジュールの個数比率は、その他のタイプを除いた概算比率

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

### 2.2.2 リークパスでのエアロゾル捕集特性試験

電気配線貫通部（低電圧モジュール）及びフランジ・ガスケットにおける、入口及び出口のエアロゾル質量濃度、漏えいガス（空気）流量、DF 値の経時変化の一例を図 2-23-4、図 2-23-5 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 2-23-8 に示すとおりとなった。電気配線貫通部（低電圧モジュール）は 40~22,000 であり、フランジ・ガスケットは 11~25 であった。電気配線貫通部を試験体とした場合の平均の DF は約 600、フランジ・ガスケットを試験体とした場合の平均の DF は約 16 であった。

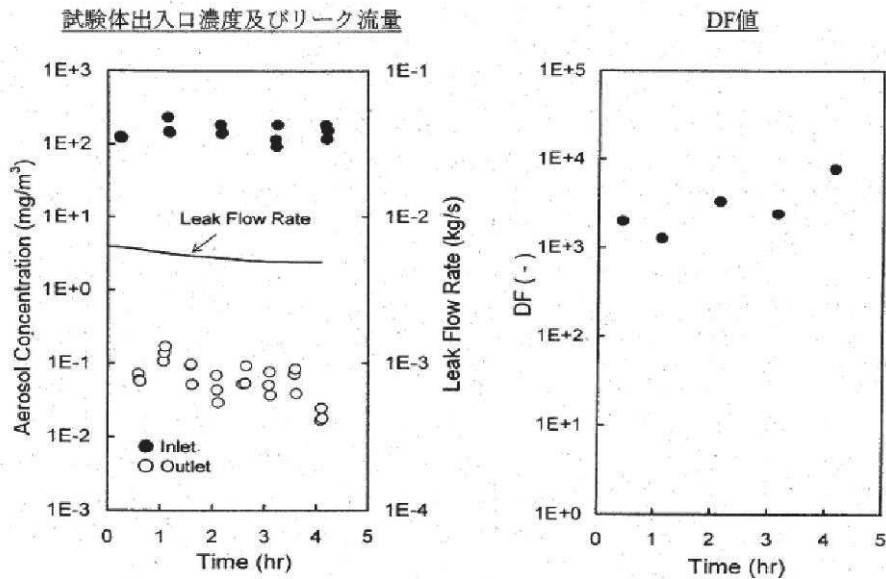


図 2-23-4 エアロゾル質量濃度，漏えいガス（空気）流量，DF 値の経時変化  
（電気配線貫通部の一例）（NUPEC 試験）

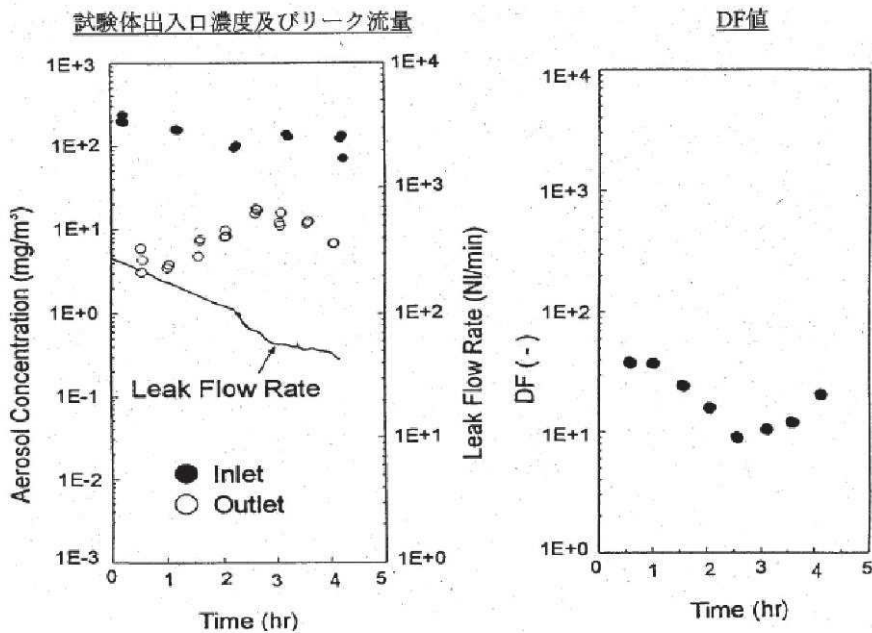


図 2-23-5 エアロゾル質量濃度，漏えいガス（空気）流量，DF 値の経時変化，  
（フランジガスケットの一例）（NUPEC 試験）

59-9-添 2-23-13

表 2-23-8 試験により得られた捕集係数(DF) (NUPEC 試験)

試験体	DF
	全粒径範囲 (0.5~5 ミクロン)
低電圧モジュール	
0.9mm <sup>2</sup>	1300
0.9mm <sup>2</sup>	620
0.9mm <sup>2</sup>	22000
0.9mm <sup>2</sup>	2500
0.9mm <sup>2</sup> (T/C)	280
0.9mm <sup>2</sup> (T/C)	160
同軸ケーブル	270
100mm <sup>2</sup>	340
2mm <sup>2</sup>	40
フランジ・ガスケット	
甲丸タイプ	11
甲丸タイプ	11
甲丸タイプ	13
甲丸タイプ	20
グループ&タンクタイプ	25

### 2.3 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)

NUPEC 試験において、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、電気配線貫通部とフランジ・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 は、以下のとおり約 370 を期待できるとしており、試験体ごとの DF の最小値に基づけば少なくとも DF=10 以上を考慮することが可能と報告している。

しかしながら、NUPEC 試験の報告書では流量配分を考慮した DF の評価にはなっていない。NUPEC 試験で想定している代表プラント (BWR) について流量配分を考慮して捕集係数 DF を評価すると約 38 となる。

流量配分を考慮した DF の評価方法及びそれを用いた NUPEC 試験で想定している代表プラント (BWR) における DF の評価結果を以下に示す。

59-9-添 2-23-14

2.3.1 流量配分を考慮した原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数(DF)の計算方法

実機において原子炉格納容器貫通部全体における DF を計算する際は、等価面積に応じて重み付けし流量配分を考慮したうえで評価する必要がある。原子炉格納容器貫通部全体での DF 計算モデルを図 2-23-6 に示す。

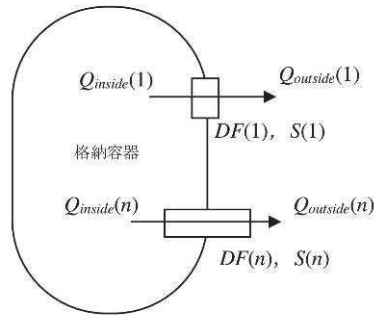


図 2-23-6 原子炉格納容器貫通部全体での DF 計算モデル

原子炉格納容器全体で  $n$  個の貫通部があるとし、 $n$  番目の貫通部における各々のパラメータを次のように定義する。

貫通部  $n$  を通過する前の気体に含まれる放射性物質の量： $Q_{inside}(n)$

貫通部  $n$  を通過した後の気体に含まれる放射性物質の量： $Q_{outside}(n)$

貫通部  $n$  の捕集係数： $DF(n) = \frac{Q_{inside}(n)}{Q_{outside}(n)}$

原子炉格納容器貫通部  $n$  における等価漏えい面積： $S(n)$

原子炉格納容器全体の等価漏えい面積： $S = S(1) + S(2) + \dots + S(n)$

また、貫通部  $n$  の前後に差圧  $\Delta p$  があるときの気体の流量は次式で表すことができる。

$$\text{貫通部 } n \text{ を通過する気体の流量： } q(n) = 3600\alpha S(n) \sqrt{\frac{2}{\rho} \Delta p}$$

気体の密度： $\rho$

流量係数： $\alpha$  ( $0 < \alpha < 1$ )

そのため、貫通部  $n$  内から漏えいする気体に含まれる放射性物質の量  $Q$ 、貫通部  $n$  における気体の流量  $q$  及び等価漏えい面積  $S$  には次の関係式が成り立つ。



$$\frac{Q_{inside}(n)}{Q_{inside}} = \frac{q(n)}{q} = \frac{S(n)}{S}$$

したがって各々の貫通孔における漏えい量が等価漏えい面積に比例すると仮定した場合の原子炉格納容器全体の DF は①式で表される。

$$\begin{aligned} DF &= \frac{Q_{inside}}{Q_{outside}} \\ &= \frac{Q_{inside}}{Q_{outside}(1) + Q_{outside}(2) + \dots + Q_{outside}(n)} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{Q_{inside}} \left( \frac{Q_{inside}(1)}{DF(1)} + \frac{Q_{inside}(2)}{DF(2)} + \dots + \frac{Q_{inside}(n)}{DF(n)} \right)} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{DF(1)} \times \frac{Q_{inside}(1)}{Q_{inside}} + \frac{1}{DF(2)} \times \frac{Q_{inside}(2)}{Q_{inside}} + \dots + \frac{1}{DF(n)} \times \frac{Q_{inside}(n)}{Q_{inside}}} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{DF(1)} \times \frac{S(1)}{S} + \frac{1}{DF(2)} \times \frac{S(2)}{S} + \dots + \frac{1}{DF(n)} \times \frac{S(n)}{S}} \\ \frac{1}{DF} &= \frac{1}{DF(1)} \times \frac{S(1)}{S} + \frac{1}{DF(2)} \times \frac{S(2)}{S} + \dots + \frac{1}{DF(n)} \times \frac{S(n)}{S} \quad \dots \textcircled{1} \end{aligned}$$

### 2.3.2 NUPEC 試験で想定している代表プラント(BWR)における原子炉格納容器貫通部全体の捕集係数(DF)

流量配分を考慮した NUPEC 試験で想定している代表プラントにおける原子炉格納容器貫通部全体の DF について、①式を用いて評価した結果、以下のとおり約 38 となった。

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(等価面積<sup>\*1</sup>)に応じて重み付けし流量配分を考慮した DF 値)

※1 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)

$$\frac{1}{DF} = \frac{1}{DF_1} \times \frac{S_1}{S_1 + S_2} + \frac{1}{DF_2} \times \frac{S_2}{S_1 + S_2}$$

$$DF = \text{約 } 38$$

59-9-添 2-23-16

- ここで、 $DF_1$  : 電気配線貫通部の DF[-] (600)  
 $DF_2$  : フランジ・ガスケットの DF[-] (16)  
 $S_1$  : 電気配線貫通部の全等価面積[mm<sup>2</sup>] ( $1.5 \times 10^3$ )  
 $S_2$  : フランジ・ガスケットの全等価面積[mm<sup>2</sup>] ( $1.0 \times 10^3$ )

なお、NUPEC 試験では代表プラントの電気配線貫通部（低電圧モジュール）は 250 体、フランジ・ガスケットの総周長は 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。

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

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

また、 $S_1$  及び  $S_2$  の評価に用いた電気配線貫通部（低電圧モジュール）1 体当たりの等価面積 (6[mm<sup>2</sup>/体])、フランジ・ガスケットの周長さ 1m 当たりの等価面積は、NUPEC 試験の実験において以下の結果より参照して設定している。

- ・電気配線貫通部（低電圧モジュール）1 体当たりの等価面積 (6[mm<sup>2</sup>/体])  
 : 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℃<sup>※2</sup>の時の等価面積の平均値
- ・フランジ・ガスケットの周長さ 1m 当たりの等価面積 (13[mm<sup>2</sup>/m])  
 : 100℃<sup>※3</sup>のときの等価面積の平均値

※2 試験では 200℃において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

※3 試験では明確な温度依存性は見られなかったが、保守的な 100℃での値を採用

### 3. 女川原子力発電所 2 号炉への適用性

NUPEC 試験での試験条件と、女川原子力発電所 2 号炉の構造及び重大事故等時の条件を比較し、女川原子力発電所 2 号炉への適用性を検討した。

条件比較の結果を表 2-23-9 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、圧力条件、蒸気条件）、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 2-23-9 NUPEC 試験での試験条件と女川原子力発電所 2 号炉の構造及び

重大事故等時の条件の比較

	NUPEC 試験における試験条件	女川 2 号炉の構造及び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	・電気配線貫通部 ・フランジ・ガスケット	・電気配線貫通部 ・フランジ・ガスケット	漏えい想定箇所は、「1. 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所」に記載のとおりであり、試験条件と同等
エアロゾル濃度	10~300 mg/m <sup>3</sup> (CsI)	平均濃度：約 100mg/m <sup>3</sup> (格納容器スプレイ開始前：約 600mg/m <sup>3</sup> 格納容器スプレイ実施後：約 0.001mg/m <sup>3</sup> )	格納容器内の平均濃度は約 100mg/m <sup>3</sup> であり、試験条件に包絡されている。また、格納容器スプレイ開始前における濃度は約 600mg/m <sup>3</sup> であり試験条件と同等。
エアロゾル粒子の粒径	1~2 μm (CsI)	約 2~4 μm (空気力学的直径のエアロゾル質量濃度に対する粒径分布の最頻値(MAAP 評価値))	試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、以下にて考察 【3.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察】
シール材の材質	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット： シリコンゴム	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂、 メタル O リング <sup>※1※2</sup> フランジ・ガスケット： 改良 EPDM <sup>※1</sup>	フランジ・ガスケットについて、試験で用いたシール材と女川 2 号炉のシール材は異なるため、以下にて考察 【3.2 シール材の差異に対する考察】
環境条件	温度：100~200℃ <sup>※3</sup> 圧力：0.11~0.60MPa (ドライ条件) <sup>※4</sup>	温度：200℃ 圧力：0.854 MPa (ウェット条件)	・重大事故等で想定する温度条件は、試験における測定時の条件とほぼ同等である  ・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にて考察 【3.3 シール材の劣化状態の考察】  ・重大事故等で想定する圧力は、試験における測定時の圧力と差異があるため、以下にて考察 【3.4 圧力条件に対する考察】  ・重大事故等で想定する環境はウェット条件であるのに対し、試験環境はドライ条件でありため、以下にて考察 【3.5 蒸気条件に対する考察】
原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数(DF)	約 38 (代表的な BWR 実機プラント想定)	約 17	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女川 2 号炉でのパラメータは同一ではないため、その影響を以下にて確認 【3.6 原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数 (DF)】

- ※1 詳細は「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」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
- ※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試験を実施している
- ※4 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

59-9-添 2-23-18

### 3.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察

本試験の結果（図 2-23-8(a)）の各粒子径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。エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構としては、図 2-23-7 に示すように原子炉格納容器内のエアロゾル粒子の凝集や壁面への沈着等によるものと考えられる。凝集は拡散と重力沈降の過程でエアロゾル粒子が衝突することで、小粒径のエアロゾル粒子が集まり、より粒径の大きい粒子がつけられ、粒径分布はより大きい方向にシフトする。沈着は、重力沈降によりエアロゾル粒子が壁面等に沈着することであり、粒径が大きいエアロゾル粒子ほど沈着し易いため、大粒径のエアロゾル粒子ほど多く除去され、粒径分布はより小さい方向にシフトする。

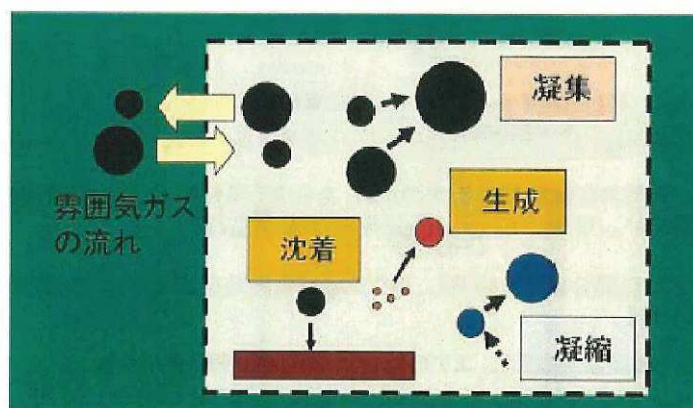


図 2-23-7 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

これらの効果は MAAP コードにおいても考慮されており、次式で示される。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 項は発生項を示している。

59-9-添 2-23-19

補足 99-20

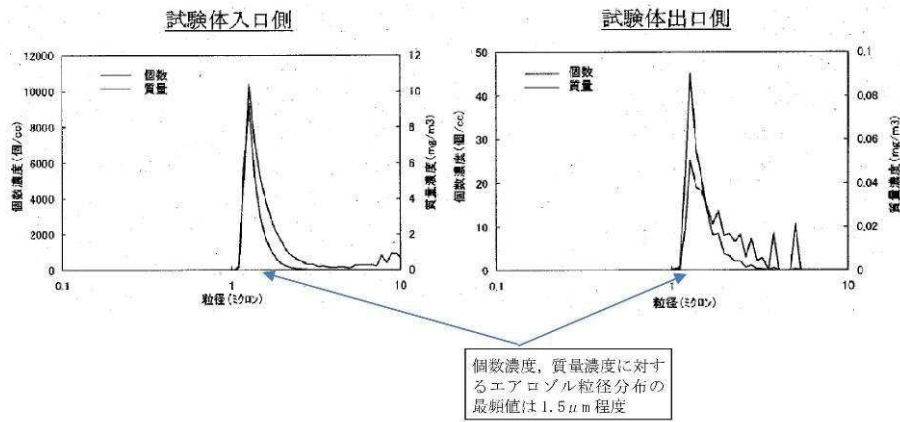
$$\frac{\partial n(v,t)}{\partial t} = \frac{1}{2} \int_0^v K(\bar{v}, v - \bar{v}) n(\bar{v}, t) n(v - \bar{v}, t) d\bar{v} - \int_0^\infty K(\bar{v}, v) n(\bar{v}, t) n(v, t) d\bar{v} - \frac{n(v,t)u(v)}{h} + \dot{n}_p(v)$$

- 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  
 $K(v, \bar{v})$  : 粒子が凝縮する頻度  
 $u(v)$  : 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)

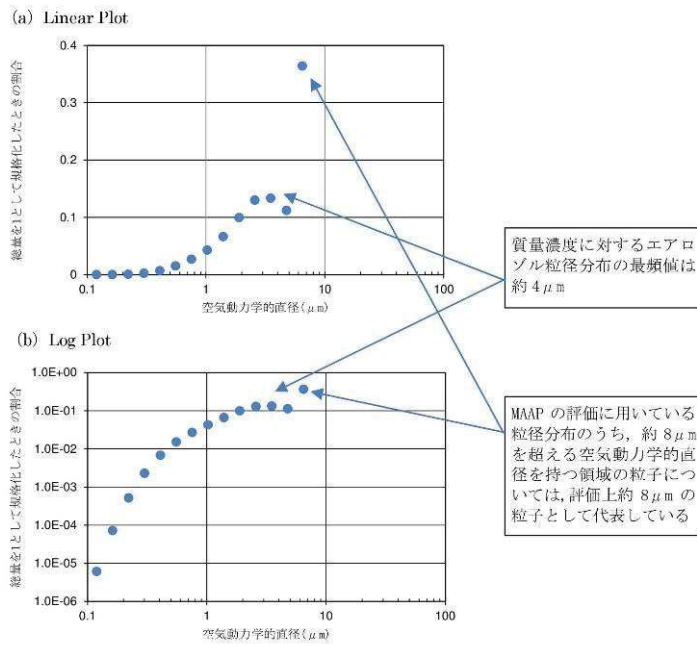
MAAPにて評価された格納容器過圧・過温破損(代替循環冷却系を使用しない場合)を一例として質量濃度に対する粒径分布は、格納容器スプレイを実施する前の事象発生約2時間後の結果は図2-23-8(b)、長期間格納容器スプレイを実施した後である事象発生約45時間後の結果は図2-23-8(c)に示すようになる。実験で用いたCsI発生装置の質量濃度に対する粒径分布は図2-23-8(a)に示すようになり、その最頻値(約1.5 $\mu$ m)とMAAPコードにて評価された格納容器過圧・過温破損(代替循環冷却系を使用しない場合)の粒径分布と比較すると、同程度か、MAAPコードにて評価した格納容器過圧・過温破損(代替循環冷却系を使用しない場合)の粒径分布の方が大きくなる(事象発生約2時間後:約4 $\mu$ m、事象発生約45時間後:約2 $\mu$ 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時を想定した場合、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2-23-9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、質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。



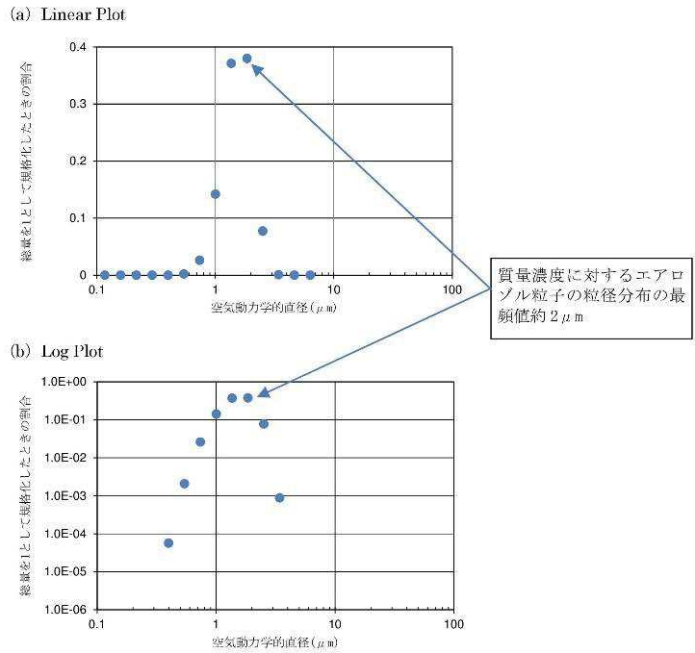
(a) 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布



(b) 事故時における粒径分布 (MAAP 評価)  
格納容器スプレイ実施前 (事象発生約 2 時間後)

図 2-23-8 試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)

59-9-添 2-23-21



(c) 事故時における粒径分布 (MAAP 評価)  
格納容器スプレイ実施前 (事象発生約 45 時間後)

図 2-23-8 試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)

59-9-添 2-23-22

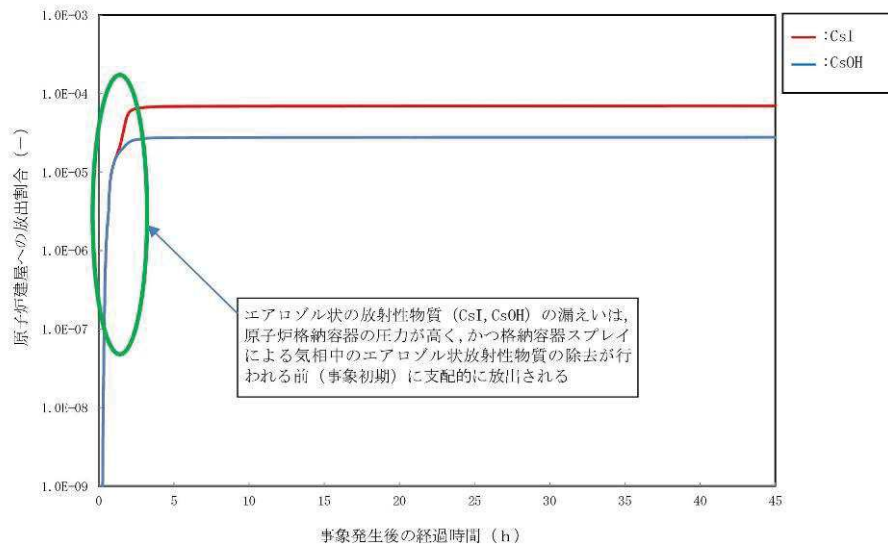


図 2-23-9 MAAP コードにより求めた原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいするエアロゾル状の放射性物質 (CsI, CsOH) の炉内内蔵量に対する割合 (格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用しない場合))

59-9-添 2-23-23

補足 99-24



### 3.2 シール材の差異に対する考察

NUPEC 試験ではフランジ・ガスケットとしてシリコンゴムを使用したシール材を用いて試験を実施している。女川原子力発電所 2 号炉では、従前は NUPEC 試験で用いたシール材と同様にシリコンゴムを使用したシール材を用いていたが、東京電力ホールディングス株式会社福島第一原子力発電所事故の知見を踏まえ、ドライウェル主フランジ、機器搬出入用ハッチ等について高温耐性に優れた改良 EPDM を使用したシール材へ交換することとしている。

したがって、女川原子力発電所 2 号炉のフランジシール部については NUPEC 試験で使用している従来のシール材よりも長期にわたり、高温条件下においてシール性能を維持することができると考えられる。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、原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価<sup>※1</sup>において、実機フランジを模擬した小型試験装置を用い、改良 EPDM シール材を設置した場合の耐漏えい試験を実施している。この中で、200℃、0.854MPa の条件下において、168 時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。

以上より、NUPEC 試験の試験結果は、実機に対し、より漏えいしやすい状況における試験となっているため、適用可能と考える。

また、電気配線貫通部については、実験で使用したシール材と女川原子力発電所 2 号炉のシール材は同様であり差異はないため、NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。なお、電気配線貫通部についても原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価<sup>※2</sup>において、事故条件を模擬した試験の結果、電気配線貫通部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。

※1 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価のうち、補足 7「改良 EPDM 材の試験について」参照

※2 「重大事故等対策の有効性評価について 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価のうち、添付資料「7. 電気配線貫通部」参照

### 3.3 シール材の劣化状態の考察

#### (1) フランジ・ガスケット

NUPEC 試験では 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 2-23-10 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、女川原子力発電所 2 号炉の重大事故等時の条件は 200℃以下であり、その条件を踏まえて実施した、実機フランジを模擬した小型試験装置による改良 EPDM 材の試験 (200℃、0.854MPa、168 時間) 後のシール材の劣化状況を図 2-23-11 に示す。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。

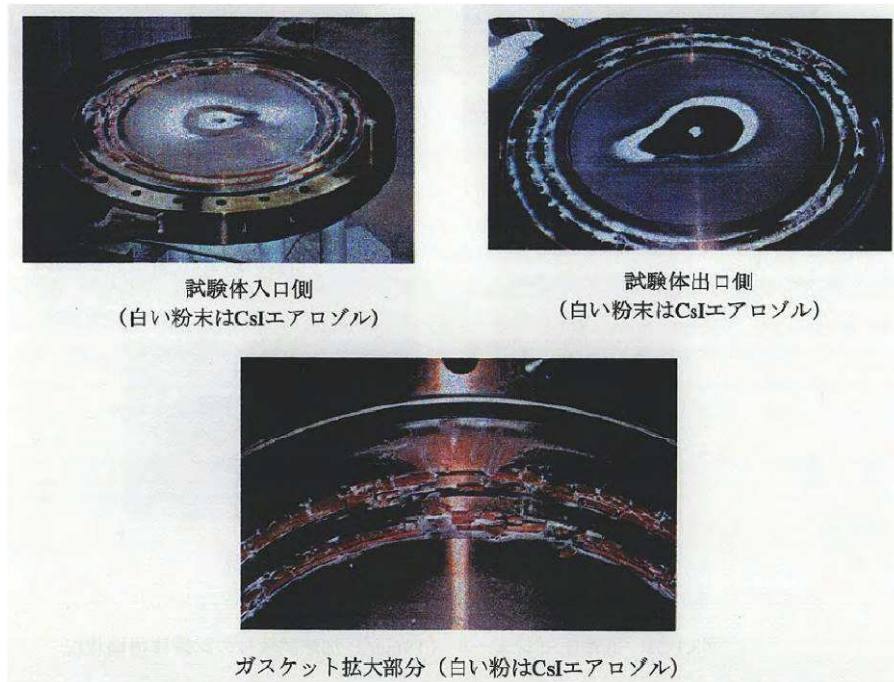


図 2-23-10 試験で用いたフランジ・ガスケットの損傷状態  
(200℃を超過して約0.5℃/minの昇温速度で過熱、漏えい発生後、  
温度を低下させ、エアロゾル捕集特性試験を実施した後の状態)

59-9-添 2-23-25

補足 99-26



図 2-23-11 フランジ・ガスケット（改良 EPDM 材）の試験後の状態  
（乾熱 200℃、168 時間曝露後<sup>※1</sup>，左：グループ&タングタイプ，右：甲丸タイプ）

※1 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劣化が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。

## （2）電気配線貫通部

NUPEC 試験では電気配線貫通部についても 200℃を超える環境下で曝露し、シール材が損傷した際の状態について確認している。電気配線貫通部（低電圧モジュール）の漏えい発生条件評価の試験装置概要及び試験結果を図 2-23-12 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。

一方、女川原子力発電所 2 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配線貫通部モジュールの気密性能について試験<sup>※2</sup>を実施しており、試験結果を表 2-23-10、図 2-23-13、図 2-23-14 に示す。事故条件を模擬した試験の結果、電気配線貫通部のシール部温度が、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。

※2 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」

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。

59-9-添 2-23-26

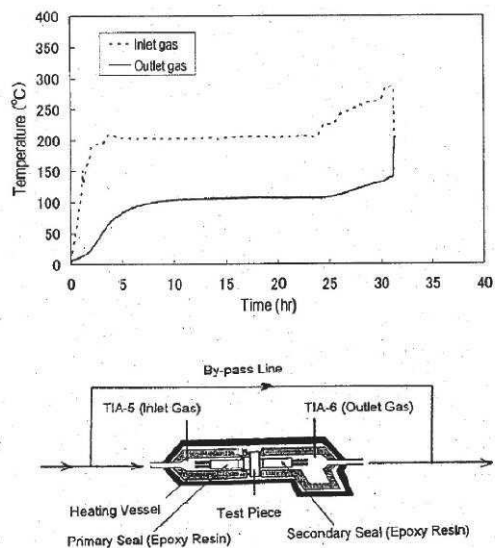


図 2-23-12 電気配線貫通部（低電圧モジュール）の漏えい発生条件評価の試験装置概要及び試験結果（NUPEC 試験，200℃を超える環境下）

表 2-23-10 試験結果（2Pd，200℃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(℃)	二次シール部 温度(℃)	漏えい有無
	温度 (℃)	圧力 (MPa)	時間 (h)			
低電圧モジュール	200 (230)	(0.60～ 0.81) <sup>※3</sup>	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取り値

※3 試験圧力は，0.81MPa（約 1.8Pd）であり 2Pd 以下であるが，実機の電気配線貫通部のモジュールは，運転中におけるシール部の漏えい確認のため，その内部に窒素ガスを約 0.1MPa[gage]～0.15MPa[gage]の圧力で封入している。そのため原子炉格納容器内の圧力が 2Pd となった場合においても，モジュールのエポキシ樹脂に加わる圧力は 0.704MPa～0.754MPa(=0.854MPa(2Pd)－(0.1MPa～0.15MPa))となるため，試験条件は実機の 2Pd 条件を包絡している。

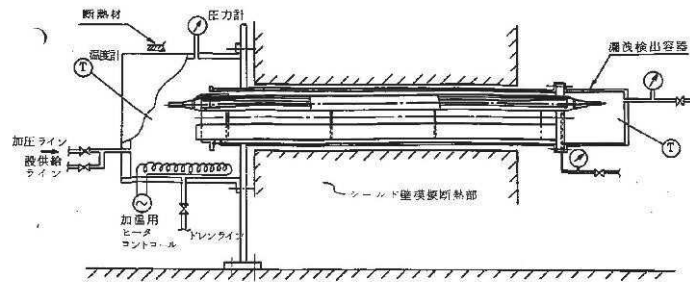
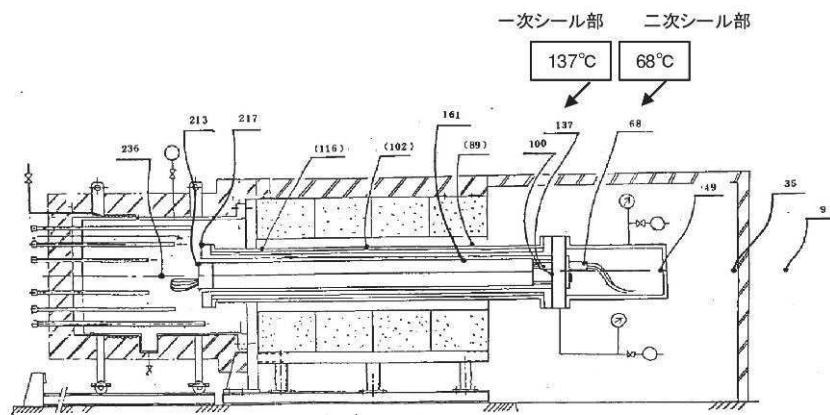


図 2-23-13 試験装置概要  
(高電圧モジュール試験体の例)



( )内の温度は 180 模擬スリーブの表面温度を示す。

図 2-23-14 低電圧用モジュール試験体 温度分布図

### 3.4 圧力条件に対する考察

NUPEC 試験における測定時の圧力と重大事故等で想定する圧力の差については、一般に圧力の上昇に伴い漏えいガス流量は増えることとなるが、図 2-23-4、図 2-23-5 に示すとおり、捕集係数(DF)と流量には明確な依存性が確認できないことから、捕集係数(DF)は圧力に対して明確な依存性はないと考えられ NUPEC 試験における測定結果を女川原子力発電所 2 号炉に適用することが可能であると考えられる。

### 3.5 蒸気条件に対する考察

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

待できる。そのため、試験条件（ドライ条件）に比べて重大事故等で想定する条件（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。

### 3.6 原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数 (DF)

NUPEC 試験からは 2.3 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配線貫通部（低電圧モジュール）の数量及びフランジ・ガスケットの総周長より流量配分を考慮した DF として約 38 を求めている。

上述の評価手法を踏まえ、女川原子力発電所 2 号炉における電気配線貫通部の数量やフランジ・ガスケットの周長を用い、以下のプロセスにて捕集係数 (DF) を算出した。

#### (1) 各部の捕集係数 (DF)

表 2-23-3 に示す試験により得られた捕集係数 (DF) のうち、リーク発生条件評価試験時の試験条件が女川原子力発電所 2 号炉の重大事故時の環境条件を包絡している試験体の結果を採用し、各部の DF を算出した。

女川原子力発電所 2 号炉における各部の DF を表 2-23-11 に示す。

表 2-23-11 女川原子力発電所 2 号炉における各部の DF

NUPEC 試験		女川原子力発電所 2 号炉	
試験体	DF <sup>※1</sup>	重大事故時環境条件との比較	DF
	全粒径範囲 (0.5~5 ミクロン)		
低電圧モジュール			
0.9mm <sup>2</sup>	1300	環境条件を包絡	960
0.9mm <sup>2</sup>	620	環境条件を包絡	
0.9mm <sup>2</sup>	22000	リーク発生条件評価試験時の試験圧力が低いため除外	—
0.9mm <sup>2</sup>	2500	リーク発生条件評価試験時に放射線照射していないため除外	—
0.9mm <sup>2</sup> (T/C)	280	環境条件を包絡	280
0.9mm <sup>2</sup> (T/C)	160	リーク発生条件評価試験時に放射線照射していないため除外	—
同軸ケーブル	270	環境条件を包絡	270
100mm <sup>2</sup>	340	使用していないため除外	—
2mm <sup>2</sup>	40	環境条件を包絡	40
フランジ・ガスケット			
甲丸タイプ	11	リーク発生条件評価試験時に放射線照射していないため除外	—
甲丸タイプ	11	環境条件を包絡	12
甲丸タイプ	13	環境条件を包絡	
甲丸タイプ	20	リーク発生条件評価試験時の試験圧力が低いため除外	—
グループ&タンゲタイプ	25	環境条件を包絡	25

※1 同タイプの試験体において捕集係数 (DF) にばらつきが見られるが、個体差に起因する破損状態の違い及びリーク発生条件試験における試験条件の違いによるものと推察される。

(2) 各部の等価面積

NUPEC 試験においては、代表プラントの捕集係数(DF)算出に当たり、各部の等価面積として、低電圧モジュールの場合には 100℃<sup>\*1</sup>で得られた各モジュールタイプの重み平均値であるモジュール 1 体当たり約 6mm<sup>2</sup>を、またフランジ・ガスケットの場合には 100℃<sup>\*1</sup>で得られた各ガスケットの単純平均値であるガスケット周長 1m 当たり約 13mm<sup>2</sup>をそれぞれ等価面積として用いている。

女川原子力発電所 2 号炉においては、各部のタイプ、数量、周長が明確になっていることから、低電圧モジュール、フランジ・ガスケットともに、NUPEC 試験にてタイプごとに得られた 100℃<sup>\*1</sup>における等価面積を用いることとした。

表 2-23-12 に、女川原子力発電所 2 号炉における各部の等価面積、低電圧モジュール数、フランジ・ガスケットの周長及び全等価面積を示す。

表 2-23-12 女川原子力発電所 2 号炉における各部の等価面積

NUPEC 試験		女川原子力発電所 2 号炉	
低電圧モジュール	等価面積 <sup>*1</sup> (mm <sup>2</sup> /体) [A]	モジュール数 (体) [B]	全等価面積 (mm <sup>2</sup> ) [C=A×B]
0.9mm <sup>2</sup>	5.9		
0.9mm <sup>2</sup> (T/C)	11		
同軸ケーブル	11		
100mm <sup>2</sup>	2.9		
2mm <sup>2</sup>	2.6		
フランジ・ガスケット	等価面積 <sup>*2</sup> (mm <sup>2</sup> /m) [A]	ガスケット周長 (m) [B]	全等価面積 (mm <sup>2</sup> ) [C=A×B]
甲丸タイプ	16		
グループ&タンクタイプ	10		

※1 NUPEC 試験の実験では 200℃において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

※2 NUPEC 試験の実験では明確な温度依存性は見られなかったが、保守的な 100℃での値を採用

(3) 原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数(DF)

上記の各部の DF 及び等価面積を用い、女川原子力発電所 2 号炉における貫通部(電気配線貫通部及びフランジガスケット)の数量及び流量の配分を考慮し、全データを重み付けし、原子炉格納容器貫通部全体での捕集係数(DF)を算出した結果、以下のとおりとなった。

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。

$$\frac{1}{DF} = \frac{1}{DF_1} \times \frac{S_1}{S} + \frac{1}{DF_2} \times \frac{S_2}{S} + \frac{1}{DF_3} \times \frac{S_3}{S} + \frac{1}{DF_4} \times \frac{S_4}{S} + \frac{1}{DF_5} \times \frac{S_5}{S} + \frac{1}{DF_6} \times \frac{S_6}{S}$$

$$DF = 17.3 \approx \text{約 } 17$$

- ここで、 $DF_1$ ：低電圧モジュール（0.9mm<sup>2</sup>）のDF  
 $DF_2$ ：低電圧モジュール（0.9mm<sup>2</sup>(T/C)）のDF  
 $DF_3$ ：低電圧モジュール（同軸ケーブル）のDF  
 $DF_4$ ：低電圧モジュール（2mm<sup>2</sup>）のDF  
 $DF_5$ ：フランジガスケット（甲丸タイプ）のDF  
 $DF_6$ ：フランジガスケット（グループ&タンクタイプ）のDF  
 $S_1$ ：低電圧モジュール（0.9mm<sup>2</sup>）の全等価面積  
 $S_2$ ：低電圧モジュール（0.9mm<sup>2</sup>(T/C)）の全等価面積  
 $S_3$ ：低電圧モジュール（同軸ケーブル）の全等価面積  
 $S_4$ ：低電圧モジュール（2mm<sup>2</sup>）の全等価面積  
 $S_5$ ：フランジガスケット（甲丸タイプ）の全等価面積  
 $S_6$ ：フランジガスケット（グループ&タンクタイプ）の全等価面積  
 $S$ ： $S_1+S_2+S_3+S_4+S_5+S_6$

#### 4. まとめ

原子炉格納容器貫通部における捕集係数について、NUPEC 試験結果の女川原子力発電所 2 号炉への適用性について検討した。漏えい箇所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が想定部位として妥当であることを確認した。そのうえで、重大事故等時における原子炉格納容器内の環境条件と試験結果を比較し、十分に適用性があることを確認した。

その結果、原子炉格納容器貫通部におけるエアロゾル粒子の捕集効果は、流量配分を考慮した格納容器全体の捕集係数として DF=17 程度を期待できるものと考えられるが、重大事故等時においてバウンダリ構成部のどの部分からどのような割合で漏えいするかを想定することの困難さを考慮すると、試験結果のうち捕集係数として一番低いもの（端数は切り捨て）を適用することとし原子炉格納容器貫通部における捕集係数としては DF=10 を設定する。



## 100. G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響（長期解析）

### 1. はじめに

添付資料 3.4.4 にて G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価を実施している。添付資料 3.4.4 では 7 日間の各パラメータの挙動を示しているが、本資料では酸素濃度が 4.3vol% に到達し、格納容器ベントの対応までの挙動を示す。

### 2. 評価結果

評価結果を図 1 から図 6 に示す。評価結果より、ドライ条件において、酸素濃度は事象発生から約 463 時間後に 4.3vol% に到達した。このため、本評価では酸素濃度が 4.3vol% に到達した約 463 時間時点でウェットウェルベントを実施した。その結果、格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は大幅に低下し、水素濃度及び酸素濃度は可燃限界未満に抑制された。

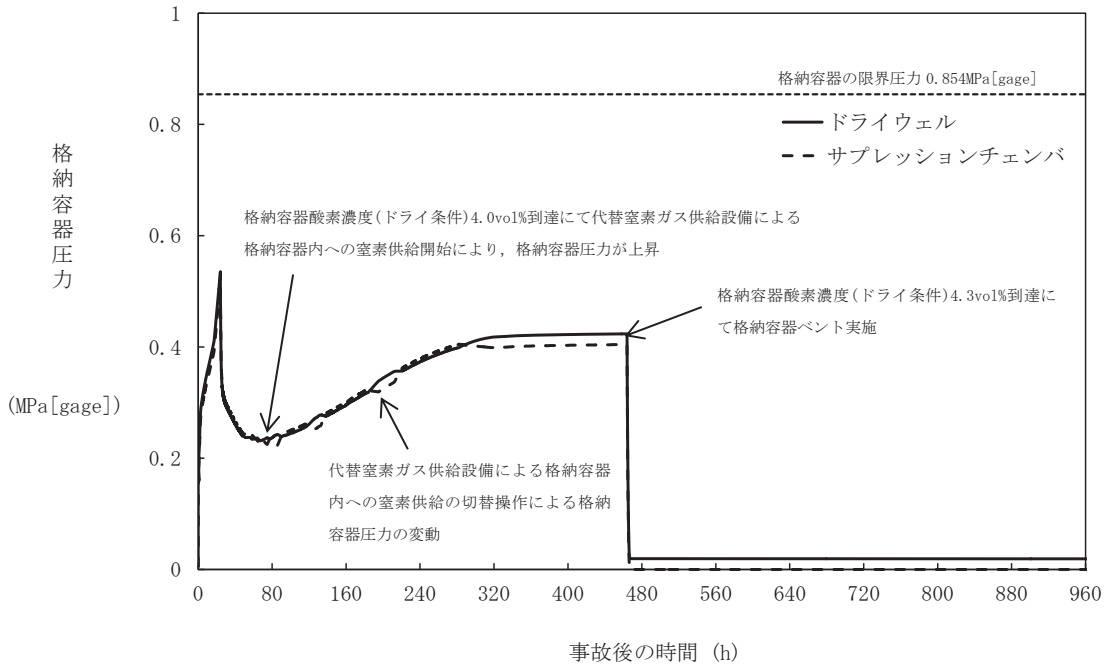


図1 格納容器圧力の推移

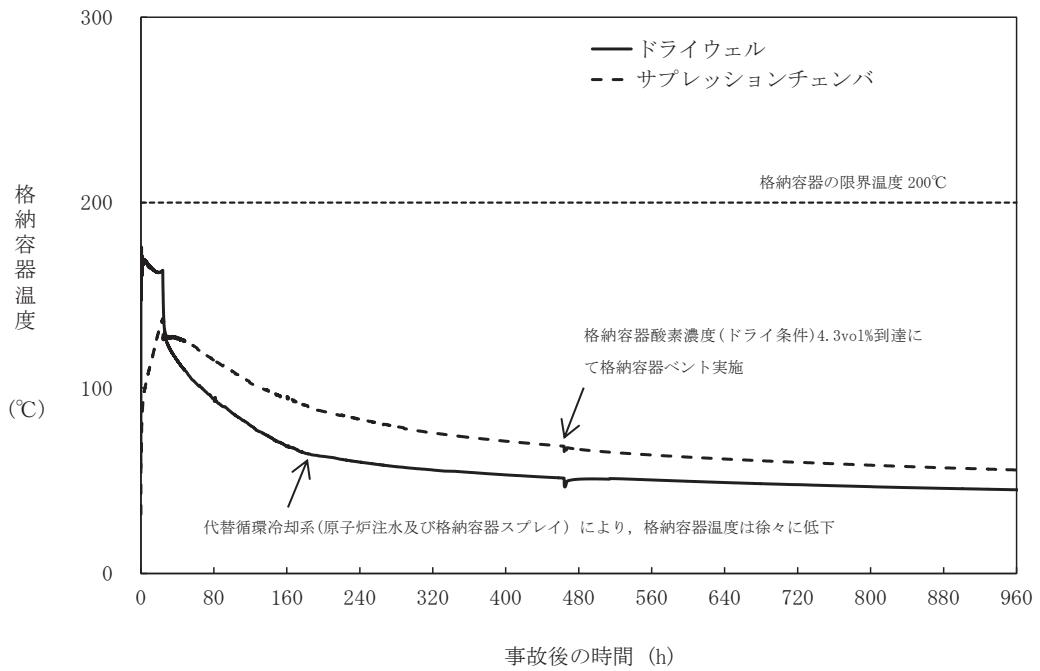


図2 格納容器温度の推移

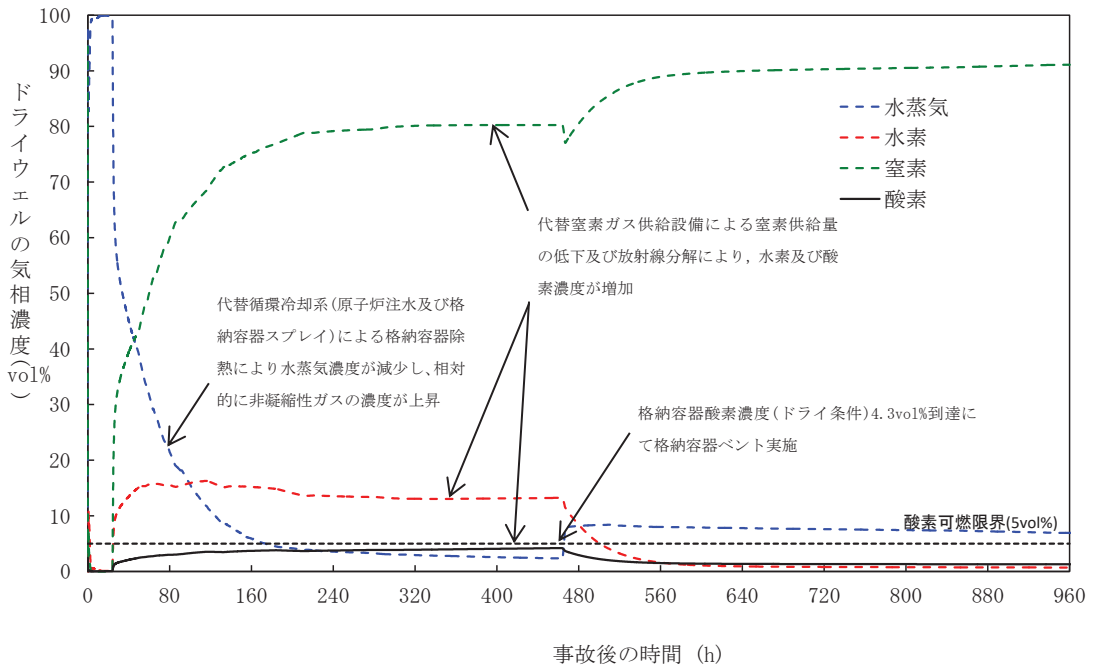


図3 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

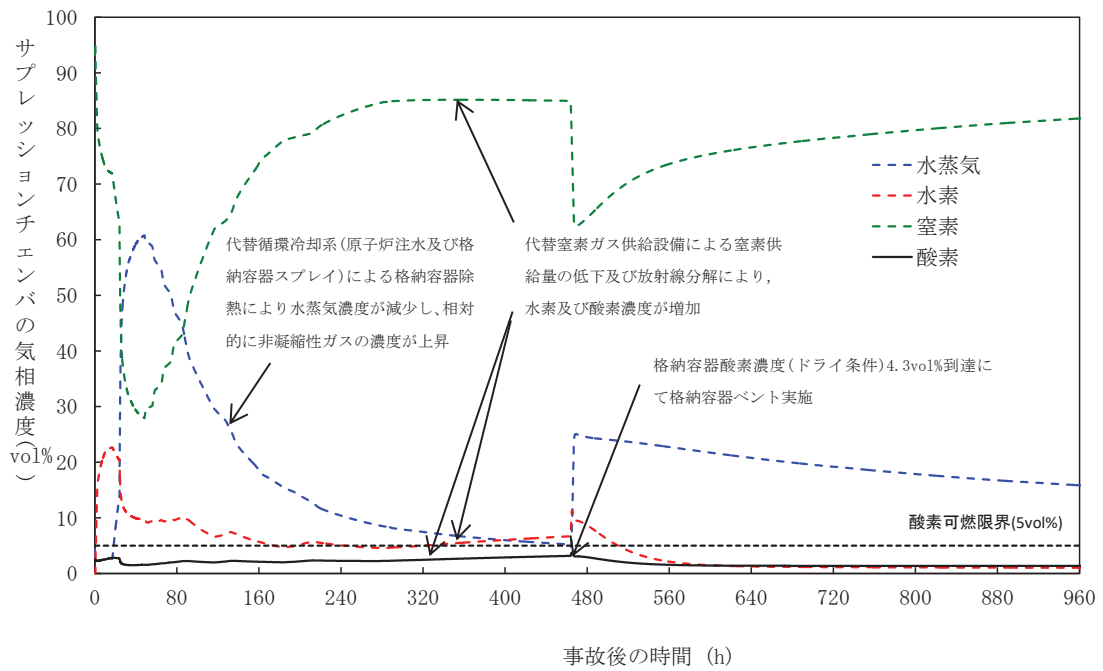


図4 サプレッションチェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

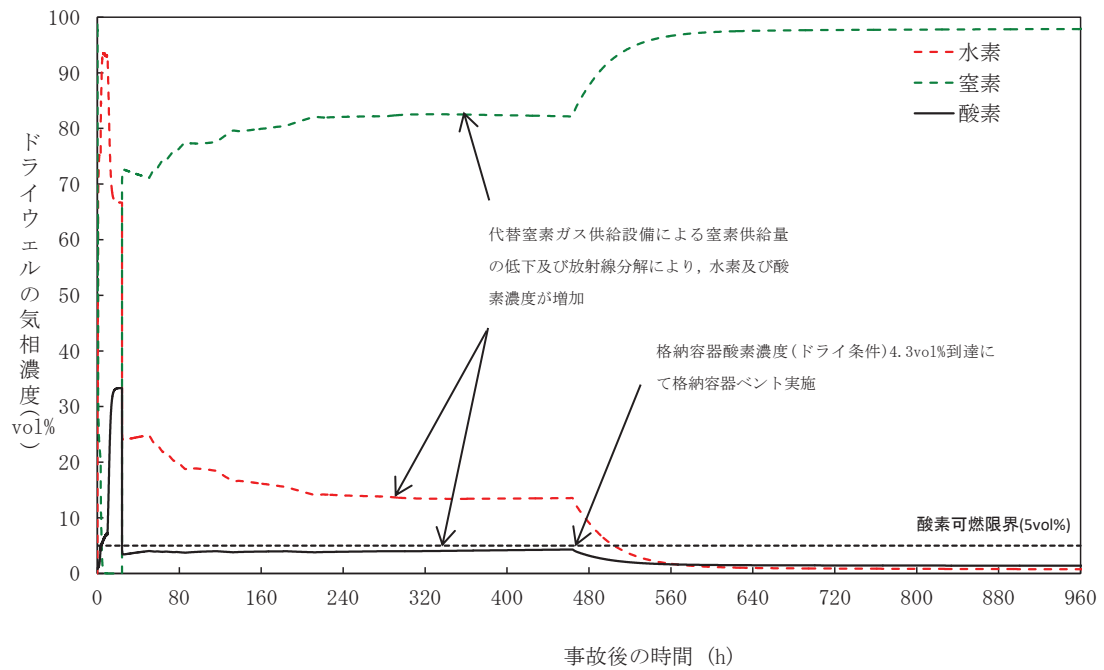


図5 ドライウェルの気相濃度の推移(ドライ条件)

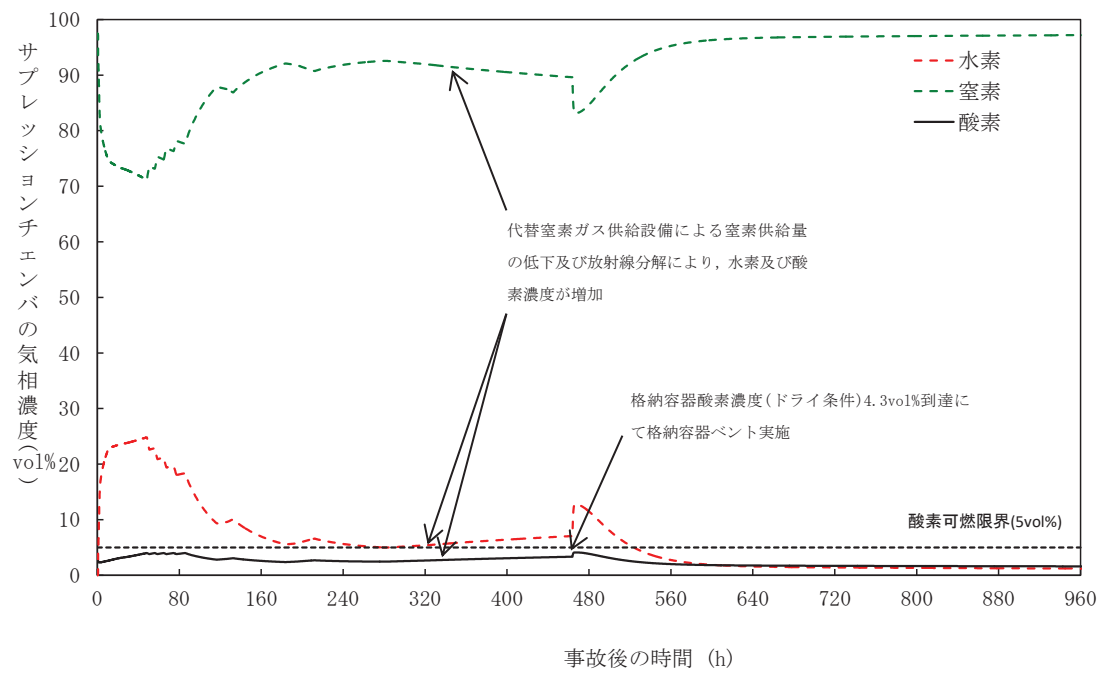


図6 サプレッションチェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)

## 105. 溶融炉心・コンクリート相互作用に対するドライウェル床ドレンサンプの影響について

### 1. はじめに

女川2号炉において、ドライウェル内で発生した水を集水し、ポンプによって格納容器外へ移送するためにドライウェル床ドレンサンプ（以下「ドレンサンプ」という。）が図1及び図2のとおり配置されている。また、格納容器下部とドレンサンプはドレン配管にて接続されている。

溶融炉心が格納容器下部に落下する場合には、格納容器下部注水により水位が形成されており、溶融炉心の冷却が促進し粘性が増加すること及びドレン配管は約10mの長さがあることから、格納容器下部に落下した溶融炉心がドレンサンプに流入する可能性は低いと考えられる。そのため、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）のベースケースにおいては、原子炉圧力容器破損によって格納容器下部へ落下した溶融炉心がドレンサンプへ流入することを考慮していないが、溶融炉心がドレンサンプに流入することを考慮すると、ドレンサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリまでの距離が小さいことから、サンプ底面コンクリートの侵食により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。ここでは、溶融炉心の凝固評価により溶融炉心がドレン配管内で凝固することを確認する。また、仮に溶融炉心がドレンサンプに流入した場合を考慮し、MCCIによる侵食量及び原子炉格納容器バウンダリへの到達の有無を確認する。

### 2. 溶融炉心の凝固評価

#### (1) EPRI/FAI 試験の概要<sup>[1]</sup>

EPRI (Electric Power Research Institute) 及び FAI (FAUSKE & ASSOCIATES, LLC) が、下部プレナムを模擬した試験体に模擬溶融炉心 ( $Al_2O_3$ ) 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、女川2号炉のドレン配管 (80A) に近い体系となっていることから、その試験結果に基づき、ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について評価を行う。

図3に試験装置概要を示す。 $Fe_2O_3$  と Al によるテルミット反応により、模擬溶融炉心である溶融した  $Al_2O_3$  が生成される。模擬溶融炉心はテルミットレシーバに流入し、密度差により Fe と  $Al_2O_3$  とで成層化が起こる。密度差から  $Al_2O_3$  は Fe 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溶融し、 $Al_2O_3$  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、溶融炉心が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、模擬溶融炉心の流動距離（凝固距離）は 0.79m であった。

#### (2) ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について

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

表 1 に評価に使用する溶融炉心の物性値を示す。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の溶融潜熱 ( $h_{fs}=1.16 \times 10^6 \text{ J/kg}$ ) に密度 ( $\rho=3800 \text{ kg/m}^3$ ) を乗じると、流動停止までの保有熱量は  $4408 \text{ MJ/m}^3$  となる。一方、溶融炉心の流動停止までの保有熱量は顕熱と溶融潜熱の和として次式で表される。

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

ここで、 $h_{ab}$ ：溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和(J/kg)、 $T_{sh}$ ：溶融炉心過熱度(K)、 $T_{liq}$ ：溶融炉心液相線温度(K)、 $T_{sol}$ ：溶融炉心固相線温度(K)、 $C_p$ ：溶融炉心比熱(J/kgK)、 $h_{fs}$ ：溶融炉心溶融潜熱(J/kg)である。

このとき、 $h_{ab}$  は約  J/kg となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると約  MJ/m<sup>3</sup> となり、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の約  倍となる。

また、ドレン配管 (80A) の配管直径( $d_f$ )を約 8cm と仮定すると、EPRI/FAI 試験のドレンラインの配管直径( $d_{tes}$ )は 5cm のため、配管直径の比は約 1.56 倍である。配管直径の比、保有熱量比を用いて、ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）を次の様に評価する。

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

ここで、 $L$ ：ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）、 $L_{tes}$ ：EPRI/FAI 試験の流動距離、 $d_f/d_{tes}$ ：配管直径比、 $(h_{ab} \rho_{db}) / (h_{al} \rho_{al})$ ：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、凝固距離は約  m となる。

格納容器下部からドレンサンプまでのドレン配管長は、約 10m あることから、溶融炉心はドレン配管内で凝固するため、ドレンサンプ内に到達することはないと考えられる。

なお、コリウムシールド設置後の凝固距離を評価した場合、コリウムシールド設置後の配管直径( $d_f'$ )を約  cm と仮定すると、EPRI/FAI 試験との配管直径の比は約  倍となり、凝固距離は約  m となる。

### 3. ドレンサンプに溶融炉心が流入した場合の評価

2. に示すとおり、格納容器下部へ落下した溶融炉心はドレン配管内で凝固することを確認した。しかし、ドレンサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリまでの

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

距離が小さいことから、サンプ底面コンクリートの侵食により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ことを考慮し、仮にドレンサンプに溶融炉心が流入した場合の評価を実施した。

#### (1) 解析条件

- ・溶融炉心の堆積厚さは、格納容器下部と水頭圧が釣り合うところまで溶融炉心がドレンサンプに流入した場合を想定して設定する。
- ・溶融炉心からプール水への熱流束は、圧力依存ありとした Kutateladze の式から算出された値(約 1,500kW/m<sup>2</sup>)とする。
- ・溶融炉心の崩壊熱を保守的に設定するため、溶融炉心の崩壊熱を事象発生から約 3.0 時間後<sup>\*</sup>の値とした。
- ・上記以外は、有効性評価(MCCI 評価)の条件と同じとする。

※事故シーケンスを「大破断 L O C A + H P C S 失敗 + 低圧 E C C S 失敗 + 全交流動力電源喪失」とし、重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定する場合、溶融炉心が格納容器下部に全量落下するまでの時間が事象発生約 3.0 時間後となることから設定。

#### (2) 解析体系

- ・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、床面積を実際の大きさに合わせた円柱で模擬した。ドレンサンプ侵食量の解析体系を図 4 に示す。
- ・溶融炉心の堆積厚さは、ドレンサンプ床から約 1.8m とした。

#### (3) 解析結果

ドレンサンプにおけるコンクリート侵食量の推移を図 5 に示す。コンクリート侵食量は、壁面約 0.16m、床面約 0.20m となった。ドレンサンプと格納容器バウンダリまでの距離は約 0.8m であり、格納容器バウンダリまで侵食は到達しない。

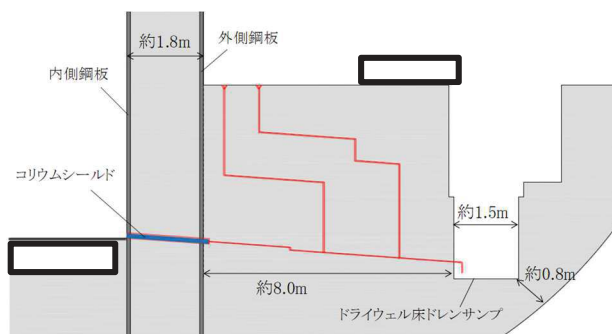
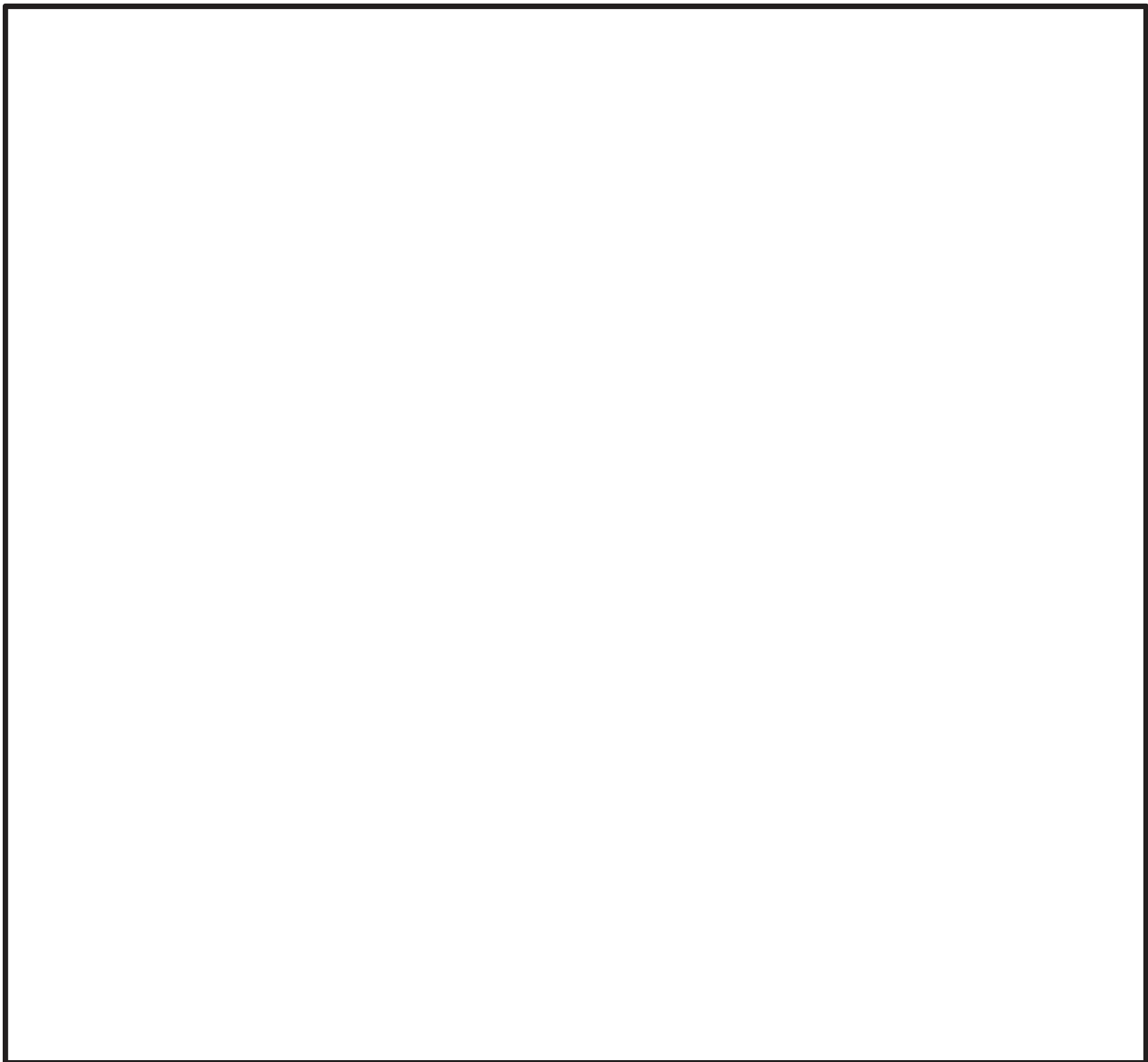
### 4. 結論

2. に示すとおり、格納容器下部へ落下した溶融炉心はドレン配管内で凝固することを確認した。また、仮にドレンサンプに溶融炉心が流入した場合においても、ドレンサンプにおけるコンクリート侵食により格納容器バウンダリまで侵食は到達しないことを確認した。

なお、女川 2 号炉においては、ドレン配管にコリウム流入防止対策として、コリウムシールドを自主設備として設置することから、ドレンサンプへ溶融炉心が流入する可能性はさらに低減できるものとする。コリウム流入防止対策の設備概要を参考に示す。

[1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994





原子炉格納容器バウンダリとドレンサンブの距離

図1 格納容器の構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 105-5

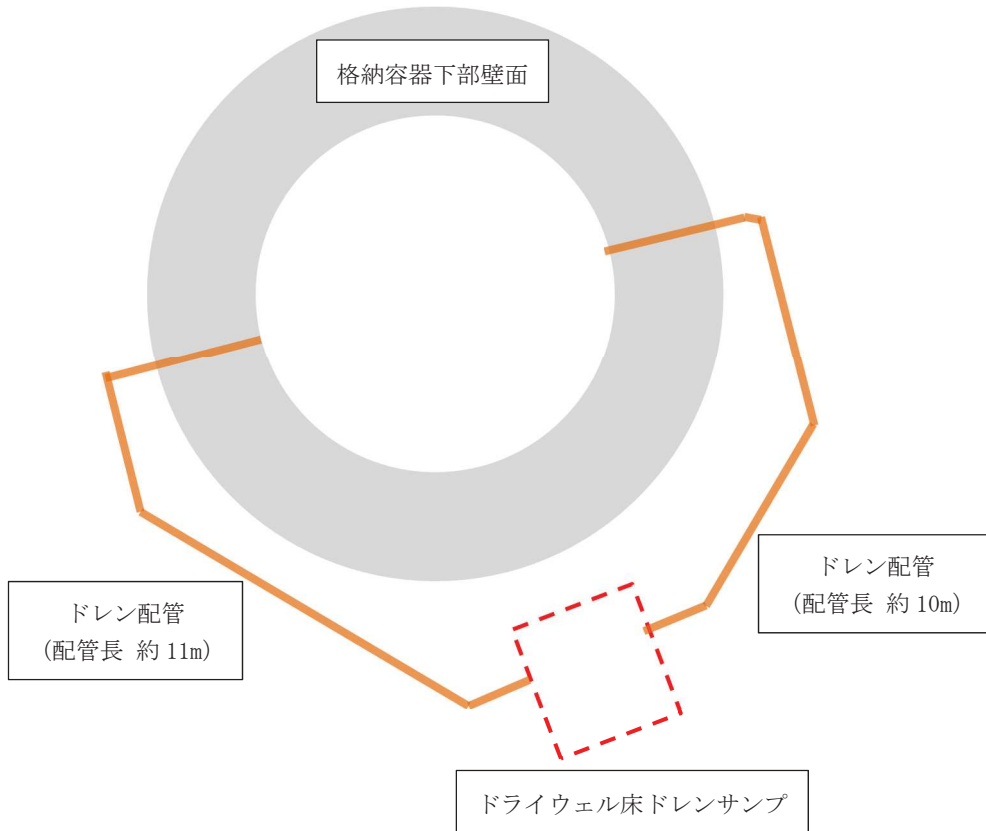


図2 ドライウェル床ドレンサンプルの配置

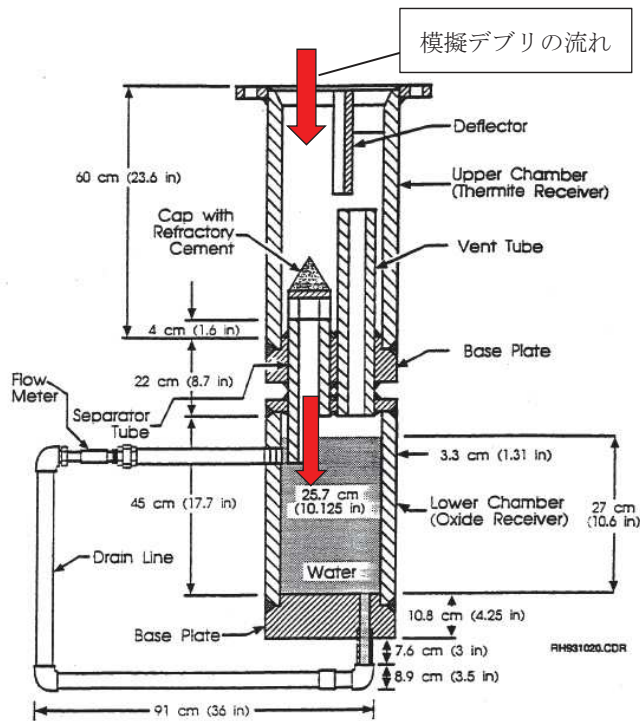


図3 EPRI/FAI 試験装置概要<sup>[1]</sup>

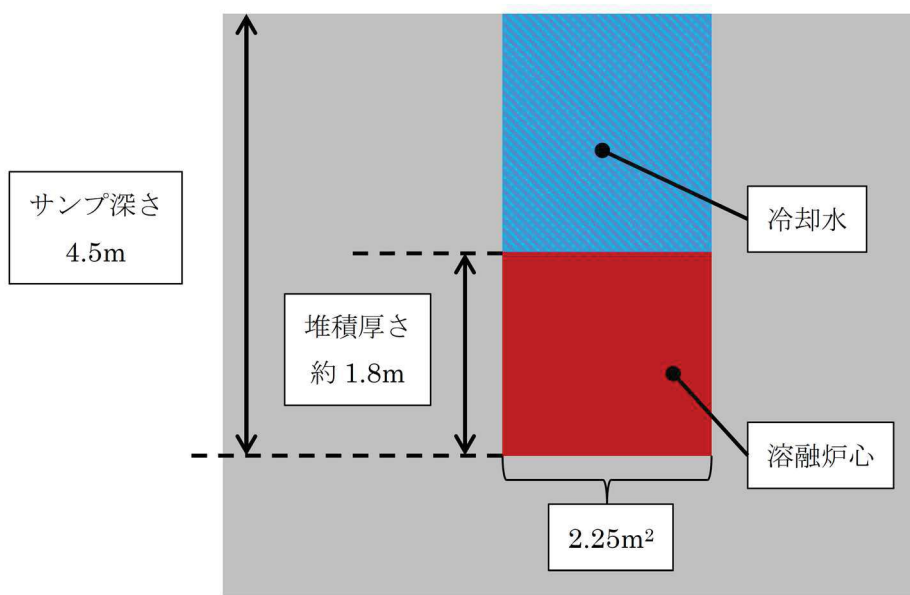


図4 ドレンサンプル侵食量の解析体系

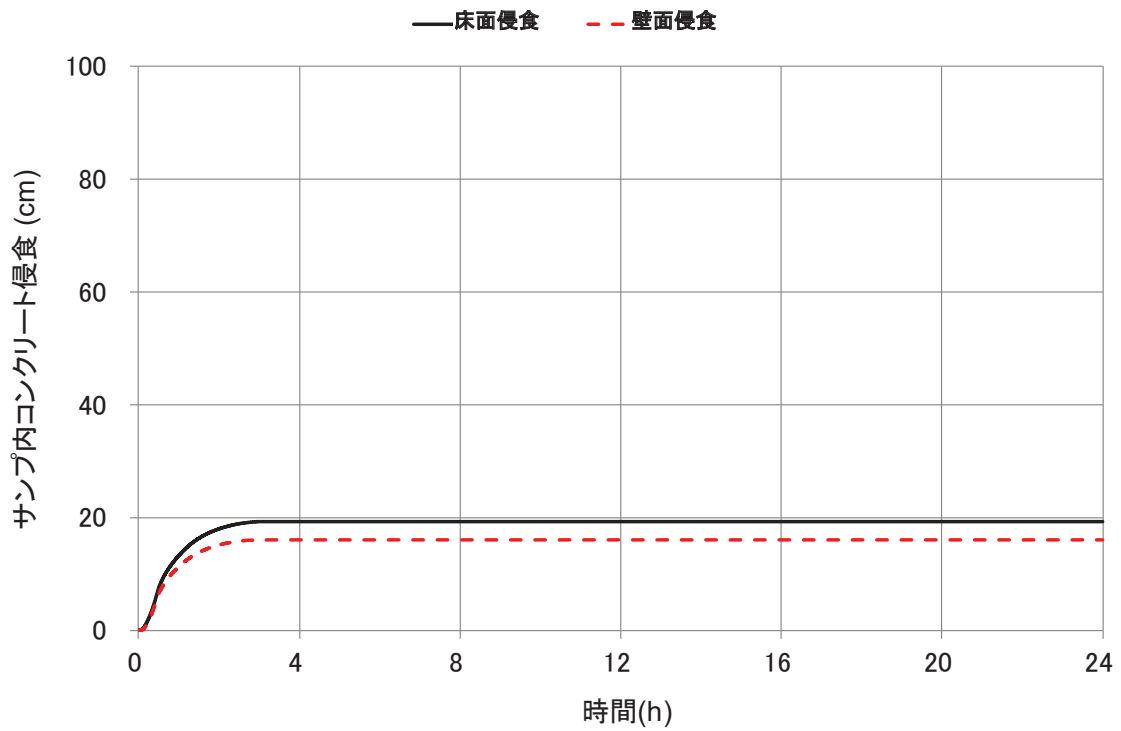


図5 ドレンサンプルの壁面及び床面の侵食量の推移

表 1 評価に使用する溶融炉心物性値※

溶融炉心過熱度	
溶融炉心液相線温度	
溶融炉心固相線温度	
溶融炉心比熱	
溶融炉心密度	
溶融炉心溶融潜熱	

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 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 試験と実機のドレン配管の体系の比較

EPRI/FAI 試験の適用性を検討するにあたり、女川 2 号炉のドレン配管と体系を比較するため、熔融物条件を表 1 に、流路構造を表 2 に比較する。

表 1 の通り、EPRI/FAI 試験で用いたアルミナと、MAAP 解析結果に基づく熔融デブリの物性を比較すると、密度・熱伝導率が異なるものの、配管内での熔融物凝固・流動特性に影響する凝固までの蓄熱量、動粘度は近い値になっている。

表 2 に流路構造を比較する。EPRI/FAI 試験の配管径 50mm に対し、女川 2 号炉のドレン配管の口径は 78mm(80A)であり、配管断面積比は女川 2 号炉のドレン配管の方が約 2.44 倍大きい。そのため、単位長さ当たりの凝固までの蓄熱量比は、限界固相率 1 のとき約 0.92 倍、限界固相率 0.64 のとき約 0.55 倍となる。一方で、配管径が大きくなると単位長さ当たりの円管への伝熱面積（表面積）も増加するため、単位長さ当たりの伝熱面積は女川 2 号炉の方が約 1.56 倍大きい。また、コリウムシールド設置後の配管で評価した場合、コリウムシールド設置後の配管の口径は約  mm であり、配管断面積比は約  倍となり、単位長さ当たりの凝固までの蓄熱量比は、限界固相率 1 のとき約  倍、限界固相率 0.64 のとき約  倍となる。単位長さ当たりの伝熱面積は約  倍となる。

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、女川 2 号炉では約 1.2m(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 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、女川 2 号炉で約 1.2m である。このヘッドに基づき、ベルヌーイの式で配管入口流速を評価すると、EPRI/FAI 試験で約 3.0m/s、女川 2 号炉で約 4.9m/s となる。

## 2. EPRI/FAI 試験の適用性

EPRI/FAI 試験を女川 2 号炉のドレン配管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 の試験条件と女川 2 号炉での評価条件の比をとり、EPRI/FAI の試験結果を女川 2 号炉のドレン配管に適用した場合の評価を行う。

この場合、女川 2 号炉のドレン配管でのデブリの流動距離( $L_{O2}$ )は次の式で表現できると考えられる。

$$L_{O2} = L_{FAI} \times \frac{d_{O2}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{O2}\rho_{O2}}{h_{FAI}\rho_{FAI}} \times \frac{v_{O2}}{v_{FAI}}$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 105-9

ここで、

$\frac{d_{O2}}{d_{FAI}}$  : 配管直径比

$\frac{h_{O2}\rho_{O2}}{h_{FAI}\rho_{FAI}}$  : 凝固までの蓄熱量比

$\frac{v_{O2}}{v_{FAI}}$  : 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( $L_{O2}$ )を求めると、

$$\begin{aligned} L_{O2} &= 0.79 \times 1.56 \times 0.92 \times 2 \\ &= 2.3 \text{ (m)} \end{aligned}$$

となる。また、コリウムシールド設置後の配管で評価した場合、凝固距離は約  m となる。

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

EPRI/FAI 試験と女川2号炉で考慮した熔融物の条件では、熔融物の組成がEPRI/FAI 試験では単相、女川2号炉では混合物であり、条件が異なっている。凝固様式の違いとして、単相では凝固点まで温度が低下し、熔融潜熱が奪われた段階で凝固し、混合組成の場合は固相の割合が徐々に増加し、流動限界固相率が1の場合は固相線温度まで温度が低下した時点で凝固する。なお、現実には流動限界固相率は1よりも小さな値と考えられるが、上記の評価では保守的に1としている。水中を流動する場合は、単相では熔融潜熱が奪われるまでは凝固しないが、混合組成は固相割合が増加し流動限界固相率で凝固するため、保有熱量(凝固までの蓄熱量比)が同程度の場合、単相の方が流動距離は長くなる。よって、EPRI/FAI 試験での単層試験の結果得られた流動距離を女川2号炉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 試験からデブリの保有熱量、デブリからの除熱量、デブリの流速を基に流動距離を求める際の最大値と考える。

以上

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 1 溶融物条件の比較

項目	EPRI/FAI 試験	女川 2 号炉	
溶融物	アルミナ	溶融デブリ	
過熱度 (K)	100	-123	
融点 (°C)	2047	液相線	2198
		固相線	1548
密度 (kg/m <sup>3</sup> )	3800	8141	
比熱 (kJ/kgK)	1.3	0.505	
溶融潜熱 (kJ/kg)	1160	285	
熱伝導率 (W/mK)	7.5	15	
粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.4	
動粘性係数 (m <sup>2</sup> /s)	7.89×10 <sup>-7</sup>	4.91×10 <sup>-5</sup>	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=1.0)	4902	4487	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=0.64)	-	2690	
凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)	1	0.92	
凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)	-	0.55	

表 2 流路構造の比較

項目	EPRI/FAI 試験	女川 2 号炉	
		コリウムシールド 設置前	コリウムシールド 設置後
溶融物	アルミナ	溶融デブリ	
流路構造比較		円管	
流路内径 (m)	0.05 (50A)	0.078 (80A)	<input type="text"/>
断面積比	1	2.44	<input type="text"/>
単位長さ当たりの凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1)	1	2.23	<input type="text"/>
単位長さ当たりの凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)	1	1.34	<input type="text"/>
単位長さ当たりの伝熱面積比	1	1.56	<input type="text"/>
床面から配管水平部までの深さ (m)	0.273	0	
デブリ堆積高さ (m)	0.18	1.2	
ヘッドから計算される流速 (m/s)	2.99	4.9	
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	2.3	<input type="text"/>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## (参考) コリウム流入防止対策の設備概要

### 1. 設備概要

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ェル床ドレンサンプ内に流入する場合、ドライウェル床ドレンサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリまでの距離が短いことから、サンプ底面コンクリートの浸食により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。溶融炉心は原子炉格納容器下部注水系による注水によって、原子炉格納容器下部からドライウェル床ドレンサンプに通じるドレン配管内で止まることを確認しているが、更なる安全性向上のため、自主対策設備としてコリウムシールドを設置する。

コリウムシールドは、原子炉格納容器下部注水系と合わせて、ドライウェル床ドレンサンプへの溶融炉心の流入を防ぐことで、底面のコンクリートの浸食を抑制し、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ことを目的に設置する。コリウムシールドは、原子炉格納容器下部からドライウェル床ドレンサンプに通じるドレン配管内に設置し、実効的な流路径を小さくすることで冷却を促進し、溶融炉心を早期に固化・停止させるものである。

表1にコリウムシールド仕様を、図1にコリウムシールド概要図を示す。なお、コリウムシールドの耐熱材には、高い融点(約2,700℃)を有するジルコニアを用いる設計とする。



表1 コリウムシールド仕様

耐熱材主成分	ジルコニア (ZrO <sub>2</sub> )
耐熱材寸法 (外径/内径/長さ)	[Redacted]
通水配管流路口径	[Redacted]

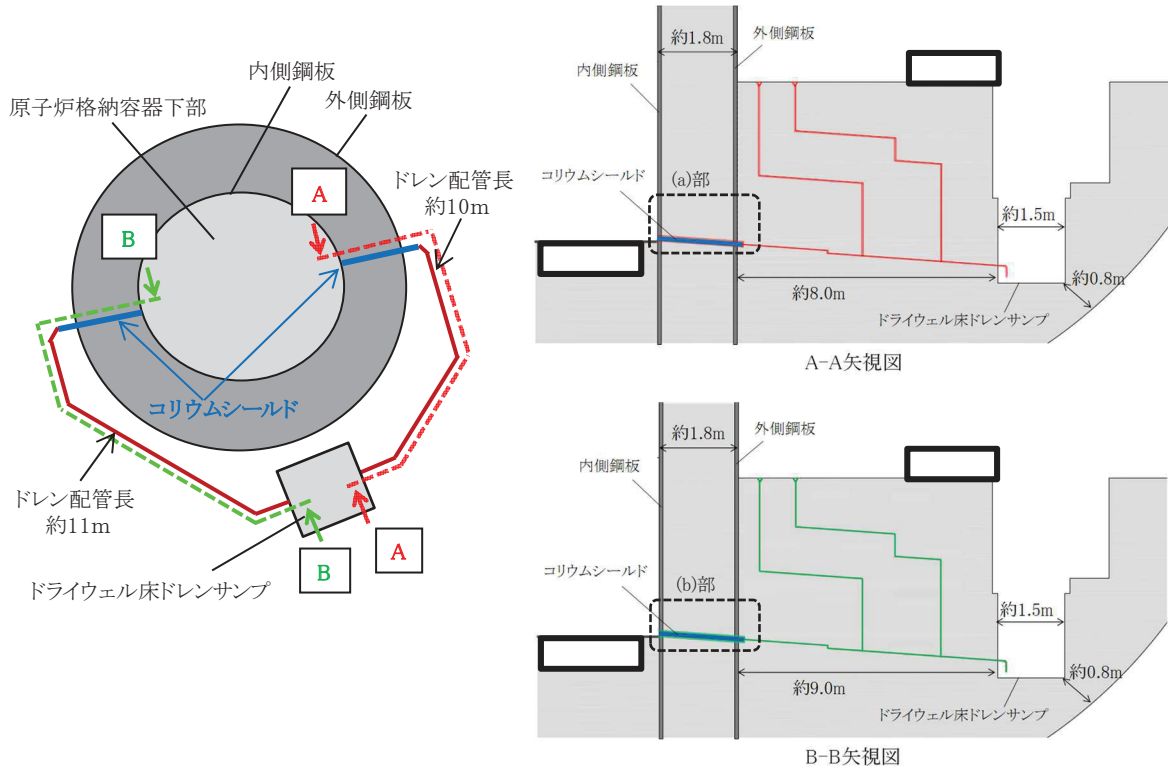


図1 コリウムシールド概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 2. コリウムシールドの悪影響の有無

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

### (1) 原子炉格納容器への悪影響の有無について

原子炉格納容器への影響評価として、閉じ込め機能、原子炉格納容器下部注水機能の2つの観点から検討を行った。

確認の結果、閉じ込め機能については、原子炉格納容器の構造強度を要する箇所に設置するものではなく、コンクリート浸食及び非凝縮性ガスの発生を抑制することから、原子炉格納容器の機能である閉じ込め機能への悪影響はないと判断した。

原子炉格納容器下部注水機能については、原子炉格納容器下部注水系とは独立しており、原子炉格納容器下部の空間に設置するものではないことから、原子炉格納容器下部注水系への悪影響はないと判断した。

### (2) 原子炉冷却材漏えい検出機能への悪影響の有無について

ドライウェル床ドレンサンプへの漏えい水の流量が1gpm (3.8ℓ/min) 以上となった場合に、原子炉冷却材の漏えいが検出される設計となっていることから、コリウムシールド内を通過する漏えい水の流量が、コリウムシールド1箇所当たりで1gpm以上となるよう、コリウムシールドの開口面積を設定した。なお、ドライウェル床ドレンサンプに通じるドレン配管は2箇所あり、それぞれにコリウムシールドを設置する。

以上より、コリウムシールドは、原子炉格納容器下部に漏えいした原子炉冷却材をドライウェル床ドレンサンプへ導くために必要な開口面積を確保する設計となっていることから、原子炉冷却材漏えい検出機能に悪影響を与えるものではないと判断した。

## 107. 代替循環冷却系の熱交換モデルについて

図1に熱交換モデルの概念図を示す。MAAPコードにおける熱交換器モデルは、図1の赤枠部分でモデル化されており、RCW側供給温度（30℃）とRHR熱交換器の除熱特性を入力することで、RHR熱交換器による除熱量を計算している。なお、MAAPコードのRCW側供給温度の入力は固定値である。

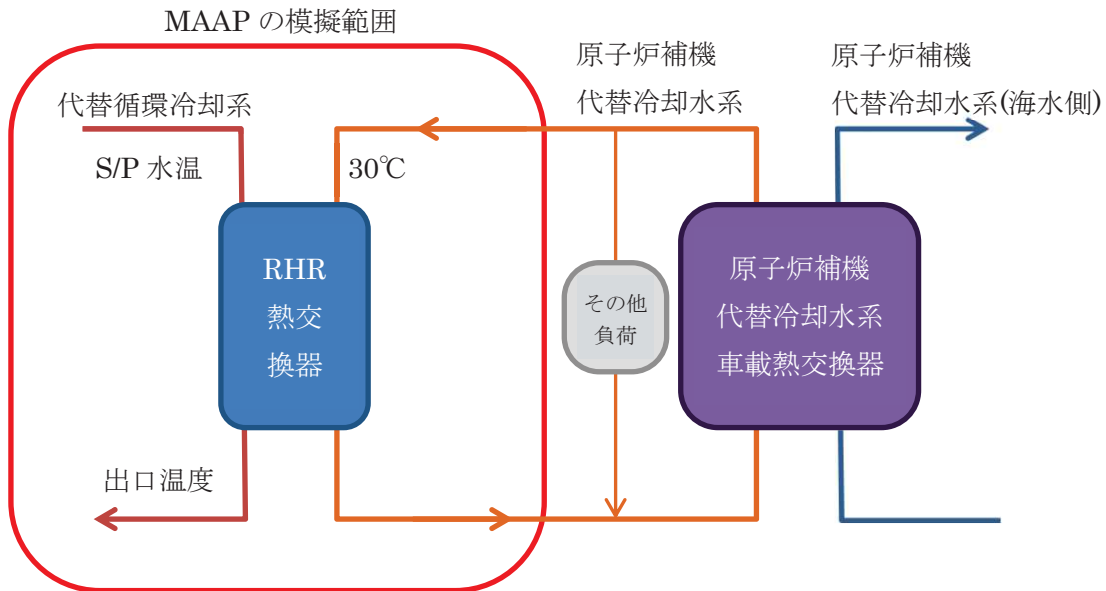


図1 熱交換モデルの概念図

熱交換器の交換熱量は、以下の式により評価される。代替循環冷却系流量にMAAP内部で算出された代替循環冷却系側熱交換器入口温度における水の比エンタルピと代替循環冷却系側熱交換器出口温度における水の比エンタルピの差分を乗じることで熱交換量が算出される。

$$Q_{XRHR} = W_t \times (H_{WSP} - H_{SOUT})$$

- $Q_{XRHR}$  : 熱交換量 (MAAP アウトプット変数)  
 $W_t$  : 代替循環冷却系側流量  
 $H_{WSP}$  : 代替循環冷却系側熱交換器入口温度における比エンタルピ  
 $H_{SOUT}$  : 代替循環冷却系側熱交換器出口温度における比エンタルピ

MAAP解析における代替循環冷却系の除熱量は、代替循環冷却系の設計点（S/P水温150℃において14.7MW）を基に設定している。図2に代替循環冷却系を投入後の代替循環冷却系の除熱量（MAAP解析結果）と崩壊熱の比較を示す。

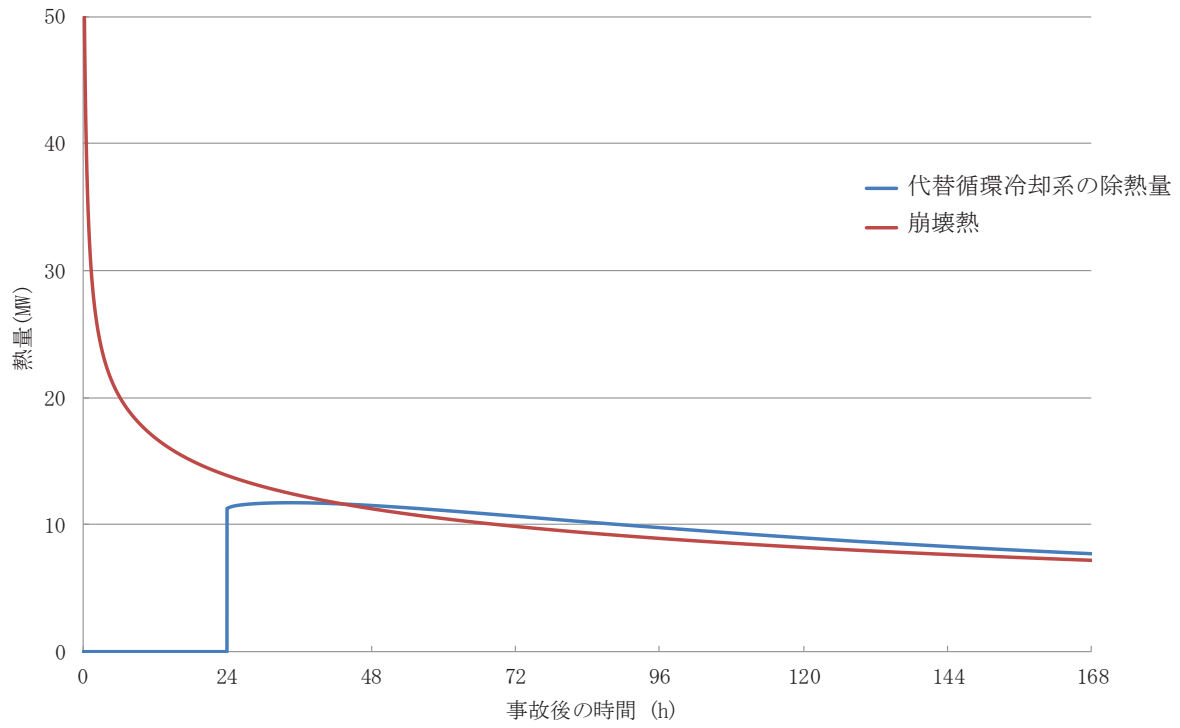


図2 代替循環冷却系の除熱量 (MAAP 解析結果) と崩壊熱の比較

## 108. ドライウェル壁面のモデルについて

女川2号機を対象としたMAAPによる有効性評価においては、ドライウェル壁面を1つのヒートシンクとしてモデル化している(図1参照)。この壁面ヒートシンクは、ドライウェルシェル、コンクリート製生体遮へい壁及びこのギャップ部を一体化してモデル化され、ドライウェル気相部とヒートシンク内表面との熱伝達、壁厚さ方向一次元の熱伝導及びヒートシンク外表面と建屋雰囲気との熱伝達によって温度分布が計算される。このとき、ギャップ部での気体の流動は考慮されず、熱抵抗としてモデル化されている。

女川2号機における当該ヒートシンクの内表面積は約  m<sup>2</sup>、厚さは約2mであり、厚さ方向の熱伝導計算のため、コード内部で最大  個のノードに分割される(図2参照)。

このモデルを用いて添付資料3.1.2.7「大破断LOCAを上回る規模のLOCAに対する格納容器破損防止対策の有効性について」におけるドライウェル内壁面温度を評価した結果、ドライウェル気相部最高温度は約192℃に到達するのに対し、内壁表面では約188℃に収まる結果となる。

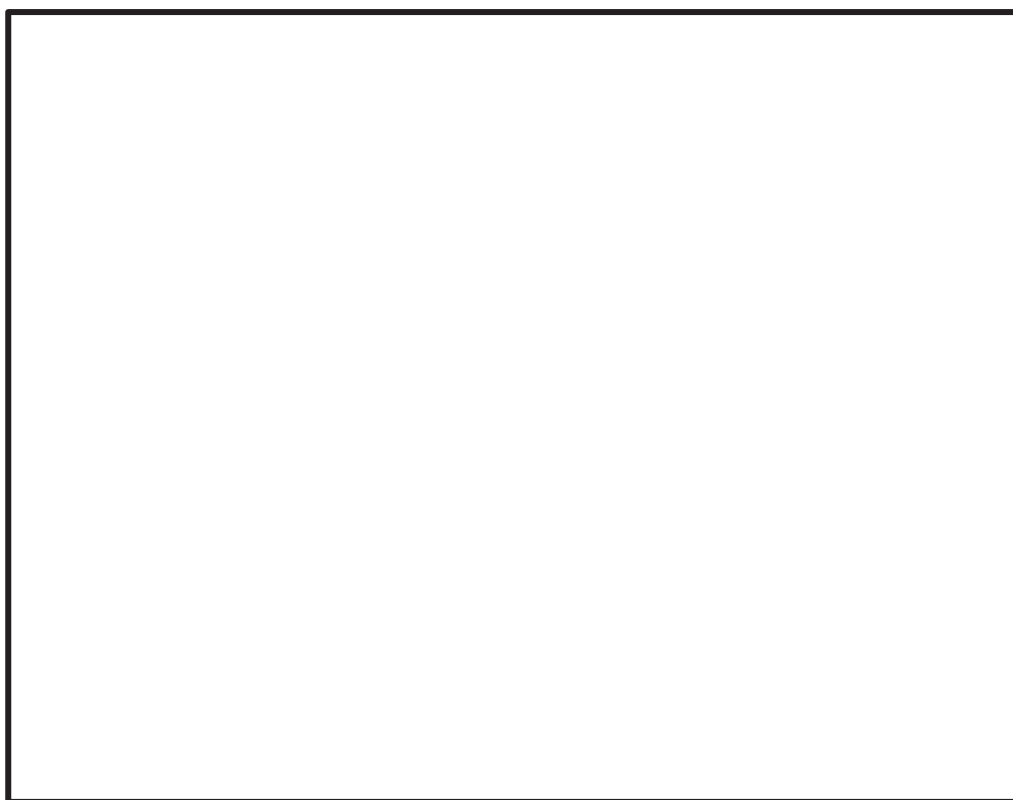


図1 MAAPにおけるヒートシンクのモデル化

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。

## 109. 溶融プールの除熱メカニズムについて

女川2号機における雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）における大破断 LOCA の評価においては、損傷炉心の冷却のための低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を事故発生後 25 分から開始する対策を採用している。

本シーケンスにおいては、炉心溶融判定の目安となる炉心最高温度が 2500K に到達する時間は、事故後約 30 分であるため、低圧代替注水系（常設）による注水は大規模な炉心溶融が開始される以前から行われる。注水開始直後には、高温状態となった被覆管が水蒸気と反応することで、金属-水反応による水素発生とともに、その反応熱によって炉心溶融を促進させる効果をもたらすものの、冠水以降、崩壊熱が除去される。これにより、シュラウド内面及び炉心支持板ともに飽和温度程度（冠水直後で約 140℃）まで冷却されるため、下部プレナムへの溶融炉心の移行は発生せず、損傷した炉心は炉心領域に保持される。

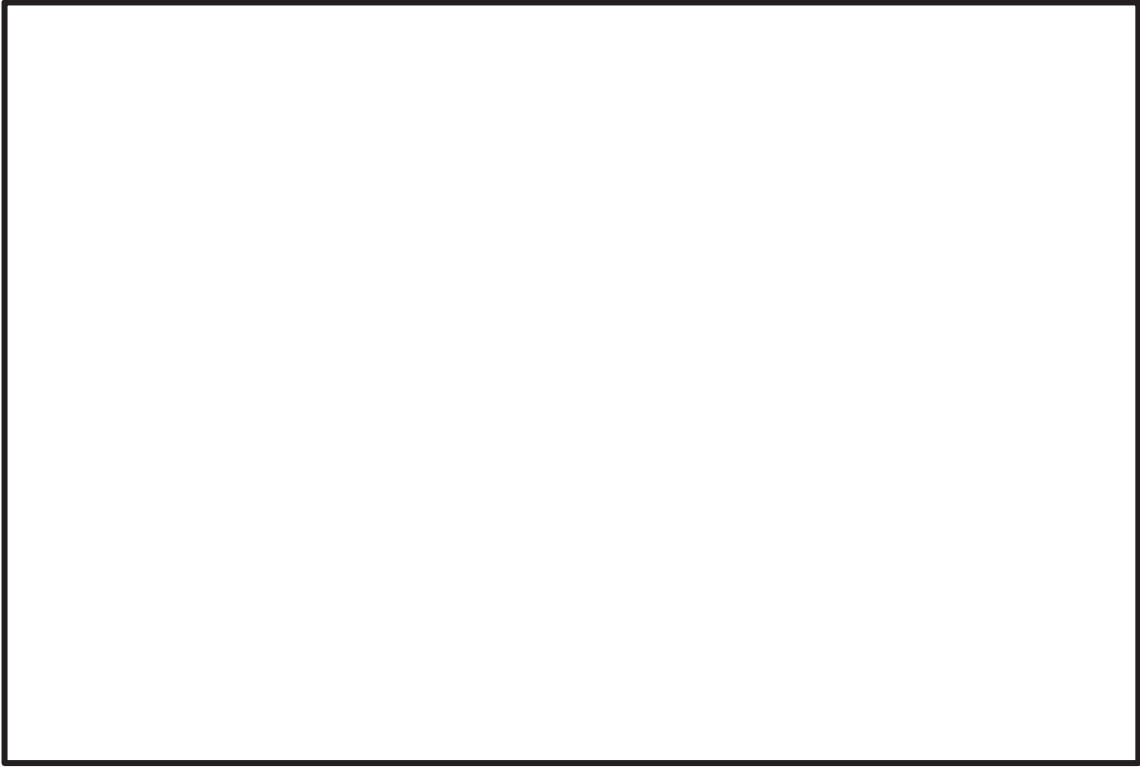


図2 MAAPにおけるヒートシンクのノーディング (MAAP4 User's Manual より)

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。

## 127. コリウム流入防止対策の有効性評価

コリウム流入防止対策の有効性評価について以下にまとめる。

### 1. 評価方法

コリウム流入防止対策の有効性について、以下に示す簡易的なモデルを用いて評価を実施した。

評価にあたり、配管内に侵入したコリウムは均一であると仮定し、コリウムの内部エネルギーと除熱量のバランスからコリウム固化距離を求める方法が考えられる (Bulk Freezingモデル<sup>[1]</sup>)。ここでは、

を作成し、評価を実施した。

### 2. 評価モデル

円筒形状のSUS配管に対して、

。図1にモデル図を示す。

以下のとおりモデル化する。



### 3. 評価条件

評価条件を表1に示す。評価対象シーケンスは高圧注水・減圧機能喪失とした。

### 4. 評価結果

3.に示した条件に基づき、コリウム固化距離を評価した。図2にコリウム温度の時間変化を、図3にコリウム固化割合の時間変化をそれぞれ示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



固化距離は約1.5mであり、コリウムは対策を実施した配管内で固化する。

## 5. 参考文献

- [1] Idaho National Engineering Laboratory and EG&G Idaho, Inc, “Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis” ,NUREG/CR-5642(1993)
- [2] Hiroaki SUZUKI, et al., “Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor” ,Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference, Vol. 1, p. 403-407(1993)
- [3] M. T. Farmer, “Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design” , ANL-09/10, 2009
- [4] T. N. Dinh, M. , et al. , “Core Melt Spreading on a Reactor Containment Floor” , Nuclear Energy, Vol. 36, No. 4, p. 405-468, 2000

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 127-2

表1 評価条件

分類	項目	計算条件	備考
ドレン配管形状	初期配管内径[m]		
		0.0781	80A-Sch40 (既設配管)
	配管外径[m]		
		0.0891	80A-Sch40 (既設配管)
	配管長さ[m]		
		10	80A-Sch40 (既設配管)
初期温度条件	コリウム初期温度[K]		MAAP計算結果 (原子炉压力容器破損時に溶融プールのみが先行して落下することを想定し, コリウム初期温度を設定)
	構造材初期温度[K]		
コリウム物性	密度[kg/m <sup>3</sup> ]		MAAP計算結果 (原子炉压力容器破損時に溶融プールのみが先行して落下することを想定し, コリウム物性を設定)
	溶融潜熱[MJ/kg]		
	比熱[J/kg/K]		
	熱伝導度[W/m/K]		
	ソリダス温度[K]		
	粘性係数[Pa・s]		
SUS管物性	密度[kg/m <sup>3</sup> ]	7920	伝熱工学資料
	溶融潜熱[MJ/kg]		MAAP使用値
	比熱[J/kg/K]	499	伝熱工学資料
	熱伝導度[W/m/K]	16.0	
	融点[K]	1700	ステンレス鋼便覧
耐火材物性	密度[kg/m <sup>3</sup> ]		H26年度共研報告書「次世代軽水炉に係る技術開発(フェーズII) <B共研> (静的デブリ冷却試験)」より
	比熱[J/kg/K]		
	熱伝導度[W/m/K]		
コンクリート物性	密度[kg/m <sup>3</sup> ]	2400	伝熱工学資料 (珪岩質骨材コンクリートの293Kにおける値)
	比熱[J/kg/K]	950	
	熱伝導度[W/m/K]	1.5	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

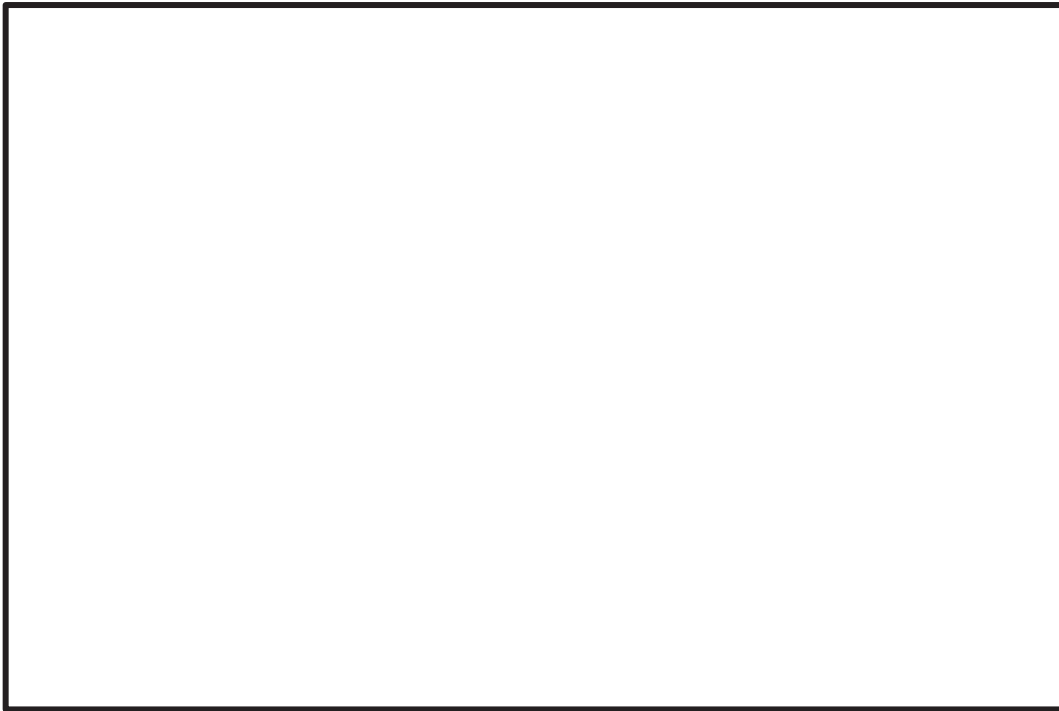


図1 一次元熱伝導方程式のモデル図

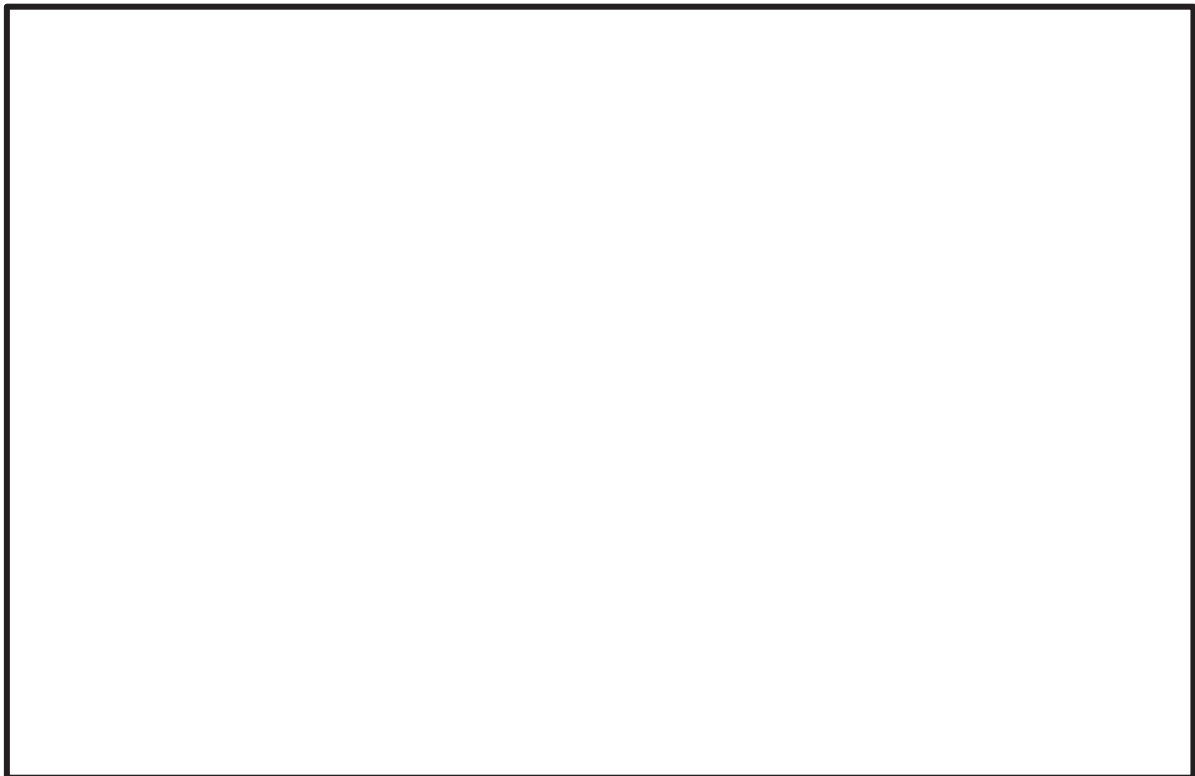


図2 コリウム温度の時間変化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

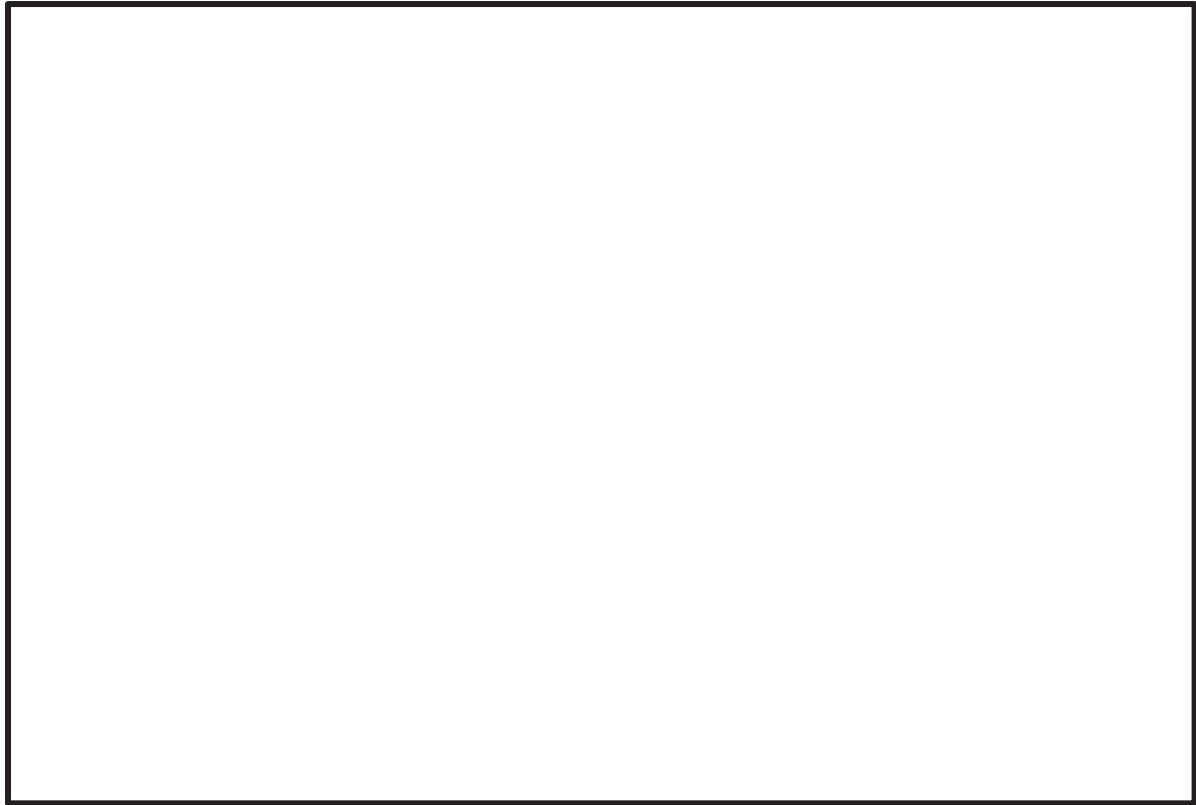


図3 コリウム固化割合の時間変化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 127-5

## 129. 代替循環冷却系を使用した格納容器除熱の運用変更の検討について

### (1)はじめに

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）の対策として、代替循環冷却系による格納容器除熱を行う。現状の評価においては、代替循環冷却系による原子炉注水及び原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器スプレイにより格納容器冷却を行うこととしており、格納容器の限界温度及び限界圧力を下回っているものの、事象発生から7日後においても格納容器温度が高く維持されていることから、より効率的に格納容器温度を低下させるための対応について検討を行った。

### (2)検討ケース

より効率的に格納容器温度を低下させる方法として、格納容器スプレイにより格納容器の気相部温度を下げる方法を検討した。

起因事象が大破断 LOCA であるため、原子炉水位が不明である場合を考慮し、原子炉注水と格納容器スプレイの切り替えではなく、原子炉注水を継続しつつ格納容器スプレイを実施する必要がある。ただし、代替循環冷却系のみで原子炉注水を継続しつつ格納容器スプレイも実施（同時運用）することを考慮した場合、現状の代替循環冷却系の系統構成では、大破断 LOCA の状況においては、原子炉圧力と格納容器圧力の差圧及び流量調整弁の調整範囲の関係から、原子炉注水と格納容器スプレイへ適切な流量配分ができず、格納容器スプレイの必要流量である 88m<sup>3</sup>/h を確保できない。

したがって、現状の設備のまま原子炉格納容器代替スプレイ冷却系による格納容器スプレイの開始手順の変更で対応するケース（ケース1）と代替循環冷却系で同時運用ができるように設備変更を考慮して対応するケース（ケース2）について検討を行った。

検討ケースを表1に、それぞれのケースの評価条件を表2に示す。また、ケース2における代替循環冷却系の系統概要図を図1に示す。

表1 検討ケース

ケース	概要
従来ケース	代替循環冷却系で原子炉注水を行い、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系で格納容器スプレイを実施する。格納容器スプレイ（間欠）は格納容器温度 150℃にて開始する。
ケース1 現状の設備のまま 手順変更	代替循環冷却系で原子炉注水を行い、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系で格納容器スプレイを実施する。格納容器スプレイ（間欠）の開始基準温度を下げることで、格納容器温度を低下させる。
ケース2 代替循環冷却系の 設備変更を考慮	代替循環冷却系で原子炉注水及び格納容器スプレイの同時運用を実施する。格納容器スプレイを連続で行うことで、格納容器温度を低下させる。

表 2 解析条件

項目		従来ケース	ケース 1	ケース 2
機器条件	代替循環冷却系	150m <sup>3</sup> /hにて原子炉注水	変更なし	循環流量は、原子炉注水へ50m <sup>3</sup> /h、格納容器スプレイへ100m <sup>3</sup> /hに分配
	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）	88m <sup>3</sup> /hにて格納容器内にスプレイ	変更なし	—
操作条件	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器冷却操作	事象発生 24 時間後以降 （開始条件） 格納容器温度 150°C到達 （停止条件） 格納容器温度 110°Cまで降下後	事象発生 24 時間後以降 （開始条件） 格納容器温度 150°C到達 （停止条件） 格納容器温度 110°Cまで降下後  従来ケースにてスプレイ停止後 （開始条件） 格納容器温度 140°C到達 （停止条件） 格納容器温度 110°Cまで降下後	—

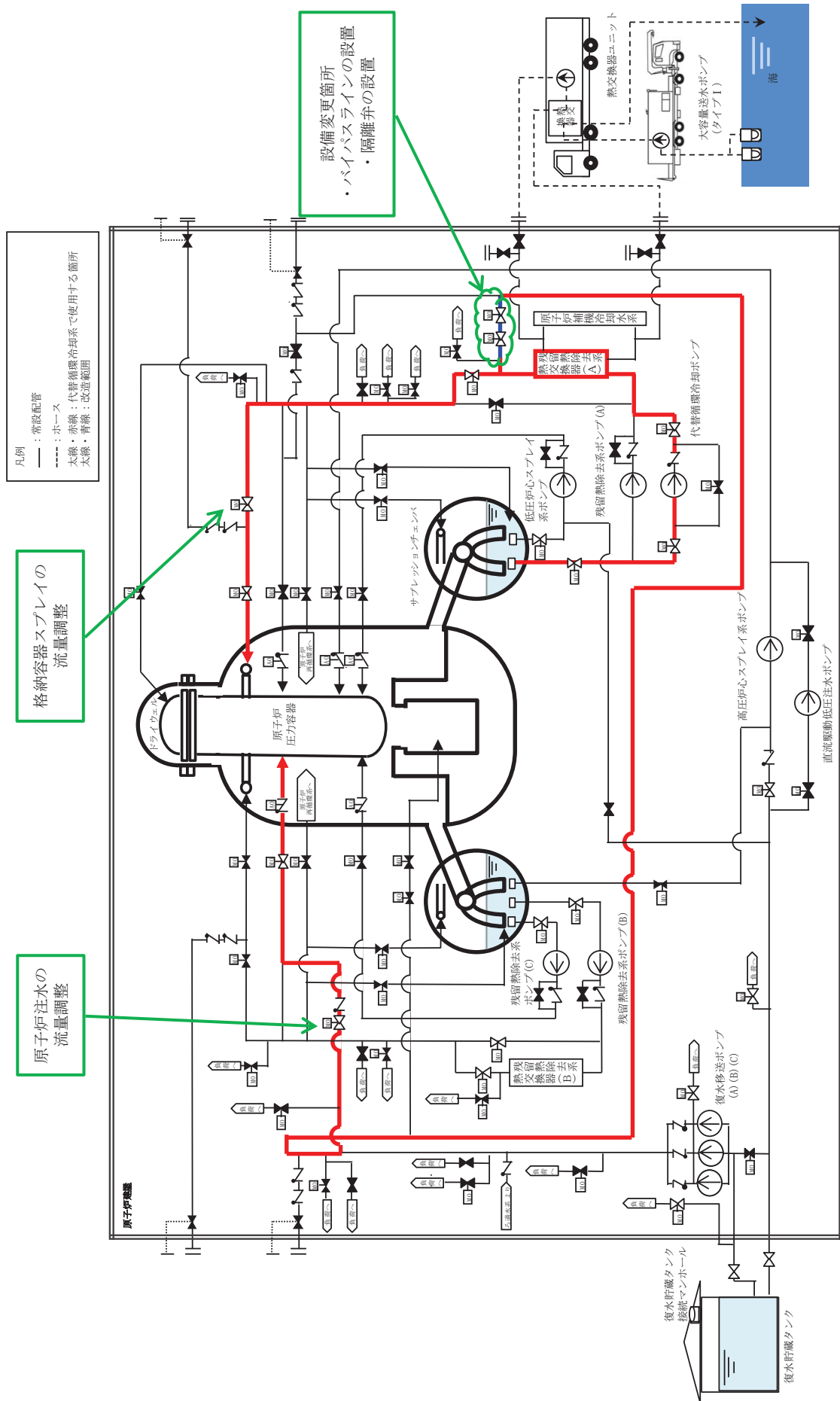


図1 代替循環冷却系 系統概要図

### (3) 検討結果

ケース 1 及びケース 2 における 7 日後の格納容器温度を表 4 に、格納容器温度の推移を図 2 から図 4 に示す。ケース 1、ケース 2 ともに従来ケースに比べて 7 日後の格納容器温度を低下させることができることを確認した。

ケース 1 及びケース 2 ともに従来ケースの 7 日後の格納容器温度である約 147°C より低下できている。設備的な観点ではケース 1 の現状の設備のまま、手順変更のみの対応でも格納容器温度は 7 日後時点で 150°C を下回るものの、ケース 2 のほうが格納容器温度を低減できると及びケース 1 の格納容器スプレイ頻度増加による運転員への負荷を軽減できるという運用的な観点を考慮し、女川 2 号においては、ケース 2 の代替循環冷却系の設備変更を行い、原子炉注水及び格納容器スプレイの同時運用により格納容器除熱をする方法を採用する。

表 4 評価結果

	従来ケース	ケース 1	ケース 2
格納容器温度 (7 日後)	約 147°C	約 140°C	約 94°C

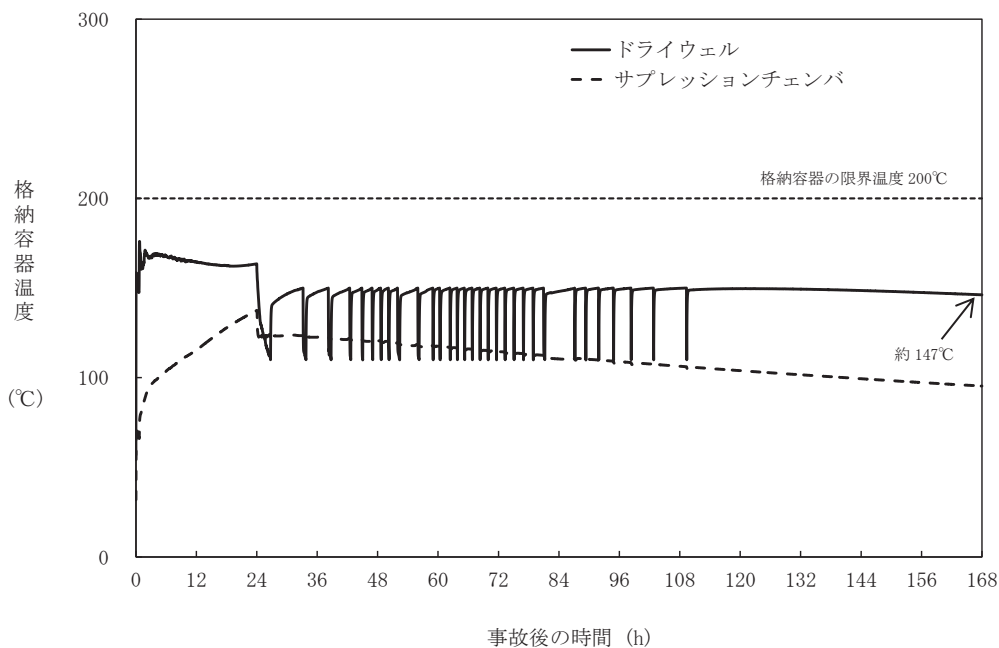


図 2 格納容器温度の推移 (従来ケース)



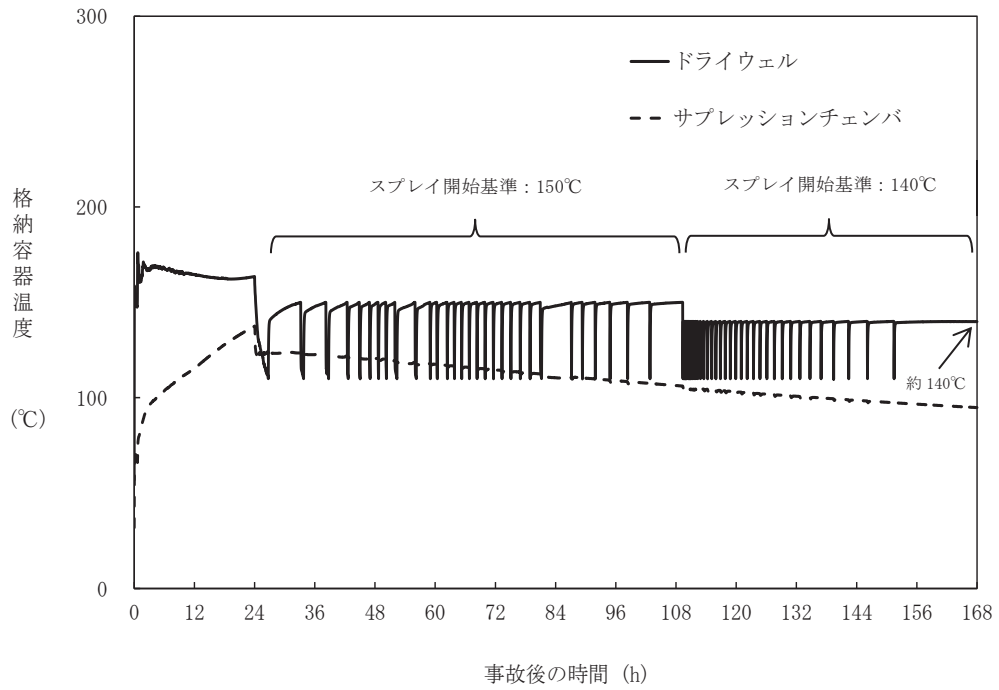


図3 格納容器温度の推移 (ケース1)

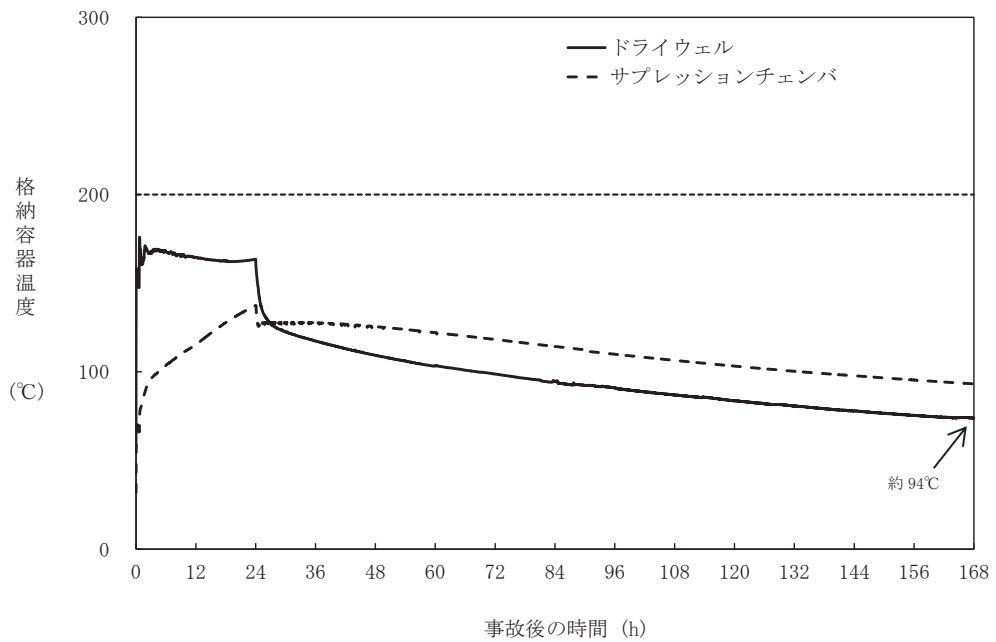


図4 格納容器温度の推移 (ケース2)

### 130. 外部水源注水量限界到達前後の対応について

女川2号炉において炉心損傷が発生した場合、ベント実施判断（外部水源注水量限界到達）時点からプルーム通過に備えた作業等を実施し、格納容器ベント操作を開始することとしている。これにより格納容器圧力が0.854MPa[gage]到達前に確実に格納容器ベント操作を実施できることを確認している。

一方、外部水源注水量限界到達以降は、格納容器内へ外部から持ち込む水量を抑制する目的で格納容器代替スプレイを停止することから、一時的に格納容器冷却及び格納容器除熱を実施しない期間が発生することとなっていた。

そのため、格納容器冷却停止後、速やかに格納容器除熱を実施できる運用に見直しを実施することとした。運用見直しの概要を表1に示すとともに、見直し前後の作業の流れについて図1に示す。

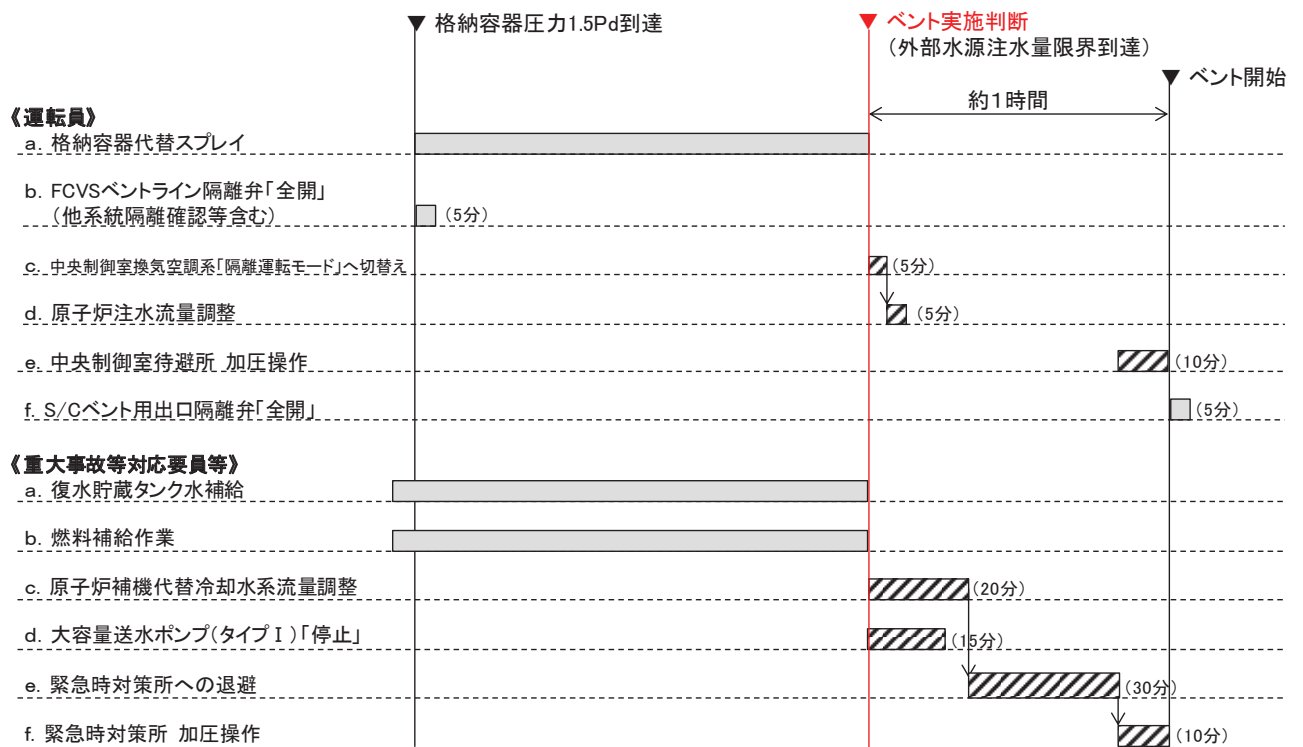
今回の運用見直しに伴い、外部水源注水量限界到達に伴う格納容器冷却停止後、速やかに原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器除熱が実施可能となり、外部水源注水量限界到達後に開始するS/Cベント用出口隔離弁の操作について、格納容器限界圧力（0.854MPa[gage]）までの時間余裕をさらに確保できるため、格納容器破損防止の観点からより安全性が向上する運用となる。

表1 運用見直しの概要

項目	変更前	変更後
プルーム通過に備えた作業等の実施タイミング	ベント実施判断(外部水源注水量限界到達)時点から開始	ベント実施判断(外部水源注水量限界到達)までに完了
格納容器ベント開始タイミング	ベント実施判断以降、プルーム通過に備えた作業等を実施後、速やかにベント開始	ベント実施判断以降、速やかにベント開始

① 現状のベント運用

ベント実施判断から約1時間後にベント操作開始



② 変更後のベント運用

ベント実施判断直後にベント操作開始

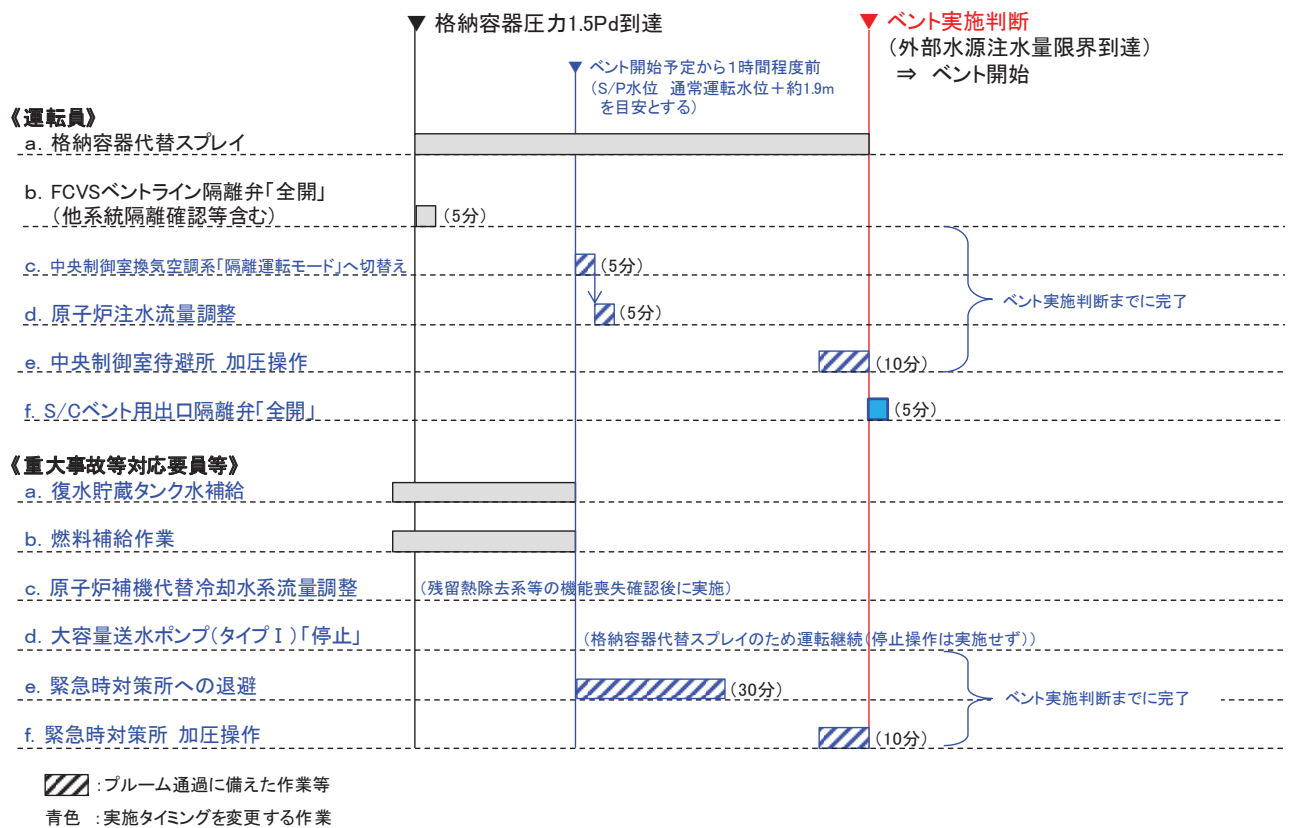


図1 運用の見直し前後の作業の流れ

## 136. コリウムシールドの材料選定の考え方について

### 1. コリウムシールドの設置目的及び材料選定について

#### (1) コリウムシールドの設置目的について

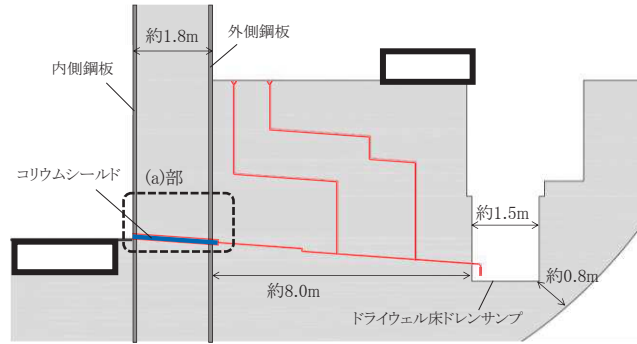
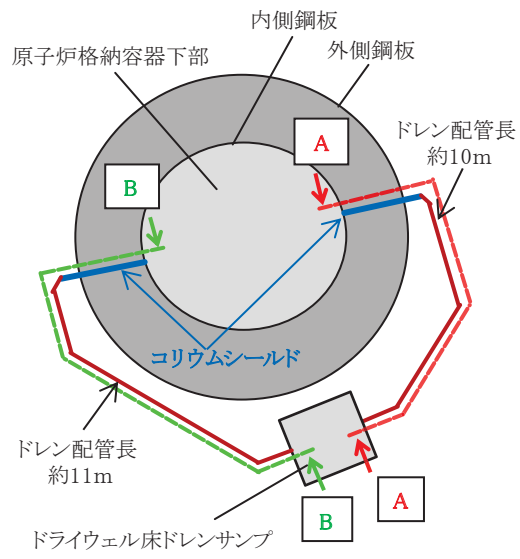
女川2号炉において、ドライウェル内で発生した水を集水し、ポンプによって格納容器外へ移送するためにドライウェル床ドレンサンプ（以下「ドレンサンプ」という。）が配置されており、格納容器下部とドレンサンプはドレン配管にて接続されている（図1）。

熔融炉心が格納容器下部に落下する場合には、格納容器下部注水により水位が形成されており、熔融炉心の冷却が促進し粘性が増加すること及びドレン配管は約10mの長さがあることから、格納容器下部に落下した熔融炉心がドレンサンプに流入する可能性は低いと考えられる。仮に熔融炉心がドレンサンプに流入することを考慮すると、ドレンサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリまでの距離が短いため、サンプ底面コンクリートの侵食により、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。よって、熔融炉心を早期に固化・停止させることを目的として、コリウムシールドを設置する。

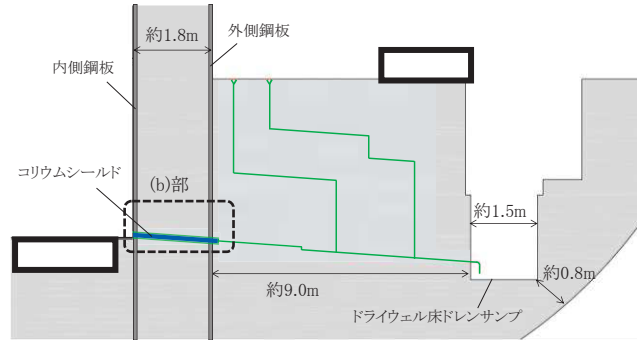
#### (2) 目的達成の手段について

コリウムシールドの設置の目的は(1)に記載の通りであり、その目的の達成の手段として、ドレン配管の実効的な流路を小さくし、熔融炉心の侵入量を少なくすることで冷却を促進し、熔融炉心を早期に固化・停止させる。流路の設計については、ドレンサンプへの漏えい水の流量が1 gpm (3.8ℓ/min) 以上となった場合に、原子炉冷却材の漏えいが検出される設計となっていることから、コリウムシールド内を通過する漏えい水の流量が、コリウムシールド1箇所当たりで1 gpm以上となるよう、コリウムシールドの開口面積を設定した。小さくした流路が侵食により拡大することを防止するため、耐侵食性を有するコリウムシールドを設置する。

また、図1に示す通り、ドレン配管は外側鋼板を貫通しているため、早期に固化・停止させることで外側鋼板へ到達することを防ぐことができ、コリウムシールドとして耐侵食性を有する材料を設置した場合、熔融炉心が外側鋼板の位置まで侵入した際でも、熔融炉心による外側鋼板の侵食を防ぐことができるという効果にも期待できる。



A-A矢視図



B-B矢視図



図1 コリウムシールドの概念図

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

### (3) コリウムシールドの材料選定について

コリウムシールドの材料として耐侵食性を有する材料が適していることから、高融点でかつ化学的安定性に優れている候補材（, ,  $ZrO_2$ ）について、熔融Zr及び模擬熔融炉心に耐熱材侵食試験の結果に基づき、コリウムシールドの材料選定を行った（別紙1参照）。

熔融Zr及び模擬熔融炉心に耐熱材侵食試験の結果、 $ZrO_2$ （ジルコニア）が熔融炉心に対して最も高い耐性を持つことを確認したので、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

なお、コリウムシールドの材料として、格納容器の構造材として一般的に使用されているコンクリートを使用することも考えられる。しかし、コンクリートは耐侵食性が低いこと及びコンクリートが侵食され、熔融炉心に混入した場合、熔融炉心の粘性が低下し、熔融炉心の固化距離が大きくなるため、熔融炉心を早期に固化・停止させる目的に反していることから、コリウムシールドにコンクリートを使用することは適していないと考えられる。

## 2. コリウムシールド設置に伴う熔融炉心の固化距離に対する懸念事項について

耐侵食性の観点からコリウムシールドの材料として $ZrO_2$ を選定したが、コリウムシールドに $ZrO_2$ を使用することで、熱伝導度の低下及び流路材質の差による固化距離への影響が懸念として考えられるため、以下ではその2点の懸念事項について検討を行った。

### (1) 熱伝導度低下の影響について

ドレン配管内にコリウムシールド（ $ZrO_2$ ）を設置した場合、流路断面積の減少により熔融炉心の固化を促進させる反面、 $ZrO_2$ の熱伝導度の低さから、熔融炉心の固化を阻害し、固化距離を長くするおそれがある。

そこで、固化距離に影響するパラメータとして、流路断面積及び等価熱伝導度のコリウムシールド設置前後の比率を比較し、コリウムシールドの設置による影響を評価した（別紙2参照）。

その結果、コリウムシールドを設置した方がコリウムシールドを設置しない場合より流路断面積は0.12倍となり、除熱パスの等価熱伝導度は0.64倍にとどまる。各パラメータ（流路断面積と等価熱伝導度）の固化距離との関係は、流路断面積に比例し、除熱パスの等価熱伝導度に対して反比例することから、流路断面積の大幅な減少に比べ、熱伝導度の低下の影響は小さい。

### (2) 流路材質による熔融炉心拡がり挙動に与える影響

コリウムシールド設置後においても熔融炉心が直接接触するのは通水配管（SUS配管）であり、コリウムシールド設置に伴う流路材質の差による熔融炉心拡がり挙動に与える影響は小さいと考えている（図1）。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ただし、ここでは仮に通水配管が完全に溶融したことを想定し、溶融炉心とコリウムシールド ( $ZrO_2$ ) が接触した場合に流路材質の差が溶融炉心の拡がり挙動に与える影響について検討した。

溶融炉心の拡がり挙動には、濡れ性の影響が小さいと考えられることから、流路材質による拡がり挙動の影響の検討には、異なる流路材質にて溶融物の拡がり挙動を比較した実験であるCOMAS実験の知見に基づき検討した(別紙3, 4参照)。

溶融炉心の流路材質による拡がり挙動の影響を見るために実施されたCOMAS実験では、3つの材質の1次元流路(コンクリート, 鉄, セラミック)にコンクリート混入を模擬した実機相当組成の溶融物を流し込み、拡がり挙動の比較が行われており、流路材間で顕著な差がないという結果が得られている<sup>[1]</sup>。

熱伝導度が1桁程度異なる流路材間においても大きな差がないことから、ジルコニアを流路材にしても、溶融炉心の拡がり挙動に大きな差がないと考えられる。

また、COMAS 実験等の溶融物拡がり実験結果を元に、拡がり解析コードによるベンチマーク解析が実施され、実験結果の再現性から溶融炉心の拡がり挙動に支配的なパラメータは粘性係数であるという知見が得られている<sup>[2]</sup>。

COMAS 実験及びベンチマーク解析の結果から、拡がり挙動に支配的なパラメータは、溶融炉心の粘性係数であり、拡がり距離は溶融炉心自体の特性に依存していることから、流路材質の差による拡がり挙動に及ぼす影響は小さいと考えられる。

### 3. まとめ

コリウムシールドの設置目的及びその達成手段を考慮し、耐侵食性のあるコリウムシールドを設置する。溶融Zr及び模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験の結果から、コリウムシールドの材料として、 $ZrO_2$ を選定した。

なお、コリウムシールド ( $ZrO_2$ ) 使用による溶融炉心の固化距離に対する懸念事項について検討を行った結果、溶融炉心の固化距離への影響は小さいと考えられる。

## コリウムシールド材料の選定について

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

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

## 1. 熔融Zrによる耐熱材侵食試験

## (1) 試験方法

耐熱材には , ,  $ZrO_2$ の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図1)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される $UO_2$ , Zr,  $ZrO_2$ , Fe等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol%Zrとした。

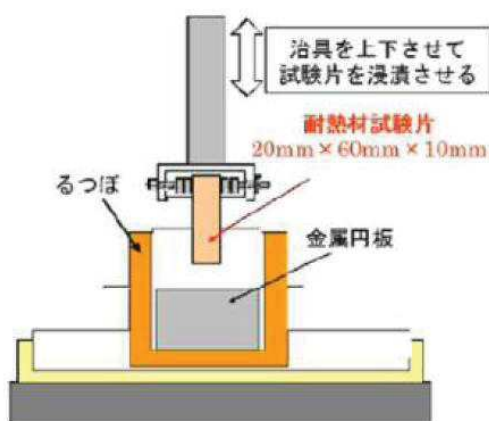


図1 試験体系

## (2) 試験結果

図2に金属組成が100mol%Zrにおける試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成のZr量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は  >  >  $ZrO_2$  となり、 $ZrO_2$ , , の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



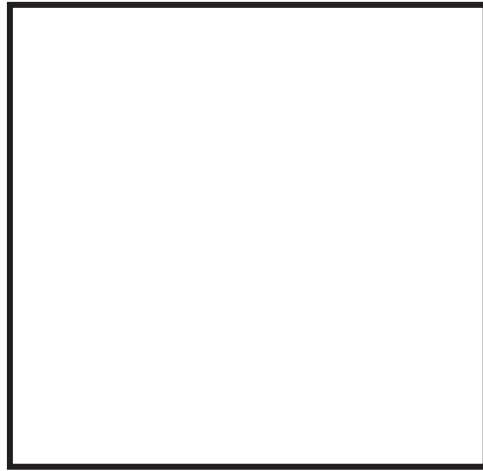


図2 試験後の断面写真

## 2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

### (1) 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した $ZrO_2$ 耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は $UO_2-ZrO_2-Zr$  : 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲(2,000°C ~ 2,100°C)に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。

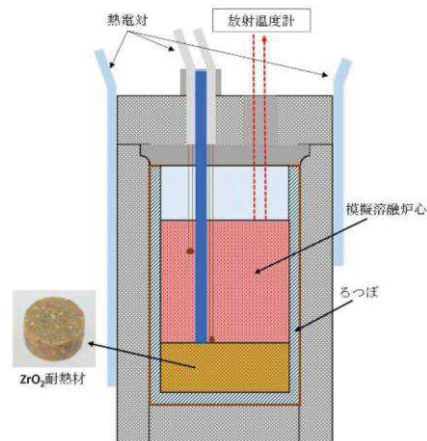


図3 試験体系

### (2) 試験結果

試験温度の推移を図4に示す。試験においては2,000°C ~ 2,050°Cの範囲で約10分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図5に示す。 $ZrO_2$ 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による $ZrO_2$ 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

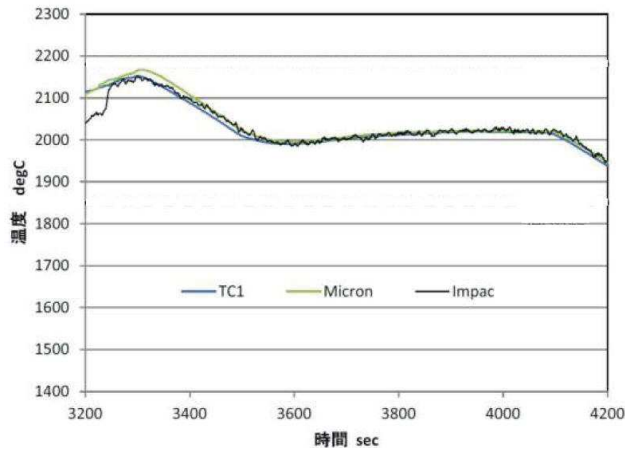


図4 試験温度推移

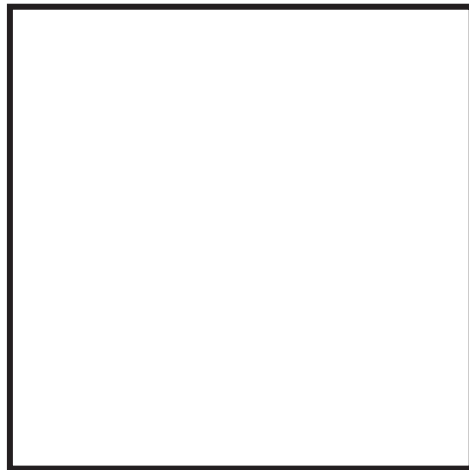


図5 試験後の断面写真

### 3. まとめ

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

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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## コリウムシールド設置によるドレン配管内溶融炉心の固化距離への影響

## 1. はじめに

ドレン配管内溶融炉心の固化について、固化を促進させるためには、以下が効果的であると考えられる。

- ① コリウム流入速度を小さくする。
- ② ドレン配管の流路断面積を小さくする。
- ③ コリウムからの除熱量を増加させる。

このうち①の流入速度はコリウムの堆積高さで決まり、②のドレン配管の流路断面積はドレン配管の半径で決まり、③のコリウム除熱量は、コリウム周りの配管やコンクリートの構造により決まる。

ドレン配管内に設置するコリウムシールドには、「流路断面積の減少により固化を促進する効果」と「熱伝導度の低下により固化を阻害する効果」の両方があると考えられるため、両者の影響を分析し、コリウムシールドの設置による固化距離への影響を以下に示す。

## 2. コリウムシールド設置と固化距離の分析

コリウムシールド設置の固化距離への影響を、半定量的に分析する。ここでは、簡易的にコリウムシールド無しの場合と比較して、コリウムシールドを設置した場合の固化距離に影響するパラメータの変動により分析する。

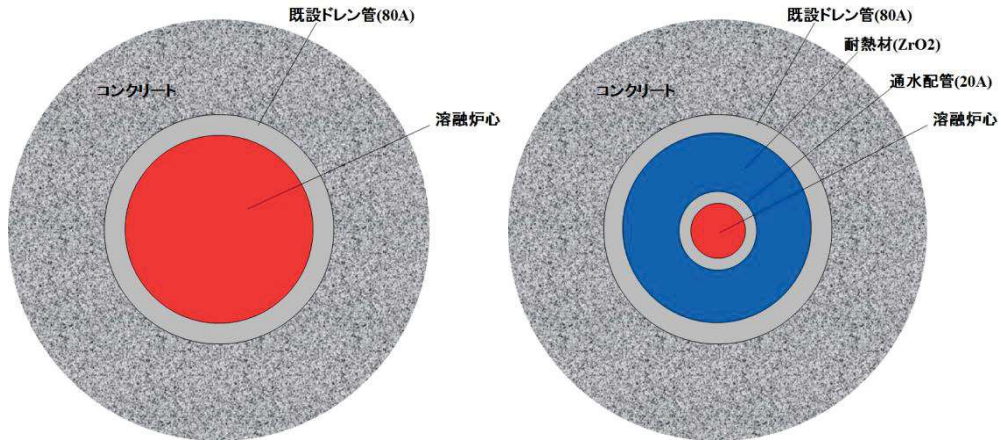
固化距離に影響するパラメータとして以下を考慮した。

- ・ コリウムシールドを設置した場合の、固化を促進する効果として流路断面積 A の減少
- ・ コリウムシールド設置の有無の両方について、コリウムからの除熱パスとなる配管、耐熱材、コンクリートの各熱伝導度を元に、多層円筒として等価的な熱伝導度を評価し、固化を阻害する効果として除熱への影響を評価（図 1 参照）。

評価に用いた除熱パスの形状と物性を表 1 に示し、評価結果を表 2 に示す。

この結果の通り、コリウムシールドを設置した方がコリウムシールドを設置しない場合より流路断面積は 0.12 倍となり、除熱パスの等価熱伝導度は 0.64 倍にとどまる。各パラメータ（流路断面積と等価熱伝導度）の固化距離との関係は、流路断面積に比例し、除熱パスの等価熱伝導度に対して反比例することから、流路断面積の大幅な減少に比べ、熱伝導度の低下の影響は小さいことを確認した。

以上



(a) コリウムシールドなし (b) コリウムシールドあり

図1 コリウムシールド設置前後のドレン配管周りの伝熱構造を示す模式図

表1 評価に用いた除熱パスの形状と物性

	ドレン配管(80A)	コンクリート	コリウムシールド
外径 (m)	0.089	0.3 (仮定)	0.078
内径 (m)	0.078	0.089	0.027
熱伝導度 (W/mK)	16.0 (SUS)	1.5	1.5 (ZrO <sub>2</sub> ) <sup>※</sup>

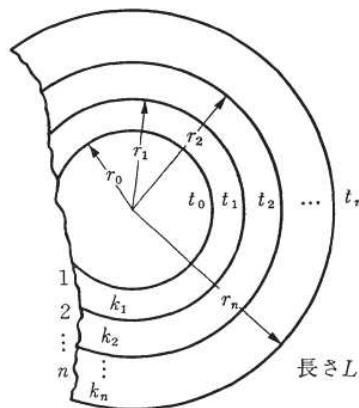
※ ZrO<sub>2</sub>の熱伝導度 1.5W/mK は約   °Cにおける熱伝導度

表2 コリウムシールド設置の有無による相対固化距離の評価結果

パラメータ	(a) コリウムシールドなし	(b) コリウムシールドあり	(b)/(a)
流路断面積 (m <sup>2</sup> )	0.0048	0.00058	0.12
除熱パスの等価熱伝導度 (W/mK) (注)	0.78	0.50	0.64

(注) 除熱パスの等価熱伝導度は、下図のように多層円筒とみなして、下式にて評価した。

$$k = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \left\{ \ln \left( \frac{r_i}{r_{i-1}} \right) / k_i \right\}}$$



枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 流路材質による溶融炉心の拡がり挙動への影響について

コリウムシールド設置後においても溶融炉心が直接接触するのは通水配管（SUS配管）であり、コリウムシールド設置に伴う流路材質の差による溶融炉心拡がり挙動に与える影響はないと考えている。

ただし、ここでは仮に通水配管が完全に溶融したことを想定し、溶融炉心とコリウムシールド（ $ZrO_2$ ）が接触した場合の拡がり挙動に与える影響について検討した。

溶融炉心の拡がり挙動には、濡れ性の影響が小さいと考えられることから、流路材質による拡がり挙動の影響の検討には、異なる流路材質にて溶融物の拡がり挙動を比較した実験であるCOMAS実験の知見に基づき検討した。

### 1. 流路材質による溶融炉心拡がりへの影響を調べた実験

EPRのコアキャッチャ設計に資するため、溶融炉心の流路材質による拡がり挙動の影響を見るために実施されたCOMAS実験の概要を以下に示す。

#### a. COMAS 実験<sup>[1]</sup>

実機相当組成の溶融物を、3つの材質の一次元流路（コンクリート、鉄、セラミック）に流し込み、拡がり挙動の比較を行っている。

試験装置の概略を図1に示す。溶融物条件を以下に示す。

- ・ 溶融物組成：（実機相当）

コリウム R：UO<sub>2</sub> 47.5wt, ZrO<sub>2</sub> 19.7wt, FeO 29.5wt, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 3.3wt

コリウム R'（コンクリート混入を模擬）：UO<sub>2</sub> 42.8wt, ZrO<sub>2</sub> 17.7wt, FeO 26.5wt, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 3.0wt, SiO<sub>2</sub> 3.0wt

- ・ 溶融物量：1 t

COMAS EU-1 実験では、約1 tのコリウムR成分の溶融物が、初期温度は1750℃で、3つの流路に流し込まれた。実験後の状態を図2に示す。この場合は、セラミックの場合が、拡がり距離が短かった。最大速度は1.5m/sであった。

COMAS EU-2 b実験では、約630kgのコリウムR'成分から分離された酸化物溶融物が、初期温度2070℃で、流路に流し込まれた。初期速度は、1.2m/sであった。実験後の状態を図3に示す。この場合は、いずれの流路でも5 m程度で拡がり停止している。

溶融物先端の固化は、先端部にクラスト形成されることに支配されているとしている。

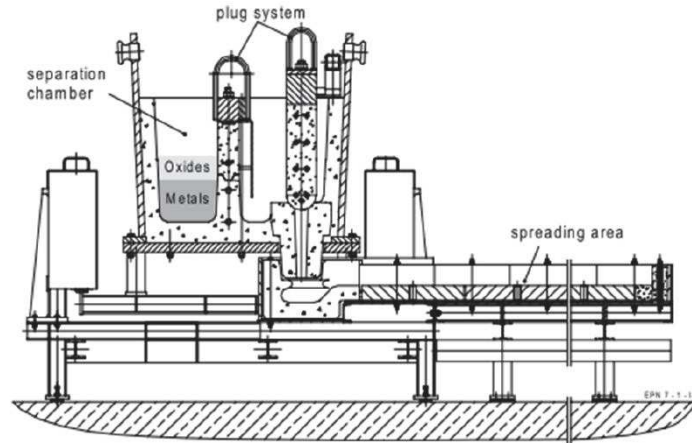


図1 COMAS 実験装置の概略図

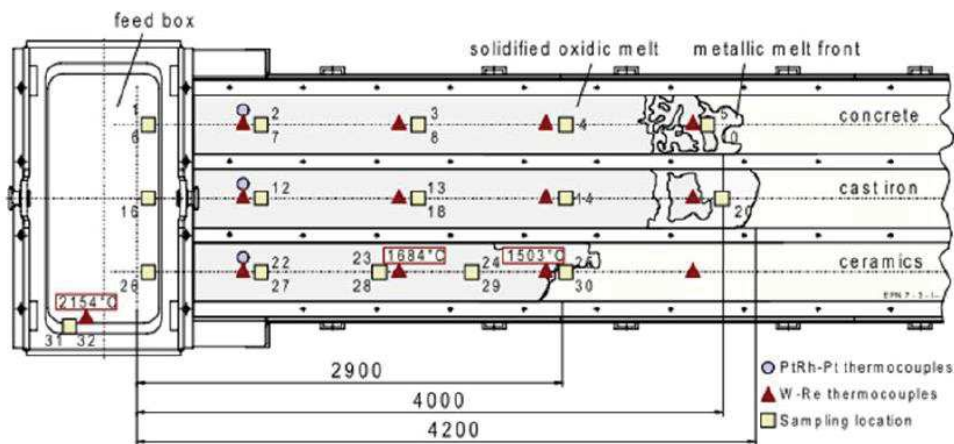


図2 COMAS EU-1 実験の溶融物拡がり結果

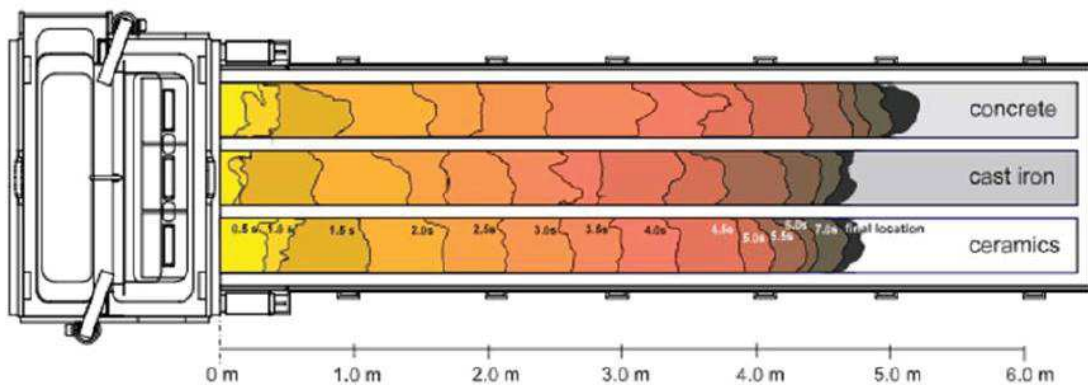


図3 COMAS EU-2b 実験の溶融物拡がり結果

## 2. 流路材質を考慮した溶融物拡がり解析<sup>[2]</sup>

COMAS 実験等の種々の拡がり実験に対するベンチマーク解析を実施している。解析結果と実験データの比較を図4及び図5に示す。解析結果は実験結果と比較して固化するまでの時間に違いはあるものの、溶融物の最終的な拡がり距離は解析結果の不確かさ幅の中に入っているため、流路材質が異なっても概ね実験結果を再現できている

と考えられる。このことから、溶融物拡がり挙動の支配パラメータが粘性係数であることを示していると考えられる。

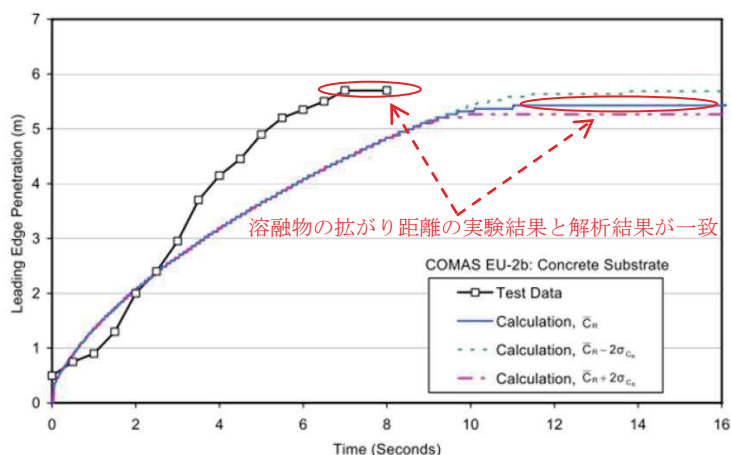


図4 COMAS EU-2b実験の拡がり距離とMELTSREAD コード予測の比較  
(コンクリート流路, 粘性係数として最適値,  $\pm 2\sigma$  値の感度解析)

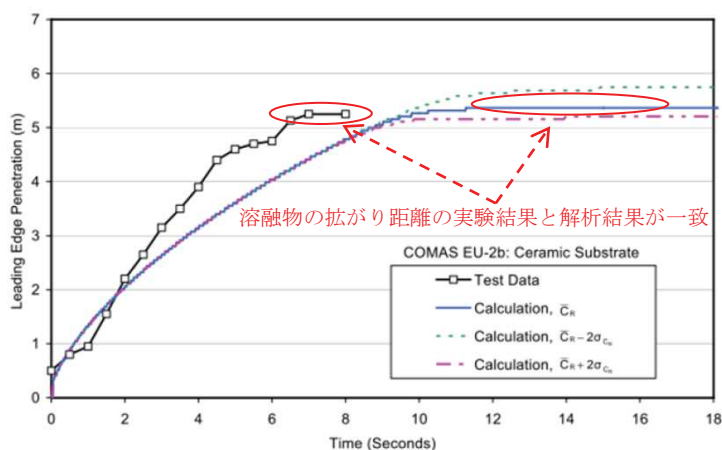


図5 COMAS EU-2b 実験の拡がり距離とMELTSREAD コード予測の比較  
(セラミック流路, 粘性係数として最適値,  $\pm 2\sigma$  値の感度解析)

### 3. 流路材質の溶融炉心拡がりへの影響に関する知見のまとめ

COMAS実験の結果より、コンクリート、鉄及びセラミックにおいて拡がり挙動に顕著な相違は見られないことを確認した。また、ベンチマーク解析により、拡がり挙動に影響するのは主に粘性係数であることから、拡がり距離は溶融炉心自体の特性に依存しており、流路材質の差による拡がり挙動に及ぼす影響はないと考えられる。

以上

## コリウムシールドの濡れ性の影響の検討

流路材質による熔融炉心の拡がり挙動の影響の検討において、熔融炉心とコリウムシールドの間の濡れ性の影響が小さいことを前提としている。これは、コリウムシールドの通水配管の配管径（）では毛細管現象の影響は小さいと考えているためである。ここでは、熔融炉心の拡がり挙動に対する濡れ性の影響について検討した。

## 1. 濡れ性について

濡れ性とは、固体表面に液体が接触している場合に、固体表面における液体の親和性（付着しやすさ）のことを指す。濡れ性の指標として、図 1 に示すように固体表面に液体及び気体が接触している場合に、この3相の接触する境界線において液体面と固体面が成す角度（接触角）が使われ、接触角が $90^\circ$ 以下の状態が濡れるとされる。濡れ性（接触角）は、境界線での力のバランスから得られる以下のヤングの式で表面張力と関係づけられている。表面張力の小さい固体は、接触角は大きくなり濡れにくく、表面張力の大きい固体は、接触角は小さくなり濡れやすくなる。

## 2. 評価の仮定

濡れ性の影響は、表面張力に表れるため、熔融炉心の流れにおける表面張力と粘性力を評価した。本評価では以下の仮定を用いた。

- ・コリウムシールドの通水配管として SUS 管（）を使用しているが、保守的に SUS 管を考慮せず、コリウムシールドの  $ZrO_2$  部分の内径（SUS 管の外直径）を流路の直径として使用した。
- ・熔融物は、なめらかな円管内を流れる粘性流体として扱う。これは、種々の熔融炉心拡がり実験に対する実験解析の知見から粘性の効果が大きいことが確認されている<sup>[3]</sup>ため、妥当と考えられる。

## 3. 表面張力と粘性力の比較による評価

## ・表面張力（毛細管力）

表面張力は、界面に作用するため、コリウムシールド内を進行する熔融炉心の先端部分に作用することになる（図 2 参照）。表面張力を  $\sigma$ 、円管の直径を  $D$ 、熔融体面と管との接触角を  $\theta$  とすると、流体に作用する表面張力による力は以下のように表せる。

$$(\text{表面張力による力}) = \sigma \pi D \cos \theta \quad [4] \quad (1)$$

表面張力を大きめに見積もるために  $\cos \theta = 1$  とし、コリウムシールド内径 ( $D = \text{ m}$ ) 及び表 1 に示す熔融炉心の物性パラメータを用いると表面張力による力は約 0.04N となる。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



・粘性力

コリウムシールド内の溶融炉心の流れにハーゲン・ポアズイユ則を適用し、粘性係数を $\mu$ 、平均流速 $V$ として、単位長さ当たりの粘性力は以下のように表せる。

$$(\text{粘性力}) = 8\pi\mu V \quad [4] \quad (2)$$

表1に示す溶融炉心の物性パラメータを用いると、粘性力は約4.02Nとなる。

4. 評価結果の考察

- ・溶融炉心の流れにおいて、先端部にかかる力は、粘性力の方が表面張力よりも2桁ほど大きくなっており、コリウムシールド内の溶融炉心の拡がり挙動には、表面張力（濡れ性に関わる）より粘性力が支配的であることを示している。これにより、濡れ性が溶融物の流れに殆ど影響しないと考えられる。
- ・粘性力が小さくなり表面張力が支配的になる場合は、流速が現状の値より2桁以下の小さい（ m/s 以下）場合であり、流速が極めて遅い固化する直前である。

また、溶融物の拡がりにおける濡れ性の影響に関して、以下の知見<sup>[3]</sup>があり、上記の考察と整合していると考えられる。

- ・流体厚さが $10^{-7}$ m以上のマクロスケールの流れについては、濡れ性は殆ど影響しない。
- ・極めて低速度の場合に、表面張力は影響する。

(参考) ドレン配管の傾斜の影響

ドレン配管は僅かに傾斜があり、格納容器下部壁貫通部分に m/ mの傾斜があることから、溶融炉心にはドレン配管の傾斜による流れ方向の重力の力がかかる。重力による力は表面張力と同じ方向に働く力であることから、重力の力と表面張力の比較を行った。

コリウムシールド内の溶融物重量（1mあたり）

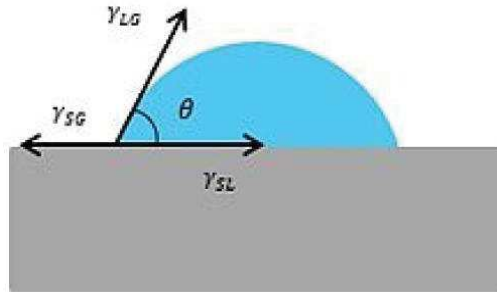
$$= (\text{体積}) \times (\text{密度}) = \text{} \times \pi \times 1/4 \times \text{} = \text{} \text{ kg}$$

溶融物の流れ方向にかかる重力

$$= \text{} \times \text{} / \text{} \times 9.8 = 0.47 \text{ N}$$

上記の通り、流れ方向にかかる重力の力は、表面張力よりも1桁程度大きいことから、流れ方向に働く力における表面張力の影響は小さいことを確認した。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



(ヤングの式)  $\gamma_{SG} = \gamma_{LG} \cos \theta + \gamma_{SL}$

θ : 接触角

γ<sub>LG</sub> : 液体・気体界面にはたらく表面張力

γ<sub>SL</sub> : 固体・液体界面にはたらく表面張力

γ<sub>SG</sub> : 固体・気体界面にはたらく表面張力

図1 濡れ性を表す接触角の概念図

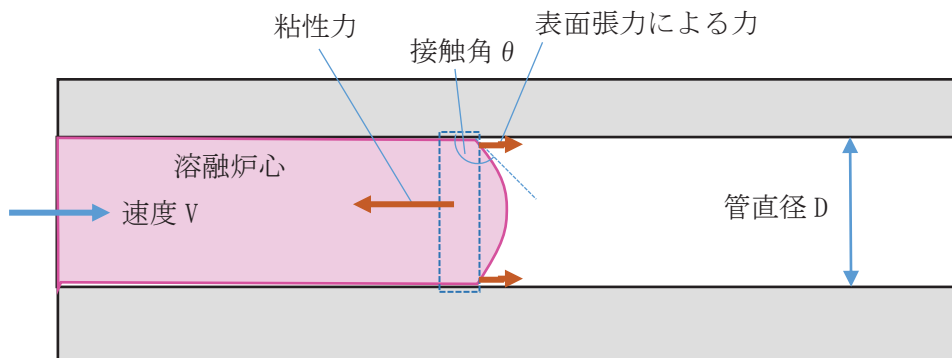


図2 コリウムシールド内に流入した溶融炉心先端に働く力の模式図

表1 溶融炉心の物性パラメータ

物性パラメータ	溶融炉心 *1
μ : 粘性係数 (Pa・s)	
V : 代表速度 (m/s)	
σ : 表面張力 (N/m)	
ρ : 密度 (kg/m <sup>3</sup> )	

\*1 コリウムシールド入口での値。MAAP 解析の溶融物物性（平均）より設定。  
ドレン配管に流入する溶融炉心としては溶融プールを想定するが、配管内での粘性増加、速度低下を考慮し、溶融物物性（平均）で代表的に評価。  
表面張力のみ文献<sup>[5]</sup>記載値を使用。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

EPRのコアキャッチャにおける $ZrO_2$ の役割について

女川2号炉のコリウムシールドの材料として選定した $ZrO_2$ は、EPRのコアキャッチャにも使用されている材料である。女川2号炉のコリウムシールドもEPRのコアキャッチャも溶融炉心の流路材として使用している。ここではEPRのコアキャッチャにおける $ZrO_2$ の役割について、以下に示す。

1. EPRのコアキャッチャについて<sup>[6][7][8]</sup>

EPRのコアキャッチャ（図1参照）は、重大事故時に、溶融炉心を安定的に冷却して保持するために設置されている設備であり、以下のように機能する。

- ① 重大事故が発生し、原子炉容器底部が破損して溶融炉心が流出した場合に、溶融炉心を原子炉ピット内にドライ状態で一時的に保持する。原子炉ピット内に溶融炉心を数時間保持することにより、溶融炉心が原子炉容器から段階的に落下してくる場合でも溶融炉心を集め、メルトプラグ破損時に溶融炉心全量を一度で拡がり区画に移行させる。また、犠牲コンクリート成分が溶融炉心に混入することにより、溶融炉心のリキダス温度が低下して固化割合が低下し、粘性が低下することにより、溶融炉心が拡がり易くしている。原子炉容器の支持構造の炉心溶融物による浸食を防ぐために耐熱材（ $ZrO_2$ ）で囲っている。
- ② 原子炉ピット底部のメルトプラグ（コンクリート製）が溶融炉心により浸食されて溶融貫通すると、溶融炉心は放出流路（Melt Discharge Channel）を通じて、原子炉ピットの横に位置する拡がり区画（Spreading Compartment）に流出して、床上を拡がる。放出流路は、傾斜をつけることにより炉心溶融物が流れ易くしている。また、高温の炉心溶融物が放出流路のコンクリート上を流れると、コンクリートが侵食されて流路形状を維持できず、流れが阻害される可能性もあるため、流路に耐熱材（ $ZrO_2$ ）を張ることにより、流路形状の維持を図っている。
- ③ 拡がり区画の面積は広くとられているため（ $170m^2$ ）、溶融炉心は床上に薄く堆積する。床は鉄製の冷却エレメントが並べられた上にコンクリートが張られている。
- ④ 溶融炉心が床上を拡がる際に、床に固定されたワイヤーを切り、ワイヤーにつながった注水弁が開放して、燃料交換用プール（IRWST）の水を重力により拡がり区画内に注水し、溶融炉心を冷却する。

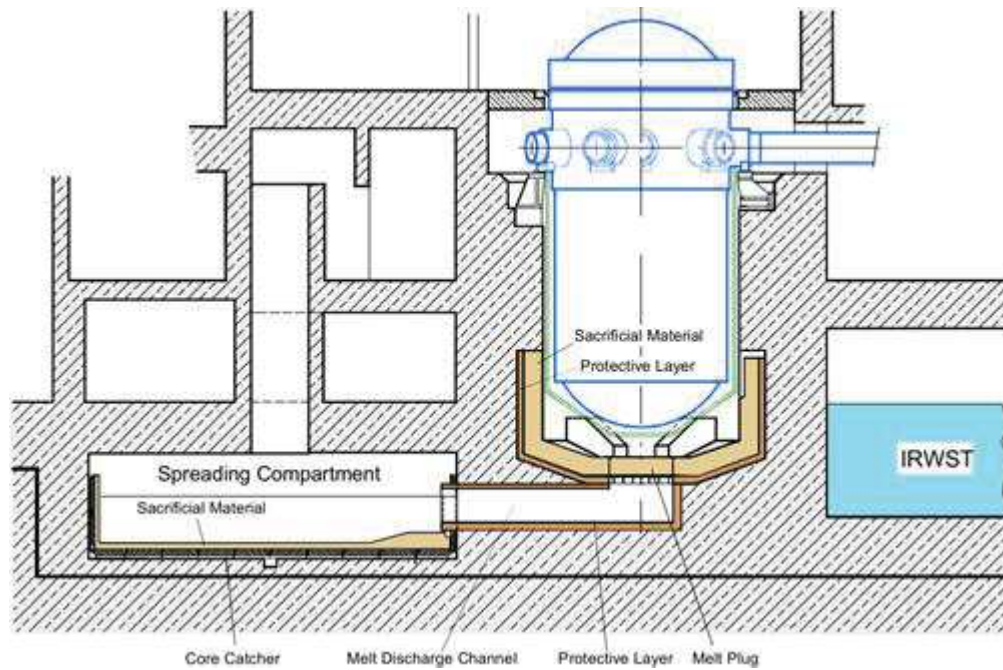


図1 EPRのコアキャッチャーの概念図

## 2. $ZrO_2$ の役割

COMAS実験の知見により、溶融炉心の拡がり挙動に流路材の材質による差異はないことから、ジルコニアの役割は溶融炉心の拡がり挙動の促進ではなく流路形状の確保であると考えられる。なお、溶融炉心の拡がり挙動を促進しているのは、原子炉ピット内で溶融炉心とコンクリートを数時間反応させることによる粘性低下であると考えられる。

## 引用文献

- [1] W. Steinwarz, et al., “Investigations on the Phenomenology of Ex-Vessel Core Melt Behavior (COMAS),” Nuclear Engineering and Design, Vol. 209, pp. 139-146, 2001.
- [2] M. T. Farmer, “Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design,” Nuclear Engineering Division, Argonne National Laboratory, ANL-09/10, (2009)
- [3] T. Dinh, et al.,” Core Melt Spreading on a Reactor Containment Floor,” Progress in Nuclear Energy, Vol.36, No.4, pp.407, (2000)
- [4] 谷口修監修, 「水力学」, 最新機械工学シリーズ6, 森北出版, 1993年
- [5] C. Journeau, et al.,” The VULCANO VE-U7 Corium spreading benchmark,” Progress in Nuclear Energy Vol.48, pp.215~234, (2006)
- [6] AREVA, UK-EPR Fundamental Safety Overview, Volume 2: Design and Safety, Chapter S: Risk Reduction Categories, 2.4 Assessment of Corium Stabilization
- [7] M. Nie, M. Fischer,” Use of Molten Core Concrete Interactions in the Melt Stabilization Strategy of the EPR,” ICAPP-6330, (2006)
- [8] UK Office for Nuclear Regulation, Generic Design Assessment - New Civil Reactor Build, Step 4 Fault Studies - Containment and Severe Accident Assessment of the EDF and AREVA UK EPR™ Reactor, Assessment Report: ONR-GDA-AR-11-020b, (2014)

### 139. 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」及び「高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における代替循環冷却系への切替え操作について

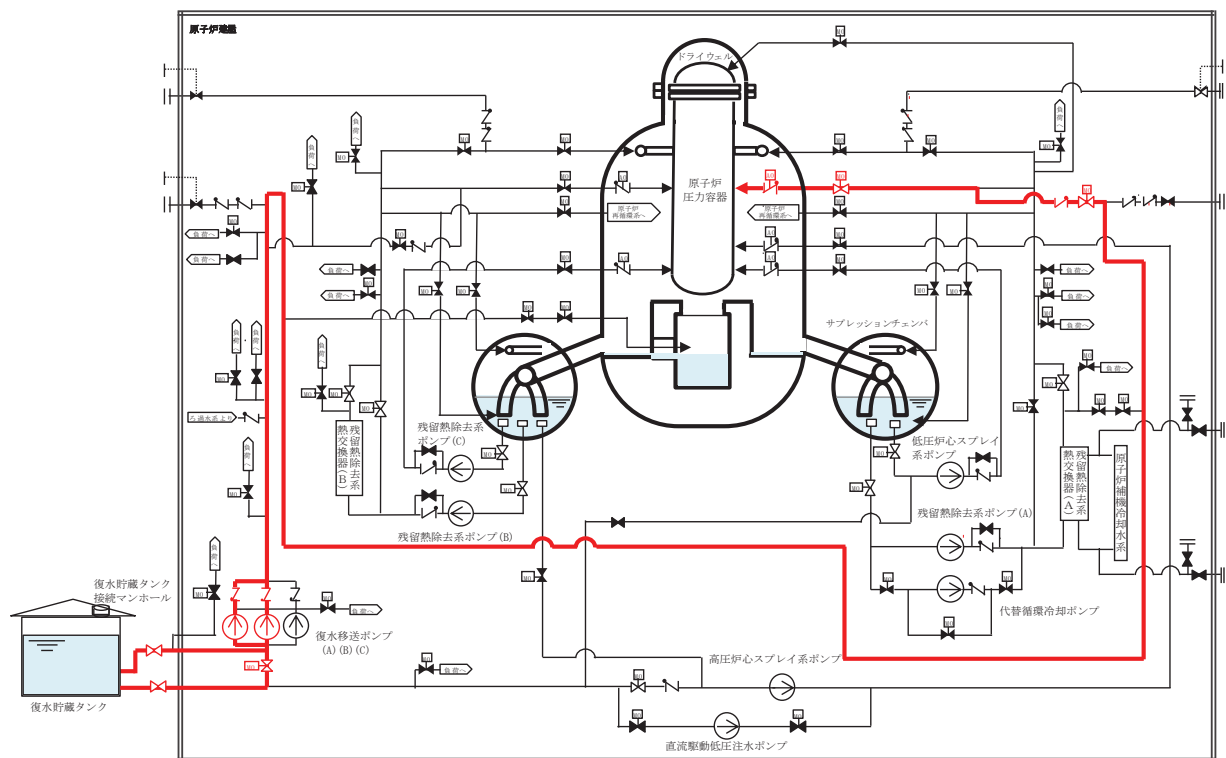
有効性評価「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」及び「高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において、事象発生から 24 時間が経過した時点で、代替循環冷却系の運転を開始し、安定状態に向けた対策として整備している。

下図に代替循環冷却系への切替え手順の概要を示す。

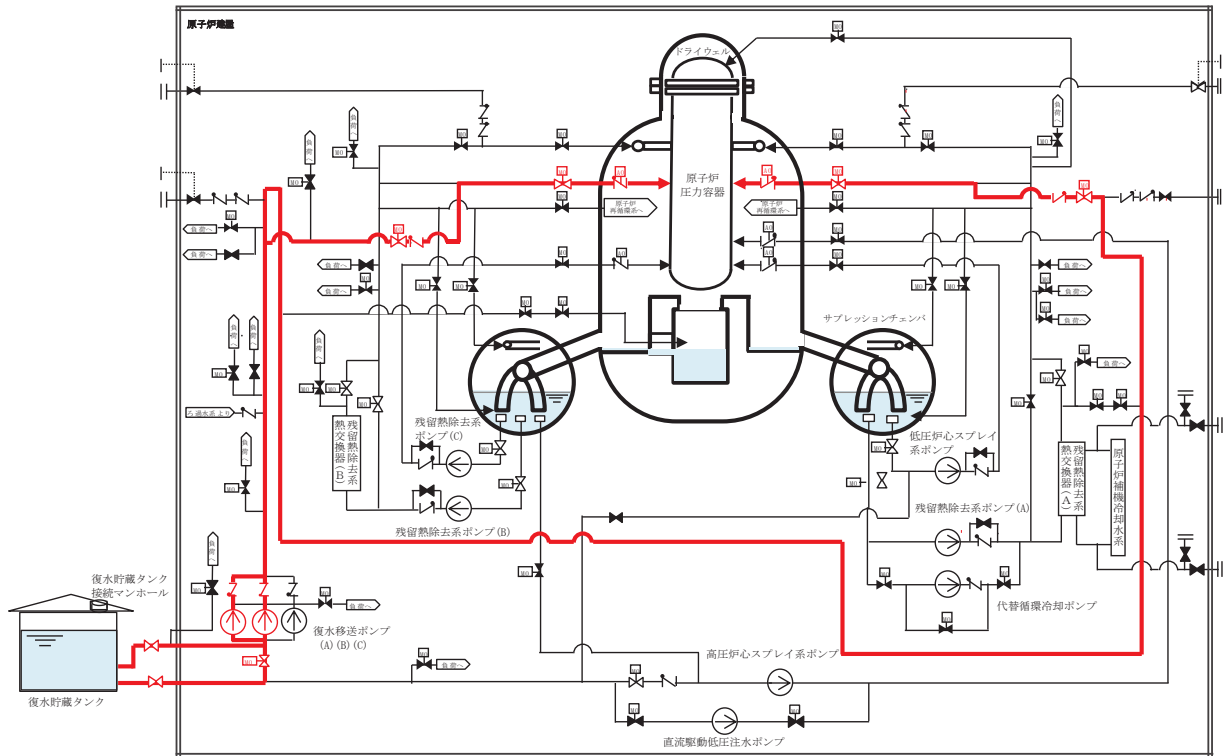
#### 1. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）

有効性評価では、代替循環冷却系へ切り替える前の状態として、低压代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による原子炉压力容器（以下「RPV」という。）への注水を行っており、この状態からの切替え手順の概要を示す。

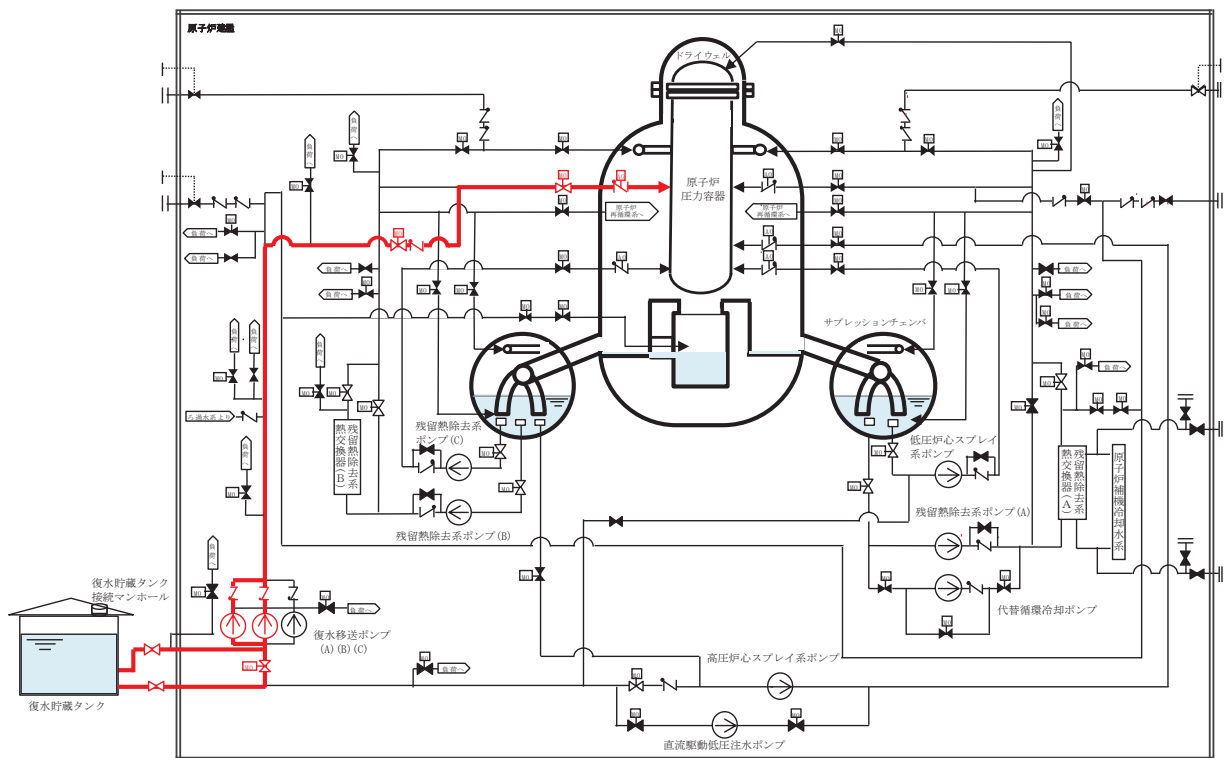
##### ① 切替え前（低压代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による RPV への注水（残留熱除去系（以下「RHR」という。） A 系 注入配管）



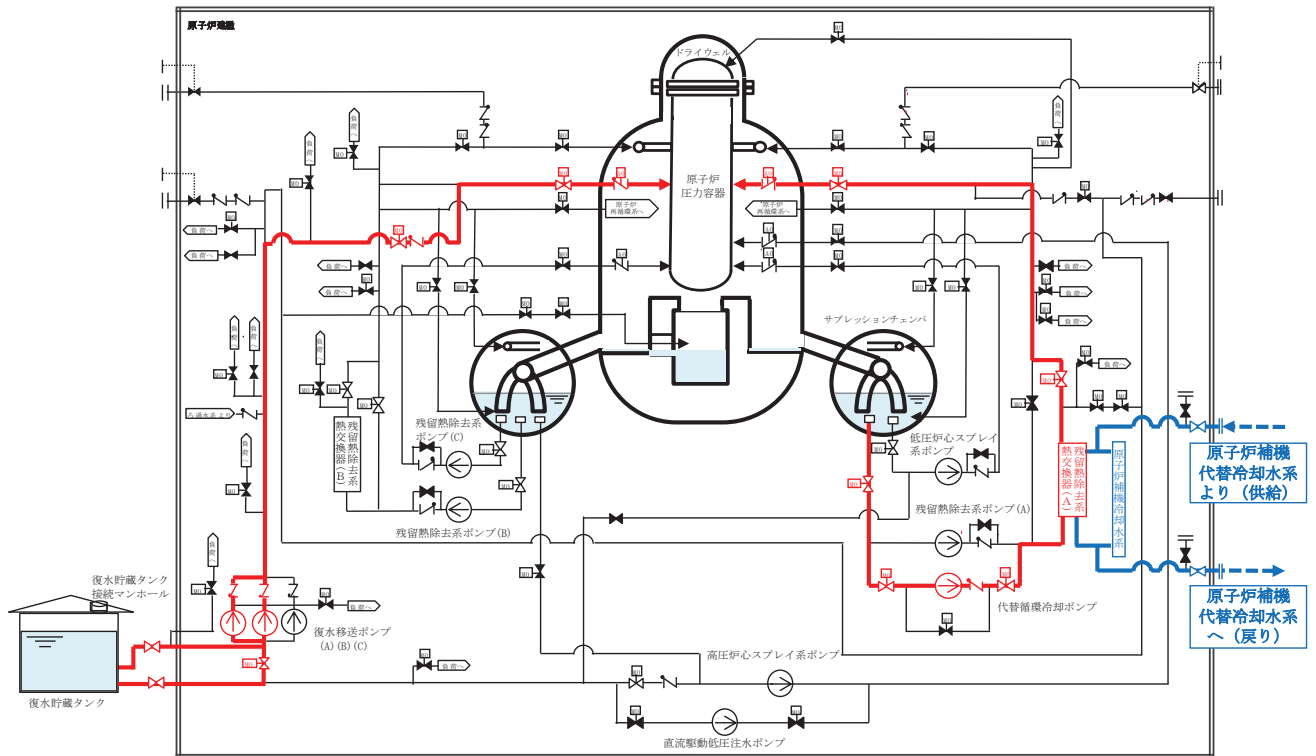
② 低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）によるRPVへの注水（RHR A系注入配管からRHR B系注入配管へ切替え）その1



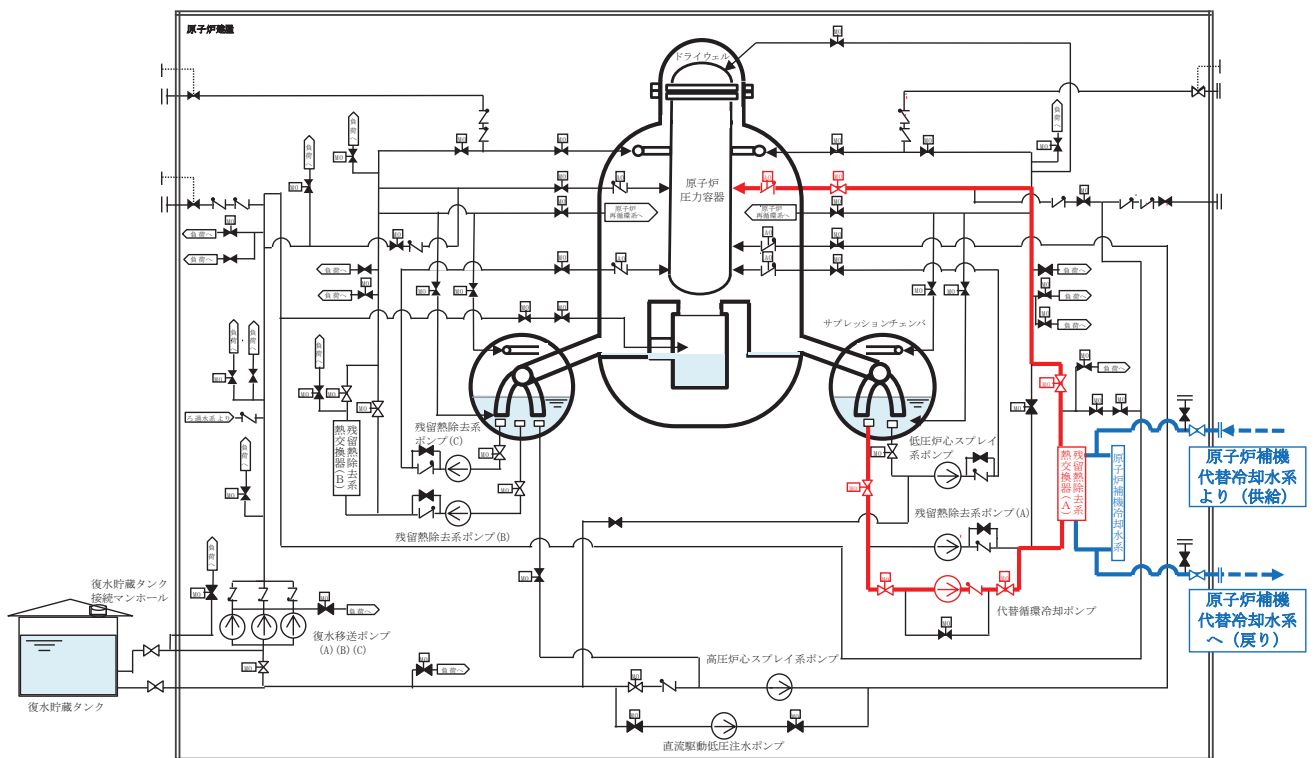
③ 低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）によるRPVへの注水（RHR A系注入配管からRHR B系注入配管へ切替え）その2



④ 代替循環冷却系起動 (RPV への注水)

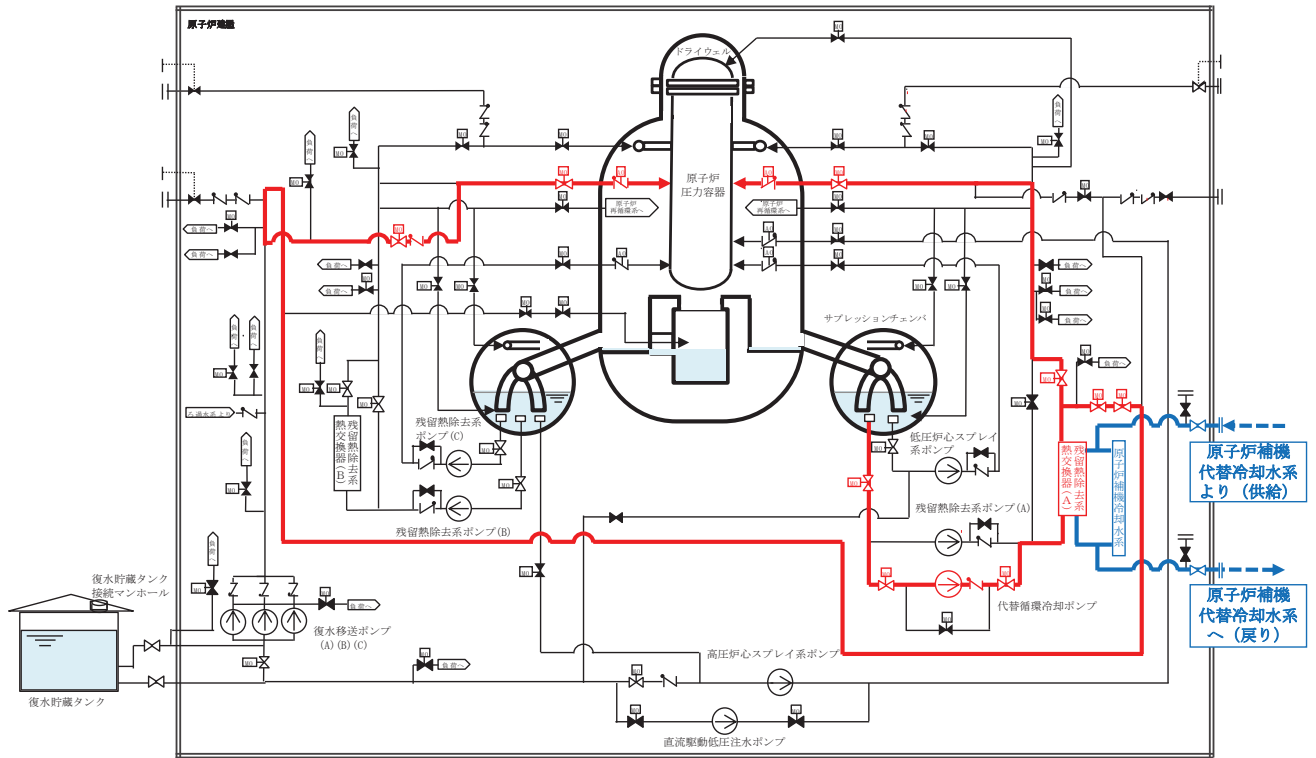


⑤ 低圧代替注水系 (常設) (復水移送ポンプ) による RPV への注水停止

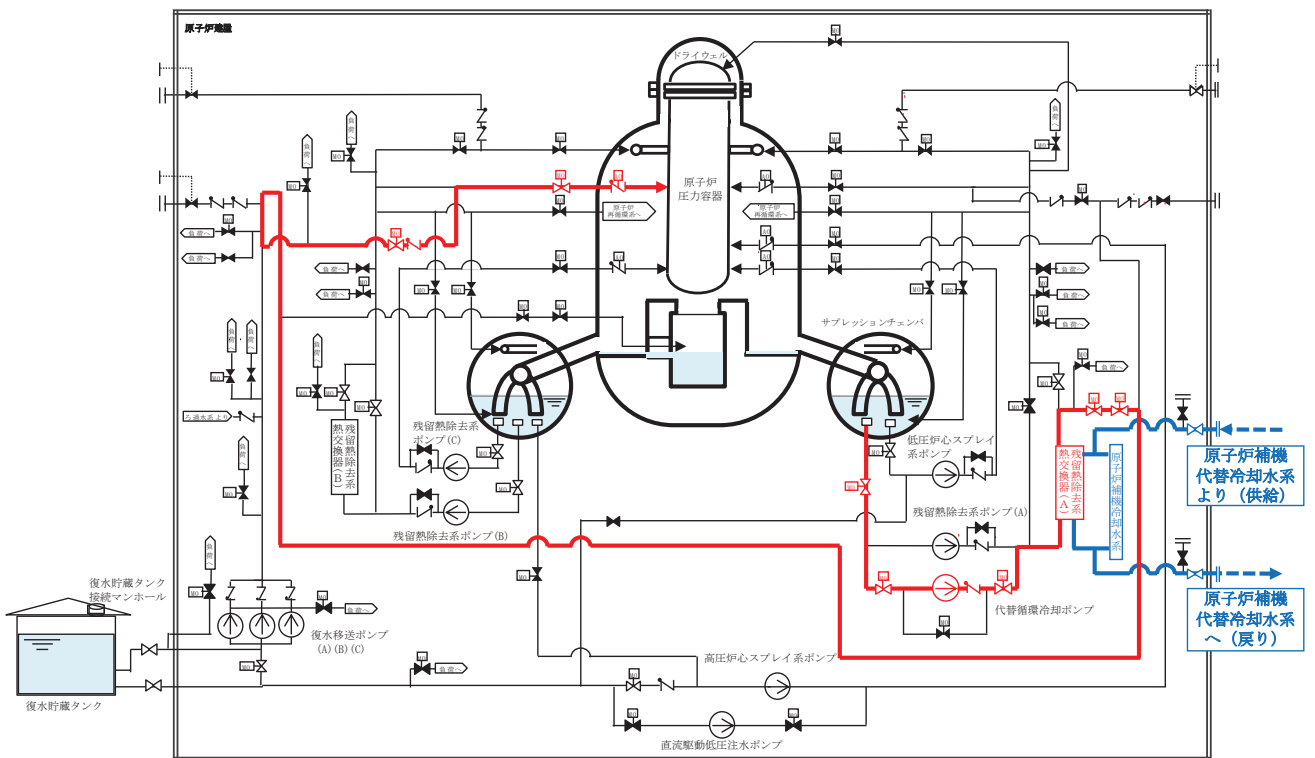




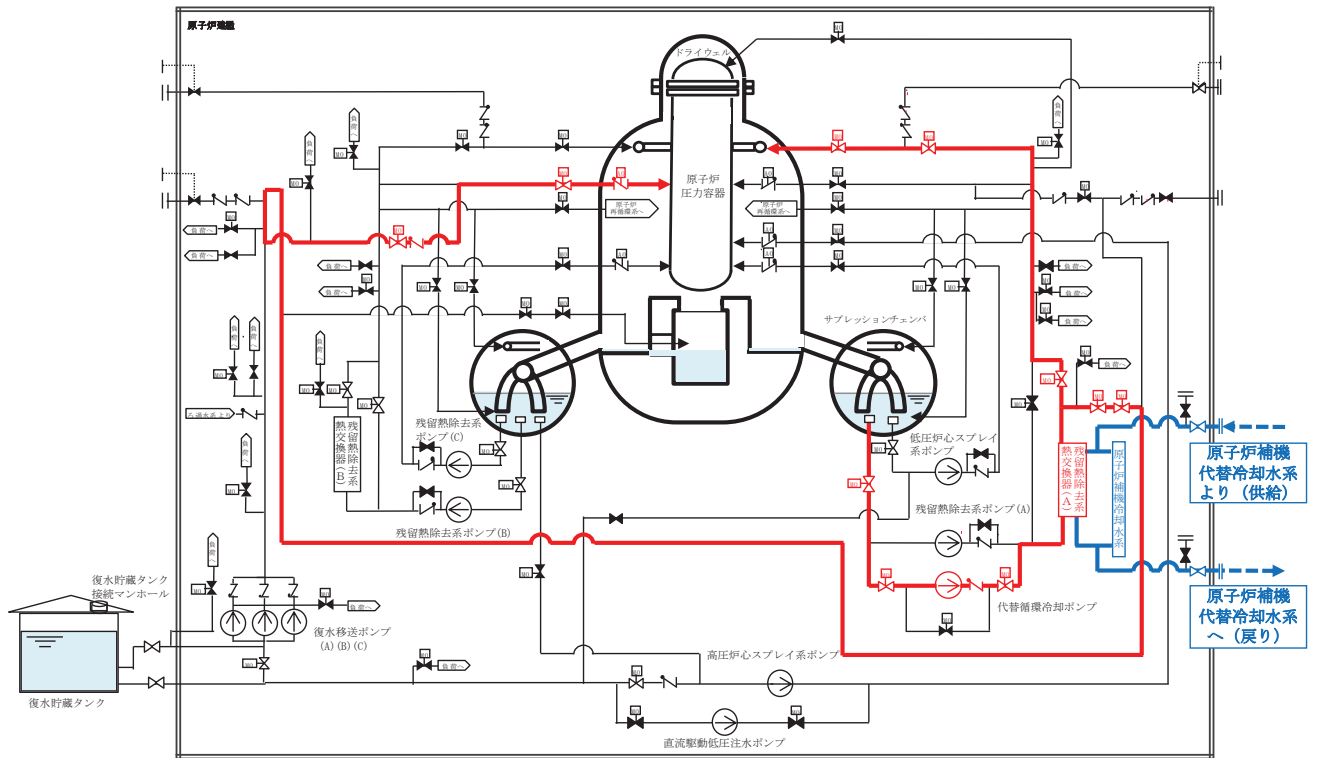
⑥ 代替循環冷却系による RPV への注水ライン切替え (RHR A 系注入配管から RHR B 系注入配管) その 1



⑦ 代替循環冷却系による RPV への注水ライン切替え (RHR A 系注入配管から RHR B 系注入配管) その 2



⑧ 代替循環冷却系による RPV への注水及び原子炉格納容器内へのスプレイ開始

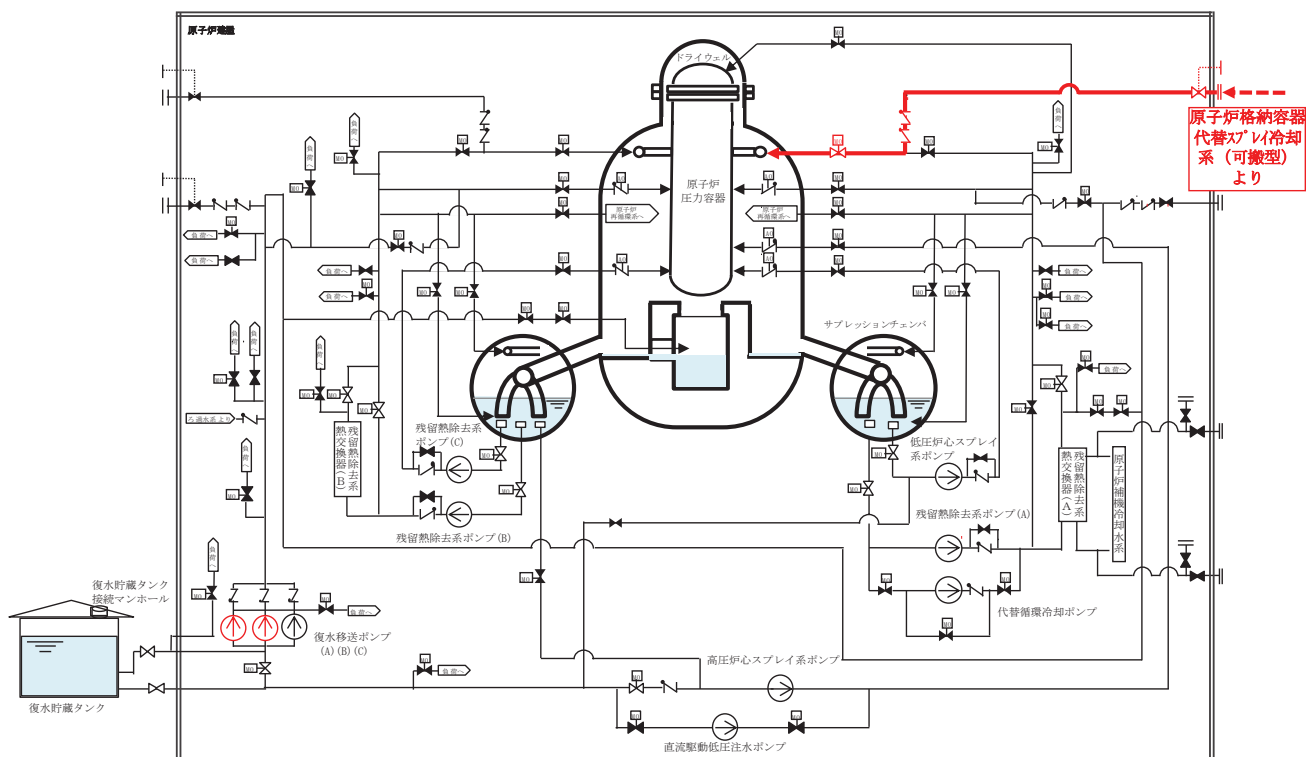


## 2. 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

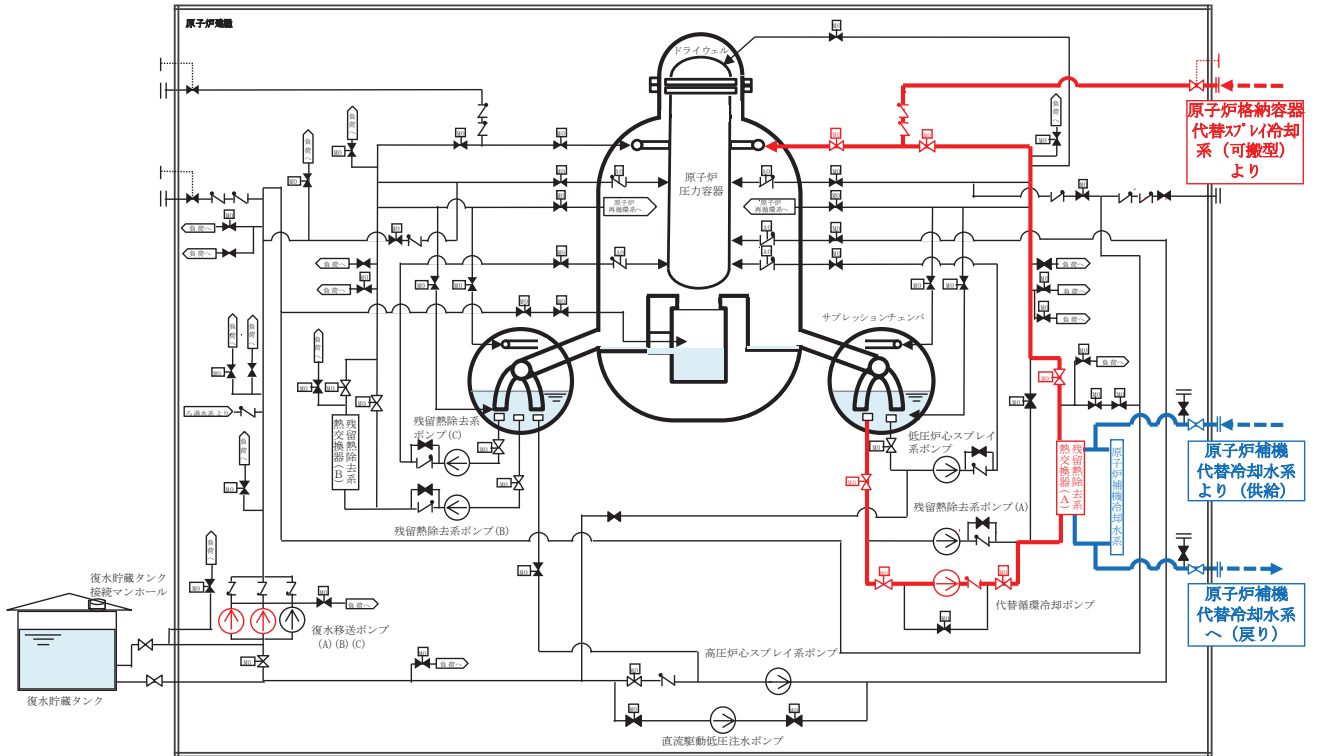
有効性評価では、代替循環冷却系へ切り替える前の状態として、格納容器代替スプレー冷却系（可搬型）による格納容器冷却を行っており、この状態からの切替え手順の概要を示す。

なお、復水移送ポンプは原子炉格納容器下部注水系（常設）として使用するため運転中であるが、格納容器スプレーによりドライウェル水位が確保されているため原子炉格納容器下部への注水は実施していない状態となっている。

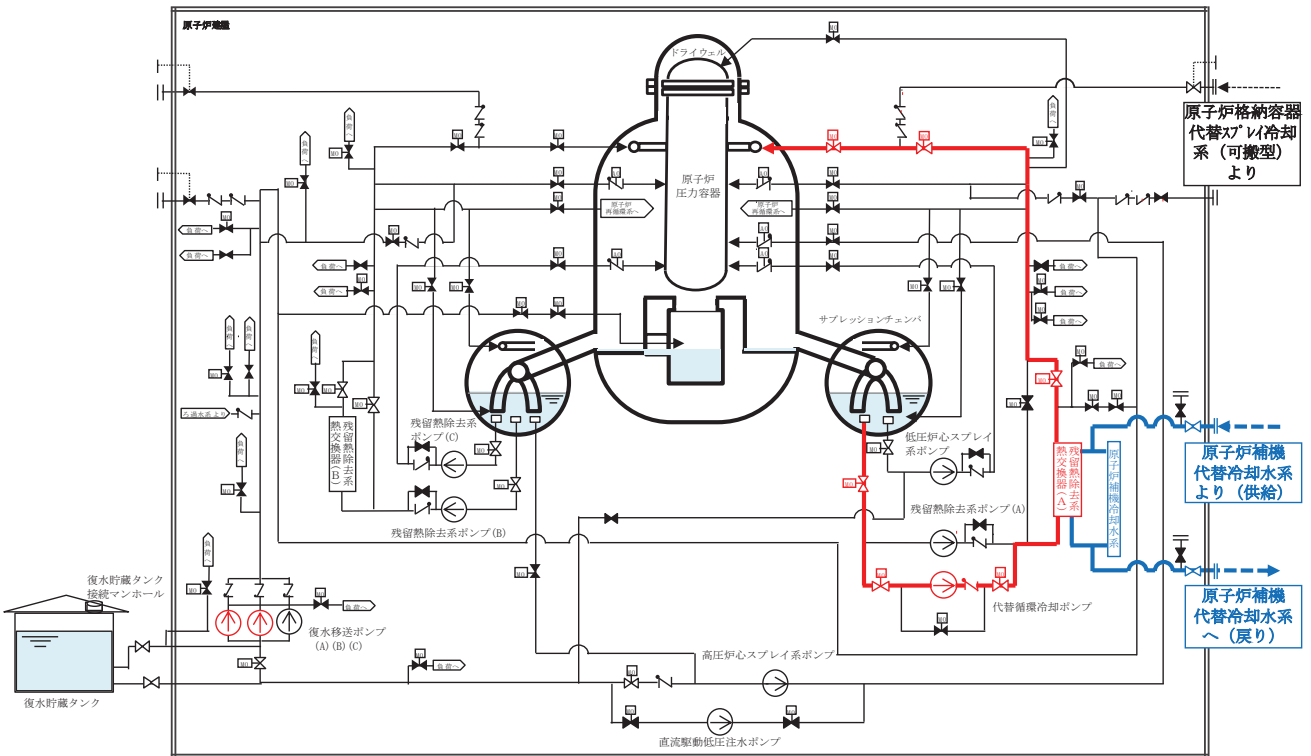
### ① 切替え前（原子炉格納容器代替スプレー冷却系（可搬型）による格納容器冷却（RHR A系スプレー配管））



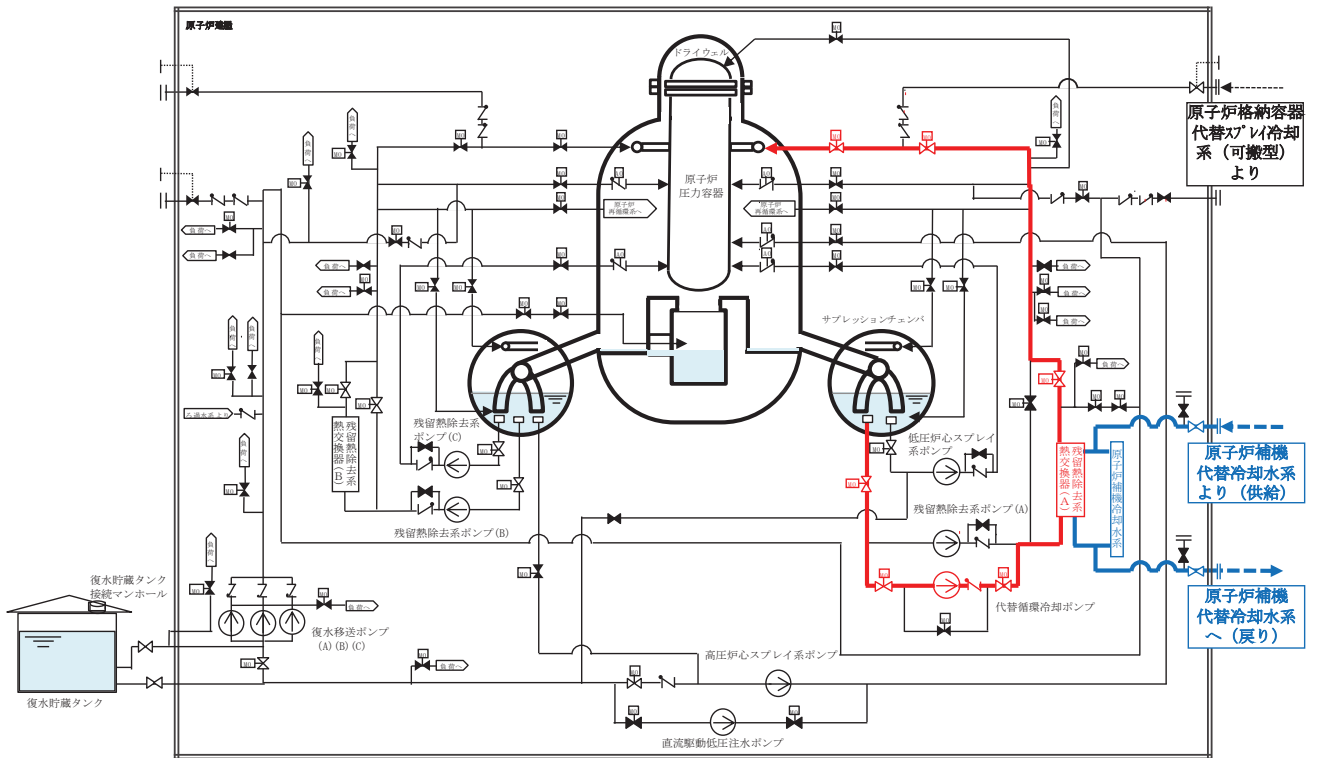
② 代替循環冷却系起動（原子炉格納容器内へのスプレイ）



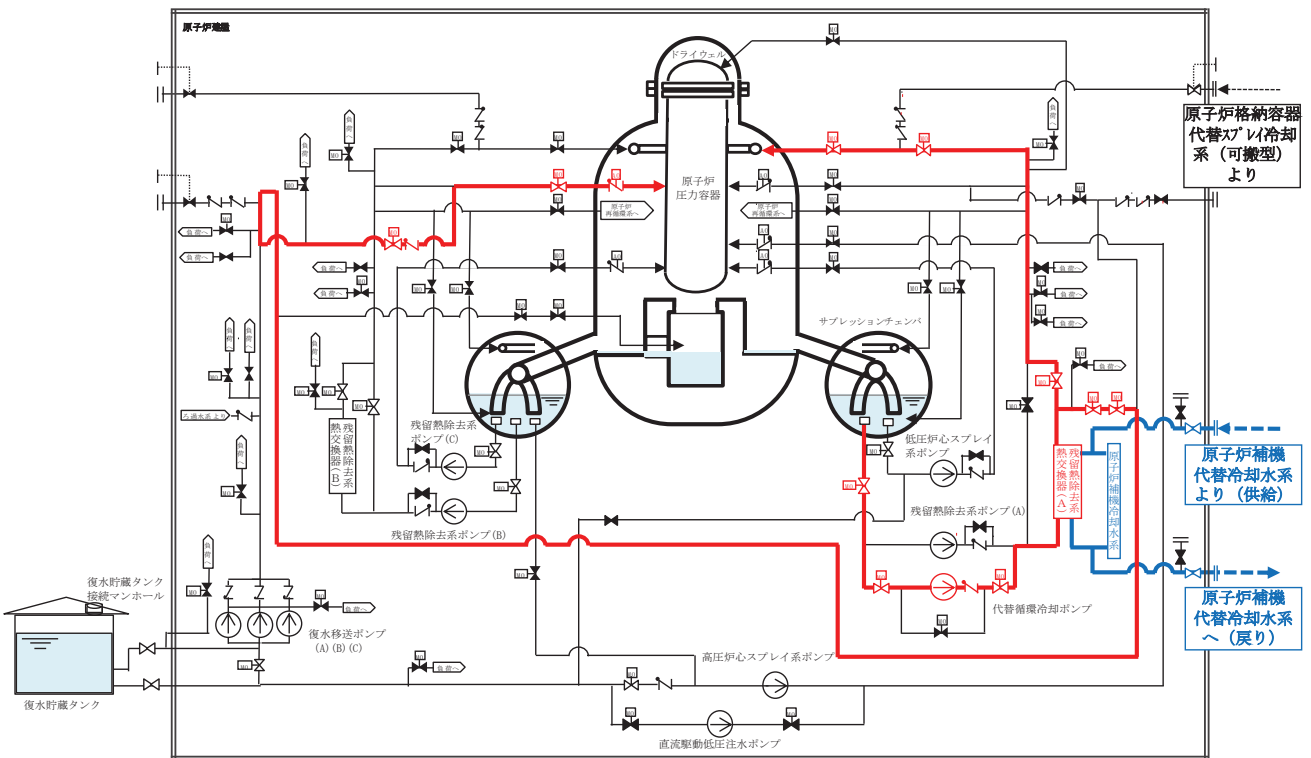
③ 原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器冷却停止（格納容器冷却の停止は屋外の注水用ヘッダの手動弁を全閉操作する）



④ 復水移送ポンプの停止



⑤ 代替循環冷却系による RPV への注水及び原子炉格納容器内へのスプレイ開始



## 148. サプレッションプール等水位上昇時の計装設備への影響について

### 1. はじめに

格納容器破損防止対策において、外部水源による原子炉注水、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のプール水の水位は上昇するが、真空破壊装置が水没しないように外部水源注水量制限（サプレッションプール水位が通常水位+約 2m）を設け、制限に達した場合は格納容器スプレイを停止する。

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内の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できない場合）シナリオであり、格納容器ベント実施による圧力低下によりサプレッションチェンバのプール水の水位は、真空破壊装置下端付近まで上昇する評価となる。

また、格納容器下部注水及び格納容器スプレイを継続した場合、ドライウエル水位はベント管下端付近まで上昇する評価となる。

ここでは、サプレッションチェンバのプール水の水位及びドライウエル水位が上昇した場合の計装設備への影響を評価する。

### 2. 評価結果

格納容器内に設置される重大事故等時に使用する計装設備は、原子炉圧力容器温度、ドライウエル温度、格納容器内水素濃度（D/W）、ドライウエル水位、原子炉格納容器下部温度、原子炉格納容器下部水位、格納容器内水素濃度（S/C）、圧力抑制室内空気温度、サプレッションプール水温度があり、サプレッションプール水位及びドライウエル水位が上昇した場合の計装設備への影響を以下のとおり評価した。

表 1 に格納容器内の計装設備の設置高さを、図 1 に格納容器内の計装設備の配置を示す。

#### (1) サプレッションプール水位が上昇した場合の計装設備への影響

サプレッションプール水位が真空破壊装置下端まで上昇した場合、格納容器内に設置される重大事故等時に使用する計装設備のうち、通常運転時から水面下に設置しているサプレッションプール水温度は水面以下となる状態が継続する。

サプレッションプール水温度は、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、水没により機能喪失しない設計としている。また、重大事故等時の耐環境性向上（格納容器の限界温度・圧力である 200℃、2Pd の蒸気条件下での健全性確保）を図る設計としている。

#### (2) ドライウエル水位が上昇した場合の計装設備への影響

ドライウエル水位がベント管下端まで上昇した場合、格納容器内に設置される重大事故等時に使用する計装設備のうち、ドライウエル水位、原子炉格納容器

下部温度及び原子炉格納容器下部水位は、ドライウエル水位の上昇により水没する。

これらの重大事故等時に使用する計装設備は、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、水没により機能喪失しない設計としている。また、重大事故等時の耐環境性向上（格納容器の限界温度・圧力である200℃、2Pdの蒸気条件下での健全性確保）を図る設計としている。

表 1 格納容器内の計装設備の設置高さ

計装設備※1	個数	検出器設置高さ	影響評価
①原子炉圧力容器温度	5		原子炉圧力容器温度 5 個は水没しない。なお、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
②ドライウエル温度	11		ドライウエル温度 11 個は水没しない。なお、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
③格納容器内水素濃度 (D/W)	2		格納容器内水素濃度 (D/W) 2 個は水没しない。なお、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
④ドライウエル水位	6		ドライウエル水位 (電極式) 6 個は水没するが、水位計であり、また、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
⑤原子炉格納容器下部温度	12		原子炉格納容器下部温度 12 個は水没するが、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
⑥原子炉格納容器下部水位	12		原子炉格納容器下部水位 (電極式) 12 個は水没するが、水位計であり、また、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
⑦格納容器内水素濃度 (S/C)	2		格納容器内水素濃度 (S/C) 2 個は水没しない。なお、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
⑧圧力抑制室内空気温度	4		圧力抑制室内空気温度 4 個は水没しない。なお、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。
⑨サブプレッションプール水温	16		サブプレッションプール水温 16 個は水没するが、検出器から電気貫通部までの間に接続部を設けない構造とすることで、事故時の耐環境性向上を図る設計としている。

※1 表中の丸数字は図 1 の丸数字に対応する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



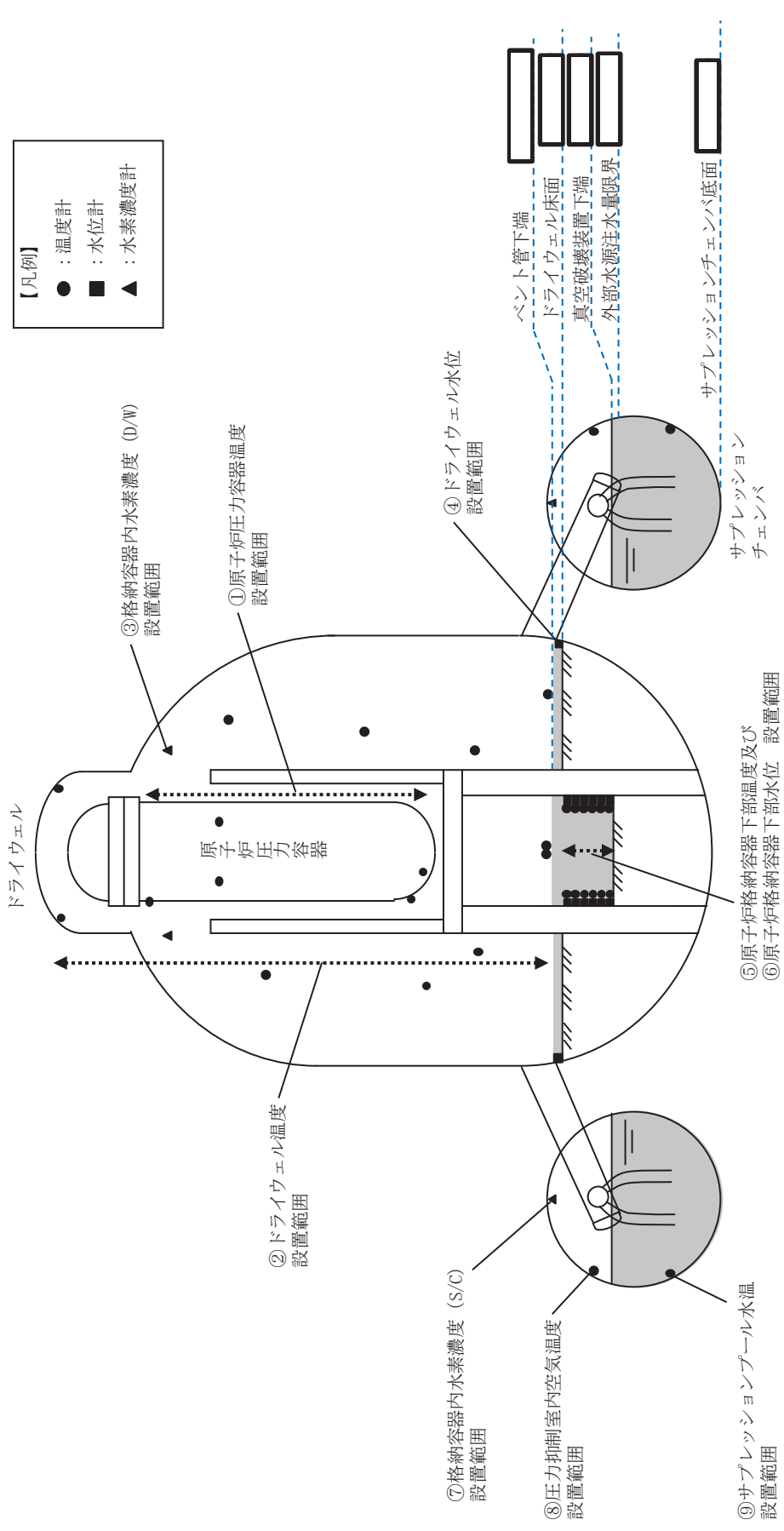


図1 原子炉格納容器内の計装設備の配置

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 151. 格納容器内の酸素濃度検出器の選定について

重大事故等時に格納容器内の酸素濃度を計測する設備は、既設の格納容器内雰囲気モニタ系の酸素濃度計（サンプリング設備を含む）を使用し、重大事故等時の格納容器内及び原子炉建屋原子炉棟内の環境条件を考慮して、環境耐性の向上対策を行うこととしている。以下に、酸素濃度検出器の選定の考え方を示す。

### 1. 既設の酸素濃度検出器の選定

既設の格納容器内雰囲気酸素濃度の検出器の選定にあたっては、導入時に共存ガスの影響、メンテナンス等の観点でガルバニ電池式、ジルコニア式、定電位電解式及び熱磁気風式の検出器の比較を実施し、共存ガスの影響をほとんど受けないこと、また、消耗する構成部品がないことから、熱磁気風式を選定している。

### 2. 重大事故等対処設備としての格納容器内雰囲気酸素濃度の検出器の選定

酸素濃度の検出器は、表1に示すとおり多種多様なものが存在し、大きく分類すると、「電気化学的な性質を利用したもの」、「酸素の常磁性を利用したもの」及び「酸素の光吸収を利用したもの」があり、重大事故等時の格納容器内及び原子炉建屋の環境等を考慮し、各検出器について、共存ガスの影響、環境耐性、メンテナンス等の観点から比較評価した結果を表2に示す。

電気化学的な性質を利用した検出器であるジルコニア式は、可燃性ガスである水素ガスと測定対象である酸素ガスが燃焼反応を起こし、酸素ガスが消費されるため指示値に影響がある。また、ガルバニ電池式及び隔膜式ポーラログラフ式は、電極の消耗及び電解液の劣化が発生し、定期的な取替えが必要になる。加えて、電解液が放射線の影響により劣化する可能性がある。

一方、酸素の常磁性を利用した検出器は、他のガスの影響がほとんどなく、測定原理上は消耗や劣化が発生しないため、電気化学的な性質を利用した検出器に比べ、重大事故等時に使用するシステムとしては適している。酸素の常磁性を利用した検出器のうち、磁気流量比式及び磁気力式圧力検出形は、補助ガスが必要になり、設備構成が複雑になる。また、磁気力式ダンベル形については、可動部があるため他の酸素の常磁性を利用した検出器に比べ振動や機械的衝撃に弱い可能性がある。

酸素の光吸収を利用した検出器であるレーザ分光方式は、他のガスの影響や消耗、劣化はないもののサンプリング配管の近くにレーザの発光部及び受光部があることから、放射線の影響が懸念される。

以上のように、重大事故等対処設備としての使用にあたり、共存ガスの影響、環境耐性、メンテナンス等の観点から評価した結果、特にデメリットがなく使用実績のある熱磁気風式酸素濃度検出器を選定している。

なお、実際の設備設計においては、上記の検出方式の選定に加え、サンプリングガスの温度、湿度、検出器の設置場所の室温等のプロセス条件が検出器の使用条件

内であることを確認し選定している。

表 1 各酸素濃度検出器の測定方式の特徴

分類	検出方式	原理	特徴	選定の判断
電気化学的な性質を利用したもの	濃淡電池式	<p>ジルコニアのような固体電解質は、高温状態になると酸素イオンを伝導することを利用したもので、ジルコニア素子の両面に多孔質の白金電極を取り付け、それぞれの電極に酸素濃度の異なるガスを接触させると、ジルコニア素子を隔壁として両電極間で起電力が発生する。起電力は測定ガス中の酸素濃度のみに関係するため、このとき発生する起電力を測定することで酸素濃度を測定することができる (図 1)。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>測定ガス中に可燃性ガスが含まれていると測定誤差になる</li> <li>振動や衝撃に強い</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>電極に使用されている白金により、水素と酸素の燃焼反応が起こり、酸素ガスが消費されるため、指示値に影響がある。以上の理由により不採用。</li> </ul>
	ジルコニア式  限界電流式	<p>ジルコニアのような固体電解質は、高温状態になると酸素イオンを伝導することを利用したもので、ジルコニア素子の両面に白金電極、陰極側に拡散孔がある拡散室を設け電圧を印加すると、拡散室内の酸素がジルコニア素子を介して排出される。拡散室内の酸素の割合が低下し、拡散孔により拡散室への酸素が流入するが、拡散孔により酸素の流入を制限すると印加電圧を増加させても電流値が一定になる領域ができる。この限界電流は酸素濃度と比例するため、この電流を測定することで酸素濃度を測定することができる (図 2)。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>測定ガス中に可燃性ガスが含まれていると測定誤差になる</li> <li>サンプリング設備が不要であるが、格納容器内に設置する場合に耐環境性の確認が必要</li> <li>振動や衝撃に強い</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>電極に使用されている白金により、水素と酸素の燃焼反応が起こり、酸素ガスが消費されるため、指示値に影響がある。以上の理由により不採用。</li> </ul>
電気化学的な性質を利用したもの	ガルバニ電池式	<p>貴金属 (金など) のカソードと単金属 (鉛) のアノードで一对の電極を構成し、電解液を満たした容器内に置き、ガス透過性の膜 (隔膜) で外部と遮断した構造となっている。隔膜を透過してきた酸素はカソードで水酸化物イオン (OH-) に還元される。また、アノードでは酸化反応が起きる。カソードとアノードの両端を結線すると酸素量に比例した電流が流れ、この電流を測定することにより酸素濃度を測定することができる (図 3)。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>サンプリング設備が不要であるが、格納容器内に設置する場合に耐環境性の確認が必要</li> <li>振動や衝撃に強い</li> <li>電極及び電解液は測定していないときでも酸素に触れれば劣化が進行するため、定期的な交換が必要</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>電極が消耗し、また、電解液が劣化するため、定期的な交換が発生する。格納容器内に設置した場合は、運転中及び事故時に取替が不可能になる。</li> <li>電解液が放射線の影響により劣化する可能性がある。以上の理由により不採用。</li> </ul>
	隔膜式ポラログラフ式	<p>貴金属 (金など) のカソードと銀-塩化銀型参照電極のアノードで一对の電極を構成し、電解液を満たした容器内に置き、ガス透過性の膜 (隔膜) で外部と遮断した構造となっている。隔膜を透過してきた酸素はカソードで水酸化物イオン (OH-) に還元される。外部より電圧をかけて酸素を還元させ、そのとき発生した電流を測定することにより酸素濃度を測定することができる (図 4)。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>サンプリング設備が不要であるが、格納容器内に設置する場合に耐環境性の確認が必要</li> <li>振動や衝撃に強い</li> <li>電解液中の電解質が消費されるため定期的な交換が必要</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>電極が消耗し、また、電解液が劣化するため、定期的な交換が発生する。格納容器内に設置した場合は、運転中及び事故時に取替が不可能になる。</li> <li>電解液が放射線の影響により劣化する可能性がある。以上の理由により不採用。</li> </ul>

(次ページにつづく)

(前ページのつづき)

分類	検出方式	原理	特徴	選定の判断
酸素の常磁性を利用したものの	磁気流量比式	サンプリングガスはサンプリングガス入口から入り、流路 A と流路 B の 2 方向に分かれて流れる。一方、補助ガスが補助ガス入口から入り、流路 1、流路 2 に分かれて流れる。補助ガスの流路と流路 A の合流点には磁石により磁界がある。また、補助ガスの流路には、流路 A、流路 B に流れる補助ガスの流量を検出するセンサーが取り付けられている。酸素を含むサンプリングガスが磁界に引き付けられるため、磁界を発生させている方の補助ガスの流量が減少する。この流量の減少を酸素濃度として測定することができる (図 5)。	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>振動や衝撃に強い</li> <li>補助ガスが必要</li> <li>汚れや腐食の影響を受けない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>補助ガスが必要であり、設備構成が複雑になる。</li> <li>以上の理由により不採用。</li> </ul>
	圧力検出形	磁界内で 2 つのガスが接するとき、2 つのガスの間にはガスの磁化率の差に比例した圧力差が生じる。一方を酸素濃度一定とした補助ガス (基準ガス) とすると、圧力差から測定ガスの酸素濃度を測定することができる (図 6)。	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>振動や衝撃に強い</li> <li>補助ガスが必要</li> <li>汚れや腐食の影響を受けない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>補助ガスが必要であり、設備構成が複雑になる。</li> <li>以上の理由により不採用。</li> </ul>
	磁気力式 ダンベル形	磁場のなかに非磁性体の二連球 (ダンベル) を白金や石英の細線で吊るしている。測定ガスを二連球の周囲に導くと、ガス中の酸素が二連球を押しつける。磁場の最も強い部分へ近づこうとするため、球が磁界外に押し出されるような力が働き、つり線はねじられる。このねじれは、つり線の中央に固定されている反射鏡による光の動きとして検出される。その信号によって、ねじれを元に戻すような電流が励磁コイルに流れる。この電流の大きさが酸素濃度に対応し、酸素濃度を測定することができる (図 7)。	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>消耗する構成部品がない</li> <li>振動や機械的衝撃に弱い</li> <li>汚れや腐食の影響を受ける可能性があるがフィルタを設けることで影響を緩和可能</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>振動や機械的衝撃に弱い可能性がある。</li> <li>以上の理由により不採用。</li> </ul>
熱磁気風式		検出器はチャンバー (測定室)、磁石、サーミスタ等で構成され、磁界の中心 (チャンバーの中心) 付近と磁界が弱い外側に加熱されたサーミスタが配置されている。チャンバー内に酸素ガスを含まずサンプリングガスが流入すると、酸素は極めて強い常磁性体であることから、磁界の中心部に引き寄せられるが、加熱されたサーミスタによりサンプリングガスが加熱され温度が上昇する。磁化率は温度に反比例することから、後から流入してくる低温のサンプリングガスにより、高温となったサンプリングガスは磁界中心部から追い出されることとなる。この繰り返しにより流れ (磁気風) が発生し、この流れの強さはサンプリングガス中の酸素濃度により変化する。磁気風により磁界中心付近の加熱されたサーミスタから熱が奪われ、逆に磁界が弱い外側に配置されたサーミスタは熱を受け取ることでサーミスタの抵抗値が変化し、その変化をブリッジ回路で電流の流れとして測定し、酸素濃度を測定することができる (図 8)。	<ul style="list-style-type: none"> <li>共存ガスの影響は小さい</li> <li>振動および衝撃に強い</li> <li>消耗する構成部品がない</li> <li>汚れや腐食の影響を受ける可能性があるがフィルタを設けることで影響を緩和可能</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>酸素ガスは水素ガスや窒素ガスに比べ強い常磁性を有しており、共存ガスの影響をほとんど受けないこと、また、ガルバニ電池式や隔膜式ポログラフィ式のように、検出器構成部品の消耗や劣化がほぼ発生しない。</li> <li>以上の理由により採用。</li> </ul>

(次ページにつづく)

(前ページのつづき)

分類	検出方式	原理	特徴	選定の判断
<p>酸素の光吸収を利用したものの</p>	<p>レーザー分光方式</p>	<p>半導体レーザーによる吸収分光計測法を利用し、レーザー光が測定対象ガスを通過するときに吸収（損失）される光の量の量から測定対象成分濃度を測定することができる（図9）。</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・共存ガスの影響は小さい</li> <li>・放射線の影響を受ける可能性がある。</li> <li>・高温、高圧、腐食性ガス、刺激性ガス</li> </ul> <p>雰囲気、高ダスト濃度等厳しい条件下で長期安定測定が可能</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・放射線の影響を受ける可能性がある。</li> </ul> <p>以上の理由により不採用。</p>

表 2 各酸素濃度検出器の検出方式の比較評価

分類	検出方式	共存ガスの影響	耐震性	耐放射線性	劣化・消耗	設備構成	特徴 (デメリット)
電気化学的な性質を利用したものの	ジルコニア式	×	○	○	○	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>測定対象である酸素が共存ガスである水素ガスとの触媒反応により消費されるため測定誤差が発生する (×)</li> </ul>
	ガルバニ電池式 隔膜式ポーラログラフ式	○	○	△	×	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>電極や電解液が化学反応により消耗, 劣化するため定期的な取替が必要 (×)</li> <li>電解液が放射線の影響により劣化する可能性がある (△)</li> </ul>
酸素の常磁性を利用したものの	磁気流量比式	○	○	○	○	×	<ul style="list-style-type: none"> <li>サンプリングガス以外に補助ガスが必要となるため, 設備構成が複雑になる (×)</li> </ul>
	磁気力式圧力検出形	○	△	○	○	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>原理上, 可動部があるため他の検出器に比べ耐震性が弱い可能性がある (△)</li> </ul>
	磁気力式ダンベル形	○	○	○	○	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>特になし</li> </ul>
酸素の光吸収を利用したものの	熱磁気風式	○	○	○	○	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>特になし</li> </ul>
	レーザ分光方式	○	○	△	○	○	<ul style="list-style-type: none"> <li>サンプリングガスが直接検出部に接触しないが, レーザ光の発信部及び受信部がサンプリングガスから受ける放射線の影響を受ける可能性がある (△)</li> </ul>

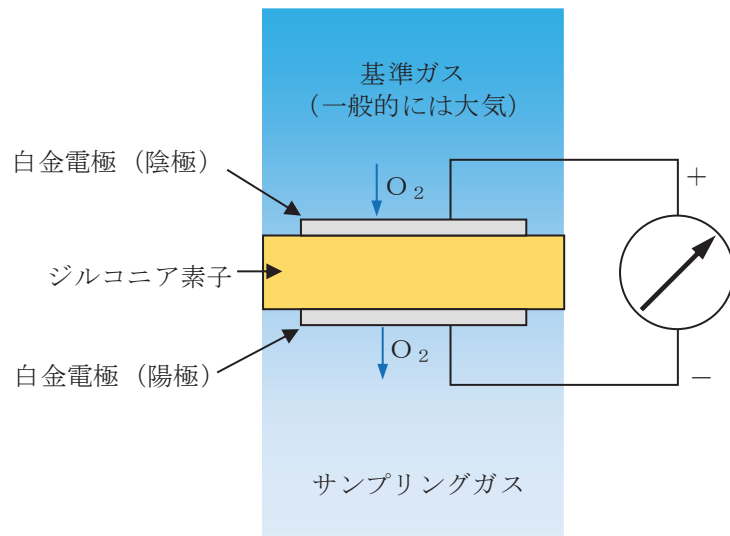


図1 ジルコニア式（濃淡電池式）酸素濃度検出器の測定原理図

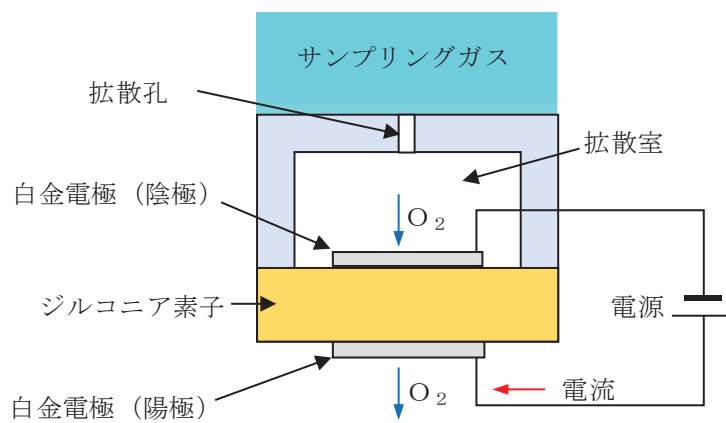


図2 ジルコニア式（限界電流式）酸素濃度検出器の測定原理図



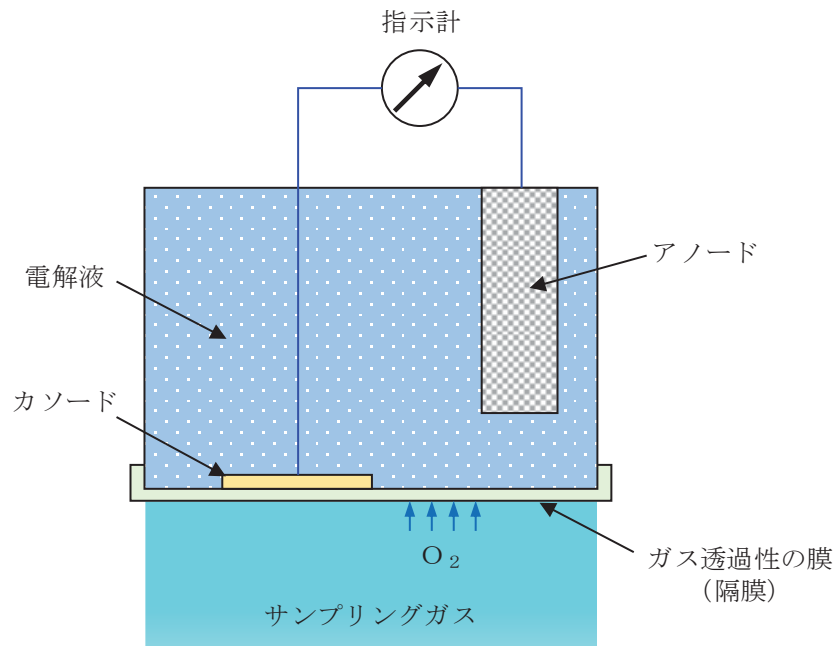


図3 ガルバニ電池式酸素濃度検出器の測定原理図

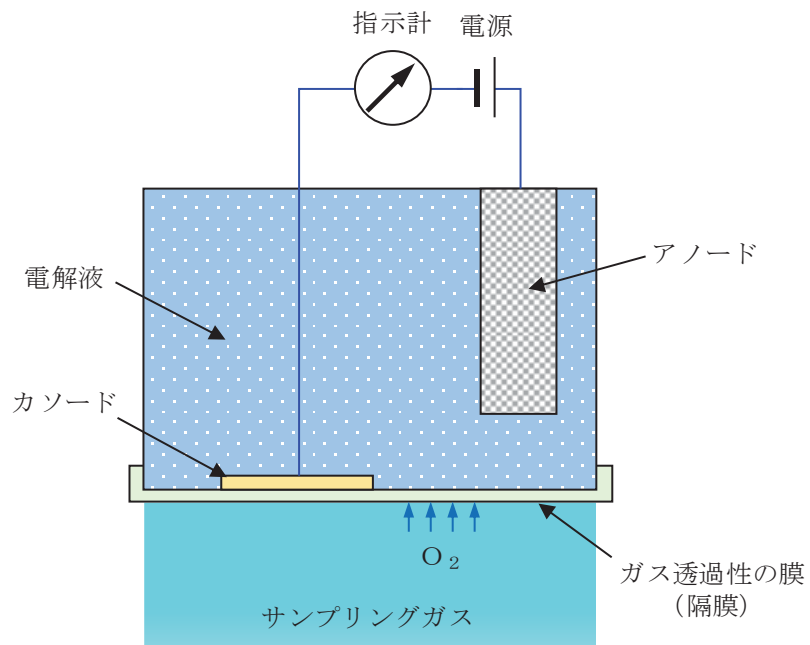


図4 隔膜式ポーログラフ式酸素濃度検出器の測定原理図

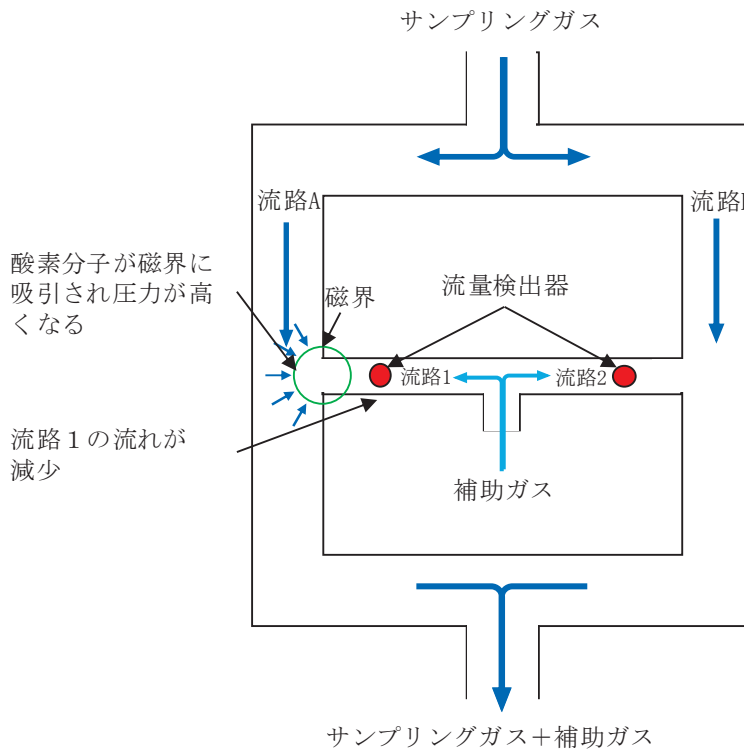


図5 磁気流量比式酸素濃度検出器の測定原理図

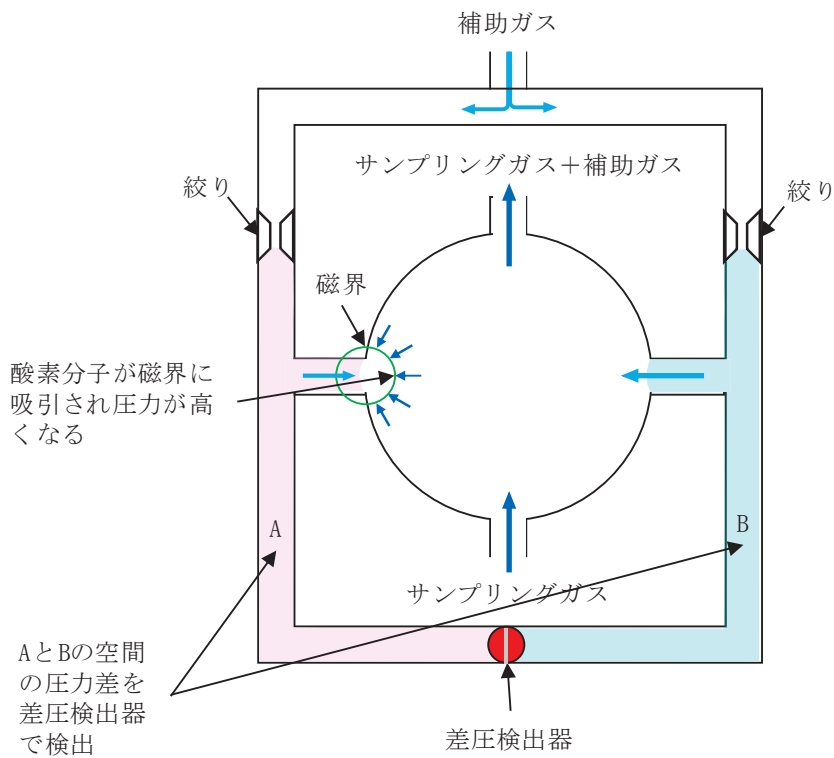


図6 磁気力式圧力検出形酸素濃度検出器の測定原理図

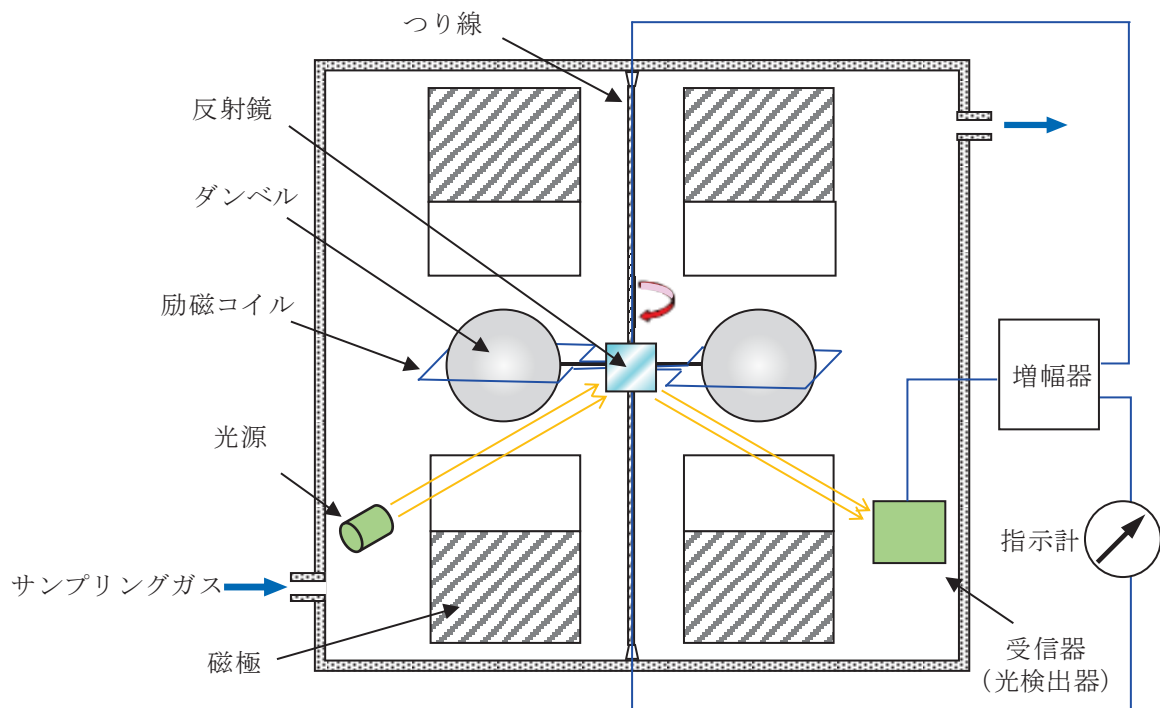


図7 磁気力式ダンベル形酸素濃度検出器の測定原理図

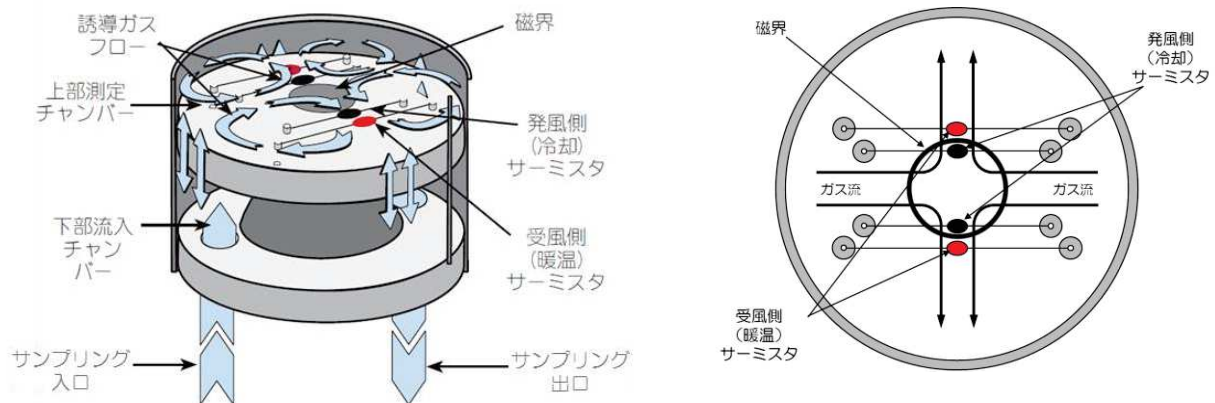


図8 熱磁気風式酸素濃度検出器の測定原理図

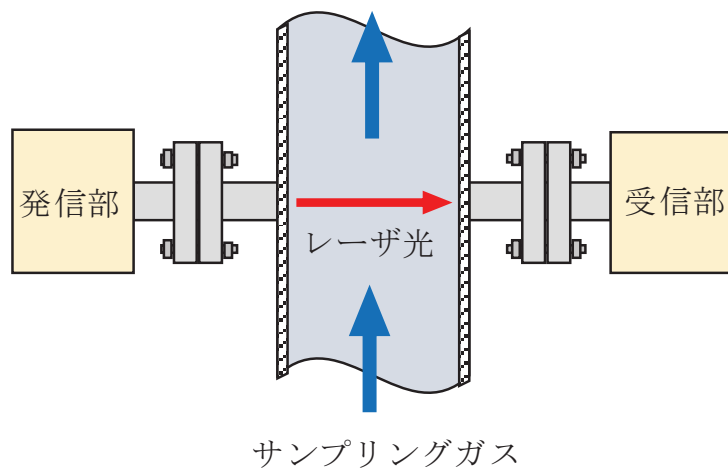


図9 レーザ分光方式酸素濃度検出器の測定原理図

## 152. 外部水源注水量の管理方法について

格納容器ベントを実施する際の判断基準の1つとして「外部水源注水量限界到達時」を設定している。この外部水源注水量の管理方法の詳細について以下に示す。

### 1. 外部水源注水量の管理方法

外部水源注水量の管理方法としては「サプレッションプールの水位計を用いた注水量の管理」及び「外部水源を用いた注水量の積算による管理」を行う。

外部水源を用いて原子炉压力容器や格納容器へ注水された水量は、最終的にサプレッションプール（以下「S/P」という。）水位の上昇として現れてくることから、運用上、より確実かつ容易に管理が可能な S/P 水位による注水量管理を優先し、仮に S/P 水位が確認できなくなった場合には、注水量の積算による管理を行うこととしている。

#### (1) S/P の水位計を用いた注水量の管理

##### a. 管理方法

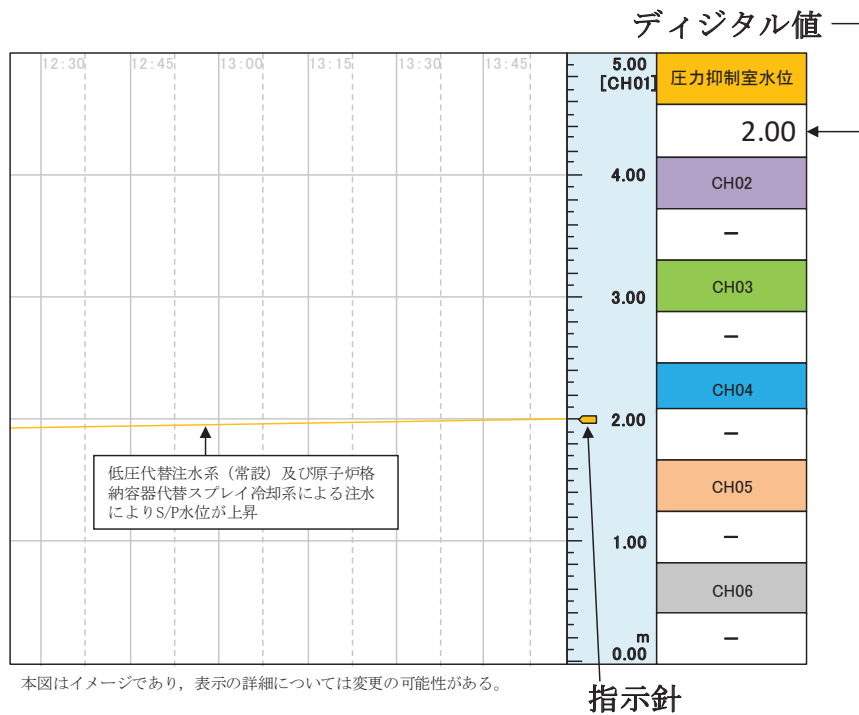
外部水源を用いて原子炉压力容器や格納容器へ注水された水量は、最終的に S/P 水位の上昇として現れてくることから、中央制御室の運転員は S/P 水位を監視し、外部水源注水量限界 (S/P 水位が通常運転水位+約 2 m) に到達したことを判断する。

##### b. 計装設備の仕様等

S/P 水位を計測するための計装設備は「圧力抑制室水位」であり、想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重その他の使用条件において、重大事故等に対処するために必要な機能を有効に発揮する設計としている。

図 1 に示すとおり、中央制御室の圧力抑制室水位の記録計の計測範囲は最大 5 m であり、指示針（最小読み取り値が 0.02m）及びデジタル値（最小読み取り値が 0.01m）による指示値の確認及び傾向監視が可能であることから、外部水源注水量限界の到達を含め、細かな水位の確認が可能である。

なお、圧力抑制室水位の計器誤差は最大でも  $\pm 0.03\text{m}$  であることから、計器の読み取り値と実際の S/P 水位の差は非常に小さく、計器誤差が外部水源注水量の管理に与える影響は小さい。



本図はイメージであり、表示の詳細については変更の可能性がある。

図1 圧力抑制室水位記録計イメージ図

(2) 外部水源を用いた注水量の積算による管理

外部水源を用いて原子炉圧力容器又は格納容器内へ注水を実施する系統及び監視対象計器を表1に示す。外部水源を用いた注水量の積算は「注水流量×注水時間」により実施し、積算注水量が2,000m<sup>3</sup>※に到達した時点で外部水源注水量限界に到達したことを判断する。

※ LOCA事象又は原子炉圧力容器破損が発生した場合、原子炉圧力容器内の保有水が格納容器内へ移行することから管理値を1,700m<sup>3</sup>とする

表1 外部水源を用いた注水系統一覧

No.	注水系統 <sup>※1</sup>	監視対象計器
1	高圧炉心スプレイ系	・高圧炉心スプレイ系ポンプ出口流量
2	原子炉隔離時冷却系	・原子炉隔離時冷却系ポンプ出口流量
3	高圧代替注水系	・高圧代替注水系ポンプ出口流量
4	低压代替注水系（常設）／（可搬型）	・残留熱除去系洗浄ライン流量 ・直流駆動低压注水ポンプ出口流量
5	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）／（可搬型）	・残留熱除去系洗浄ライン流量 ・原子炉格納容器代替スプレイ流量
6	原子炉格納容器下部注水系（常設）／（可搬型）	・原子炉格納容器下部注水流量

※1 外部水源を用いた他の注水系統としては、制御棒駆動水圧系、ほう酸水注入系及び原子炉格納容器pH調整系がある。制御棒駆動水圧系は、事故発生後に運転を行う場合には数十 m<sup>3</sup>/h の注水流量となり、外部水源注水量の管理上考慮すべき注水量となることから、流量を積算する運用としている。ほう酸水注入系及び原子炉格納容器pH調整系については、管理値に対して注水量が少量（ほう酸水注入系：約20m<sup>3</sup>、原子炉格納容器pH調整系：約7m<sup>3</sup>）であることから積算対象系統とはしない

表 1 に示す監視対象計器により注水流量の把握が可能である。また、注水継続時間については、中央制御室の運転員等が各注水系統の記録計等を確認することにより把握可能である。

表 1 に示す計装設備は想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重その他の使用条件において、重大事故等に対処するために必要な機能を有効に発揮する設計としている。

## 2. まとめ

外部水源注水量の管理については、管理の容易性の観点から「S/P の水位計による管理」を優先的に行い、S/P 水位が確認できない場合には「外部水源を用いた注水量の積算による管理」を行う運用とする。

また、各々の管理に必要な計装設備を整備していることから、重大事故等時においても確実な積算注水量の管理が可能である。

(参考) 外部水源注水量に係る積算注水量管理値の設定について

外部水源を用いた注水量の積算による管理における積算注水量の管理値の考え方について以下に示す。

(1) 冷却材圧力バウンダリが健全な場合（積算注水量 2,000m<sup>3</sup>）の考え方

原子炉へ注水した冷却水は逃がし安全弁を介してサブプレッションチェンバへ移行するため、サブプレシヨンプール水位が上昇する。また、格納容器内にスプレイした水は格納容器下部及びドライウエル床面に貯留され、ドライウエル水位がベント管下端高さを超えるとベント管を介してサブプレッションチェンバへ流入することとなる。

以上を踏まえ、積算注水量を以下のとおり設定した（参考図参照）。

①サブプレシヨンプール水位の上昇分

サブプレシヨンプール水位が初期水位（通常時最高水位）から外部水源注水量限界（通常運転水位＋約2m）となるまでの水量の増分は約  m<sup>3</sup> である。

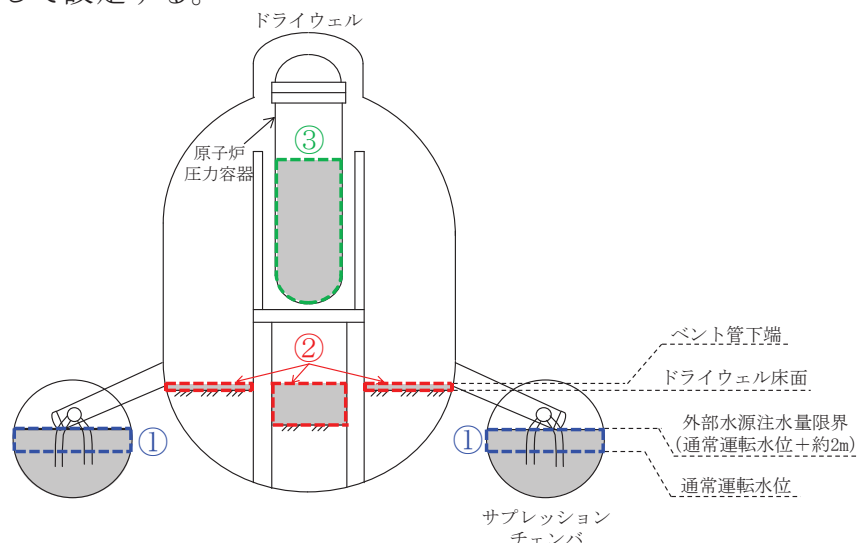
②ドライウエル水位の上昇分

格納容器下部及びドライウエル床を満たし、ベント管下端高さまでドライウエル水位が上昇するまでの水量は約  m<sup>3</sup> である。

上記①及び②を合算した水量を格納容器内へ注水することが可能であることから、注水量の積算管理値としては約  m<sup>3</sup> を丸めて 2,000m<sup>3</sup> と設定する。

(2) L O C A 事象又は原子炉圧力容器が破損した場合（積算注水量 1,700m<sup>3</sup>）の考え方

L O C A 事象又は原子炉圧力容器破損が発生した場合、原子炉圧力容器内の保有水が格納容器内へ移行する。原子炉圧力容器内に残る水量は事象ごとに異なることから、保守的に初期保有水量が全てサブプレッションチェンバへ移行するものとする。以上より、(1)の管理値である 2,000m<sup>3</sup> から参考図③の水量（約 290 m<sup>3</sup>）を減算し、1,700m<sup>3</sup> を管理値として設定する。



参考図 外部水源注水量の積算管理値設定に係る格納容器内の水量

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 152-4



### 153. 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「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」(昭和57年度)<sup>[1]</sup>によって、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。

格納容器破損モード「水素燃焼」における評価事故シーケンスでは、事象発生後24時間までは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。また、事象発生後24時間以降は、代替循環冷却系による格納容器除熱操作の実施により、格納容器内はミキシングされるものと考えられる。

さらに、崩壊熱により炉心で発生した蒸気が格納容器内へ放出されることによってもミキシングが促進される。

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、上記研究にて実験的に確認されている。実験結果を図1に示す。

10vol%の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると、格納容器スプレイにより短期間で十分なミキシング効果が得られることが示されている。

格納容器内雰囲気と壁面に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を図2に示す。図2は格納容器内雰囲気と壁面に5℃の温度差がある場合のミキシング効果を示しており、10vol%の空気希釈ヘリウムガスを供給しているが、実験開始から約20分後まで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、格納容器内雰囲気と壁面において少なくとも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著しい偏りが生じる可能性は低いと考える。

さらに、本試験は、より成層化の可能性が高い軽い気体であるヘリウムにて攪拌効果を確認しているため、格納容器内での水素燃焼を防止するためのベント実施判断基準として設定している酸素については、濃度の著しい偏りが生じる可能性は更に低いと考えられる。

また、シビアアクシデント条件下における格納容器内の気体のミキシング効果については、比較的単純な形状から大規模で複雑な形状の試験装置に至る国内外の試験において検討されている。代表的なものとして、旧(財)原子力発電技術機構による試験で得られた知見<sup>[2]</sup>を以下にまとめる。

- ・軽い気体（試験では水素をヘリウムで模擬）の放出による自然循環のみでも、ミキシングは比較的良好であった。
- ・水蒸気発生を考慮したケースでは、ミキシングは促進された。
- ・上部区画へ軽い気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも、格納容器スプレイを作動させることによりミキシングは達成された。

本試験はPWRプラントを模擬したものであるが、複雑な区画を含む形状においても十分なミキシングが得られることが確認されており、BWRプラントでも同様の効果が期待できると考えられる。

したがって、これらの知見を踏まえると、格納容器破損モード「水素燃焼」における評価事故シーケンスにおいては、格納容器スプレイの実施、格納容器内の温度差等によりミキシング効果が得られると考えられる。

なお、格納容器スプレイ停止後は速やかに原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器ベントを実施するため、格納容器内の水素ガス及び酸素ガスは排出される。

- [1] 共同研究報告書、格納容器内ミキシング確認試験に関する研究（昭和57年度）
- [2] 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、財団法人 原子力発電技術機構（平成15年3月）

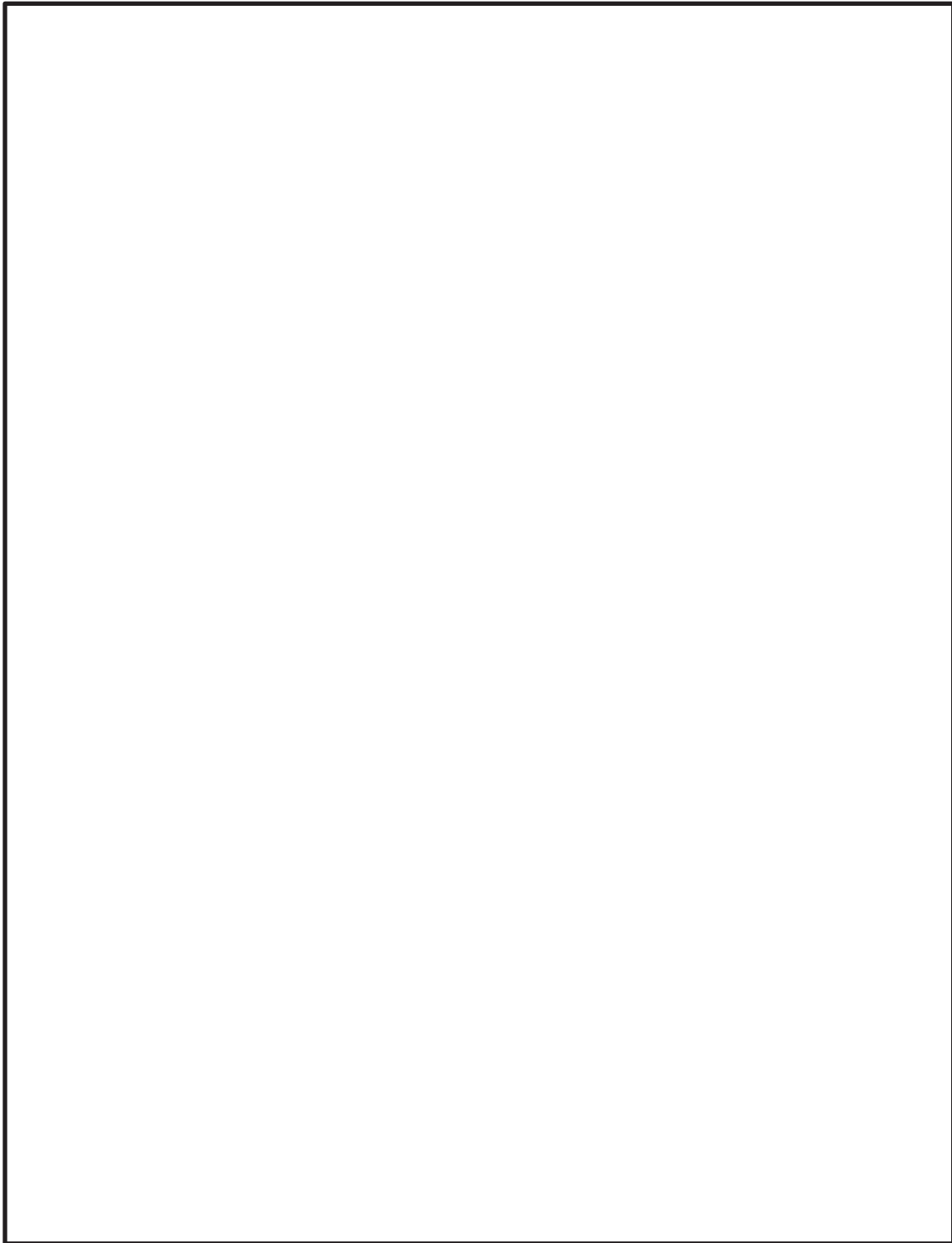


図1 格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 153-3

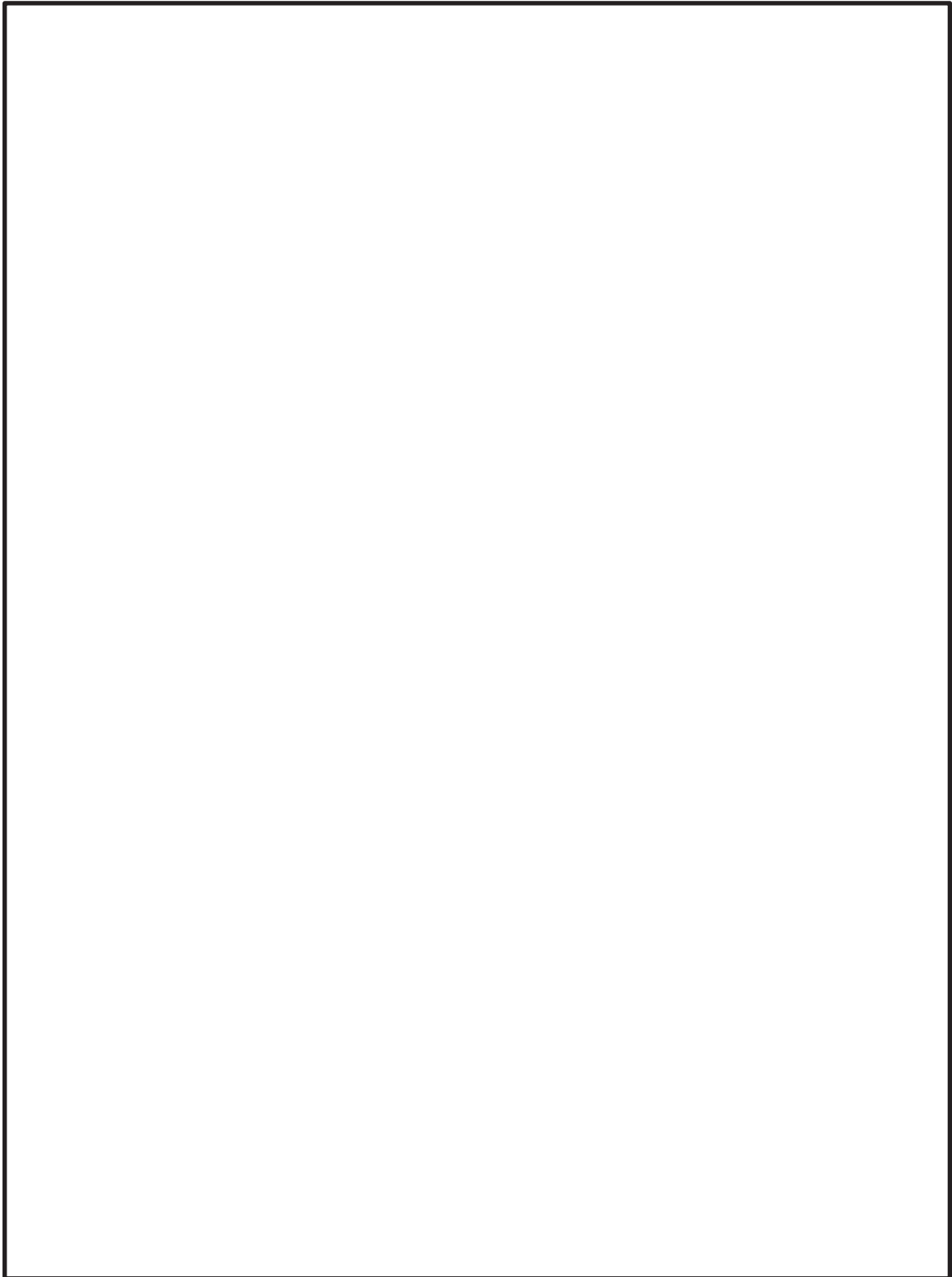


図2 温度差によるミキシング効果（ガス濃度変化結果）

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 153-4

## 154. 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（以下「FCS」という。）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)<sup>[1]</sup>の記載に基づき、 $G(H_2)/G(O_2)=0.5/0.25$  が使用されていた。

この値は Regulatory Guide 1.7(Rev.2)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 $G(H_2)=0.43\sim 0.45$  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）<sup>[2]</sup>（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、FCS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 :  $G(H_2) < 0.4$ ,  $G(O_2) < 0.2$

非沸騰状態 :  $G(H_2) < 0.25$ ,  $G(O_2) < 0.125$

この結果に基づき、女川原子力発電所2号炉等の沸騰水型原子力発電所では、可燃性ガス濃度の評価<sup>[3]</sup>において、沸騰状態で $G(H_2)/G(O_2)=0.4/0.2$ 、非沸騰状態で $G(H_2)/G(O_2)=0.25/0.125$ 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 :  $G(H_2) < 0.27$ ,  $G(O_2) \doteq 0$

非沸騰状態 :  $G(H_2) < 0.06$ ,  $G(O_2) < 0.03$

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( $G(H_2)/G(O_2)=0.06/0.03$ )を採用している。

各評価で用いるG値について、表1に示す。

### 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水素及び酸素の生成割合(G値)の検討

を行った。

実験に使用した実験装置を図1及び図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、酸素ガスポンペ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、 $^{60}\text{Co}$  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3～図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

実験結果を表2、図3～図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増えるため、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3，4

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5，6

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。

F C S 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 7， 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，F C S 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 L O C A 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。L O C A 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ジルコニウム－水反応を仮定した F C S 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ジルコニウム－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 F C S 性能解析条件下での値より小さくなる理由は、ジルコニウム－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，ジルコニウム－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（ $\text{Fe}^{2+}$ ， $\text{Cu}^{2+}$ 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， $\text{Fe}^{2+}$ については酸素を減少させる傾向がある。

表1 各評価で用いるG値

	可燃性ガス濃度評価	格納容器破損防止対策の有効性評価
沸騰	G(H <sub>2</sub> )=0.4 G(O <sub>2</sub> )=0.2	G(H <sub>2</sub> )=0.06 G(O <sub>2</sub> )=0.03
非沸騰	G(H <sub>2</sub> )=0.25 G(O <sub>2</sub> )=0.125	

表2 実験結果

事故条件		パラメータ					実測値(実効G値) [分子/100eV]	
		ジルコニウム-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 <sub>2</sub> )	G(O <sub>2</sub> )
LOCA条件	非沸騰							
	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							

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。





図1 非沸騰実験装置の概要

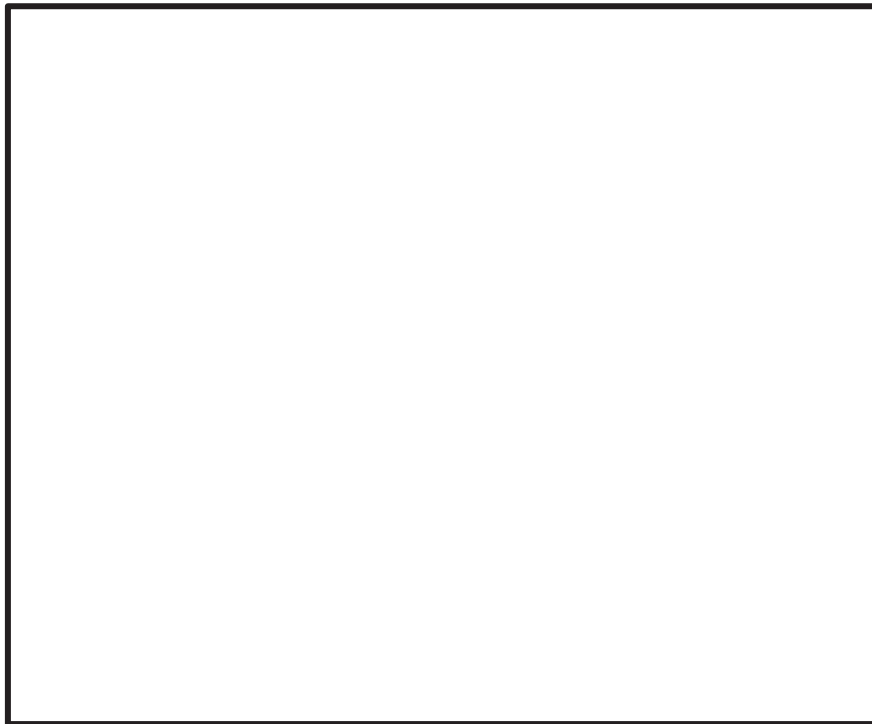


図2 沸騰実験装置の概要

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 154-5

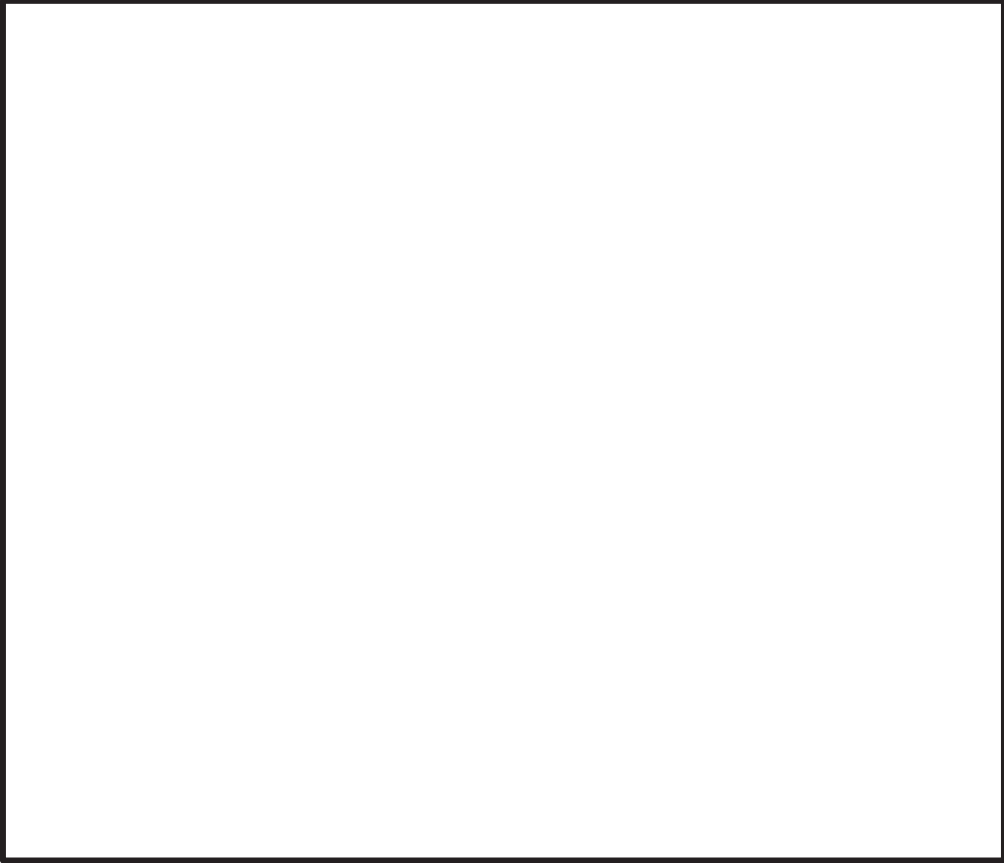


図3 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(LOCAベース：非沸騰状態)

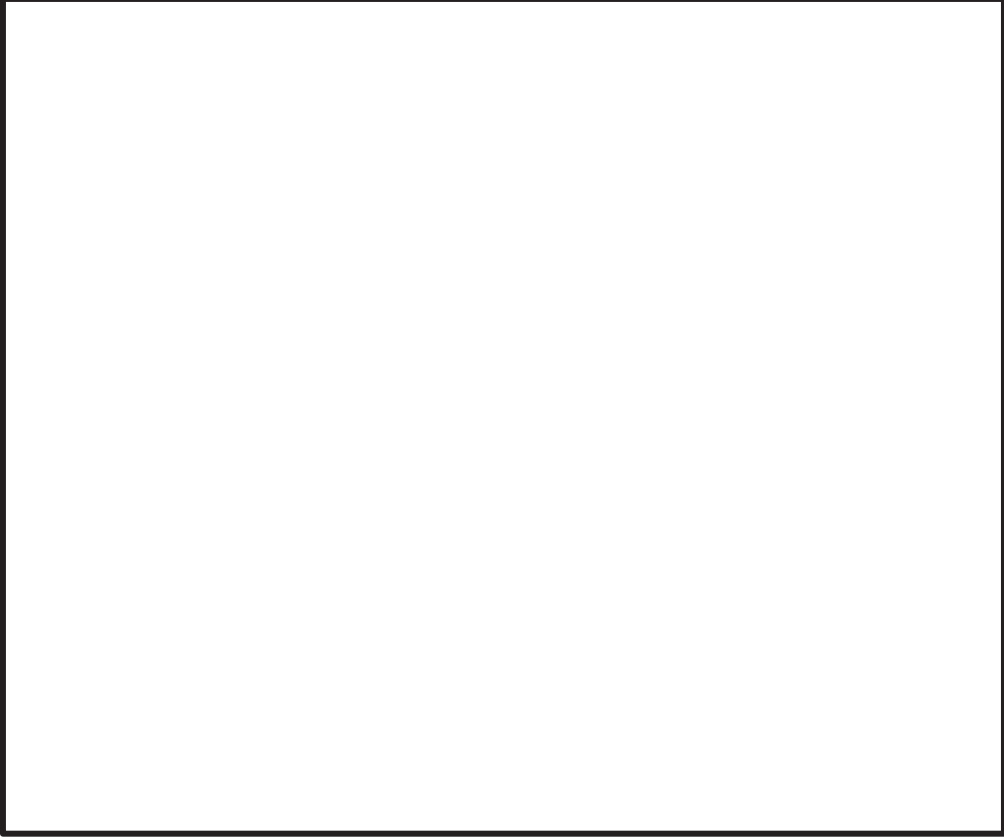


図4 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(LOCAベース：沸騰状態)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

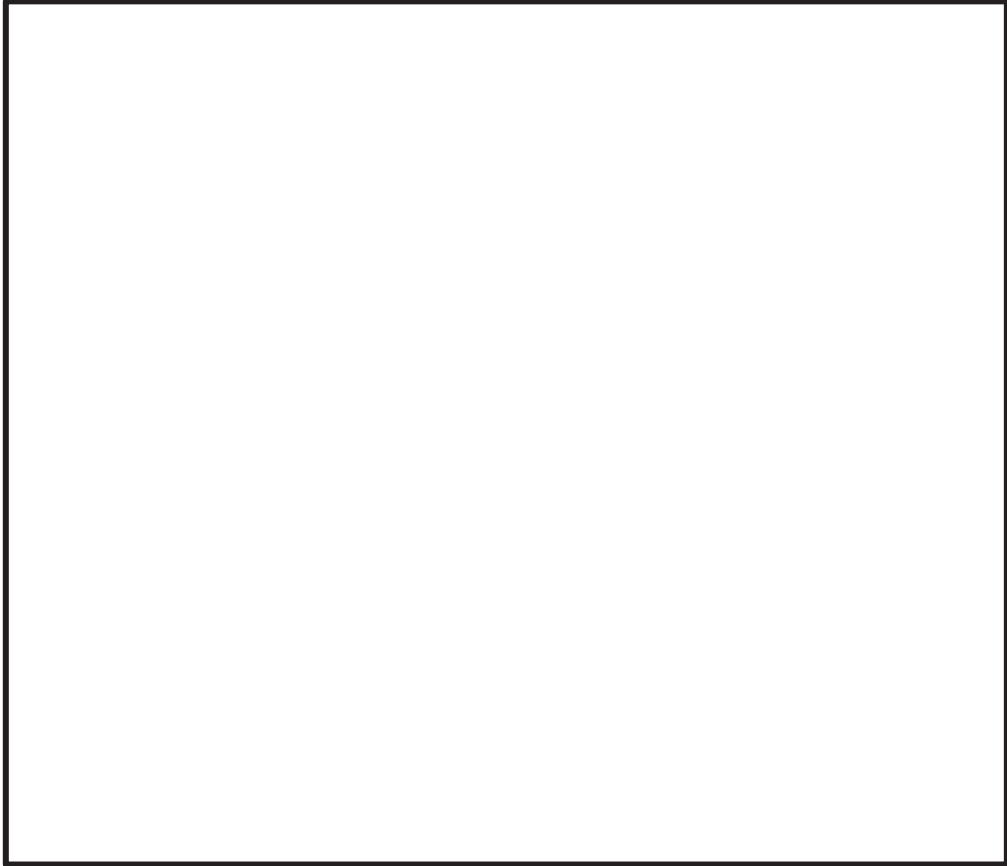


図5 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(FCS性能解析ベース：非沸騰状態)

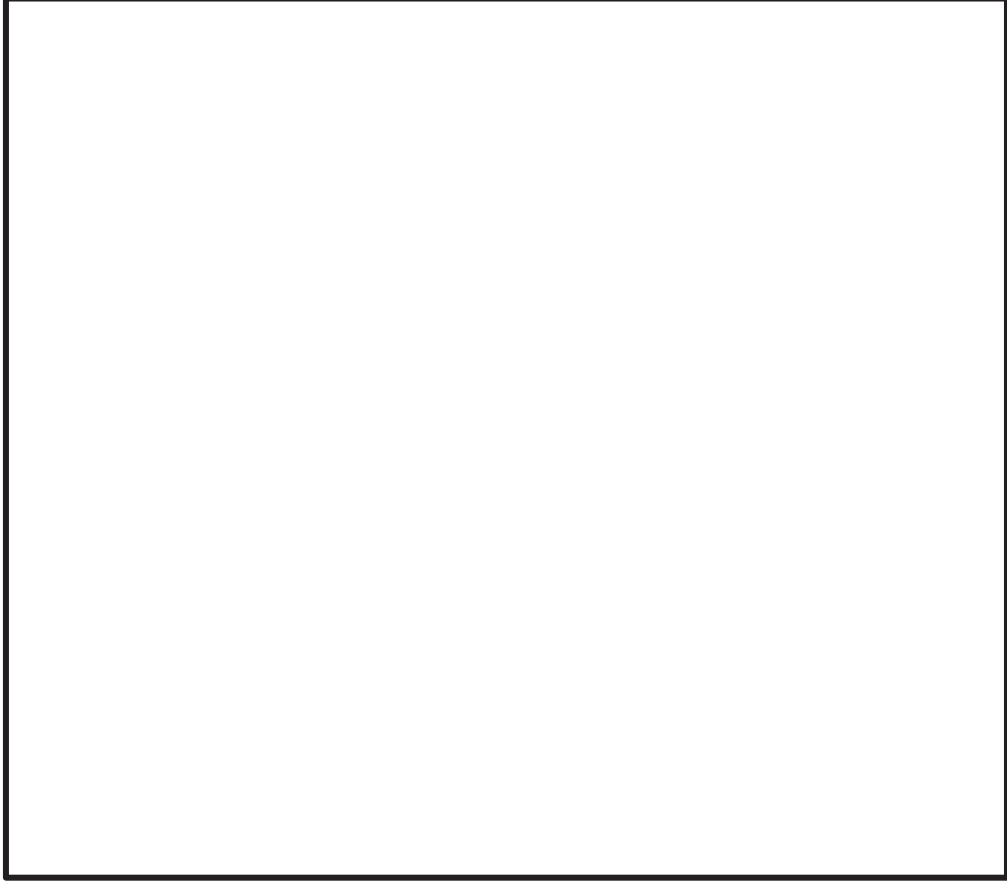


図6 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(FCS性能解析ベース：沸騰状態)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

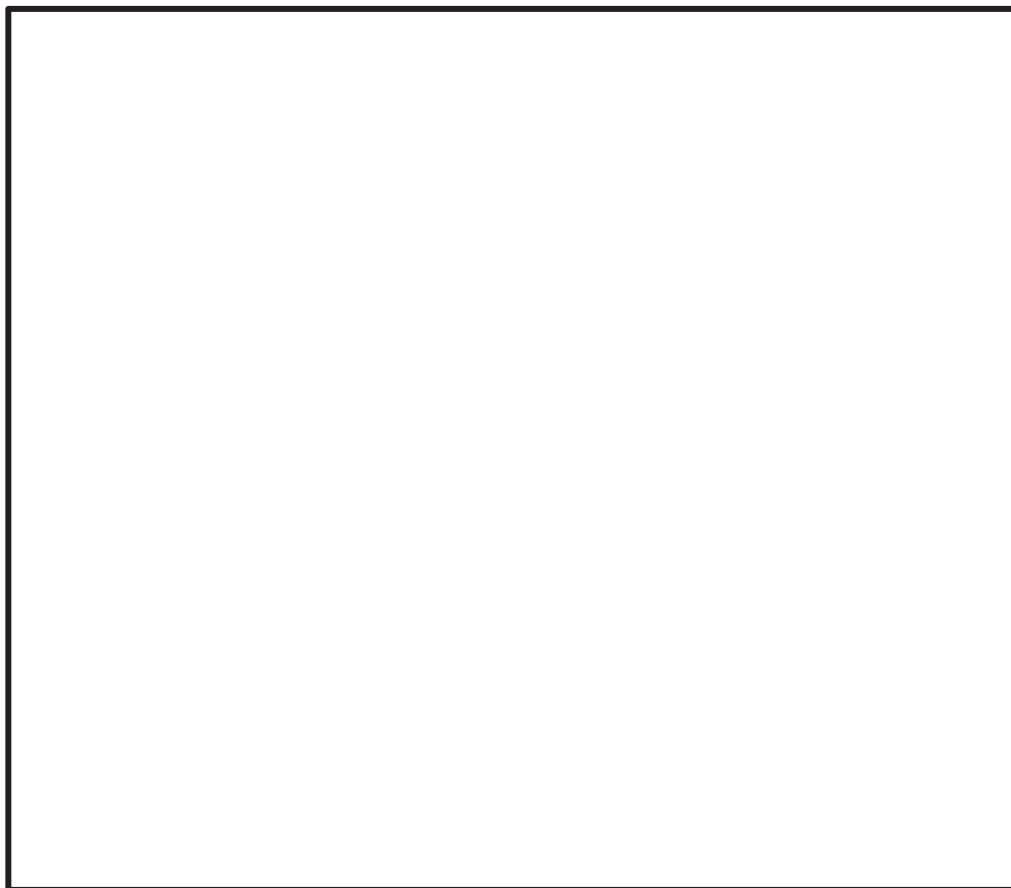


図7 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(重大事故ベース：非沸騰状態)

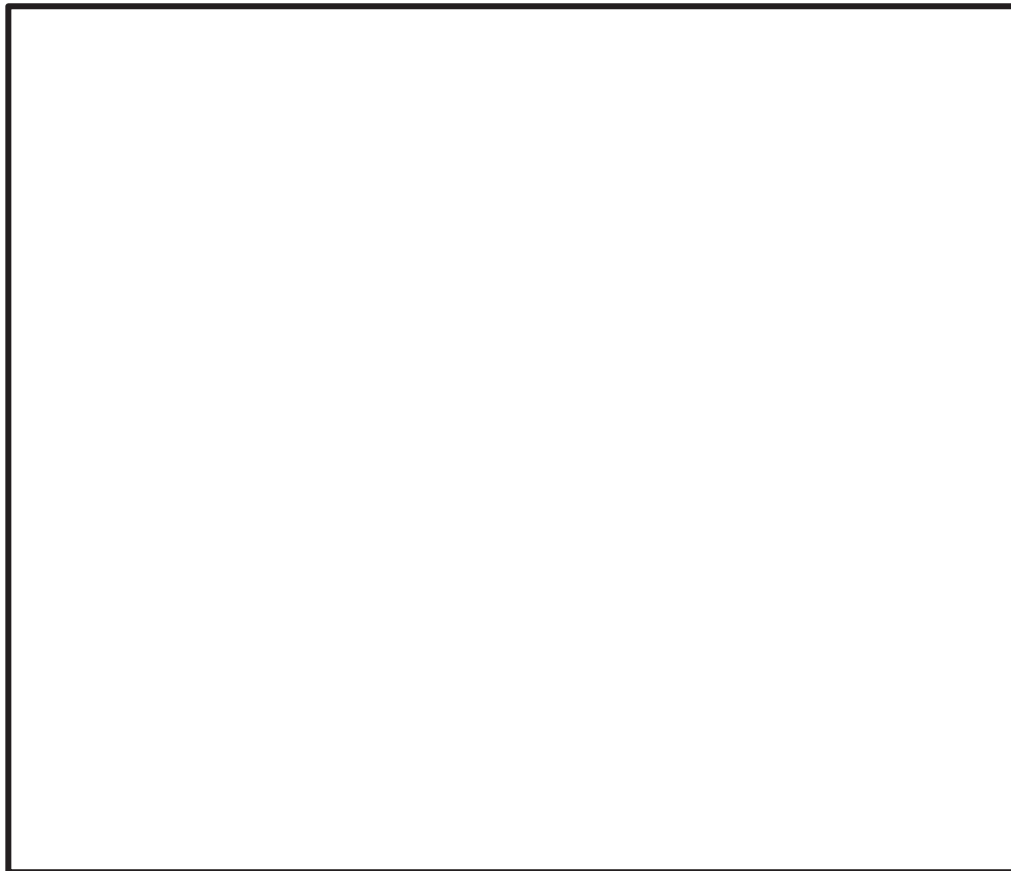


図8 気相部と液相部における水素及び酸素濃度  
(重大事故ベース：沸騰状態)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

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<sup>[4][5]</sup>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、FCSの性能確認に使用されている<sup>[3]</sup>。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<sup>[4]</sup>。

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9及び図10に、実験の結果を図11及び図12に示す。

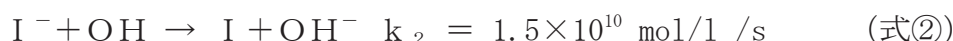
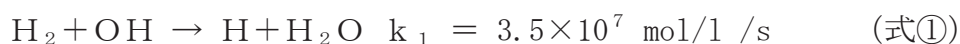
電共研では、上記の純水に対する照射を行った試験装置を用い、よう素や水素濃度を上昇させた条件での実験を行っている。このことから、照射及びこれに伴って生じる水素及び酸素の濃度を測定する点で、電共研での実験方法は妥当なものとする。

(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<sup>[5]</sup>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<sup>[5]</sup>、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。<sup>[5]</sup>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 13 に、電共研における実験の結果を図 14 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	100cm <sup>3</sup>
	タンク気相	350cm <sup>3</sup>
	タンク液相	250cm <sup>3</sup>
	循環流量	15cm <sup>3</sup> /min
	初期温度 (実験パラメータ)	15℃, 95℃

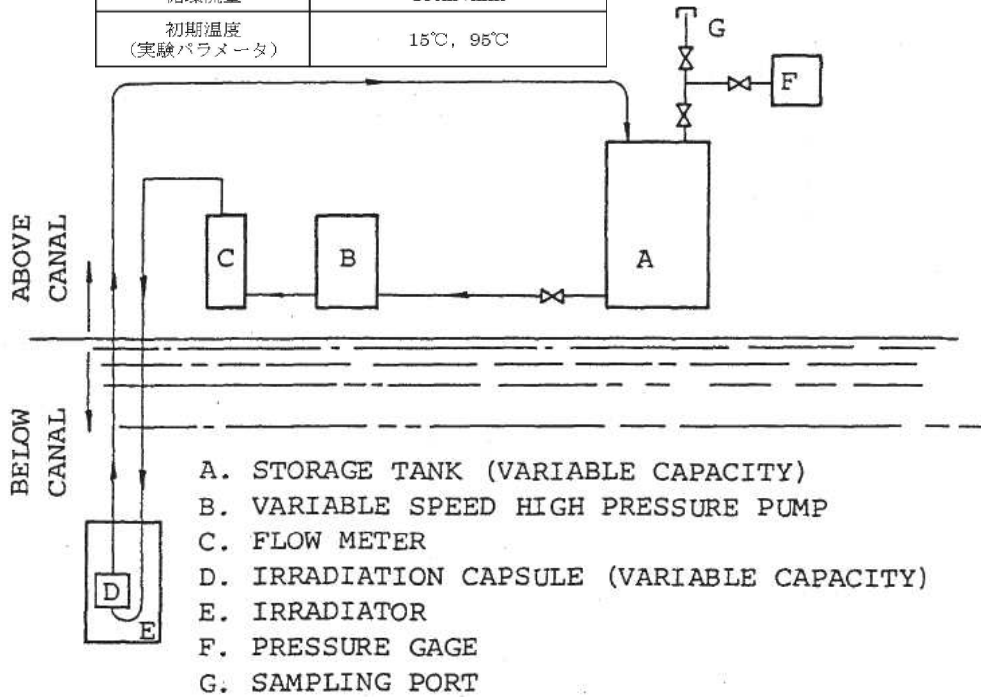


図9 ORNLによる照射実験のループ



図10 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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 154-11

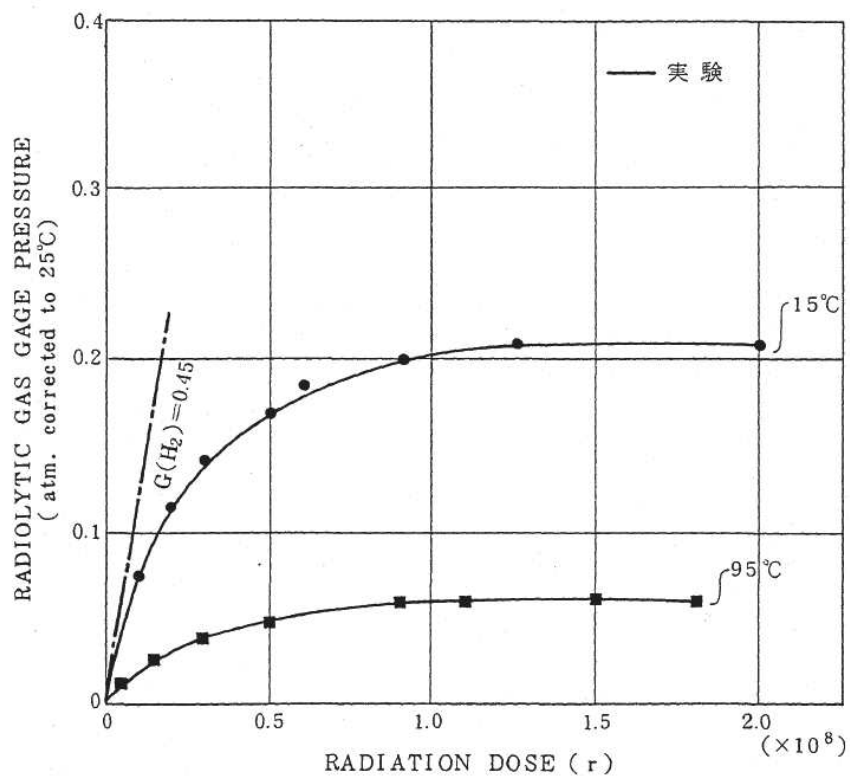


図 11 ORNLによる実験結果 (純水に対する照射)

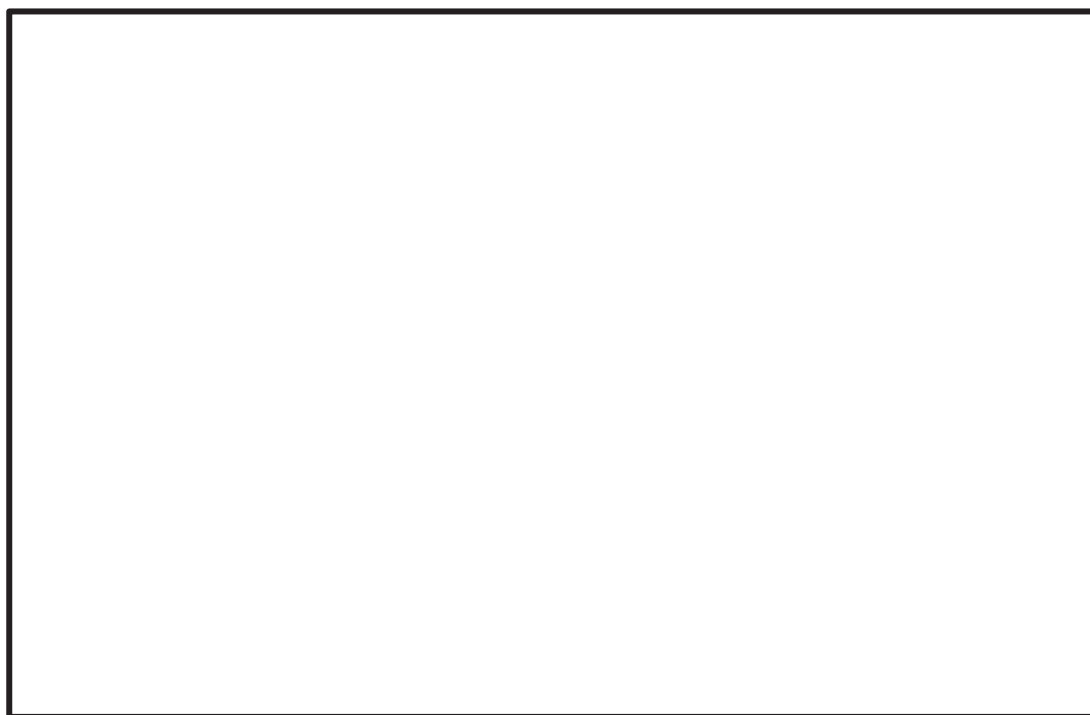
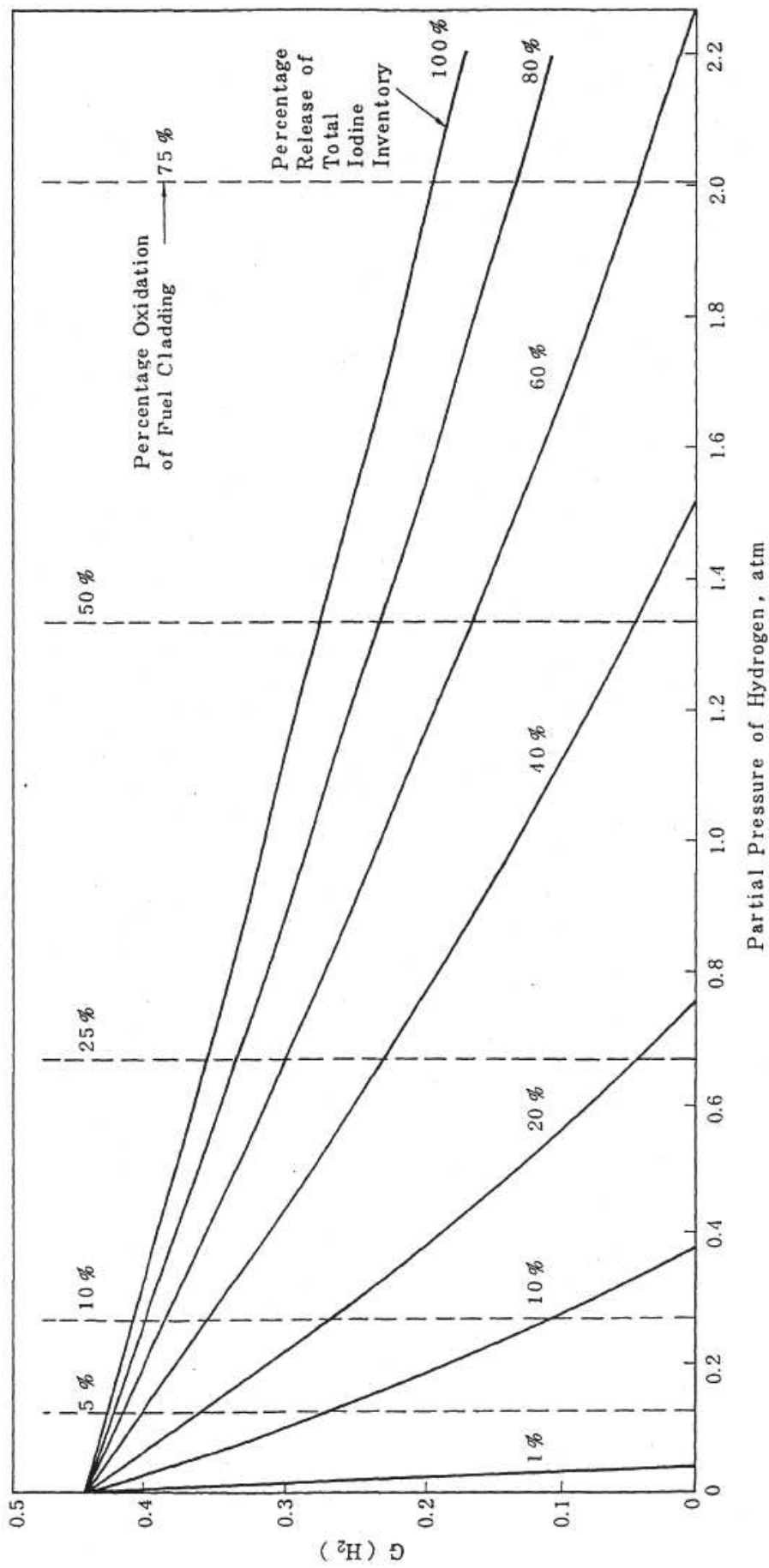


図 12 電共研による実験結果 (純水に対する照射)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。





G(H<sub>2</sub>) values in BWR with Mark I containment

図 13 NRC による評価結果 (よう素及び水素の濃度と G(H<sub>2</sub>) の変化)

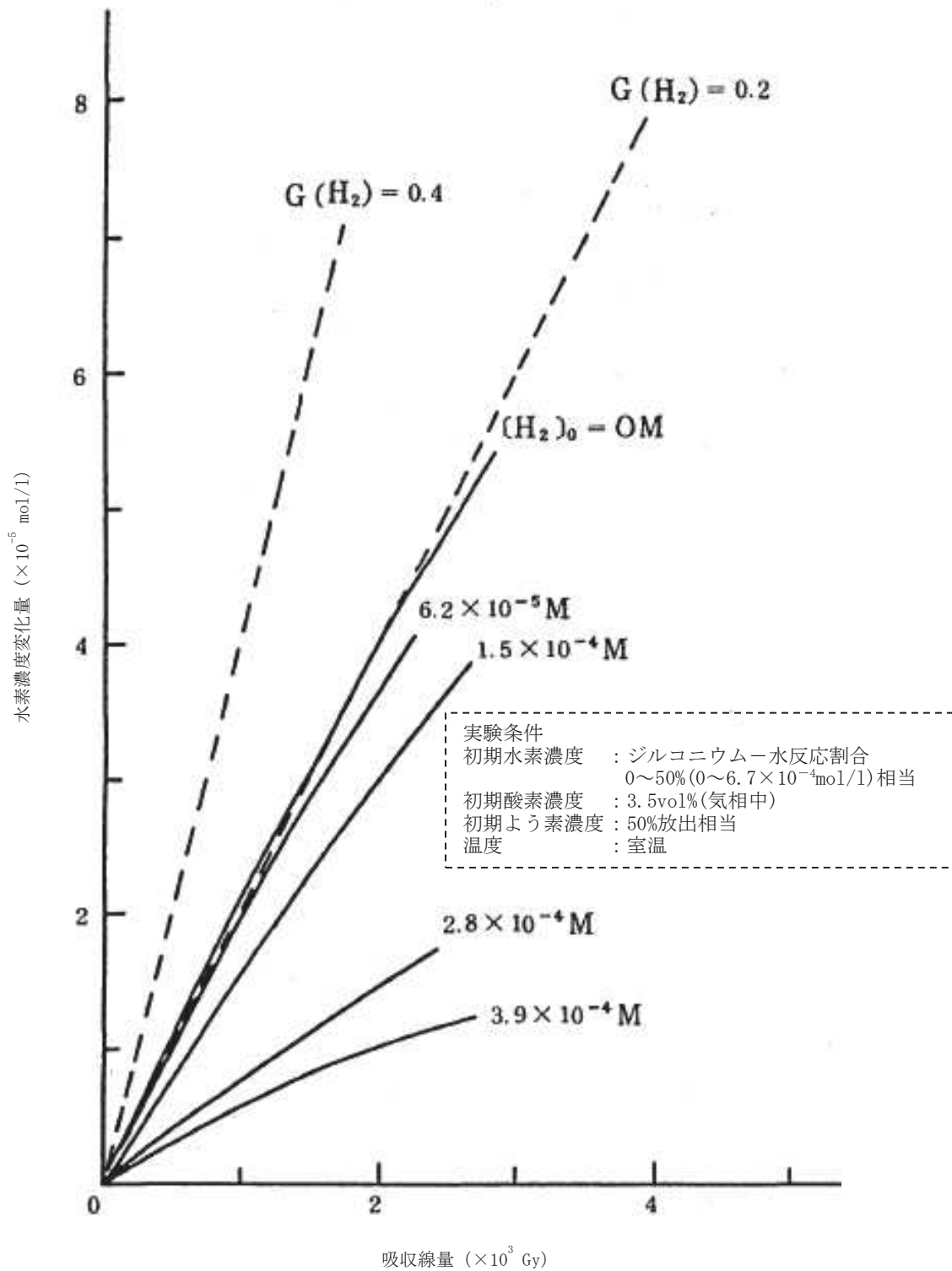


図14 電共研による実験結果  
(溶存水素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合))

(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<sup>[1]</sup>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、いずれも女川原子力発電所 2 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、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、格納容器フィルタベント系によって格納容器内の気体を環境中に排出し、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、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。

※ 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。

[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)

## 155. 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（以下「電共研（基本実験）」という。）」<sup>[1]</sup>の実験結果をもとに、水素及び酸素の実効 G 値（100eV 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 2.1 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  $1 \times 10^4 \text{Gy}$  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（以下「電共研（追加実験）」という。）」<sup>[2]</sup>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  $1 \times 10^4 \text{Gy}$  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2.1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、 $1 \times 10^4 \text{Gy}$ 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	$2 \times 10^3$	0.12	0.06
A①'	室温	非沸騰	5.5	1.5	50	$1 \times 10^4$	0.06	0.03

表2 電共研（追加実験）の試験条件及び実験結果

--	--	--	--	--	--	--	--	--

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

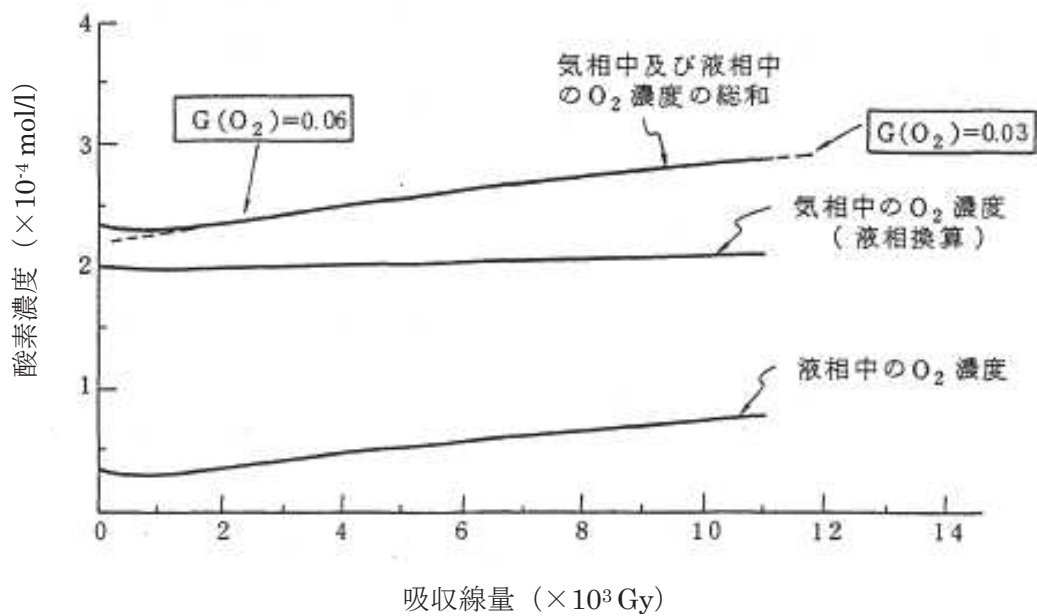
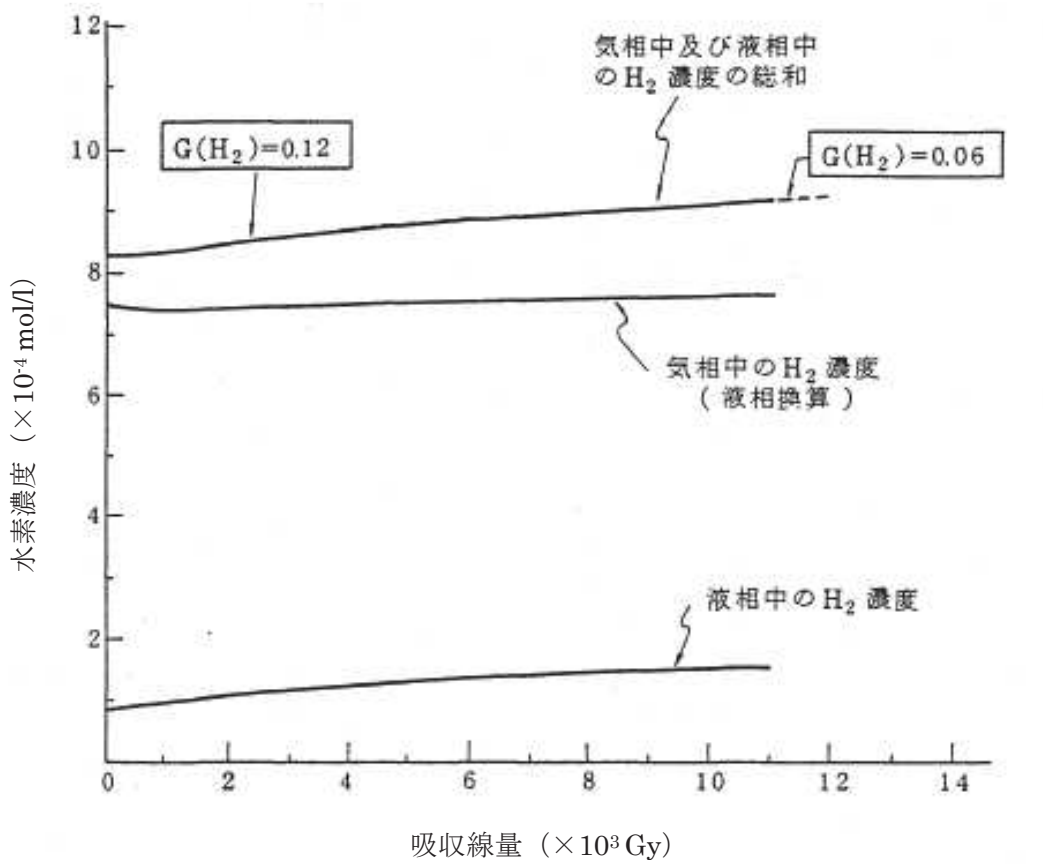


図1 電共研（基本実験）の実験結果：水素・酸素濃度と吸収線量の関係  
(A①及びA①' のG値)

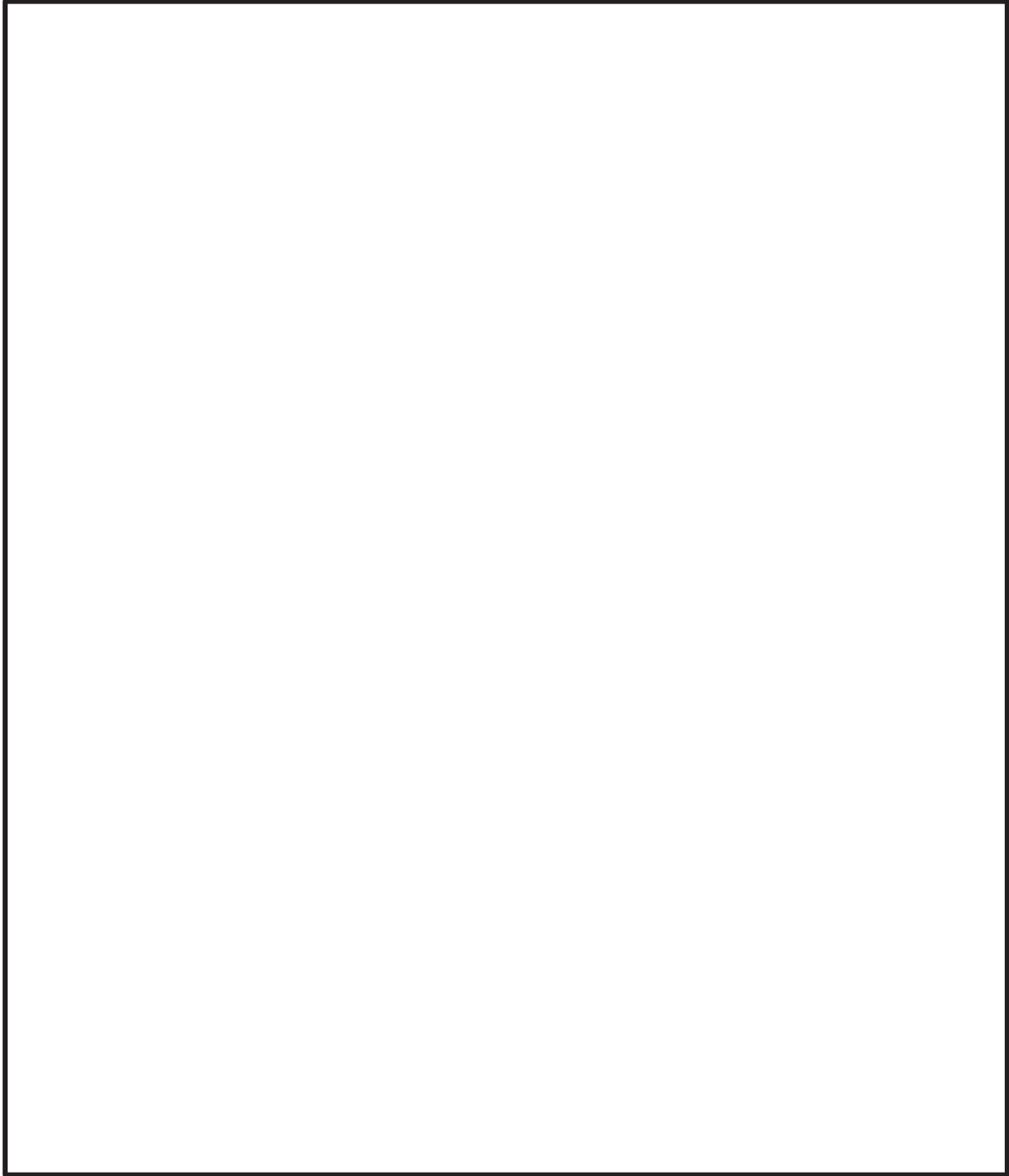


図2 電共研（追加実験）の実験結果：水素・酸素の変化量と吸収線量の関係  
(B④及びB④' のG値)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 155-5



## 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 15ℓ の硬質ガラス、沸騰実験では約 1.8ℓ 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。

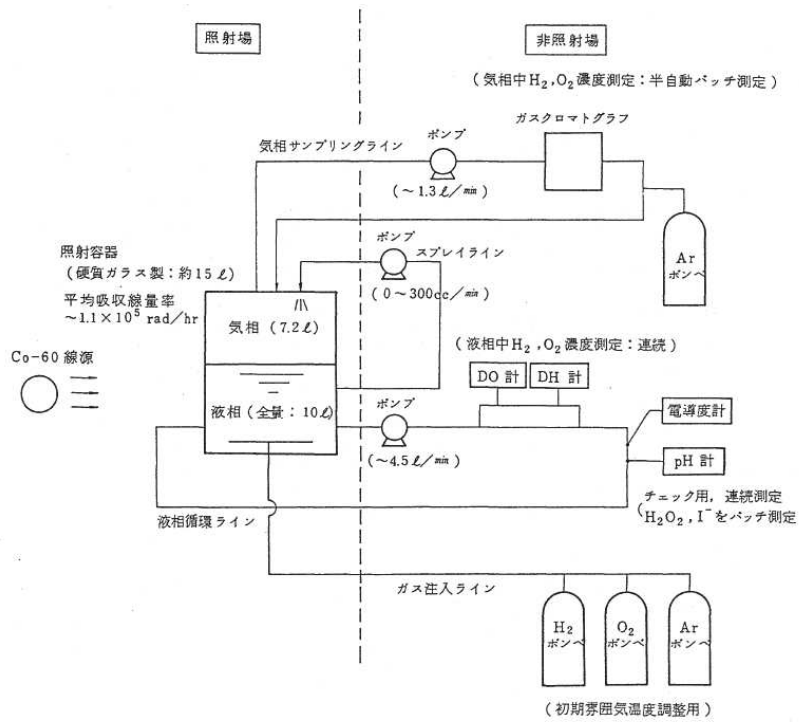


図1 電共研（基本実験）の非沸騰実験装置

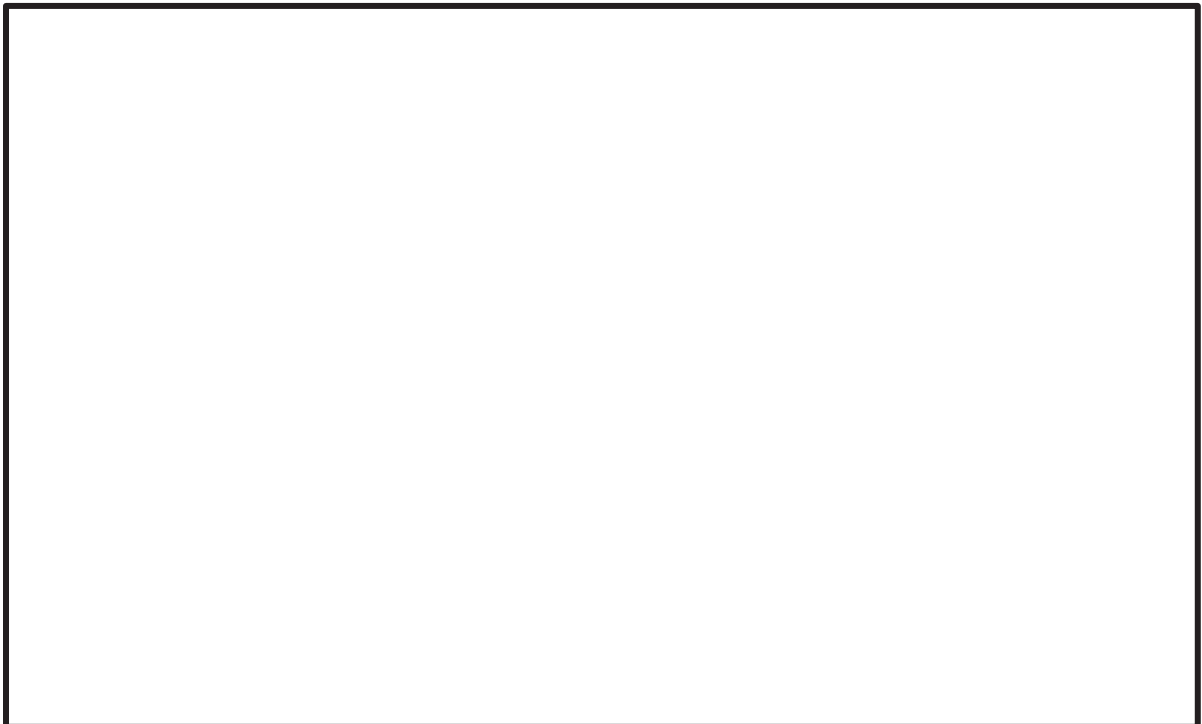


図2 電共研（基本実験）の沸騰実験装置

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 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(基本実験))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℃(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、酸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。

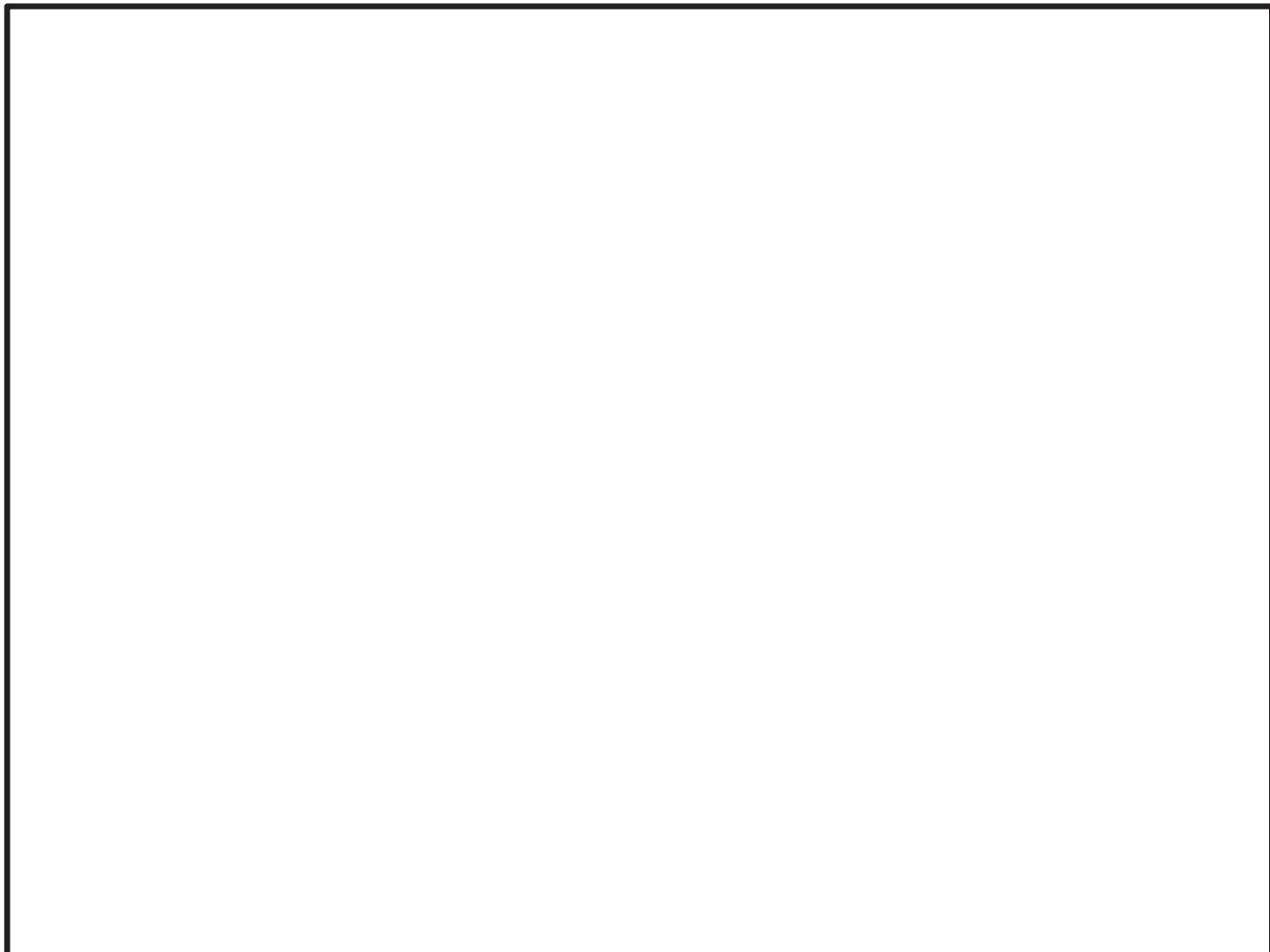


図1 電共研（追加実験）の実験装置

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足 155-9

## 156. 有効性評価におけるサブプレッションプールのサブクール度について

有効性評価のうち、代替循環冷却系に期待している「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるサブプレッションプール水のサブクール度の推移をそれぞれ図1及び図2に示す。

「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）」のサブクール度は最小でも約13℃以上、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」のサブクール度は最小でも約6℃以上となっており、サブクール度が0℃以上であることから、サブプレッションプール水の沸騰（飽和沸騰）は発生しない。

なお、代替循環冷却ポンプは、代替循環冷却ポンプ吸込ラインを残留熱除去系熱交換器上流に配置し、サブプレッションプール通常最低水位より低い位置に設置することで、サブプレッションプール水の静水頭により必要 NPSH を確保する設計としている。また、有効性評価を包絡するサブプレッションプール水温 150℃で飽和状態、かつ、サブプレッションプール水位が通常運転時における最低水位を想定した厳しい状態で有効 NPSH が必要 NPSH を上回っていることを確認している。

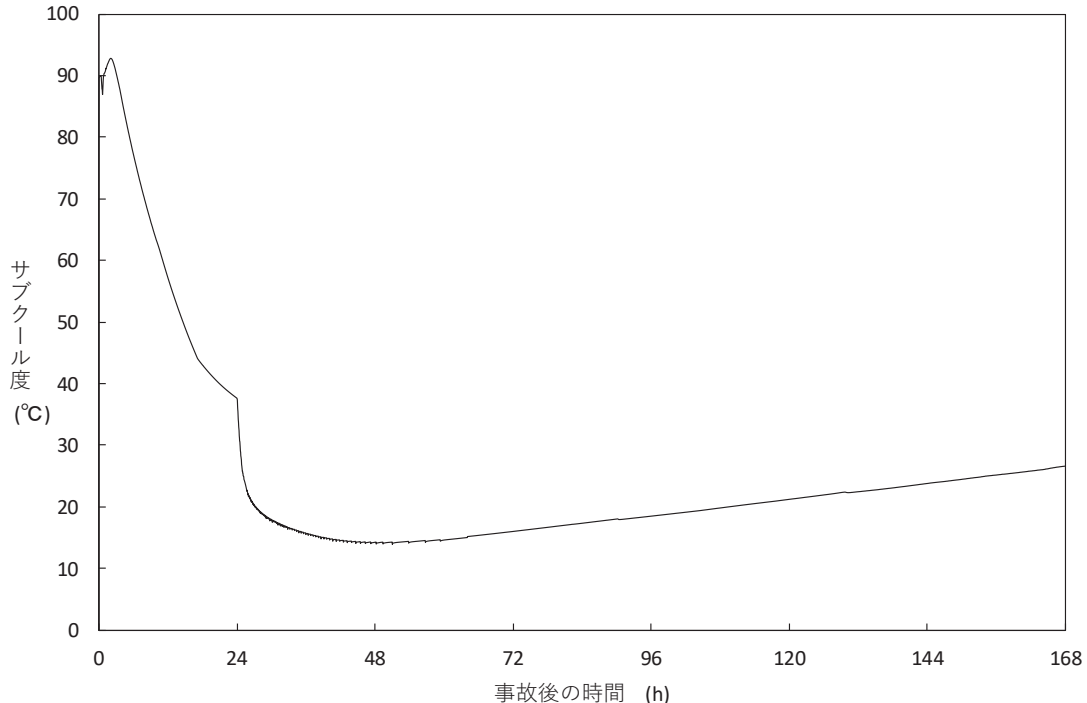


図1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」におけるサブプレッションプールのサブクール度の推移

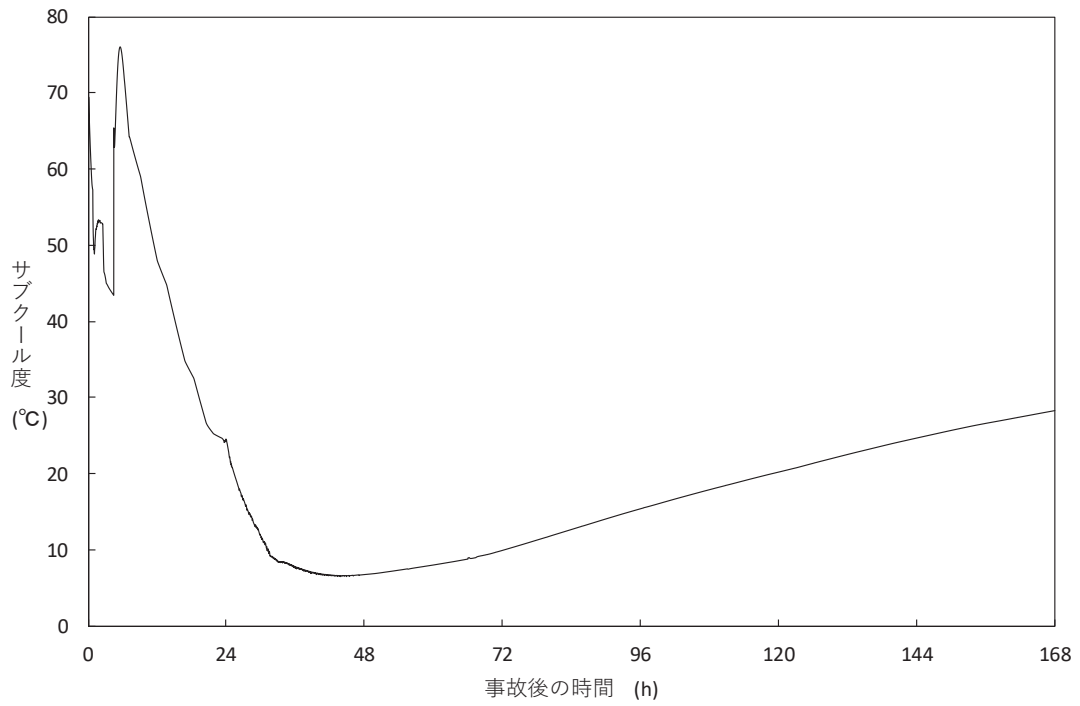


図2 「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるサブプレッションプールのサブクール度の推移

以上

【参考】代替循環冷却ポンプの NPSH 評価について

以下に、代替循環冷却ポンプの NPSH 評価について示す。

$$\text{有効 NPSH} = P_a - P_v + H - \Delta H$$

$P_a$  : 水源気相部の圧力 [m]

$P_v$  : ポンプ入口温度での飽和蒸気圧力 [m]

$H$  : 静水頭 (水源水位～ポンプ軸レベル) [m]

$\Delta H$  : ポンプ吸込配管等の圧力損失 [m]

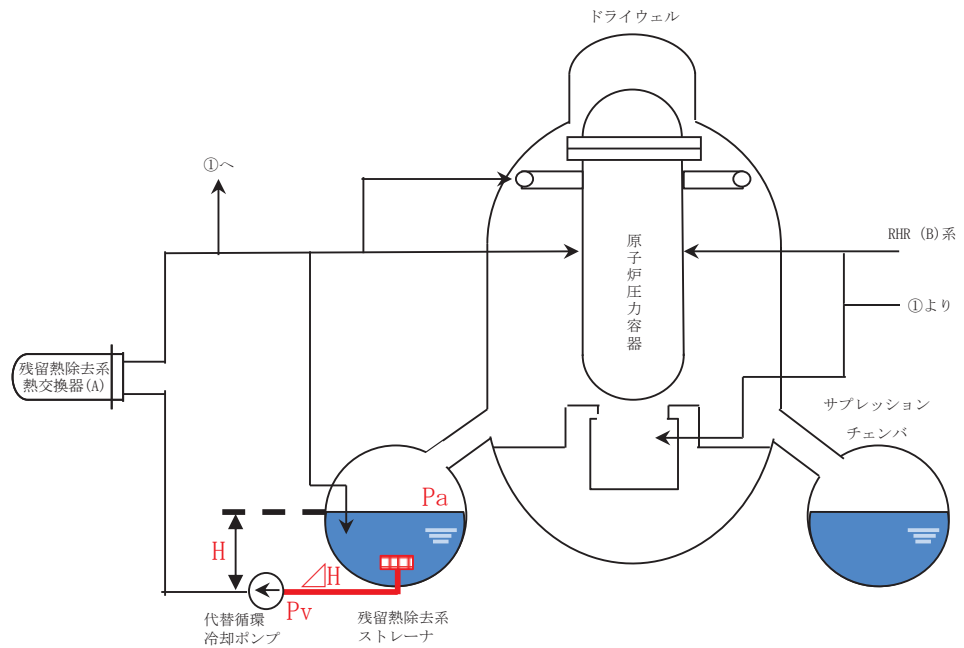


図3 代替循環冷却系の NPSH 評価

表 1 NPSH 評価結果

項目		水頭圧	設定根拠
Pa	サプレッションチェンバ 圧力 (水頭換算値)		サプレッションチェンバ水温 150 °C とした場合の飽和蒸気圧とする。
Pv	代替循環冷却系ポンプ入 口温度での飽和蒸気圧 (水 頭換算値)		サプレッションチェンバ水温 150 °C とした場合の飽和蒸気圧とする。
H	サプレッションチェンバ 水位と代替循環冷却ポン プ軸レベル間の水頭差		サプレッションチェンバ水位は通常 最低水位 (O.P. -3900) とし、代替循 環冷却ポンプ軸レベルは原子炉建屋 地下 3 階 <span style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 100px; height: 1.2em; vertical-align: middle;"></span> を想定 する。
∠H	吸込配管圧力損失		150m <sup>3</sup> /h 時の残留熱除去系ストレー ナ～代替循環冷却系ポンプ入口まで の配管の圧力損失
	RHR ストレーナ圧力損失		工認記載値に、残留熱除去系定格流 量 1,160 m <sup>3</sup> /h と 150m <sup>3</sup> /h の二乗比を 掛けて算出し余裕を見込んだ値
合計		配管、ストレーナ圧力損失合計	
有効 NPSH		Pa-Pv+H-∠H	
必要 NPSH		代替循環冷却ポンプの必要 NPSH	
成立性評価		○	有効 NPSH ≥ 必要 NPSH

また、代替循環冷却系に期待している「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるサプレッションプール水位の推移を図 4 及び図 5 に示す。図 4 及び図 5 において、サプレッションプール水位はサプレッションプールの通常時における最低水位を十分に上回っていることから表 1 の押込水頭は有効性評価と比べて保守的な設定となる。そのため、表 1 において飽和状態（サプレッションチェンバ空間圧力＝蒸気圧）においても必要 NPSH が確保されていることから、サプレッションチェンバが未飽和（サプレッションチェンバ空間圧力＞蒸気圧）又は飽和状態であれば代替循環冷却ポンプの必要 NPSH は確保される。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



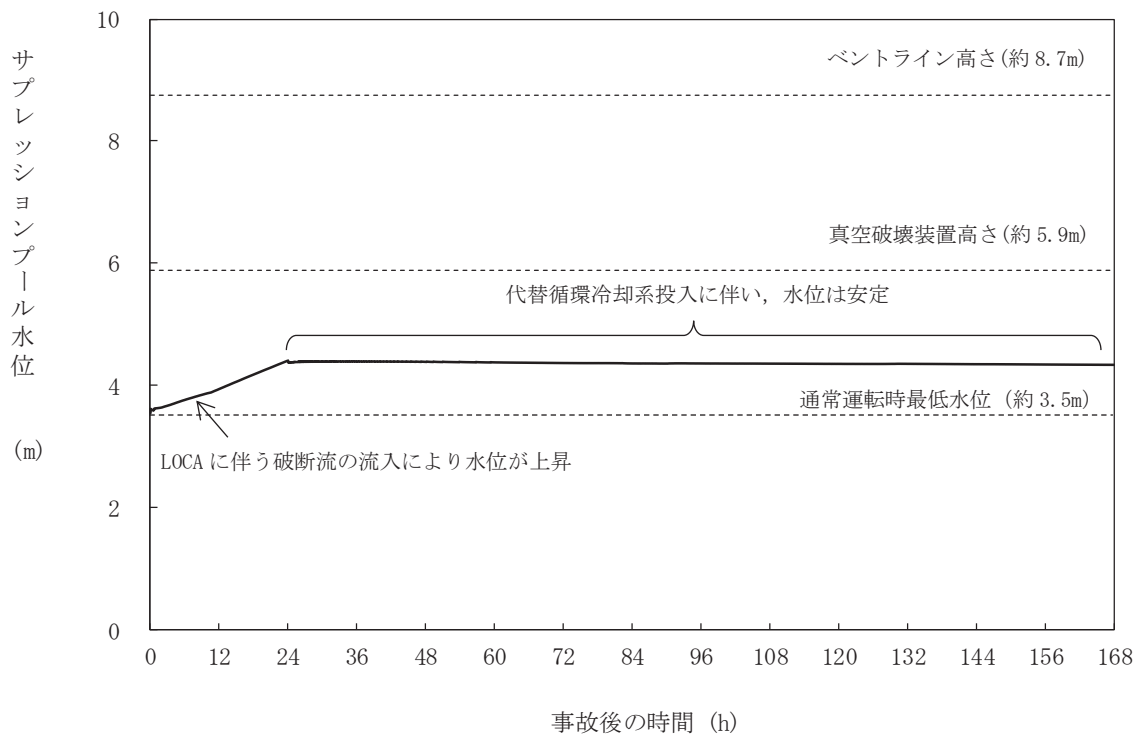


図4 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」におけるサプレッションプール水位の推移

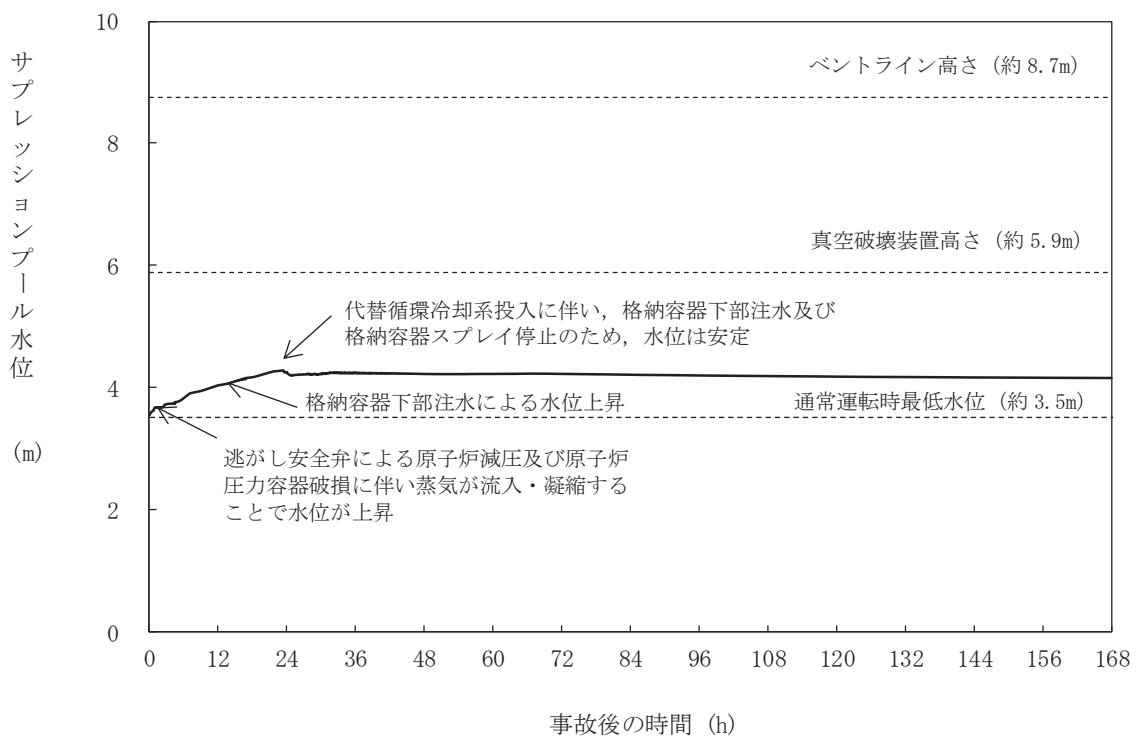


図5 「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるサプレッションプール水位の推移

## 157. 物理現象の評価に用いる溶融炉心温度等の設定について

### (1) はじめに

格納容器破損防止対策の有効性評価において、FCI、MCCI 等の各種物理現象の評価に溶融炉心の温度及びその他の溶融炉心の物性を設定しているが、それらの設定の考え方については、以下に示す。

### (2) 溶融炉心条件の取扱い

各種物理現象の評価においては、MAAP の溶融炉心物性を使用している。そのため、MAAP のモデル概要及び主要な溶融炉心物性の扱いを示し、その後、各種物理現象評価における条件の考え方を整理する。

#### a. MAAP のモデル概要

MAAP では、下部プレナム内に溶融炉心が保持される場合、図 1 に示すように、粒子状ベッド、金属層、溶融プール及びクラストに分けてモデル化される。このうち、溶融プールは酸化物で構成される。

原子炉圧力容器破損が判定されると、平均的な温度及びエネルギーを持つ混合流体として、格納容器下部に落下する。格納容器下部に水プールが存在する場合、落下溶融炉心と冷却材の相互作用が評価され、粒子化に伴う伝熱面積増加、水素発生及び冷却が計算されるが、格納容器下部に堆積すると、粒子状ベッドは考慮されず、均一に混合した連続層として取り扱われる。従って、格納容器下部に落下した溶融炉心温度は、本来、粒子状ベッドとして堆積した固化物を含む平均温度となる。

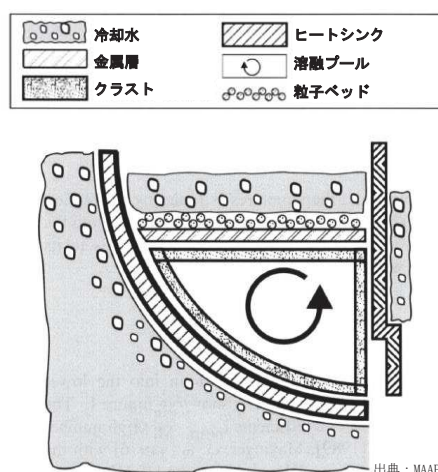


図 1 MAAP における下部プレナム内溶融炉心の取扱い

#### b. MAAP における溶融炉心物性の扱い

##### (a) 固相線温度・液相線温度

MAAP のコード内に持たせた溶融炉心の組成に応じた固相線温度、液相線温度のテーブル (Phase Diagram) 及び MAAP で計算した溶融炉心の組成を用い

て、固相線温度、液相線温度を設定している。固相線温度、液相線温度及び MAAP で計算した熔融炉心温度より熔融炉心の固相率が計算される。この Phase Diagram は、利用可能な知見や熱力学平衡計算コードの結果が反映されたもの<sup>[1][2][3][4]</sup>である。図 2 に Phase Diagram の概念図を示す。



図 2 MAAP における Phase Diagram の概念図

(b) 粘性係数

熔融炉心の組成及び各物質の粘性係数（物性値）から計算した液体粘性係数並びに固相率を用いて、以下の計算式<sup>[5]</sup>により熔融炉心の粘性係数を求めている。



ここで、 $v_{2-\phi}$ ：固液混合粘性係数、 $v_{liq}$ ：液体粘性係数、 $f_{sol}$ ：固相率である。

c. 各種評価における熔融炉心条件の設定の考え方

MAAP のモデル概要を踏まえ、以下の通り各種物理現象の評価における熔融炉心条件の設定の考え方を示す。

(a) MCCI（コンクリート侵食）

コンクリート侵食量の評価は MAAP にて実施しているため、熔融炉心の温度は MAAP 計算値（平均温度）、その他の熔融炉心の物性も MAAP 計算値（平均値）を使用している。

MAAP では全熔融炉心が格納容器下部へ落下する評価としていることから、熔融炉心の温度は平均温度を設定することで、熔融炉心の持つ全エネルギーにおけるコンクリート侵食量进行评估しており、妥当であると考えている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(b) FCI (圧カスパイク)

圧カスパイクの評価はMAAPにて実施しているため、溶融炉心の温度はMAAP計算値(平均温度)、その他の溶融炉心の物性もMAAP計算値(平均値)を使用している。

MAAPでは全溶融炉心が格納容器下部へ落下する評価としていることから、溶融炉心の温度は平均温度を設定することで、溶融炉心の持つ全エネルギーにおける溶融炉心の水中落下による急激な蒸気発生及び水素発生を評価しており、妥当であると考えている。MAAPでは原子炉圧力容器破損時に全溶融炉心放出が約1分程度の短時間で起こり、格納容器への熱エネルギーの放出を保守的に評価している。

(c) FCI (水蒸気爆発参考評価)

水蒸気爆発の参考評価においては、JASMINEにて爆発エネルギーの評価を行っており、溶融炉心の温度は液相線温度に対し、過熱度300Kを設定している。

本評価は、実機において大規模な水蒸気爆発が発生する可能性は極めて小さいと考えられるが、仮に水蒸気爆発が発生した場合において格納容器下部の原子炉圧力容器の支持機能への影響が生じる懸念があることから、参考として、水蒸気爆発が発生した場合の評価を行っているものである。そのため、保守的な条件を設定した場合であっても格納容器下部の支持機能への影響がないことを確認するため、溶融炉心の温度を保守的な設定としている。

なお、MAAPにおける溶融炉心の平均温度は、原子炉圧力容器破損の時点では液相線温度より約123K低いことから、水蒸気爆発の評価に使用している溶融炉心の温度は、平均温度を使用する場合より保守的な設定である。

その他の溶融炉心物性については、「女川原子力発電所2号炉 重大事故等対策の有効性評価について」添付資料3.3.2に記載の通りJASMINEコードに付属している溶融コリウム模擬のライブラリから、デブリ物性値が実機条件に近いと考えられるライブラリを用いた。

(d) 溶融炉心の固化評価

コリウムシールド設置後における溶融炉心の固化評価(Bulk Freezing)においては、溶融炉心温度及びその他の溶融炉心物性はMAAPで算出した溶融プールのものを設定している。

本評価は、格納容器破損モードの評価項目の評価ではなく、コリウムシールド設置の有効性を示す評価であり、実現象に即した評価を実施するために上記の設定をしている。原子炉圧力容器破損時の挙動として、溶融状態にあり、かつ比重が大きい溶融プールが先行落下してくるため、ドレン配管に流入する溶融炉心としては溶融プールと考えられることから、溶融プールの物性を使用することが妥当であると考えている。

(3) 参考文献

- [1] Chevalier, P. Y., 1991, Presentation of the OXY5-GEMINI Code to the ACE-TAC Meeting at Palo Alto, November 4-8.
- [2] Chevalier, P. Y. and Cenerino, G., 1992, "Thermodynamic Data Bases and Calculation Code Adapted to the Modeling of Molten Core Concrete Interaction (MCCI) Phenomena, Developed Jointly by THERMODATA and the Institut de Protection et de Surete Nucleaire (France)," Proc. Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris - Concrete Interactions, Karlsruhe, Germany, 1-3 April.
- [3] Kubaschewski, O., 1982, Iron-Binary Phase Diagrams, Springer-Verlag, New York.
- [4] Moffatt, W. G., 1986, The Handbook of Binary Phase Diagrams, Genium Publishing Corp., Schenectady, NY.
- [5] Ishii, Mamoru, and Zuber, Novak, 1979, "Drag Coefficient and Relative Velocity in Bubbly, Droplet or Particulate Flows," AIChE Journal, Vol. 25, No. 5, pp. 843, September.