

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 30 年 7 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に燃料被覆管最高温度が発生することの代表性について
- 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えの必要性について
- 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）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 L O C A時注水機能喪失時における系統隔離操作について
- 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
- 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）
- 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
- 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り離し操作について
- 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 T B D ・ T B P 時における原子炉水位の挙動について
- 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 (ペデスタル) に落下する溶融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮
- 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ェ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 ドライウェ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 (ペデスタル) 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の妥当性について
- 120 原子炉格納容器下部水位及びドライウェル水位の計測設備について
- 121 ペデスタル内のドライウェ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内ドライウェル温度検出器による原子炉圧力容器破損判断について

下線部：本日提示資料

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

1. 溶融デブリの評価条件

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

2. 女川2号炉のMCCIの評価における溶融炉心の堆積高さ

女川2号炉のMCCIの評価では、落下した溶融炉心が格納容器下部に一様に拡がるものとしており、この場合、堆積高さは約 m となる。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の構造の位置関係を図1に示す。図1に示すとおり、格納容器下部の側面の開口部であっても約 m の高さがあることから、仮に溶融炉心が全量落下しても格納容器下部以外に溶融炉心が拡がる恐れは無いと考える。

3. 溶融炉心の堆積高さの不確かさ

(1) 格納容器下部の構造物等の影響

格納容器下部には、様々な構造物が存在しており、その構造物が堆積したデブリにより溶融し、デブリ堆積高さが増加する可能性がある。

したがって、制御棒や炉心支持板等の炉内構造物も含めた全炉心相当のUO₂及びZr等のデブリ容積に加えて、格納容器下部の構造物等が溶融した場合のデブリ増加分を考慮した場合、原子炉圧力容器下部の構造物として、CRDハウジング、中性子束計測ハウジング等、原子炉運転中にペDESTAL内にある構造物として、CRD自動交換機プラットフォーム等を想定した場合においても、デブリ堆積高さは約 m となり、増加分は約 m であることから、ドライウェル床に溶融炉心が拡がることはないと考える。

(2) 溶融炉心の粒子化に伴う影響

溶融炉心が格納容器下部に落下する場合、予め約3.4 mの水張りを実施する手順としていることから、溶融炉心の一部は水中で粒子化すると考えられる。この時、粒子化した溶融炉心の密度が低いと堆積高さが高くなる。

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 101-1

もっとも厳しい条件として、全量が粒子化した際の堆積高さを評価する。例えば、ポロシティが最も大きな粒子の充填状態である、単純立方格子として堆積する場合を仮定すると、ポロシティは 0.48 であり、堆積高さは (1) で考慮した堆積高さ約 m に対し、デブリ堆積高さは約 m となるが、格納容器下部の床面から格納容器下部の側面の開口部までの高さ約 m 以下であることから、粒子化に伴う堆積高さの増加を考慮しても格納容器下部以外に熔融炉心が拡がる恐れは無いと考える。

なお、熔融炉心落下前の格納容器下部への事前水張りは、満水相当量を速やかに注水する運用としている。そのため、格納容器下部満水時には格納容器下部の側面の開口部から粒子化した熔融炉心が流れ出ることも懸念されるが、熔融炉心の比重は 8 程度であり、水に比べて非常に重く、粒子化した熔融炉心は水面に浮遊し格納容器下部から流出することはないと想定される。模擬熔融物（比重 2.5～8.0）を水プールに落下させた DEFOR 試験の熔融ジェットの様子を図 3 に示す。この実験結果においても、上面への熔融粒子の移行は確認されていない。

(3) 熔融デブリの落下の位置及び拡がりの影響

原子炉圧力容器下部から格納容器下部への熔融炉心の落下の経路については、制御棒駆動機構ハウジングの逸出に伴う開口部からの落下等が考えられる。原子炉圧力容器の構造からは、熔融炉心は原子炉圧力容器底部の中心に流れ込むと考えられ、原子炉圧力容器底部の中心近傍に開口部が発生し、熔融炉心が格納容器下部に落下する可能性が高いと推定されるが、開口部の発生箇所については不確かさがあると考えられる。

ここで仮に熔融炉心が偏って堆積し、格納容器下部の側面の開口部の高さ(約 m)に到達する条件を考えると、熔融炉心が直径約 m の円柱を形成する必要があるが、熔融炉心の厚さが均一化するまでの時間が 2～3 分程度であるという過去の知見^[1]があることに加え、MAAP の熔融物落下履歴として熔融デブリの全量が一度に落下していることを踏まえると、熔融炉心は落下と同時に格納容器下部床面を拡がり、堆積高さが均一化していくと考えられることから、熔融炉心が格納容器下部の側面の開口部の高さまで堆積する状況は考え難い。

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 溶融炉心に関する評価条件

項目	設定値	設定根拠
溶融炉心落下割合	100%(約 <input type="text"/> t)	保守的に全炉心相当量が落下するものとして設定
溶融炉心の組成	図 2 参照	MAAP コードによる評価結果 (炉内構造物の組成・質量等を考慮)
格納容器下部床面積	約 24m ²	設計値

表 2 格納容器下部へ落下するコリウム重量及び体積

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

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

UO₂ : 10100 (kg/m³)
 Zr : 6500 (kg/m³)
 SUS : 7860 (kg/m³)
 B₄C : 2520 (kg/m³)

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

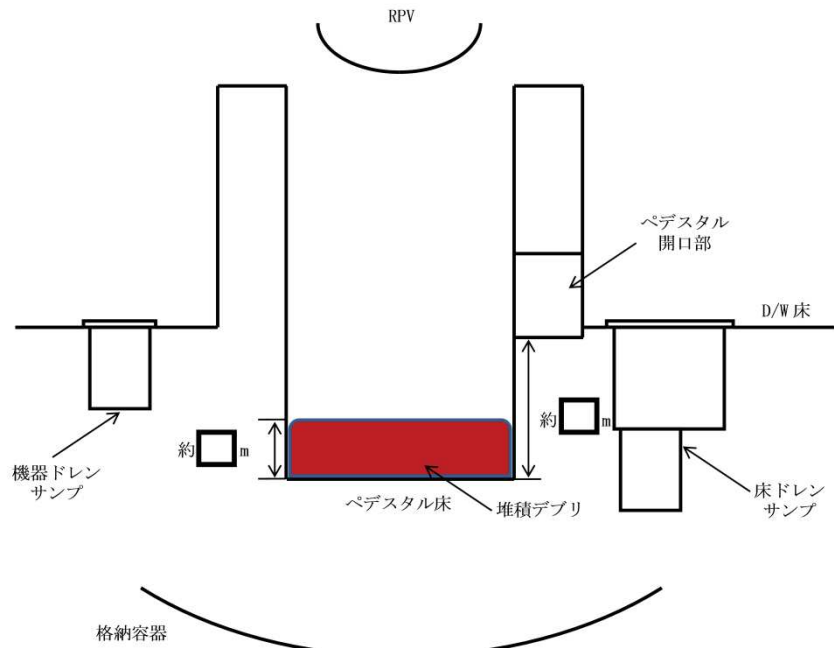


図1 格納容器下部堆積デブリ状況



図2 溶融炉心の組成の推移

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

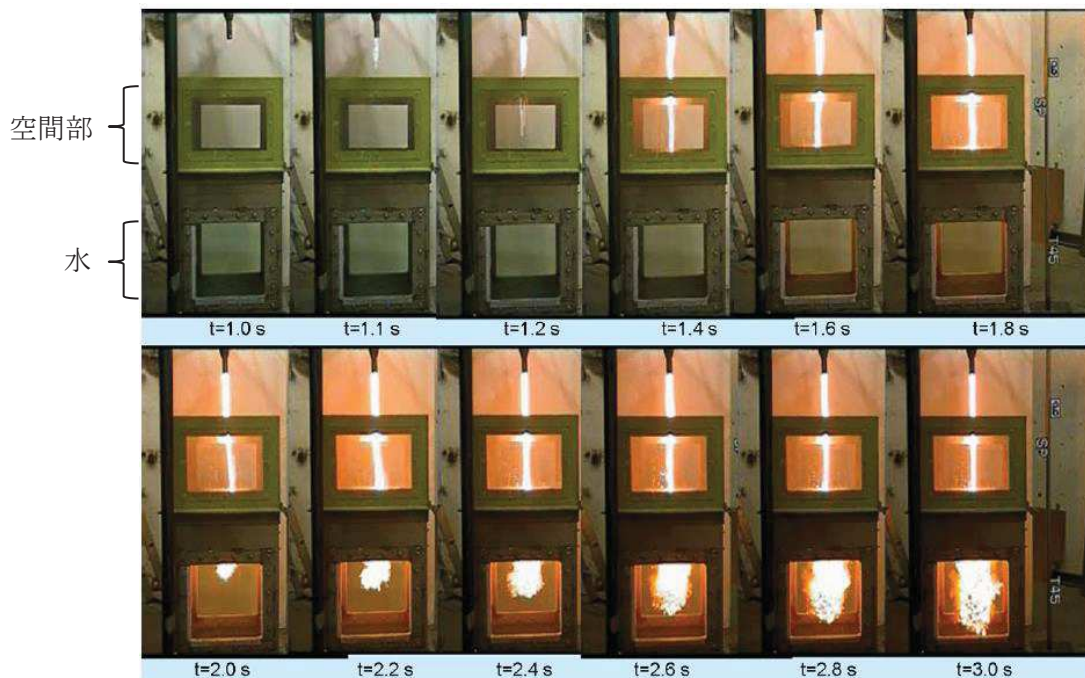


図3 DEFOR試験において模擬溶融物を水中に落下させた場合の粒子化の様子^[2]

[1] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris," SAND76-9008 (1976).

[2] A. Karbojian, et al., "A scoping study of debris bed formation in the DEFOR test facility," Nucl. Eng. Design 239 1653-1659, 2009.)

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

炉心損傷後、原子炉へ注水できない場合には、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するために原子炉減圧を遅らせ、シュラウド内の原子炉水位計(燃料域)で原子炉水位が「有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの10%高い位置(BAF+10%)」に到達したことを確認し、逃がし安全弁2個で原子炉の減圧を実施する手順としている。原子炉減圧を実施する水位および弁数は、以下の評価結果をもとに決定している。

なお、有効性評価においては、減圧の観点からより厳しい条件として、逃がし安全弁1個により減圧した場合の評価を実施している。

1. 減圧のタイミング

減圧のタイミングについては、原子炉へ注水ができない場合において、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待し、原子炉圧力容器の破損時間を遅くするという観点で原子炉減圧を遅くする一方で、有効燃料棒底部に到達すると水位計による確認ができなくなるため、その前の目安として、水位が10%高い位置において減圧操作を実施することとしている。

原子炉へ注水できない場合の原子炉減圧について、逃がし安全弁1個、2個、3個及び自動減圧機能付逃がし安全弁を用いて、原子炉水位が「原子炉水位低(レベル1)」に到達してから10分、20分、30分、40分、50分、60分後のそれぞれのタイミングで減圧する場合の原子炉圧力容器破損時間等を評価し、その評価結果を表1に示す。本評価結果より原子炉水位がBAF+10%(原子炉水位低(レベル1)に到達してから約40分後)における減圧により原子炉圧力容器破損までに減圧が完了できることを確認した。

なお、海外における同様の判断基準を調査した結果、米国の緊急時操作ガイドライン(EPG)^[1]の例では、不測事態の蒸気冷却の手順において、原子炉へ注水できない場合の減圧の判断基準をBAF+70%程度としていることを確認した。これは、BAF+70%程度よりも原子炉水位が高い状況では、注水が無くかつ減圧していない状態でも冠水部分の燃料から発生する蒸気により露出部分の燃料を冷却できると判断しているものと推定される。

当社の判断基準は、米国の例との差違はあるものの、上述の考え方に基づき定めているものであり、妥当であると考える。

2. 減圧の弁数

表1の評価結果より、減圧の弁数が多いほうが原子炉圧力容器破損時間は遅くなるという結果となった。ただし、減圧の弁数が多いほうが減圧時の蒸

気流量が増えることから、燃料被覆管にかかる荷重^{*}が大きくなると考えられる。原子炉圧力容器破損時間を遅くしつつ、燃料被覆管にかかる荷重を低く抑える観点から、減圧時に開放する適切な弁数は2個と判断した。

また、減圧完了までの時間については、図1に示すとおり、弁数が少ないほど長くなるが、いずれの場合も原子炉圧力容器破損までの時間に対しては十分な余裕があるため、原子炉圧力容器破損時の熔融炉心落下量など、原子炉圧力容器破損後の事象進展に与える影響は小さい。

以上から減圧の際に開放する弁数は逃がし安全弁2個とした。

※減圧時に燃料被覆管にかかる荷重としては、燃料被覆管内外の圧力差による応力等が考えられる。減圧の弁数が多い（蒸気流量が多い）ほうが急速に減圧されるため、減圧の弁数が多いほうが燃料被覆管にかかる荷重は大きくなるとしている。

3. 原子炉水位の確認手段について

原子炉水位は、原子炉水位計（燃料域）によって確認する。原子炉水位が「BAF+10%」に到達する時点（事象発生から約56分後）では、原子炉圧力容器内の気相部温度は飽和温度を超えているが、ドライウェル内の気相部温度は約90℃以下であることから、原子炉水位計の凝縮槽内の水位は維持され、原子炉水位計による原子炉水位の確認は可能と考える。

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

以上

[参考文献]

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

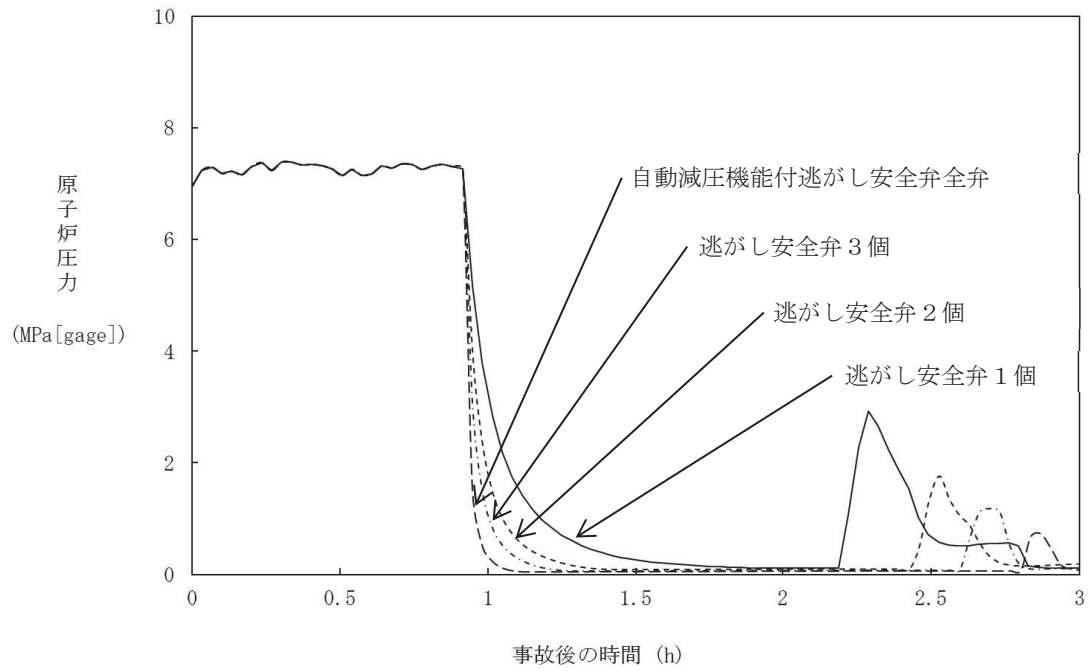


図1 減圧時の原子炉圧力の推移

表 1 原子炉減圧のタイミングに関する評価結果

減圧弁数	原子炉水位低 (L-1) 到達後の時間遅れ	原子炉圧力容器 破損時間 [時間]	減圧完了時間 [時間]	水素発生量[kg] (168 時間後)
1 個	10	4.0	1.8	522
	20	4.1	1.8	561
	30	4.1	2.0	571
	40	3.8	2.1	722
	50	3.7	3.0	779
	60	4.0	3.3	672
2 個	10	4.0	1.0	514
	20	4.2	1.2	493
	30	4.3	1.3	498
	40	4.2	1.5	653
	50	3.8	1.6	759
	60	4.3	1.8	690
3 個	10	4.1	0.9	444
	20	4.5	1.0	435
	30	4.5	1.2	438
	40	4.3	1.3	528
	50	4.1	1.5	717
	60	4.2	1.6	705
自動減圧 機能付 逃がし安全 弁全弁	10	4.2	0.7	437
	20	4.4	0.8	429
	30	4.6	1.0	422
	40	4.6	1.2	430
	50	4.3	1.3	717
	60	4.6	1.5	659

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

主蒸気逃がし安全弁（以下、「SRV」という。）については、電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究」において設計基準事故時を想定した環境試験を実施し、その信頼性を確認している。

試験条件を図1に示す。図1の環境試験において、SRVが正常に作動することを確認したことから、試験条件に包絡される環境下ではSRVの機能は正常に維持されると評価できる。

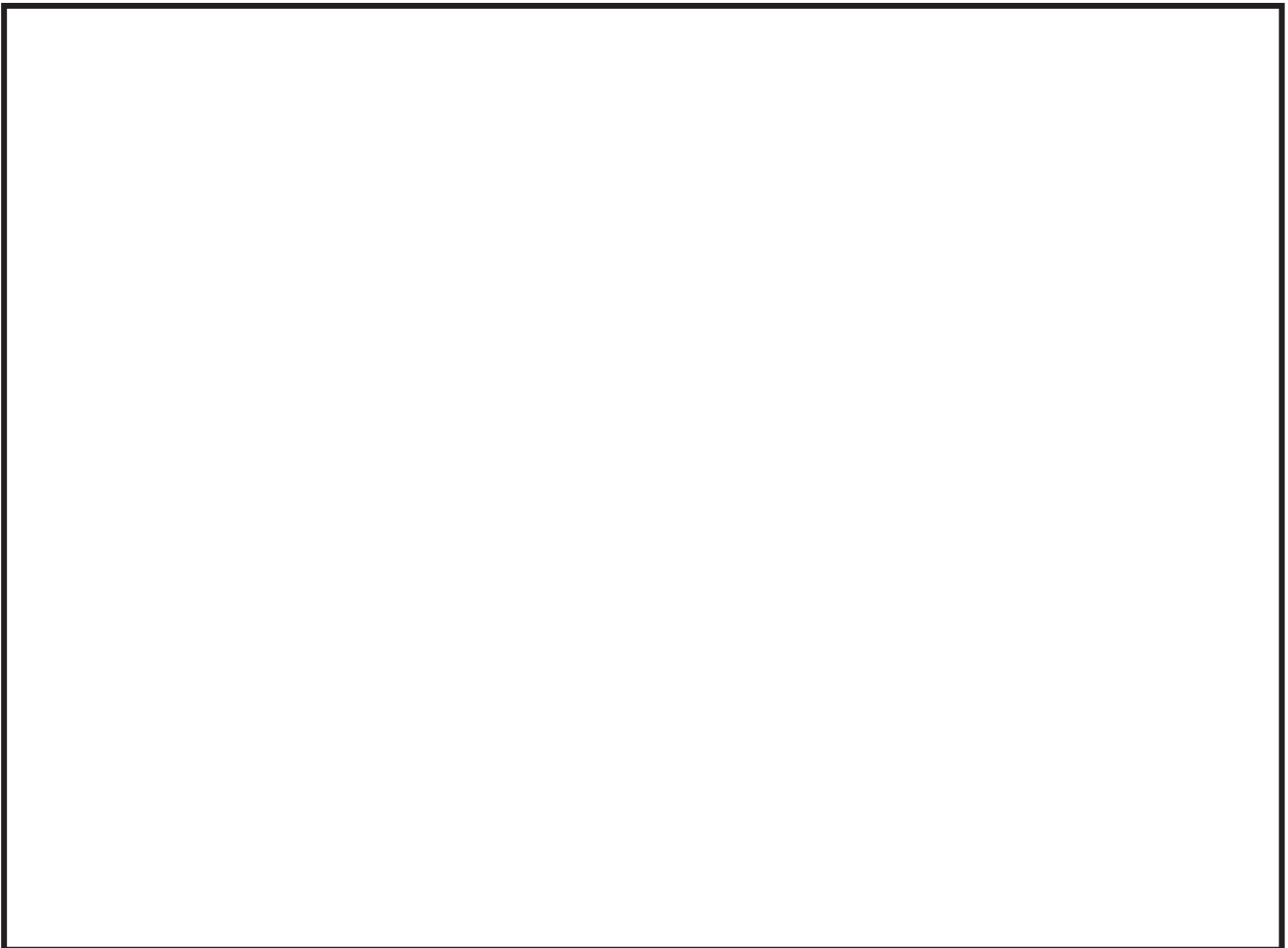


図1 設計基準事故環境下における環境試験の試験条件

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

女川2号炉では、炉心損傷が生じた場合あるいは事象が進展し、原子炉圧力容器（以下、「RPV」という。）破損に至った場合の発電所対策本部の対応をアクシデントマネジメントガイド（以下、「AMG」という。）にまとめており、運転員による対応を非常時操作手順書（シビアアクシデント）（以下、「SOP」という。）に定めている。このため、有効性評価における重大事故時の運転員の対応はSOPに従ったものとなっている。

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

1. 各炉心損傷モードへの対応の網羅性

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

このうち、TQUV, TQUX, TB（長期TB, TBU, TBD, TBP）は、炉心損傷の時点でRPVが健全であり、RPV内の冷却材は逃がし安全弁を通じてサブプレッションチェンバに放出されている点で、炉心損傷の時点でのRPVの健全性及び格納容器の冷却材の状況が同じ炉心損傷モードである。TQUV, TBPは炉心損傷の時点でRPV内が減圧されていることに対し、TQUX, 長期TB, TBU, TBDでは炉心損傷の時点でRPV内が減圧されていないが、SOPにおいて、原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの10%上の位置に到達した時点でRPVを減圧する手順としていることから、その後は同じ対応となる。

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

また、LOCAが発生し、ドライウェルに放出された冷却材は、格納容器下部に流入し、格納容器下部に水位が形成されると考えられる。

炉心損傷後の手順として、RPVの破損及び格納容器下部への熔融炉心落下に備えた格納容器下部への注水を定めており、注水量が約90m³（格納容器下部水位約3.4m

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

相当) に到達していることを確認した後、格納容器下部への注水を停止する。先述の通り、LOCA の場合にはあらかじめ水位が形成されている可能性が考えられるため、格納容器下部水位計が示す高さに応じて、格納容器下部水位約 3.4m 相当までの水張りに必要な注水量を注水することとしている。

なお、この格納容器下部への注水量は水位ではなく注水の積算量で確認する手順としている。

熔融炉心落下時の格納容器下部水位は、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用(以下、「炉外 FCI」という。)及び熔融炉心・コンクリート相互作用(以下、「MCCI」という。)への対応を考慮し、約 3.4m 相当としている。しかしながら、仮に格納容器下部水位が 3.4m より低い 3.0m の場合であっても、炉外 FCI や MCCI による格納容器の機能維持に問題は無いことを確認²している。

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

2. 注水及び除熱の考え方

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

まず、RPV の破損に至る前の段階においては、RPV 内の炉心の状況によらず RPV への注水を優先する手順としている。その後、RPV を破損させることなく原子炉水位を安定させることに成功した場合は、RPV への注水及び必要に応じて格納容器からの除熱を並行して実施する手順としている。ただし、RPV 下鏡温度が 300℃に到達し、RPV 下部プレナムへの熔融炉心の落下が想定される場合は、RPV への注水と並行して格納容器下部への注水(注水量約 90m³(水位約 3.4m 相当))を実施する手順としている。

また、炉心損傷前でも RPV への全注水機能が喪失し、原子炉水位がレベル 0 に到達した場合は、格納容器下部への注水を実施する手順としている。

次に、SOP 及び AMG に定める RPV 破損の判定方法に基づき RPV の破損を判定した後は、ドライウェル水位計を監視し適宜注水を実施することとしており、その注水流量は格納容器外の流量計にて確認する手順としている。

なお、この流量計の先に格納容器下部以外への分岐はなく、確実に格納容器下部への注水量を確認できる設備構成となっている。また、格納容器からの除熱が必要な場合は格納容器下部への注水と格納容器からの除熱とを並行して実施する

2 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 3.3 原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用 添付資料 3.3.3 「格納容器下部の水張りの適切性」参照。格納容器下部の水位が高いほうが物理現象発生時の格納容器への負荷が高くなると考えられる炉外 FCI について、格納容器下部の水位が 3.4m (格納容器下部満水) の場合であっても、格納容器下部の内側鋼板の最大塑性ひずみ量 0% であり、格納容器破損に至るおそれはないことを確認している。格納容器下部の水位上昇の要因が LOCA に起因する冷却材である場合、サブクール度は低くなり炉外 FCI 発生可能性そのものを小さくするとともに、発生した場合でも発生する最大応力は小さくなるものとする。

手順としている。

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

優先順位 1 : D/W スプレー (格納容器代替スプレー)

- ・ 開始条件 : 格納容器圧力 0.640MPa[gage] (1.5Pd) 以上又は格納容器温度 190°C以上
- ・ 停止条件 : 格納容器圧力 0.540MPa[gage]以下又は格納容器温度 150°C以下
- ・ 流量 : 88m³/h 以上

優先順位 2 : RPV 破損後の RPV への注水

- ・ 流量 : 崩壊熱除去に必要な注水流量 (図 3 参照) (S/C 水源で ECCS を運転できる場合は定格流量にて注水)

優先順位 3 : 格納容器下部注水 (ドライウェル水位計を用いた水位管理)

- ・ 開始条件 : ドライウェル床面より 0.02m 上のランプ消灯
- ・ 停止条件 : ドライウェル床面より 0.23m 上のランプ点灯
- ・ 流量 : 崩壊熱除去に必要な注水流量 (図 3 参照)

これらは可能な限り並行して実施すべきものであるが、中でも格納容器スプレーを優先する理由は、格納容器スプレーを開始する状況は格納容器過圧又は過温破損の防止及び早期の格納容器ベントを抑制するための運転操作が必要な状況であり、これに即応する必要があるためである。外部水源を用いた原子炉格納容器代替スプレー冷却系による格納容器スプレーについては、S/C より広い空間にスプレーすることにより格納容器圧力及び温度の抑制効果が高いと考えられる D/W スプレーを実施することとしている。

なお、残留熱除去系が使用可能な場合は、格納容器代替スプレーに優先して、格納容器圧力 0.245MPa[gage]以上となった時点で D/W スプレー及び S/C スプレーを実施することとしている。

RPV 破損後の RPV への注水は、RPV 内に残存する溶融炉心の冷却及び RPV 破損口から冷却材が流出することによる格納容器下部の溶融炉心の冷却にも期待できることから、格納容器スプレーに次ぐ優先順位としている。

格納容器下部の溶融炉心の冷却については、RPV 破損前の注水により約 90m³ (原子炉停止 5 時間後の崩壊熱に換算すると約 2.9 時間分) の冷却材が確保されていること、格納容器スプレーされた冷却材及び RPV へ注水された冷却材の流入によ

る格納容器下部への注水に期待でき、これらによるドライウェル水位の維持に期待できることから、RPVへの注水に次ぐ優先順位としている。

なお、格納容器スプレイ等による格納容器下部への冷却材流入によりドライウェル水位は維持できるものと考えられるが、仮にドライウェル水位計で水位低下を確認した場合には、原子炉格納容器下部注水系を用いて格納容器下部へ注水を実施しドライウェル水位を維持することとしている。

しかしながら、RPVが破損した後の注水及び除熱の優先順位については、現在改めて検討を進めているところであり、検討の結果によっては今後、前述の優先順位は変わりうるものと考えている。

格納容器スプレイ又は注水により、サブプレッションプール水位が通常運転水位+約2mに到達した時点でスプレイを停止し、格納容器ベントを実施する。ベント開始後は、RPVへの崩壊熱相当量の注水を継続するとともに、ドライウェル水位計を監視し、水位を維持することにより格納容器下部の熔融炉心の冷却を継続する。

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

以 上

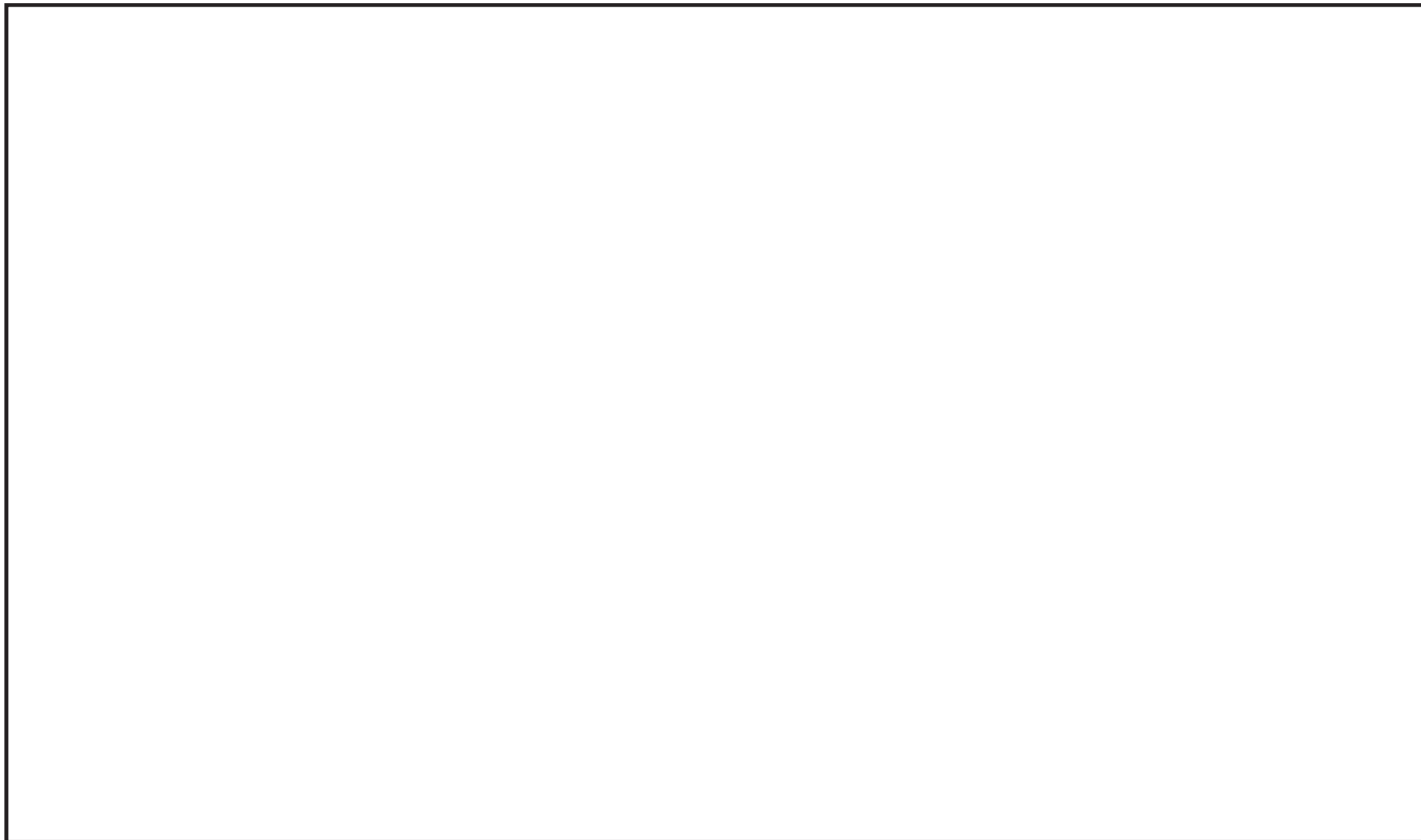


図1 SOPの対応フロー（全体）

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。

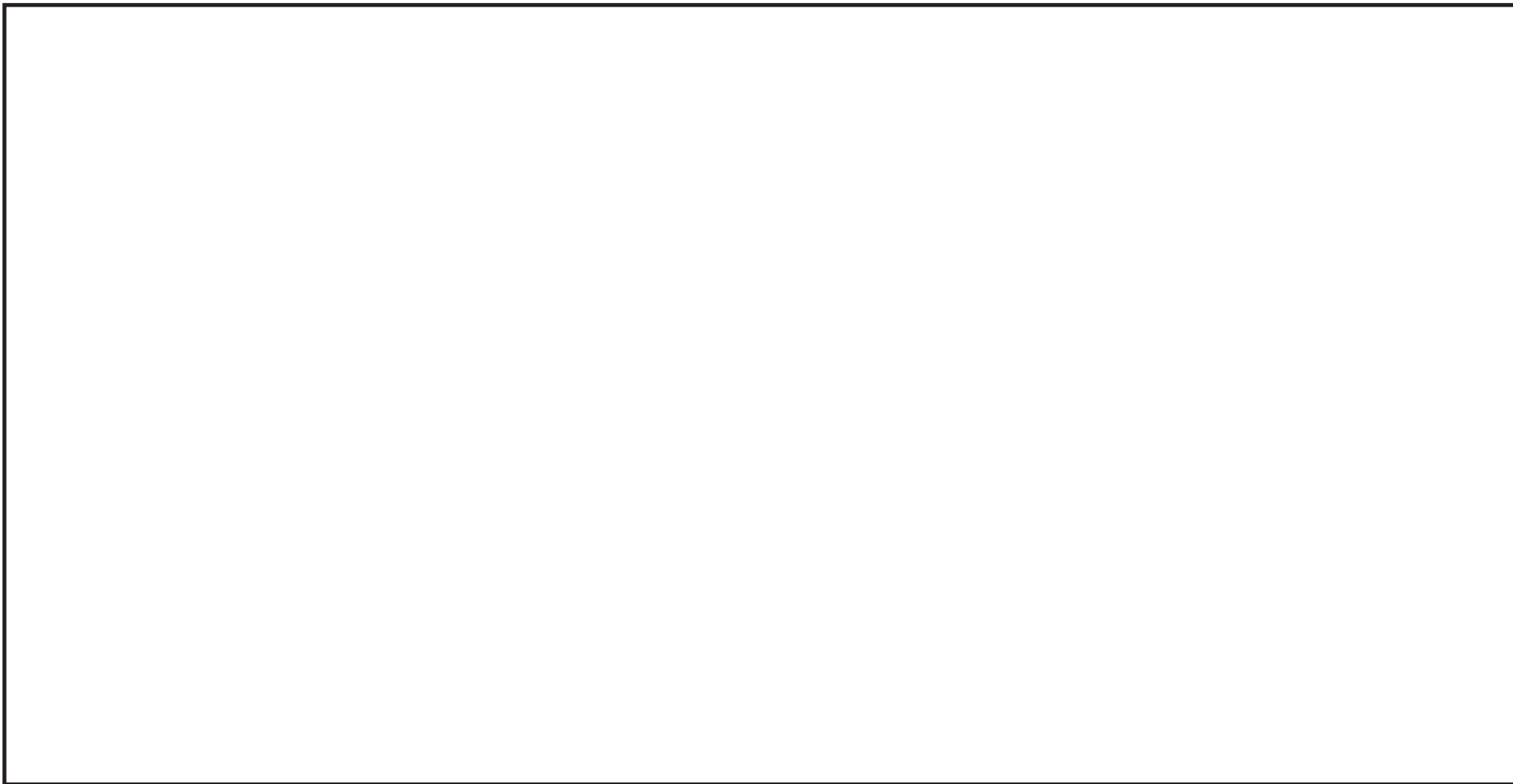


図2 格納容器の構造図 (BWR, Mark-I 改良型格納容器)

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3 崩壊熱の除去に必要な注水量

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 104-7

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恐れがある。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^[1]

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。Al₂O₃ 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 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/m³ となり、Al₂O₃ の約 倍となる。

また、ドレン配管 (80A) の配管直径(d_f)を 8cm と仮定すると、EPRI/FAI 試験のドレンラインの配管直径(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 1.3m となる。

格納容器下部からドレンサンプル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、ドレンサンプル内に到達することはないと考えられる。

3. ドレンサンプル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、ドレンサンプル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、サンプル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、仮にドレンサンプルに溶融炉心が流入した場合の評価を実施した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 105-2

(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/m²)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 3.1 時間後^{*}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 3.1 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

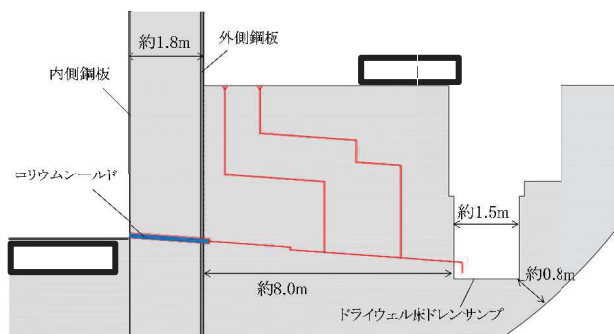
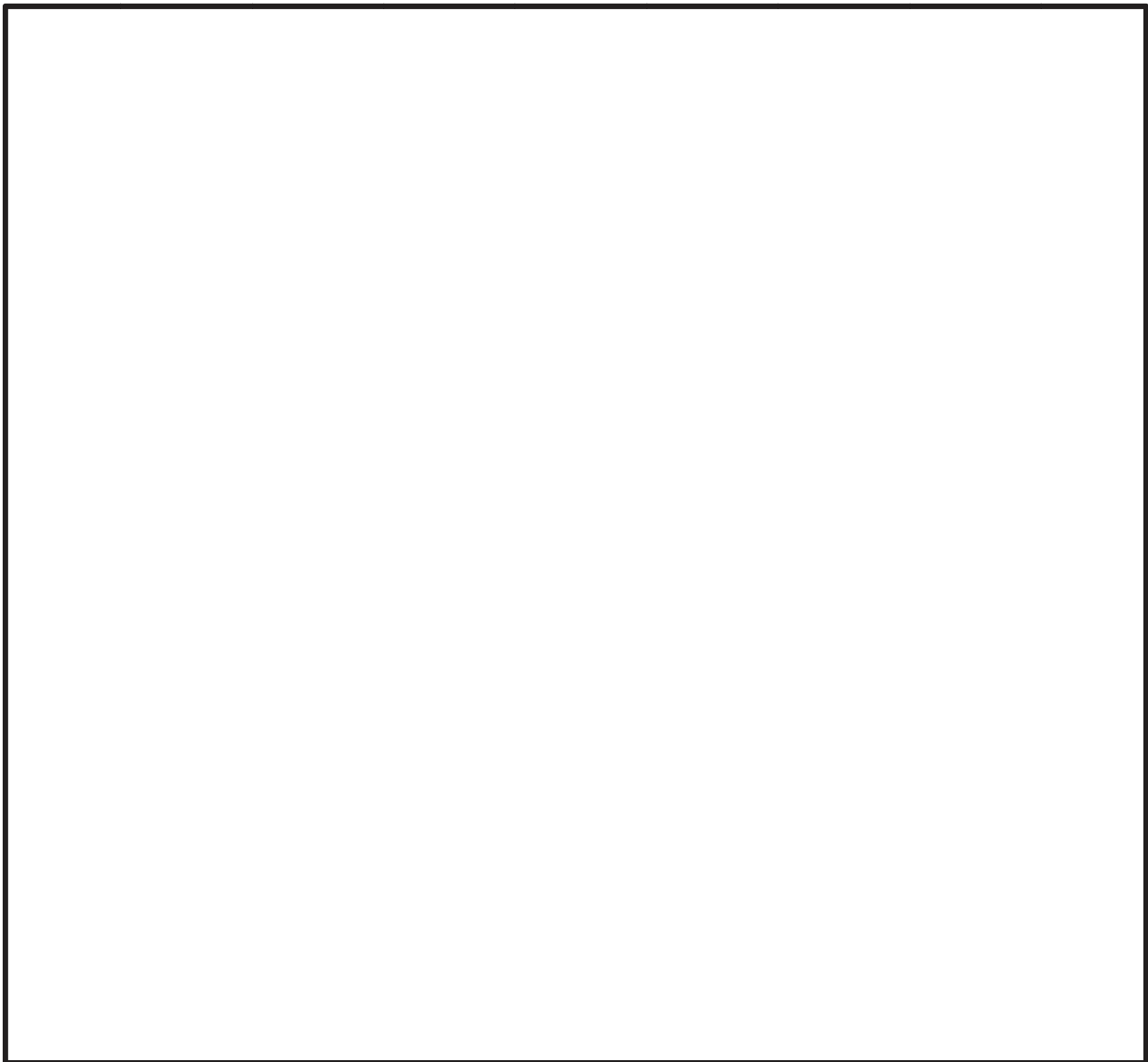
ドレンサンプにおけるコンクリート侵食量の推移を図 5 に示す。コンクリート侵食量は、壁面約 0.16m、床面約 0.20m となった。ドレンサンプと格納容器バウンダリまでの距離は約 0.8m であり、格納容器バウンダリまで侵食は到達しない。

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又は防護上の観点から公開できません。

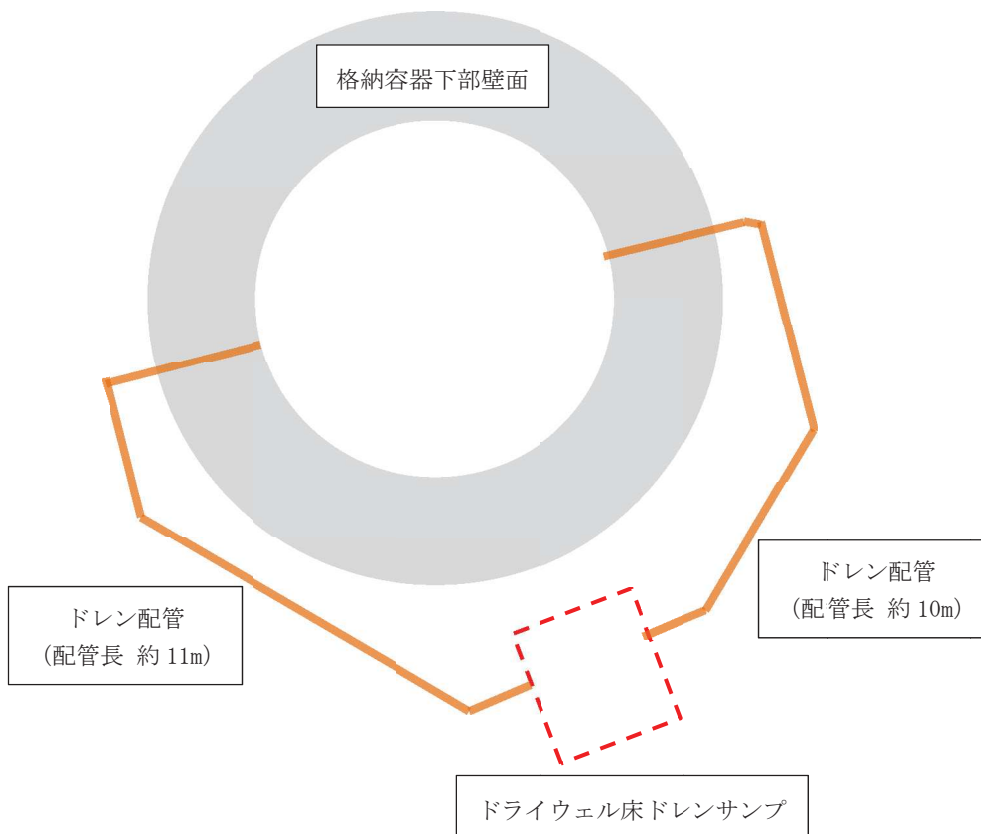


図2 ドライウェル床ドレンサンプの配置

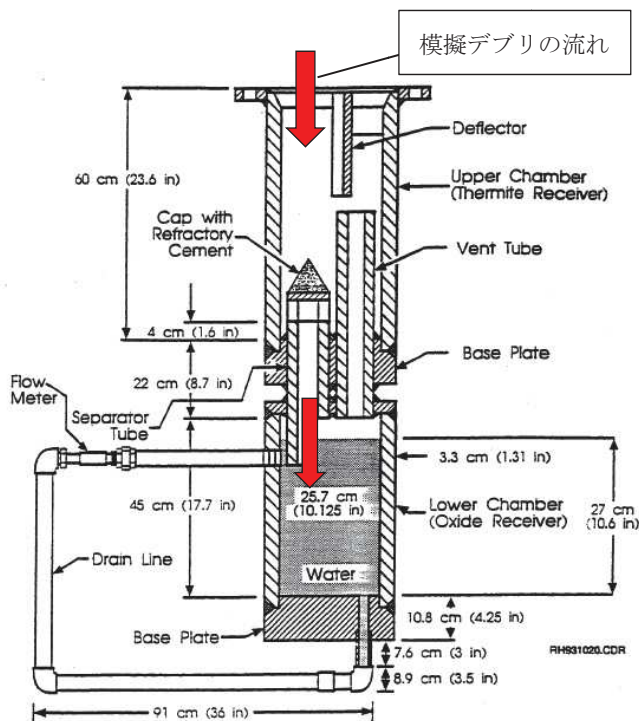


図3 EPRI/FAI 試験装置概要^[1]

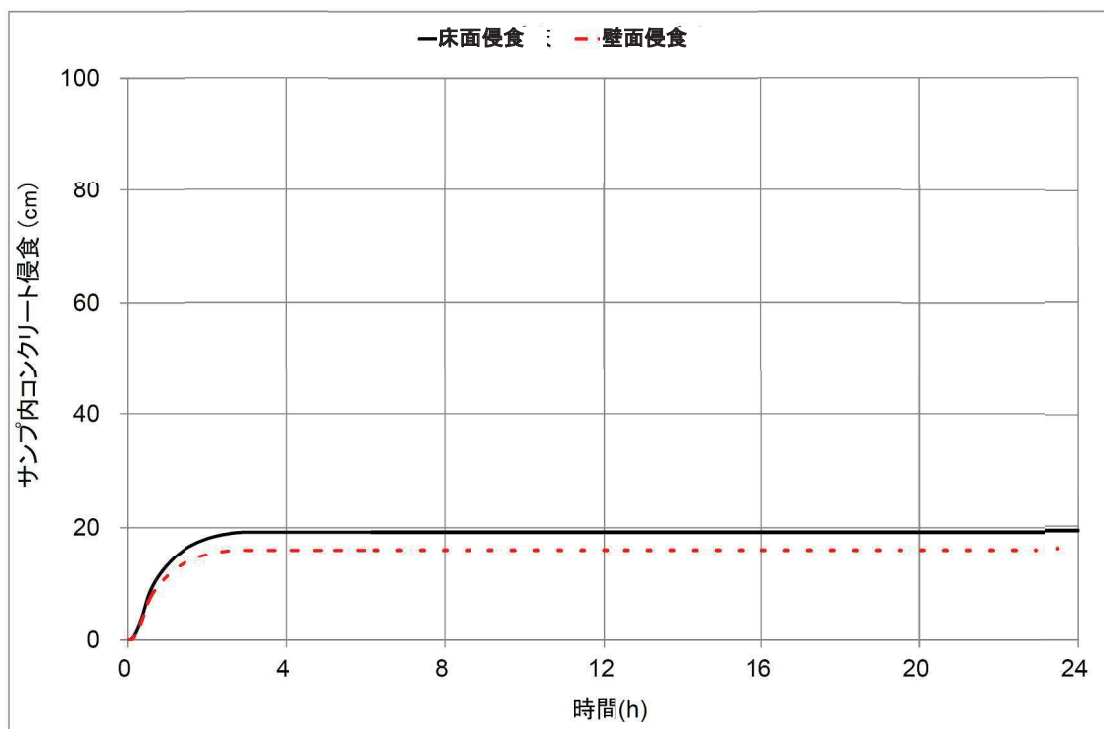
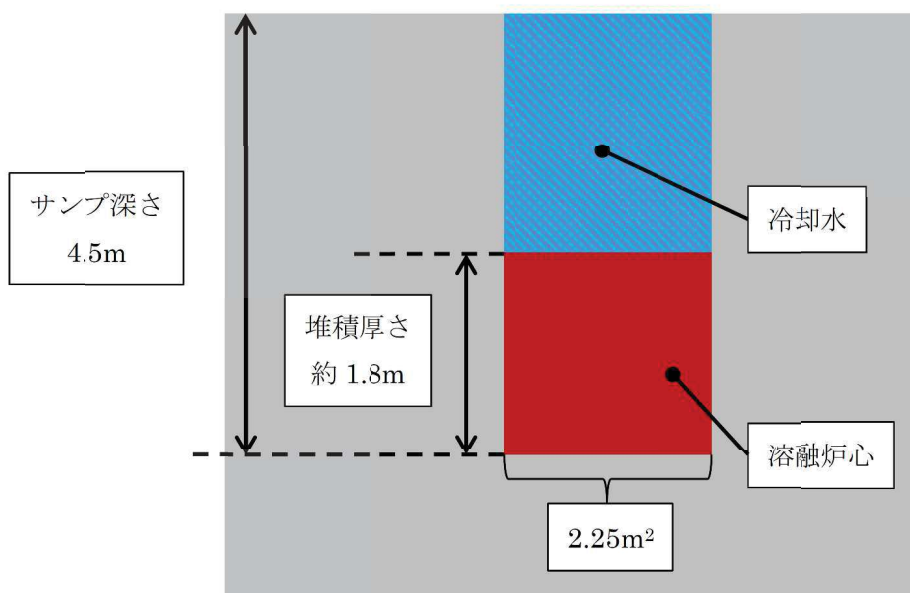


図5 ドレンサンプルの壁面及び床面の侵食量の推移

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、原子炉圧力容器破損直前の下部プレナム内の物性値を使用した。

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、単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比は、熔融デブリ(平均)のケースにおいて、限界固相率 1 のとき約 0.91 倍、限界固相率 0.64 のとき約 0.52 倍となる。一方で、配管径が大きくなると単位長さあたりの円管への伝熱面積(表面積)も増加するため、単位長さあたりの伝熱面積は女川 2 号炉の方が約 1.56 倍大きい。

デブリの堆積高さは、EPRI/FAI 試験で約 0.18m(試験後の観察結果)であり、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。

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

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、

$$\begin{aligned} L_{O2} &= 0.79 \times 1.56 \times 0.91 \times 2 \\ &= 2.2 \text{ (m)} \end{aligned}$$

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

EPRI/FAI 試験と女川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、デブリの流速をもとに流動距離を求める際の最大値と考える。

以上

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	-194	
融点 (°C)	2047	液相線	2215
		固相線	1541
密度 (kg/m ³)	3800	8106	
比熱 (kJ/kgK)	1.3	0.504	
溶融潜熱 (kJ/kg)	1160	306	
熱伝導率 (W/mK)	7.5	14	
粘性係数 (Pa・s)	0.003	10	
動粘性係数 (m ² /s)	7.89×10^{-7}	1.23×10^{-3}	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0)	4902	4442	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=0.64)	-	2557	
凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)	1	0.91	
凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)	-	0.52	

表 2 流路構造の比較

項目	EPRI/FAI 試験	女川 2 号炉
溶融物	アルミナ	溶融デブリ
流路構造比較	円管	
流路内径 (m)	0.05 (50A)	0.078 (80A)
断面積比	1	2.44
単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1)	1	2.22
単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)	1	1.27
単位長さあたりの伝熱面積比	1	1.56
床面から配管水平部までの深さ (m)	0.273	0
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	2.2

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。

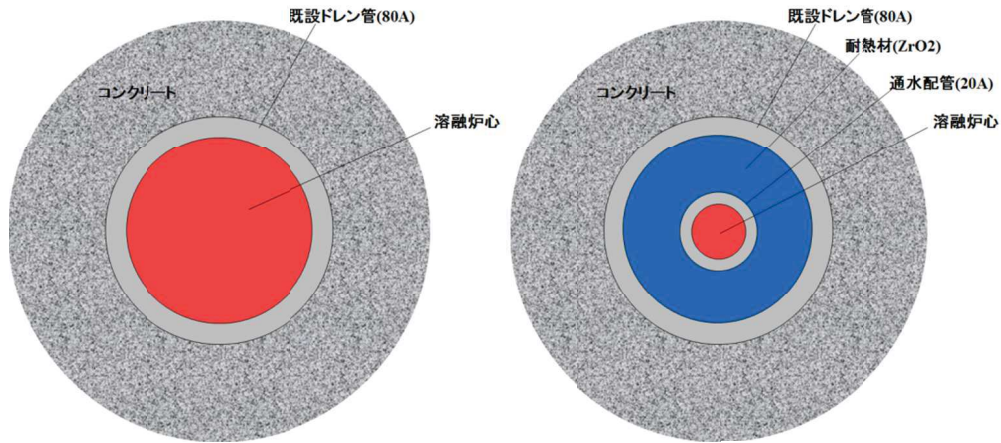
ここでは、固化距離に影響するパラメータとして以下を考慮した。

- ・ 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の減少幅は 0.12 倍となり固化の促進に寄与することが確認できる。一方、除熱パスの等価熱伝導度の低下幅は 0.64 倍に留まり、流路断面積の大幅な減少を考慮すれば、固化の阻害という観点で有意な影響はないと考えられる。従って、コリウムシールドを設置することにより、固化距離をより短くできる。

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

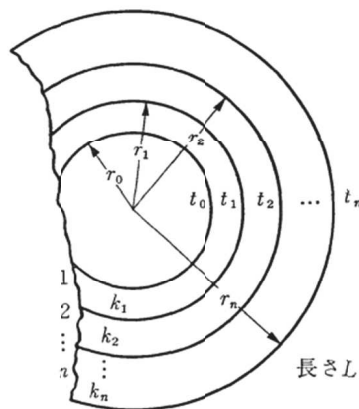
	ドレン配管 (80A)	コンクリート	コリウムシールド
外径 (m)	0.089	0.3 (仮定)	0.078
内径 (m)	0.078	0.089	0.027
熱伝導度 (W/mK)	16.0 (SUS)	1.5	1.5 (ZrO ₂)

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 ²)	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。

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



(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小さいことから、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。有効性上の評価では、下部注水によって溶融炉心は配管内で止まるが、さら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。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ぎ、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ために、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、コリウムシールドを設置し、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。

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 ₂)
耐熱材寸法 (外径/内径/長さ)	[Redacted]
通水配管流路口径	[Redacted]

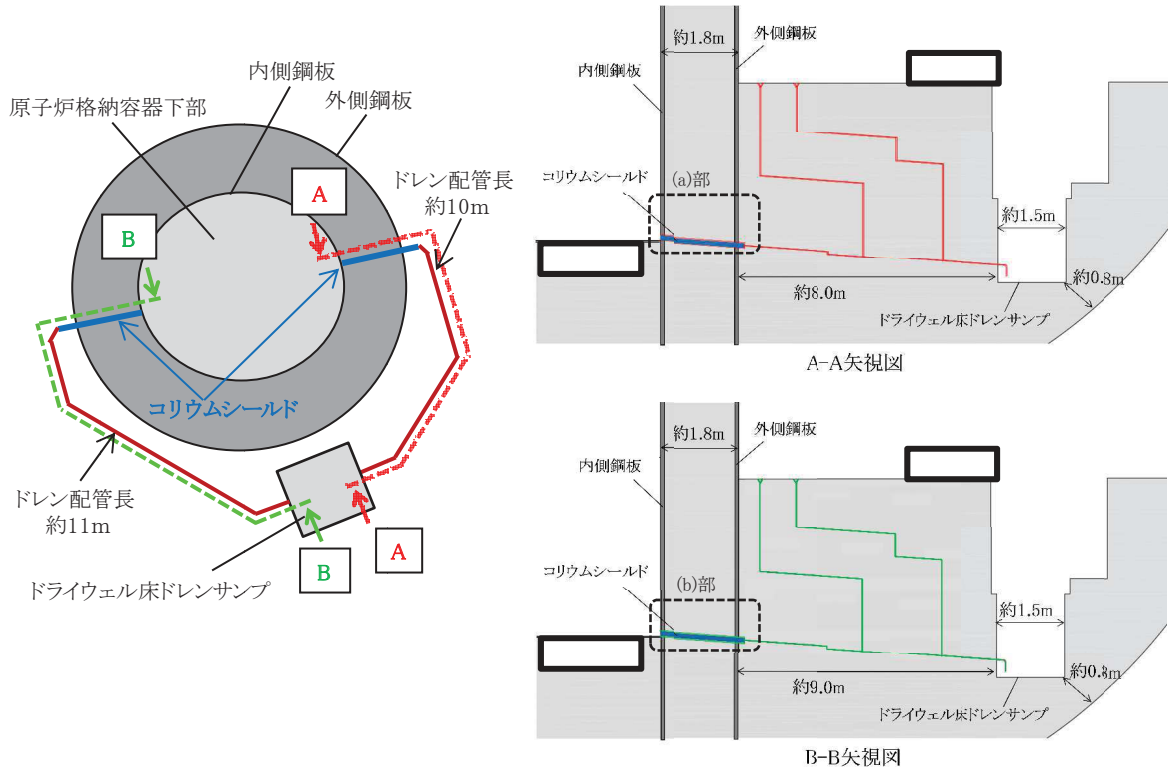


図1 コリウムシールド概要図

[Redacted]

枠囲みの内容は商業機密又は防護上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 \square 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 \square 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ないと判断した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

1. 概要

主蒸気逃がし安全弁の耐環境性向上対策として、主蒸気逃がし安全弁の駆動に必要な高圧窒素ガスの流路となる「主蒸気逃がし安全弁用電磁弁」及び「空気シリンダ」のシール材を改良する。

2. 主蒸気逃がし安全弁用電磁弁の改良について

(1) 設計方針

主蒸気逃がし安全弁の耐環境性を向上させるための更なる安全対策として、高圧窒素ガスの流路となる、電磁弁の作動性能に影響を与えないシール部を、従来のシール材（フッ素ゴム）より高温耐性に優れた改良 EPDM 材に変更する。

主蒸気逃がし安全弁用電磁弁の改良 EPDM 材の採用箇所を図 1 に示す。

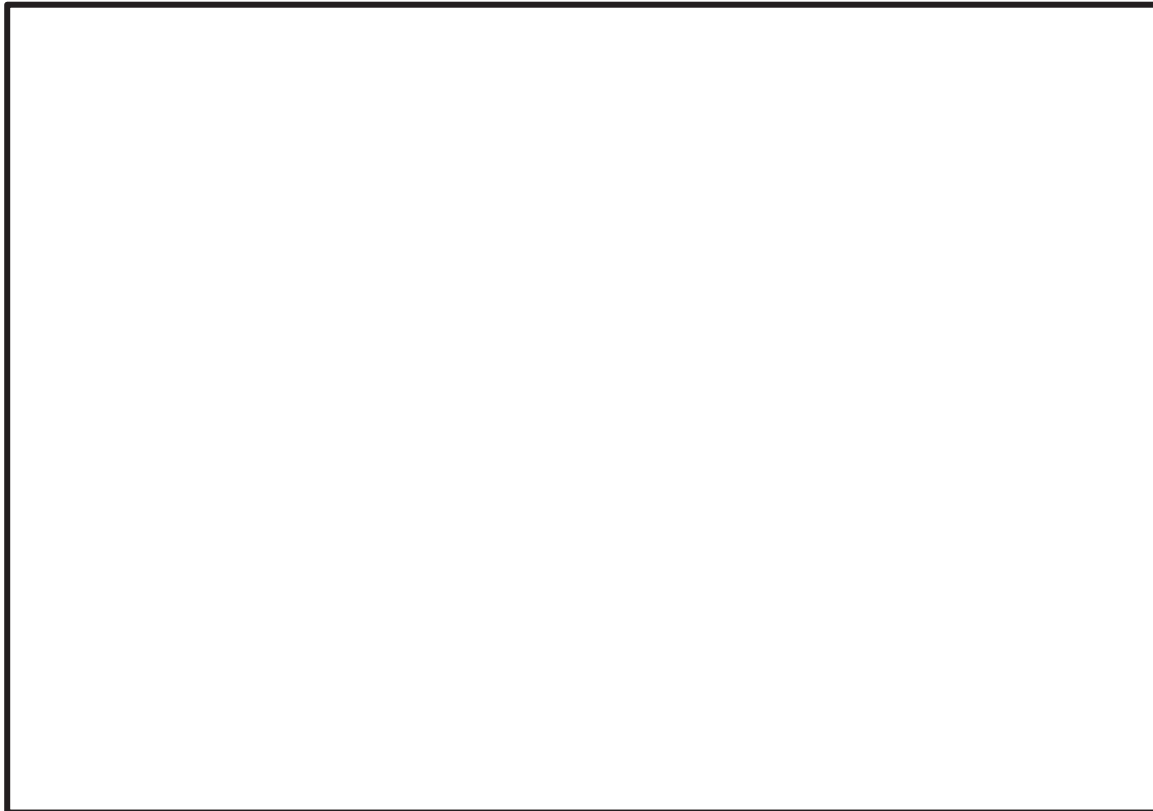


図 1 改良 EPDM 材を採用した主蒸気逃がし安全弁用電磁弁概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 健全性確認試験

a. 試験手順及び試験項目

本試験では、改良 EPDM 材を採用した主蒸気逃がし安全弁用電磁弁に対し、通常運転時に加え重大事故時の熱及び放射線劣化処理を行った上で、シール性の確認を行った。

試験手順及び試験項目を図 2 に示す。

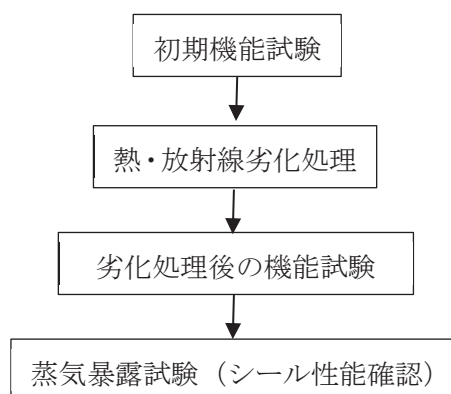


図 2 試験手順及び試験項目

b. 蒸気暴露試験の装置概要及び試験条件

本試験で使用する蒸気暴露試験装置の概要を図 3 に示す。また、蒸気暴露試験条件を表 1 及び図 4 に示す。



図 3 蒸気暴露試験装置の概要

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 蒸気曝露試験条件

項目	条件	解析結果 (参考)
時間(経過)		0～約 3.8 時間 ^{※1}
圧力(kPa[gage])		150 以下 ^{※2}
温度(°C)		147 以下 ^{※3}
雰囲気		蒸気
放射線(Gy)		

※1：有効性評価「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において、主蒸気逃がし安全弁の機能に期待する（原子炉圧力容器破損に至る）期間（事象発生から約 3.8 時間後まで）

※2：有効性評価「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における※1 の期間の値

※3：有効性評価「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における主蒸気逃がし安全弁の温度評価結果

※4：重大事故時における原子炉格納容器内の積算線量



図 4 蒸気曝露試験条件

c. 蒸気曝露試験結果

蒸気曝露試験の結果、シール性は良好であり、従来の設計基準事故環境下に比べ高温となる蒸気に対して(図 4 参照)、空気シリンダへ窒素ガスを供給する流路のシール性能が維持され耐環境性に対し、信頼性が向上していることを確認した。

(3) 主蒸気逃がし安全弁用電磁弁の改良について

主蒸気逃がし安全弁用電磁弁について、重大事故等時環境下における主蒸気逃がし安全弁駆動部（空気シリンダ）へ窒素ガスを供給する流路のシール性能が確認されたことから、主蒸気逃がし安全弁の耐環境性を向上させるための更なる安全性向上対策として、改良 EPDM 材を使用した主蒸気逃がし安全弁用電磁弁に変更する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 空気シリンダの改良について

(1) 設計方針

空気シリンダのシール部は、熱によって損傷するおそれがあることから、高温蒸気環境下におけるシール性能を向上させることを目的として、シリンダピストンの作動に影響を与えないシール部（シリンダOリング）を、従来のフッ素ゴム材より高温耐性に優れた改良 EPDM 材に変更する。

また、従来のフッ素ゴム材を使用するピストンの摺動部においては、主蒸気逃がし安全弁ピストン全開動作時に、フッ素ゴム材のシート部（ピストンOリング）の外側に改良 EPDM 材のシート部（バックシートOリング）を設置することにより、ピストンOリングが機能喪失した場合においてもバックシートOリングによりシール機能を維持することが可能となるよう空気シリンダを変更する。

主蒸気逃がし安全弁の概要図を図5に示す。

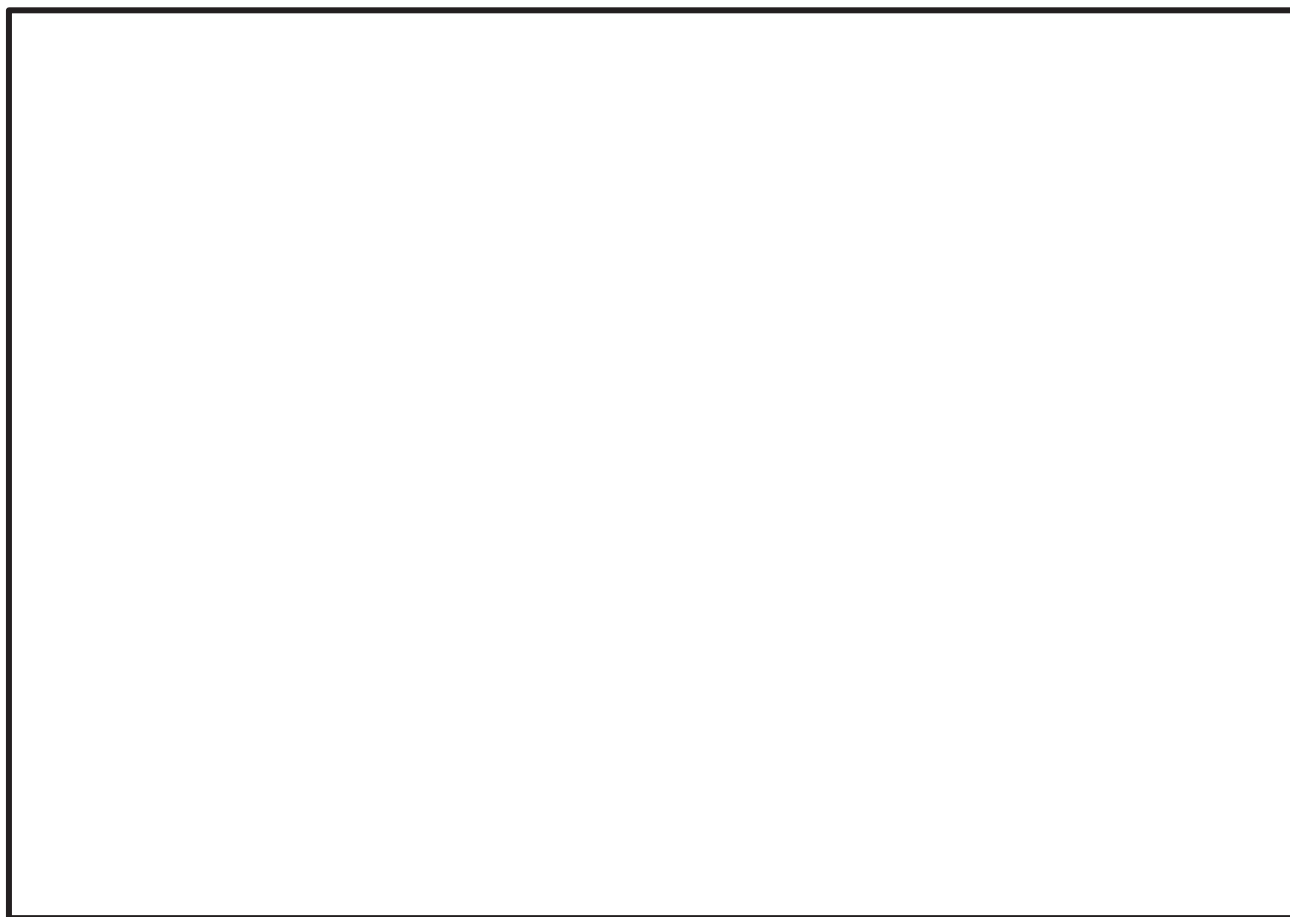


図5 主蒸気逃がし安全弁の概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 健全性確認試験

改良空気シリンダの健全性確認試験として、表2に示す空気シリンダ単体試験及び蒸気曝露試験（試験装置：図6）を実施した。

表2 改良空気シリンダの健全性確認試験内容

	確認項目	試験条件	判定基準	結果
空気シリンダ 単体試験	漏えい試験		漏えいがないこと	良
	作動試験		円滑に動作すること	良
蒸気曝露試験	漏えい試験		漏えいがないこと	良



図6 蒸気曝露試験の概要

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



図 7 蒸気曝露試験条件

(3) 空気シリンダの改良について

改良空気シリンダについて、高温蒸気環境下におけるシール性能が確認された(表 2 参照)ことから、主蒸気逃がし安全弁の耐環境性を向上させるための更なる安全性向上対策として、改良空気シリンダに変更する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. シール材の健全性について

主蒸気逃がし安全弁用電磁弁及び空気シリンダのシール材をフッ素ゴムから改良 EPDM へ変更することにより、シール機能の耐環境性の向上について下記に示す。

フッ素ゴム及び改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験を実施しており、試験結果を表 3 に示す。圧縮永久ひずみ試験は、主蒸気逃がし安全弁が設置されている原子炉格納容器内における事故後 7 日間の累積放射線量を上回る kGy を照射し、原子炉格納容器限界温度である 200℃以上の環境に曝露した後、フッ素ゴム及び改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみを測定している。試験の結果、フッ素ゴムは kGy、乾熱、200℃の環境に 3 日間 (72h) 曝露されることで圧縮永久ひずみが %以上に劣化してしまうのに対して、改良 EPDM 製シール材は kGy、蒸気、200℃の環境に 7 日間 (168h) 曝露されても圧縮永久ひずみは %程度であることが確認できている。本結果が示すとおり、改良 EPDM 製シール材はフッ素ゴムより耐環境性が十分高いことが確認できるため、シール機能の耐環境性向上が達成できると考えている。

表 3 シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

材質	放射線累積 照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験※		
				24h	72h	168h
フッ素ゴム	<input type="text"/>	乾熱	200℃	<input type="text"/>		
改良 EPDM		蒸気	200℃			

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

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（以下、「格納容器下部注水」という。）については、ドライウェル水位に応じて注水を開始又は停止することとしている。ドライウェル水位の検出器は、ドライウェル床面より 0.02m 上、0.23m 上、0.34m 上に設置されており、中央制御室制御盤のランプ表示にて確認することが可能である。格納容器下部注水開始又は停止の判断基準と設定根拠を表 1 に、検出器の位置関係を図 1 に示す。

表 1 格納容器下部注水開始又は停止の判断基準と設定根拠

判断基準	操作	設定根拠
ドライウェル床面より 0.02m 上	格納容器下部注水開始	ドライウェル床面に出来るだけ近い位置で、ドライウェル床面の水の有無を確認できる位置として設定
ドライウェル床面より 0.23m 上	格納容器下部注水停止	熔融炉心の冠水状態を維持するとともに、ベント管へ流入しない位置で注水を停止するため 0.02m と 0.34m の中間位置に設定
ドライウェル床面より 0.34m 上	—	ベント管への流入によるサプレッションプール水位の上昇を抑制するため、ベント管付近（ベント管高さ約 0.45m）であることを検知する位置として設定（サプレッションプール水位が上昇することで、ベント実施判断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ため）

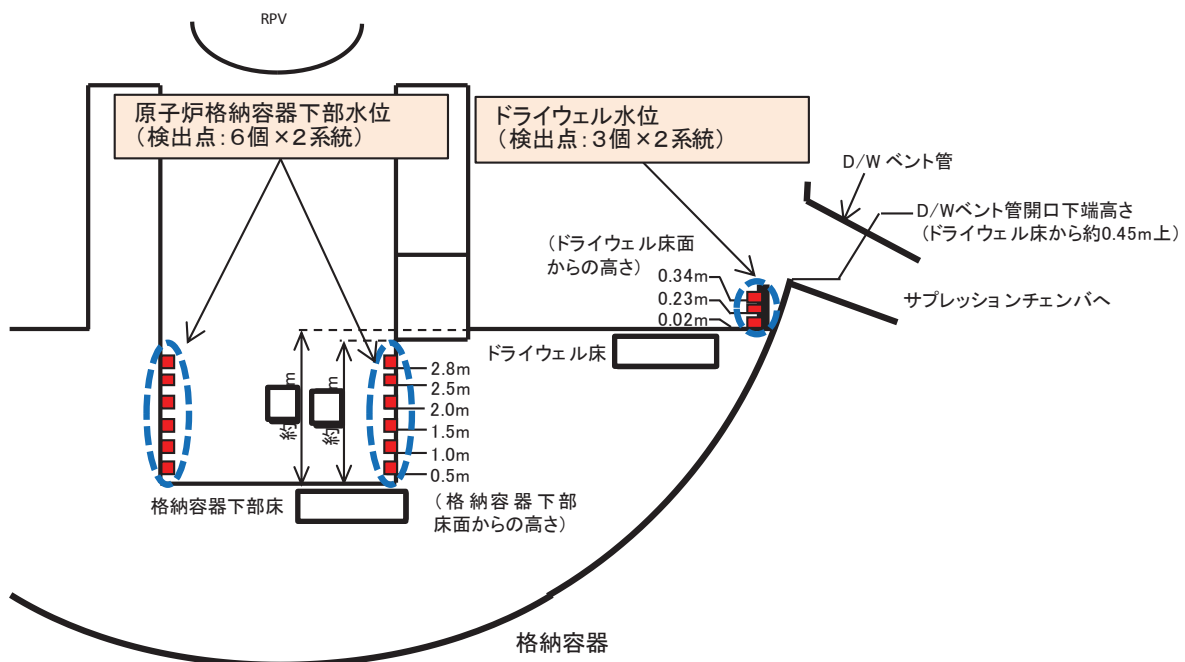


図1 格納容器下部注水に係わる計装設備

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

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

女川2号炉における格納容器下部の初期水張りについては、FCI及びMCCIの影響を考慮し、圧力容器破損前の格納容器下部注水の水位を約3.4mとしている。

格納容器下部注水量と格納容器下部水位の関係を図1に示す。

格納容器下部水位を約3.4mとしたときの格納容器下部およびドレンサンプの水量は以下のとおりであり、合計約90m³である。

- ・格納容器下部体積：約 m³
- ・ドレンサンプ体積：約 m³

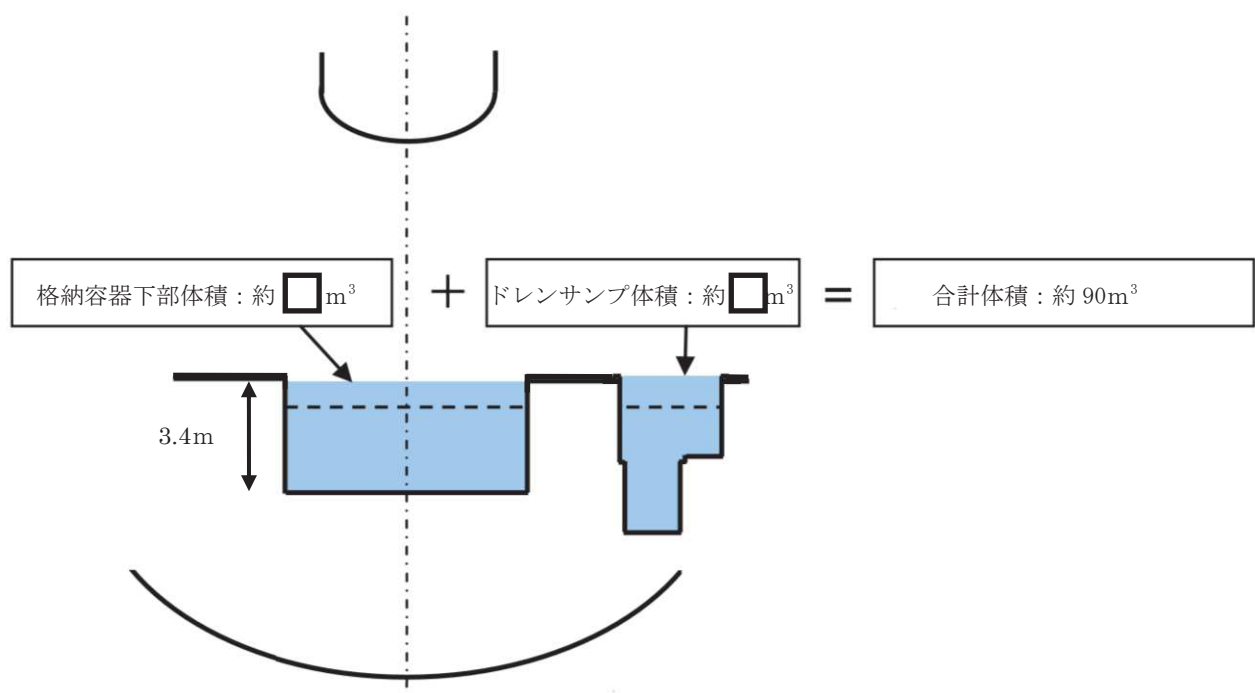


図1 格納容器下部 主要形状

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

114. 格納容器下部の構造について

女川2号炉における格納容器下部の構造は、以下のとおり。

- ・原子炉圧力容器ペDESTALは、原子炉圧力容器及び原子炉遮へい壁を支持する円筒状の構造物
- ・内筒鋼板、外筒鋼板及びそれらを一体化するための縦リブ鋼板等から構成され、内部には終局耐力向上のためのコンクリートを充填
- ・アンカボルトで原子炉建屋基礎版に固定されるとともに、外筒鋼板に取り付けたスタッドにより周辺コンクリートと強固に固定

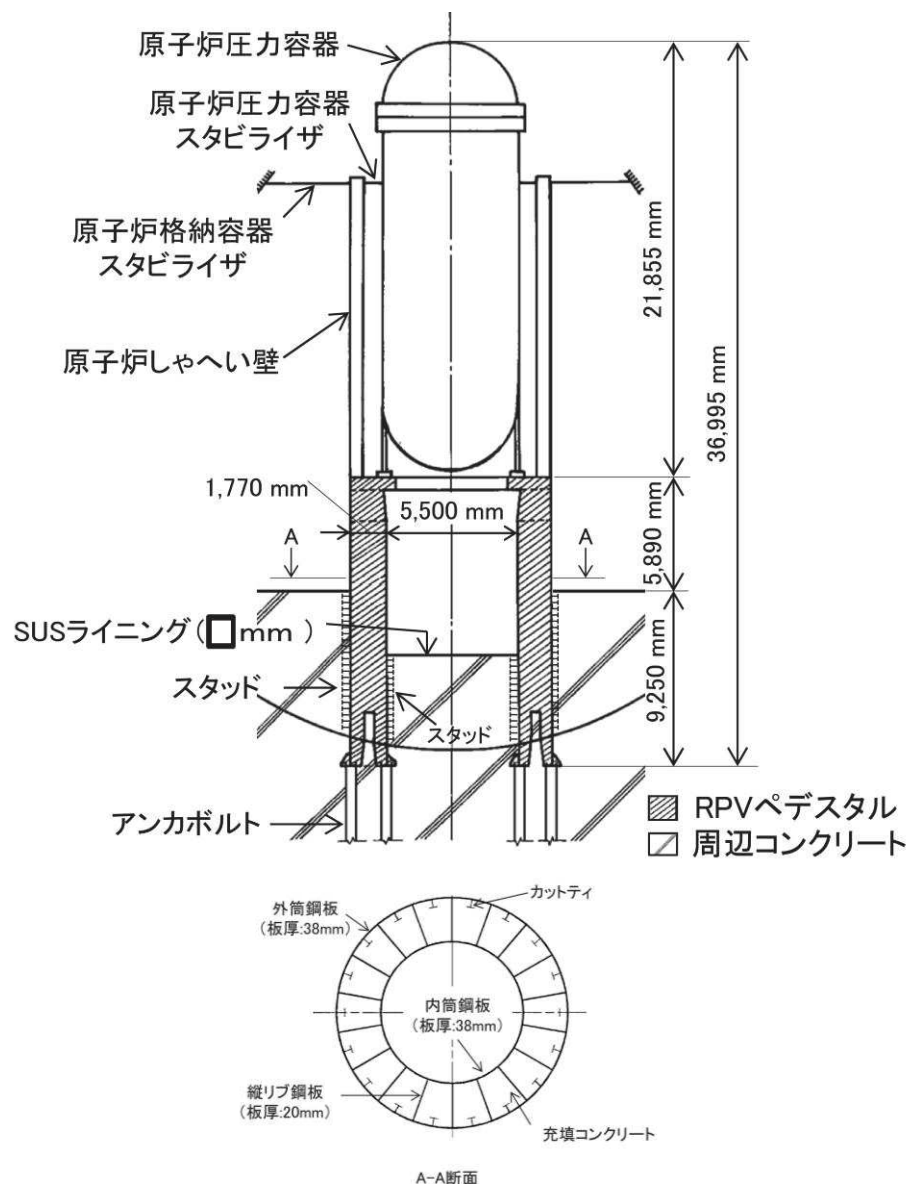


図1 格納容器下部 構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

115. 原子炉圧力容器の破損位置について

原子炉圧力容器の破損について、MAAP では、以下の破損モードから判定された破損モードが適用される。

- a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損
- b) 下部ヘッド貫通部の逸出
- c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損
- d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損
- e) 原子炉圧力容器のクリープ破損

原子炉圧力容器の下部ヘッドは径方向（5 ノード）及び厚さ方向（5 ノード）に分割されており、ノードごとに破損に至っているかの判定が行われる。図 1 に原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割の概念図を示す。

有効性評価^{※1}においては、炉心下部プレナムへ移行した溶融炉心の加熱により、原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値（0.1）に至る原子炉圧力容器破損^{※2}が最初に発生する結果となっている。径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を図 2 に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を図 3 に示す。図 2 に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード 1 のひずみ量がしきい値（0.1）に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、図 3 に示すとおり、ノード 1 が高温を長時間維持していることが確認された。

※1：3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱にて対象としている評価事故シーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋手動減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋DCH発生）」（「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価事故シーケンスへの対応及び事象進展と同じ）

※2：「b) 下部ヘッド貫通部の逸出」に該当

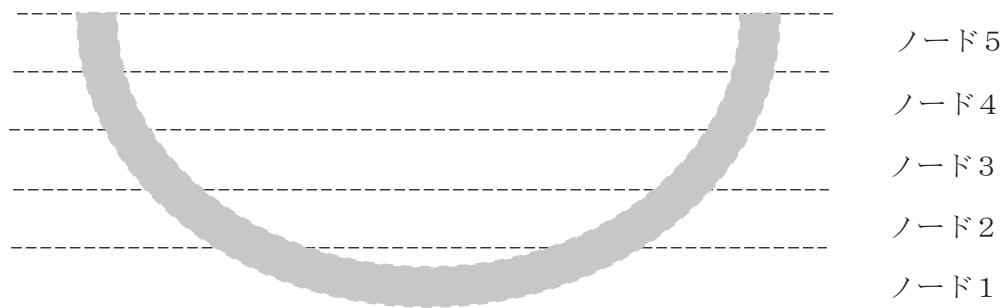


図1 原子炉压力容器下部ヘッドのノード分割（概念図）

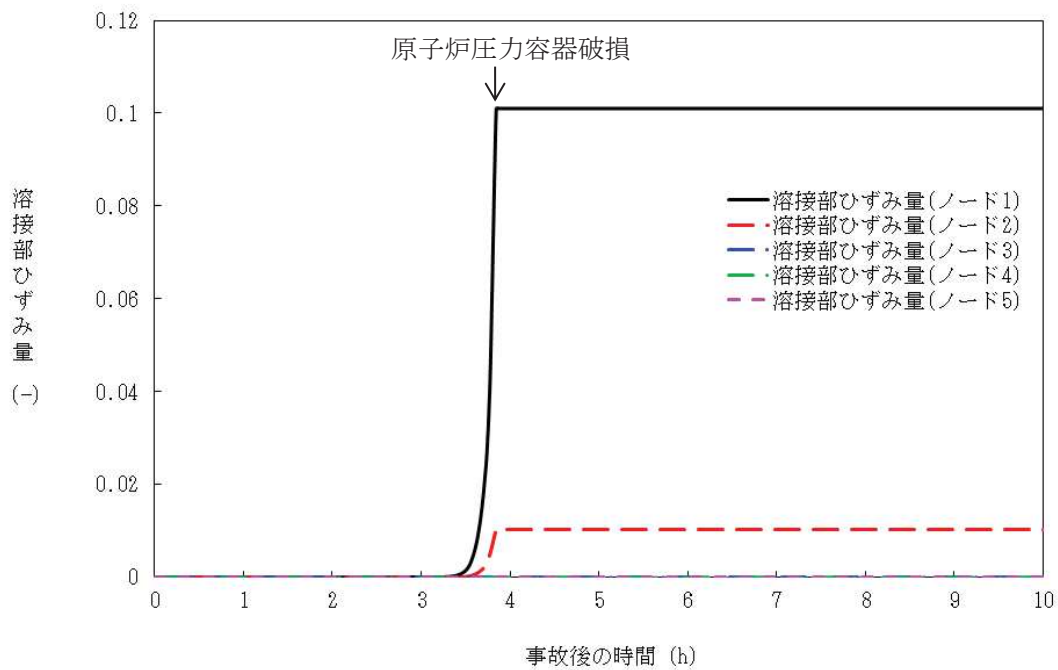


図2 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量

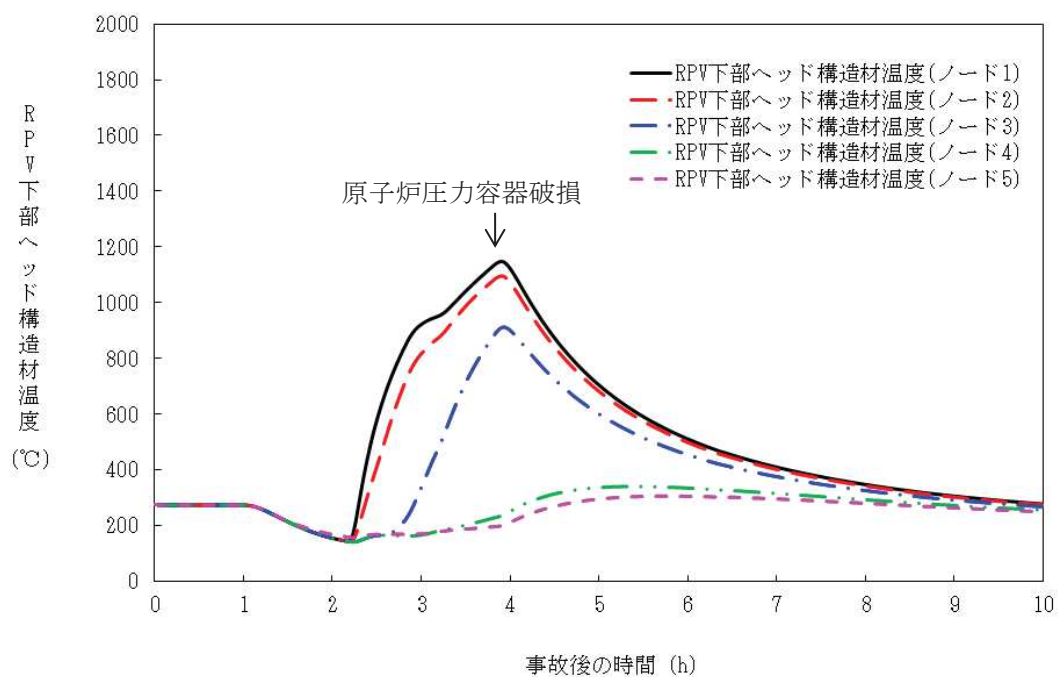


図3 径方向のノードごとの原子炉圧力容器下部ヘッド温度

116. 格納容器下部（ペデスタル）外側鋼板の支持能力について

溶融炉心が水中に落下した際の物理現象である水蒸気爆発は、これまでの知見から、実機において大規模な水蒸気爆発が発生する可能性が極めて低いと考えられるが、女川2号炉の有効性評価「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、溶融炉心が格納容器下部の水中に落下した際の水蒸気爆発の発生を仮定し、格納容器の健全性を評価している。

評価の結果、女川2号炉では、水蒸気爆発の発生を仮定しても、格納容器下部の内側鋼板にかかる応力が弾性範囲内であり、塑性変形しないことを確認している。

しかしながら、万一、内側鋼板に変形等が生じ、その支持機能に期待できない場合であっても、女川2号炉では、格納容器下部の外側鋼板のみで支持機能を維持できる（原子炉圧力容器は、原子炉圧力容器支持スカートを通じて外側鋼板により支持される）。

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

1. 外側鋼板の形状

外側鋼板は、図1に示すように外径9040mm、板厚38mmの円筒状の構造物である。この断面積Aは、以下のように計算される。

$$A = \pi \left[\left(\frac{9040}{2} \right)^2 - \left(\frac{8964}{2} \right)^2 \right] = 1074663 (\text{mm}^2)$$

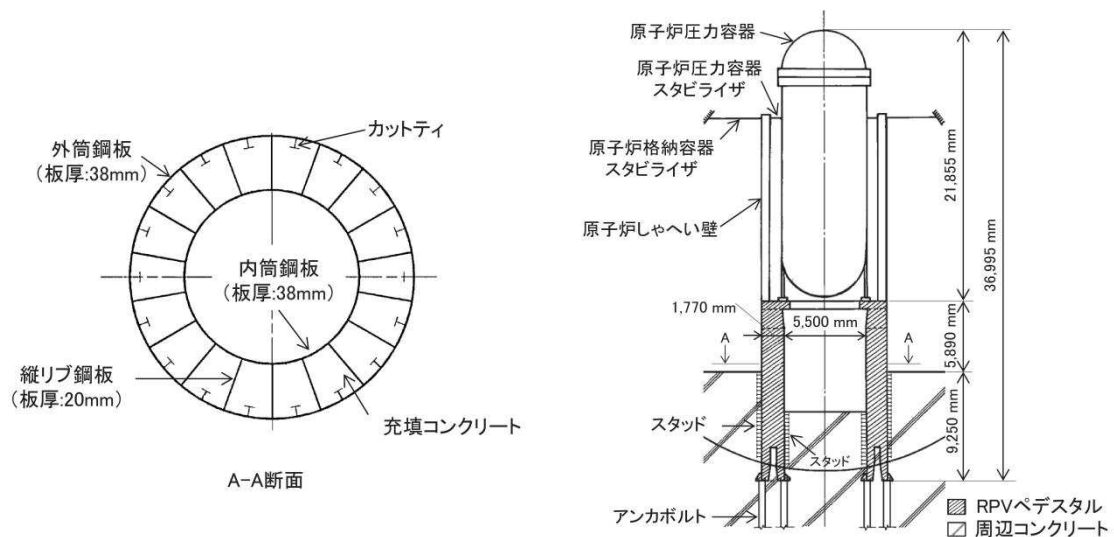


図1 ペデスタル概形図

2. ペDESTALの支持荷重

ペDESTALが支持する荷重は、原子炉圧力容器重量、原子炉遮へい壁重量等である。付加される荷重を以下の表1に示す。

表1 ペDESTALの合計支持荷重

女川2号炉
約4539ton

3. ペDESTALの自立性の評価

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

また、ペDESTAL外側鋼板の材料であるJIS G3115 圧力容器用鋼板(SPV490)の格納容器限界温度(200℃)における降伏応力を、外側鋼板のみで支持機能を維持する上での許容値として同表に示す。

表2 外側鋼板のみでの支持を仮定した場合に外側鋼板に加わる応力と許容値

女川2号炉	許容値(降伏応力)
約42MPa	417MPa

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

以上

119. 高温環境下での主蒸気逃がし安全弁の温度解析の妥当性について

1. はじめに

原子炉水位が有効燃料棒頂部を下回り、炉心損傷に至るような状況では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）内の気相温度は飽和蒸気温度を大きく超える。高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱（以下「DCH」という。）を防止するためには、そのような環境下でも主蒸気逃がし安全弁（自動減圧機能付）（以下「SRV（ADS付）」という。）を開保持し、RPV内の圧力を2MPa以下の低圧に維持する必要がある。

女川原子力発電所2号炉では、DCHシナリオ時に高温蒸気が流れるSRV弁箱表面からの輻射による伝熱を抑制する遮熱板を設置し、空気シリンダ及び電磁弁の温度上昇を抑制することにより、SRV（ADS付）による減圧が必要な期間（約3.8時間）において確実に機能を発揮する設計としており、その健全性を温度解析により確認している。ここでは温度解析の妥当性について記載する。

2. SRVの配置について

SRV（ADS付）の配置図を図1に示す。

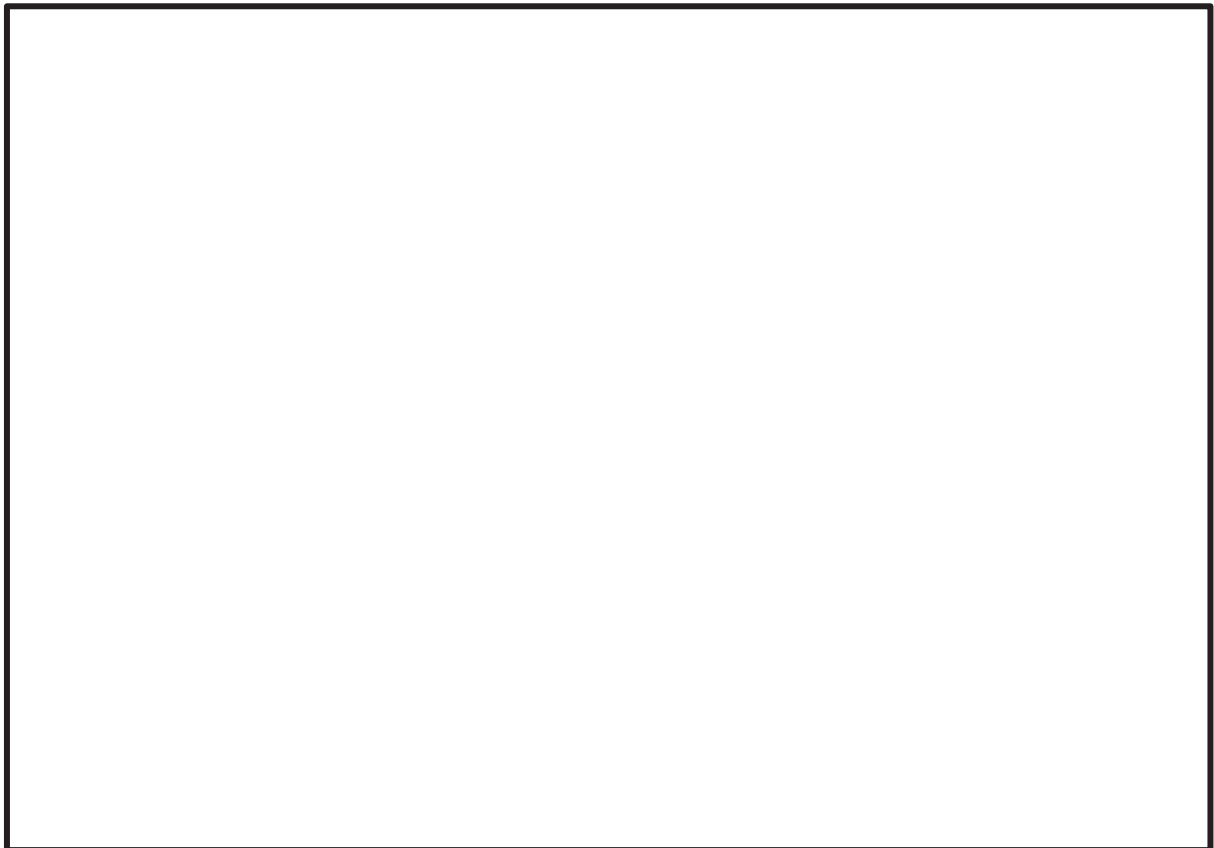


図1 SRV配置図

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

3. 解析の妥当性について

(1) 解析モデル

図1のとおり，各々のSRV（ADS付）の空気シリンダ及び電磁弁の設置角度並びに熱源からの距離は各々異なることから，空気シリンダ及び電磁弁への伝熱を保守的に取り扱うため，弁箱からの熱伝導による伝熱及び遮熱板下部に仮想平行平面を設け輻射を考慮したモデルとした。解析モデルを図2に示す。



図2 解析モデル及び境界条件

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 熱源の考慮

空気シリンダ及び電磁弁への伝熱の考慮について、熱源ごとに解析上の取扱いを表1に整理した。

表1 空気シリンダ及び電磁弁への伝熱の考慮

熱源	考慮要否
RPV	原子炉遮蔽壁で覆われており、高温な熱源とはならないため考慮しない。
主蒸気管	保温材が設置されているため、高温な熱源とはならないため考慮しない。
SRV 弁箱 (当該弁)	熱伝導及び輻射を考慮する。 輻射については、遮熱板下部の仮想平行平面からの伝熱とし、輻射の形態係数は1とする。なお、実機においては、弁箱と遮熱板は直交平面であるため、輻射の形態係数は0.2程度となる。
排気管 (当該弁)	排気管（当該弁）側面からの輻射による遮熱板への伝熱を考慮する。なお、実機においては排気管（当該弁）と遮熱板を直交平面として扱った場合、輻射の形態係数は0.3程度となるため、解析上はSRV 弁箱（当該弁）からの伝熱（形態係数1）に含むことで評価する。 また、排気管（当該弁）上面から空気シリンダ及び電磁弁側面への伝熱は、排気管（当該弁）と空気シリンダ及び電磁弁は設置高さが異なり、その間には足場（グレーチング）等があり輻射が遮られることから、温度上昇への影響は小さいため、考慮しない。（図3参照）
SRV 弁箱及び 排気管 (他の弁)	SRV（ADS付）同士は隣合っておらず、当該弁の空気シリンダ及び電磁弁は、他の弁の弁箱及び排気管から離れた位置に設置されている。また、排気管（他の弁）と空気シリンダ及び電磁弁は設置高さが異なり、その間には足場（グレーチング）等があり輻射が遮られることから、温度上昇への影響は小さい。さらに、有効性評価においては1弁に期待しているため、他の弁からの伝熱は考慮しない。



図3 SRV 現場設置状況

以上を踏まえ、空気シリンダ及び電磁弁への伝熱は、弁箱からの熱伝導に加え、遮熱板下部に設けた弁箱表面と等温の仮想平行平面から輻射を受けるモデルとし、輻射の形態係数を1とした保守的な設定としている。

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

補足 119-4

(3) 解析と実機の伝熱量の比較

解析においては、熱伝導については、弁箱からの熱伝導を考慮した実機同等のモデルとしている。

また、輻射については、実機のレイアウト上、空気シリンダ及び電磁弁の設置位置が各々異なっていることを考慮し、仮想平行平面から輻射を受ける保守的なモデルとしている。

ここでは、輻射について、解析上考慮する輻射による伝熱量と、実機における輻射による伝熱量を、伝熱工学資料（改訂第5版 日本機械学会）に基づき算出（下式参照）し、比較を行う。

なお、熱源と被輻射体の温度差が大きいほど伝熱量は大きくなることから、事象初期における伝熱量を比較した。

$$Q_{12} = \frac{\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1} + \frac{1}{A_1 F_{12}} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}}$$

Q : 輻射による伝熱量

δ : ステファンボルツマン定数 ($5.67 \times 10^{-8} [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)]$)

ε : 輻射率 (弁箱及び遮熱板の材質を考慮し、0.8 と設定)

A : 面積

T : 温度

F : 形態係数

a. 解析における輻射による遮熱板への伝熱量

仮想平行平面から輻射による遮熱板への伝熱量について、下記のとおり算出した。また、輻射による伝熱のイメージ図について、図4に示す。

T_1 : 仮想平行平面温度 = 470 °C

T_2 : 遮熱板温度 = 100 °C

A_1 : 仮想平行平面面積 = m²

A_2 : 遮熱板面積 = m²

F_{12} : 輻射形態係数 = 1.0

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$: 0.8

以上より、仮想平行平面から輻射による遮熱板への伝熱量 Q_{R1} は下式のとおりとなる。

$$Q_{R1} = \frac{5.67 \times 10^{-8} \times (743^4 - 373^4)}{\frac{1 - 0.8}{0.8 \times \text{} + \frac{1}{\text{} \times 1 + \frac{1 - 0.8}{0.8 \times \text{}} = \text{} [W]$$

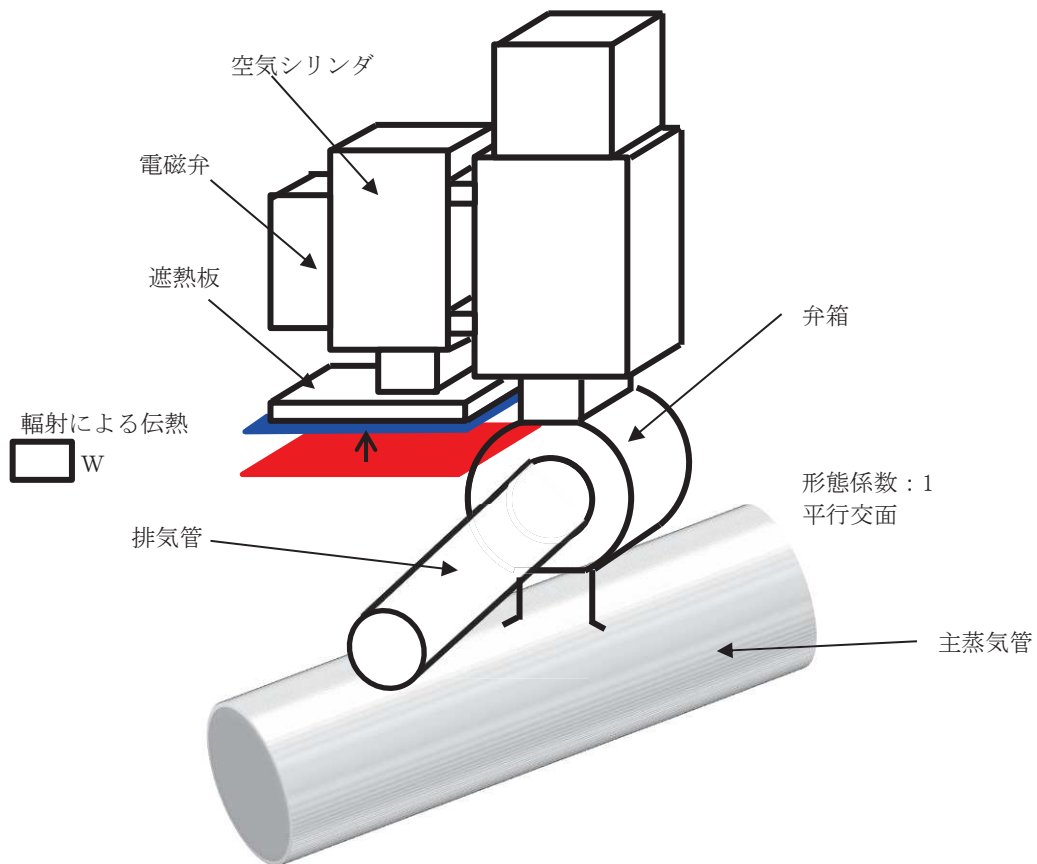


図4 解析における輻射による伝熱量 (イメージ)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

b. 実機における輻射による伝熱量

(a) 実機における弁箱からの輻射による熱量

弁箱側面からの輻射による遮熱板への伝熱量について、下記のとおり算出した。また、輻射による伝熱のイメージ図について、図5に示す。

T_1 : 弁箱温度 = 470 °C

T_2 : 遮熱板温度 = 100 °C

A_1 : 弁箱側面面積 = m² (長方形の投影面積と仮定)

A_2 : 遮熱板面積 = m²

F_{12} : 輻射形態係数 =

$\varepsilon_1, \varepsilon_2 : 0.8$

以上より、弁箱側面からの輻射による遮熱板への伝熱量 Q_{R2} は以下となる。

$$Q_{R2} = \frac{5.67 \times 10^{-8} \times (743^4 - 373^4)}{\frac{1-0.8}{0.8 \times \text{} + \frac{1}{\text{} \times \text{} + \frac{1-0.8}{0.8 \times \text{}} = \text{} [W]$$

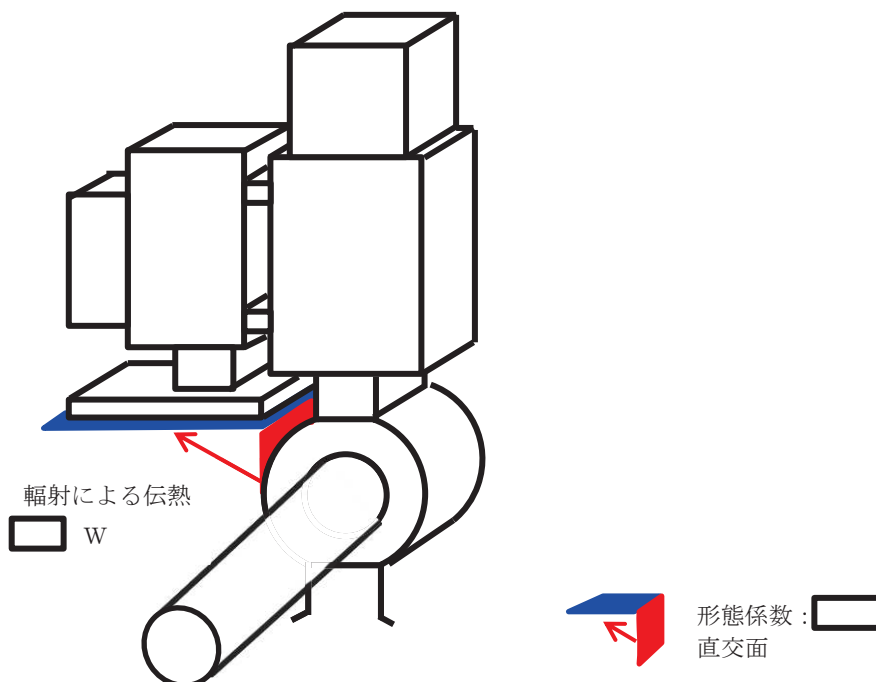


図5 実機における弁箱からの輻射による伝熱量 (イメージ)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(b) 実機における排気管（当該弁）側面からの輻射による遮熱板への伝熱量

排気管（当該弁）側面からの輻射による遮熱板への伝熱量について、下記のとおり算出した。

なお、実機において、空気シリンダが排気管に対して90度方向に設置されているE弁、L弁が排気管に最も近いことから、輻射の影響が大きいと考えられる。なお、E弁及びL弁の伝熱量を比較したところ、E弁の方が伝熱量が大きいため、ここではE弁の伝熱量について示す。また、輻射による伝熱のイメージ図について、図6に示す。

T_1 : 排気管温度 = 470 °C

T_2 : 遮熱板温度 = 100 °C

A_1 : 排気管側面面積 = m² (長方形の投影面積と仮定)

A_2 : 遮熱板面積 = m²

F_{12} : 輻射形態係数 =

$\varepsilon_1, \varepsilon_2 : 0.8$

以上より、排気管側面からの輻射による遮熱板への伝熱量 Q_{R3} は以下となる。

$$Q_{R3} = \frac{5.67 \times 10^{-8} \times (743^4 - 373^4)}{\frac{1-0.8}{0.8 \times \text{} + \frac{1}{\text{} \times \text{} + \frac{1-0.8}{0.8 \times \text{}} = \text{} [W]$$

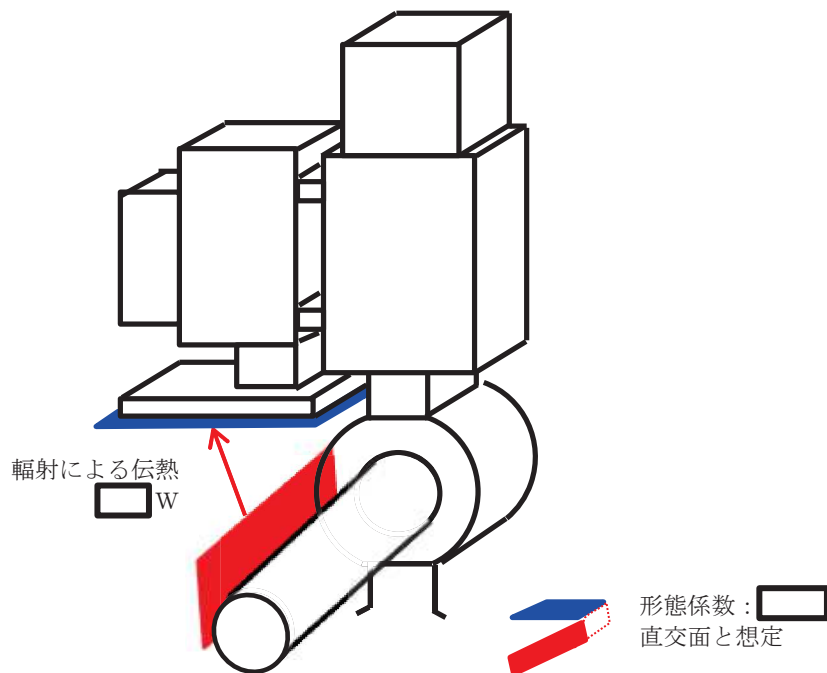


図6 実機における排気管側面からの輻射による伝熱量 (イメージ)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

c. 解析と実機の伝熱量の比較

実機における弁箱からの輻射による伝熱量 ($Q_{R2} + Q_{R3}$) が約 W であるのに対し、解析における輻射による伝熱量 (Q_{R1}) は約 W であることから、解析は実機の 2.5 倍程度の輻射による伝熱を見込んでおり、保守的な評価となっている。

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。

排気管（当該弁）上面からの輻射による空気シリンダ側面への伝熱量

図1のとおり、排気管（当該弁）と空気シリンダ及び電磁弁は設置高さが異なり、その間には足場（グレーチング）等があり輻射が遮られることから、温度上昇への影響は小さいと考えられる。よって、排気管（当該弁）上面から空気シリンダ及び電磁弁側面への伝熱は、解析においては考慮しないこととしているが、仮に、輻射を遮る足場（グレーチング）等がない場合の伝熱量について、以下のとおり算出した。

なお、実機において、空気シリンダが排気管に対して 90 度方向に設置されているE弁、L弁が排気管に最も近いことから、輻射の影響が大きいと考えられる。なお、E弁及びL弁の伝熱量を比較したところ、E弁の方が伝熱量が大きいため、E弁の伝熱量について示す。

また、輻射による伝熱のイメージ図について、図1に示す。

T_1 : 排気管温度 = 470 °C

T_2 : 空気シリンダ側面温度 = 100 °C

A_1 : 排気管上面面積 = m² (長方形の投影面積と仮定)

A_2 : 空気シリンダ側面面積 = m²

F_{12} : 輻射形態係数 =

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$: 0.8

以上より、排気管上面から輻射による空気シリンダ及び電磁弁側面への伝熱量 Q は以下となる。

$$Q = \frac{5.67 \times 10^{-8} \times (743^4 - 373^4)}{\frac{1 - 0.8}{0.8 \times \text{} + \frac{1}{\text{} \times \text{} + \frac{1 - 0.8}{0.8 \times \text{}}}} = \text{} [W]$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

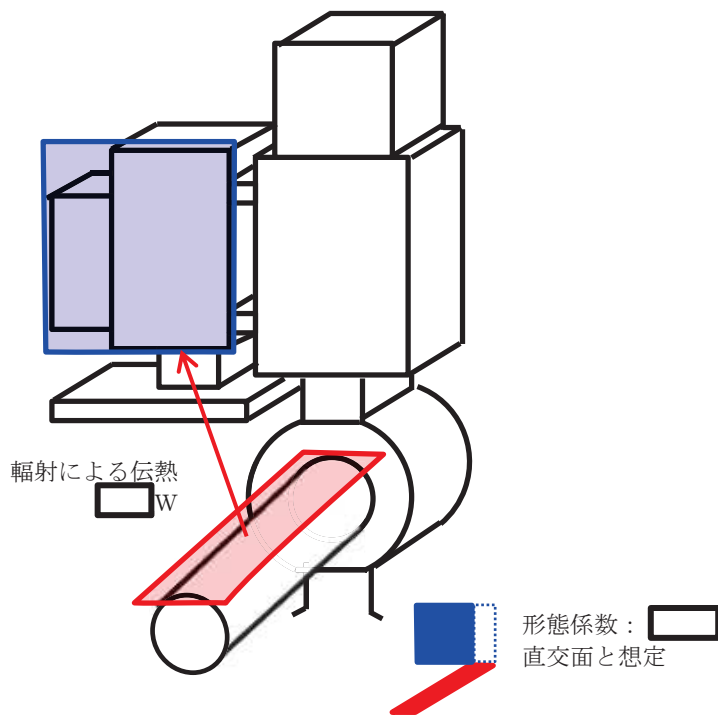


図1 実機における排気管からの輻射による伝熱量 (イメージ)

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。

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

1. 概要

原子炉格納容器下部水位及びドライウエル水位の監視のために設置する計測設備の概要を以下に示す。

(1) 原子炉格納容器下部水位

a. 設置目的

原子炉格納容器下部水位検出器は、重大事故等時において、原子炉格納容器下部への注水によるペDESTAL部の蓄水状況を把握するために設置するものである。

b. 主要仕様

主要仕様を表 1 に示す。

c. 機器配置

検出器の配置場所を図 1 及び図 2 に示す。

表 1 原子炉格納容器下部水位の主要仕様

種類	計測範囲※1	個数	誤差	耐環境試験条件
電極式水位検出器	0.5m, 1.0m, 1.5m, 2.0m, 2.5m, 2.8m (O.P. -2000, -1500, -1000, -500, 0, 300)	12	0～+100mm	

※1：計測範囲の零は、原子炉格納容器下部（ペDESTAL底部）（）。

※2：センサは無機物で構成しており、耐放射線性を有している。

(2) ドライウエル水位

a. 設置目的

ドライウエル水位検出器は、重大事故等時において、原子炉格納容器下部に落下した熔融炉心の冷却に必要な水深があることを把握するために設置するものである。

b. 主要仕様

主要仕様を表 2 に示す。

c. 機器配置

検出器の配置場所を図 1 及び図 2 に示す。

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

表2 ドライウェル水位の主要仕様

種類	計測範囲※1	個数	誤差	耐環境試験条件
電極式水位 検出器	0.02m, 0.23m, 0.34m (O. P. 1170, 1380, 1490)	6	0~+100mm	

※1：計測範囲の零は、ドライウェル床面 ()。

※2：センサは無機物で構成しており、耐放射線性を有している。

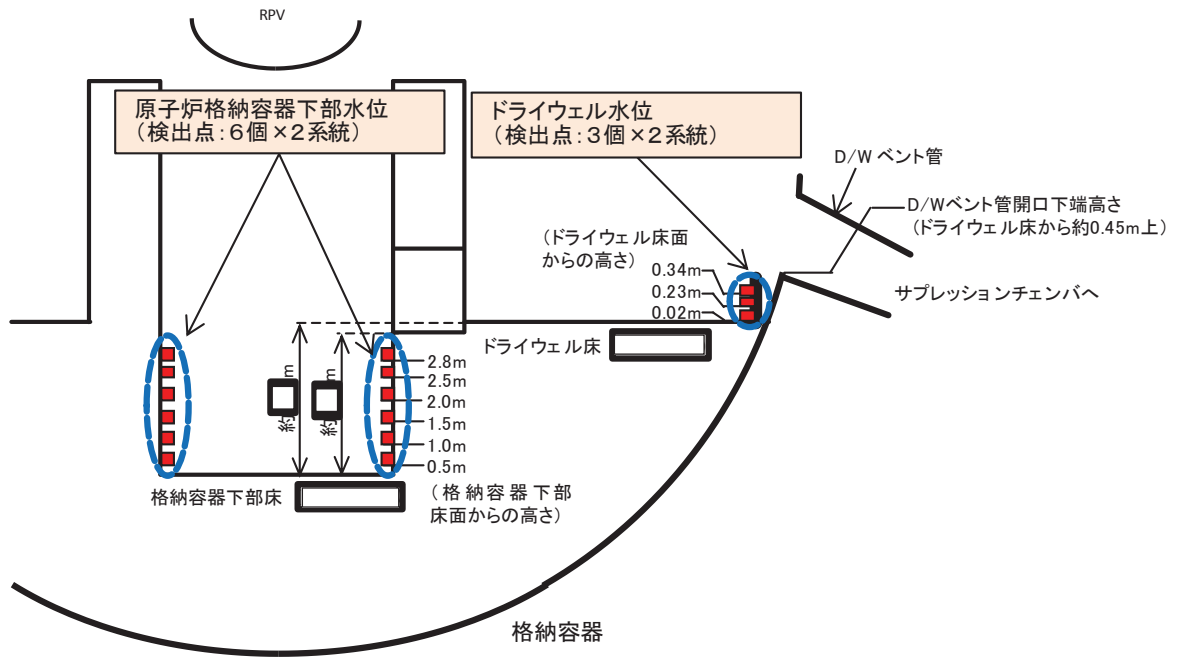


図1 原子炉格納容器下部水位及びドライウェル水位の検出器配置図 (1 / 2)

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

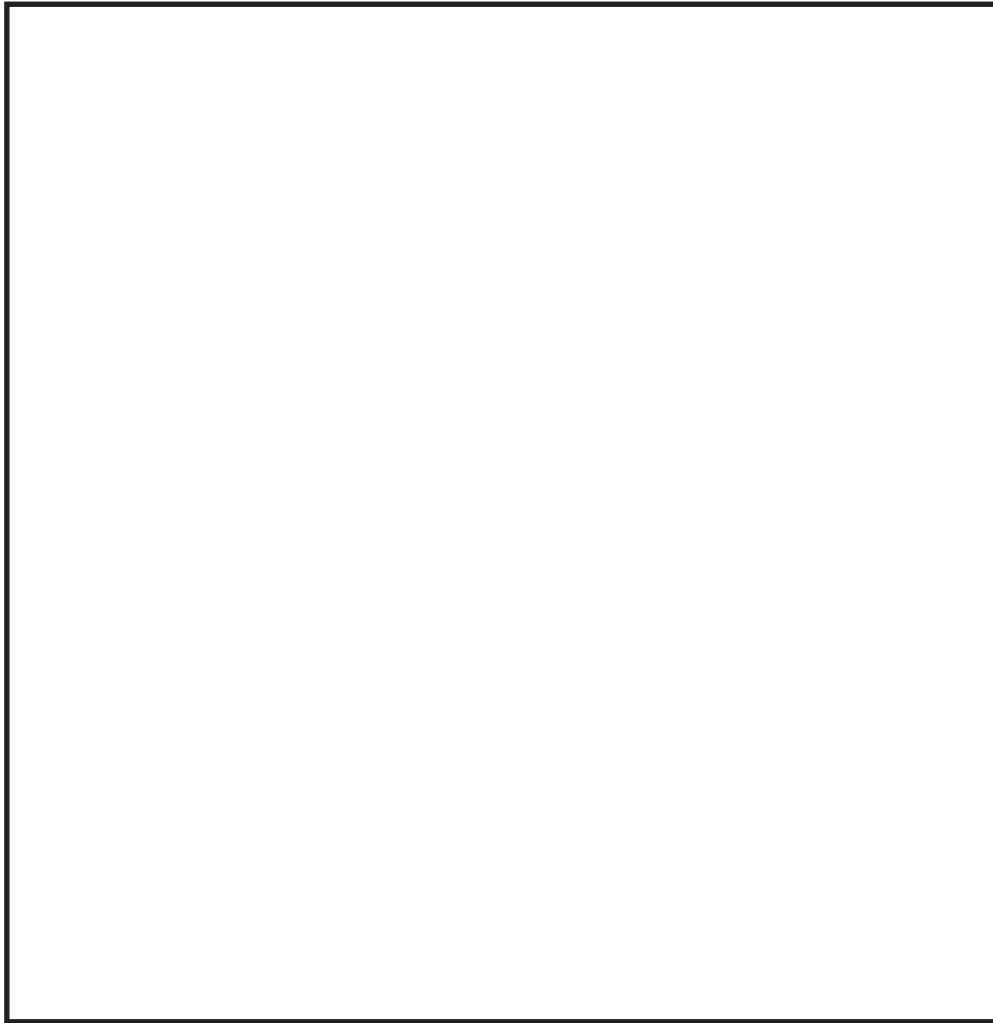


図2 原子炉格納容器下部水位及びドライウエル水位の検出器配置図（2／2）

2. ペDESTAL内の熱源によるドライウエル水位検出器への影響

ドライウエル水位は、熔融炉心がペDESTALへ落下した後の冷却を行うために監視が必要なパラメータであり、ドライウエル水位検出器は重大事故等時の原子炉格納容器内の環境において健全性を維持する必要がある。ドライウエル水位検出器は、300℃の環境下における健全性が確認されており、重大事故等時のドライウエル内の環境温度（最大約180℃）に対して、検出器の健全性に問題はない。

仮にペDESTAL開口部（ペDESTAL側）に熱源があった場合には図2に示すとおり、検出器は設置箇所がペDESTAL内から直接視認できる範囲にないことから、熱の影響を受けないと考えられる。また、検出器は多重化しており、片系が機能喪失した場合においても、もう片系の検出器によりドライウエル水位の監視が可能である。

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

3. 格納容器スプレイによるドライウエル水位検出器及び原子炉格納容器下部水位検出器への影響

ドライウエル水位及び原子炉格納容器下部水位の検知に使用する電極式水位検出器の構造を図3に示す。熱電対（電極）は、保護管（電極）に覆われており、開放部と通気孔を有した構造をしている。検出器は、基本的に縦向き（開放部が下方向）に設置され、開放部から水が入り、内部の気体が通気孔から抜け電極間が導通状態となることで水位を検知する。

電極式水位検出器は水没を考慮した設計としており、格納容器スプレイ水の被水による機能喪失はない。また、ケーブルについても、検出器と一体構造であり、原子炉格納容器の貫通部までの間に接続箇所を設けない設計としており、格納容器スプレイ水の被水による影響はない。

誤検知が発生する状況として、大量の水が連続的に検出器に当たり続け、電極間が導通状態になることが考えられるが、ドライウエル水位検出器は、図1に示すとおり、ドライウエル床付近に設置する設計であり、格納容器スプレイを直接受けることないため、誤検知は発生しない。また、原子炉格納容器下部水位検出器は、図2に示すとおり、ペDESTAL開口部より離れた位置に設置する設計であり、格納容器スプレイ水がペDESTAL開口部より流れ込む際に被水することはなく、誤検知は発生しない。

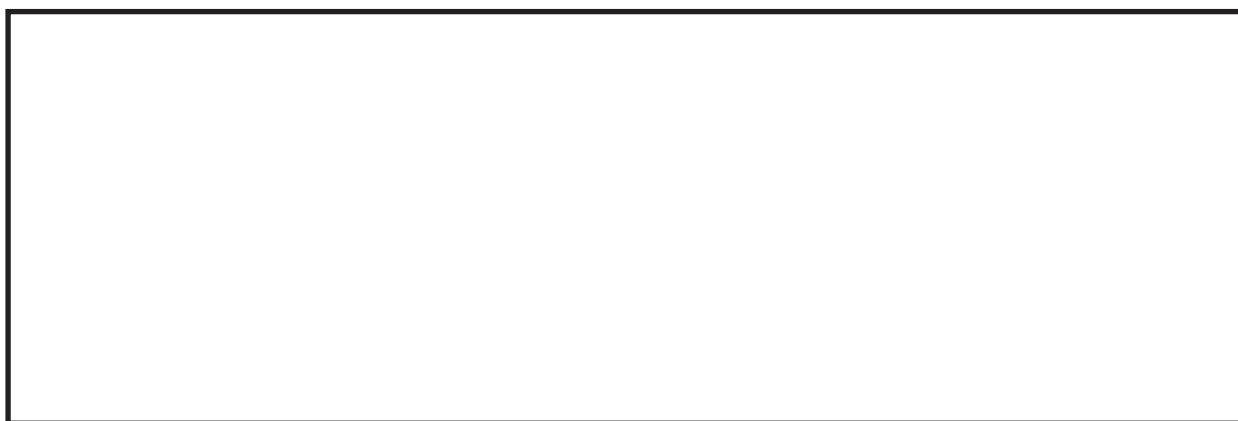


図3 電極式水位検出器の構造

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) 電極式水位検出器の測定原理

電極式水位検出器の構造を下図に示す。電極式水位検出器は、シース熱電対、保護管等から構成される。シース熱電対と保護管で構成される電極間の導通を測定することで、検出部が水中か気中を判定するものである。気中において保護管とシース熱電対表面は絶縁されているが、保護管とシース熱電対表面間に水がある場合には、導通し抵抗が低下する。

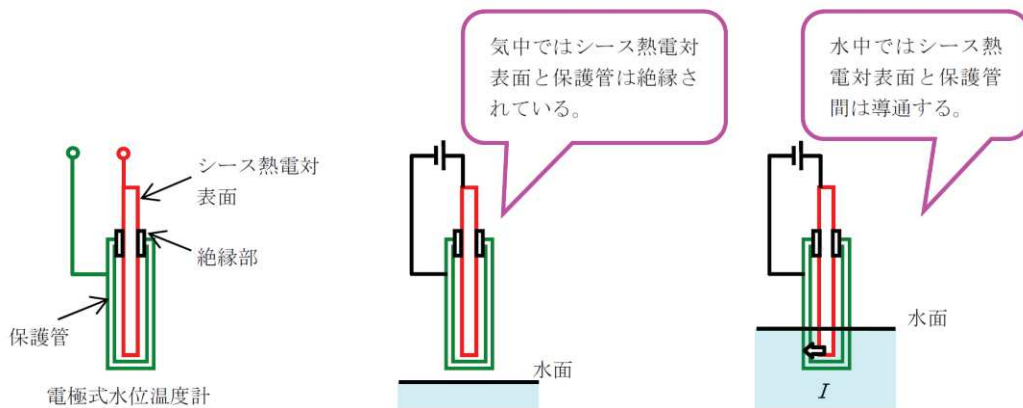


図 電極式水位検出器の測定原理

121. ペDESTAL内のドライウェル温度検出器について

ペDESTAL内に設置されるドライウェル温度検出器の主要仕様を表1に、設置状況を図1に示す。

検出器は、図1に示すとおり最外郭の制御棒駆動機構ハウジング貫通孔直下より、ペDESTAL壁面側に設置されることから、溶融炉心が真下に落下した場合に直接接触することはない。

また、溶融炉心の落下に伴う輻射熱の影響により、検出器が機能喪失する可能性があるが、検出器が破損し断線した場合には、指示をアップスケールさせることにより、検出器の機能喪失を把握することが可能である。

なお、設置個数は2個であり、ペDESTAL内の離れた位置に配置している。

表1 ドライウェル温度検出器の主要仕様

種類	計測範囲	個数	誤差 ^{※1}	耐環境試験条件
熱電対	0～300℃	2 ^{※2}	±2.7℃	

※1：検出器～SPDS表示装置の誤差（詳細設計により今後変更となる可能性がある）。

※2：ドライウェル温度検出器は11個あり、そのうちペDESTAL内に設置される温度検出器の個数。



図1 ドライウェル温度検出器の設置場所

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

122. 格納容器下部への初期水張り運用について

1. 初期水張りの運用

炉心損傷後の対応手順として、「原子炉注水手段が全くなく、原子炉水位がレベル0に達した場合」又は「原子炉圧力容器下鏡部温度指示値が300℃に達した場合」には原子炉圧力容器（以下、「RPV」という。）の破損に備え、格納容器下部への初期水張りを行うこととしている。

一方、起因事象がLOCAの場合、ドライウェルに放出された冷却材は格納容器下部に流入し、格納容器下部に水位が形成されると考えられる。

通常の初期水張り運用及びLOCA後の初期水張り運用について以下に示す。

(1) 通常の初期水張り運用

RPVの破損に備えた初期水張り操作は以下のとおり。

- ① 原子炉格納容器下部水位の最下部（格納容器下部床から0.5mの高さ）のランプ表示が消灯していることを確認する（原子炉格納容器下部水位計の設置状況については図1参照）。
- ② 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（初期水張り）を開始する。
- ③ 原子炉格納容器下部注水流量100m³/hで水張りを継続し、継続時間を確認するとともに、原子炉格納容器下部水位のランプ表示が順次点灯することを確認する。
- ④ 原子炉格納容器下部水位の最上部（格納容器下部床から2.8mの高さ）のランプ表示が点灯した場合、格納容器下部水位が3.4mとなるまでに必要な注水量約18m³（100m³/hで約11分）注水後、格納容器下部注水を停止する。
- ⑤ 初期水張り完了後、仮に原子炉格納容器下部水位の最上部（格納容器下部床から2.8mの高さ）のランプ表示が消灯した場合には、再度、格納容器下部水位が3.4mとなるまでに必要な注水量（格納容器下部水位2.8m到達から約18m³）を追加で注水する。

(2) LOCA後の初期水張り運用

LOCA後におけるRPVの破損に備えた初期水張り操作は以下のとおり。

- ① 原子炉格納容器下部水位のランプ表示を確認し、格納容器下部水位の形成状況を確認する。
- ② 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（初期水張り）を開始する。
- ③ 原子炉格納容器下部注水流量100m³/hで水張りを継続する。
- ④ 既に形成されている原子炉格納容器下部水位の1つ上の高さに設置されているランプ表示の点灯を確認し、その高さから格納容器下部水位が3.4mと

なるまでに必要な注水量*を追加で注水する。

なお、水張り開始前に原子炉格納容器下部水位の最上部（格納容器下部床から2.8mの高さ）のランプ表示が点灯していた場合は、2.8mから3.4mまでの水張りに必要な注水量（約18m³）の注水が完了した時点、又はドライウェル水位の最下部（ドライウェル床から0.02mの高さ）のランプ表示が点灯した時点で注水を停止し水張り完了とする。

※ 原子炉格納容器下部水位の各高さから3.4mまでの水張りに必要な注水量はあらかじめ表として手順書に記載する。

- ⑤ 原子炉格納容器下部水位の最上部（格納容器下部床から2.8mの高さ）のランプ表示が点灯した場合、格納容器下部水位が3.4mとなるまでに必要な注水量約18m³（100m³/hで約11分）注水後、格納容器下部注水を停止する。
- ⑥ 初期水張り完了後、仮に原子炉格納容器下部水位の最上部（格納容器下部床から2.8mの高さ）のランプ表示が消灯した場合には、再度、格納容器下部水位が3.4mとなるまでに必要な注水量（格納容器下部水位2.8m到達から約18m³）を追加で注水する。

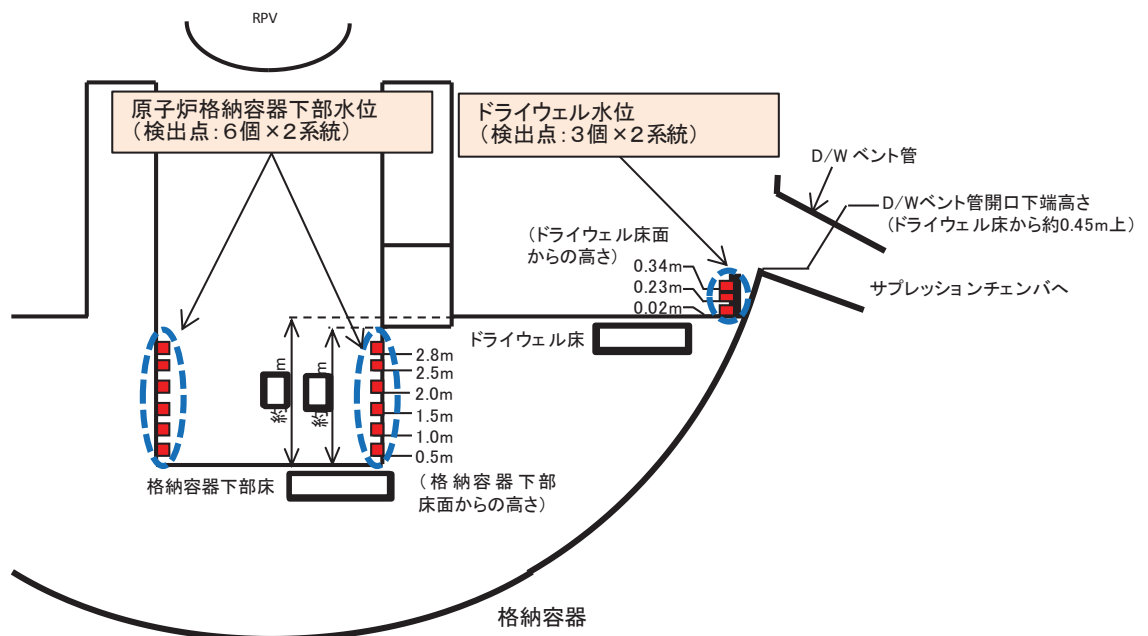


図1 格納容器下部注水に係わる計装設備

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 格納容器下部の水位が 2.8m の場合における熔融炉心の冠水評価

1. に記載のとおり、初期水張りの格納容器下部水位を 3.4m としている。ここでは、仮に初期水張り水位が低い場合における熔融炉心の冠水に関する評価を実施する。

図 1 に示すとおり、格納容器下部水位計の一番上の高さは格納容器下部床から 2.8m の高さであることから、評価条件は、格納容器下部の水位が 2.8m の場合とした。

(1) 熔融炉心の堆積高さ

熔融炉心の堆積形状を図 2 に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ H_{corium} は式(1)で評価する。

$$H_{corium} = (V_m * (1 - \Phi_{ent}) + V_s + V_m * \Phi_{ent} / (1 - \varepsilon)) / S_{pd} \quad (1)$$

ここで、

V_m : 熔融物体積 (約 m³)

V_s : ペDESTAL内構造物体積 (約 m³)

Φ_{ent} : Ricou-Spalding 相関式に基づく粒子化割合 (0.55) (添付 1 参照)

ε : ポロシティ (0.5) (0.26 (面心立方格子) から 0.48 (単純立方格子) を包絡する値)

S_{pd} : ペDESTAL床面積 (約 24 m²)

式(1)から熔融炉心堆積高さは、約 m となる。

(2) 熔融炉心堆積形状の不確かさ評価

熔融炉心が均一に堆積しない場合の堆積高さについて評価する。

PULiMS 実験において確認された熔融炉心堆積高さと拡がり距離のアスペクト比を適用し、熔融炉心堆積形状を山状と想定すると、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる。

2. (1)の堆積高さに対して、アスペクト比を考慮した場合の熔融炉心の堆積形状として、図 3 のように、連続層については、円柱上に円錐が堆積した形状とし、その上に粒子化デブリが一様に堆積する形状を仮定する。ここで、アスペクト比は、PULiMS 試験で得られた 1 : 16 を想定する^{*}。これを元に初期水張り 2.8m における堆積高さを計算した結果、堆積高さは約 m となる。計算方法は以下のとおりである。

- ・ 連続層の円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であることから、ペDESTAL直径 5.5m にアスペクト比を考慮すると、頂点部分の堆積高さは約 m となる。
- ・ 円柱部分については、連続層のうち、円錐部分の体積を除いたものとして求める。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

- ・ 粒子状デブリについては、連続層の上に一様に堆積すると仮定して求める。
- ・ 溶融炉心の堆積高さは上述の連続層と粒子状デブリの堆積高さの合計となる。

なお、溶融炉心堆積形状が山状の場合、均一化した場合と比較して溶融炉心上部水プールとの伝熱面積が増加して、水位低下が早くなる可能性があるが、伝熱面積の増加分は1%未満である。したがって、伝熱面積の増加による格納容器下部水位変化への影響は小さく、溶融炉心露出までの時間への影響は小さい。

※PULiMS 実験のうち、溶融物量が比較的大きいE4 実験において、平均堆積高さ 41mm に対して、拡がり距離は 740mm×560mm となっている（表1，図4）。アスペクト比としては1:18～1:14 程度となっており、おおよそ1:16 程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては、ポロシティやペDESTAL内構造物量等の保守的な設定をしているため、不確かさ評価として考慮するアスペクト比としては、実験結果に基づく平均的な値として1:16 を適用し評価を行う。

PULiMS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、連続層と粒子状デブリを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。連続層と粒子状デブリを含めた全体をアスペクト比1:16 とするため、本評価では円柱上に円錐が堆積した形状の連続層の上に粒子化デブリが一様に堆積する形状を仮定する。

(3) 溶融炉心の冠水評価

溶融炉心落下後に格納容器下部注水が行われなかった場合、溶融炉心落下前に張られた水が溶融炉心の崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱により蒸発した際の水位低下量評価を行った。その結果、不確かさを考慮した溶融炉心の堆積高さ約 m まで水位が低下するまでの時間は、RPV 破損から約 45 分後であり、RPV の破損を判断し、格納容器下部注水操作をするために十分な時間余裕があることを確認した。

[1] A. Konovalenko, et al., "Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction," Proceedings of NUTHOS-9, N9P0303, Taiwan (2012).

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

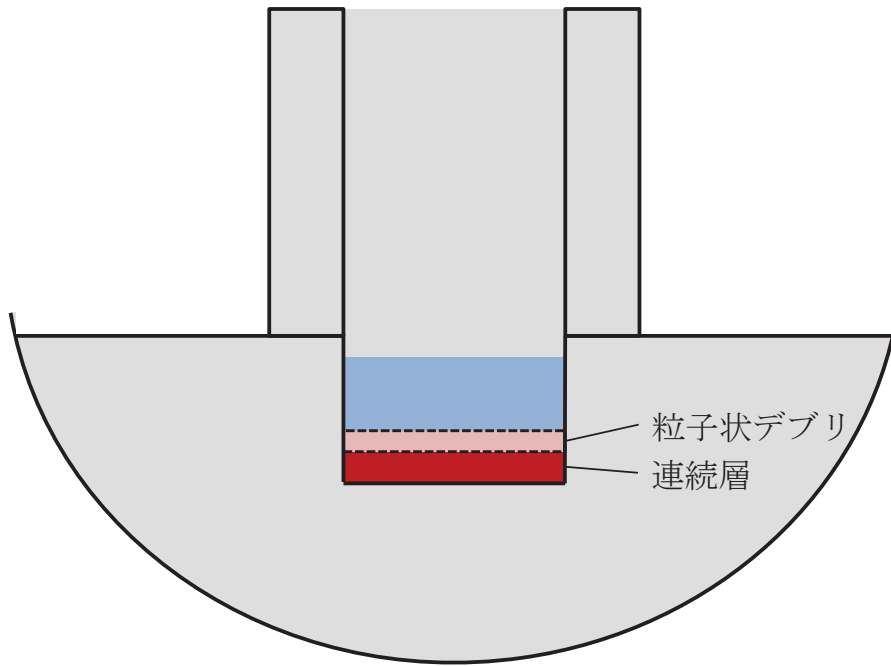


図2 熔融炉心堆積形状

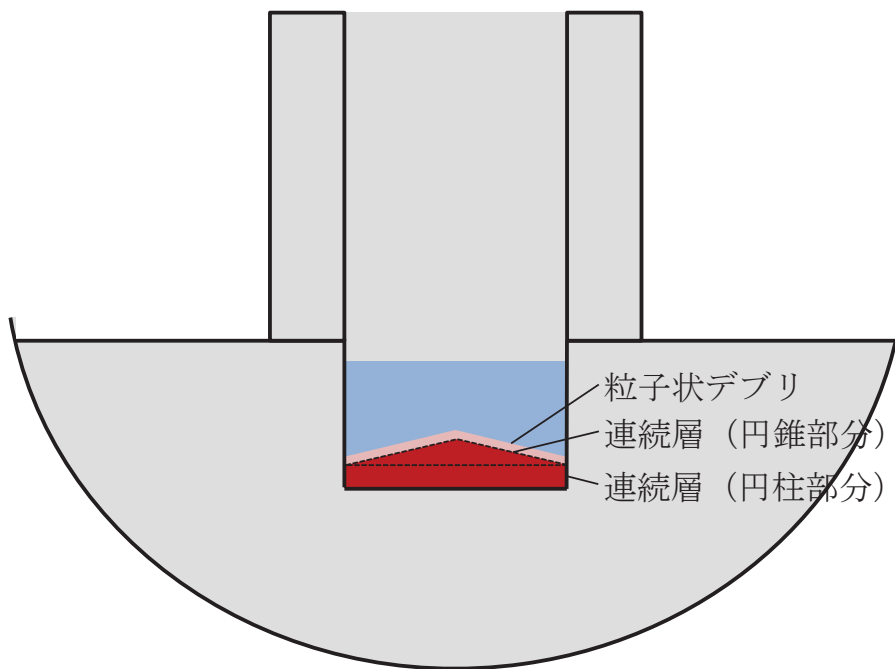


図3 熔融炉心堆積形状 (不確かさ考慮)

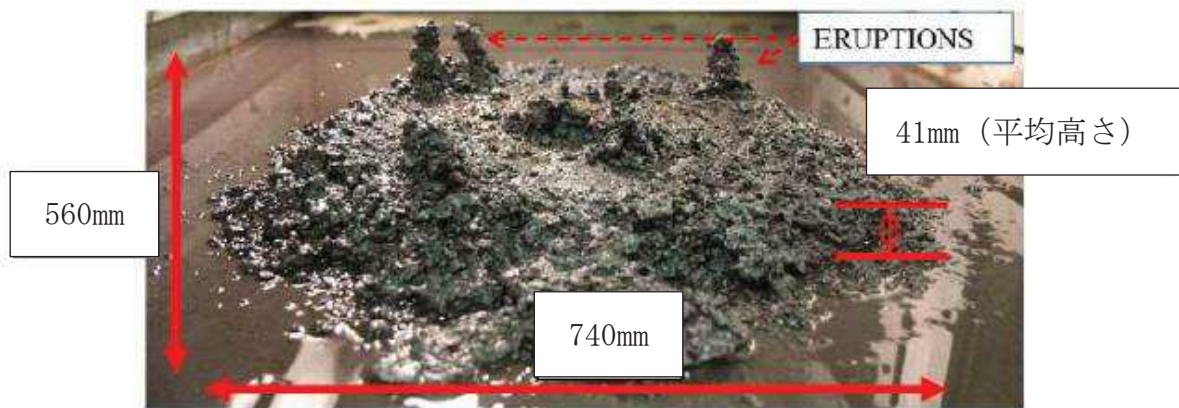


図4 PULiMS 実験結果 (E4) ^[1]

表1 PULiMS 実験条件と結果^[1]

Table 1. PULiMS-E test matrix with initial conditions.

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sol} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{liq} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

Table 2. Measured and estimated properties of the debris beds in PULiMS-E tests.

Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris bed height, mm	50	unknown	41	28
Debris height under injection point, mm	48	unknown	50	39
Total area occupied by cake, m ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

添付1 粒子化割合の評価

RPV 破損時に流出する溶融炉心の粒子化割合を以下の Ricou-Spalding 式によって評価している。本相関式は、MAAP においても実装されている。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_0 \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$$

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,o}^2}$$

ここで、

Φ_{ent} : 粒子化割合

E_0 : エントレインメント係数

ΔH_{pool} : プール水深 (m)

d_{dj} : プール底部における溶融炉心ジェット径 (m)

$d_{dj,o}$: 気相部落下を考慮した水面における溶融炉心ジェット径 (m)

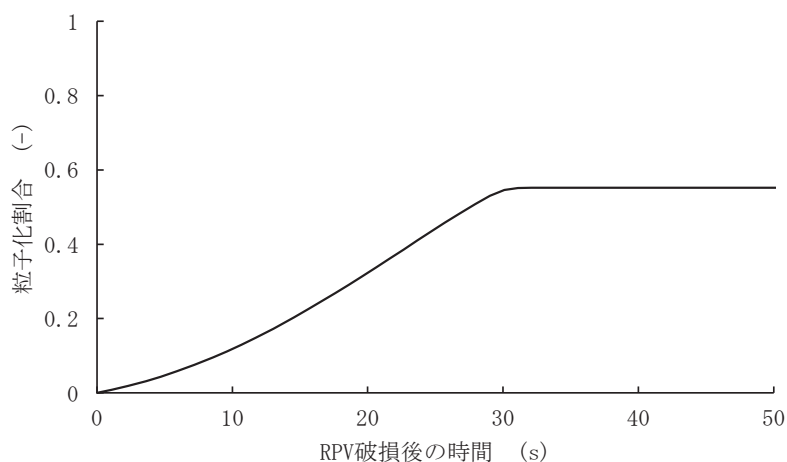
ρ_{dj} : 溶融炉心ジェット密度 (kg/m³)

ρ_w : 水密度 (kg/m³)

評価条件は以下のとおりである。

- ・ 格納容器下部水位 : 2.8m
- ・ 溶融炉心ジェット密度 : MAAP 解析結果に基づく時間変化を考慮 (RPV 破損直後は約 8100kg/m³)
- ・ 気相部落下距離 : MAAP 解析結果に基づく時間変化を考慮 (RPV 破損直後は, 7.2m)
- ・ エントレインメント係数 : MAAP 推奨値である

以上により評価した結果, 粒子化割合 (全溶融炉心重量に対する比) は約 55%となる。(添図1 参照)



添図1 溶融炉心粒子化割合の変化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

123. 原子炉格納容器下部注水系の注水端位置について

原子炉格納容器下部注水系の注水端設置位置を以下に示す。

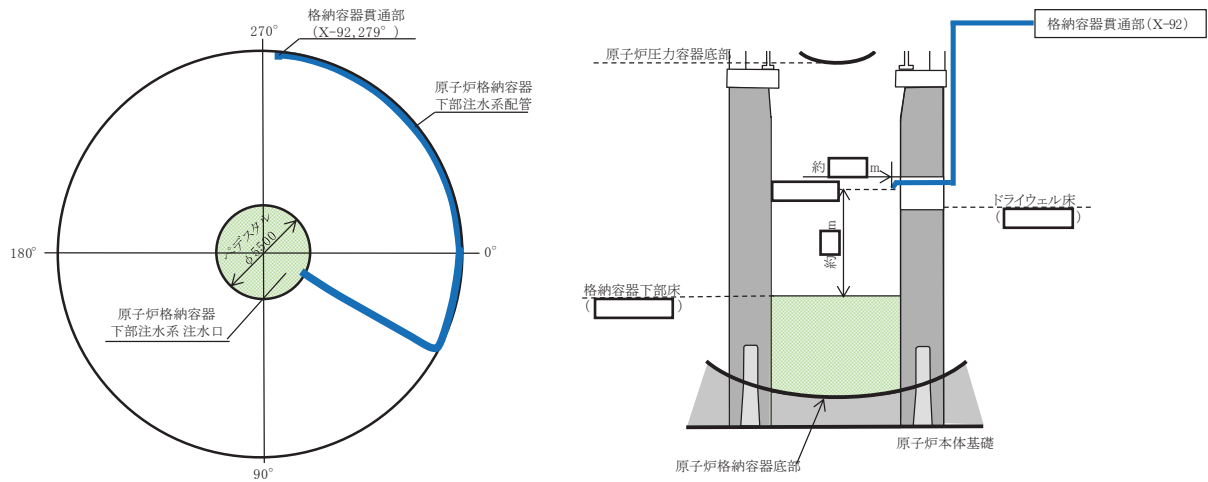


図1 原子炉格納容器下部注水系注水端位置の概要図

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

124. 格納容器スプレイによる格納容器下部への流入経路

格納容器スプレイによる格納容器下部への流入経路は図1のとおり。

格納容器内にスプレイした水はドライウェル床面に溜まり、格納容器下部開口部を経由して格納容器下部へ流入する。

ベント管下端はドライウェル床より約0.45m上の高さにあるため、スプレイした水はドライウェル床面を満たすまではサブプレッションチェンバへ流入しない。

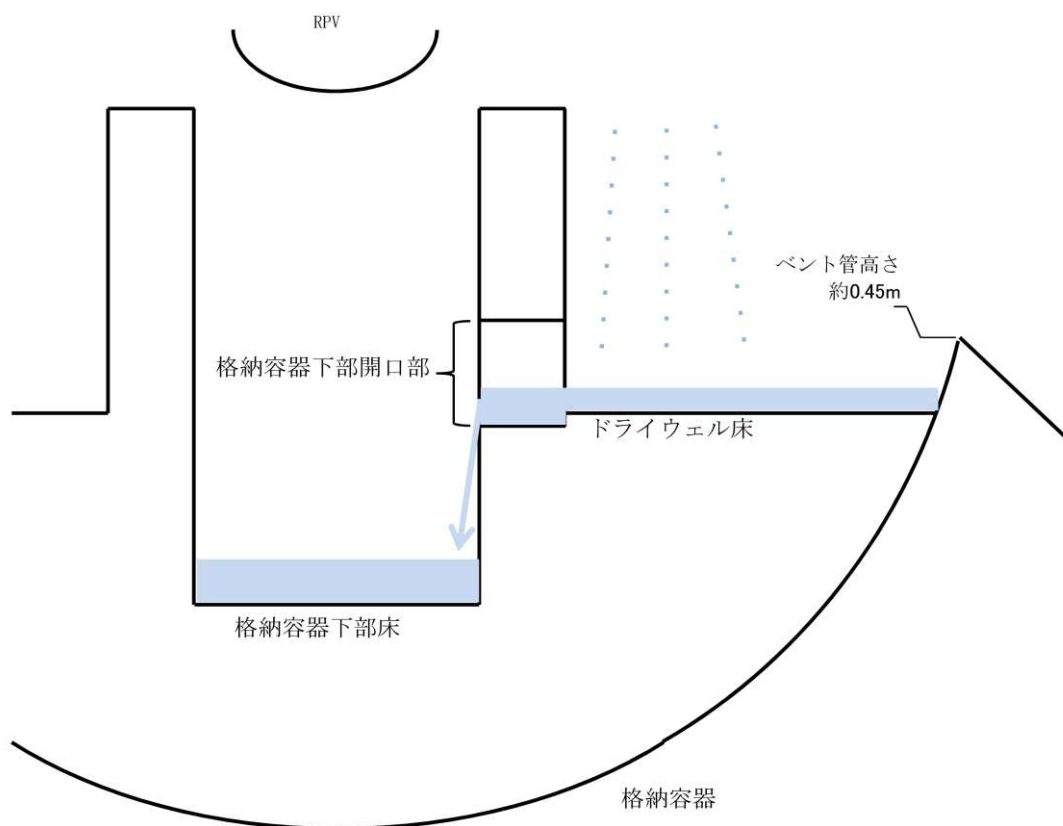


図1 格納容器下部 注水流入経路図

125. 溶融炉心の堆積高さの評価に関する考え方について

溶融炉心の堆積高さの評価において、考慮した溶融物(コリウム)の考え方について以下に示す。

○原子炉内 約 t

原子炉内に存在するコリウムの総量については、MAAP 解析結果をベースにした上で、核計装管及び制御棒駆動機構(以下、「CRD」という。)を考慮した(添付資料 1 参照)。

- ・ 燃料集合体：560 体全て溶融すると想定
- ・ 制御棒：137 本全て溶融すると想定
- ・ 炉内構造物：炉心よりも下部に存在するものは全て溶融すると想定。CRD の炉内に存在する部分も全て溶融すると想定
- ・ 炉内核計装管：全て溶融すると想定(約 t)

○原子炉外

原子炉外に存在する構造物(以下、「炉外構造物」という。)として、原子炉の直下でコリウムの想定流出経路上に存在する、CRDハウジング、CRD交換装置及びCRD関連機器を考慮した。

- ・ CRDハウジング：CRDハウジングが1本破損した場合、その破損口径の溶融による広がりを考慮し、隣接する4本のCRDハウジングを巻き込んだ、計5本の溶融を想定(約 t)(添付資料 2 参照)。
- ・ CRD交換装置：全て溶融すると想定(約 t)
- ・ CRD関連機器：配管や支持金具は全て溶融すると想定(約 t)
- ・ 炉外核計装管：全て溶融すると想定(約 t)
- ・ 保温材関連：全て溶融すると想定(約 t)

上述の考え方に基づき、溶融炉心の堆積高さを算出した。

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。

補足 125-1

CRD の溶融想定箇所について

溶融炉心の堆積高さを評価するにあたり、原子炉压力容器から溶出したコリウムにより溶融されると推定される CRD の箇所について以下に示す（図 1）。

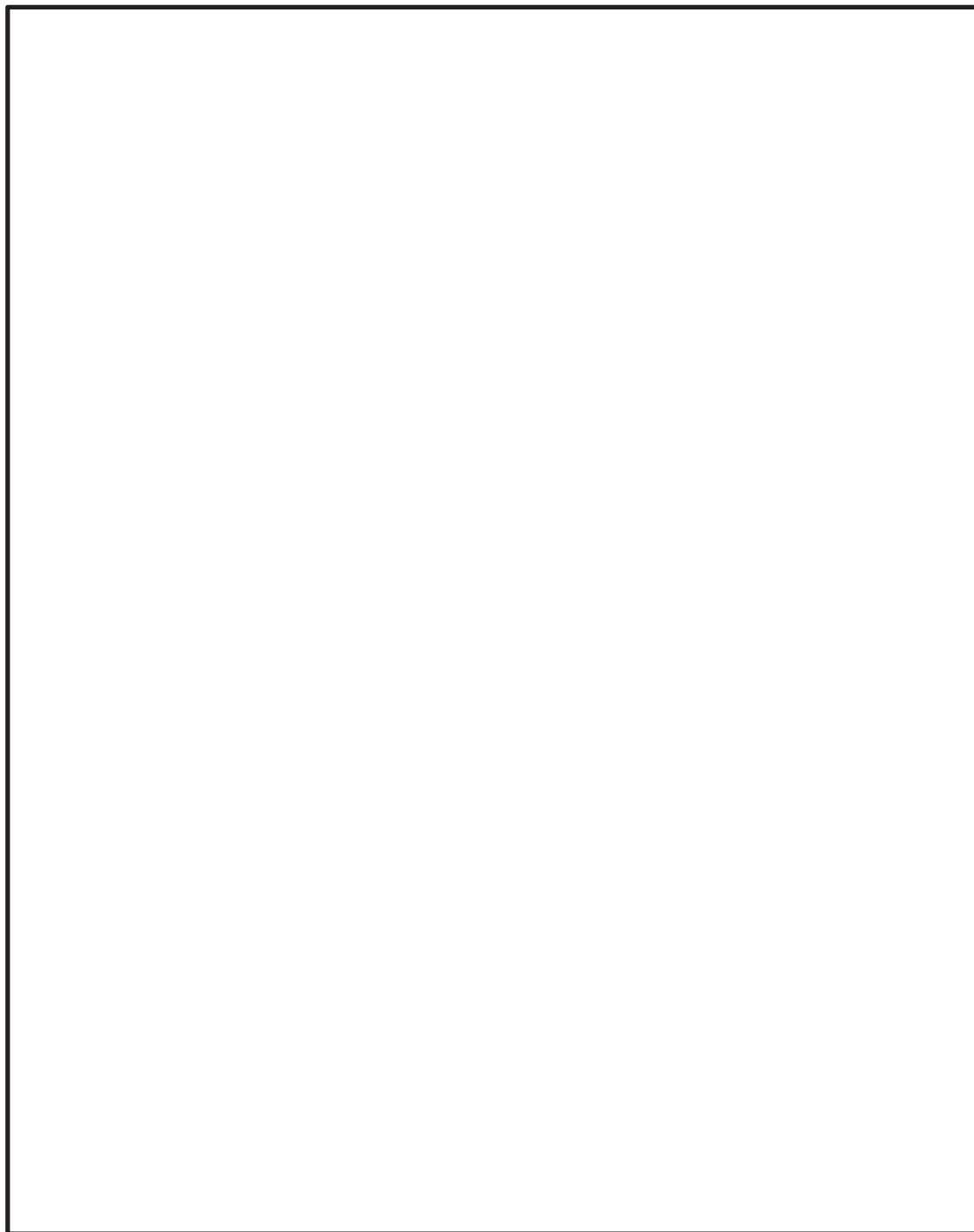


図 1 CRD 概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

補足 125-2

溶融物量として考慮する CRD の設定について

CRD および CRDハウジングの破損本数としては、MAAP 解析において RPV 底部の破損後に破損口の溶融により広がる最大の破損口径:約 66cm に含まれる本数 5 本を考慮している(図 1)。

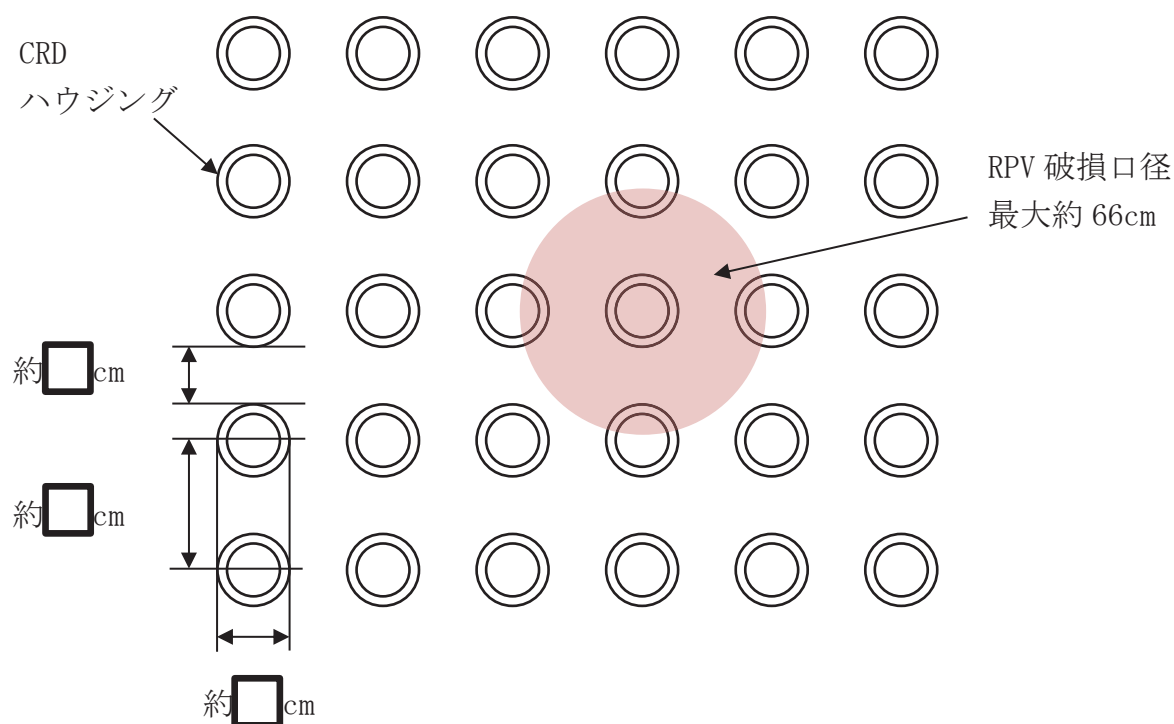


図 1 CRD 配置と RPV 破損口径の関係

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

1. 評価の目的

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

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

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

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

2. 評価方法

(1) 評価条件

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

a. JASMINE

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

(a) 溶融炉心落下量

図1に制御棒駆動機構ハウジング支持金具構造を示す。制御棒駆動機構ハウジング支持金具は、原子炉本体の基礎の鋼板に固定されたサポートビームに吊り棒等を介してグリッドプレートを接続した構造により制御棒駆動機構ハウジングの逸出を防止する設計としている。基本ケースでは、

制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定した口径（0.20m）を考慮しているが、上記のとおり制御棒駆動機構ハウジングの支持金具が設置されているため現実的には逸出は考えにくい。このため、本評価では制御棒駆動機構ハウジングが保持された状態を想定し、制御棒駆動機構ハウジングと原子炉圧力容器の下鏡部との間に生じる間隙からの熔融炉心の放出を考慮する。

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

以上より想定した制御棒駆動機構ハウジングと原子炉圧力容器の下鏡部との間に生じる開口面積（約 10cm²）と等価な口径である 35.7mm を熔融炉心の放出口径として設定する。

(b) 粗混合粒径

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

(c) トリガリングタイミング

基本ケースでは、水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件である粗混合融体質量ピーク時点としている。一方、実機条件では、高压ガスや爆薬を用いた大規模 F C I 実験のトリガ装置で発生させているような外部トリガが与えられる状況は考えにくく、また、女川 2 号炉では重大事故時のペDESTAL 水位は 3.4m としていることから、現実的には熔融物がペDESTAL 床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考えられる。このため、本評価では熔融物が床面に到達した時点を設定する。

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

図 2 に原子炉圧力容器下部構造物配置状況を示す。JASMINE では熔融炉心が放出口から直線的に自由落下し直接水プールに侵入する理想的なメルトジェットを仮定した評価モデルとなっているが、実機の原子炉圧力容器下部には制御棒駆動機構ハウジングが設置されており、更に下部には足場となるグレーチング等の構造物が存在する。このため、実機の重大事故において原子炉圧力容器下部から流出した熔融炉心はこれらの構造物に接触し、分散するものと想定され、原子炉圧力容器下部から流出した熔融炉心が理想的なジェット形状を保ったまま直接水プールに侵入することはないと考えられる。したがって、実機の重大事故において爆発に寄与する粗混合融体質量は JASMINE で考慮されている粗混合融体質量よりも更に少なくなり、爆発規模は小さくなると考えられる。

b. LS-DYNA

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

3. 評価結果

水蒸気爆発に伴うエネルギー、格納容器下部内側及び外側鋼板の応力の推移を図4、図5及び図6に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に格納容器下部ドライウエルの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約1.2MJである。このエネルギーを入力とし、格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、格納容器下部の内側鋼板にかかる応力は約176MPa、外側鋼板にかかる応力は約78MPaとなった。これは内側及び外側鋼板の降伏応力を大きく下回る値であり、かつ、弾性範囲内にあることから、原子炉压力容器の支持に支障が生じるものではない。

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

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

4. 評価結果の比較

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

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

以上

参考文献

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

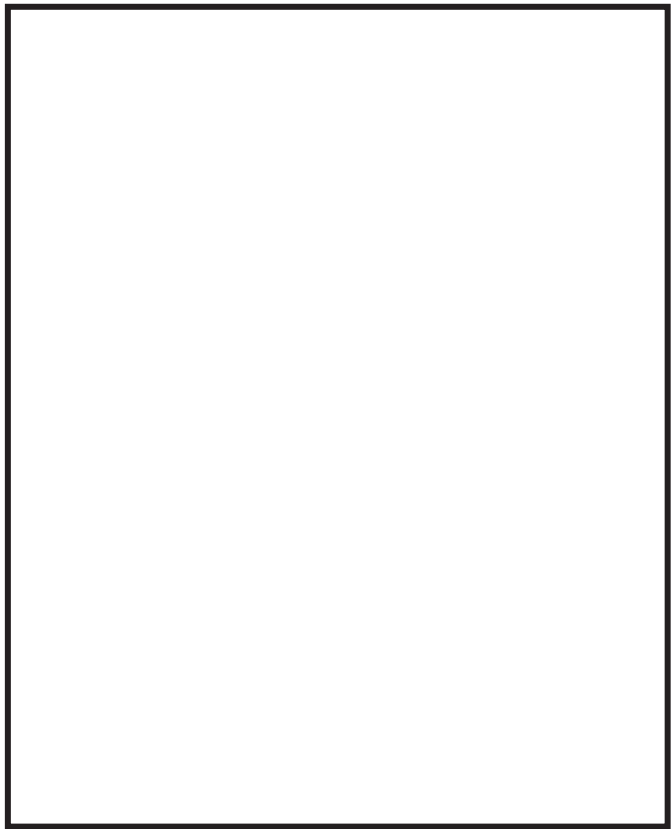
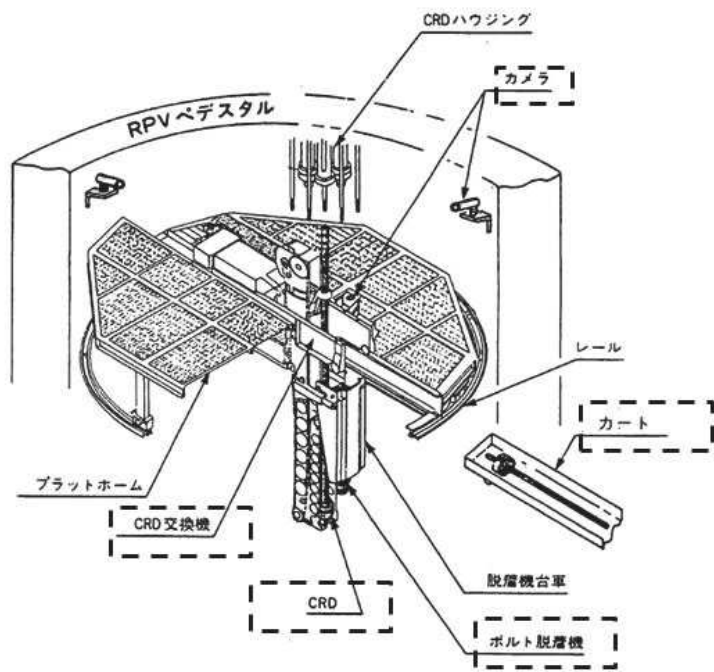


図1 制御棒駆動機構ハウジング支持金具



┌──────────┐ 運転中は搬出されている構造物。☺

図2 格納容器下部内構造物（CRD 交換器）の概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

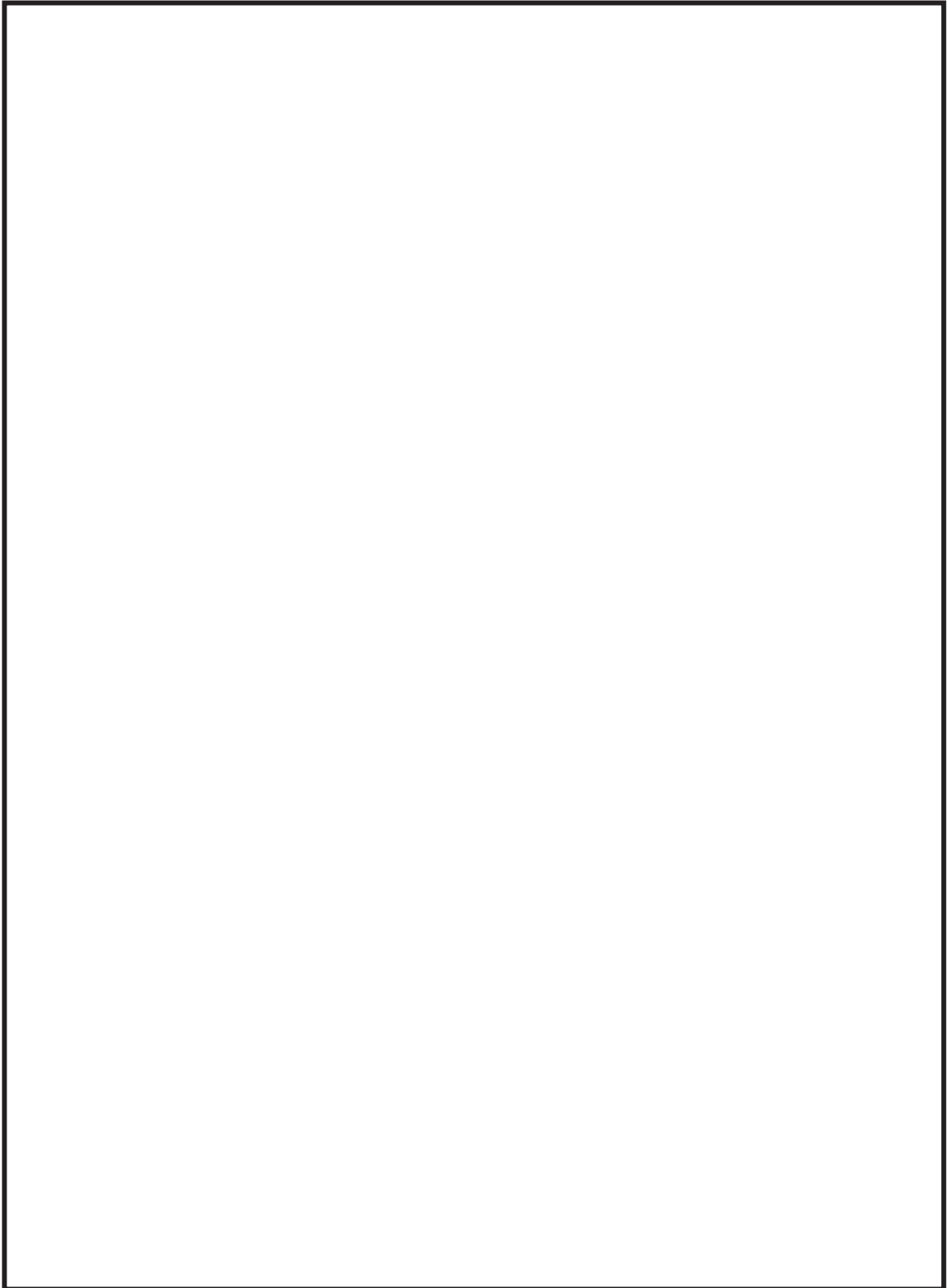


図3 偏心落下条件におけるLS-DYNA コードの解析モデル

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 126-5

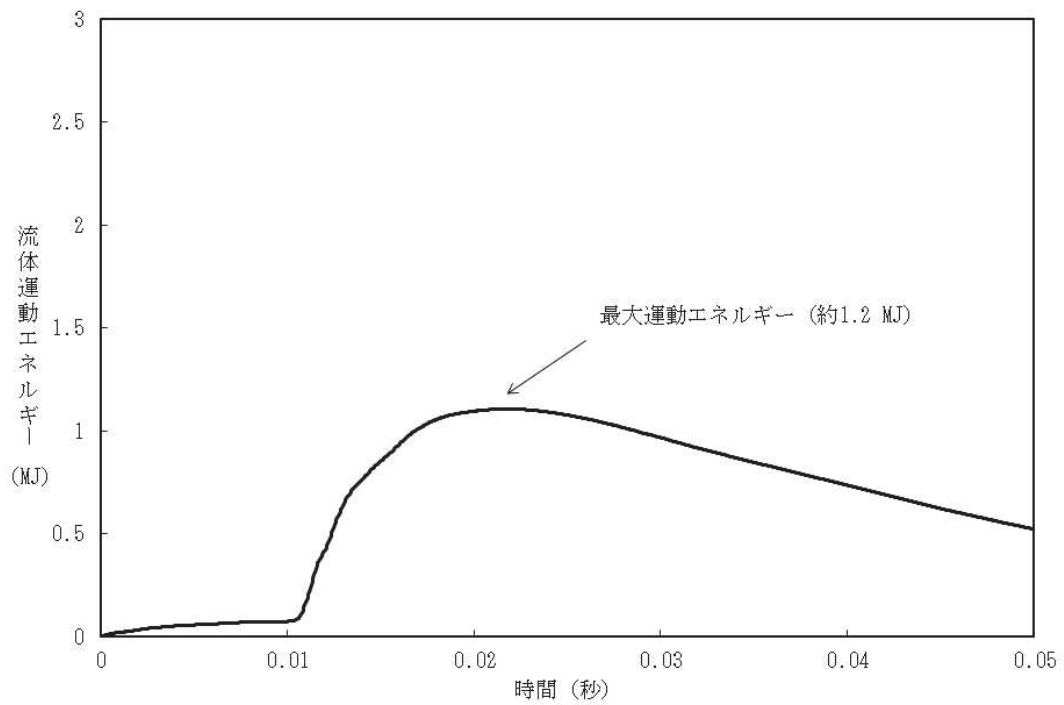


図4 蒸気爆発によるエネルギーの推移（偏心落下，現実的な想定）※

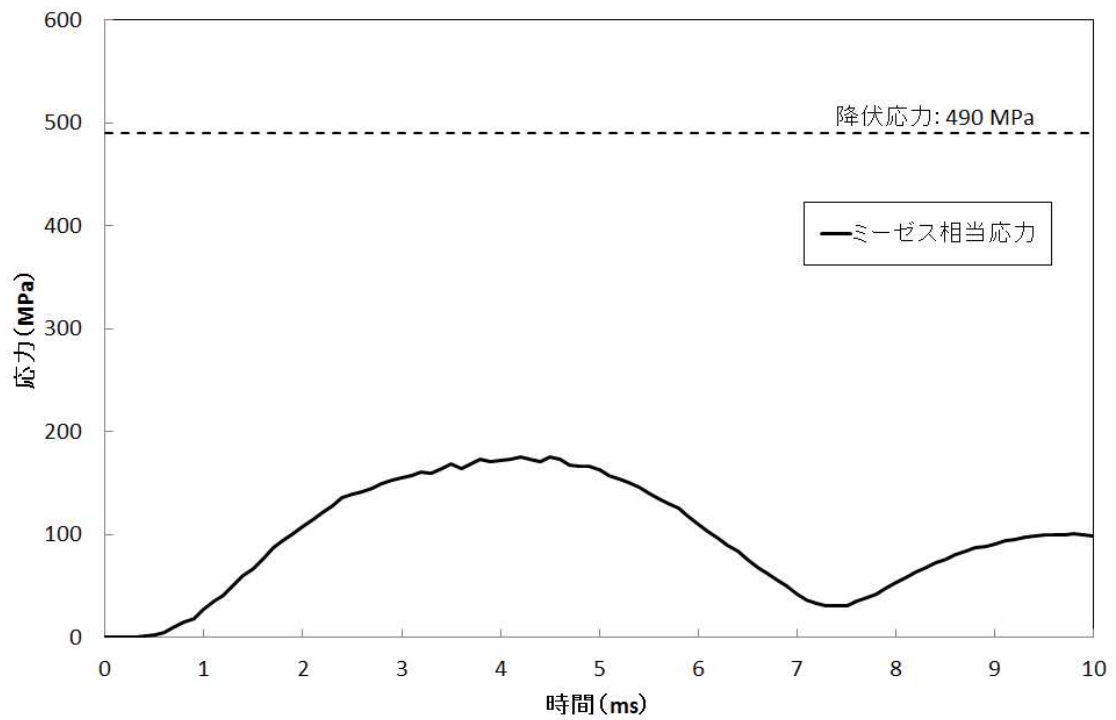


図5 格納容器下部内側鋼板の応力の推移（偏心落下，現実的な想定）※

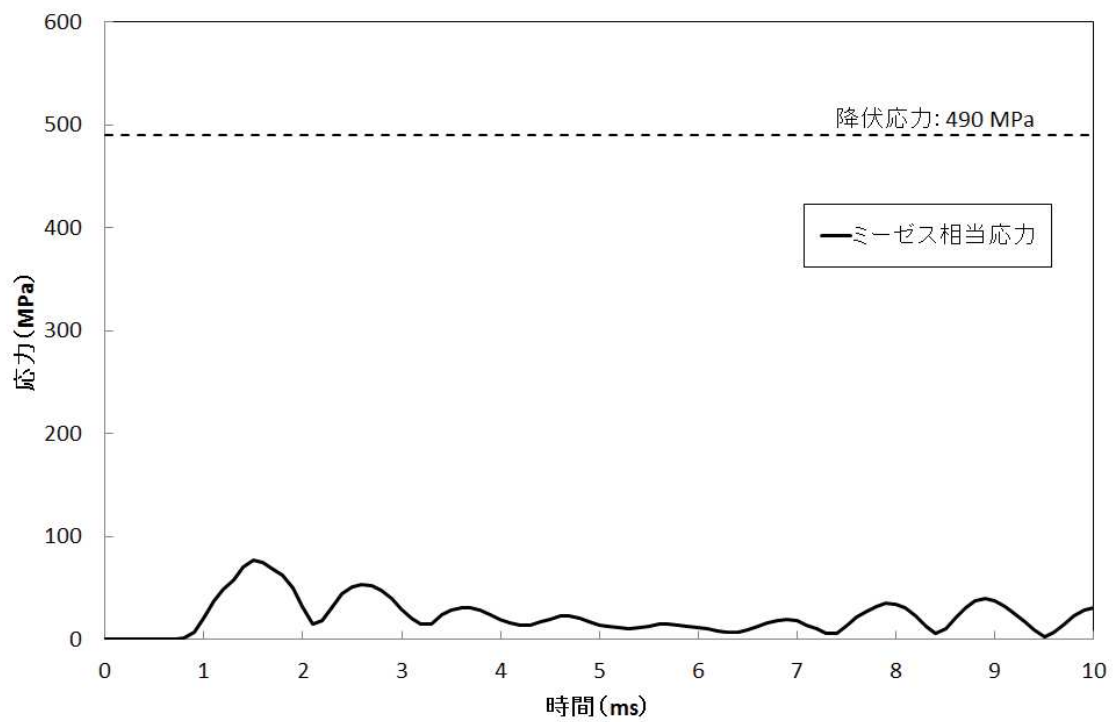


図6 格納容器下部外側鋼板の応力の推移（偏心落下，現実的な想定）※

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

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

解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
—	原子炉压力容器の破損径	0.0357m (約 10cm ²)	原子炉压力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 0.6cm ² に余裕を見込んだ値
JASMINE	ペDESTAL水深	3.4m	熔融炉心－コンクリート相互作用による格納容器破損防止対策として落下した熔融炉心を微粒子化し、十分な除熱量を確保するため、あらかじめ水張りを行うものとして手順上定めている値
	格納容器下部への水張りに用いる水の温度	40℃	外部水源の水温として設定
	熔融物の放出速度	8m/s	破損口にかかる熔融炉心の堆積圧等から MAAP4 で計算
	粗混合粒子径	3mm	既往の実験から得られている平均粒径
	爆発計算時の微粒子径	50 μm	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	トリガリングタイミング	熔融物が床面に到達した時点	現実的には熔融物がペDESTAL床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考えられることから設定
LS-DYNA	熔融炉心－冷却材相互作用による発生エネルギー	約 1.2MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定
	爆発源の径方向位置	最外周制御棒位置下	原子炉压力容器下部の中心から外れた偏心位置からの熔融炉心落下を想定して設定

表2 評価結果の比較

	偏心落下時（現実的な想定）	基本ケース
内側鋼板にかかる圧力	約 176MPa	約 363MPa
外側鋼板にかかる圧力	約 78MPa	約 130MPa

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^[1])。ここでは、

を構成し、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。

固化距離は約0.79mであり、コリウムは対策を実施した配管内で固化する。

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

5. 評価の保守性について

本評価は、以下の点で保守的である。



6. 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又は防護上の観点から公開できません。

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 (RPV破損直後, コリウム温度はRPV内の値)
	構造材初期温度[K]		
コリウム物性	密度[kg/m ³]		MAAP計算結果 (RPV破損直後のRPV内の値)
	熔融潜熱[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 ³]	7920	伝熱工学資料
	熔融潜熱[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 ³]		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 ³]	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又は防護上の観点から公開できません。

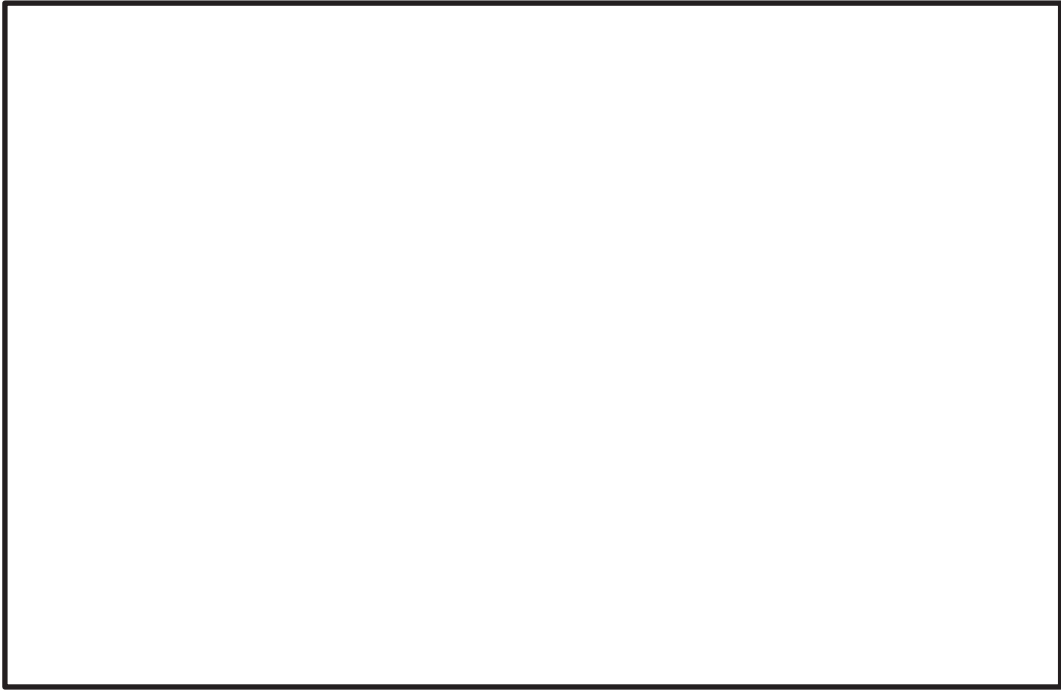


図1 一次元熱伝導方程式のモデル図

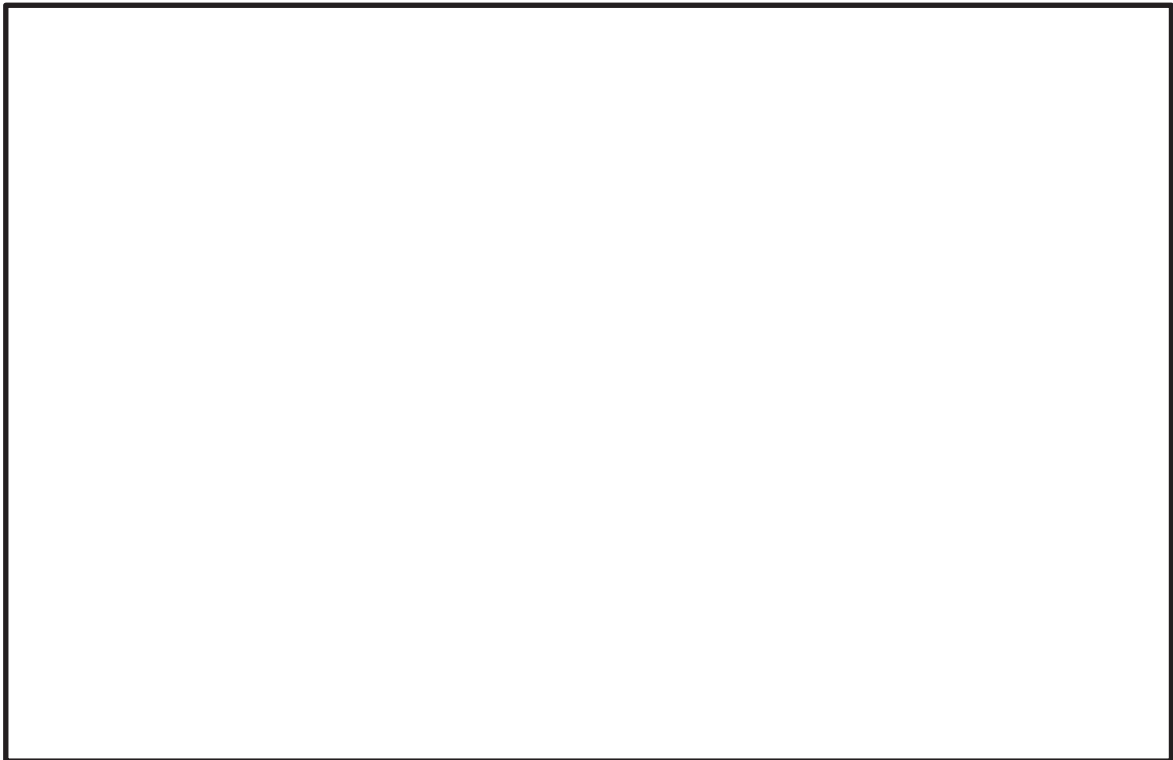


図2 コリウム温度の時間変化

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

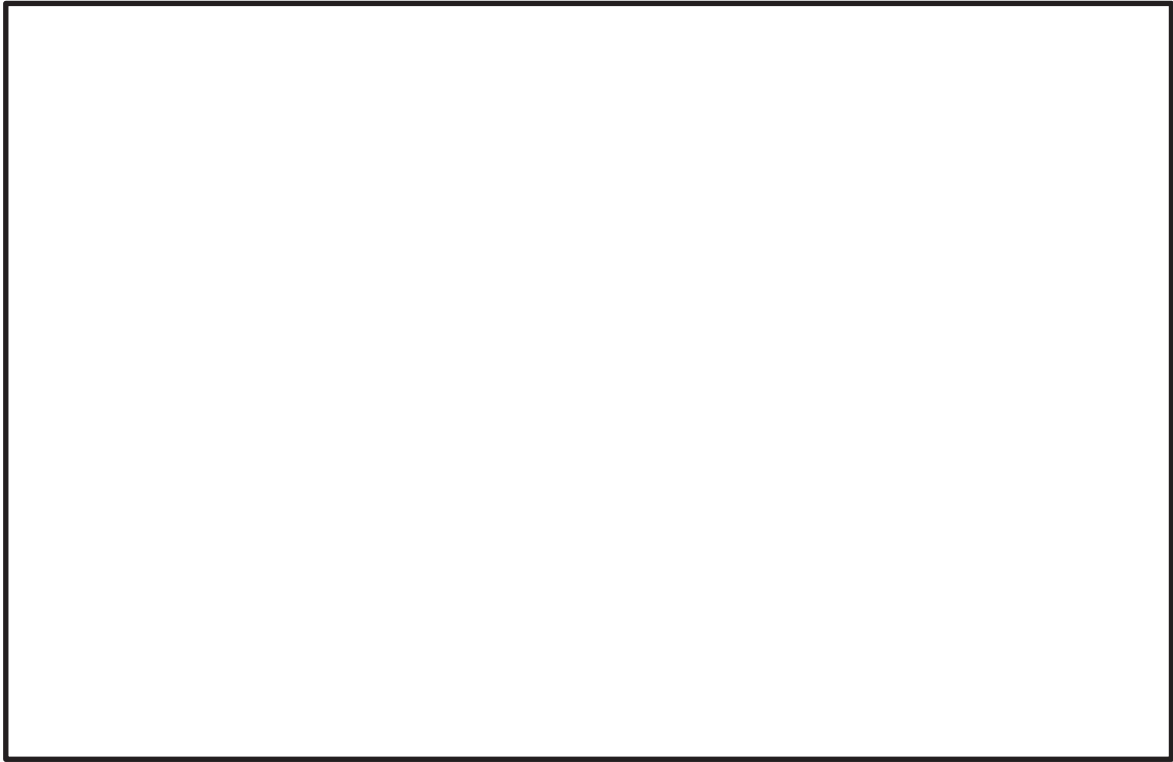


図3 コリウム固化割合の時間変化

枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

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

1. ペDESTAL内のドライウエル温度検出器の設置位置について

ペDESTAL内のドライウエル温度検出器は格納容器下部床面より 5.5m 上方の格納容器下部壁面に2か所設置されている。以下の理由によりペDESTAL内のドライウエル温度検出器は原子炉圧力容器（以下、「RPV」という。）破損後においても、機能喪失することなく、雰囲気温度として飽和温度及び過熱状態の計測が可能である。

- ・ 検出器の設置位置は、補足説明資料「121. ペDESTAL内のドライウエル温度検出器について」にて示すとおり、最外郭の制御棒駆動機構ハウジング貫通孔直下より、ペDESTAL壁面側に設置されることから、熔融炉心が真下に落下した場合、検出器に直接接触し、機能喪失することはない。
- ・ 検出器の設置高さは、熔融炉心の堆積により直接接触し機能喪失することはない。また、3.4mの事前水張り水位よりも高いことから、水張り後も雰囲気温度を測定可能である。

2. RPV 破損の判断について

RPV 破損判断は、格納容器下部雰囲気温度とその他パラメータを確認することで行うこととしている。仮にペDESTAL内のドライウエル温度検出器が機能喪失する場合でも、格納容器下部内の初期水張りの水中に炉心熔融物が落下することによるジルコニウム-水反応及び沸騰により、ドライウエル内の水素濃度と圧力が急激な上昇を開始することから、これらを同時に検出することでRPV 破損の判断は可能である。

3. 格納容器下部水温計を用いた RPV 破損の判断

1. 及び2. のとおり、ペDESTAL内のドライウエル温度検出器はRPV 破損後も機能喪失することなく、また仮に機能喪失した場合においてもRPV 破損判断は可能である。しかしながら、RPV 破損判断の更なる確実性、迅速性のため、原子炉格納容器下部水位計測における温度計測機能を用いた判断について検討した。

RPV 破損前に水深 3.4m まで格納容器下部への初期水張りが実施されることから、格納容器下部雰囲気が高温となる以前に計測点は没水する。それ以降、熔融炉心が直接接触しない限り、飽和温度以上に上昇することはない、RPV 破損前後に亘り水温測定が可能である。

RPV 破損が発生すると、高温の熔融炉心が水中に落下する。これにより、水温が飽和温度まで急激に上昇することになり、これをもってRPV 破損を判断できる。なお、格納容器下部水温の上昇はRPV 破損時特有の挙動であることから、RPV 破損以外の要因を考慮しても、RPV 破損を誤判断することはない、RPV 破損判断の成立性に影響はない。

また、溶融炉心が床面に堆積することで測温部に高温の溶融炉心が接触すると原子炉格納容器下部水位計測における温度計測機能が機能喪失する可能性があり、それにより RPV 破損を判断することも可能である。

以上により、原子炉格納容器下部水位計測における温度検出機能によって“格納容器下部水温の上昇または指示値喪失”を検知することで RPV 破損を判断することが可能である。

4. まとめ

ペDESTAL内のドライウェル温度検出器はRPV破損後においても機能喪失しないと考えられ、また、仮にペDESTAL内のドライウェル温度検出器が喪失した場合においてもRPV破損の判断は可能である。しかしながら、更なる確実性、迅速性のため、原子炉格納容器下部水位計測における温度計測機能を重大事故等対処設備として整備し、原子炉格納容器下部水位計測における温度計測機能を用いたRPV破損の判断を手順に追加する方針である。