

東海第二発電所 審査資料	
資料番号	PS-C-1 改 22
提出年月日	平成 29 年 7 月 19 日

東海第二発電所

重大事故等対策の有効性評価

平成 29 年 7 月

日本原子力発電株式会社

本資料のうち、 は商業機密又は核物質防護上の観点から公開できません。

目 次

1. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方
 - 1.1 概 要
 - 1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定
 - 1.3 評価に当たって考慮する事項
 - 1.4 有効性評価に使用する計算プログラム
 - 1.5 有効性評価における解析の条件設定の方針
 - 1.6 解析の実施方針
 - 1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針
 - 1.8 必要な要員及び資源の評価方針
 - 付録1 事故シーケンスグループの抽出及び重要事故シーケンスの選定について
 - 付録2 原子炉格納容器の限界温度・圧力
 - 付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて
-
2. 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
 - 2.1 高圧・低圧注水機能喪失
 - 2.2 高圧注水・減圧機能喪失
 - 2.3 全交流動力電源喪失
 - 2.3.1 全交流動力電源喪失（長期TB）
 - 2.3.2 全交流動力電源喪失（TBD，TBU）
 - 2.3.3 全交流動力電源喪失（TBP）

- 2.4 崩壊熱除去機能喪失
 - 2.4.1 取水機能が喪失した場合
 - 2.4.2 残留熱除去系が故障した場合
 - 2.5 原子炉停止機能喪失
 - 2.6 L O C A時注水機能喪失
 - 2.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）
 - 2.8 津波浸水による注水機能喪失
3. 重大事故
- 3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
 - 3.1.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策
 - 3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合
 - 3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合
 - 3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
 - 3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用
 - 3.4 水素燃焼
 - 3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用
4. 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
- 4.1 想定事故 1
 - 4.2 想定事故 2
5. 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
- 5.1 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系の故障による停止時冷却機能喪失）
 - 5.2 全交流動力電源喪失

5.3 原子炉冷却材の流出

5.4 反応度の誤投入

6. 必要な要員及び資源の評価

6.1 必要な要員及び資源の評価条件

6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果

6.3 重大事故等対策時に必要な水源，燃料及び電源の評価結果

添付資料 目次

- 添付資料 1.2.1 定期検査工程の概要
- 添付資料 1.3.1 重大事故等対策の有効性評価における作業毎の成立性確認結果について
- 添付資料 1.3.2 運転員等の操作時間に対する仮定
- 添付資料 1.4.1 有効性評価に使用している解析コード／評価手法の開発に係る当社の関与について
- 添付資料 1.5.1 東海第二発電所の重大事故等対策の有効性評価の一般データ
- 添付資料 1.5.2 有効性評価における L O C A 時の破断位置及び口径設定の考え方について
- 添付資料 1.5.3 使用済み燃料プールにおける重大事故に至るおそれがある事故（想定事故 1 及び 2）の有効性評価における共通評価条件について
- 添付資料 1.7.1 解析コード及び解析条件の不確かさ影響評価フロー

- 添付資料 2.1.1 安定状態について（高圧・低圧注水機能喪失）
- 添付資料 2.1.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（高圧・低圧注水機能喪失）
- 添付資料 2.1.3 7 日間における水源の対応について（高圧・低圧注水機能喪失）
- 添付資料 2.1.4 7 日間における燃料の対応について（高圧・低圧注水機能喪失）
- 添付資料 2.1.5 常設代替交流電源設備の負荷（高圧・低圧注水機能喪失）

- 添付資料 2.2.1 安定状態について（高圧注水・減圧機能喪失）
- 添付資料 2.2.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（高圧注水・減圧機能喪失）
- 添付資料 2.2.3 高圧注水・減圧機能喪失時における低圧非常用炉心冷却系の作動台数の考え方
- 添付資料 2.2.4 7日間における燃料の対応について（高圧注水・減圧機能喪失）

- 添付資料 2.3.1.1 全交流動力電源喪失時における原子炉隔離時冷却系の8時間継続運転が可能であることの妥当性について
- 添付資料 2.3.1.2 蓄電池による給電時間評価結果について
- 添付資料 2.3.1.3 安定状態について（全交流動力電源喪失（長期TB））
- 添付資料 2.3.1.4 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（全交流動力電源喪失（長期TB））
- 添付資料 2.3.1.5 逃がし安全弁作動用の窒素の供給について
- 添付資料 2.3.1.6 7日間における水源の対応について（全交流動力電源喪失（長期TB））
- 添付資料 2.3.1.7 7日間における燃料の対応について（全交流動力電源喪失（長期TB））
- 添付資料 2.3.1.8 常設代替交流電源設備の負荷（全交流動力電源喪失（長期TB））

- 添付資料 2.3.2.1 全交流動力電源喪失（TBD, TBU）時における高圧代替注水系の8時間継続運転が可能であることの妥当性について

添付資料 2.3.2.2 蓄電池による給電時間評価結果について

添付資料 2.3.2.3 安定状態について（全交流動力電源喪失（TBD, TBU））

添付資料 2.3.2.4 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（全交流動力電源喪失（TBD, TBU））

添付資料 2.3.2.5 7日間における水源の対応について（全交流動力電源喪失（TBD, TBU））

添付資料 2.3.2.6 7日間における燃料の対応について（全交流動力電源喪失（TBD, TBU））

添付資料 2.3.2.7 常設代替交流電源設備の負荷（全交流動力電源喪失（TBD, TBU））

添付資料 2.3.3.1 安定状態について（全交流動力電源喪失（TBP））

添付資料 2.3.3.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（全交流動力電源喪失（TBP））

添付資料 2.3.3.3 減圧・注水開始の時間余裕について

添付資料 2.3.3.4 7日間における水源の対応について（全交流動力電源喪失（TBP））

添付資料 2.3.3.5 7日間における燃料の対応について（全交流動力電源喪失（TBP））

添付資料 2.3.3.6 常設代替交流電源設備の負荷（全交流動力電源喪失（TBP））

添付資料 2.4.1.1 安定状態について（崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合））

- 添付資料 2.4.1.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について
(崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.1.3 7日間における水源の対応について (崩壊熱除去機能喪失
(取水機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.1.4 7日間における燃料の対応について (崩壊熱除去機能喪失
(取水機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.1.5 常設代替交流電源設備の負荷 (崩壊熱除去機能喪失 (取水
機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.2.1 安定状態について (崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が
故障した場合))
- 添付資料 2.4.2.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について
(崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が故障した場合))
- 添付資料 2.4.2.3 7日間における水源の対応について (崩壊熱除去機能喪失
(残留熱除去系が故障した場合))
- 添付資料 2.4.2.4 7日間における燃料の対応について (崩壊熱除去機能喪失
(残留熱除去系が故障した場合))
- 添付資料 2.4.2.5 常設代替交流電源設備の負荷 (崩壊熱除去機能喪失 (残留
熱除去系が故障した場合))
- 添付資料 2.5.1 プラント動特性評価における評価対象炉心の選定について
- 添付資料 2.5.2 自動減圧系の自動起動阻止操作の考慮について
- 添付資料 2.5.3 安定状態について (原子炉停止機能喪失)
- 添付資料 2.5.4 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について (原
子炉停止機能喪失)

- 添付資料 2.5.5 リウエットを考慮しない場合の燃料被覆管温度への影響
- 添付資料 2.5.6 原子炉への注水に使用する水源とその水温の影響
- 添付資料 2.5.7 高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系の運転可能性に関する水源温度の影響
- 添付資料 2.5.8 外部電源の有無による評価結果への影響
- 添付資料 2.5.9 ほう酸水注入系を手動起動としていることについての整理
- 添付資料 2.5.10 原子炉水位が低めに維持される条件設定とした場合の影響
-
- 添付資料 2.6.1 「L O C A時注水機能喪失」の事故条件の設定について
- 添付資料 2.6.2 敷地境界外での実効線量評価について
- 添付資料 2.6.3 安定状態について（L O C A時注水機能喪失）
- 添付資料 2.6.4 解析コード条件及び解析条件の不確かさの影響評価について（L O C A時注水機能喪失）
- 添付資料 2.6.5 原子炉注水開始が遅れた場合の影響について
- 添付資料 2.6.6 7日間における水源の対応について（L O C A時注水機能喪失）
- 添付資料 2.6.7 7日間における燃料の対応について（L O C A時注水機能喪失）
- 添付資料 2.6.8 常設代替交流電源設備の負荷（L O C A時注水機能喪失）
-
- 添付資料 2.7.1 インターフェイスシステムL O C A発生時の破断面積及び現場環境等について
- 添付資料 2.7.2 安定状態について（格納容器バイパス（インターフェイスシステムL O C A））

- 添付資料 2.7.3 解析コード条件及び解析条件の不確かさの影響評価について
(格納容器バイパス (インターフェイスシステム L O C A))
- 添付資料 2.7.4 7 日間における水源の対応について (格納容器バイパス (インターフェイスシステム L O C A))
- 添付資料 2.7.5 7 日間における燃料の対応について (格納容器バイパス (インターフェイスシステム L O C A))
- 添付資料 2.7.6 常設代替交流電源設備の負荷 (格納容器バイパス (インターフェイスシステム L O C A))
- 添付資料 2.8.1 基準津波を超え敷地に遡上する津波に対する施設の防護方針について
- 添付資料 2.8.2 地震発生と同時に津波が到達するとした評価上の想定の妥当性について
- 添付資料 2.8.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について (津波浸水による注水機能喪失)
- 添付資料 3.1.2.1 炉心損傷の判断基準及び炉心損傷判断前後の運転操作の差異について
- 添付資料 3.1.2.2 原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について
- 添付資料 3.1.2.3 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) における炉心の損傷状態及び損傷炉心の位置について
- 添付資料 3.1.2.4 安定状態について (代替循環冷却系を使用する場合)
- 添付資料 3.1.2.5 格納容器内に存在するアルミニウム/亜鉛の反応により発生する水素の影響について
- 添付資料 3.1.2.6 非凝縮性ガスの影響について

- 添付資料 3.1.2.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について
(雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用する場合))
- 添付資料 3.1.2.8 注水操作が遅れる場合の影響について
- 添付資料 3.1.2.9 7日間における水源の対応について (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用する場合))
- 添付資料 3.1.2.10 7日間における燃料の対応について (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用する場合))
- 添付資料 3.1.2.11 常設代替交流電源設備の負荷 (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))
- 添付資料 3.1.3.1 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しない場合) における Cs-137 放出量評価について
- 添付資料 3.1.3.2 原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について
- 添付資料 3.1.3.3 安定状態について (代替循環冷却系を使用しない場合)
- 添付資料 3.1.3.4 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について
(雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用しない場合))
- 添付資料 3.1.3.5 7日間における水源の対応について (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用しない場合))

添付資料 3.1.3.6 7日間における燃料の対応について（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用しない場合））

添付資料 3.1.3.7 常設代替交流電源設備の負荷（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用しない場合））

添付資料 3.2.1 原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧について

添付資料 3.2.2 原子炉圧力容器の破損判断について

添付資料 3.2.3 ペDESTAL（ドライウェル部）内の水位管理方法について

添付資料 3.2.4 格納容器破損モード「DCH」、 「FCI」及び「MCCI」の評価事故シーケンスの位置付け

添付資料 3.2.5 原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について

添付資料 3.2.6 高温環境下での逃がし安全弁の開保持機能維持について

添付資料 3.2.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

添付資料 3.2.8 7日間における水源の対応について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接接触）

添付資料 3.2.9 7日間における燃料の対応について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接接触）

添付資料 3.2.10 常設代替交流電源設備の負荷（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接接触）

添付資料 3.2.11 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について

添付資料 3.2.12 コリウムシールド材料の選定について

添付資料 3.2.13 コリウムシールド厚さ，高さの設定について

添付資料 3.2.14 原子炉压力容器の破損位置について

添付資料 3.3.1 原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（炉外 F C I）
に関する知見の整理について

添付資料 3.3.2 J A S M I N E 解析について

添付資料 3.3.3 水蒸気爆発評価の解析モデルについて

添付資料 3.3.4 水蒸気爆発の発生を仮定した場合の原子炉格納容器の健全性
への影響評価

添付資料 3.3.5 水蒸気爆発発生時のコリウムシールドへの影響

添付資料 3.3.6 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（原
子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用）

添付資料 3.3.7 エントレインメント係数の圧カスパイクに対する影響

添付資料 3.3.8 プラント損傷状態を L O C A とした場合の圧カスパイクへの
影響

添付資料 3.4.1 G 値の不確かさによる評価結果への影響

添付資料 3.4.2 水の放射線分解の評価について

添付資料 3.4.3 安定状態について

添付資料 3.4.4 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（水
素燃焼）

添付資料 3.4.5 原子炉注水開始時間の評価結果への影響

添付資料 3.5.1 安定状態について

添付資料 3.5.2 溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について

添付資料 3.5.3 溶融炉心による熱影響評価について

添付資料 3.5.4 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

添付資料 3.5.5 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（溶融燃料・コンクリート相互作用）

添付資料 4.1.1 使用済燃料プールの水位低下と遮蔽水位に関する評価について

添付資料 4.1.2 水遮蔽厚に対する貯蔵中の使用済燃料からの線量率の算出について

添付資料 4.1.3 安定状態について

添付資料 4.1.4 使用済燃料プール水沸騰・喪失時の未臨界性評価

添付資料 4.1.5 評価条件の不確かさの影響評価について（想定事故1）

添付資料 4.1.6 7日間における水源の対応について（想定事故1）

添付資料 4.1.7 7日間における燃料の対応について（想定事故1）

添付資料 4.2.1 使用済燃料プールの水位低下と遮蔽水位に関する評価について

添付資料 4.2.2 使用済燃料プールサイフォンブレイカについて

添付資料 4.2.3 安定状態について

添付資料 4.2.4 評価条件の不確かさの影響評価について（想定事故2）

添付資料 4.2.5 7日間における水源の対応について（想定事故2）

添付資料 4.2.6 7日間における燃料の対応について（想定事故2）

添付資料 5.1.1 運転停止中の崩壊熱除去機能喪失及び全交流動力電源喪失における基準水位到達までの時間余裕と必要な注水量の計算

方法について

- 添付資料 5.1.2 重要事故シーケンスの選定結果を踏まえた有効性評価の条件設定
- 添付資料 5.1.3 崩壊熱除去機能喪失及び全交流動力電源喪失における崩壊熱設定の考え方
- 添付資料 5.1.4 安定停止状態について（運転停止中 崩壊熱除去機能喪失）
- 添付資料 5.1.5 原子炉停止中 崩壊熱除去機能喪失及び全交流動力電源喪失時における放射線の遮蔽維持について
- 添付資料 5.1.6 評価条件の不確かさの影響評価について（運転停止中 崩壊熱除去機能喪失）
- 添付資料 5.1.7 7日間における燃料の対応について（運転停止中 崩壊熱除去機能喪失）

- 添付資料 5.2.1 安定停止状態について（運転停止中 全交流動力電源喪失）
- 添付資料 5.2.2 評価条件の不確かさの影響評価について（運転停止中 全交流動力電源喪失）
- 添付資料 5.2.3 7日間における水源の対応について（運転停止中 全交流動力電源喪失）
- 添付資料 5.2.4 7日間における燃料の対応について（運転停止中 全交流動力電源喪失）
- 添付資料 5.2.5 常設代替交流電源設備の負荷（運転停止中 全交流動力電源喪失）

- 添付資料 5.3.1 原子炉圧力容器開放時における運転停止中の線量評価について

- 添付資料 5.3.2 「原子炉冷却材の流出」におけるプラント状態選定の考え方
- 添付資料 5.3.3 安定停止状態について（運転停止中 原子炉冷却材の流出）
- 添付資料 5.3.4 評価条件の不確かさの影響評価について（運転停止中 原子炉冷却材の流出）
- 添付資料 5.3.5 7日間における燃料の対応について（運転停止中 原子炉冷却材の流出）
-
- 添付資料 5.4.1 安定停止状態について（運転停止中 反応度の誤投入）
- 添付資料 5.4.2 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（運転停止中 反応度の誤投入）
- 添付資料 5.4.3 反応度誤投入事象の代表性について
-
- 添付資料 6.1.1 同時被災時における必要な要員及び資源について
- 添付資料 6.2.1 重大事故等対策の要員の確保及び所要時間について
- 添付資料 6.2.2 重要事故（評価事故）シーケンス以外の事故シーケンスの要員の評価について
- 添付資料 6.3.1 水源，燃料，電源負荷評価結果について

3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

3.2.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

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」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUX，長期TB，TBD及びTBUである。

(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，原子炉圧力が高い状況で原子炉圧力容器が損傷し，溶融炉心，水蒸気，水素ガス等が急速に放出され，格納容器雰囲気が直接加熱されることにより，急速に格納容器圧力が上昇する等，格納容器に熱的・機械的な負荷が発生して格納容器破損に至る。

したがって，本格納容器破損モードでは，溶融炉心，水蒸気及び水素ガスの急速な放出に伴い格納容器に熱的・機械的な負荷が加えられることを防止するため，原子炉圧力容器破損までに逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作により原子炉減圧を実施することによって，格納容器の破損を防止する。

また，原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が落下するまでに，常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によってペDESTAL（ドライウェル部）に溶融炉心の冷却に十分な水位及び水量を確保するとともに，代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱を実施する。溶融炉心の落下後は，常設低圧代替注水系ポンプを用い

た格納容器下部注水系（常設）によって溶融炉心を冷却するとともに，常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を実施し，原子炉圧力容器破損後の短期的な格納容器の圧力上昇を抑制する。その後，代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置によって格納容器の圧力及び温度を低下させる。

なお，本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では，原子炉圧力容器破損までは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し，原子炉圧力容器の破損に至るものとする。

(3) 格納容器破損防止対策

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」で想定される事故シーケンスに対して，原子炉圧力が高い状況で原子炉圧力容器が損傷し，溶融炉心，水蒸気，水素ガス等が急速に放出され，格納容器に熱的・機械的な負荷が発生することに対して，原子炉減圧を可能とするため，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作による原子炉減圧手段を整備する。

また，原子炉圧力容器破損前における格納容器温度の上昇を抑制し，逃がし安全弁の環境条件を緩和する観点から代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器冷却手段を整備し，原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する観点から，常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却手段及び代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱手段並びに格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱手段を整備する。

本格納容器破損モードの防止及びそれ以降の一連の対応も含めた重大事

故等対策の概要を以下の a から w に示すとともに、 a から w の重大事故等対策における設備と手順の関係を第 3.2-1 表に示す。このうち、本格納容器破損モードに対する重大事故等対策は以下の a から m 及び p である。

本格納容器破損モードの防止及びそれ以降の一連の対応も含めた重大事故等対策の概略系統図を第 3.2-1 図に、対応手順の概要を第 3.2-2 図に示す。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は第 3.2.1 図 (1/4) から (3/4) である。

本格納容器破損モードにおける評価事故シーケンスにおいて、必要な要員は初動対応要員 18 名及び事象発生から 2 時間以降に期待する招集要員 2 名である。初動対応要員の内訳は、発電長 1 名、副発電長 1 名、運転操作対応を行う運転員 4 名、通報連絡等を行う災害対策要員 2 名、現場操作を行う重大事故等対応要員 10 名である。招集要員の内訳は、燃料補給作業を行う重大事故等対応要員 2 名である。必要な要員と作業項目について第 3.1.3-3 図に示す。

なお、重要事故シーケンス以外の事故シーケンスについては、作業項目を重要事故シーケンスと比較し必要な要員数を確認した結果、初動対応要員 18 名及び招集要員 2 名で対処可能である。

a. 原子炉スクラム及び全交流動力電源喪失の確認

運転時の異常な過渡変化又は全交流動力電源喪失が発生して原子炉がスクラムしたことを確認する。また、主蒸気隔離弁が閉止するとともに、再循環ポンプがトリップしたことを確認する。

原子炉のスクラム及び全交流動力電源喪失の確認を確認するために必要な計装設備は、平均出力領域計装、原子炉圧力計等である。

b. 早期の電源回復不能の確認

全交流動力電源喪失の確認後、中央制御室からの遠隔操作により外部

電源受電及び非常用ディーゼル発電機の起動ができず、非常用母線の電源回復ができない場合、早期の電源回復不能と判断する。これにより、常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電準備操作を開始する。

c. 常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作

早期の電源回復不能の確認後、中央制御室からの遠隔操作により常設代替高圧電源装置から緊急用母線を受電する。

常設代替高圧電源装置による緊急母線受電操作に必要な計装設備は、緊急用M/C電圧である。

d. 高圧注水機能喪失の確認

原子炉スクラム後、原子炉水位の低下が継続し、原子炉水位異常低下（レベル2）設定点に到達したが、原子炉隔離時冷却系が自動起動していないことを確認し、中央制御室からの遠隔操作によりこれらの系統の手動起動を試みるがこれにも失敗したことを確認する。

e. 常設高圧代替注水ポンプを用いた高圧代替注水系の起動操作

高圧注水機能喪失の確認後、中央制御室からの遠隔操作により高圧代替注水系を起動し、原子炉注水を開始することで原子炉水位が回復することを確認する。

高圧代替注水系による原子炉注水に必要な計装設備は、高圧代替注水系系統流量等である。

f. 高圧注水機能の回復操作

対応可能な要員にて高圧注水機能の回復操作を実施する。

g. 交流電源の回復操作

早期の電源回復不能の確認後、対応可能な要員により非常用ディーゼル発電機等の機能回復操作及び外部電源の機能回復操作を実施する。

h. 常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電操作

常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電後、中央制御室及び現場にて常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電準備操作を実施し、中央制御室からの遠隔操作により常設代替高圧電源装置から緊急用母線を介して非常用母線を受電する。

常設代替高圧電源装置による非常用母線受電操作に必要な計装設備は、M/C 2C (2D) 電圧である。

i. 原子炉建屋ガス処理系及び中央制御室換気系の起動操作

常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電後、中央制御室からの遠隔操作により原子炉建屋ガス処理系及び中央制御室換気系を起動する。

j. 緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系による海水通水操作

常設低圧代替注水ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水機能喪失を確認した後、中央制御室からの遠隔操作により緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備操作を実施し、緊急用海水ポンプを起動し、緊急用海水系に海水を通水する。

緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系による海水通水操作に必要な計装設備は、緊急用海水系流量計（残留熱除去系熱交換器）等である。

k. 代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作

緊急用海水ポンプにより緊急用海水系に海水を通水した後、中央制御室からの遠隔操作により代替循環冷却系ポンプを起動することで、代替格納容器スプレイを実施し、格納容器除熱を実施する。

代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作に必要な計装設備は、代替循環冷却系格納容器スプレイ流量計等である。

l. 逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁による原子炉急速減圧操作

原子炉水位の低下が継続し、燃料有効長底部から燃料有効長の 20% 上の位置に到達した時点で、原子炉注水の手段が全くない場合でも、中央制御室からの遠隔操作によって逃がし安全弁（自動減圧機能）2 弁を手動で開放し、原子炉を急速減圧する。

原子炉急速減圧を確認するために必要な計装設備は、原子炉水位計（燃料域）等である。

原子炉急速減圧後は、逃がし安全弁（自動減圧機能）の開状態を保持し、原子炉圧力を低圧状態に維持する。

（添付資料 3.3.1）

m. 炉心損傷確認

原子炉水位の低下による炉心の露出に伴い、炉心損傷したことを確認する。炉心損傷の判断は、格納容器雰囲気放射線モニタ（D/W）及び（S/C）の指示値が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上の場合とする。

炉心損傷を確認するために必要な計装設備は、格納容器雰囲気放射線モニタ（D/W）等である。

また、炉心損傷が発生すれば、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解により水素及び酸素が発生することから、格納容器内の水素及び酸素濃度を確認する。

格納容器内の水素及び酸素濃度を確認するために必要な計装設備は、格納容器内水素濃度計（S A）及び格納容器内酸素濃度計（S A）である。

n. 常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による
格納容器下部水位確保操作

代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操

作を実施後、原子炉圧力容器破損に備えて、中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）注水を実施する。この場合の注水は、ペDESTAL（ドライウエル部）水位を約 1.0m に調整することが目的であるため、ペDESTAL（ドライウエル部）水位が 1m を超えて上昇したことを確認後、ペDESTAL（ドライウエル部）注水を停止する。その後、ペDESTAL（ドライウエル部）水はサプレッション・プールに排水され、ペDESTAL（ドライウエル部）水位は約 1.0m に調整される。

常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作のために必要な計装設備は、低圧代替注水系格納容器下部注水流量計及び格納容器下部水位計等である。

o. サプレッション・プール pH制御装置による薬液注入操作

常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作を実施後、中央制御室からの遠隔操作によって格納容器内の pH制御のための薬液注入を行う。サプレッション・チェンバのプール水の pHを 7 以上に制御することで、分子状無機よう素の生成が抑制され、その結果、有機よう素の生成についても抑制される。これにより、環境中への有機よう素の放出量を低減させることができる。なお、有効性評価においては、pH制御には期待しない。

p. 原子炉圧力容器破損の判断

原子炉圧力容器の破損を直接確認する計装設備である格納容器下部水温計の指示上昇又はダウンスケールといったパラメータの変化によって、原子炉圧力容器破損を判断する。

原子炉圧力容器破損の徴候として、原子炉水位の低下、制御棒位置の指示値の喪失数増加、原子炉圧力容器下鏡部温度の 300℃到達といった

パラメータの変化を検知した後は、原子炉圧力容器破損判断の迅速性向上のため、格納容器下部水温計を継続監視することとする。

(添付資料 3.2.2)

q. 常設低圧代替注水ポンプを用いた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

原子炉圧力容器破損に伴う格納容器の圧力及び温度上昇を抑制するため、原子炉圧力容器破損の判断後、中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を実施する。その後、格納容器圧力挙動が低下傾向に転じれば、格納容器外からの注水によるサブプレッション・プール水位の上昇抑制のため、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を停止する。

常設低圧代替注水系ポンプを用いた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をののために必要な計装設備は、低圧代替注水系格納容器スプレイ流量計等である。

r. 常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作

原子炉圧力容器破損の判断後に、高さ 0.2m 位置の格納容器下部水温計のオーバースケール又はダウンスケールにより高さ 0.2m までの溶融炉心堆積を検知した場合、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウェル部）注水を水位 2.75m まで実施する。その後、水位 2.25m 到達にてペDESTAL（ドライウェル部）注水を実施し、2.75m 到達により停止する間欠注水を行う。なお、高さ 0.2m までの溶融炉心堆積が検知されない場合は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL

ル（ドライウェル部）注水を水位 0.5m 到達にて実施し、1m 到達により停止する間欠注水を行う。

常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作を確認するために必要な計装設備は、低圧代替注水系格納容器下部注水流量計及び格納容器下部水温計等である。

格納容器下部注水系（常設）により溶融炉心の冷却が継続して行われていることは、格納容器下部水位計によって確認することができる。高さ 0.2m までの溶融炉心堆積を検知した場合は、原子炉圧力容器破損時の影響を受けないペDESTAL外側のボックス内の格納容器下部水位計（2.25m 及び 2.75m 位置にそれぞれ複数設置）によってペDESTAL（ドライウェル部）水位を監視し、溶融炉心が冠水維持されていることを確認できる。また、高さ 0.2m までの溶融炉心堆積が検知されない場合は、格納容器下部水位計（0.5m 及び 1m 位置にそれぞれ複数設置）によって、溶融炉心が冠水維持されていることを確認できる。なお、格納容器下部雰囲気温度計により原子炉格納容器下部の雰囲気温度が飽和温度程度で推移していることを確認することによっても、溶融炉心の冷却が継続して行われていることを把握することができる。

（添付資料 3.2.3）

s. 代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による原子炉注水及び格納容器除熱操作

「k. 代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による代替格納容器除熱操作」以降、代替循環冷却系による格納容器スプレイを継続し、原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力が低下傾向に転じた後は、原子炉圧力容器内の冷却及び格納容器の除熱のため、中央制御室からの遠隔操作によって代替循環冷却系の注水先を原子炉注水と格納容器スプレイに

分配し、それぞれ連続で原子炉注水と格納容器スプレイを実施する。サブプレッション・プールを水源として原子炉注水及び格納容器スプレイを実施し、緊急用海水系により格納容器内の熱を海に逃がすことで、格納容器外からの注水によるサブプレッション・プール水位の上昇抑制を図る。

代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による溶融炉心冷却及び格納容器除熱に必要な計装設備は、代替循環冷却系原子炉注水流量計及び代替循環冷却系格納容器スプレイ流量計等である。

- t. 常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作

原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力挙動が低下傾向に転じた後は、代替循環冷却系ポンプを用いて代替循環冷却系により格納容器除熱を実施するが、格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達した場合又はドライウエル雰囲気温度が 171℃に到達した場合は、中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器スプレイを実施し、格納容器圧力及び温度を制御する。

- u. 使用済燃料プールの冷却操作

対応可能な要員にて使用済燃料プールの冷却操作を実施する。

- v. 可搬型代替注水大型ポンプによる水源補給操作

可搬型代替注水大型ポンプにより北側淡水池又は高所淡水池から代替淡水貯槽へ水源補給操作を実施する。

- w. タンクローリによる燃料補給操作

タンクローリにより可搬型設備用軽油タンクから可搬型代替注水大型ポンプに燃料補給を実施する。

3.2.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

(1) 有効性評価の方法

本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態をT Q U Xとし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とし、逃がし安全弁再閉失敗を含まず高圧状態が維持される「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋手動減圧失敗＋炉心損傷後の手動減圧失敗＋D C H」である。

本評価事故シーケンスは「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の格納容器破損防止対策の有効性を評価するためのシーケンスであることから、炉心損傷までは事象を進展させる前提での評価となる。このため、前提とする事故条件として、設計基準事故対処設備による原子炉注水機能（非常用炉心冷却系等）のみならず、原子炉圧力容器破損までは重大事故等対処設備による原子炉注水機能を含む全ての原子炉注水機能が使用できないものと仮定した。また、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を確認する観点から、原子炉圧力容器の破損に至る前提とした。

(添付資料 3.2.4)

仮に炉心損傷後の原子炉注水に期待できる場合には、原子炉圧力容器が破損するまでの時間の遅れやペデスタル（ドライウェル部）への落下量の抑制等、事象進展の緩和に期待できると考えられるが、本評価の前提とする事故条件は原子炉注水による事象進展の緩和の不確かさを包絡する保守的な条件である。

なお、格納容器過圧・過温破損の観点については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」にて示したとおり、L O C Aをプラント損傷状態とする評価事故シーケンスで確認している。こ

れは、過圧の観点ではL O C Aによるドライウェルへの蒸気の放出及び原子炉注水による蒸気の発生が重畳する事故シーケンスへの対応が最も厳しいためであり、過温の観点では、事象初期に炉心が露出し過熱状態に至る事故シーケンスへの対応が最も厳しいためである。また、本格納容器破損モードを評価する上では、原子炉圧力容器が高圧の状態に破損に至る事故シーケンスを選定する必要があることから、L O C Aをプラント損傷状態とする事故シーケンスは、本格納容器破損モードの評価事故シーケンスには適さない。

本格納容器破損モードの評価事故シーケンスに示される、炉心損傷前に原子炉減圧に失敗し、炉心損傷後に再度原子炉減圧を試みる状況としては、炉心損傷前の段階で非常用炉心冷却系である低圧炉心スプレイ系及び低圧注水系のみならず、重大事故等対処設備である低圧代替注水系（常設）等を含む全ての低圧注水機能が失われることで「2.2 高圧注水・減圧機能喪失」に示した過渡時自動減圧回路が作動せず、全ての低圧注水機能が失われている場合の手順にしたがって原子炉減圧しないまま炉心損傷に至る状況が考えられる。

手順上、全ての低圧注水機能が失われている状況では、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達する時点までは原子炉を減圧しない。この原子炉減圧のタイミングは、原子炉水位が燃料有効長頂部以下となった場合、原子炉減圧を遅らせた方が、原子炉圧力容器内の原子炉冷却材の量を多く維持できるため、原子炉圧力容器破損に至る時間を遅らせることができる一方で、ジルコニウム-水反応が著しくなる前に原子炉を減圧することで水素ガスの発生量を抑えられることを考慮して設定したものである。また、過渡時自動減圧回路は低圧炉心スプレイ系又は低圧注水系の起動が作動条件の1つであるため、低圧炉心スプレイ系及

び低圧注水系が失われている状況では作動しない。

これを考慮し、本評価では評価事故シーケンスに加えて全ての低圧注水機能も失われている状況を想定した。

なお、この評価事故シーケンスへの対応及び事故進展は、「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故進展と同じものとなる。

本格納容器破損モードではプラント損傷状態をTQUXとし、「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」ではプラント損傷状態をTQUVとしており、異なるプラント損傷状態を選定している。TQUXとTQUVでは喪失する設計基準事故対処設備が異なり、原子炉減圧について、TQUVでは設計基準事故対処設備である逃がし安全弁（自動減圧機能）の機能に期待し、TQUXでは重大事故等対処設備としての逃がし安全弁（自動減圧機能）の機能に期待する点異なる。手順にしたがう場合、TQUVでは原子炉減圧機能は維持されているが低圧注水機能を喪失しているため、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作によって原子炉を減圧することとなる。また、TQUXは高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱に進展し得るとして選定したプラント損傷状態であるが、重大事故等対処設備としての逃がし安全弁（自動減圧機能）に期待し、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作によって原子炉を減圧することにより、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を図る。

以上のとおり、どちらのプラント損傷状態であっても事象発生から原子

炉減圧までの対応は同じとなり、運転員等操作時間やパラメータの変化も同じとなる。また、原子炉減圧以降も、熔融炉心の挙動にしたがって一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順にしたがって防止することとなる。このことから、格納容器破損モード「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」、「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」及び「熔融炉心・コンクリート相互作用」については、同様のシーケンスへの一連の対応の中で各格納容器破損モードに対する格納容器破損防止対策の有効性を評価する。

本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、原子炉圧力容器における冷却材放出（臨界流・差圧流）、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、原子炉圧力容器内 F C I（熔融炉心細粒化）、原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達）、構造材との熱伝達、下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達並びに原子炉圧力容器破損が重要現象となる。

よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内、格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の熔融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コード M A A P により原子炉圧力等の過渡応答を求める。

また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。

（2）有効性評価の条件

本評価事故シーケンスに対する初期条件も含めた主要な解析条件を第

3.2-2 表に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

a. 事故条件

(a) 起因事象

起因事象として、給水流量の全喪失が発生するものとする。

(b) 安全機能の喪失に対する仮定

高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系の機能喪失を、低圧注水機能として低圧炉心スプレイ系及び低圧注水系の機能喪失を想定する。さらに、原子炉圧力容器破損までは重大事故等対処設備による原子炉注水にも期待しない^{※1}ものとする。これは、原子炉への注水機能の喪失に伴い原子炉圧力容器破損に至る状況を想定するためである。

※1 常設低圧代替注水系ポンプを用いた原子炉注水以外の緩和機能となる代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び格納容器下部注水系（常設）には期待する。また、原子炉圧力容器破損後は、原子炉圧力容器内の冷却を考慮し、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による原子炉注水を行うものとする。

(c) 外部電源

外部電源は使用できないものと仮定する。

送電系統又は所内主発電設備の故障等によって、外部電源が喪失するとともに、全ての非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定する。

(d) 高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏えい等による影響

原子炉圧力を厳しく評価するため、高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏えい等は、考慮しないものとする。

(e) 水素及び酸素の発生

水素の発生については、ジルコニウム-水反応及び溶融炉心・コンクリート相互作用を考慮するものとする。なお、解析コードMAAPの評価結果では水の放射線分解による水素及び酸素の発生を考慮していない。このため、水の放射線分解による水素及び酸素の発生量は「3.4 水素燃焼」と同様に、解析コードMAAPで得られる崩壊熱をもとに評価するものとし「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にてその影響を確認する。

b. 重大事故等対策に関連する機器条件

(a) 原子炉スクラム信号

原子炉スクラムは、原子炉水位低（レベル3）信号によるものとする。

(b) 逃がし安全弁

逃がし安全弁（安全弁機能）にて、原子炉冷却材圧力バウンダリの過度の圧力上昇を抑えるものとする。また、原子炉減圧には逃がし安全弁（自動減圧機能）（2弁）を使用するものとし、容量として1弁あたり定格主蒸気流量の約6%を処理するものとする。

(c) 格納容器下部注水系（常設）

常設低圧代替注水系ポンプを2台使用するものとし、原子炉圧力容器の破損前に、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）により $80\text{m}^3/\text{h}$ でペDESTAL（ドライウエル部）に注水し、水位が1mを超えて上昇するまで水張りを実施するものとする。

原子炉圧力容器が破損して溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下した後は、常設低圧代替注水系ポンプ2台により $80\text{m}^3/\text{h}$ でペDESTAL（ドライウエル部）に注水し、水位が2.75mに到達した時

点で注水を停止し、水位が 2.25m 以下となった時点で注水を開始するものとする。

(d) 代替格納容器スプレー冷却系（常設）

常設低圧代替注水系ポンプを 2 台使用するものとし、原子炉压力容器の破損の判断後に、格納容器圧力及び温度上昇の抑制に必要なスプレー流量を考慮し、 $300\text{m}^3/\text{h}$ にて格納容器内にスプレーするものとする。格納容器圧力が低下傾向となれば、一旦格納容器スプレーを停止するが、再度格納容器圧力が上昇し、格納容器圧力 $465\text{kPa}[\text{gage}]$ に到達した以降は、 $130\text{m}^3/\text{h}$ にて格納容器内にスプレーする。

(e) 代替循環冷却系

代替循環冷却系ポンプは 1 台使用するものとし、代替循環冷却系の循環流量は、全体で $250\text{m}^3/\text{h}$ とし、原子炉压力容器破損前及び压力容器破損後の格納容器圧力が低下傾向となるまではドライウェルへ $250\text{m}^3/\text{h}$ で連続スプレーを実施する。原子炉压力容器破損後の格納容器圧力が低下傾向に転じた後は、ドライウェルへ $150\text{m}^3/\text{h}$ 、原子炉へ $100\text{m}^3/\text{h}$ にて流量配分し、それぞれ連続スプレー及び連続注水を実施する。

c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員等操作に関する条件として、「1.3.5 運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類にしたがって以下のとおり設定する。

- (a) 原子炉急速減圧操作は、設計基準事故対処設備による原子炉注水機能（非常用炉心冷却系及び原子炉隔離時冷却系）のみならず、重大事故等対処設備による原子炉注水機能を含む全ての原子炉注水機能が喪失している場合の運転手順にしたがい、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の 20% 上の位置に到達した時点で

開始するものとする。

- (b) 代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は、緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備時間等を考慮して、原子炉圧力容器破損前の事象発生 90 分後から開始するものとする。その後、原子炉圧力容器破損後に格納容器圧力が低下傾向に転じて 30 分後に、ドライウェルと原子炉へ流量配分し、それぞれ連続スプレー及び連続注水を実施することで、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による熔融炉心冷却及び格納容器除熱を実施するものとする。
- (c) 常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作（原子炉圧力容器破損前）は、炉心損傷後に代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作を実施した後に開始し、ペDESTAL（ドライウェル部）水位が 1m を超えて上昇したことを確認した場合に停止するものとする。
- (d) 常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却操作は、原子炉圧力容器破損を判断した場合に開始するものとする。また、原子炉圧力容器破損後に格納容器圧力が低下傾向に転じて 30 分後に停止するものとする。その後、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作は、格納容器圧力が 0.465MPa[gage]又はドライウェル雰囲気温度が 171℃に到達した場合に開始し、格納容器圧力が 0.400MPa[gage]又はドライウェル雰囲気温度が 151℃に到達した場合に停止する間欠注水を行うものとする。

(e) 常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水操作（原子炉圧力容器破損後の注水）は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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の後に開始するものとし、ペDESTAL（ドライウェル部）水位が 2.25m 到達にて注水を実施し、2.75m に到達により停止する間欠注水を行うものとする。

(3) 有効性評価（Cs-137 放出量評価）の条件

- a. 事象発生直前まで、定格出力の 100% で長期間にわたって運転されていたものとする。その運転時間は、燃料を約 1/4 ずつ取り替えていく場合の平衡炉心を考え、最高 50,000 時間とする。
- b. 代替循環冷却系を用いた場合の環境中への総放出量の評価においては、原子炉内に内蔵されている核分裂生成物が事象進展に応じた割合で、格納容器内に放出^{※2}されるものとする。

※2 セシウムの格納容器内への放出割合については、本評価事故シナリオにおいては解析コード MAAP の評価結果の方が NUREG-1465 より大きく算出する。

- c. 格納容器内に放出された Cs-137 については、格納容器スプレイやサプレッション・プール水でのスクラビングによる除去効果を考慮する。
- d. 原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えいについて考慮する。漏えい量の評価条件は以下のとおりとする。

(a) 格納容器からの漏えい量は、格納容器圧力に応じた設計漏えい率をもとに評価する。

(b) 原子炉建屋から大気中に漏えいする放射性物質を保守的に見積もるため、原子炉建屋ガス処理系（非常用ガス再循環系及び非常用ガス処理系で構成）により原子炉建屋の設計負圧が達成されるまでの期間は、原子炉建屋内の放射性物質の保持機能に期待しないものとする。原子炉建屋ガス処理系により設計負圧を達成した後は設計換気率 1 回／日相当を考慮する。

原子炉建屋ガス処理系は、事象発生 115 分後から、常設代替高圧電源装置からの交流電源の供給を受けて中央制御室からの遠隔操作により起動し、起動後 5 分間で設計負圧が達成されることを想定する。

(c) 原子炉建屋内での放射能の時間減衰は考慮せず、また、原子炉建屋内での粒子状物質の除去効果は保守的に考慮しない。

(添付資料 3.2.5)

(4) 有効性評価の結果

本評価事故シーケンスにおける原子炉圧力、原子炉水位（シュラウド内外水位）、格納容器圧力、格納容器雰囲気温度、サブプレッション・プール水位及び注水流量の推移を第 3.2-4 図から第 3.2-9 図に示す。

a. 事象進展

事象発生後、全ての設計基準事故対処設備による原子炉注水機能（非常用炉心冷却系及び原子炉隔離時冷却系）が機能喪失し、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ことから、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心が露出し、事象発生から約●分後に、原子炉水位が燃料有効長底部より燃料有効長

の 20%上の位置に到達した時点で、中央制御室からの遠隔操作により逃がし安全弁（自動減圧機能）2 弁を手動で開放することで、原子炉急速減圧を実施する。その後、事象発生から約●時間後に炉心損傷に至る。

事象発生から 90 分後に代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことにより格納容器温度の上昇を抑制する。原子炉減圧後の低圧代替注水系（常設）又は代替循環冷却系による原子炉注水は実施しないものと仮定するため、事象発生から約●時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作を実施後、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作を実施し、ペDESTAL（ドライウエル部）水位を約 1.0m に調整する。

原子炉圧力容器が破損し、溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）の水位約 1.0m の水中に落下する際に、溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱が起これ、水蒸気が発生することに伴う圧力上昇が生じる。

溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下した後は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によりペDESTAL（ドライウエル部）に $80\text{m}^3/\text{h}$ の注水を行い、溶融炉心を冠水維持することで、継続的に溶融炉心の冷却を実施する。

崩壊熱が格納容器内に蒸気として放出されるため、格納容器圧力は急激に上昇する。原子炉圧力容器破損前から代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作により $250\text{m}^3/\text{h}$ の格納容器スプレイを実施していること、原子炉圧力容器破損を判断した時点で、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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により $300\text{m}^3/\text{h}$ の格納容器スプレイを実施す

ることにより、格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は抑制される。

格納容器圧力が低下傾向となった時点で、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器冷却を停止するとともに、代替循環冷却系の循環流量をドライウエルへ $150\text{m}^3/\text{h}$ 、原子炉へ $100\text{m}^3/\text{h}$ に分配する。その後、格納容器圧力が $465\text{kPa}[\text{gage}]$ に到達した場合には、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による $130\text{m}^3/\text{h}$ の格納容器スプレーを実施する。これらによって、格納容器圧力及び雰囲気圧力及び温度の上昇は抑制され、その後、徐々に低下するとともに、ペDESTAL（ドライウエル部）の溶融炉心は安定的に冷却される。

なお、事象発生から約●時間後の原子炉圧力容器破損までは、逃がし安全弁（自動減圧機能）によって原子炉圧力を $2.0\text{MPa}[\text{gage}]$ 以下に維持することが必要となるが、炉心損傷後の原子炉圧力容器から逃がし安全弁（自動減圧機能）を通してサブプレッション・チェンバへ放出される高温流体や格納容器温度等の熱的影響を考慮しても、逃がし安全弁（自動減圧機能）は確実に開状態を維持することが可能である。

（添付資料 3.2.6）

b. 評価項目等

原子炉圧力容器の破損直前の原子炉圧力は約●MPa[gage]であり、 $2.0\text{MPa}[\text{gage}]$ 以下に低減されている。

本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)の評価項目について、原子炉圧力をパラメータとして対策の有効性を確認した。なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(5)及び(8)の評価項目については「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」にて評価項目を満足することを確認している。また、ペDESTAL

(ドライウエル部)に落下した熔融炉心及び格納容器の安定状態維持については「3.5 熔融炉心・コンクリート相互作用」にて確認している。

なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(1)から(3)の評価項目については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において、選定された評価事故シーケンスに対して対策の有効性を確認しているが、熔融炉心がペDESTAL(ドライウエル部)に落下した場合については、本評価において、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(1)から(3)の評価項目について対策の有効性を確認できる。

ここで、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(3)の評価項目については、格納容器が健全であるため、格納容器から原子炉建屋への放射性物質の漏えい量は制限され、また、大気中へはほとんど放出されないものと考えられる。これは、原子炉建屋内に漏えいした放射性物質は、原子炉建屋内で時間減衰し、また、粒子状放射性物質は、原子炉建屋内での重力沈降や水蒸気の凝縮に伴い、原子炉建屋内に沈着すると考えられるためである。原子炉建屋内での放射性物質の時間減衰及び粒子状放射性物質の除去効果等を保守的に考慮せず、原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えいを想定した場合、漏えい量は約● $\times 10^{-3}$ TBq(7日間)となり、100TBqを下回る。

事象発生から7日間以降、Cs-137の漏えいが継続した場合の影響評価を行ったところ、約●TBq(30日間)及び約●TBq(100日間)であり、100TBqを下回る。

(添付資料 3.5.1, 3.2.4, 3.2.5)

3.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、設計基準事故対処設備による原子炉注水機能（非常用炉心冷却系及び原子炉隔離冷却系）のみならず、重大事故等対処設備による原子炉注水機能を含む全ての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷に至り、原子炉圧力容器が破損する前に手動操作により原子炉減圧を行うことが特徴である。

また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、事象発生から 12 時間程度までの短時間に期待する操作及び事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として、原子炉急速減圧操作及び代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作とする。

本評価事故シーケンスの有効性評価における不確かさとしては、リロケーション（炉心溶融開始後の溶融炉心の移動）が挙げられる。これに対しては、原子炉水位を監視し、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の 20% 上の位置に到達した時点で原子炉急速減圧を行うといった、徴候を捉えた対応を図ることによって、炉心下部プレナムへの溶融炉心移行が発生する前に速やかに 2.0MPa[gage]を十分下回る圧力まで原子炉を減圧可能であることを確認している。

(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価

本格納容器破損モードにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。

a. 運転員等操作時間に与える影響

炉心における燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして，炉心ヒートアップに関するモデルは，TMI事故についての再現性及びCOR A実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム－水反応速度の係数についての感度解析）では，炉心熔融時間及び炉心下部プレナムへの熔融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり，影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは，重大事故等対処設備を含む全ての原子炉への注水機能が喪失することで原子炉压力容器破損に至ることを想定しており，最初に実施すべき操作は原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点の原子炉減圧操作であり，また，燃料被覆管温度及び原子炉压力容器下鏡部温度等を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから，運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして，炉心モデル（炉心水位計算モデル）は，原子炉水位挙動について原子炉压力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。このため，原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達する時間が早まる可能性があるが，数分程度の差違であることから，運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉压力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして，熔融炉心の挙動モデルはTMI事故について

の再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、リロケーション及び構造材との熱伝達を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内 F C I（熔融炉心細粒化）及び原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達）の不確かさとして、下部プレナムでの熔融炉心の挙動に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内 F C I を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における炉心下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルは T M I 事故についての再現性を確認している。また、炉心下部プレナムと熔融炉心の熱伝達に関する感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている操作として常設低圧代替注水ポンプを用いた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があるが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約 4.5 時間後）に対して早まる時間はわずかであり、また、原子炉圧力容器下鏡部温度が 300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、原子炉圧力容器の破損判断パラメータである格納容器下部水温計の指示を継続監視することで、迅速に原子炉圧力容器破損の判断を可能であることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

(添付資料 3.2.7)

b. 評価項目となるパラメータに与える影響

炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間への感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の 20%上の位置に到達した時点での運転員等操作による原子炉急速減圧によって速やかに原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下に低減し、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下に維持しているため、運転員等操作時間に与える影響はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。このため、原子炉水位が

燃料有効長底部から燃料有効長の 20%上の位置に到達する時間が早まる可能性があるが、数分程度の差異であり、原子炉急速減圧操作後に原子炉圧力は速やかに低下することから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析より炉心熔融時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損が発生する前に、十分な時間余裕をもって手動減圧により原子炉圧力を 2.0MP[gage]以下に維持していることから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内FCI（熔融炉心細粒化）及び原子炉圧力容器内FCI（デブリ粒子熱伝達）の不確かさとして、下部プレナムでの熔融炉心の挙動に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損が発生する前に、十分な時間余裕をもって手動減圧により原子炉圧力を 2.0MP[gage]以下に維持していることから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における炉心下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心下部プレナムと熔融炉心の熱伝達に関する感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影

響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に対する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約 4.5 時間後）に対して早まる時間はわずかであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

(添付資料 3.2.7)

(2) 解析条件の不確かさの影響評価

a. 初期条件、事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件

初期条件、事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は、第 3.2-2 表に示すとおりであり、それらの条件設定を設計値等、最確条件とした場合の影響を評価する。また、解析条件の設定に当たっては、評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから、その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33GWd/t に対して最確条件は 33GWd/t 以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉水位の低下は緩和されるが、操作手順（原子炉水位に応じて急速減圧を実施すること）に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響

はない。また、原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが、操作手順（崩壊熱除去機能の喪失に伴い代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱を実施すること）に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の原子炉圧力、原子炉水位及び炉心流量は、解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

(添付資料 3.2.7)

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33GWd/t に対して最確条件は 33GWd/t 以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉水位の低下は緩和され、原子炉急速減圧操作の開始が遅くなるが、原子炉圧力容器破損も遅くなり、原子炉急速減圧操作開始後に原子炉圧力は速やかに低下することから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

初期条件の原子炉圧力、原子炉水位及び炉心流量は、解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

(添付資料 3.2.7)

b. 操作条件

操作条件の不確かさとして、操作に係る不確かさを「認知」、「要員配

置」,「移動」,「操作所要時間」,「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し,これらの要因が運転員等操作時間に与える影響を評価する。また,運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し,評価結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

操作条件の原子炉急速減圧操作は,解析上の操作時間として原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達時(事象発生から約●分後)を設定している。運転員等操作時間に与える影響として,原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達するまでには事象発生から約●分の時間余裕があり,また,原子炉急速減圧操作は原子炉水位の低下傾向を監視しながらあらかじめ準備が可能であり,実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であるため,操作開始時間に与える影響は小さいことから,運転員等操作時間に与える影響も小さい。当該操作は,解析コード及び解析条件(操作条件を除く)の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが,中央制御室で行う作業であり,他の操作との重複もないことから,他の操作に与える影響はない。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は,解析上の操作開始時間として事象発生から90分後を設定している。運転員等操作時間に与える影響として,代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系運転は事象発生90分後に開始することとしているが,時間余裕を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さいことから,運転員等操作時間に与える影響は小さい。また,本操作の操作開始時間は,緊急

用海水ポンプを用いた緊急用海水系の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系の運転開始時間も早まることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

(添付資料 3.2.7)

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の原子炉急速減圧操作は、運転員等操作時間に与える影響として、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は、運転員等操作時間に与える影響として、操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

(添付資料 3.2.7)

(3) 操作時間余裕の把握

操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内での操作時間余裕を確認し、その結果を以下に示す。

操作条件の原子炉急速減圧操作については、原子炉圧力容器破損までに完了する必要があるが、原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間あり、準備時間が確保できることから、時間余裕がある。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作については、格納容器除熱開始までの時間は事象発生から 90 分あり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、原子炉圧力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約 4.5 時間であり、約 3 時間以上の余裕があることから、時間余裕がある。

(添付資料 3.2.7)

(4) まとめ

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。

3.2.4 必要な要員及び資源の評価

(1) 必要な要員の評価

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」における必要な初動対応要員は、「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」と同様 18 名である。このため、「6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果」で示す運転員及び災害対策要員の 39 名で対処可能である。また、必要な招集要員は 2 名であり、発電所構外から 2 時間以内に招集可能な要員の 71 名で対処可能である。

(2) 必要な資源の評価

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」において、必要な水源、燃料及び電源は、「6.1(2) 資源の評価条件」の条件にて評価している。その結果を以下に示す。

a. 水源

常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）への注水は、7日間の対応を考慮すると、合計約●m³の水が必要となる。水源として、代替淡水貯槽に約4,300m³、北側淡水池に約2,500m³及び高所淡水池に約2,500m³を保有している。これにより、必要な水源は確保可能である。なお、北側淡水池又は高所淡水池からの補給を考慮しない場合でも代替淡水貯槽の水源により7日間の注水継続が可能である。

(添付資料 3.2.8)

b. 燃料

常設代替交流電源装置による電源供給については、事象発生直後からの運転を想定すると、7日間の運転継続に約352.8kLの軽油が必要となる。軽油貯蔵タンクに約800kLの軽油を保有していることから、常設代替交流電源装置による電源供給について、7日間の継続が可能である。

可搬型代替注水大型ポンプによる代替淡水貯槽への給水については、事象発生からの運転を想定すると、7日間の運転継続に約36.6kLの軽油が必要となる。可搬型設備用軽油タンクに約210kLの軽油を保有していることから、可搬型代替注水大型ポンプによる給水について、7日間

の継続が可能である。

(添付資料 3.2.9)

c. 電源

常設代替交流電源装置の電源負荷については、重大事故等対策時に必要な負荷として約 2,339kW 必要となるが、常設代替交流電源装置の連続運転許容負荷容量は 5,520kW であり、必要負荷に対しての電源供給が可能である。

(添付資料 3.2.10)

3.2.5 結論

格納容器破損モード「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、運転時の異常な過渡変化又は全交流動力電源喪失が発生するとともに、非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、原子炉压力容器が高い圧力の状況で損傷し、熔融炉心、水蒸気及び水素が急速に放出され、格納容器に熱的・機械的な負荷が発生して格納容器破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対する格納容器破損防止対策としては、逃がし安全弁（自動減圧機能）による原子炉減圧手段を整備している。

格納容器破損モード「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の評価事故シーケンス「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋手動減圧失敗＋炉心損傷後の手動減圧失敗＋DCH」について、有効性評価を行った。

上記の場合においても、逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作による原子炉減圧により、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力を 2.0MPa[gage] 以下に低減することが可能である。また、安定状態を維持できる。

(添付資料 3.5.1)

解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は、運転員及び災害対策要員にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源については、外部支援を考慮しないとしても、7日間以上の供給が可能である。

以上のことから、逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作による原子炉減圧の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対して有効である。

第3.2-1表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について（1／6）

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
原子炉スクラム確認及び全交流動力電源喪失の確認	<ul style="list-style-type: none"> ・運転時の異常な過渡変化又は全交流動力電源喪失が発生して原子炉がスクラムしたことを確認する。 ・主蒸気隔離弁が閉止するとともに、再循環ポンプがトリップしたことを確認する。 	逃がし安全弁（安全弁機能） 【主蒸気隔離弁】 所内常設直流電源設備	—	平均出力領域計装 起動領域計装 原子炉圧力 原子炉圧力（SA） M/C 2C電圧 M/C 2D電圧 緊急用M/C電圧
早期の電源回復不能確認	<ul style="list-style-type: none"> ・全交流動力電源喪失の確認後、中央制御室からの遠隔操作により外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機の起動ができず、非常用母線の電源回復ができない場合、早期の電源回復不能と判断する。 	—	—	—
常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作	<ul style="list-style-type: none"> ・早期の電源回復不能の確認後、中央制御室からの遠隔操作により常設代替高圧電源装置から緊急用母線を受電する。 	常設代替高圧電源装置 軽油貯蔵タンク	—	緊急用M/C電圧
高圧注水機能喪失の確認	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉スクラム後、原子炉水位の低下が継続し、原子炉水位異常低下（レベル2）設定点に到達したが、原子炉隔離時冷却系が自動起動していないことを確認し、中央制御室からの遠隔操作によりこれらの系統の手動起動を試みるがこれにも失敗したことを確認する。 	—	—	原子炉水位（広帯域，燃料域） 原子炉水位（SA広帯域，SA燃料域） 【原子炉隔離時冷却系系統流量】 原子炉圧力 原子炉圧力（SA）

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）

■有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-1 表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について (2/6)

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
常設高圧代替注水ポンプを用いた高圧代替注水系の起動操作	・高圧注水機能喪失の確認後，中央制御室からの遠隔操作により高圧代替注水系を起動し，原子炉注水を開始することで原子炉水位が回復することを確認する。	高圧代替注水系	—	高圧代替注水系系統流量 原子炉水位（広帯域，燃料域） 原子炉水位（SA広帯域，SA燃料域）
高圧注水機能の回復操作	・対応可能な要員にて高圧注水機能の回復操作を実施する。	—	—	—
交流電源の回復操作	・早期の電源回復不能の確認後，対応可能な要員により非常用ディーゼル発電機等の機能回復操作及び外部電源の機能回復操作を実施する。	—	—	—
常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電操作	・常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電後，中央制御室及び現場にて常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電準備操作を実施し，中央制御室からの遠隔操作により常設代替高圧電源装置から緊急用母線を介して非常用母線を受電する。	常設代替高圧電源装置 軽油貯蔵タンク	—	M/C 2C電圧 M/C 2D電圧
原子炉建屋ガス処理系及び中央制御室換気系の起動操作	・常設代替高圧電源装置による非常用母線の受電後，中央制御室からの遠隔操作により原子炉建屋ガス処理系及び中央制御室換気系を起動する。	中央制御室換気系 （空気調和機ファン，フィルタ系ファン，高性能粒子フィルタ，他γコールフィルタ） 非常用ガス処理系 （排風機，フィルタトレイン） 非常用ガス再循環系 （排風機，フィルタトレイン）	—	—

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）

□ 有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-1 表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について (3/6)

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系による海水通水操作	<ul style="list-style-type: none"> 常設低圧代替注水ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水機能喪失を確認した後，中央制御室からの遠隔操作により緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備操作を実施し，緊急用海水ポンプを起動し，緊急用海水系に海水を通水する。 	緊急用海水ポンプ	—	緊急用海水系流量（残留熱除去系熱交換器）
代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作	<ul style="list-style-type: none"> 緊急用海水ポンプにより緊急用海水系に海水を通水した後，中央制御室からの遠隔操作により代替循環冷却系ポンプを起動することで，代替格納容器スプレイを実施し，格納容器除熱を実施する。 	代替循環冷却系ポンプ	—	代替循環冷却系格納容器スプレイ流量 サプレッション・チェンバ圧力 ドライウエル圧力
逃がし安全弁（自動減圧機能）2 弁による原子炉急速減圧操作	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉水位の低下が継続し，燃料有効長底部から燃料有効長の 20% 上の位置に到達した時点で，原子炉注水の手段が全くない場合でも，中央制御室からの遠隔操作によって逃がし安全弁（自動減圧機能）2 弁を手動で開放し，原子炉を急速減圧する。 原子炉急速減圧後は，逃がし安全弁（自動減圧機能）の開状態を保持し，原子炉圧力を低圧状態に維持する。 	逃がし安全弁（自動減圧機能）	—	原子炉水位（広帯域，燃料域） 原子炉水位（S A 広帯域，S A 燃料域） 原子炉圧力 原子炉圧力（S A） サプレッション・プール水温度
炉心損傷確認	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉水位手の低下による炉心の露出に伴い，炉心損傷したことを確認する。炉心損傷の判断は，格納容器雰囲気放射線モニタ（D/W）及び（S/C）の指示値が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上の場合とする。 炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解により水素及び酸素が発生することから，格納容器内の水素及び酸素濃度を確認する。 	—	—	格納容器雰囲気放射線モニタ（D/W） 格納容器雰囲気放射線モニタ（S/C） 格納容器内水素濃度（S A） 格納容器内酸素濃度（S A）

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）

有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-1 表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について (4/6)

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作	<ul style="list-style-type: none"> 代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による代替格納容器スプレイ操作を実施後，原子炉圧力容器破損に備えて，中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウエル部）注水を実施する。この場合の注水は，ペデスタル（ドライウエル部）水位を約 1.0m に調整することが目的であるため，ペデスタル（ドライウエル部）水位が 1m を超えて上昇したことを確認後，ペデスタル（ドライウエル部）注水を停止する。 	常設低圧代替注水ポンプ	—	低圧代替注水系格納容器下部注水流量 格納容器下部水位
サプレッション・プール pH 制御装置による薬液注入操作	<ul style="list-style-type: none"> 常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作を実施後，中央制御室からの遠隔操作によって格納容器内の pH 制御のための薬液注入を行う。 	—	—	—
原子炉圧力容器破損の判断	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器の破損を直接確認する計装設備である格納容器下部水温計の指示上昇又はダウンスケールといったパラメータの変化によって，原子炉圧力容器破損を判断する。 原子炉圧力容器破損の徴候として，原子炉水位の低下，制御棒位置の指示値の喪失数増加，原子炉圧力容器下鏡部温度の 300℃到達といったパラメータの変化を検知した後は，原子炉圧力容器破損判断の迅速性向上のため，格納容器下部水温計を継続監視する。 	—	—	格納容器下部水温 原子炉水位（広帯域，燃料域） 原子炉水位（SA 広帯域，SA 燃料域） 原子炉圧力容器温度

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）
 有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-1 表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について (5/6)

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
常設低圧代替注水ポンプを用いた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	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器破損に伴う格納容器の圧力及び温度上昇を抑制するため、原子炉圧力容器破損の判断後、中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を実施する。 格納容器圧力挙動が低下傾向に転じれば、格納容器外からの注水によるサブプレッション・プール水位の上昇抑制のため、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を停止する。 	常設低圧代替注水ポンプ	—	低圧代替注水系格納容器スプレイ流量 サブプレッション・チェンバ圧力 ドライウエル圧力
常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器破損の判断後に、高さ 0.2m 位置の格納容器下部水温計のオーバースケール又はダウンスケールにより高さ 0.2m までの溶融炉心堆積を検知した場合、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）注水を水位 2.75m まで実施する。 水位 2.25m 到達にてペDESTAL（ドライウエル部）注水を実施し、2.75m 到達により停止する間欠注水を行う。 高さ 0.2m までの溶融炉心堆積が検知されない場合は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）注水を水位 0.5m 到達にて実施し、1m 到達により停止する間欠注水を行う。 	常設低圧代替注水ポンプ	—	低圧代替注水系格納容器下部注水流量 格納容器下部水温
代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による原子炉注水及び格納容器除熱操作	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力が低下傾向に転じた後は、原子炉圧力容器内の冷却及び格納容器の除熱のため、中央制御室からの遠隔操作によって代替循環冷却系の注水先を原子炉注水と格納容器スプレイに分配し、それぞれ連続で原子炉注水と格納容器スプレイを実施する。 	代替循環冷却系ポンプ	—	代替循環冷却系原子炉注水流量 代替循環冷却系格納容器スプレイ流量 サブプレッション・チェンバ圧力 ドライウエル圧力

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）
 有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-1 表 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における重大事故等対策について (6/6)

操作及び確認	手順	重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬型設備	計装設備
常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作	・原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力挙動が低下傾向に転じた後は，代替循環冷却系ポンプを用いて代替循環冷却系により格納容器除熱を実施するが，格納容器圧力が 0.465MPa [gage] に到達した場合又はドライウエル雰囲気温度が 171℃ に到達した場合は，中央制御室からの遠隔操作によって常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器スプレイを実施し，格納容器圧力及び温度を制御する。	常設低圧代替注水ポンプ	—	低圧代替注水系格納容器スプレイ流量 サブプレッション・チェンバ圧力 ドライウエル圧力 ドライウエル雰囲気温度
使用済燃料プールの冷却操作	・対応可能な要員にて，使用済燃料プールの冷却操作を実施する。	—	—	—
可搬型代替注水大型ポンプによる水源補給操作	・可搬型代替注水大型ポンプにより淡水貯水池から代替淡水貯槽へ水源補給操作を実施する。	代替淡水貯槽 代替淡水貯水池	可搬型代替注水大型ポンプ	代替淡水貯槽水位
タンクローリによる燃料補給操作	・タンクローリにより可搬型設備用軽油タンクから可搬型代替注水大型ポンプに燃料補給を実施する。	可搬型設備用軽油タンク	タンクローリ	—

【 】：重大事故等対処設備（設計基準拡張）
 有効性評価上考慮しない操作

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（1／6）

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉熱出力	3,293MW	定格熱出力を設定
	原子炉圧力 (圧力容器ドーム部)	6.93MPa[gage]	定格圧力を設定
	原子炉水位	通常運転水位（セパレータスカート下端から+126cm）	通常運転水位を設定
	炉心流量	48,300t/h	定格流量を設定
	燃料	9×9燃料（A型）	9×9燃料（A型）と9×9燃料（B型）は、熱水力的な特性はほぼ同等であることから、代表的に9×9燃料（A型）を設定
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33Gwd/t	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間（13ヶ月）に調整運転期間（約1ヶ月）を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
	格納容器体積（ドライウェル）	5,700m ³	設計値を設定
	格納容器体積（ウェットウェル）	空間部：4,100m ³ 液相部：3,300m ³	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる少なめの水量として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定
	サプレッション・プール水位	6.983m（通常水位-4.7cm）	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる低めの水位として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定
	サプレッション・プール水温度	32℃	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（2／6）

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
格納容器圧力	5kPa [gage]	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定
格納容器雰囲気温度	57℃	ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度を設定
外部水源の温度	35℃	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
熔融炉心からプール水への熱流束	800kW/m ² 相当（圧力依存あり）	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
コンクリートの種類	玄武岩系コンクリート	使用している骨材の種類から設定
コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	コンクリートの侵食を防止する観点から設定（添付資料 3.2.12, 3.2.13）
ペDESTAL（ドライウェル部）床面積	コリウムシールドを考慮	熔融炉心の拡がり面積が狭いことにより、コンクリート侵食量の観点で厳しくなる設定
ペDESTAL（ドライウェル部）水張り水位	ペDESTAL（ドライウェル部）床面から 1m	水蒸気爆発の影響を抑制する観点から設定（添付資料 3.2.3）
原子炉圧力容器下部及びペDESTAL（ドライウェル部）内構造物の扱い	ペDESTAL（ドライウェル部）に落下する熔融物とは扱わない	発熱密度を下げないよう保守的に設定
コンクリート以外の構造物の扱い	鋼板及び鉄筋は考慮しない	鋼板及び鉄筋についてはコンクリートよりも融点が高いことから保守的に考慮しない

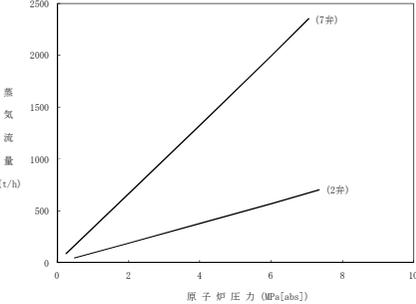
初期条件

コメント
No. 182-43 に対する回答

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（3／6）

	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位低下の観点で厳しい事象を設定
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高压注水機能及び低压注水機能の喪失 原子炉压力容器破損前の重大事故等対処設備による原子炉注水機能の喪失	全ての非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し設定 高压注水機能として高压炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系，低压注水機能として低压炉心スプレイ系及び残留熱除去系（低压注水系）の機能喪失を設定 原子炉压力容器破損前において，重大事故等対処設備である低压代替注水系（常設）及び代替循環冷却系の機能喪失を設定
	外部電源	外部電源なし	運転員の対応を厳しく見積もる観点から外部電源なしを設定 ただし，原子炉スクラムについては，外部電源有りの場合を包括する条件として，機器条件に示すとおり設定している
	高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏えい等	考慮しない	原子炉圧力を厳しく評価するものとして設定

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（4／6）

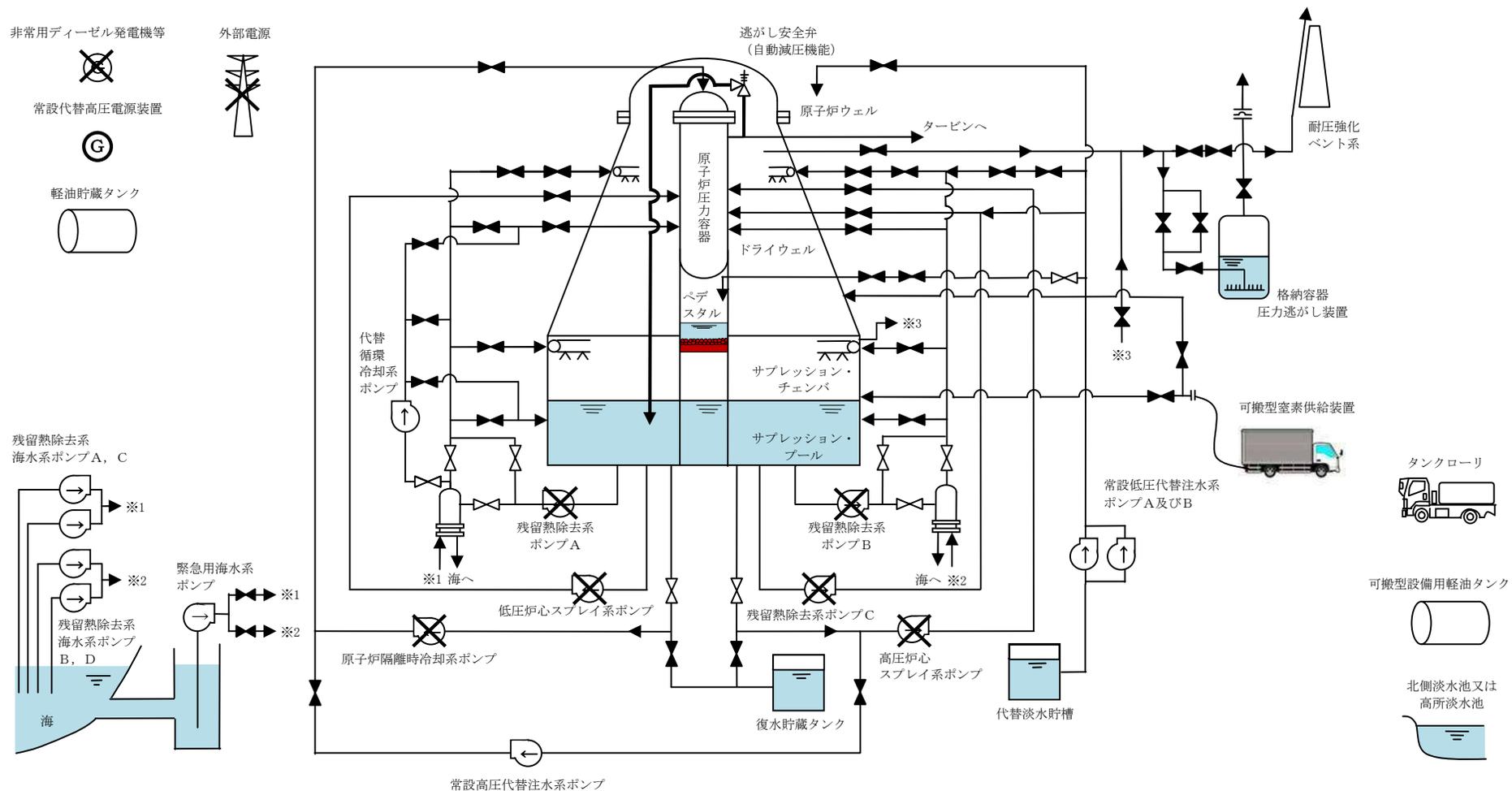
項目	主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する機器条件	原子炉スクラム	原子炉水位低下を厳しくする観点で、外部電源喪失時に伴うタービン蒸気加減弁急閉及び原子炉保護系電源喪失による原子炉スクラムについては保守的に考慮せず、原子炉水位低（レベル 3）による原子炉スクラムを設定
	逃がし安全弁	（原子炉圧力制御時） 安全弁機能 7.79MPa[gage]×2 個, 385.2t/h/個 8.10MPa[gage]×4 個, 400.5t/h/個 8.17MPa[gage]×4 個, 403.9t/h/個 8.24MPa[gage]×4 個, 407.2t/h/個 8.31MPa[gage]×4 個, 410.6t/h/個
		（原子炉減圧操作時） 逃がし安全弁（自動減圧機能）2 弁の開放による原子炉急速減圧 <原子炉圧力と逃がし安全弁蒸気量の関係> 

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（5／6）

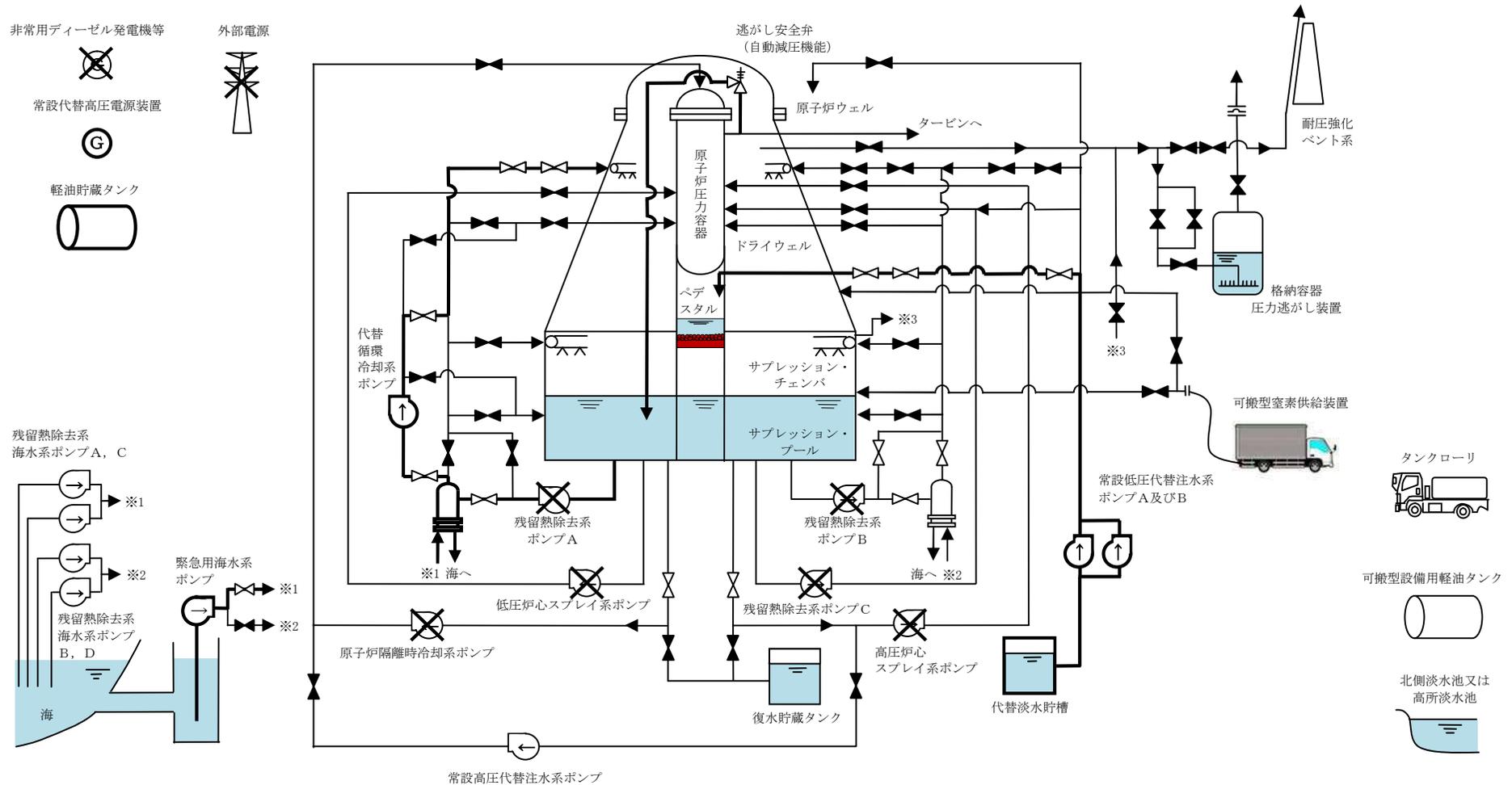
項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
重大事故等対策に関連する機器条件	真空破壊装置	3.45kPa （ドライウェル－サプレッション・チェンバ 間差圧）	設計値を設定
	代替循環冷却系	総循環流量：250m ³ /h 格納容器スプレイ 250m ³ /h 又は 150m ³ /h 原子炉注水：100m ³ /h	格納容器圧力及び雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量及び溶融炉心の冷却に必要な注水量を考慮して設定
	代替格納容器スプレイ冷却系（常設）	原子炉圧力容器破損判断後： 300m ³ /h にて格納容器へスプレイ	格納容器圧力及び雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量を考慮して設定
		格納容器圧力制御： 130m ³ /h にて格納容器へスプレイ	格納容器圧力抑制に必要なスプレイ流量を考慮して設定
		格納容器温度制御： 300m ³ /h にて格納容器へスプレイ	格納容器雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量を考慮して設定
	格納容器下部注水系（常設）	80m ³ /h にてペDESTAL（ドライウェル部）へ注水	溶融炉心の冠水継続が可能な流量な流量として設定

第 3.2-2 表 主要解析条件（高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（6／6）

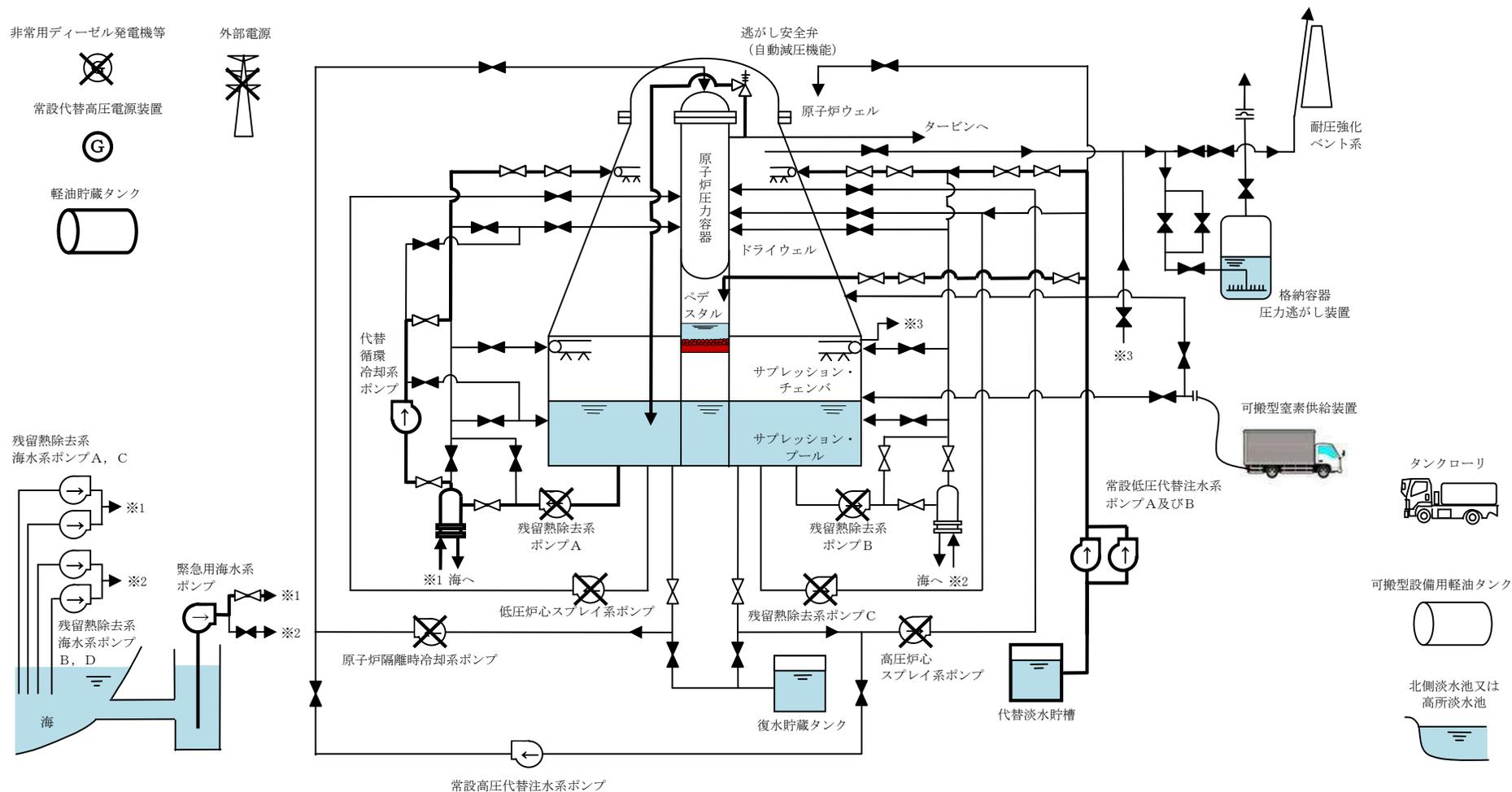
項目		主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する操作条件	原子炉急速減圧操作	原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の 20%高い位置に到達した時点	炉心損傷後の酸化反応の影響緩和を考慮して設定 (添付資料 3.2.1)
	代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器冷却操作	事象発生 90 分後	緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備時間等を考慮して設定
	常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却操作	原子炉圧力容器破損 6 分後に開始。格納容器圧力が低下傾向に転じてから 30 分後に停止	格納容器圧力及び温度の抑制効果を踏まえて設定
	常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系によるペDESTAL（ドライウェル部）注水操作	原子炉圧力容器破損 7 分後に開始。その後、ペDESTAL（ドライウェル）水位 2.75m に到達した時点で停止し、2.25m に到達した時点で開始。	炉心損傷後の原子炉圧力容器の破損による熔融炉心・コンクリート相互作用の影響緩和を考慮し設定
	常設低圧代替注水系ポンプを用いた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	格納容器圧力 465kPa[gage]又は格納容器雰囲気温度 171℃に到達した場合に開始。格納容器圧力 465kPa[gage]到達によって開始した場合は格納容器圧力 400kPa[gage]以下となった時点で停止。格納容器雰囲気温度 171℃到達によって開始した場合は格納容器雰囲気温度 151℃以下となった時点で停止	格納容器圧力及び雰囲気温度の抑制効果を踏まえて設定



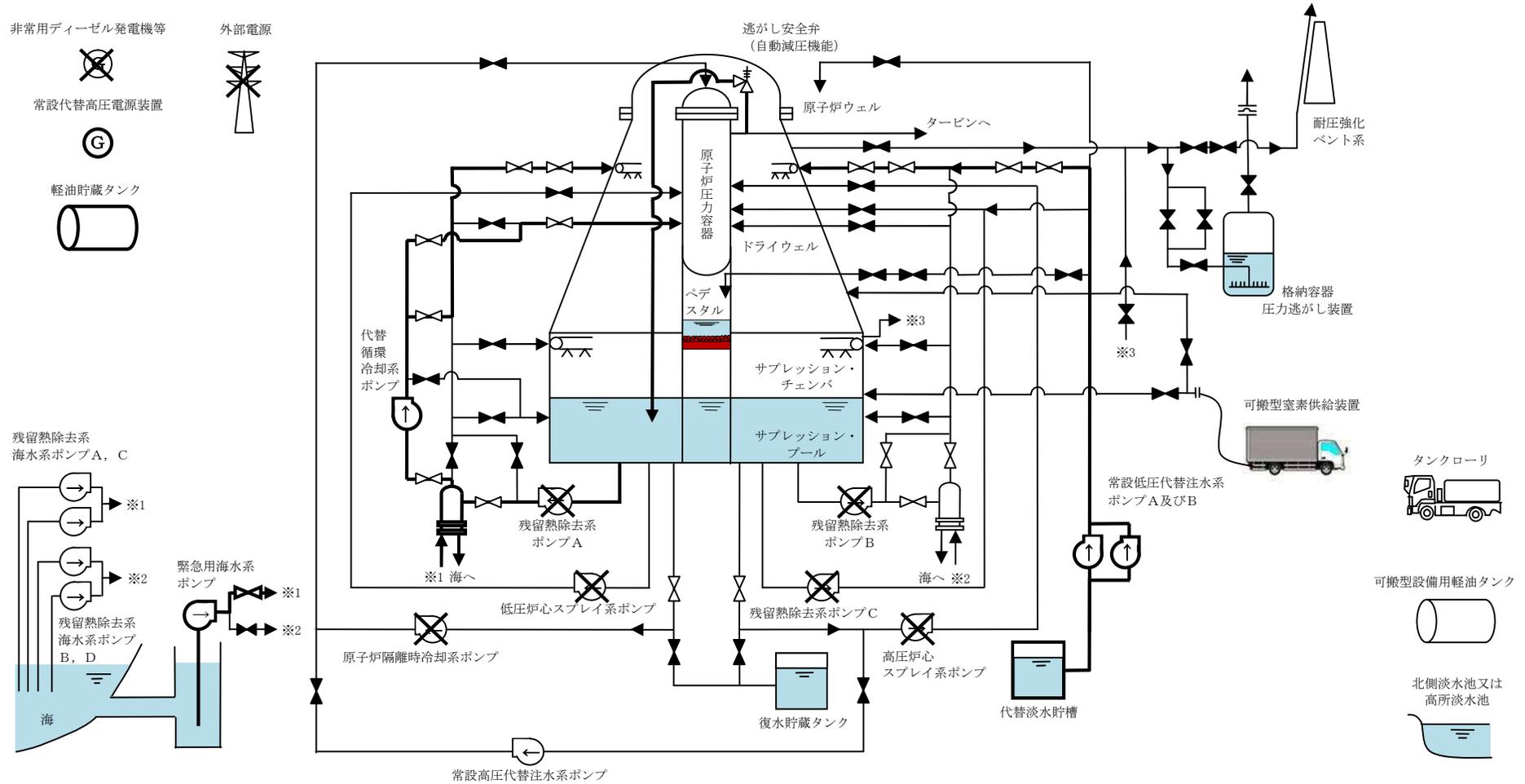
第 3.2-1 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故対処設備の概略系統図 (1/4)
(原子炉圧力容器破損前の逃がし安全弁による原子炉減圧段階)



第 3.2-1 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故対処設備の概略系統図 (2/4)
(原子炉圧力容器破損前の代替循環冷却系による格納容器除熱，及び格納容器下部注水系 (常設) による格納容器下部水位確保段階)



第 3.2-1 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故対処設備の概略系統図 (3/4)
 (原子炉圧力容器破損後の代替循環冷却系による格納容器除熱，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却，及び格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水段階)



第 3.2-1 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故対処設備の概略系統図(4/4)
 (原子炉圧力容器破損後の代替循環冷却系による原子炉注水及び格納容器除熱，及び
 代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御段階)

(解析上の時刻)

(0秒)

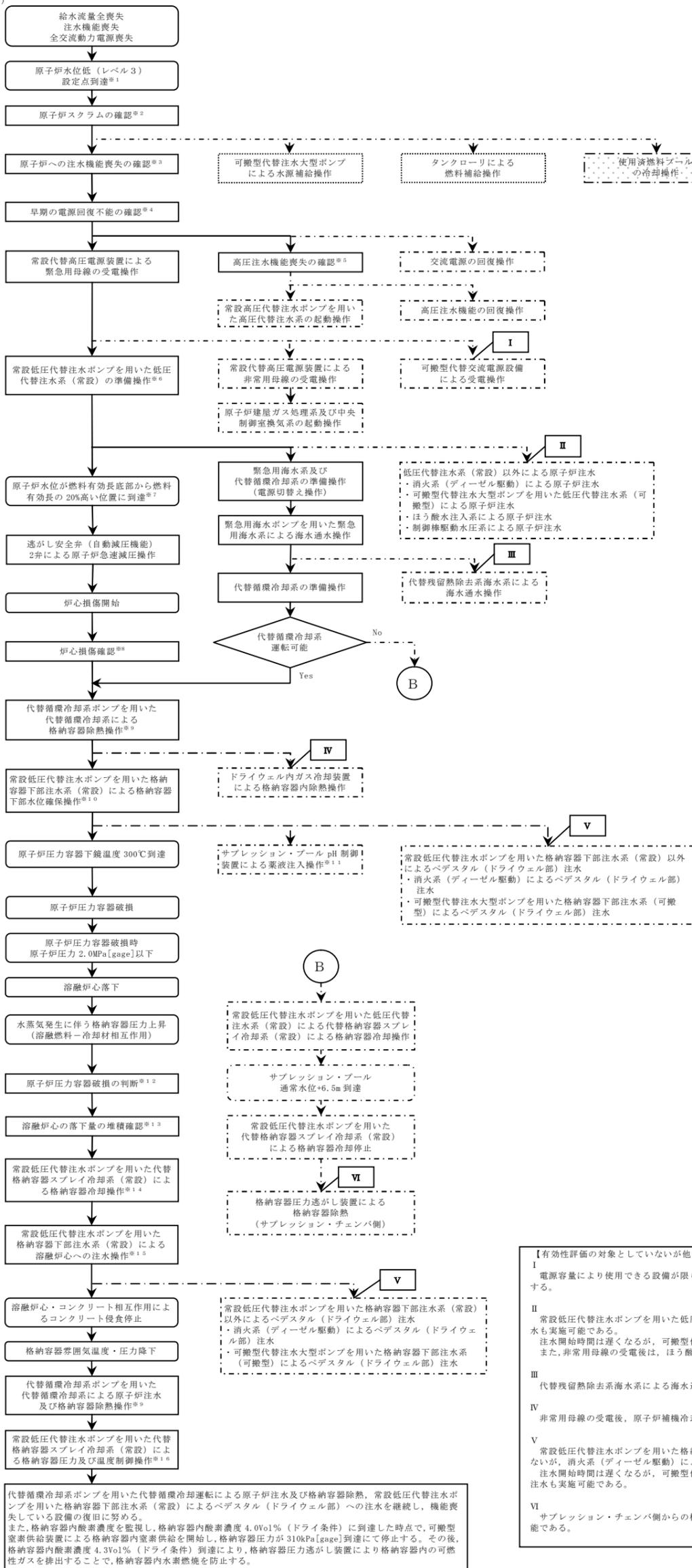
(約●分)

(約●分)

(90分)

(約●時間)

(約●時間)



- ※1: 外部電源喪失に伴い、原子炉スクラム、主蒸気隔離弁閉止及び再循環ポンプトリップとなるが、解析上は原子炉水位低(レベル3)設定点到達にて原子炉スクラム信号が発信するものとする。主蒸気隔離弁閉止及び再循環ポンプトリップについては、外部電源喪失時とする。
- ※2: 原子炉スクラムは、中央制御室にて平均出力領域計装等により確認する。
- ※3: 非常用炉心冷却系等の機能喪失及び全交流動力電源喪失により原子炉への注水機能が喪失する。
- ※4: 外部電源の受電及び非常用ディーゼル発電機の起動不可により早期の電源回復不能と判断する。
- ※5: 中央制御室にて、機器ランプ表示、警報、ポンプ吐出圧力計、系統流量計、原子炉水位計、原子炉圧力計等にて確認する。
- ※6: 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」の有効性評価を実施する上で、原子炉圧力容器破損までは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。
- ※7: 「燃料有効長底部から燃料有効長の20%高い位置」とは、原子炉水位(燃料域)で-2966mmを示す。
- ※8: 格納容器雰囲気放射線モニタ(D/W)及び(S/C)の指示値と非常時運転手順書III導入量域判定図により炉心損傷を確認する。格納容器雰囲気放射線モニタ(D/W)及び(S/C)による炉心損傷発生判断ができない場合は、原子炉圧力容器表面温度により判断する。
- ※9: 炉心損傷していること及び原子炉注水機能が喪失していることにより代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器冷却操作を実施する。格納容器スプレイ流量は250m³/hで開始する。原子炉注水機能が回復する場合には、原子炉圧力容器破損後に格納容器圧力が下降に転じたら、復旧格納容器スプレイ流量は150m³/hとし、原子炉注水流量を100m³/hとする。なお、本評価では、原子炉圧力容器破損までは、シナリオ上の想定として原子炉注水機能には期待しない。
- ※10: ベデスタル(ドライウェル部)内床ドレンサンプの1m水位維持機能を使用した追加注水により水位を確保する。水位確保操作は約10cmの水位上昇を考慮した注水および1mまでの排水を考慮した時間(約10分)で実施する。
- ※11: サプレッション・プールpH制御装置による薬液注入操作は格納容器下部水位確保後から実施する。
- ※12: 原子炉圧力容器破損の判断は破損判断パラメータにより判断する(補足1)。
- ※13: 格納容器下部水温計により溶融炉心の多量落下を判断する。
- ※14: 原子炉圧力容器が破損していることにより、常設低圧代替注水ポンプを用いた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を実施する。格納容器スプレイ流量は300m³/hで開始し格納容器圧力が下降に転じたら格納容器冷却は停止する。
- ※15: デブリ多量落下に伴い、常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水(常設)によるベデスタル(ドライウェル部)満水操作を実施する。満水操作は、格納容器下部水位2.25~2.75mの範囲に制御する。
- ※16: 以下の判断基準で常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器圧力及び温度制御操作を実施する。
 - 圧力制御の格納容器スプレイ流量は130m³/hとする
 - ・(開始条件) 格納容器圧力が465kPa[gage]到達
 - ・(停止条件) 格納容器圧力が400kPa[gage]到達
 - 温度制御の格納容器スプレイ流量は300m³/hとする
 - ・(開始条件) 格納容器温度が171℃到達
 - ・(停止条件) 格納容器温度が151℃到達

- 補足1
- 事故の起因事象判定(LOCA事象又は過渡事象起因)
 - 「原子炉水位異常低下(レベル1)設定点到達」かつ「格納容器圧力高13.7kPa[gage]到達」
 - 上記の条件が満たされる場合は、「LOCA事象起因」と判定する。条件が満たされない場合は「過渡事象起因」と判定する。(本シナリオでは「過渡事象」を想定している)
 - 原子炉圧力容器破損の判断
 - 【破損微候判断パラメータ】
 - ・原子炉水位の「低下(喪失)」
 - ・制御棒位置の指示値の「喪失数増加」
 - ・RPV下鏡部温度が「300℃到達」
 - 【破損判断パラメータ】
 - ・ベデスタル水温の「上昇」又は「喪失」

【有効性評価の対象としていないが他に取り得る手段】

I 電源容量により使用できる設備に限られるが、常設代替交流電源設備が使用できない場合は可搬型代替交流電源設備によりP/Cを受電する。

II 常設低圧代替注水ポンプを用いた低圧代替注水(常設)と同等の流量は確保できないが、消火系(ディーゼル駆動)による原子炉注水も実施可能である。注水開始時間は遅くなるが、可搬型代替注水大型ポンプを用いた低圧代替注水(可搬型)による原子炉注水も実施可能である。また、非常用母線の受電後は、ほう酸水注入系及び制御棒駆動水圧系による原子炉注水も実施可能である。

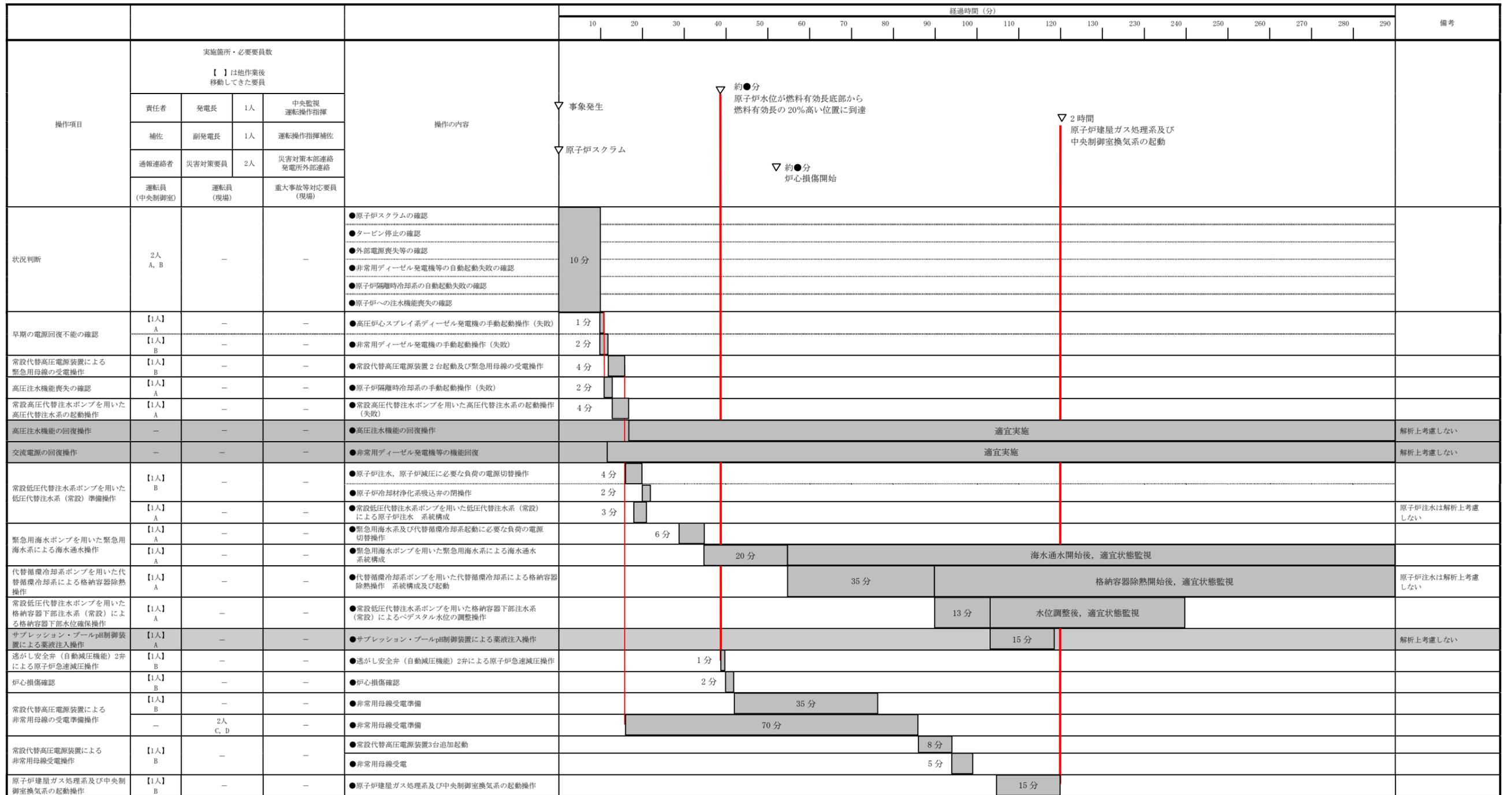
III 代替残留熱除去系海水系による海水通水も可能である。

IV 非常用母線の受電後、原子炉補機冷却系が起動可能な場合には、ドライウェル内ガス冷却装置を起動する。

V 常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水(常設)以外によるベデスタル(ドライウェル部)注水と同等の流量は確保できないが、消火系(ディーゼル駆動)による格納容器スプレイも実施可能である。注水開始時間は遅くなるが、可搬型代替注水大型ポンプを用いた格納容器下部注水(可搬型)によるベデスタル(ドライウェル部)注水も実施可能である。

VI サプレッション・チェンバ側からの格納容器ベントを優先するが、ドライウェル側からの格納容器ベントによる格納容器除熱も実施可能である。

第 3.2-図 「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の対応手順の概要



第3.2-3 図 高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の作業と所要時間 (1/2)

高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱							
操作項目	実施箇所・必要員数			操作の内容	経過時間（時間）		備考
	運転員 （中央制御室）	運転員 （現場）	緊急時対策要員 （現場）		約●時間	格納容器圧力 低下から30分後	
原子炉圧力容器破損の判断	【1人】 A	—	—	●原子炉圧力容器破損の判断 ●溶融炉心落下量の堆積確認	5分		
常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレィ冷却系（常設）による格納容器冷却操作	【1人】 A	—	—	●常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレィ冷却系（常設）による格納容器冷却操作（原子炉圧力容器破損後）	1分	適宜状態監視	
常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作	【1人】 A	—	—	●常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるベデスタル（ドライウェル部）注水・水位制御操作	1分	注水開始後、水位制御を継続	
代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による原子炉注水および格納容器除熱操作	【1人】 A	—	—	●代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による原子炉注水及び格納容器除熱操作		流量調整及び原子炉注水開始後、適宜状態監視	
使用済燃料プールの冷却操作	【1人】 B	—	—	●常設低圧代替注水系ポンプによる代替燃料プール注水系（注水ライン）を使用した使用済燃料プールへの注水操作	適宜実施		15分
				●代替燃料プール冷却系起動操作			
可搬型代替注水大型ポンプによる水源補給操作	—	—	10人 a~j	●アクセスルート復旧、可搬型代替注水大型ポンプの移動、ホース敷設等 ●ポンプ起動及び水源補給操作	220分	適宜実施	解析上考慮しない
タンクローリによる燃料補給操作	—	—	2人 【招集】	●可搬型設備用軽油タンクからタンクローリへの補給	90分	適宜実施	解析上考慮しない タンクローリ残量に応じて適宜軽油タンクから補給
				●可搬型代替注水大型ポンプへの給油			
必要員合計	2人 A, B	2人 C, D	10人 a~j 及び招集2人				

第 3.2-3 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の作業と所要時間（2／2）

原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧について

炉心損傷後、原子炉へ注水できない場合には、原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧を実施する必要がある。この際、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するために原子炉減圧を遅らせ、原子炉水位計（燃料域）で原子炉水位が「燃料有効長底部から燃料有効長の20%高い位置」（以下、「B A F + 20%」という）を下回った場合に、逃がし安全弁（以下、「S R V」という）2弁で原子炉の減圧を実施する手順としている。

減圧を実施する水位及び弁数については、以下の評価結果をもとに決定している。

(1) 原子炉手動減圧のタイミングについて

原子炉への注水手段がない場合の原子炉手動減圧のタイミングを検討するため、原子炉水位が「原子炉水位異常低下（レベル1）」（以下、「L 1」という）に到達後10分から50分のそれぞれのタイミングで減圧する場合の解析を実施し、水素の積算発生量を評価した。減圧に用いるS R Vの弁数は、7弁（自動減圧機能付S R V全弁）、2弁及び1弁のそれぞれで実施されるものとした。

評価結果を第1表に示すとともに、それぞれの弁数で減圧した場合の原子炉水位及び積算水素発生量の推移を、第1図から第6図に示す。これらの評価結果から、水素の積算発生量については、概ねL 1到達後35分から50分の間で大きな差が現れた。

この評価結果から、酸化反応（ジルコニウム-水反応）が活発になる前の、L 1到達後35分までに減圧を実施することが望ましいと判断した。

(2) 原子炉手動減圧に用いる弁数について

第1表より、(1)で判断した原子炉手動減圧を実施するタイミング（L1到達後35分）近辺の減圧タイミングに着目すると、SRV1弁の場合の水素発生量が大きくなっている。また、減圧時の炉内蒸気流量の観点では、SRV7弁の場合よりもSRV2弁の場合の方が、炉内蒸気流量が小さいことから、被覆管に対する負荷が小さいものとする。

減圧完了までの時間については、第1図、第3図及び第5図のとおり、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、原子炉手動減圧の際に開放する弁数はSRV2弁とした。

(3) 原子炉手動減圧を実施する原子炉水位について

上記評価結果より、原子炉手動減圧をL1到達後35分以降に実施する場合に水素の積算発生量に顕著な増加が見られること、また、減圧をL1到達後10分から35分の間で実施する場合には水素の積算発生量に有意な傾向が確認されないことを踏まえ、蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待する観点から、減圧はL1到達後35分で実施するものとし、判断基準としてはこのタイミング相当する原子炉水位を用いることとした。

第3図より、L1到達後35分での原子炉水位はBAF+20%程度であることから、これを原子炉手動減圧実施の水位とした。

なお、海外における同様の判断基準を調査した結果、米国の緊急時操作ガイドライン（EPG）^[1]の例では、不測事態の蒸気冷却の手順において、原子炉へ注水できない場合の原子炉減圧の判断基準をBAF+70%程度としていることを確認した。これは、BAF+70%程度よりも原子炉水位が高

い状況では、注水がなくかつ原子炉減圧していない状態でも、冠水部分の燃料から発生する蒸気により露出部分の燃料を冷却できると判断しているものと推定される。当社の判断基準は、米国の例との差異はあるものの、上述の評価結果を踏まえ定めているものであり、妥当であると考える。

(4) 原子炉水位の確認手段について

原子炉水位は、原子炉水位計（燃料域）によって確認する。原子炉水位が B A F + 20% に到達する時点（事象発生から約●時間後）では、原子炉圧力容器内の気相部温度は飽和温度を超えているが、ドライウェル内の気相部温度は約●℃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。

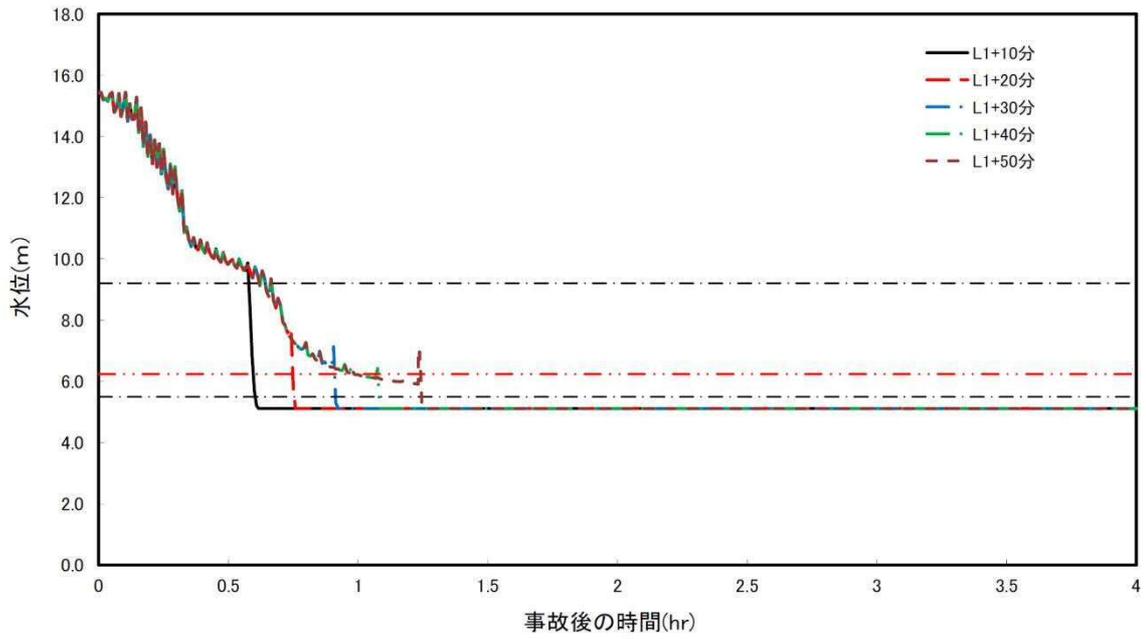
[1] “ABWR Design Control Document [Tier2, Chapter18, Human Factors Engineering]”, GE Nuclear Energy, Mar.1997.

第 1 表 原子炉手動減圧に関する解析結果

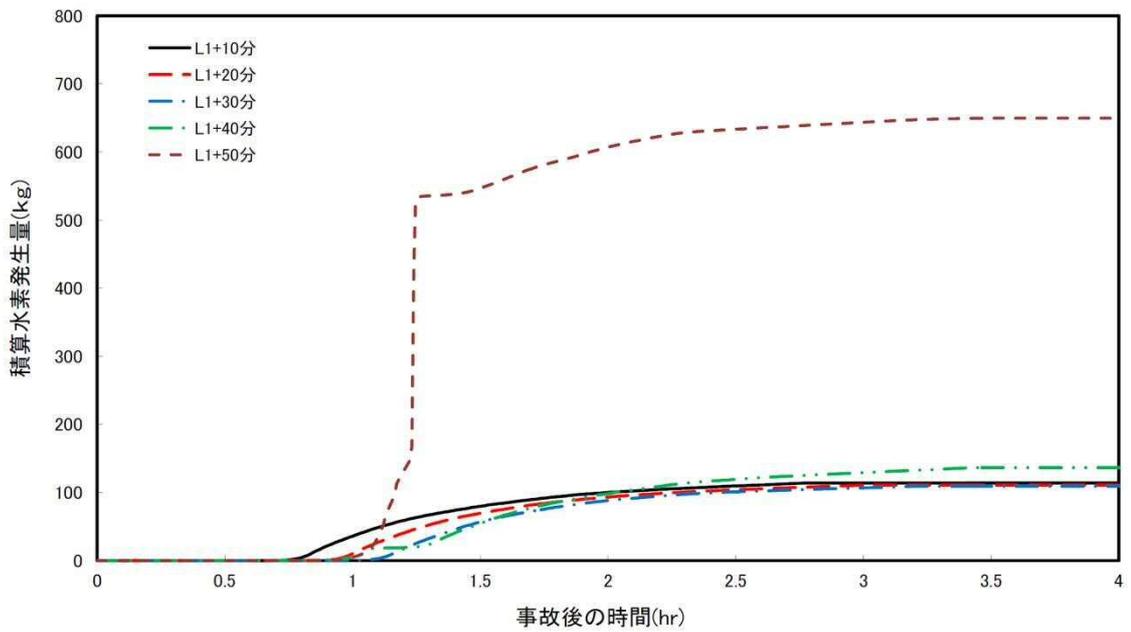
減圧弁数	L1 到達後の 時間遅れ[分]	水素発生量 [kg]	被覆管への 荷重*
S R V 7 弁	10	114	87
	20	111	78
	30	109	163
	40	137	119
	50	650	68
S R V 2 弁	10	272	40
	20	253	106
	30	295	92
	35	295	51
	40	578	98
S R V 1 弁	10	403	80
	20	405	83
	30	469	63
	40	599	103

*減圧時の最大炉内蒸気流量[kg/s]

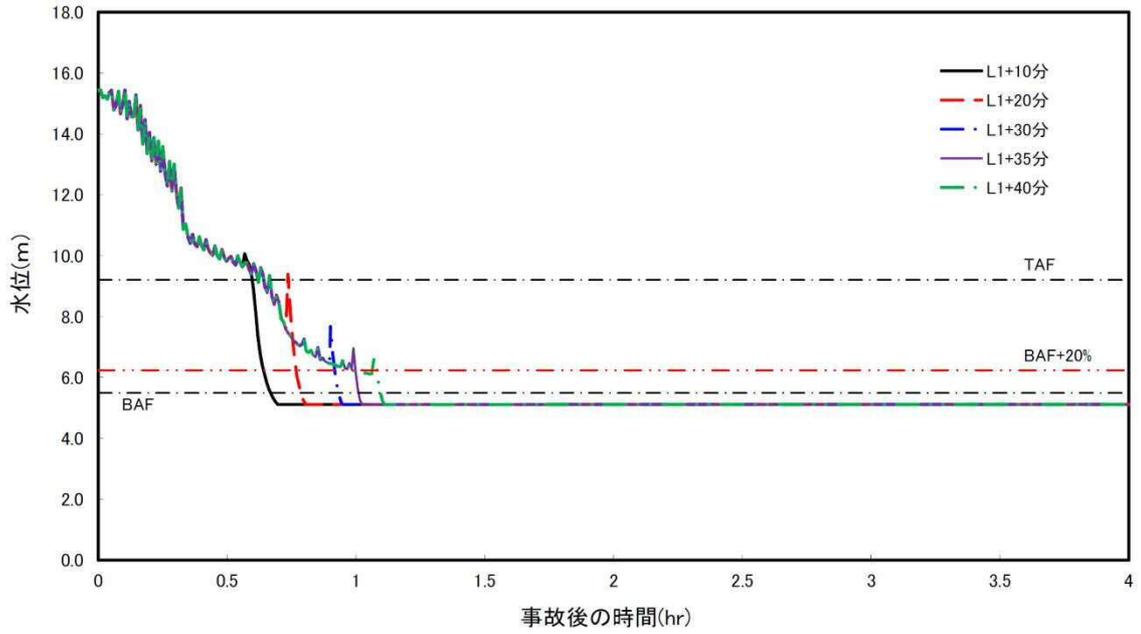
(減圧時に燃料被覆管が受ける荷重としては、燃料被覆管内外の圧力差による応力等が考えられ、蒸気流量の増加とともに大きくなると考えられることから、加わる荷重の指標として蒸気流量を参考としている)



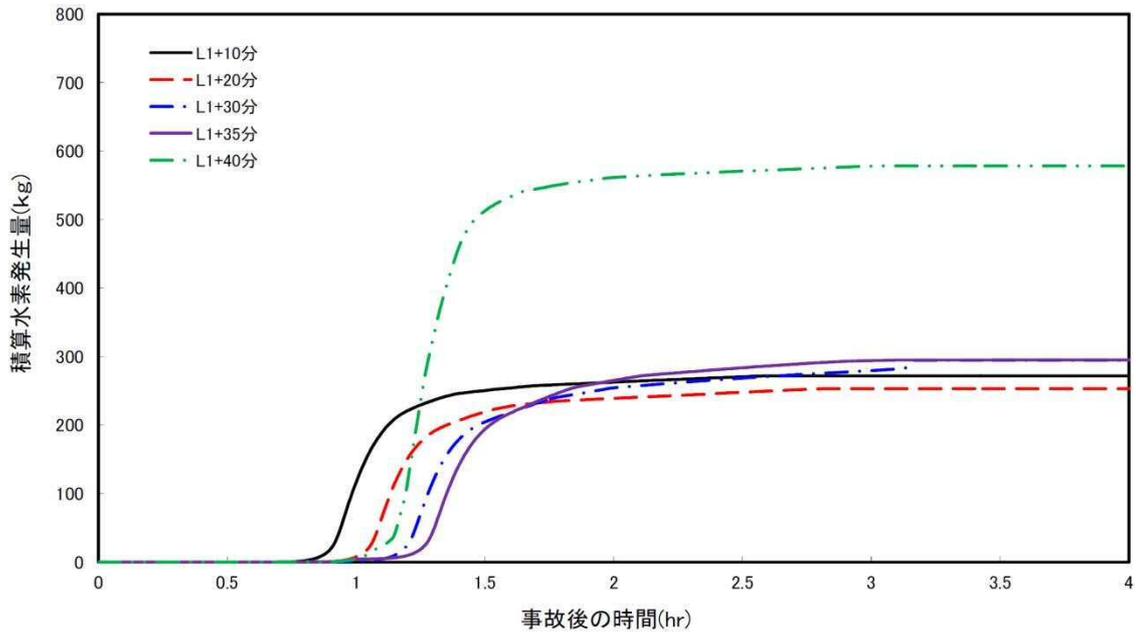
第 1 図 原子炉水位の時間変化 (SRV7 弁)



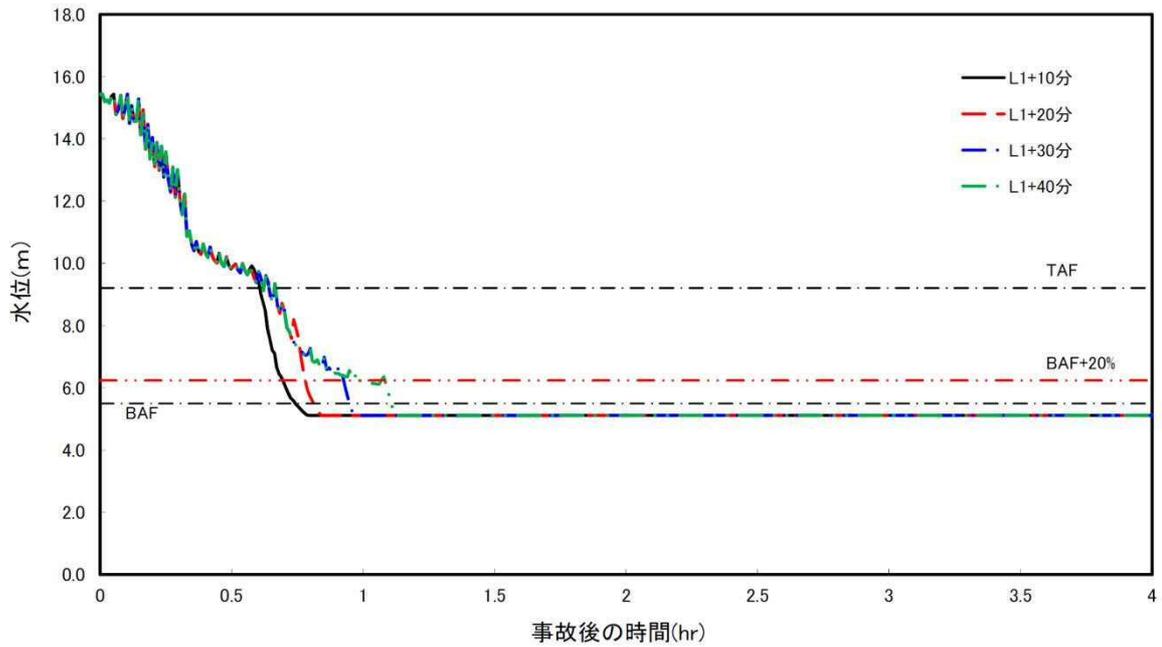
第 2 図 積算水素発生量の時間変化 (SRV7 弁)



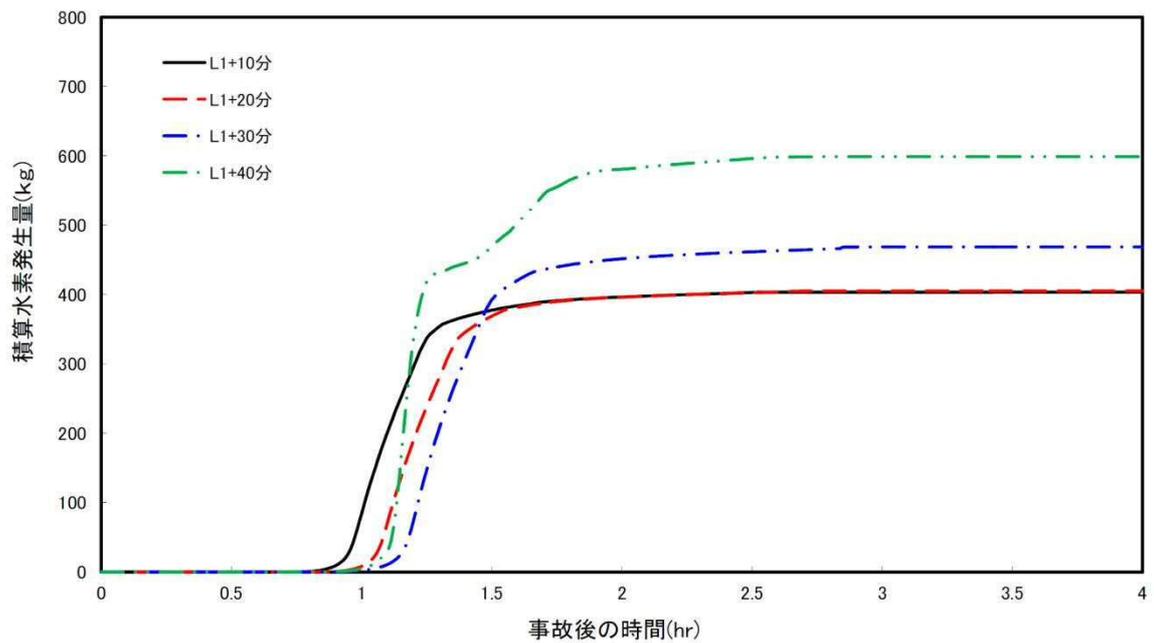
第 3 図 原子炉水位の時間変化 (SRV2 弁)



第 4 図 積算水素発生量の時間変化 (SRV2 弁)



第 5 図 原子炉水位の時間変化 (SRV1 弁)



第 6 図 積算水素発生量の時間変化 (SRV1 弁)

原子炉圧力容器の破損判断について

1. 原子炉圧力容器の破損に係る判断パラメータの考え方

炉心損傷後に原子炉へ注水されない場合、熔融炉心が原子炉圧力容器（以下、本資料において「R P V」という。）の下部プレナムに落下（リロケーション）し、その後R P Vが破損することとなるが、リロケーション後のR P V破損のタイミングには不確かさが存在する。R P V破損後は、ペDESTAL（ドライウエル部）に熔融炉心が落下することにより、格納容器圧力が上昇するとともにペDESTAL（ドライウエル部）水が蒸発することから、格納容器スプレイ及びペDESTAL（ドライウエル部）注水を実施するために、速やかにR P V破損を判断する必要がある。

このため、R P V破損前に、事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下、リロケーション）を検知できる【破損徴候パラメータ】によって、R P V破損の徴候を検知し、徴候を検知した以降のR P V破損に至るまでの間はR P V破損を検知可能なパラメータ【破損判断パラメータ】を継続的に監視することによって、R P V破損判断の迅速性向上を図ることとする。

2. 個別パラメータ設定の考え方（第1表）

破損徴候パラメータとしては、事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下、リロケーション）を検知可能なパラメータを設定する。

また、破損判断パラメータは、次の①及び②に適合するパラメータから設定する。

- ① R P V破損以外の原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因により、R P V破損と同様の傾向を示すことがないパラメータ（R P V破損の誤検知防止）（別添1）
- ② 溶融炉心の落下挙動の不確かさ^{*}を考慮した場合でも、変化幅が大きいパラメータ（R P V破損の迅速な判断）

^{*}原子炉注水機能が喪失した状態でR P Vが破損した場合には、制御棒駆動機構ハウジング等のR P V貫通部溶接箇所が破損し、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながら下部ヘッドに堆積した溶融炉心が継続的にペデスタル（ドライウエル部）へ落下する可能性が高いと考えられる。ただし、R P V破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等、少量の溶融炉心がペデスタル（ドライウエル部）に落下する不確かさも存在すると考えられる（添付資料3.2.3別添1）

破損徴候パラメータ及び破損判断パラメータは全て中央制御室で確認できるものとし、R P V破損判断の迅速性を確保する。

【破損徴候パラメータ】

- ・ 原子炉水位の「低下（喪失）」
- ・ 制御棒位置の指示値の「喪失数増加」
- ・ R P V下鏡部温度（第1図）が「300℃到達」

【破損判断パラメータ】

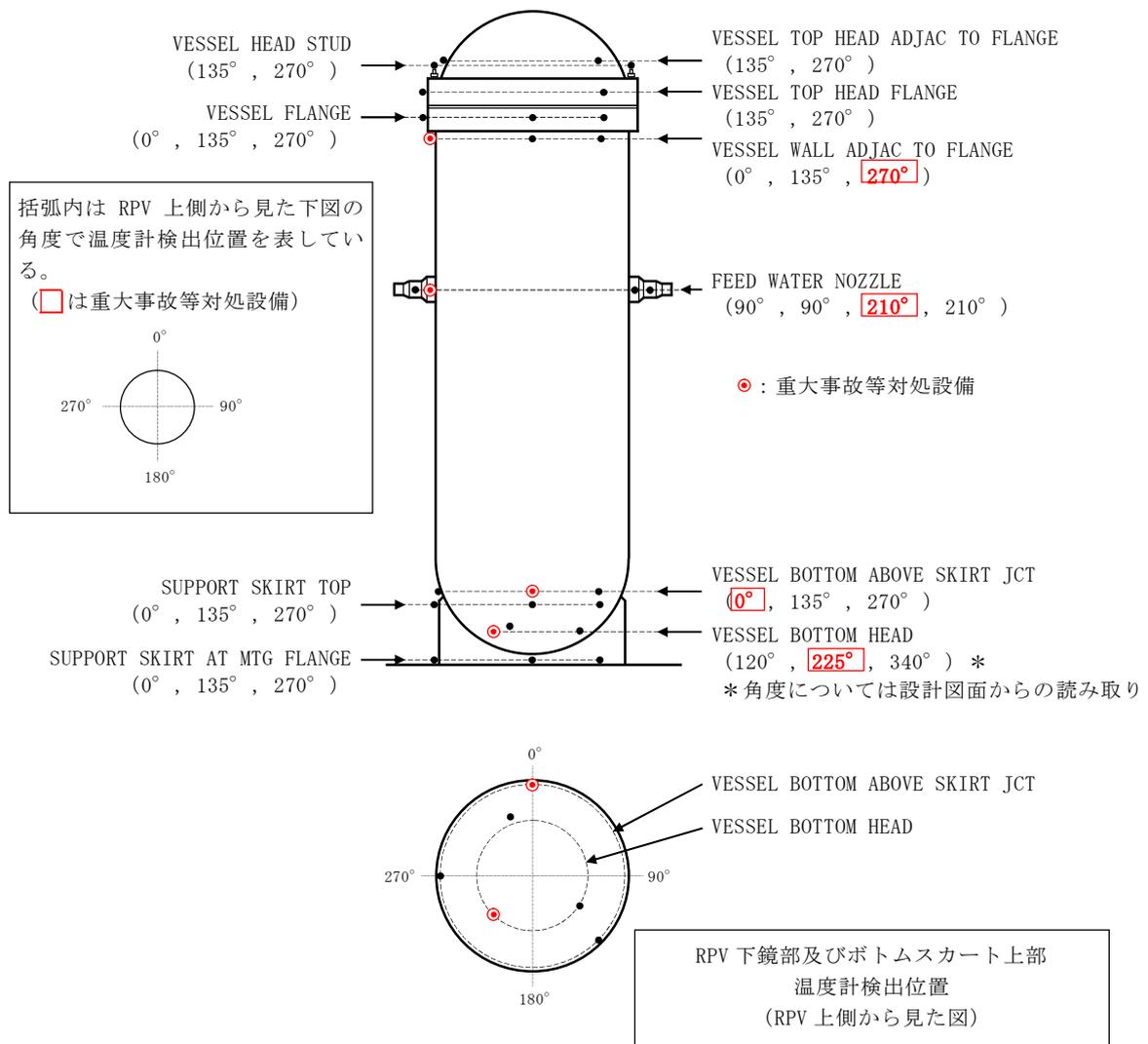
- ・ 格納容器下部水温の「上昇」又は「指示値喪失」

なお、従来の非常時運転手順書Ⅲ及びアクシデントマネジメントガイドで

は、“原子炉圧力の低下” “ドライウエル圧力の上昇” “ペDESTAL（ドライウエル部）雰囲気温度の上昇” “ドライウエル雰囲気温度の上昇”等を破損判断パラメータ（R P V破損時の変化が顕著で、同一のタイミングで変化した場合には破損判断の確実性が高いと考えられるパラメータ）及び破損判断の参考パラメータ（R P V破損時のあるパラメータの副次的な変化として確認されるパラメータやR P V破損時の変化幅が小さいパラメータ等）として定め、パラメータの挙動から総合的にR P V破損を判定することとしていた。しかし、これらのパラメータは、熔融炉心少量落下時のようにパラメータの変化幅が小さい場合など、上記①②のいずれかを満足せず、R P V破損を誤検知する可能性や迅速な判断に支障を来す可能性がある。このため、R P V破損の判断パラメータから除外するとともに、新規にペDESTAL（ドライウエル部）水温に係る計装設備として格納容器下部水温計を設置し、破損判断パラメータとして設定する。

第1表 過渡事象及びLOCA事象時のRPV破損判断パラメータ設定の理由

パラメータ	設定の理由
【破損徴候パラメータ】	
原子炉水位	原子炉水位の低下・喪失により，リロケーションに先立ち発生する炉心の露出を検知するものであり，RPV破損前における事象進展の把握のため設定。
制御棒位置	RPV下部に制御棒位置検出のためのケーブルが設置されており，溶融炉心が下部プレナムに落下した際のケーブル接触に伴う指示値喪失を検知することによりリロケーションの発生を検知可能であり，RPV破損前における事象進展の把握のため設定。
RPV下鏡部温度	RPV下鏡部温度 300℃到達を検知することにより，リロケーション発生後におけるRPV下鏡部の温度上昇を検知可能であり，破損徴候パラメータとして設定可能。なお，RPV内が 300℃到達の状態は，逃がし安全弁（安全弁機能）最高吹出圧力に対する飽和温度を超えており，RPV内が過熱状態であることを意味するため，リロケーション前に下部プレナムに水がある状態では到達しない。
【破損判断パラメータ】	
格納容器下部水温	<ul style="list-style-type: none"> ・RPV下鏡部温度により破損徴候を判定した以降，ペDESTAL（ドライウエル部）の水温が顕著に上昇するのはRPV破損時のみであり，RPV破損の誤検知の恐れはない。 ・少量の溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下する不確かさを考慮しても，格納容器下部水温計の上昇又は指示値喪失により，RPV破損の迅速な判断が可能。
【従来の破損判断パラメータ等】	
<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉圧力 ・ドライウエル圧力 ・ドライウエル雰囲気温度 ・ペDESTAL（ドライウエル部）雰囲気温度，等 	以下の理由により，破損判断パラメータとして設定しない （ <ul style="list-style-type: none"> ・LOCA事象のリロケーション時等，RPV破損時と同様の傾向を示す場合が存在する。 又は ・少量の溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下する不確かさを考慮した場合，変化幅が小さい。 ）



第 58 条で重大事故等対処設備とする温度計の検出位置は代表性を考慮して RPV 上部，中部，下鏡部及びボトムスカート上部各々 1 箇所としている。

炉心損傷が進み損傷炉心が溶融すると，炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行する。その後，溶融炉心が下部プレナムの構造物を溶融し，炉心支持板の上にある溶融炉心が全て下部プレナムに落下するとともに，下鏡部の温度が上昇し，いずれは RPV 破損に至る。このように RPV 破損前には，下部プレナムに全量の溶融炉心が落下することを考慮すると，RPV 破損の徴候を検知するには下鏡部の 1 つの温度計で十分と考えられるが，東海第二発電所では高さ方向及び径方向ともに位置的に分散された 2 箇所の温度計を重大事故等対処設備とし，RPV 破損徴候の検知性の向上を図っている。

第 1 図 RPV 温度計検出位置

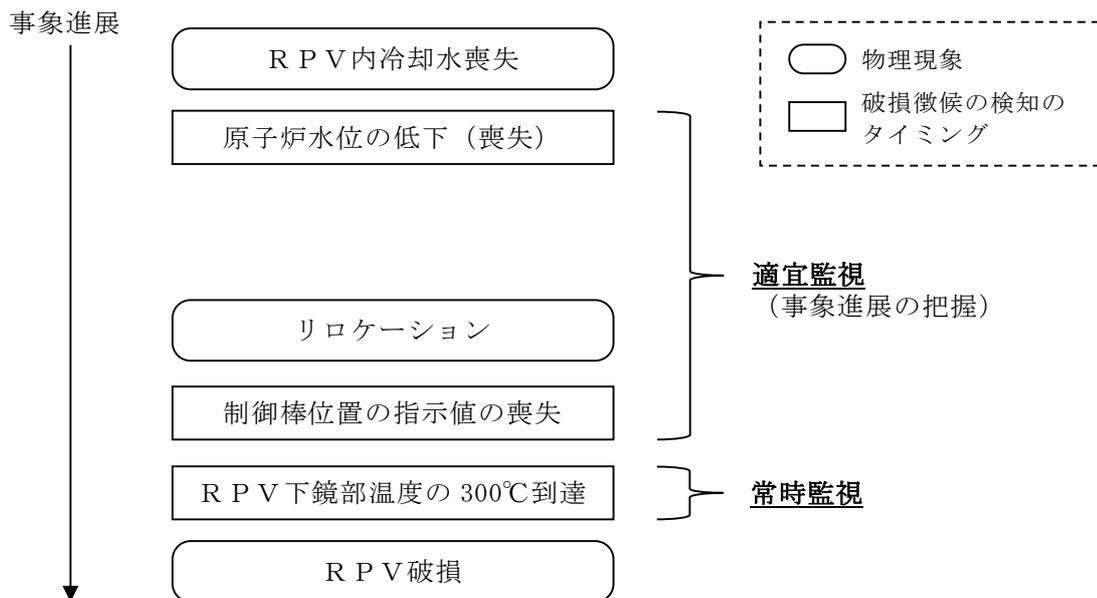
3. 個別パラメータによる検知の考え方について

2. で示した複数の個別パラメータを用いた、R P V 破損の徴候及びR P V 破損の検知方法について以下に記載する。

(1) R P V 破損の徴候の検知方法について

第 2 図のとおり、事故発生後は、R P V 内冷却水喪失、炉心損傷、リロケーションといった物理現象が事故の進展に応じて発生するが、その間に“原子炉水位の低下（喪失）”，“制御棒位置の指示値の喪失”及び“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”が検知され、その後R P V が破損することとなる。

そこで，“原子炉水位の低下（喪失）”や“制御棒位置の指示値の喪失”を検知している状態では、機能喪失した機器の復旧等の作業を並行して実施する可能性等を考慮して破損判断パラメータを適宜監視することとするが，“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”を検知すればやがてR P V 破損に至る可能性が高い状況であると判断し、破損判断パラメータを常時監視することとする。



第 2 図 R P V 破損までの事象進展

(2) R P V破損の検知方法について

R P V破損の誤検知防止及びR P V破損の迅速な判断の観点から、“格納容器下部水温の上昇又は指示値喪失”が検知された場合に、R P V破損を判断することとする。

なお、添付資料 3.2.3 別添 3 第 3 図のとおり、格納容器下部水温を計測する測温抵抗体式温度計については、水温上昇そのものを検知するほか、測温部に高温の熔融炉心が接触すると温度指示値は急上昇しオーバースケールする（温度上昇）。また、熔融炉心との反応に伴い測温部の導線周囲の絶縁材（MgO）の熔融等が発生すると、導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通することにより、温度指示値がダウンスケールする（指示値喪失）。

(3) R P V下鏡部温度の監視に使用する計器について

R P V下鏡部温度を計測する計器については、重大事故等対処設備と設計基準対象施設が存在するが、このうち設計基準対象施設の計器については、重大事故時の耐環境性を有していない等の理由により、重大事故時に正しく指示値が出力されない可能性がある。

また、重大事故等対処設備の計器は重大事故時においても信頼性を有する設計であり、かつ位置的に分散して2箇所を設置することから、重大事故等対処設備の計器の監視によりR P V破損の徴候の検知は十分可能と考えられる。

以上より、重大事故等対処設備の計器が 300℃に到達した場合にR P V破損の徴候を検知し、破損判断パラメータである格納容器下部水温を常時監視することを基本とする。ただし、重大事故等対処設備の計器が機能喪失する等の不測事態も考慮し、設計基準対象施設の計器が1つでも 300℃に到達するような場合には、万が一のR P V破損判断の遅れを

防止する観点から、R P V破損の徴候を検知し、破損判断パラメータである格納容器下部水温を常時監視することを手順書に記載することとする。

(4) 個別パラメータの位置付けを踏まえたR P V破損判断の成立性

制御棒位置を除く個別パラメータは重大事故等対処設備により計測されるため、重大事故時にパラメータ変動を検知可能であるが、制御棒位置の指示値については、全交流動力電源喪失時等、重大事故時にパラメータ変動が確認できない可能性がある。ただし、その他のR P V破損の徴候に係る個別パラメータ（“原子炉水位の低下（喪失）”，“R P V下鏡部温度の 300℃到達”）により事象の進展及びR P V破損の徴候が確認可能であり，“R P V下鏡部温度の 300℃到達”が検知された以降は、破損判断パラメータを継続的に監視することとなる。したがって、重大事故時に制御棒位置の指示値が確認できない場合でも、R P V破損判断の成立性に与える影響はない。

4. R P V破損の判断時間について

上述のとおり，“R P V下鏡部温度の 300℃到達”が検知された以降は、破損判断パラメータを継続的に監視することとなる。このため、実機においてR P Vが破損して溶融炉心がペデスタル（ドライウエル部）に落下した場合、時間遅れなく破損判断パラメータの変化傾向が確認可能であり、「実機においてR P Vが破損したタイミング」から「R P V破損判断の個別パラメータの確認開始」までの時間遅れは考慮不要と考えられる。

したがって、有効性評価においては、上記時間遅れを考慮せず、3.に示す“格納容器下部水温の上昇又は指示値喪失”の確認に必要な時間を保守的に積み上げ、5分と想定している。さらに、代替格納容器スプレイ冷却系（常

設) の操作時間 1 分, 格納容器下部注水系 (常設) の操作時間 1 分を加え, R P V 破損から 7 分後にペDESTAL (ドライウエル部) への注水を開始する設定としている。

なお, 添付資料 3.2.11 に記載のとおり, ペDESTAL (ドライウエル部) 水プールの水位を 1m とした場合, R P V 破損時点から溶融炉心露出までの時間は, 過渡事象の場合で約 19 分間, 事象進展の早い大破断 L O C A 事象の場合で約 14 分間であり, R P V 破損から 7 分後にペDESTAL (ドライウエル部) への注水を開始することで溶融炉心の冷却は維持される*。

※格納容器下部注水系 (常設) によるペDESTAL (ドライウエル部) 注水流量は $80\text{m}^3/\text{h}$ であり, 溶融炉心からの崩壊熱による蒸散量より多いため, 溶融炉心露出までの注水により冠水維持可能。露出までの余裕時間は, 過渡事象の場合で約 12 分間 (19 分-7 分), 大破断 L O C A 事象の場合で約 7 分間 (14 分-7 分) である。

事象進展を踏まえた R P V 破損判断の成立性

1. はじめに

R P V 破損は“格納容器下部水温の上昇又は指示値喪失”を検知した場合に判断するが、R P V 破損以外の要因によって原子炉冷却材圧力バウンダリ外へ熱が急激に移行した場合に、“格納容器下部水温の上昇又は指示値喪失”を検知することによる R P V 破損の誤判断の可能性について整理する。

添付資料 3.2.2 の 3. (1) に記載のとおり、R P V 破損の徴候については、事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下、リロケーション）を検知できるパラメータの指示値により判断している。“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”は、リロケーションに伴う R P V 下鏡部の温度上昇を直接的に検知するものであり、徴候を誤検知することはないと考えられるため、以下ではリロケーションに伴う破損徴候検知後において、R P V 破損を誤判断する可能性について整理する。

2. 考慮する事象

過渡事象、L O C A 事象のそれぞれについて、R P V 破損以外の要因による原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行について考慮する。

(1) 過渡事象

R P V 破損までは原子炉冷却材圧力バウンダリの機能が健全であるため、原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行としては、「逃がし安全弁の作動」が考えられる。

(2) L O C A 事象

原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行としては、リロケーショ

ン後における「破断口からの蒸気流出」が考えられる。

3. 考慮する事象とパラメータ変動の関係

過渡事象，LOCA事象のそれぞれについて，RPV破損を含む原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動の関係をまとめた結果を第1表及び第2表に示す。従来の破損判断パラメータ等については，RPV破損時とその他要因で同様の傾向を示すパラメータは存在するものの，格納容器下部水温はRPV破損時特有の挙動を示すことから，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く，RPV破損判断の成立性に影響はない。

第1表 原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動（過渡事象）

パラメータ	逃がし安全弁作動	R P V破損	判 断
【破損判断パラメータ】			
格納容器下部水温	有意な変化なし	上昇又は喪失	R P V破損時には、格納容器下部水温の指示値の上昇又は喪失が検知される
【従来の破損判断パラメータの例】			
ドライウエル圧力	有意な変化なし	上昇	R P V破損前の発生蒸気は逃がし安全弁からS/P経由で排出されるため、ドライウエル圧力に有意な変化はない
ドライウエル雰囲気温度	有意な変化なし	上昇	R P V破損前の発生蒸気は逃がし安全弁からS/P経由で排出されるため、ドライウエル雰囲気温度に有意な変化はない
ペDESTAL(ドライウエル部)雰囲気温度	有意な変化なし	上昇	ペDESTAL(ドライウエル部)内に溶融炉心が落下する前に有意な変化はない

第2表 原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動（L O C A事象）

パラメータ	破断口からの蒸気流出	R P V破損	判 断
【破損判断パラメータ】			
格納容器下部水温	有意な変化なし	上昇又は喪失	R P V破損時には、格納容器下部水温の指示値の上昇又は喪失が検知される
【従来の破損判断パラメータの例】			
ドライウエル圧力	上昇	上昇	同様の傾向を示す
ドライウエル雰囲気温度	上昇	上昇	同様の傾向を示す
ペDESTAL(ドライウエル部)雰囲気温度	上昇	上昇	同様の傾向を示すが、R P V破損後は溶融炉心からの放熱影響により雰囲気温度の上昇がより顕著であると考えられる

ペDESTAL（ドライウエル部）内の水位管理方法について

東海第二発電所における，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影響抑制を考慮したペDESTAL（ドライウエル部）（以下，本資料において「ペDESTAL」という。）内の水位管理対策の内容を以下に示す。

1. ペDESTALの構造及び設備概要

東海第二発電所のペDESTALの概要図を第1図(a)及び(b)に示す。

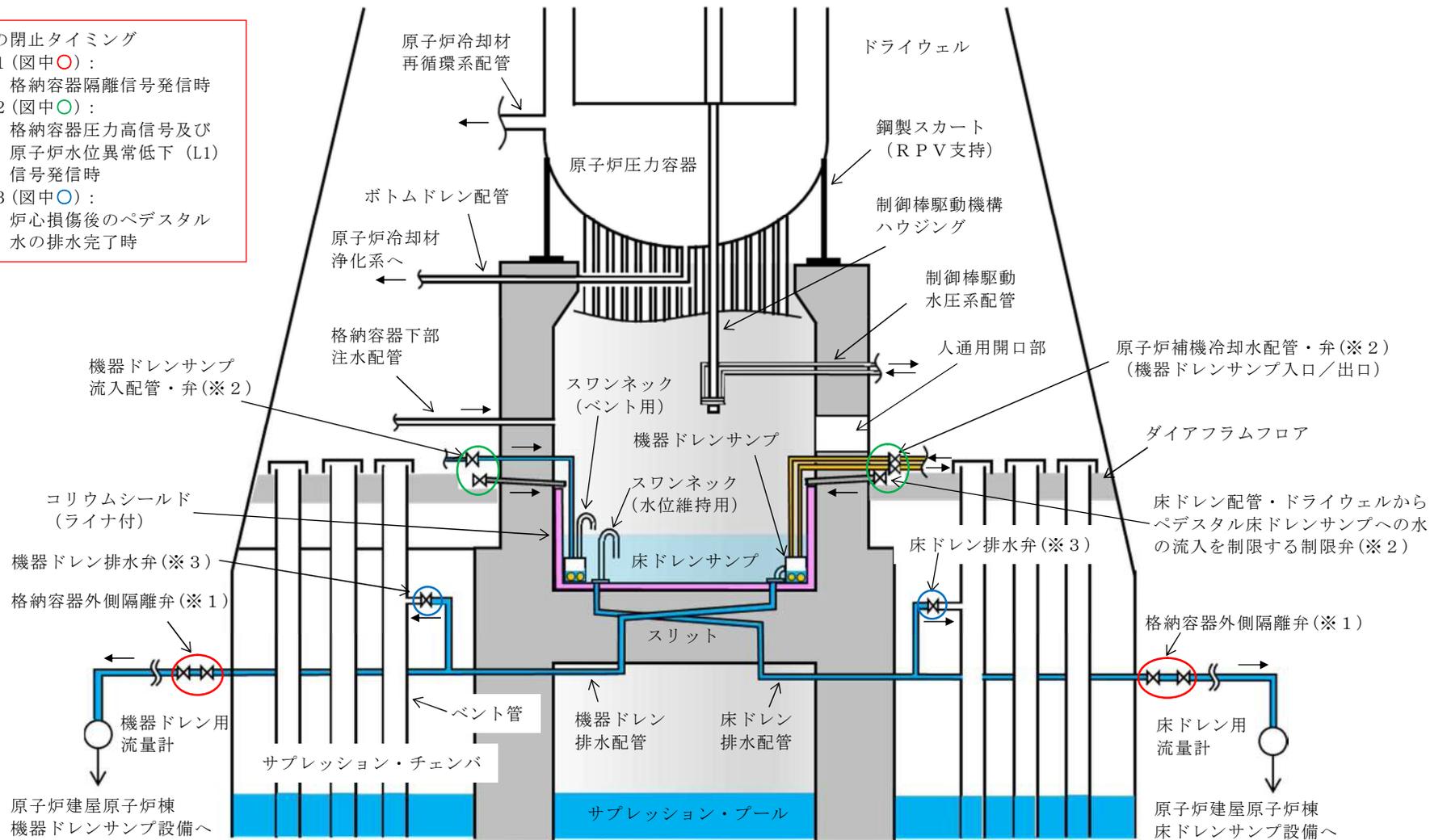
ペDESTAL内の底面及び側面には，原子炉圧力容器（以下，本資料において「RPV」という。）が破損し溶融炉心（以下，本資料において「デブリ」という。）が落下した際のペDESTAL構造健全性確保のため， ZrO_2 製のコリウムシールドを設置する。また，コリウムシールド内は床ドレン Samp として用いるために，コリウムシールド表面に SUS 製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに，その内側に機器ドレン Samp を設置する。

ドライウエルにて生じる床ドレン及び機器ドレン並びに機器ドレン Samp を冷却するための冷却水は，第1図(a)及び(b)のようにペDESTAL側壁の貫通孔を通る配管により各ドレン Samp へ導かれる。これらの配管はコリウムシールドの側壁部より高い位置からペDESTAL内へ接続し，コリウムシールド内に堆積したデブリが配管へ流入しない設計とする。

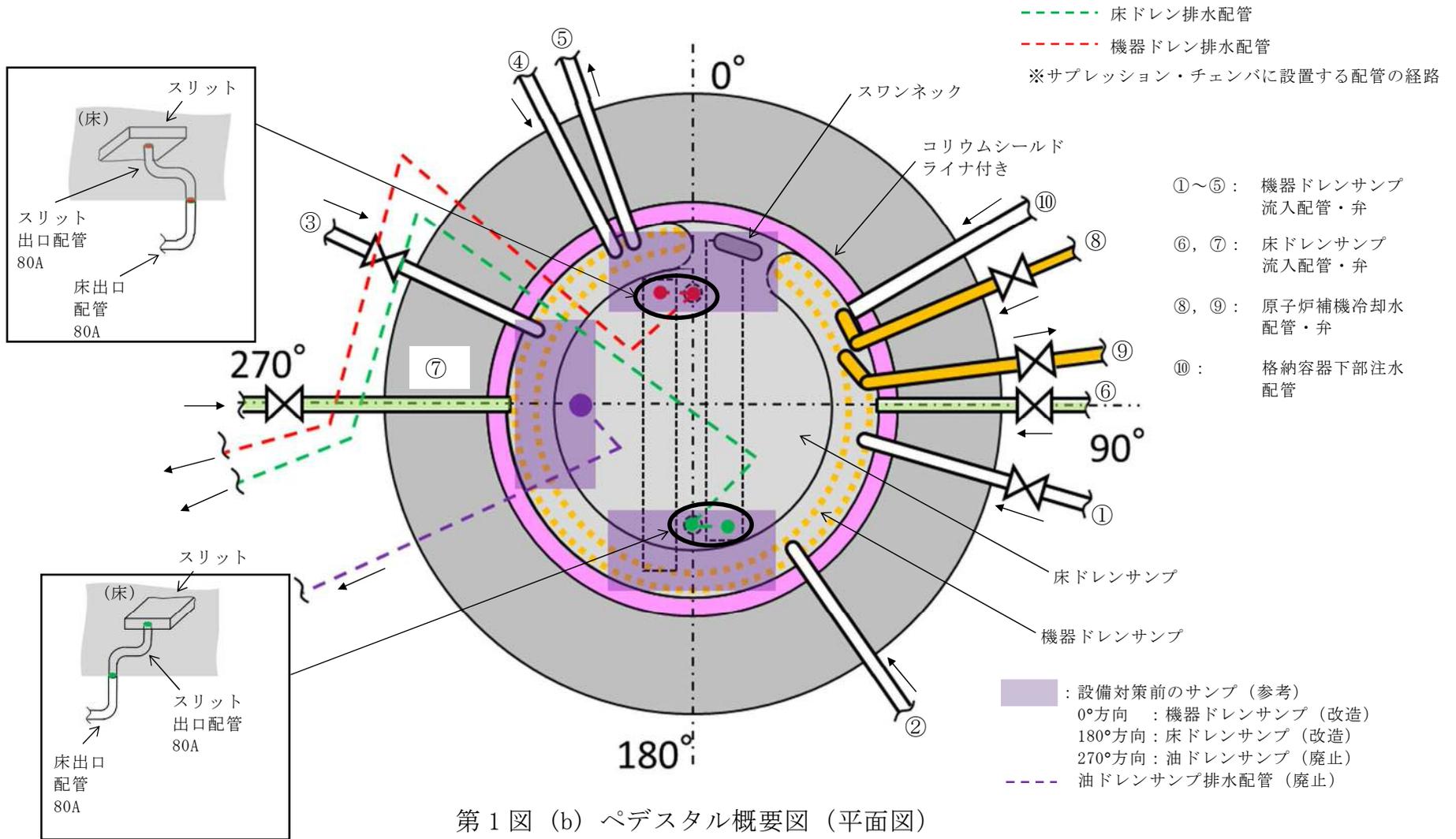
床ドレン Samp 内に流入した水は，1m に立ち上げたスワンネックから流出させ，スリット及び配管を通じて原子炉建屋原子炉棟床ドレン Samp 設備へ排水する。また，排水配管を分岐させベント管へ接続することで，事故時においてペDESTALからサブプレッション・チェンバへ排水する経路を設ける。

ペDESTALの側壁は鋼製スカートを介してR P Vを支持しており， R P V下部プレナムの中心付近には原子炉冷却材浄化系のボトムドレン配管が接続されているとともに， ペDESTAL内には制御棒駆動水圧系配管が敷設されている。

- 弁の閉止タイミング
- ※1 (図中○) : 格納容器隔離信号発信時
 - ※2 (図中○) : 格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号発信時
 - ※3 (図中○) : 炉心損傷後のペDESTAL水の排水完了時



第1図 (a) ペDESTAL概要図 (断面図)



2. 水位管理方法

通常運転時及び事故時におけるペDESTAL内水位の管理方法を以下に示す。

(1) 通常運転時

ペDESTAL床ドレンサンプの機能として、排水配管から 1m の水深を超えた流入水を原子炉建屋原子炉棟の床ドレンサンプ設備へ排水し、ペDESTAL内水位を 1m に維持する。

(2) 事故発生から R P V 破損まで

格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号により、ペDESTAL内へ流入する配管 (床ドレン配管、機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管) に対してペDESTAL外側に設置した制限弁を自動閉止し、ペDESTALへの流入水を制限する。

制限弁閉止前の流入水等により水位が 1m を超えた場合には、ベント管に接続された床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経由してサブプレッション・プールへ排水され、R P V 破損までにペDESTAL内水位は 1m まで低下する。

事故が発生し炉心が損傷した場合、格納容器下部注水配管から水位 1m を超過するまで注水を実施し、その後排水することにより、R P V 破損時に確実に水位 1m を確保する運用とする。これに要する時間は 10 分程度 (水位 10cm 分の注水に要する時間 (約 3 分) 及び 5cm 分の排水に要する時間 (約 5 分) に余裕を加味した時間) と想定され、炉心損傷後のペDESTAL注水開始から R P V 破損までの約 2.5 時間 (事象進展の速い大破断 L O C A 時の例) の間に余裕をもって実施可能である。

なお、床ドレンサンプの水位をR P V破損までに1mとする排水の過程において、水位が1.2m以上であるときには床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経路とした排水に加えて、ベント管に接続された機器ドレンサンプ排水配管及び排水弁を経由してサンプレッション・プールに排水することが可能である。

ベント管に接続する床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁はR P V破損前に閉とし、R P V破損後のペデスタル水のサンプレッション・プールへの流出を防止する。

(3) R P V破損後

R P V破損及びデブリ落下後、ペデスタル内にて0.2m以上のデブリ堆積を検知後に、 $80\text{m}^3/\text{h}$ でペデスタル満水相当まで水位を上昇させるとともに、その後は満水近傍にて水位を維持する（別添1）。

また、上記(1)～(3)の水位管理を実現するための設備対策について別添2に、ペデスタル内に設置する計器類について別添3にそれぞれ示す。

ペDESTAL注水開始後の水蒸気爆発発生の可能性及び
水蒸気爆発発生抑制の考え方について

1. はじめに

東海第二発電所では、水蒸気爆発（以下、本資料において「SE」という。）によるペDESTAL構造への影響抑制のため、RPV破損時のペDESTAL水位を1mと設定し、SE影響評価を実施している。しかし、RPVの破損を判断した場合には、格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL注水を実施する手順としており、注水開始後には1mを超える水位がペDESTAL内に形成されることとなり、SE影響評価の想定を上回る規模のSEが発生する可能性がある。

これに対して、RPV破損及びペDESTAL注水開始後のペDESTAL内の状況を推定し、SEの発生可能性及びこれを考慮した水位管理について検討した。以下に検討の内容を示す。

2. RPV破損時のデブリ落下挙動

RPVが破損するような状況においては原子炉注水機能が喪失している可能性が高く、RPV破損時にはデブリの大部分が下部プレナムに堆積することで、これらのデブリの重量及び熱的影響により制御棒駆動機構ハウジング等のRPV貫通部溶接箇所が破損し、デブリが落下し始めると考えられる。その後も、制御棒駆動機構ハウジングはペDESTAL内において外部サポートにより支持されているため逸出が生じることは考えにくく、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながら下部プレナムに堆積したデブリが継続的にペDESTALへ落下するものと考えられる。

なお、有効性評価においては、熔融燃料-冷却材相互作用や熔融炉心・コンクリート相互作用による格納容器への負荷を厳しく評価する観点から、RPVの破損形態として制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定しており、RPV破損口はアブレーションにより拡大しながら、RPVの内圧及びデブリの堆積ヘッドにより、約300tonの熔融デブリが約30秒間でペDESTALへ全量落下する結果となっている。

3. R P V破損後のペDESTAL内の水の状態とS E発生抑制の考え方

ペDESTAL内の初期水量及びペDESTAL注水量と、R P Vから落下するデブリの保有熱の関係より、ペDESTAL内の水が飽和温度に到達する条件を評価し、その結果よりS Eの発生可能性について検討した。第1表及び第2表に、評価条件を示す。

まず、R P V破損時にペDESTAL内に存在する水量（水深1m）は□であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、約11tonと評価される。これは、デブリ全体に対して4%未満の落下量である。また、ペDESTALを満水（水深□）とする水量は約81m³であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、約31tonと評価される。このデブリ量がペDESTAL内に堆積した場合、その堆積高さは約0.15mとなる。よって、これに余裕を考慮し、0.2mまでのデブリ堆積を検知後に満水までの注水を行うことで、ペDESTAL内を満水とした場合でも水の飽和状態は維持される。

また、R P V破損後のペDESTAL注水は80m³/hにて実施するが、デブリからペDESTAL水への伝熱速度の観点からは、熱流束を800kW/m²一定※、伝熱面積をデブリ拡がり面積である□とすると、180m³/h以上の水を飽和温度まで昇温する熱移行率となる。

※：MAAPコードを用いた有効性評価においてデブリから上面水への限

界熱流束として小さめに設定している値。

以上より、R P V破損後にはペDESTAL内の水は速やかに飽和状態に至るとともに、0.2mまでのデブリ堆積を検知後にペDESTAL満水相当(水位 2.75m)までの注水を開始することにより、その後の注水過程でもペDESTAL内の水は飽和状態に維持されるため、S Eの発生は抑制されることが考えられる。

ペDESTAL満水相当(水位 2.75m)まで注水を実施した後は、2.25m及び2.75m高さの水位計を用いて水位 2.25m未満を検知した場合に水位 2.75mまでペDESTALへ注水する間欠注水を実施することで、サブクール度を小さく保ちS Eの発生を抑制しながら、デブリの冷却を継続する。

また、R P V破損後にR P V内の残存デブリ冷却のための注水を実施した場合、注水の一部がR P Vの破損口からペDESTALへ落下しペDESTAL内が常に満水状態となることが考えられるが、以下の理由によりS Eの発生は抑制されることが考えられる。

- ・ R P VからペDESTALへの落下水はR P V内に残存するデブリにより加熱され、また、ペDESTAL内の水はペDESTALに落下したデブリにより加熱されているため、ペDESTAL内の水は飽和状態を維持する
- ・ R P VからペDESTALへの流入水のサブクール度が大きい場合、R P V内の残存デブリは冷却されており、ペDESTALへ落下する可能性は低い
ただし、ペDESTAL注水手順は、先述のR P V破損口の拡大が生じない場合のような、デブリが少量ずつペDESTALへ落下してくる可能性を考慮しても、S Eの発生を抑制できるよう整備する(別紙参照)。

第1表 デブリの評価条件

項目	値	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP計算結果 (RPV破損時の値) を, デブリ保有熱が小さくなるように丸めた値
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ初期温度 (°C)		
デブリ冷却後温度 (°C)	500	デブリ保有熱を小さめに評価する観点から, 高めに設定

第2表 ペDESTAL水の評価条件

項目	値	備考
ペDESTAL水密度 (kg/m ³)	1,000	概略値を使用
ペDESTAL水比熱 (J/kgK)	4,180	
ペDESTAL水初期温度 (°C)	35	外部水源温度
ペDESTAL水飽和温度 (°C)	135	RPV破損時のドライウエル圧力の包絡値 (0.3MPa) における飽和温度
ペDESTAL水半径 (m)		コリウムシールド厚さを [] とした場合の, コリウムシールド内半径

デブリ少量落下時の S E 発生可能性を考慮したペDESTAL注水管理について

原子炉注水機能が喪失し R P V 破損に至るような状況においては、デブリが継続的に落下することによりペDESTAL内の水は飽和状態となり S E の発生は抑制されると考えられることから、R P V 破損の検知後には、確実なデブリ冠水及び冷却のため、ペDESTAL満水相当まで連続して注水を行うとともに、その後もデブリの冷却に必要な量の注水を継続することとしている。その手順は以下のとおりである。

(a) R P V 破損前

ペDESTALへの事前注水及び排水配管からの排水により、水位は 1m に維持される。

(b) R P V 破損後

R P V 破損を判断した場合には、ペDESTAL満水相当の水位 2.75m まで注水を実施する。その後は、2.25m 及び 2.75m 高さの水位計を用いて水位 2.25m 未満を検知した場合に水位 2.75m までペDESTALへ注水する間欠注水を実施し、サブクール度を小さく保ち S E の発生を抑制する。

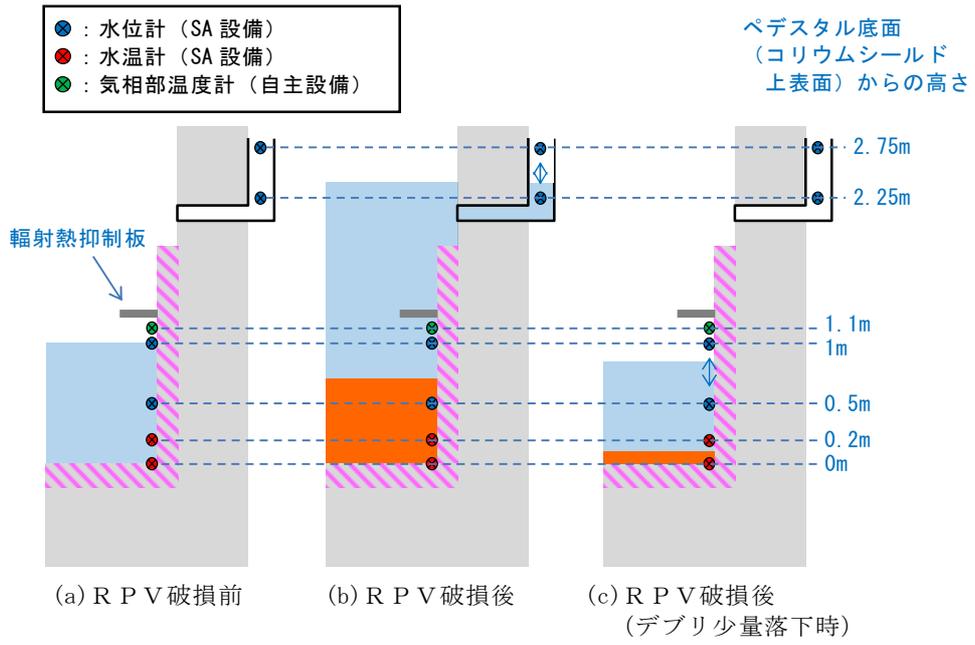
一方、R P V 破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等に、少量のデブリがペDESTALに落下し残りの大部分が R P V 内に残存する可能性や、デブリがごく少量ずつ継続して落下する可能性も考えられ、デブリ落下挙動には不確かさが存在する。したがって、このような場合において、ペDESTAL注水により水深が深く、サブクール度の大きい水プールが形成され、その後 R P V 内に残存したデブリが落下した際に万が一 S E が発生する可能性についても考慮し、上記(a)及び(b)の手順に加え、以下(c)の手順によりペDESTALへの注水を管理す

ることとする。

(c) R P V破損後（デブリの落下量が少量の場合）

ペDESTAL満水（水深 , 約 81ton）の水を飽和温度に到達させるデブリ量は約 31ton（全体の約 11%）であり、その堆積高さは約 0.15m となる。これより、ペDESTAL底面から 0.2m 高さにデブリ検知器を設置し、R P V破損判断後においても 0.2m 高さまでのデブリ堆積が検知されない場合には、0.5m 及び約 1m 高さの水位計を用いて、水位 0.5m 未満を検知した場合に水位約 1m までペDESTALへ注水する間欠注水を行うことにより、深い水プールの形成を防止し S E の発生を抑制する。

第 1 図に示す重大事故等対処設備の計装設備を用いた水位管理により、上記のとおりデブリの冠水状態は維持・監視可能であるが、デブリの冠水状態が維持されていることを別のパラメータにより参考情報として得られるよう、自主設備として 1m より上部に気相部温度計を設置し、気相部温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当であることを確認する。気相部温度計は蒸気密度が高い水面付近（ペDESTAL底面から約 1.1m）に設置するとともに、気相部温度計の上部に輻射熱抑制板を設置することにより、人通用開口部下端（ペDESTAL底面から約 2.8m 高さ）付近に設置されているターンテーブル等のペDESTAL上部にデブリが付着した際の輻射熱の影響を抑制し、飽和状態の雰囲気温度を計測可能な設計とする。



第 1 図 ペDESTAL水位管理の概念図

ペDESTAL排水設備対策について

1. はじめに

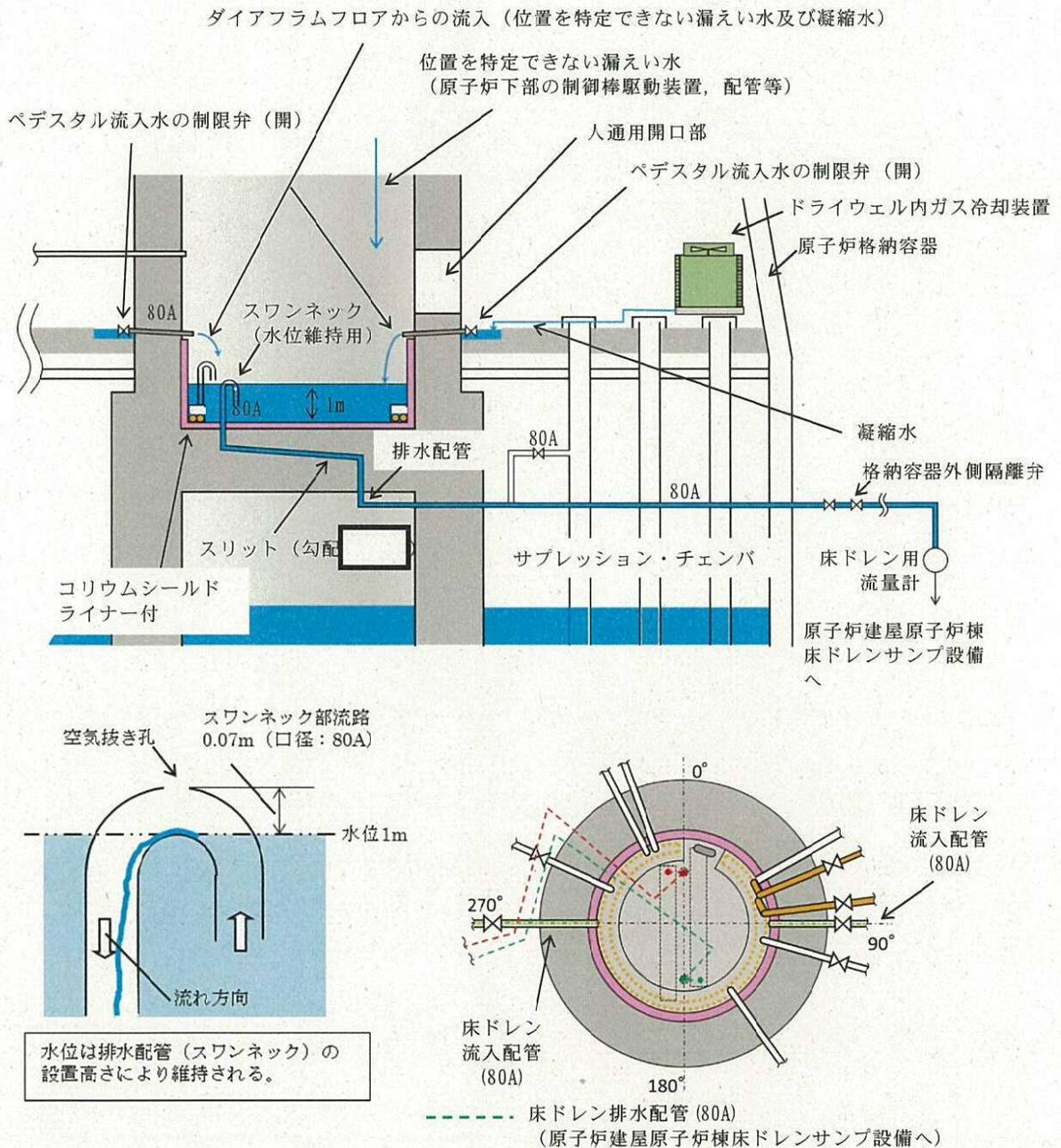
通常運転中，事故発生からR P V破損まで及びR P V破損後について，水位管理に必要な排水設備対策の方針を各々記載する。

1) 通常運転時

①ペDESTAL内床ドレンサンプ

- ・ドライウエル内ガス冷却装置から発生する凝縮水，漏えい位置を特定できない格納容器内の漏えい水（以下「漏えい水」という。）が流入する設計とする。（第1図）
- ・サンプの水位は，サンプから排水する排水配管の入口（スワンネック）高さを床面から1mに設定することで，常時1mの水位を保つことが可能な設計とする。（第1図）
- ・サンプへの流入水は，高さ1mに設置する排水配管の入口（スワンネック）から，排水配管内を通じてサブプレッション・チェンバを経由し，格納容器外の原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ全量排水される設計とする。（第1図）
- ・漏えい水は，運転中に生じるドライウエル内ガス冷却装置からの凝縮水の流入によってサンプ水位は常時1mに維持されているため，サンプに流入する全量が排水され，原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備に至る過程で，床ドレン用流量計により $0.23\text{m}^3/\text{h}$ を検出することが可能な設計とする。（第1図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及びR P V破損後にスリット内でデブリが凝固するための必要な距離（スリット

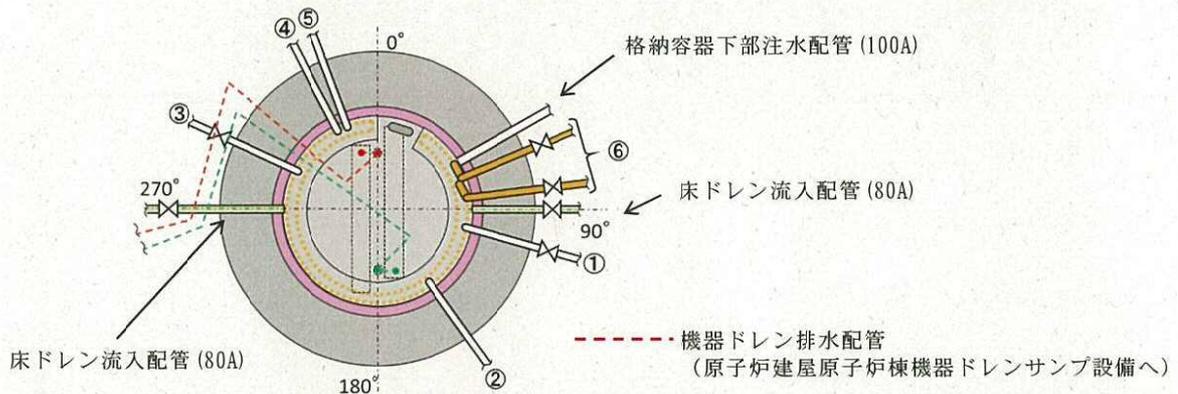
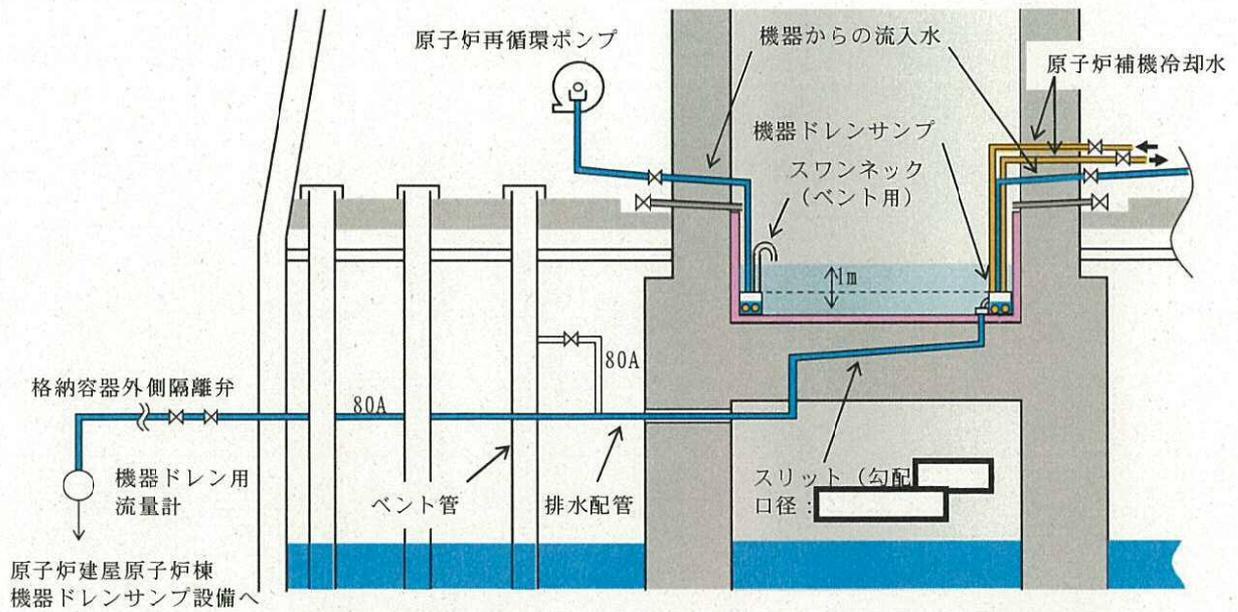
全長は [] を短くする観点から、スリットの勾配を [] に制限した設計とする。(第1図) なお、RPV破損までの排水性に対しては、スリットの勾配は影響しない。



第1図 ペDESTAL床ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図

②ペDESTAL内機器ドレンサンプ

- ・原子炉再循環ポンプグランド部からの排水，機器からのリーク水及び機器点検時のドレン水が流入する設計とする。（第2図）
- ・ドレン水は，サンプ内で冷却（原子炉補機冷却水配管により）され，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプへ全量排出される設計とする。（第2図）
- ・原子炉補機冷却水配管をサンプ内部に通し，高温のドレン水を冷却することができる設計とする。（第2図）
- ・サンプからの排水は，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備に至る過程で，機器ドレン用流量計により排水量を計測し， $5.70\text{m}^3/\text{h}$ の排水（漏えい量）を検出することが可能な設計とする。（第2図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及びRPV破損後にスリット内でデブリが凝固するため必要な距離（スリット全長は□）を短くする観点から，スリットの勾配を□に制限した設計とする。（第2図）
- ・サンプには複数のドレン水が流入するため，排水性確保の観点からベント管を設置する設計とする。



NO.	流入元	運転中の状態
①	原子炉再循環ポンプ (A) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
②	原子炉再循環ポンプ (A) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
③	原子炉再循環ポンプ (B) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
④	機器点検時のドレン水 (80A) (*2)	常時排水なし
⑤	原子炉再循環ポンプ (B) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
⑥	原子炉補機冷却水配管 (50A)	常時流入

*1: 弁グランド部からのリーク水 (運転中)

*2: 通常閉の弁を開にし排水 (定検時のみ)

第2図 ペDESTAL機器ドレンサンプの運転中流入水及び排水概要図

2) 事故発生からRPV破損前まで

①RPV破損前までに達成すべき条件

- ・デブリ落下までの間、ペDESTAL床ドレンサンプの水位を1mに維持すること。

②条件を達成するための設備対策

a. ドライウェルからの流入水の遮断

- ・ペDESTAL床ドレンサンプへの流入水を遮断するため、格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下(L1)信号により、ペDESTAL流入水の制限弁(床ドレン)を閉にする設計とする。(第3図(a)(c))
- ・制限弁を閉にすることにより、格納容器スプレイ水等のペDESTALへ流入する可能性のある水は、ベント管を介してサプレッション・プールへ排水される設計とする。(第3図(a)(c)(d))

b. ペDESTALへの流入水の排出

- ・事故発生により格納容器外側隔離弁は開から閉状態となり、ペDESTAL床ドレンサンプへの流入水の格納容器外への排水は遮断されるが、通常運転中から床ドレン排水弁を開の状態にしておくことで、ベント管を介してサプレッション・プールへ自然排水される設計とする。(第3図(a)(c)(d))
- ・事故時のペDESTAL床ドレンサンプへの流入水により、ペDESTAL床ドレンサンプの水位は上昇するが、RPV破損までの間に、ペDESTAL床ドレンサンプの水位が、1mまで排水可能な設計とする。(別紙)
- ・以下を考慮し、床ドレン排水配管のベント管への接続高さをペDESTAL床のコンクリート表面より 下の位置に設置する設計とする。(第3図(a))

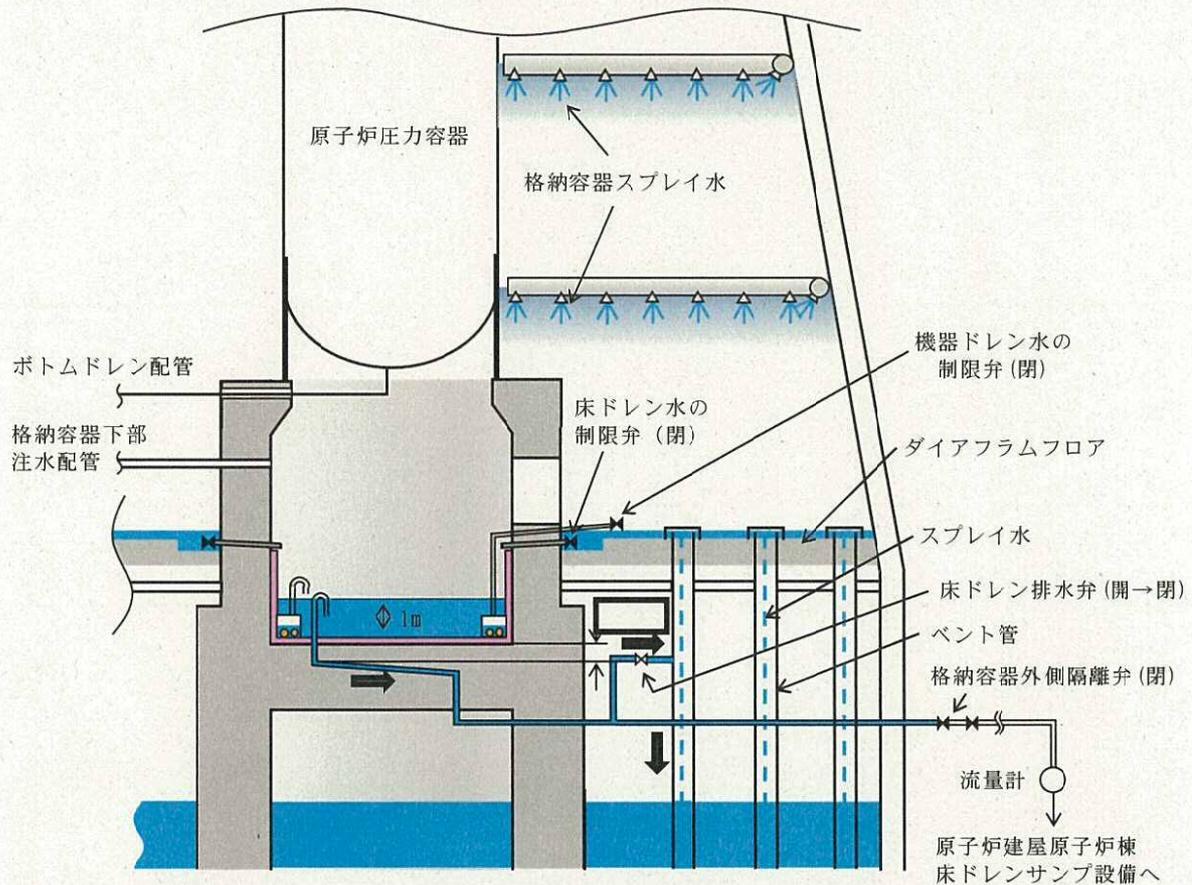
▶ 床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、サンプへの流入水の

排水流量を確保する観点からは低い方が望ましいが、スリット内部でのデブリ凝固の確実性向上の観点からは、スリット内に水を保有させるためスリットより高くする必要がある。このため、床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、床ドレン排水配管の下端位置がスリット高さ方向の流路（10mm）の上端の位置になるように設置する設計とする。（第3図(a)）

▶スリットの設置高さを低くする場合、スリット内でデブリが凝固した際に、床スラブ鉄筋コンクリートの温度上昇による強度低下が懸念される。そこで、コリウムシールド無しの条件において温度による強度低下を考慮しても床スラブの健全性が確保されるスリット高さ（ペDESTAL床のコンクリート表面から 下）にスリットを設置する。（第3図(a)）

- ・床ドレン排水配管を接続するベント管については、真空破壊弁作動時のベント管内のサプレッション・チェンバからドライウェルへの上昇流が排水に影響することがないように、真空破壊弁が設置されていないベント管を対象とする設計とする。（第3図(d)）
- ・ベント管に接続する床ドレン排水弁は、RPV破損前のペDESTAL注水により水位が上昇し1mを超える高さの水位計が水位を検出した後、ベント管を通じた排水により水位が低下し同水位計にて水位が検出されなくなった場合に、一定の時間遅れ（当該水位計高さから1m高さまでの排水に必要な時間を考慮）で自動閉止する設計とする。これにより、RPV破損後のペDESTAL水のサプレッション・プールへの流出を防止する。なお、地震によるスロッシング等により万一排水弁が意図せず閉止した場合には、運転員操作により早期に排水弁を開放する手順とする。

- ・機器ドレン排水配管及び排水弁による排水経路から、RPV破損後のペDESTAL水がサプレッション・プールへ流出することを防ぐため、床ドレン排水弁と同時に自動閉止する設計とする。また、機器ドレン排水配管のベント管への接続高さ及び接続位置（真空破壊弁が設置されていないベント管に設置する）は、床ドレン排水配管と同じ設計とする。（第3図(d)(e)）

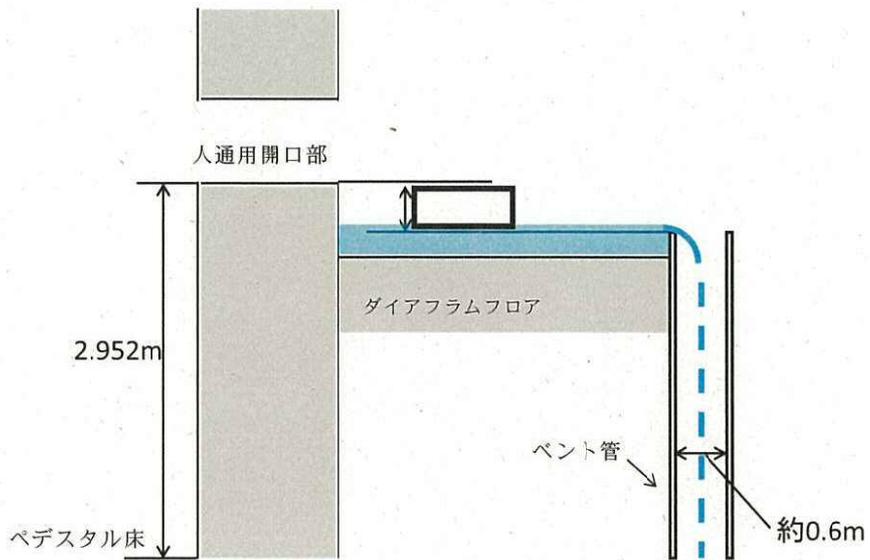


ペDESTALに流入した水はベント管（真空破壊弁が設置されていないもの）を介してサプレッション・プールへ排水される。ベント管は、格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが、ベント管は個数が108本あり、約0.6mの直径を有していることから、ベント管の単位面積あたり流れる格納容器スプレイ水等の流量はわずかであり、ペDESTALへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

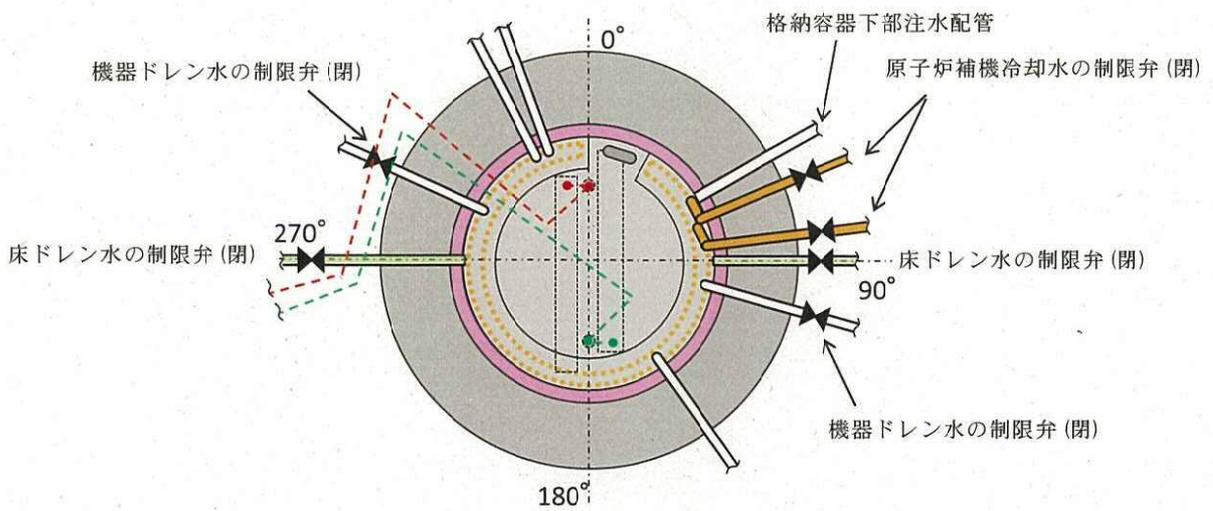
サプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は、ペDESTAL床のコンクリート表面より下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし、格納容器ベント中のサプレッション・プール水の最高水位は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため、格納容器ベント中でも床ドレン排水配管が水没することは無い。（第3図(b)）

【参考】最も高い位置の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約0.47m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置であるが、その他の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約1.36m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置に設置されている。

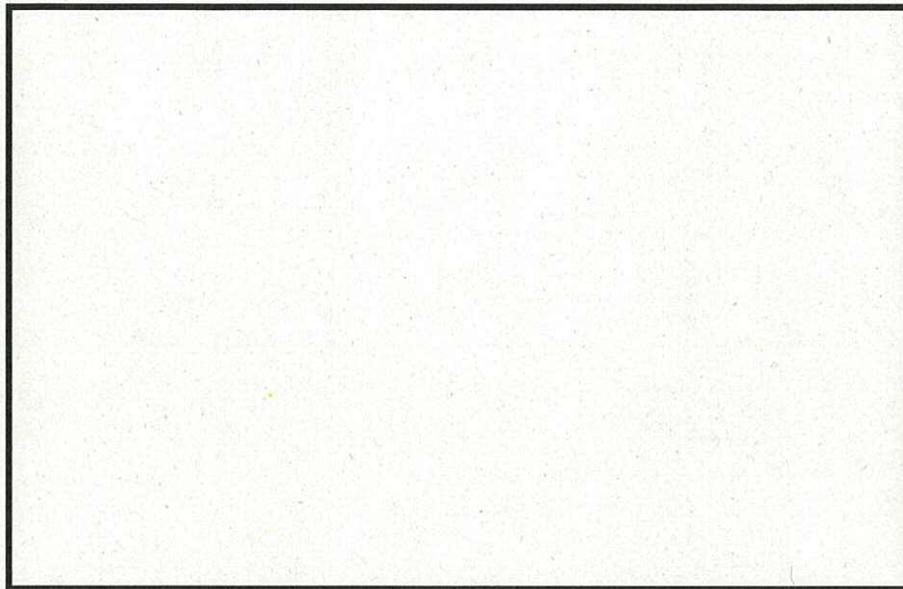
第3図 (a) ペDESTAL床ドレンsampの水位1m維持対策概要



第 3 図 (b) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

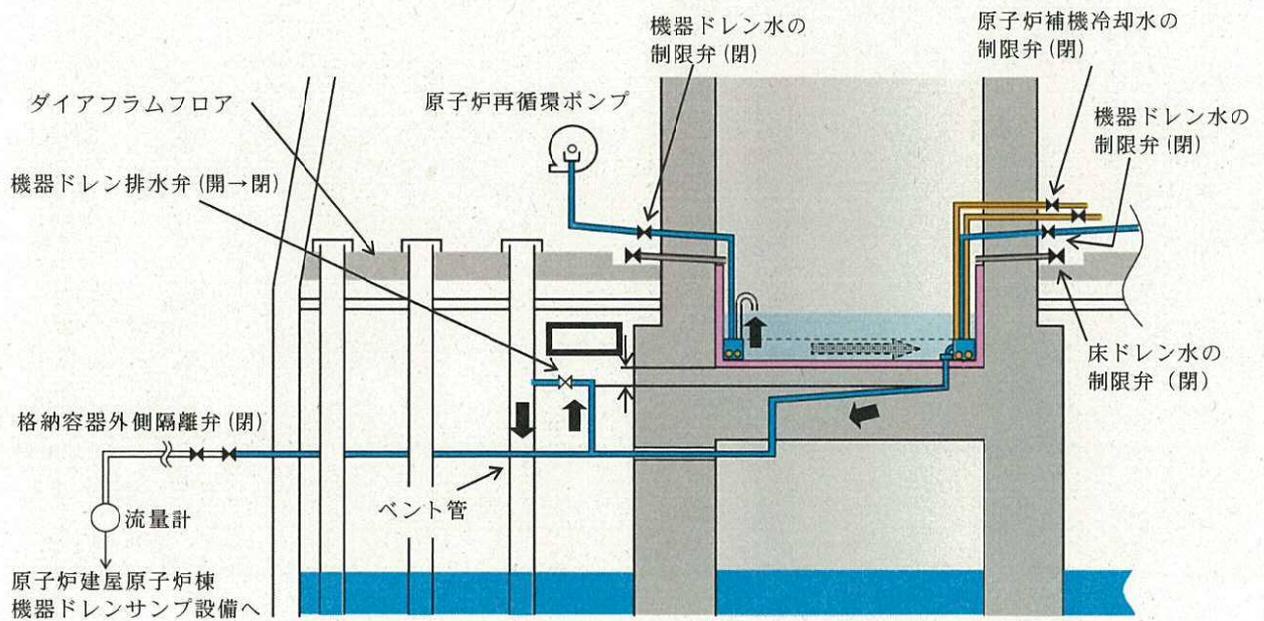


第 3 図 (c) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



- - - 機器ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備へ)
- - - 床ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ)
- ベント管 ペDESTAL床ドレンの排水経路となるもの (真空破壊弁なし 1か所)
- ベント管 ペDESTAL機器ドレンの排水経路となるもの (真空破壊弁なし 1か所)
- ベント管 真空破壊弁付き (11か所)
- ベント管 真空破壊弁なし (95か所)

第3図 (d) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m維持対策概要



第3図 (e) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m維持対策概要

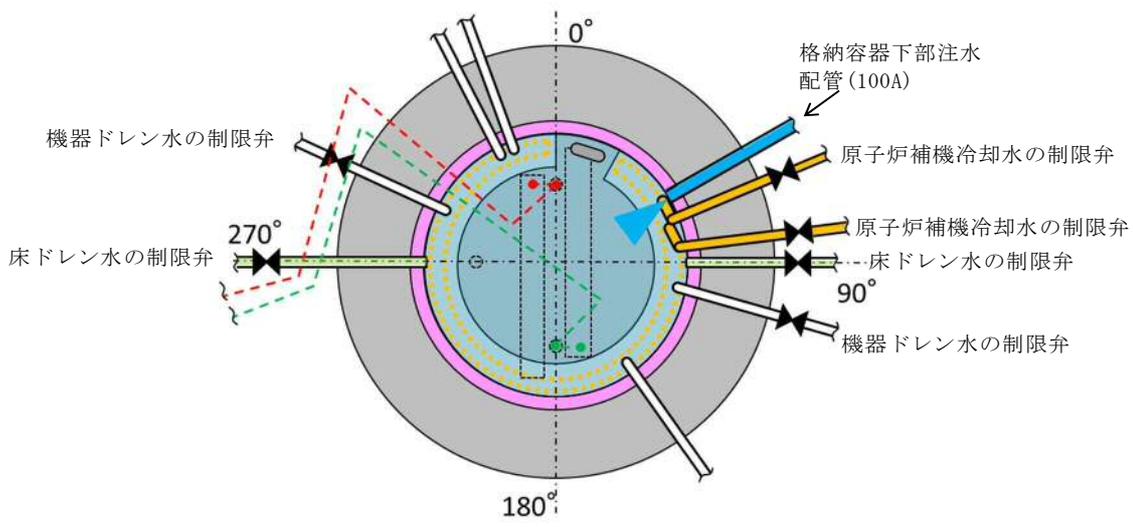
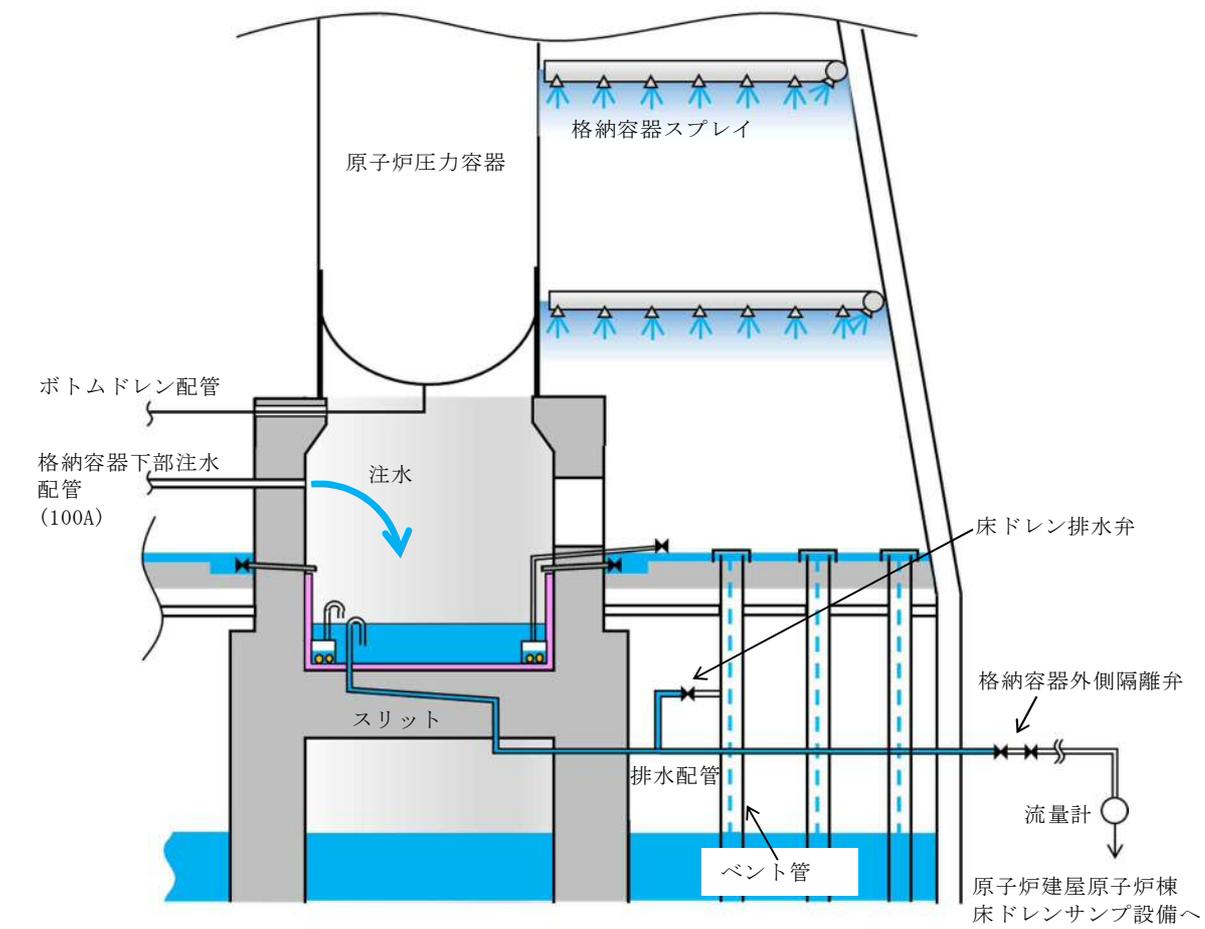
3) R P V破損後

①R P V破損後に達成すべき条件

- ・ペDESTAL床ドレンサンプへ落下したデブリを冷却するために、注水できること。
- ・ペDESTAL床ドレンサンプの水位を管理できること。

②条件を達成するための設備対策

- ・R P V破損後、デブリが機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管を溶融することにより、当該配管からペDESTAL内へ内包水が流入することを防止するため、格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下(L1)信号により、ペDESTAL流入水の制限弁（機器ドレン及び原子炉補機冷却水）を閉にする設計とする。（第4図）
- ・R P V破損後のデブリ落下後に、格納容器下部注水系から注水を行う設計とする。（第4図）



第4図 ペDESTAL床ドレンサンプル注水概要図

事故発生からR P V破損までのペDESTAL流入水の排水評価について

R P Vが破損しデブリがペDESTALへ落下する際には、S Eの影響を抑制するためペDESTAL内水位を1mとすることとしている。これに対して、事故発生後にペDESTAL内への水の流入があった場合でも、R P V破損までにペDESTAL内水位が1mまで排水されることを確認した。以下にその内容を示す。

1. 評価において想定する事象

東海第二発電所のペDESTAL内構造（添付資料 3.2.3 本文第1図参照）をもとに、事故発生からR P V破損までの間にペDESTAL内へ水が流入し得る事象を選定し、それぞれに対して排水評価の要否を検討する。

(1) 大破断L O C A

R P V破損する場合の有効性評価の評価事故シーケンスとしては、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定しているが、過渡事象ではドライウェル内に水が流出することはない。一方、大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という）では、ドライウェル内への水の流出やR P V破損までの格納容器スプレイの実施により、ペDESTAL内への水の流入が生じるため、排水評価の対象とする。

(2) ボトムドレンL O C A

R P V破損を想定する評価事故シーケンスのうち、ペDESTAL内におけるボトムドレンL O C Aが生じた場合、R P VからペDESTALへ多量の原子炉冷却材が流入する。しかし、この流入水は飽和状態であるため、水深が深い場合でもS Eの発生可能性は極めて低く、万一S Eが発生した場合

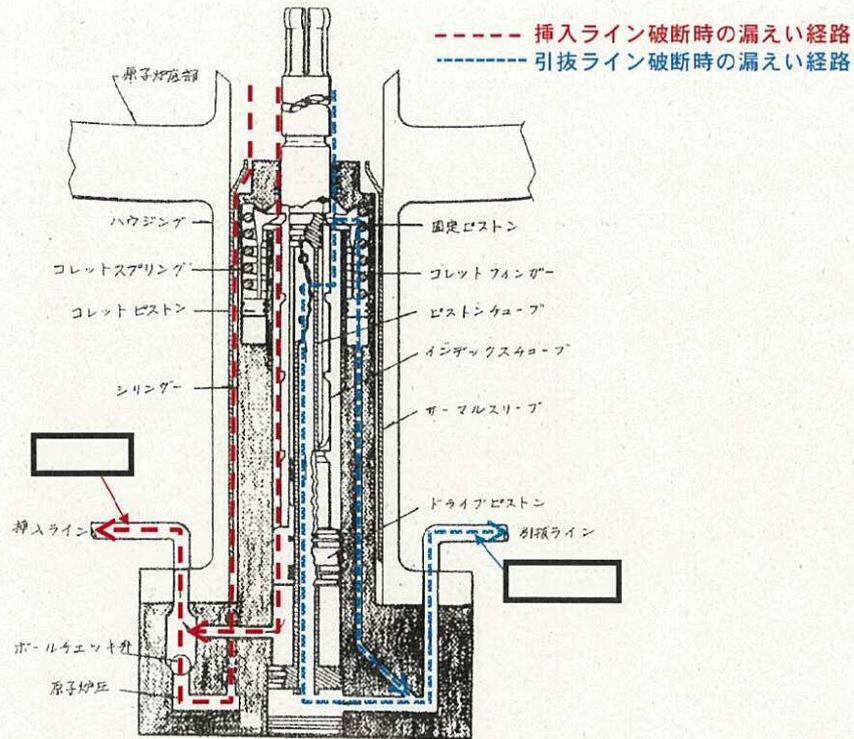
の発生エネルギーも小さいと考えられることから、排水評価の対象事象とする必要はないと考える。ただし、排水性能の保守性を確認する観点から参考として排水可能性を評価する（参考1）。

(3) その他のペデスタル内への流入事象

ペデスタル内において制御棒駆動水圧系配管が破断した場合、R P V及び制御棒駆動水圧系からペデスタル内に漏えい水が流入する。しかし、事象確認後に制御棒駆動水ポンプを停止することで、制御棒駆動水圧系からペデスタルへの流入は停止する。また、第1図のとおり、当該配管は1インチ以下の細さであることに加えR P Vからの漏えいは制御棒駆動機構のシール部を介するため、その漏えい量はごく少量であり、R P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

また、ペデスタル内において機器ドレン配管や原子炉補器冷却水配管が破断した場合にもペデスタル内へ冷却水が流入するが、上記と同様にこれらの事象に起因してR P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

以上より、排水評価において想定する事象としてL O C A事象を選定する。



第1図 制御棒駆動水圧系配管破断時のRPVからの漏えい経路

2. 評価条件

- ・ L O C A 事象発生時、格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号によりペDESTAL 流入水の制限弁は事象発生後すぐに閉止することから、格納容器スプレイ水等によるドライウエルからの流入水は制限されるが、ここでは事故発生後 5 分間においてペDESTAL への流入が継続すると仮定する。また、ドライウエルからの流入量を多く評価する観点から、ダイアフラムフロア上に溜まる水の水位は、物理上最も高くなるベント管高さとする。このとき、ドライウエルからペDESTAL への流入量は、以下のように計算され、これを R P V 破損までの必要排水量とする。

$$V = v_{in} \times A \times t = (2gh)^{1/2} \times A \times t$$

V : 必要排水量 [m³] , v_{in} : 流入速度 [m/s] ,

A : 流入口面積 [約 8.6×10^{-3} m²]

(床ドレン配管内径 73.9mm×2 本分) ,

t : 流入継続時間 [5min=300s] , g : 重力加速度 [9.8m/s²] ,

h : 流入水水頭 [約 0.36m]

(ベント管上端高さ - 流入配管高さ)

- ・ 設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・ 機器ドレン排水配管及び排水弁を経由したサプレッション・プールへの排水が期待できるが、この排水経路からの排水は評価から除外する。
- ・ 排水配管はドライウェル気相部に接続され圧力差はないため、排水量を評価する上で、ドライウェル及びサプレッション・プール内圧は考慮しない。
- ・ 排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 (22m³/h : ボトムドレンLOCA時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペダスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数 (K) を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧損損失計算式 (出典 : 日本機械学会編, 機械工学便覧)

$$H = \lambda \times (L/D) \times (v^2/2g) + \sum \lambda \times (L'/D) \times (v^2/2g) = K \times Q^2$$

H : 配管圧損 [m] , L : 配管長さ [m] , D : 配管内径 [m] ,

L' : エルボや弁等に相当する長さ [m] , v : 流速 [m/s] ,

g : 重力加速度 [m/s²] , λ : 管摩擦係数 [-] , K : 圧損係数 [-] ,
 Q : 流量 [m³/h]

第1表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口 (*1)	スリット入口～出口 (*2)	スリット下流配管 (*3)
配管内径 : D	m			
流量 *4	m ³ /h			
流速	m/s			
管摩擦係数 : λ	-			
配管長	m			
配管 L/D	-			
90°ショートエルボ *5 (L'/D=□)	個			
弁 *5 (L'/D=□)	個			
管入口 *5 (λ · (L'/D) = □)	個			
開放端 *5 (λ · (L'/D) = □)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

- *1 : スワンネック部は、90° ショートエルボ (□個)、直管(□)相当とし、管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。
- *2 : スリット部は、断面積が等しい円管、90° ショートエルボ (□個) とし、管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。圧損は円管の(□)とする。
- *3 : スリット下流配管は、配管長(□)、90° ショートエルボ (□個)、弁 (□個) と想定し、(□)を考慮。
- *4 : 流量は(□)とした。表1は流量を(□)とした場合の例を記載。
- *5 : CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

H1 =

K=

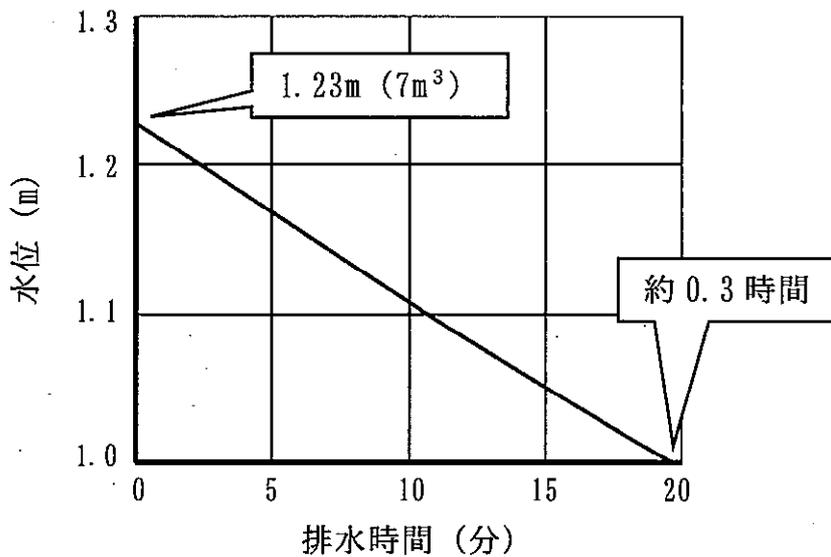
(流量 における配管圧損は, $K \times Q^2 =$)

3. 評価結果

評価結果は第2表及び第2図のとおりであり、RPV破損までの時間が短い大破断LOCA(事象発生からRPV破損まで約3.2時間)を想定しても、水位1mまで排水可能である。

第2表 必要排水量と排水時間

項目	評価結果
必要排水量	約 7m ³
排水時間	約 0.3 時間



第2図 ペデスタル水位 1.23m から水位 1m までの排水時間

4. 評価結果に対する裕度

- ・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

- ・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。（第2図）

- ・排水流量

計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 時の圧力損失は合計 である。

5. 異物による影響

ペDESTAL内に設ける排水の流入口は、スワンネック構造とする。スワンネックは、逆U字形の形状をしているため、水面付近の浮遊物は排水口から流入し難い構造上の利点がある。空気孔は、逆U字形部からの排水性を確実にするために設ける設計とする。排水口の高さ方向の位置は、水面の浮遊物や床面の異物を持ち込ませないために適切な位置で設定する設計とする。また、異物落下に対して破損等がないよう、サポート等で固定する。このスワンネックの構造を考慮した上で、スワンネック構造への落下物の影響、ペDESTAL内に流入する異物による排水性への影響を評価する。なお、スワンネック構造を流入口とする排水流路は、RPV破損前にペDESTAL内の水位 1m を達成した時点で排水弁を閉止し、その後は用いないことから、排水機能の要求期間はRPV破損前までであり、RPV破損前までに想定される落下物及び異物を対象として評価する。

事故時に発生する落下物によりスワンネック構造が損傷しないこと、異物

がペDESTAL床ドレンサンプに流入したと仮定し評価しても、異物により排水性に悪影響が生じる可能性が低いことを第3表に示す。

落下物により、スワンネック構造が影響を受けないことを確実にするため、スワンネック構造の周囲に柵を設置する設計とする。

この柵は、異物がスワンネック及び排水配管の排水性に対して悪影響を及ぼさないこと及び想定されない異物が排水性に悪影響を及ぼさないことをより確実にするため、異物混入防止機能を有した設計とする。柵は、スリットの短辺  よりも小さい開口径を有し、開口が重ならないよう2重に配置した設計とする。仮に、スリット部で固着し堆積する可能性がある線状の異物を想定しても、柵の2重部分で流入を防ぐ構造の設計とする。(第3図)

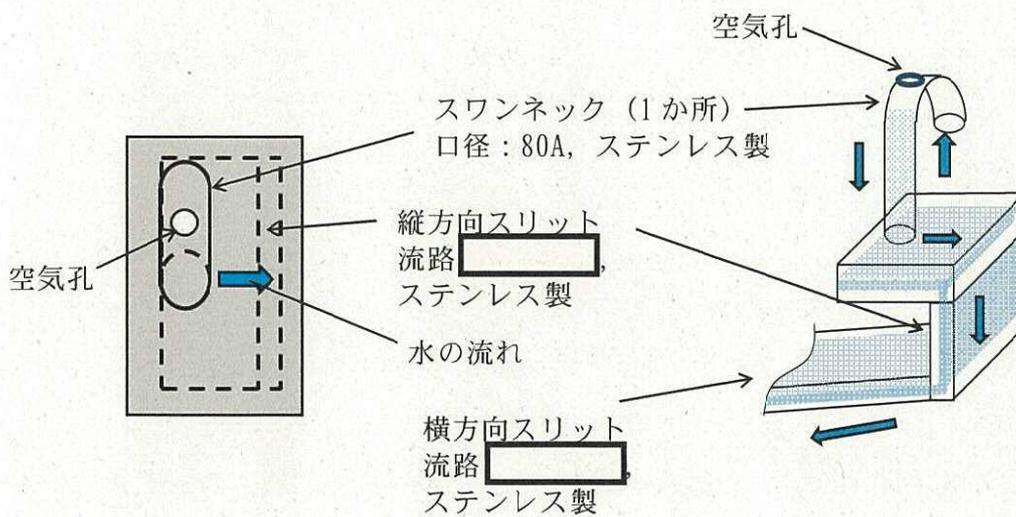
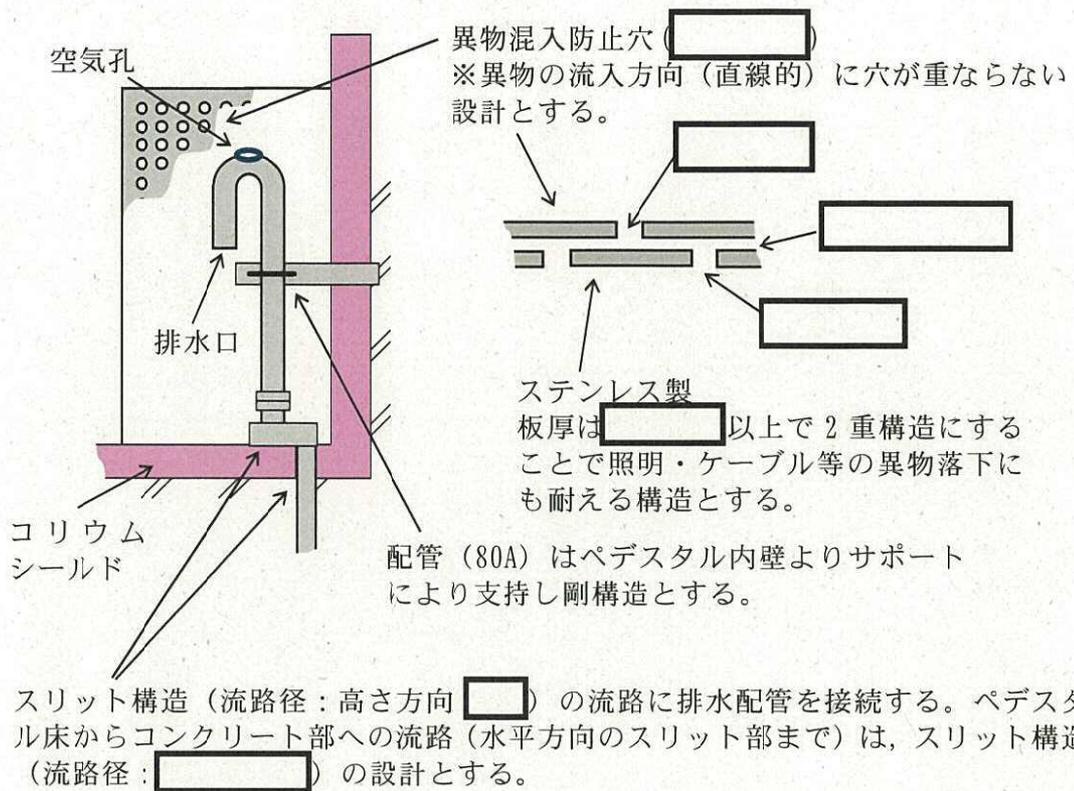
なお、機器ドレンサンプについても、排水経路として利用することから、異物落下に対して破損等がないよう、十分な強度を有する設計とし、スワンネックの異物混入防止及び損傷防止については、床ドレン排水用のスワンネックと同様の対策を行うことで、悪影響を防止する。

第3表 想定異物と影響評価

想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明用等のケーブル(管路含む)	<p>【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下/床ドレンへの流入】 落下あり/流入あり ペDESTAL上部には、ケーブルが設置されており、落下の可能性はある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについては、サンプ自体を十分な強度を有する設計とするため、破損する恐れはない。 ・流入による影響

	<p>ケーブルは、床に沈降することから、排水性に影響はない。また、R P V破損前にケーブル周囲の温度が上昇しても、ケーブル被覆が炭化する温度には達しないため、ケーブル被覆片により鋼製の柵を閉塞させることはなく、排水性に影響はない。</p>
保温材	<p>【発生源】 ペDESTAL外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり ペDESTAL床ドレンサンプ内に保温材はない。 重大事故時にドライウェルから格納容器スプレイ水等によって床ドレンの流入経路から持ち込まれる可能性がある。</p> <p>【影響評価】 床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉に流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。</p>
塗料片	<p>【発生源】 ペDESTAL内・外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL内・外の構造物には塗装が施されていることからスワンネックへの落下、床ドレンへ流入する可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 スワンネックを損傷する程の重量はなくスワンネックが破損・転倒する恐れはない。また、同様に機器ドレンサンプへの影響もない。 ・流入による影響 塗料片は、底に堆積若しくは水面に浮遊することが考えられるが、スワンネックの排水口を水位1mの中間位置に設定するため、これらの異物がスワンネックの排水口に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じて塗料片が多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。

スラッジ（鉄鑄）	<p>【発生源】 ペDESTAL外</p> <p>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり</p> <p>スラッジ（鉄鑄）は、床ドレン水によって床ドレンサンプ内に流入し底に堆積する可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <p>スワンネックの排水口を水位 1m の中間位置に設定するため、底に堆積した異物が積極的に排水経路に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じてスラッジが多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。</p>
サポート	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入なし</p> <p>ペDESTAL内にはサポートが設置されているが、十分な耐震性を有する設計とすることから、落下しない。</p> <p>【影響評価】</p> <p>排水性への影響はない。</p>
照明	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり</p> <p>ペDESTAL内には照明が設置されているため、落下の可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 <p>スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについても、十分な強度を有する設計とすることから、破損する恐れはない。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・流入による影響 <p>照明は、床に沈降することから、排水性に影響はない。</p>



第3図 排水配管に対する異物対策概要

ボトムドレン L O C A を想定した場合の排水評価

ボトムドレン L O C A 時に R P V からペDESTALへ流入する水は飽和状態であることから、R P V 破損及びデブリ落下時の S E の発生可能性は極めて低く、また、万が一 S E が発生した場合の発生エネルギーも小さいと考えられる。

しかし、排水性能の保守性を確認する観点から、ペDESTAL内の水位が最も高くなる事象であるボトムドレン L O C A を想定した場合についても、参考として排水可能性を実施する。

1. 評価条件

- ・ペDESTAL内におけるボトムドレン L O C A 時には、ペDESTAL床ドレンサンプルに上部から漏えい水が流入し、著しく水位が上昇するため、水位は人通用開口部まで達することが想定される。
- ・排水評価は人通用開口部下端から水位 1m までの水量(必要排水量)とする。
また、設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・排水配管はドライウェル気相部に接続され圧力差はないため、排水量を評価する上で、ドライウェル及びサプレッション・プール内圧は考慮しない。
- ・排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 ($22\text{m}^3/\text{h}$: ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペ

デスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数 (K) を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧損損失計算式 (出典：日本機械学会編，機械工学便覧)

$$H = \lambda \times (L/D) \times (v^2/2g) + \sum \lambda \times (L'/D) \times (v^2/2g) = K \times Q^2$$

H：配管圧損 [m]，L：配管長さ [m]，D：配管内径 [m]，

L'：エルボや弁等に相当する長さ [m]，v：流速 [m/s]，

g：重力加速度 [m/s²]，λ：管摩擦係数 [-]，K：圧損係数 [-]，

Q：流量 [m³/h]

第 1 表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口 (*1)	スリット入口～出口 (*2)	スリット下流配管 (*3)			
配管内径：D	m						
流量 *4	m ³ /h				22	22	22
流速	m/s						
管摩擦係数：λ	—						
配管長	m						
配管 L/D	—						
90°ショートエルボ *5 (L'/D)= <input type="text"/>	個						
弁 *5 (L'/D)= <input type="text"/>	個						
管入口 *5 (λ・(L'/D))= <input type="text"/>	個						
開放端 *5 (λ・(L'/D))= <input type="text"/>	個						

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

- *1: スワンネック部は、90° ショートエルボ () 個, 直管 () 相当とし, 管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。
- *2: スリット部は, 断面積が等しい円管, 90° ショートエルボ () 個) とし, 管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。圧損は円管の () とする。
- *3: スリット下流配管は, 配管長 (), 90° ショートエルボ () 個, 弁 () 個) と想定し, () を考慮。
- *4: 必要排水量約 59m³ を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m³/h とした。
- *5: CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に, 圧力損失を計算した結果を以下に示す。

H_l =

K =

(流量) における配管圧損は, $K \times Q^2 =$

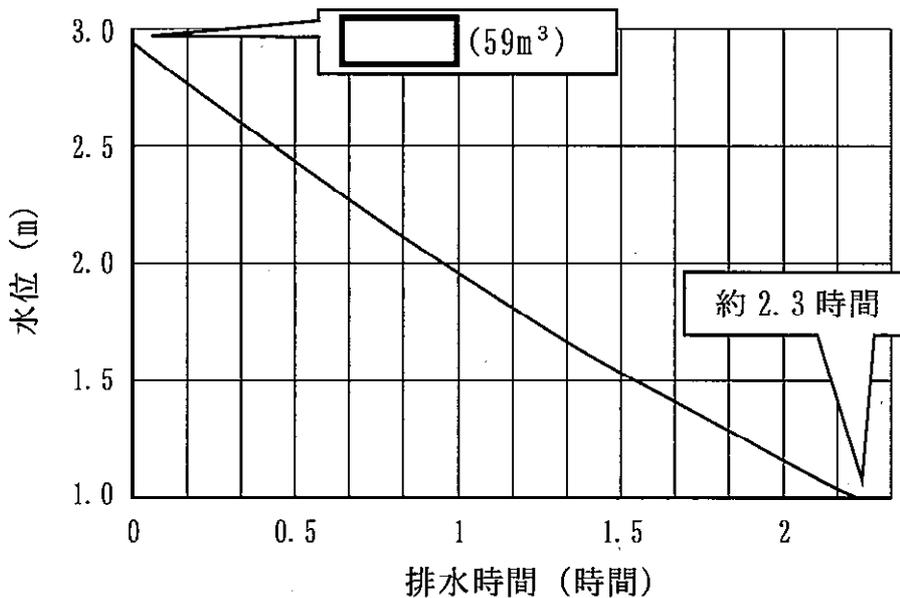
2. 評価結果

評価結果は第 2 表及び第 1 図のとおりであり, ペDESTAL内のボトムドレ
ン配管破断時に流入した水を, R P VからペDESTALへの流入停止 (事象発
生後約 0.3 時間) から R P V破損 (事象発生後約 3 時間) までの約 2.7 時間
以内に, 水位 1m まで排水可能である。

第2表 必要排水量と排水時間

項目	評価結果
必要排水量	約 59m ³ ※
排水時間	約 2.3 時間

※：必要排水範囲の水量（内径 高さ の水の体積）



第1図 ペDESTAL水位満水から水位 1m までの排水時間

3. 評価結果に対する裕度

・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。

・排水流量

必要排水流量は、評価上の容量約 59m³ に対して約 2.7 時間で排水する

必要があることから、全量排水する場合には平均約 $22\text{m}^3/\text{h}$ の流量が必要である。これに対して、排水時の水位による圧力損失を考慮した平均排水流量は [] であり、必要排水量を上回っている。

なお、このとき計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 [] 時の圧力損失は合計 [] である。

4. 機器ドレン排水配管及び排水弁の経路を併用した評価

機器ドレンサンプには排水性を確保するために必要な空気VENT用のスワンネックを有し、床ドレンサンプの排水入口水位 1m よりも 0.2m 高い位置に設置する設計としている。床ドレンサンプの水位が 1.2m よりも高い水位までは、床ドレンの排水経路に加え機器ドレンの排水経路が期待できることから、実際の排水時間に対して更に裕度を有している。以下に機器ドレン排水経路を併用した評価を示す。

・機器ドレン排水経路の圧力損失

機器ドレンの排水経路は床ドレンの排水経路と比較してほぼ同じ長さの経路であるが、機器ドレンサンプ内を経由する経路となることが相違している。しかし、排水評価に当たっては、機器ドレンサンプの圧力損失は機器ドレン排水配管に対してその流路面積が十分大きいいため考慮せず、機器ドレンサンプ出入口部の形状による圧力損失のみ考慮し、他は床ドレン排水経路の圧力損失と同等として評価を行う。(第3表)

第3表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口(*1) 機器ドレンサンプ入口～出口(*1)	スリット入口～出口(*2)	スリット下流配管(*3)
配管内径：D	m			
流量 *4	m ³ /h	22	22	22
流速	m/s			
管摩擦係数：λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ *5 (L'/D=□)	個			
弁 *5 (L'/D=□)	個			
管入口 *5 (λ · (L'/D) = □)	個			
開放端 *5 (λ · (L'/D) = □)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

*1: スワンネック部は、90° ショートエルボ □個, 直管 □相当とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。

機器ドレンサンプ入口と出口について係数を考慮。

*2: スリット部は、断面積が等しい円管, 90° ショートエルボ □個)とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。圧損は円管の □とする。

*3: スリット下流配管は、配管長 □, 90° ショートエルボ □個, 弁 □個)と想定し、□を考慮。

*4: 必要排水量約 59m³を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m³/h とした。

*5: CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

H1=

[Redacted]

K = [Redacted]

(流量 [Redacted] における配管圧損は、 $K \times Q^2 =$ [Redacted])

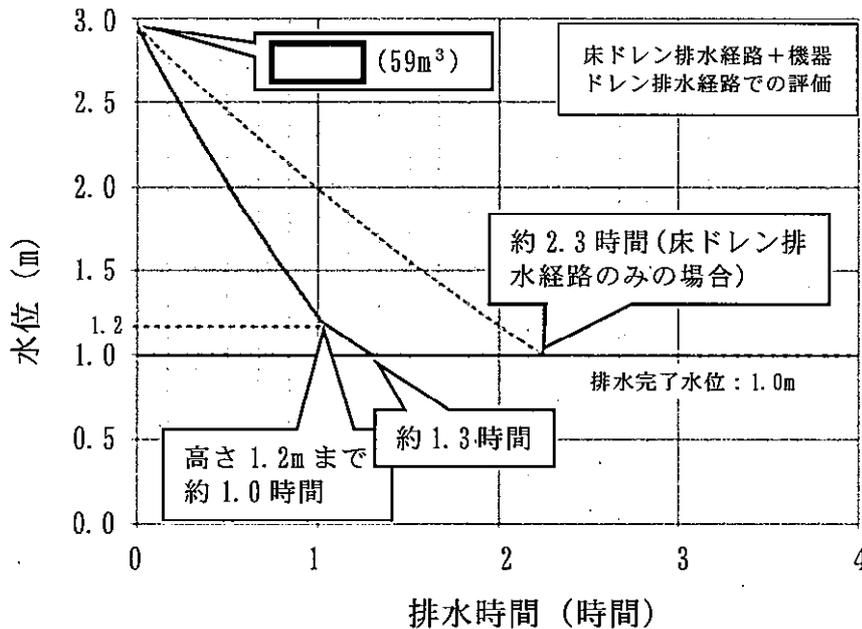
・床ドレン排水経路と機器ドレン排水経路を併用した排水評価結果

評価結果は第4表及び第2図のとおりであり、ペデスタル内のボトムドレン配管破断時に流入した水を、RPVからペデスタルへの流入停止（事象発生後約0.3時間）からRPV破損（事象発生後約3時間）までの約2.7時間以内に、水位1mまで排水可能である。

第4表 必要排水量と排水時間

項目	評価結果
必要排水量	約 59m ³ ※
排水時間	約 1.3 時間

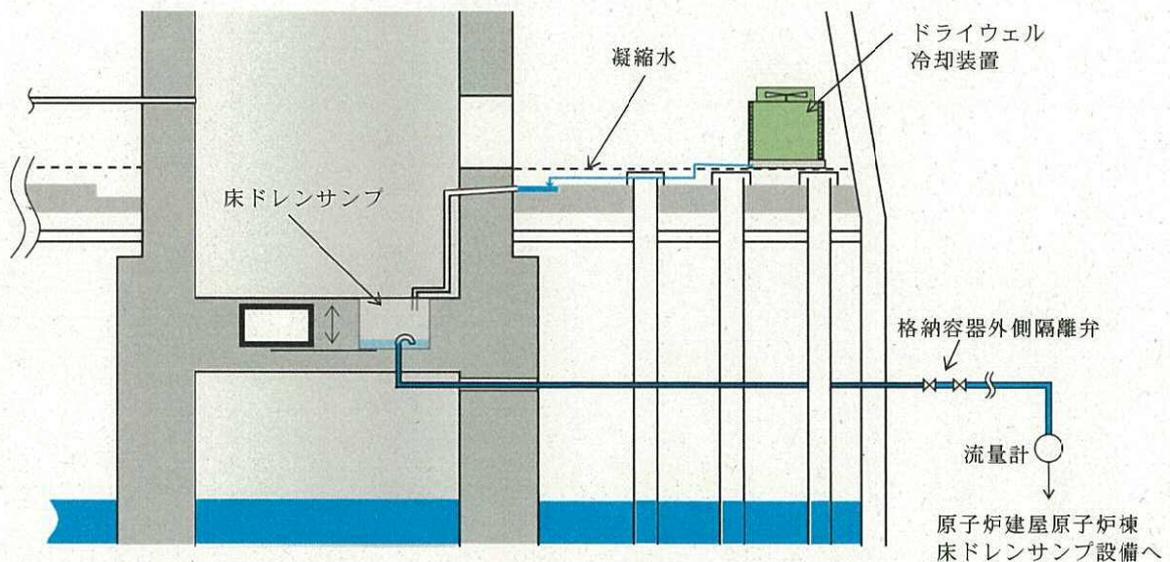
※：必要排水範囲の水量（内径 [Redacted]、高さ [Redacted] の水の体積）



第2図 ペデスタル水位満水から水位1mまでの排水時間

ペDESTAL床ドレンサンプ改造に伴う、位置を特定できない漏えい水の検知性について

改造前のペDESTAL床ドレンサンプは、ペDESTAL床下に設置されており、水深 [] の深さ及び水面の表面積が [] のサンプである。改造後は、ペDESTAL床ドレンサンプの水深は 1m、かつ、表面積は [] であり、漏えい水によるペDESTAL床ドレンサンプの水位は上昇しにくい構造となる。しかし、通常運転中はドライウエル冷却装置のクーラー部より凝縮水が発生するため、常時ペDESTAL床ドレンサンプには少量の流入水があり、水位は満水の 1m を常時維持することから、ペDESTALへの流入水は速やかに全量計測することが可能である。



第1図 床ドレンサンプ概要図（改造前）

排水配管の更なる信頼性向上について

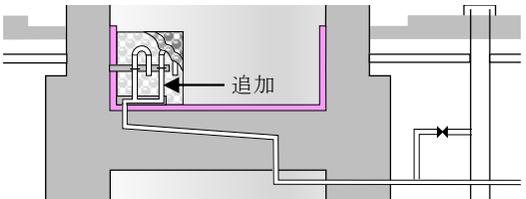
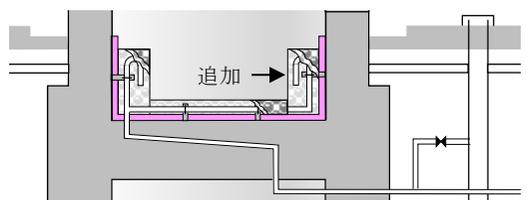
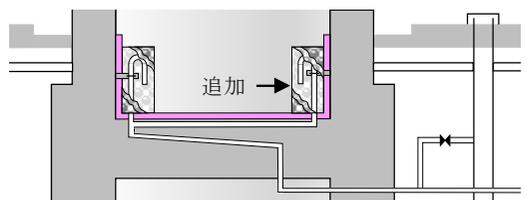
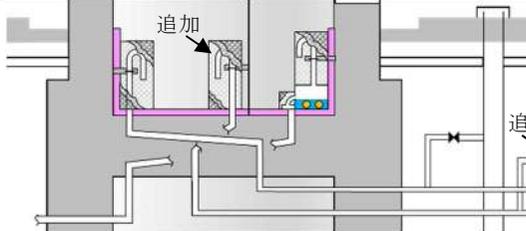
東海第二発電所では、S E の影響抑制のため、R P V 破損時の水位を 1m と設定している。このため、床ドレン配管等のペDESTAL への水の流入経路に制限弁を設置して水の流入を制限するとともに、制限弁閉止までにペDESTAL に流入した水については、床ドレン排水配管から排水することで、十分な時間余裕をもって R P V 破損時に水位 1m を達成する設計としている。また、排水口（スワンネック）周囲には、異物混入防止、落下物による損傷防止を確実にするため、柵を設ける設計としている。（添付資料 3.2.3 別添 2 別紙 第 3 図）さらに、機器ドレンサンプのスワンネック（ベント用）からの排水経路にも期待することで、排水性は十分に時間余裕を増すことが可能である。

現在の排水設備の設計で十分な排水量を確保できており、排水量確保の観点から排水配管の多重化の必要はないが、ここでは、排水配管の信頼性を向上させ、S E の抑制をより確実にする観点から、排水口の多重化について検討した。

第 1 表に示すとおり、排水口を多重化した場合には、熔融炉心・コンクリート相互作用への影響やリスクが大きくなる傾向となる。

実機において大規模な S E の発生確率は極めて低いとされており、現設計でも S E の影響は十分低く抑えられていることから、更に S E の影響抑制を確実にする観点から排水口を 2 重化することは、R P V 破損後に必ず生じる熔融炉心・コンクリート相互作用への影響やリスクを大きくするため、排水口の多重化は実施すべきではないと判断した。

第1表 排水口多重化の検討

排水口多重化の種類		流路閉塞の可能性	溶融炉心・コンクリート相互作用 影響・リスク
コンセプト	イメージ		
(1) 排水口を同じ場所に2本		やや減	やや増 〔流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性〕
(2) 排水口を対角位置等に2本 ① コリウムシールド上で排水配管合流		減	増 〔流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性〕 〔 ・ 流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性 ・ 床スラブ内に侵入するデブリ量の増加によるペDESTALへの熱負荷 〕
② 床スラブ内で排水配管合流			
③ 排水配管をそれぞれに設置			

ペDESTAL内に設置する計器について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、概要及び設置位置を第1表及び第1図に示す。また、各計器の設置目的等を以下に示す。

(1) R P V破損前までの水位管理

①格納容器下部水位計（1m超）

ペDESTAL底面から1m超の水位を検知できるよう、測定誤差を考慮した高さに水位計を設置し、炉心損傷後は当該水位計設置高さまで事前注水を実施する。注水停止後は、排水配管等によりR P V破損までに1m水位まで排水される。

約180°間隔で計2個（予備1個含む）設置し、1個以上がこの高さ以上の水位を検知した場合に水張り完了及び注水停止を判断する。

なお、高さ1m超水位計高さまで排水されたことを検知した後、水位1mまで排水される時間遅れを考慮して、排水弁は自動閉止することとする。

(2) R P V破損及びデブリ落下・堆積検知（第2表）

②格納容器下部水温計（0m）

ペDESTAL底部に温度計を設置し、指示値の上昇又は喪失によりR P V破損検知に用いる。測温抵抗体式温度計を採用することで、ペDESTALにデブリが落下した際の水溫上昇や高温のデブリに接触した際に指示値がダウンスケールとなる特性を利用し、R P Vからのデブリ落下検知が可能である。

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計5個（予備1個含む）設置し、R P V破損の早期判断の観点から、2個以上が上昇傾向（デ

ブリの落下による水温上昇)又はダウンスケール(温度計の溶融による短絡又は導通)となった場合に、R P V破損を判断する。

③格納容器下部水温計(0.2m)

ペDESTAL底面から0.2mの高さに测温抵抗体式温度計を設置し、0.2m以上のデブリ堆積有無を検知し、ペDESTAL満水までの注水可否を判断する。また、指示値の上昇又は喪失により、R P V破損検知に用いる。

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計5個(予備1個含む)設置し、十分な量のデブリ堆積検知の観点から、3個以上がオーバースケール(デブリの接触による温度上昇)又はダウンスケール(温度計の溶融による短絡又は導通)した場合にペDESTAL満水までの注水を判断する。また、R P V破損の早期判断の観点から、2個以上が上昇傾向(デブリの落下による水温上昇)又はダウンスケール(温度計の溶融による短絡又は導通)となった場合に、R P V破損を判断する。

(3) R P V破損後の水位管理(デブリ堆積高さ $\geq 0.2\text{m}$ の場合)

④格納容器下部水位計(2.25m, 2.75m)

ペDESTAL底面から2.25m及び2.75mの高さに水位計を設置し、デブリの多量落下時(堆積高さ0.2m以上)においてペDESTAL水位を2.25m~2.75mの範囲に維持するため、各高さにおける水位の有無を検知しペDESTAL注水開始及び停止を判断する。

ペDESTAL側壁の貫通孔を通じたペDESTAL外側のボックス内に、2.25m及び2.75mの各高さに2個の水位計(予備1個含む)を設置し、1個以上が2.25m未満を検知した場合にペDESTAL注水開始、2.75m到達を検知した場合にペDESTAL注水停止を判断する。

(4) R P V破損後の水位管理（デブリ堆積高さ<0.2mの場合）

⑤格納容器下部水位計（0.5m）

ペDESTAL底面から 0.5m の高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時（堆積高さ 0.2m 未満）においてペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため、水位 0.5m 未満を検知しペDESTAL注水開始を判断する。

約 180° 間隔で計 2 個（予備 1 個含む）設置し、1 個以上が水位 0.5m 未満を検知した場合に注水開始を判断する。

⑥格納容器下部水位計（1m 未満）

ペDESTAL底面より 1m の高さから測定誤差を差し引いた高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時（堆積高さ 0.2m 未満）においてペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため、水位 1m 到達を検知しペDESTAL注水停止を判断する。

約 180° 間隔で計 2 個（予備 1 個含む）設置し、1 個以上が水位 1m 到達を検知した場合に注水停止を判断する。

⑦格納容器下部雰囲気温度計

自主設備としてペDESTAL底面から 1.1m の高さに温度計を設置し、デブリの少量落下時にペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に管理している間において、デブリが冠水されていることを確認する。

約 180° 間隔で計 2 個設置し、1 個以上が露出したデブリからの輻射熱等により上昇した場合に注水を判断する。

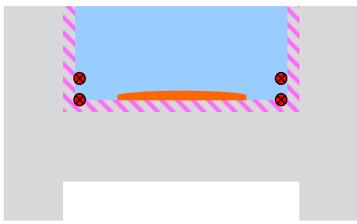
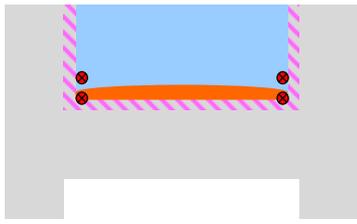
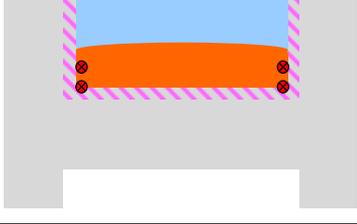
また、各計器の検出部の仕様等を第 3 表に、測定原理を第 2 図及び第 3 図にそれぞれ示す。

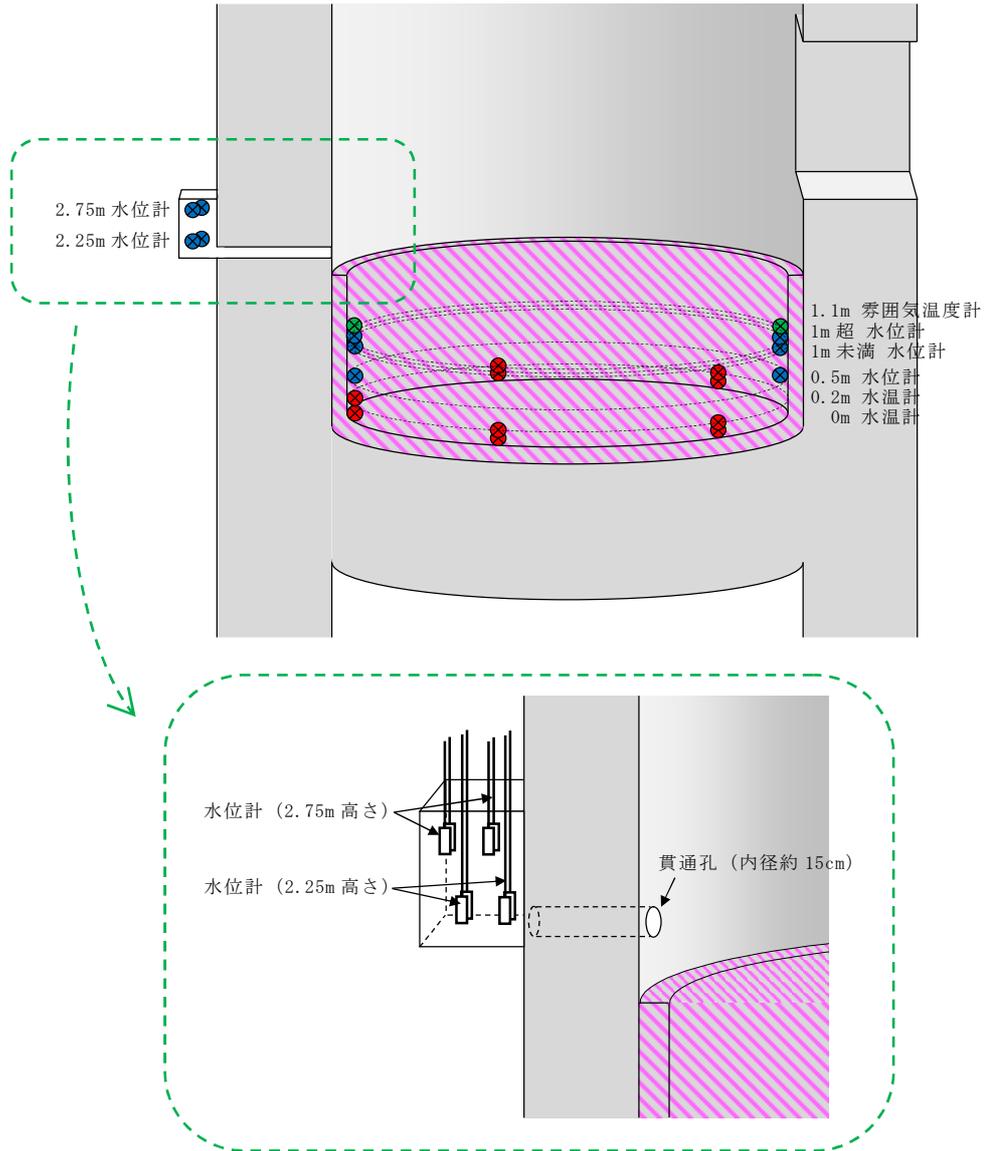
第1表 ペデスタル内計器の概要

	設置高さ* ¹	設置数	計器種別
格納容器下部 水温計	0m	各高さに5個	測温抵抗体式 温度計
	0.2m		
格納容器下部 水位計	0.5m	各高さに2個	電極式 水位計
	1m-測定誤差		
	1m+測定誤差		
	2.25m		
	2.75m		

※1：ペデスタル底面（コリウムシールド上表面）からの高さ

第2表 R P V破損及びデブリ落下・堆積検知の概念

デブリの堆積状態	格納容器下部水温計		判断
	0m位置	0.2m位置	
	上昇	上昇	R P V破損, デブリ少量落下
	上昇/喪失	上昇	R P V破損, デブリ少量落下
	上昇/喪失	上昇/喪失	R P V破損, デブリ多量落下

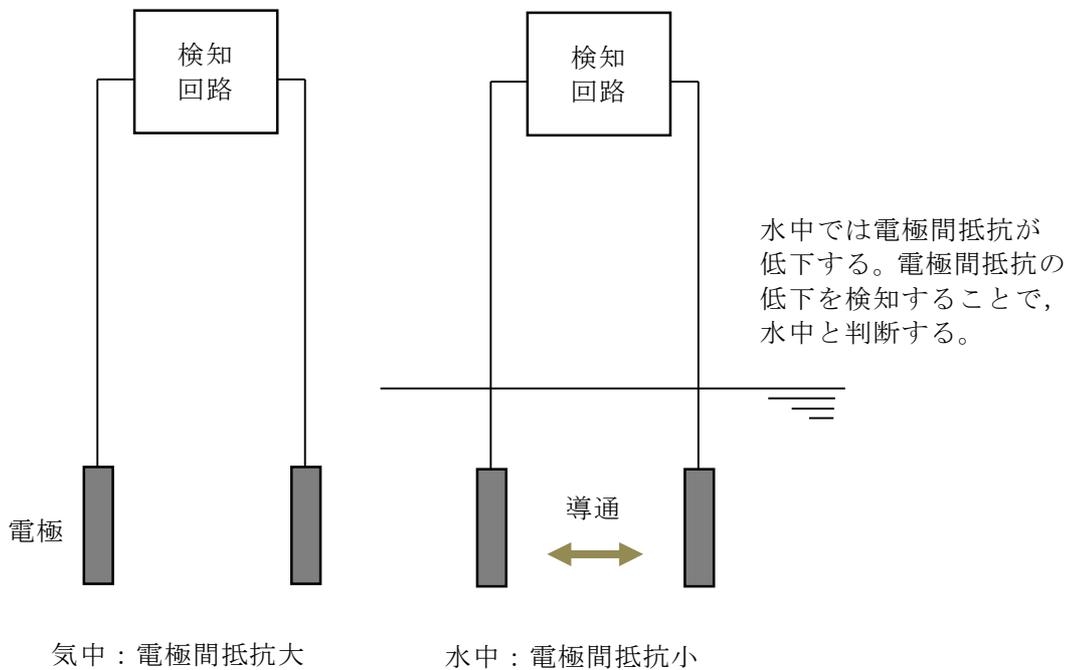


第 1 図 ペDESTAL内の計器設置図

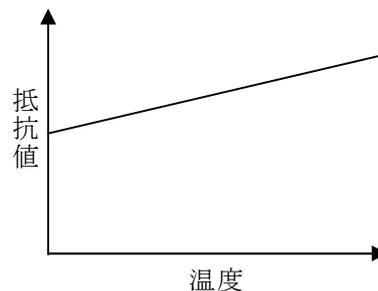
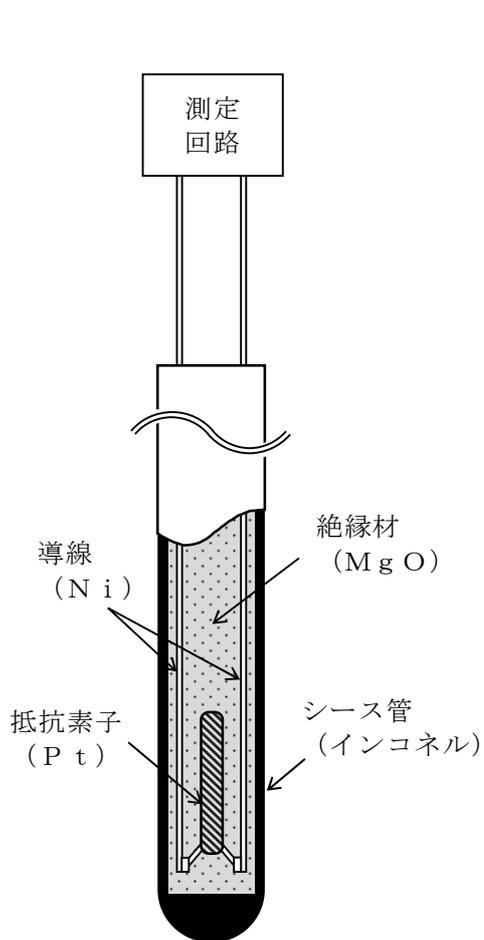
第3表 検出部の仕様等

計器種別	測定レンジ	測定誤差	耐環境性
測温抵抗体式 温度計	-200℃～500℃	$\pm(0.3+0.005 t)$ t：測定温度	温度：短期 230℃， 長期 200℃ 圧力：620kPa [gage] 放射線：—※ ²
電極式 水位計	— (レベルスイッチ)	±10mm	温度：短期 230℃， 長期 200℃ 圧力：620kPa [gage] 放射線：—※ ²

※2：検出部は無機物で構成しており，放射線による影響はない



第2図 電極式水位計の動作原理



金属の電気抵抗が温度に比例する性質を利用し、抵抗素子の抵抗値をもとに温度測定を行う。

高温のデブリが接触すると、温度指示値は急上昇しオーバースケールとなる。

また、以下の過程の中で導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通すると、抵抗値が低下し温度指示値がダウンスケールとなる。

- ・シース管の溶融、水及びデブリの浸入
- ・水との反応による絶縁材の膨張、剥離
- ・デブリとの反応に伴う絶縁材の溶融、蒸発

测温抵抗体構成材料の融点

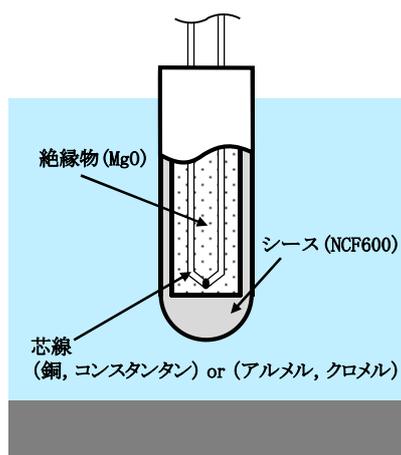
	材質	融点
シース管	インコネル (NCF600)	1370℃～1425℃
導線	Ni	1455℃
抵抗素子	Pt	1768℃
絶縁材	MgO*	約 2800℃

※デブリ中のZr等により還元されると、融点約650℃、沸点約1100℃のMgとなり、溶融又は蒸発する。

第3図 测温抵抗体式温度計の動作原理

格納容器下部水温計の測定原理とデブリ検知性について

ペデスタル内に設置する格納容器下部水温計によるデブリ検知性について、熱電対式とした場合と測温抵抗体式とした場合で比較し検討を行った。



熱電対構造図

熱電対仕様

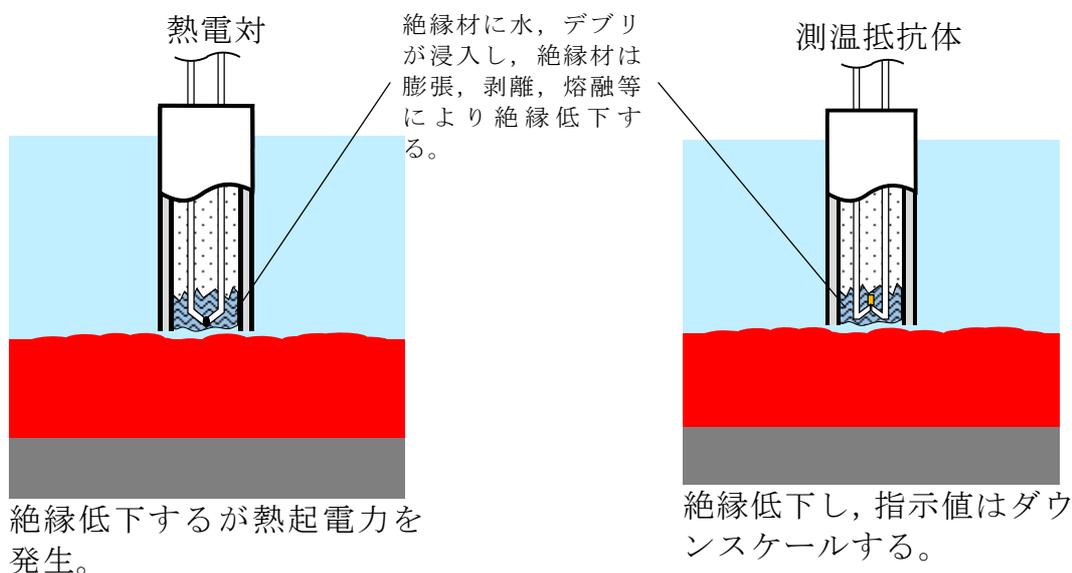
No.	項目	仕様	
		Tタイプ	Kタイプ
1	計測範囲	-40～350℃	-40～1200℃
2	誤差	±1.0℃ (-40～133℃) 0.75% (133～350℃)	±2.5℃ (-40～333℃) 0.75% (333～1200℃)

熱電対構成材料の融点

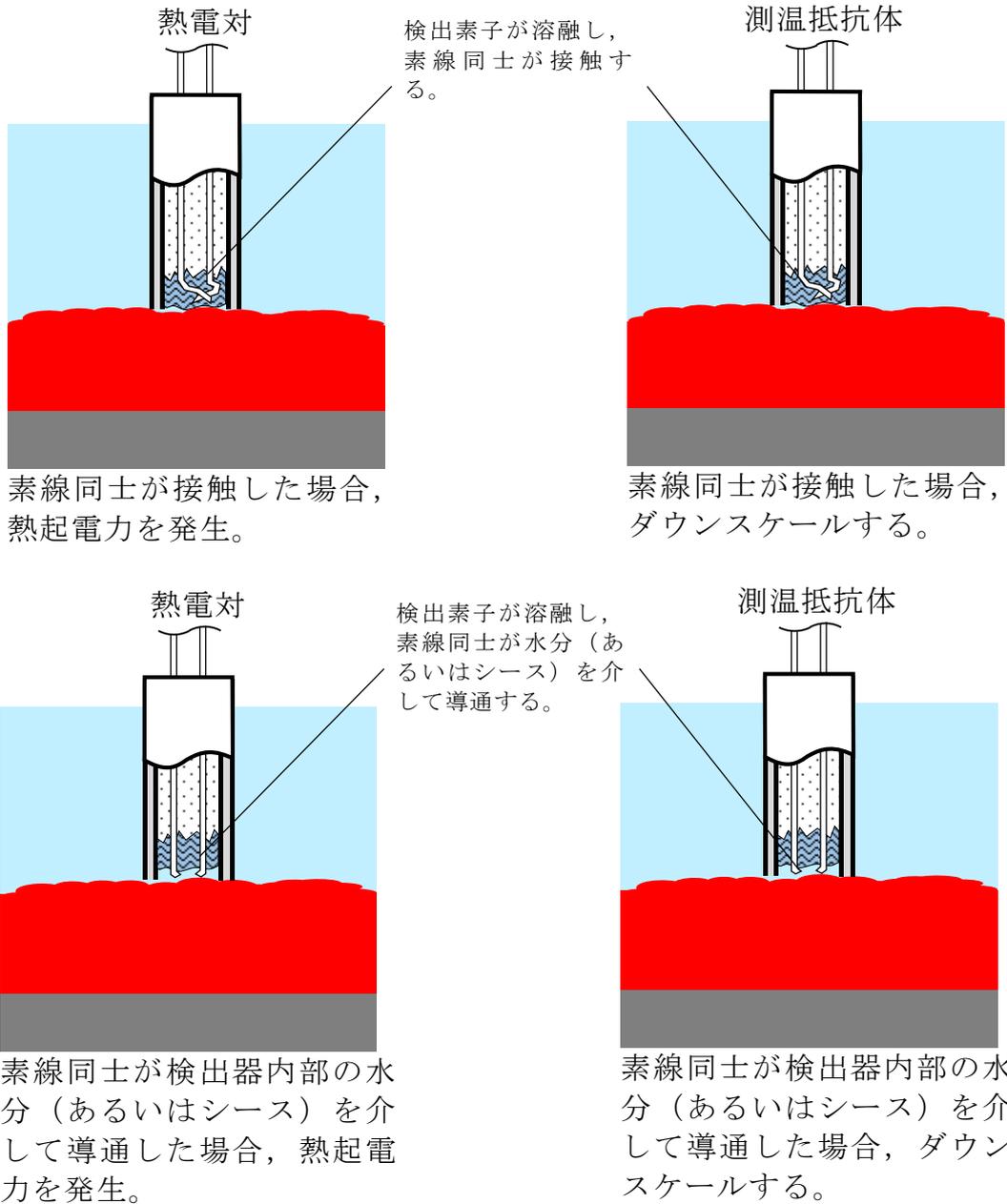
No.	材質	融点	タイプ
1	NCF600	1370～1425℃	—
2	銅	1085℃	Tタイプ
3	コンスタantan	1225～1330℃	Tタイプ
4	アルメル	1315～1390℃	Kタイプ
5	クロメル	1420℃	Kタイプ
6	MgO	約2800℃	—

(1) デブリと水温計の接触により発生する現象

- ① デブリが検出器外郭（シース）に接触，シースは熔融し，絶縁材が露出する。



② デブリが検出素子に接触し、熔融する。



なお、検出素子熔融後、素線同士が絶縁を維持した場合には熱電対式はダウンスケール、測温抵抗体式はオーバースケールするが、デブリと検出器が接触した後、絶縁材が絶縁機能を維持し続けることは考えにくい。

以上より、検出器とデブリが接触すると、熱電対式の場合は、発生する熱起電力により何等かの指示値を表示する可能性があり、測温抵抗体式の場合は、ダウンスケールすると考えられる。

(2) 測定回路が故障した際の可搬型計測による測定

測定回路は熱電対式の場合は電圧値を、測温抵抗体式は抵抗値を測定することにより温度測定を行っている。可搬型計測器は電圧測定及び抵抗値測定が可能であり、測定回路故障時には可搬型計測器を水温計ケーブル端に接続することで熱電対式、測温抵抗体式のいずれの場合においても温度測定が可能である。

(3) まとめ

デブリと水温計が接触したことの判断を行うにあたっては、不確実な指示値を示す可能性がある熱電対式よりも、ダウンスケールすることにより、即時に判断ができる測温抵抗体式が望ましいと考える。また、測定原理の差異によって、デブリとの接触に伴う指示値の挙動が水温計ごとに異なった場合、運転員の迅速な判断に悪影響を及ぼす恐れがある。よって、格納容器下部水温計としては測温抵抗体式を採用し、熱電対式との多様化は行わないこととした。

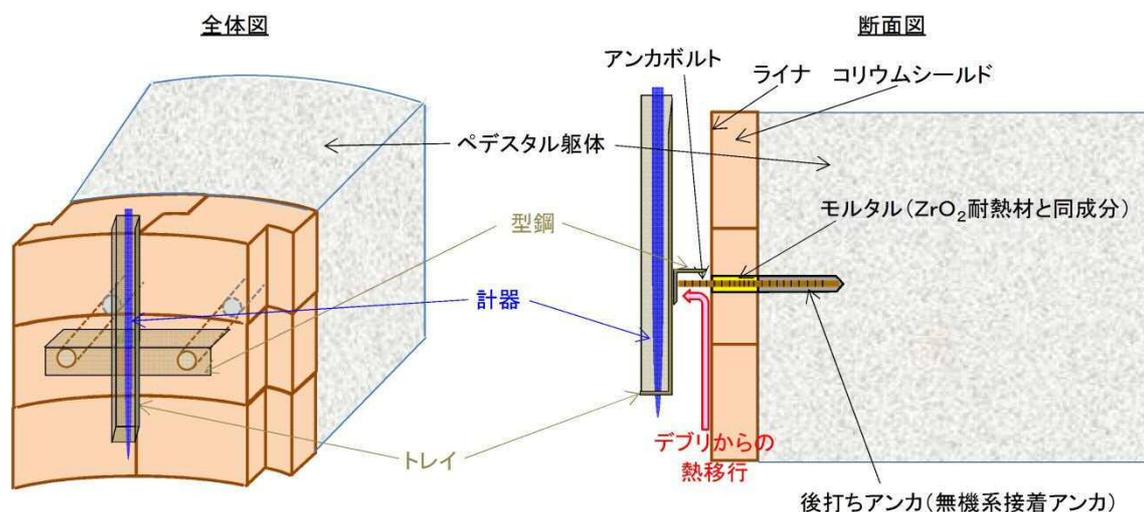
なお、測温抵抗体式水温計の測定回路が故障した場合にも、上記のとおり可搬型計測器による測定が可能である。

ペDESTAL内計器の設置方法について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、設置概念を第1図に示す。

第1図のとおり、計器はペDESTAL側壁のコンクリートに埋め込むアンカボルト、型鋼、トレイにより固定することとしている。

ここで、計器の下部にデブリが堆積した場合、コリウムシールド表面のライナを介してアンカボルト、型鋼、トレイ及び計器に熱が移行することが考えられる。しかし、ライナとアンカボルトの間は ZrO_2 耐熱材と同成分のモルタルで埋めるため熱が選択的に移行することはないこと、デブリを冠水維持することでデブリ上部の計器は水没していることを考慮すると、デブリからの熱移行により計器の健全性が損なわれることはないと考えられる。



第1図 ペDESTAL内計器の設置概念図

格納容器破損モード「DCH」、FCI」及び「MCCI」の
評価事故シーケンスの位置付け

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（以下「DCH」という。）」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）」及び「溶融燃料・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）」については、各プラント損傷状態（PDS）に対応する各重要事故シーケンス及び「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスへの重大事故等防止対策の有効性評価の結果等から、重大事故等対処設備に期待する場合、炉心損傷あるいは炉心下部プレナムへの溶融炉心移行までに事象の進展を停止し、これらの現象の発生を防止することができる。

しかしながら、格納容器破損モード「DCH」、FCI」及び「MCCI」は、「実用発電用原子炉及びその附属設備の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」（以下「解釈」という。）第37条2-1(a)において、「必ず想定する格納容器破損モード」として定められている。このため、今回の評価では重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして、各物理化学現象に伴う格納容器破損が懸念される状態に至る評価事故シーケンスを設定している。

一方、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）」については、事故シーケンス選定のプロセスにおいて、国内外の先進的な対策と同等な対策を講じても炉心損傷を防止できない事故シーケンスとして抽出された、「大LOCA＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋全交流動力電源喪失」を評価事故シーケンスとして選定し、重大事故等防止対策の有効性を評価している。

以上のとおり、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)」は重大事故等対策に期待して評価し、解釈第 37 条 2-3(a)～(c)の評価項目に対する重大事故等防止対策の有効性を評価しており、格納容器破損モード「DCH」、「FCI」及び「MCCI」は、評価を成立させるために、重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして、解釈第 37 条 2-3(d), (e), (i)の評価項目に対する重大事故等対策の有効性を評価している。

原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について

本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では、厳しい事象を想定した場合でも、格納容器が破損することなく安定状態に至る結果が得られている。この評価結果に照らして原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量を考える。

本格納容器破損防止対策の有効性評価では、常設代替高圧電源装置からの電源供給により原子炉建屋ガス処理系を起動し、事象発生 120 分後から原子炉建屋の設計負圧が維持されていることを想定している。

本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では格納容器の閉じ込め機能は健全であると評価していることから、格納容器から多量の水蒸気が原子炉建屋に漏えいすることは無く、漏えいした水蒸気は原子炉建屋内で凝縮されることから、原子炉建屋空間部が加圧されることはないと考えられる。また、原子炉建屋ガス処理系が起動する前において、原子炉建屋内空間部と外気との圧力差が生じにくく、原子炉建屋内外での空気のやりとりはほとんどないものと考えられる。さらに、格納容器内から原子炉建屋に漏えいした粒子状放射性物質は、原子炉建屋内での重力沈降や水蒸気の凝縮に伴い、原子炉建屋内に沈着するものと考えられる。

これらのことから、格納容器の健全性が維持されており、原子炉建屋の換気空調系が停止している場合は、格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質は、原子炉建屋内で時間減衰し、また、原子炉建屋内で除去されるため、大気中へはほとんど放出されないものと考えられる。

以下では、上述の状況に係らず、原子炉建屋ガス処理系が停止している場合においても、保守的に原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えいを仮定し

た場合の放出量を示す。

1. 評価条件

- (1) 本格納容器破損モードの評価事故シーケンスである「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋手動減圧失敗＋炉心損傷後の手動減圧失敗＋DCH」について評価する。
- (2) 格納容器からの漏えい率は、MAAP解析上で格納容器圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、開口面積は以下のように設定する。(添付資料 3.1.2.6 参照)
 - ・ 1Pd 以下 : 0.9Pd で 0.5%/日 相当
 - ・ 1～2Pd : 2Pd で 1.3%/日 相当
- (3) 原子炉建屋ガス処理系による設計負圧が維持されていることを想定し、本評価では設計換気率 1 回/日 (一定) を考慮する。
- (4) 非常用ガス処理系はフィルタを通して原子炉区域内の空気を外気に放出するためフィルタの放射性物質の除去性能に期待できるが、本評価では保守的に期待しないこととする (DF=1)。
- (5) 原子炉建屋内での放射エネルギーの時間減衰は考慮せず、また、原子炉建屋内での粒子状物質の除去効果は考慮しない。

2. 評価結果

原子炉建屋から大気中へ漏えいする Cs-137 の評価結果を表 1 に示す。

原子炉建屋から大気中へ漏えいする Cs-137 は 7 日間で約 ●TBq であり、基準の 100TBq を下回っている。

なお、事象発生 7 日間以降の影響を確認するため、事象発生 30 日間、100 日間における環境への Cs-137 の放出量を確認している。

事象発生後 30 日間及び 100 日間での放出量においても 100TBq を下回る。

表 1 原子炉建屋から大気中への放射性物質(Cs-137)の漏えい量

(単位：TBq)

	漏えい量 (7日間)	漏えい量 (30日間)	漏えい量 (100日間)
高圧熔融物放出 ／格納容器雰囲気 直接加熱	(評価中)	(評価中)	(評価中)

高温環境下での逃がし安全弁の開保持機能維持について

原子炉水位が燃料有効長頂部を下回り、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。高圧熔融物放出／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、その様な環境下でも逃がし安全弁（以下「SRV」という。）を開保持し、RPV内の圧力を 2.0MPa[gage]以下の低圧に維持する必要がある。

第 1 図に示すとおり、SRVは本体部と補助作動装置から構成されている。「4. 本体部の温度上昇による影響」に示すとおり、本体部では温度上昇は問題にならないが、補助作動装置の温度が上昇すると、電磁弁又はピストンのシール部が熱によって損傷し、SRVの機能維持に影響を及ぼす恐れがある。

SRV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、設計基準事故を想定した以下の環境条件における機能維持を確認している。

- ・171°Cにおいて3時間継続の後160°Cにおいて3時間継続（第2図）

ここでは、炉心損傷後、DCH防止のために原子炉の減圧を継続している環境下で想定されるSRVの温度を評価し、上記の条件と比較することで、SRVの健全性を評価する。

1. 評価方法

MAAP解析によって得られたDCH対応シナリオでのRPV内気相温度とドライウェル内気相温度を環境温度条件として、三次元熱流動解析コード（STAR-CCM+）により、SRVの温度を評価した。

三次元熱流動解析では、RPVの温度条件が厳しくなる評価点を設定し定

常解析を実施した。また、R P V破損直前にはR P V内の気相温度が急激に上昇することから、これに追従するS R Vの温度上昇をより現実的に評価するため、R P V内の気相温度が急激に上昇する時間幅に対する非定常解析を実施した。

2. 評価条件

(1) 温度条件

第3図及び第4図に、手順どおり格納容器スプレイを実施している状態のR P V内気相平均温度とドライウェル内気相平均温度のM A A P解析結果を示す。M A A Pの解析結果を踏まえ、第1表及び以下に示すとおり、2通りの評価条件を設定した。

①事象発生からR P V破損直前までの範囲を代表する温度条件として、同範囲内でのR P V内気相平均温度とドライウェル内気相平均温度のそれぞれについて最も厳しい温度を適用した温度条件。定常解析によって評価する。

②R P V破損直前のR P V内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件として、R P V内の気相温度が急激に上昇する時間幅でのR P V内の気相温度の変化とドライウェル内気相平均温度の最も厳しい温度を適用した温度条件。非定常解析によって評価する。

(2) 評価モデル

自動減圧（以下「A D S」という。）機能付きのS R Vの中で、電磁弁やピストンのシール部の温度条件が厳しい弁を評価する観点から、A D S機能付きS R Vが隣接する範囲として、バルブB、D、H、Gを評価対象とした（第5図及び第6図）。実機では離れた位置のS R V2弁を操作するが、保守的に隣接する2弁を同時に開動作するモデルとしている。

3. 評価結果

評価結果を第2表及び第7図から第9図に示す。

事象発生からR P V破損直前までの範囲を代表する温度条件として設定した①の温度条件では、バルブBは補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は約●℃となり、バルブHは補助作動装置の電磁弁が160℃を約●℃及びピストンのシール部が160℃を約●℃下回った。また、R P V破損直前のR P V内の気相温度の急激な上昇を考慮した②の温度条件では、バルブB及びH共に補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は全て160℃を下回った。(160℃に対する最少温度差はバルブBの補助動作装置ピストンシール部の約●℃であり、最大温度差はバルブHの補助動作装置ピストンシール部の約●℃である。)

以上のとおり、炉心損傷後、D C H防止のために原子炉の減圧を継続している状況を想定した環境下でも、S R Vの機能を維持できると考える。

4. 本体部の温度上昇による影響

閉状態のS R Vが強制開するためには、補助作動装置の駆動力がS R V本体の抵抗力を上回る必要がある。S R V本体の抵抗力に対する温度上昇の影響は第3表のとおり、いずれも温度上昇によって強制開の妨げとなることはない。

第 1 表 三次元熱流動解析での温度条件

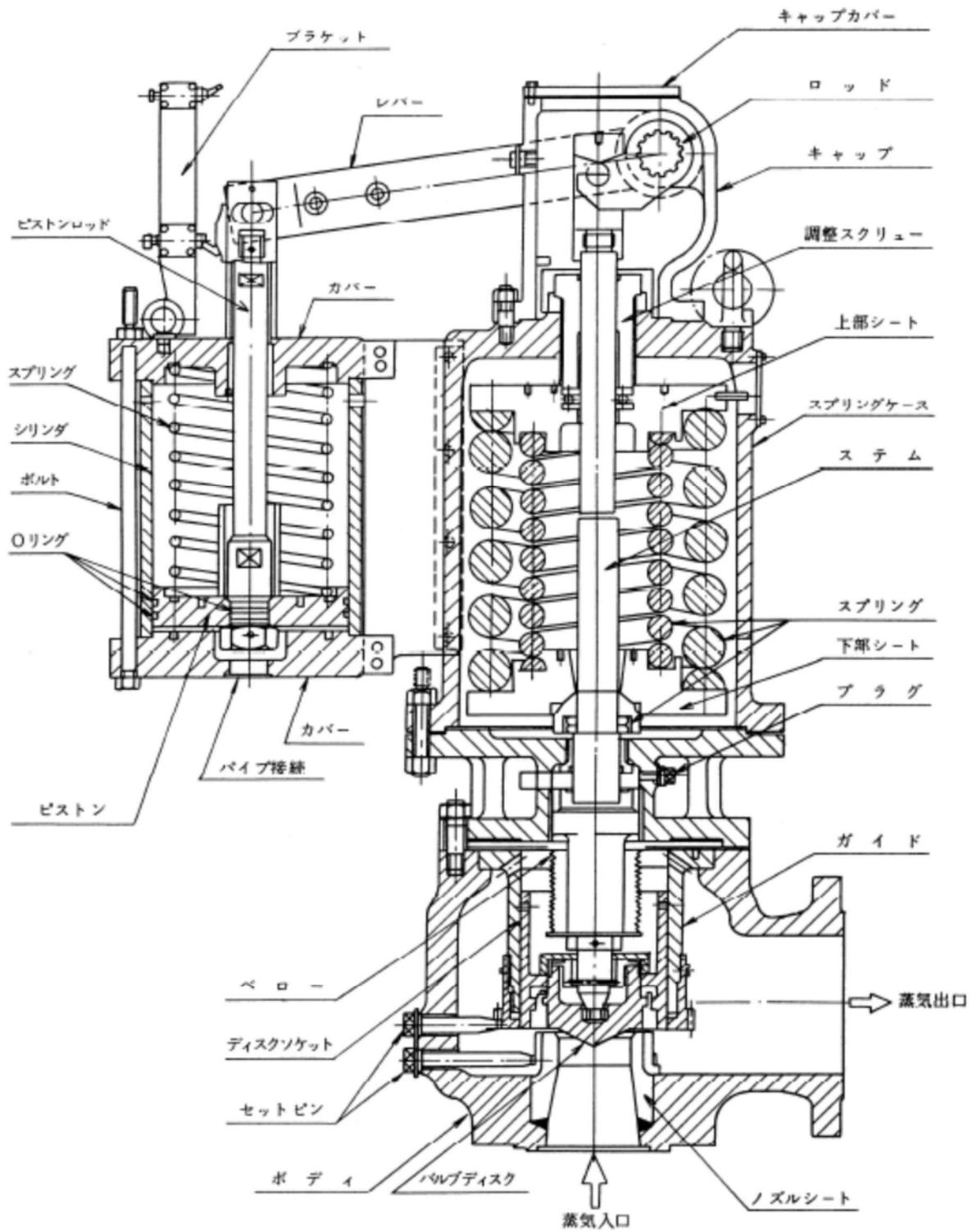
	温度条件①【定常解析】 (事象発生からR P V破損までの範囲 を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (R P V破損直前のR P V内の気相温 度の急激な上昇を考慮した温度条件)
R P V内 気相平均温度	約●℃	約●℃→約●℃
ドライウエル内 気相平均温度	約●℃	約●℃

第 2 表 三次元熱流動解析での評価結果

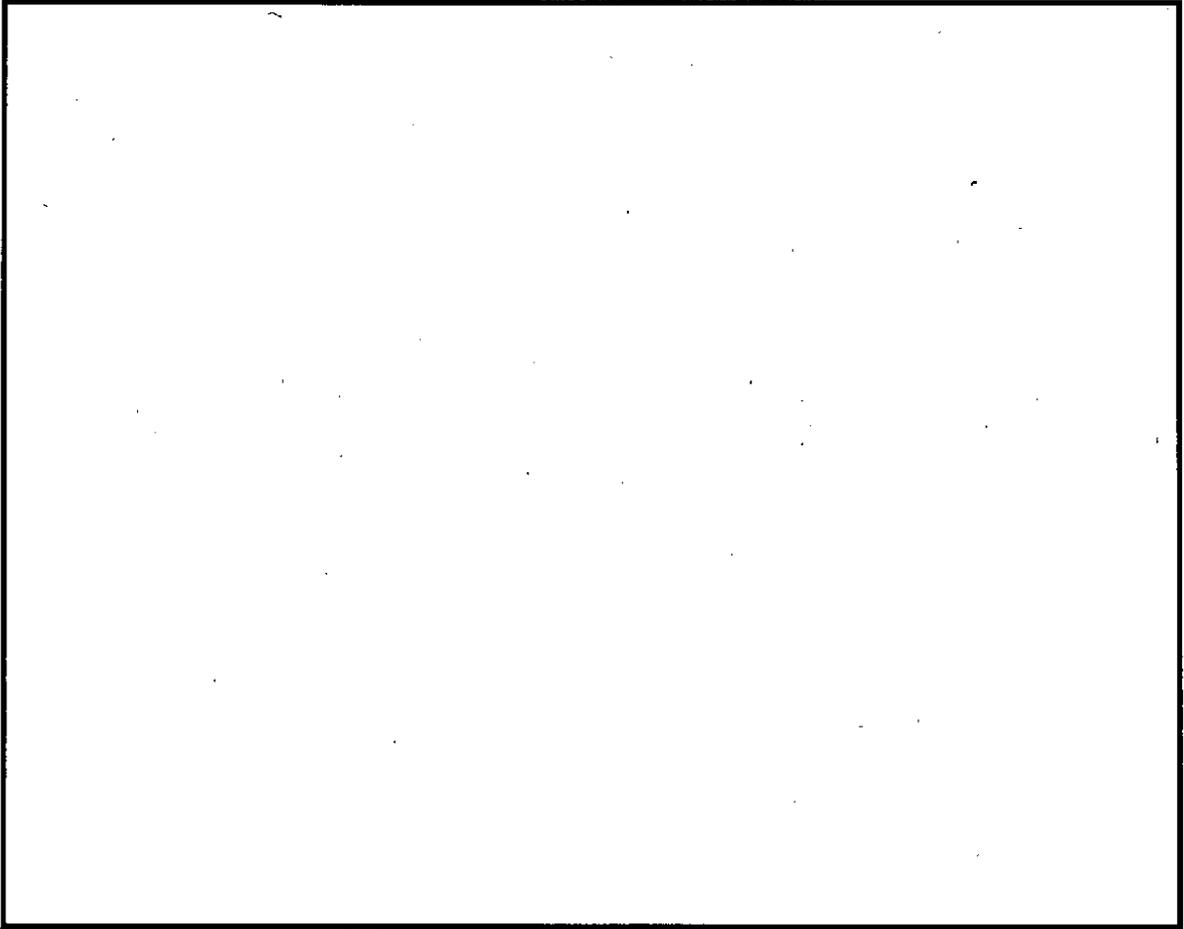
	温度条件①【定常解析】 (事象発生からR P V破損までの範囲を 代表する温度条件)		温度条件②【非定常解析】 (R P V破損直前のR P V内の気相温 度の急激な上昇を考慮した温度条件)	
	バルブ B	バルブ H	バルブ B	バルブ H
下部コイル ハウジング 最高温度	約●℃	約●℃	約●℃	約●℃
ピストン部 最高温度	約●℃	約●℃	約●℃	約●℃

第 3 表 S R V本体の抵抗力に対する温度上昇の影響

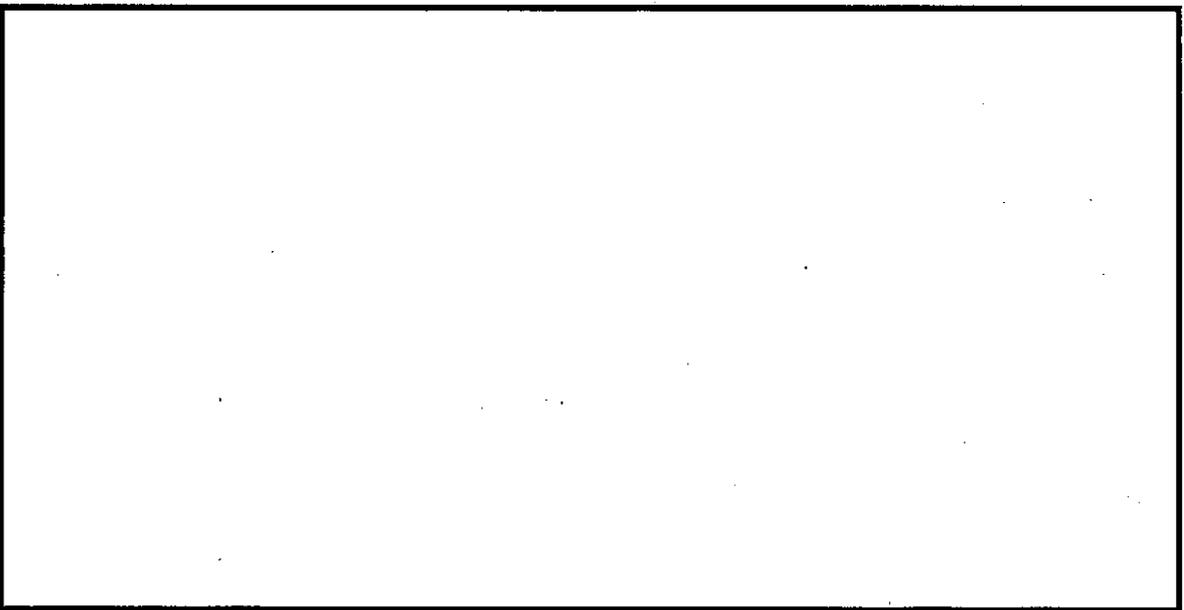
項目	温度上昇の影響
S R Vスプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。
弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、S R V強制開機能には影響を及ぼさない。
弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、第 1 表のR P V内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。
バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、第 1 表のR P V内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。
弁体（ガイド部）・ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。



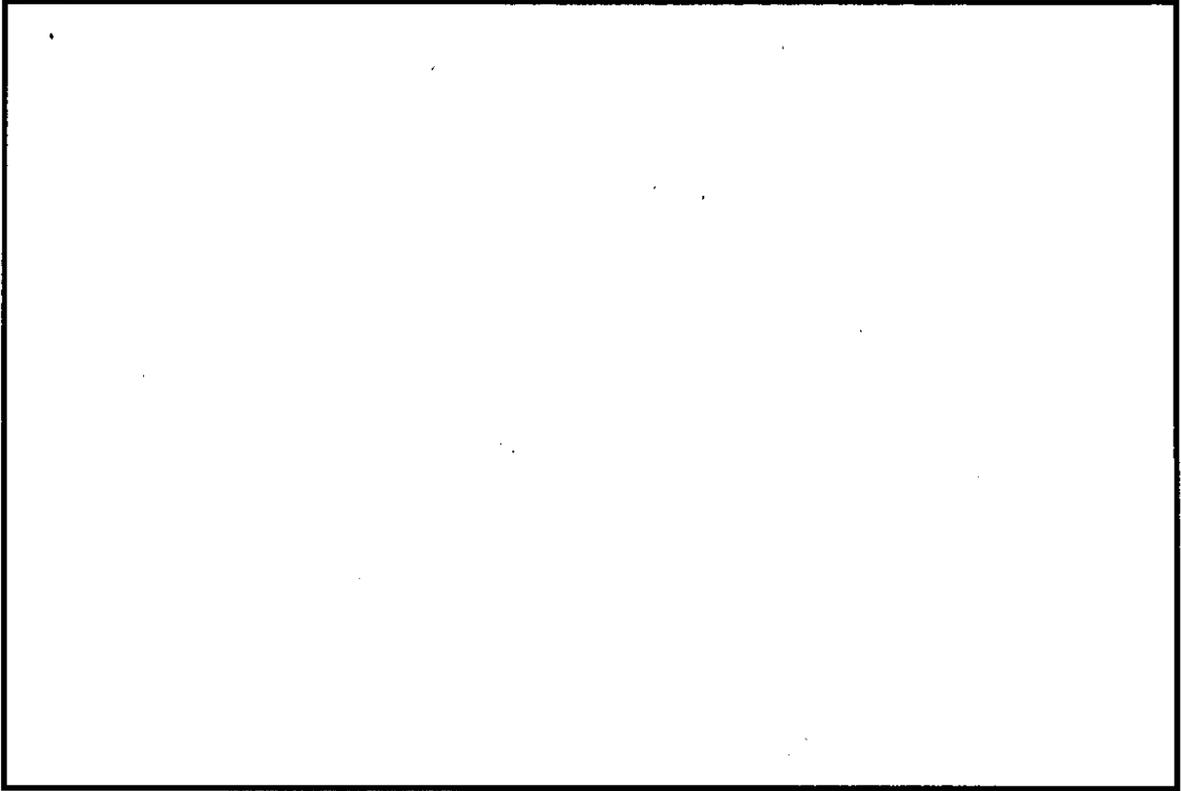
第 1a 図 SRV 構造図 (断面図)



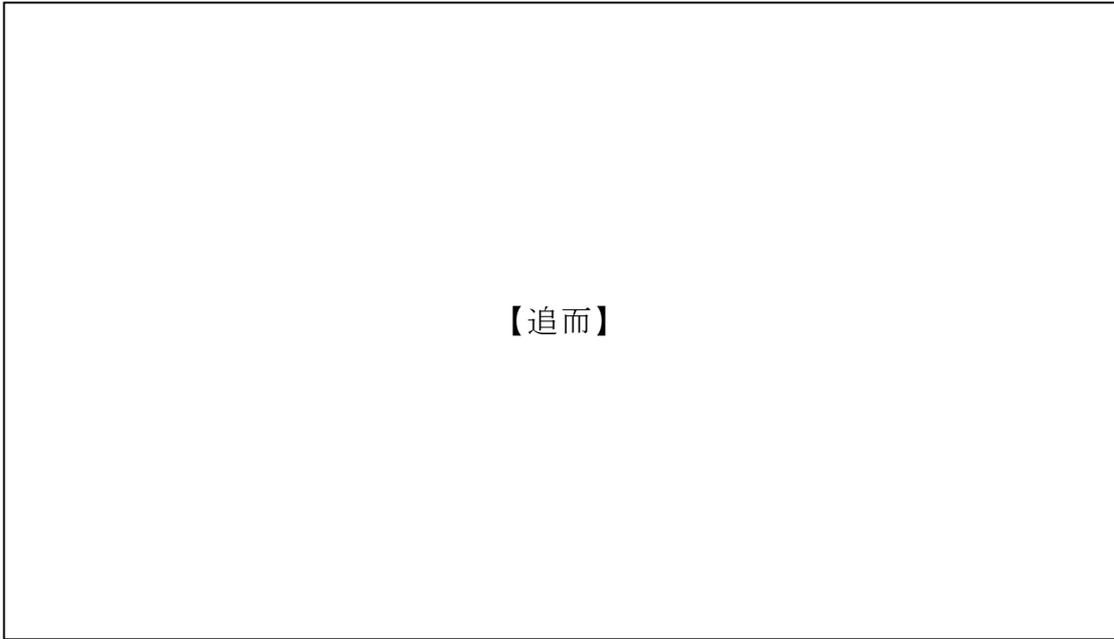
第 1b 図 SRV 構造図 (側面図詳細)



第 1c 図 SRV 構造図 (平面図詳細)



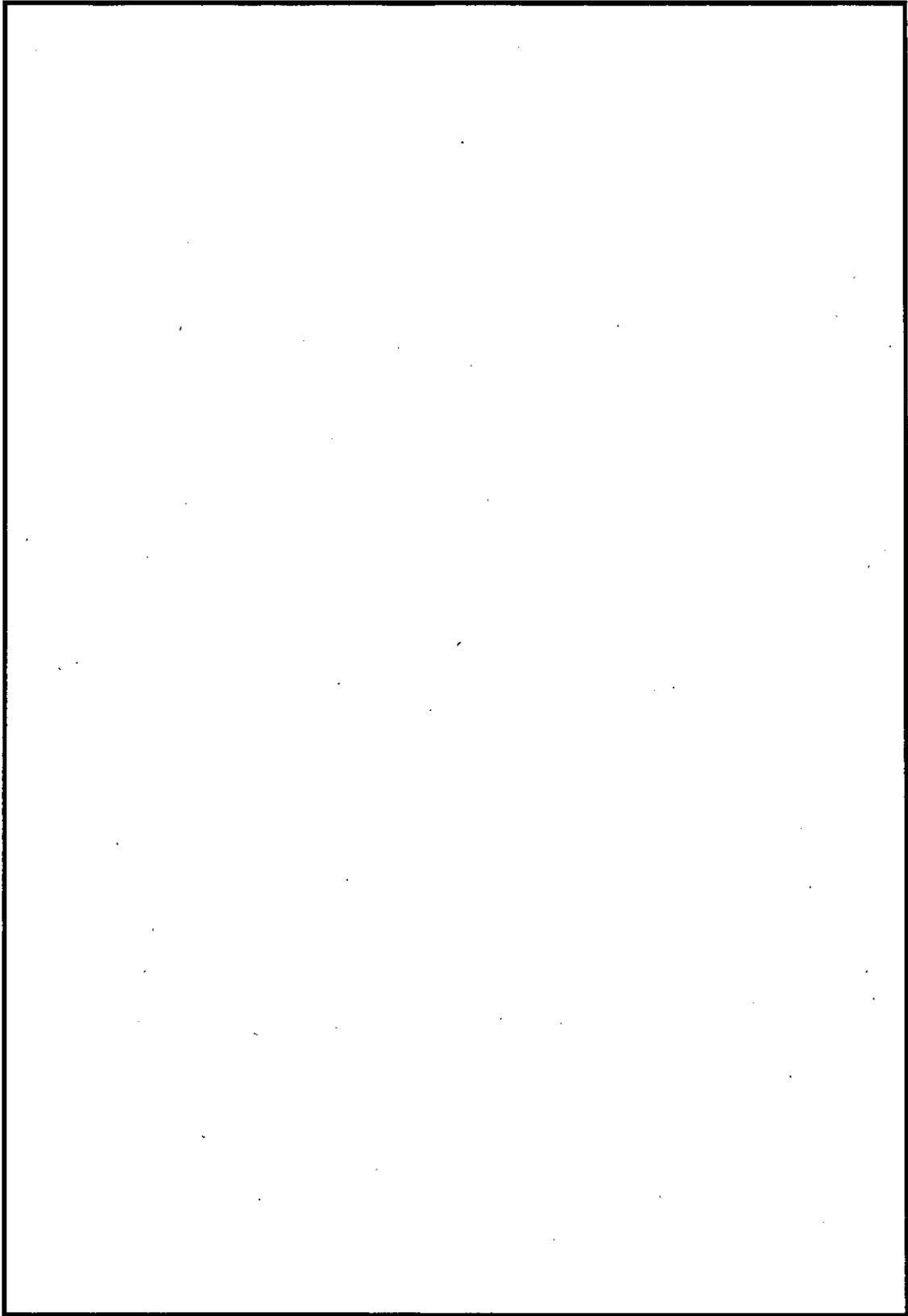
第 2 図 設計基準事故環境下における加速劣化試験の試験条件



第3図 RPV内気相平均温度の推移

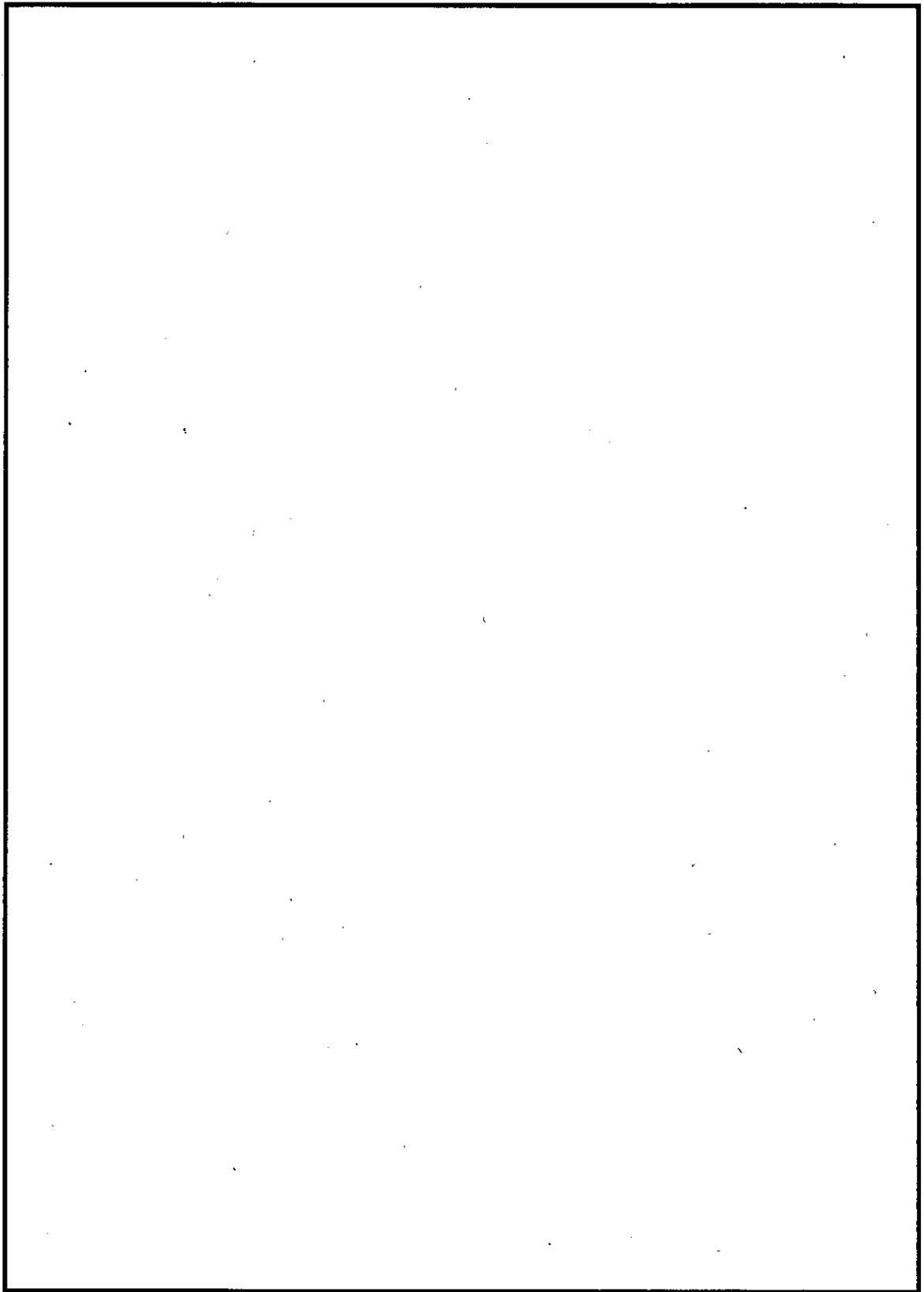


第4図 ドライウェル内気相平均温度の推移



第 5 図 モデル化範囲と境界条件

添付 3. 2. 6-9



第 6 図 モデル図と断面メッシュ図

添付 3. 2. 6-10

【追而】

第 7 図 解析結果（温度条件①，バルブ B）

【追而】

第 8 図 解析結果（温度条件①，バルブ H）



下部コイルハウジング最高温度



ピストン部最高温度

第 9 図 解析結果（温度条件②）

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響（1/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）	入力値に含まれる。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。
	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル） 溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）	TMI事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認した。	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORAX実験についての再現性を確認している。 炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、重大事故等対処設備を含む全ての原子炉への注水機能が喪失することで原子炉圧力容器破損に至ることを想定しており、最初の実施すべき操作は原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の長さの20%上の位置に到達した時点の原子炉減圧操作であり、また、燃料被覆管温度等を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORAX実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間への感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の長さの20%上の位置に到達した時点で運転員等操作による原子炉急速減圧によって速やかに原子炉圧力を2.0MPa[gage]以下に低減し、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力を2.0MPa[gage]以下に維持しているため、運転員等操作時間に与える影響はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	燃料棒表面熱伝達		CORAX実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。		
	燃料被覆管酸化		炉心ヒートアップ速度の増加（被覆管酸化の促進）を想定し、仮想的な厳しい振幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した。		
	燃料被覆管変形		・TQV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融の開始時刻への影響は小さい ・炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時刻は、ほぼ変化しない		
	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）	TQVシーケンス及び中小破断LOCAシーケンスに対して、MAAPコードとSAFERコードの比較を行い、以下の傾向を確認した。	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。このため、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達する時間が早まる可能性があるが、数分程度の差違であることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。このため、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達する時間が早まる可能性があるが、数分程度の差違であり、原子炉急速減圧操作後に原子炉圧力は速やかに低下することから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
気液分離（水位変化）・対向流	・MAAPコードではSAFERコードで考慮しているCCFLを取り扱っていないことから、水位変化に差異が生じたものの水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による燃料有効長燃料有効長頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である				
原子炉圧力容器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力容器モデル（破断流モデル）	逃がし安全弁からの流量は、設計値に基づいて計算される。	逃がし安全弁からの流量は、設計に基づいて流量が計算されていることから不確かさは小さい。このため、事象進展に与える影響はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	逃がし安全弁からの流量は、設計に基づいて計算されていることから不確かさは小さい。このため、原子炉急速減圧操作後の原子炉圧力の低下挙動に対する影響はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

添付 3.2.7-1

添付資料 3.2.7

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル(リロケーション)	TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認した リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した ・TQV、大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器破損時刻への影響が小さいことを確認した	溶融炉心の挙動モデルは TMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、リロケーション及び構造材との熱伝達を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	溶融炉心の挙動モデルは TMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により炉心溶融時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器が破損する前に、十分な時間余裕をもって手動減圧により原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下に維持していることから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	構造材との熱伝達				
原子炉圧力容器(炉心損傷後)	原子炉圧力容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル(下部プレナムでの溶融炉心挙動)	原子炉圧力容器内 FCI に影響する項目として溶融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。	下部プレナムでの溶融炉心の挙動に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内 FCI を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	下部プレナムでの溶融炉心の挙動に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器が破損する前に、十分な時間余裕をもって手動減圧により原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下に維持していることから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)				
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達				
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル(原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータとした感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約 13 分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における影響は十分小さいと判断される。	制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている操作として常設低圧代替注水ポンプを用いた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があるが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約 4.5 時間後)に対して早まる時間はわずかであり、また、原子炉圧力容器下鏡部温度が 300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知することから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約 4.5 時間後)に対して早まる時間はわずかであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(1/4)

項目		解析条件(初期条件,事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
		解析条件	最確条件			
初期条件	原子炉熱出力	3,293MW	約3,279MW～約3,293MW(実績値)	定格熱出力を設定	最確条件とした場合は、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の運転員等操作時間への影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。	最確条件とした場合は、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の評価項目となるパラメータに与える影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。
	原子炉圧力	6.93MPa[gage]	約6.91MPa[gage]～約6.94MPa[gage](実績値)	定格圧力を設定	最確条件とした場合は、運転中の圧力変動により解析条件に対して変動を与え得るが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に及ぼす影響はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、運転中の圧力変動により解析条件に対して変動を与え得るが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に及ぼす影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	原子炉水位	通常運転水位(セパレータスカート下端から+126cm)	通常運転水位(セパレータスカート下端から約+122cm～約+132cm)(実績値)	通常運転水位を設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、原子炉スクラム10分後までの崩壊熱による原子炉水位の低下量は、高圧が維持された状態でも通常運転水位から約2mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、原子炉スクラム10分後までの崩壊熱による原子炉水位の低下量は、高圧が維持された状態でも通常運転水位から約2mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	炉心流量	48,300t/h(定格流量(100%))	定格流量の約86%～約104%(実績値)	定格流量を設定	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に及ぼす影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に及ぼす影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	燃料	9×9燃料(A型)	装荷炉心ごと	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)は、熱水力的な特性はほぼ同等であり、その他の核的特性等の違いは燃料棒最大線出力密度の保守性に包含されることから、代表的に9×9燃料(A型)を設定	最確条件とした場合は、9×9燃料のA型又はB型の炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、9×9燃料のA型又はB型の炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度33GWd/t	燃焼度33GWd/t以下(実績値)	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定	最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉水位の低下は緩和されるが、操作手順(原子炉水位に応じて急速減圧を実施すること)に代わりはならないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉水位の低下は緩和され、原子炉急速減圧操作の開始が遅くなるが、原子炉圧力容器破損も遅くなり、原子炉急速減圧操作開始後に原子炉圧力は速やかに低下することから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	格納容器体積(ドライウエル)	5,700m ³	5,700m ³ (設計値)	設計値を設定	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	格納容器体積(サブプレッション・チェンバ)	空間部:4,100m ³ 液相部:3,300m ³	空間部:約4,092m ³ ～約4,058m ³ 液相部:約3,308m ³ ～約3,342m ³ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる少なめの水量として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定		

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/4)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
初期条件	サブプレッション・プール水位	6.983m (通常運転水位 -4.7cm)	約7.000m~ 約7.070m (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる低めの水位として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	サブプレッション・プール水温	32℃	約15℃~約32℃ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定。	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	格納容器圧力	5kPa[gage]	約2.2~約4.7 kPa[gage] (実績値)	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定。	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	ドライウエル雰囲気温度	57℃	約25℃~約58℃ (実績値)	ドライウエル内ガス冷却装置の設計温度を設定。	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	真空破壊装置	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧)	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧)	真空破壊装置の設定値	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	外部水源の温度	35℃	35℃以下	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定	本シナリオは原子炉圧力容器内挙動を対象としていることから、格納容器側の条件による直接的な影響はない。
	外部水源の容量	約9,300m ³	9,300m ³ 以上 (淡水貯水池+代替淡水貯槽)	淡水貯水池及び代替淡水貯槽の管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており、水源は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。
燃料の容量	約1,010kL	1,010kL以上 (軽油貯蔵タンク+可搬型設備用軽油タンク)	軽油貯蔵タンク及び可搬型設備用軽油タンクの管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており、燃料は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。	

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(3/4)

項目	解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
事故条件	起回事象	給水流量の全喪失	—	原子炉水位の低下の観点で厳しい事象を設定	起回事象として, 原子炉水位の低下の観点でより厳しい事象である LOCA 等の原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失を仮定した場合は, 減圧操作が不要となる。
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高圧注水機能及び低圧注水機能の喪失 原子炉圧力容器破損前の重大事故等対処設備による原子炉注水機能の喪失	—	全ての非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し設定 高圧注水機能として高圧炉心スプレー系及び原子炉隔離時冷却系, 低圧注水機能として低圧炉心スプレー系及び残留熱除去系(低圧注水系)の機能喪失を設定 原子炉圧力容器破損前において, 重大事故等対処設備である低圧代替注水系(常設)及び代替循環冷却系の機能喪失を設定	—
	外部電源	外部電源なし	—	運転員の対応を厳しく見積もる観点から外部電源なしを設定 ただし, 原子炉スクラムについては, 外部電源ありの場合を包括する条件として, 機器条件に示すとおり設定している。	—
	高温ガスによる配管等のクリーブ破損や漏えい等	考慮しない	発生する可能性は否定できない	原子炉圧力を厳しく評価するものとして設定	福島第一原子力発電所の事故に対する炉心・格納容器の状態の推定の評価において, 炉内核計装配管のドライチューブ, 逃がし安全弁のフランジガスケット部等からの気相漏えいの可能性について言及されている。本仮定を本シナリオに対して考慮した場合, 原子炉圧力を減圧させることとなるため, 減圧の規模によっては原子炉減圧操作をしなければ, 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱を回避する可能性がある。事象進展に与える影響としては, 気相部漏えいは原子炉水位が燃料有効長燃料有効長頂部(TAF)を十分下回った以降の炉心ヒートアップによる影響と推定でき, 本シナリオでは原子炉水位が燃料有効長燃料有効長底部(BAF)+20%位置にて減圧操作を実施することから考えると, 事象進展に与える影響は小さいことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。

添付 3.2.7-5

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(4/4)

項目		解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
		解析条件	最確条件			
機器条件	原子炉スクラム	原子炉水位低(レベル3)信号	タービン蒸気加減弁急速閉信号又は原子炉保護系電源喪失	原子炉水位低下を厳しくする観点で, 外部電源喪失に伴うタービン蒸気加減弁急閉及び原子炉保護系電源喪失による原子炉スクラムについては保守的に考慮せず, 原子炉水位低(レベル3)による原子炉スクラムを設定	最確条件とした場合には, 原子炉熱出力の低下が早くなるため, 発生する蒸気量は少なくなることから, 原子炉水位低下は緩和されるが, 操作手順(原子炉水位に応じて急速減圧を実施すること)に変わりはないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合には, 原子炉熱出力の低下が早くなるため, 発生する水蒸気量は少なくなり, 原子炉水位の低下は緩和され, 原子炉急速減圧操作の開始が遅くなるが, 原子炉压力容器破損も遅くなり, 原子炉急速減圧操作開始後に原子炉圧力は速やかに低下することから, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	逃がし安全弁	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/弁	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/弁 (設計値)	逃がし安全弁の安全弁機能の設計値を設定 なお, 安全弁機能は逃がし弁機能に比べて原子炉圧力が高めに維持され, 原子炉減圧操作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ため, 評価項目に対して厳しい条件となる	解析条件と最確条件は同様であり, 事象進展に影響はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であり, 事象進展に影響はないことから, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。
		逃がし安全弁(自動減圧機能)の2弁開による原子炉急速減圧	逃がし安全弁(自動減圧機能)の2弁開による原子炉急速減圧	逃がし安全弁の設計値に基づく蒸気流量及び原子炉圧力の関係から設定	解析条件と最確条件は同様であり, 事象進展に影響はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であり, 事象進展に影響はないことから, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	代替循環冷却系	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	格納容器圧力及び雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量及び溶融炉心の冷却に必要な注水量を考慮して設定	本シナリオは原子炉压力容器内挙動を対象としていることから, 格納容器側の条件による直接的な影響はない。	本シナリオは原子炉压力容器内挙動を対象としていることから, 格納容器側の条件による直接的な影響はない。

第3表 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕(1/3)

項目		解析条件（操作条件）の不確かさ		操作の不確かさ要因	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等
		解析条件	条件設定の考え方					
操作条件	原子炉急速減圧操作	原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点（事象発生から約39分後）	炉心損傷後の酸化反応の影響緩和を考慮し設定	<p>【認知】 操作開始時間に到達するのは事象発生から約39分後であり、原子炉水位は事故時の重要監視パラメータとして継続監視しているため、認知に大幅な時間遅れを生じることとは考えにくく、認知遅れによる操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【他の並列操作有無】 当該操作に対応する運転員に他の並列操作はなく、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達するまでには事象発生から約39分の時間余裕があり、また、原子炉急速減圧操作は原子炉水位の低下傾向を監視しながらあらかじめ準備が可能であり、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であるため、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。	実態の操作時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	原子炉急速減圧操作については、原子炉压力容器破損までに完了する必要があり、原子炉压力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間後であり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。	中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達後、1分で逃がし安全弁（自動減圧機能）の2弁開による減圧操作を開始。想定で意図している運転操作が実施可能なことを確認した。
	緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系による海水通水操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作	事象発生90分後	操作所要時間を踏まえて設定	<p>【認知】 中央制御室にて外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機の非常用高圧系統の電源回復ができない場合、早期の電源回復不可と判断し、これにより緊急用海水系の起動準備を開始する手順としている。そのため、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 中央制御室における操作は、ポンプ起動、系統構成にかかる時間として緊急用海水系の起動に20分、代替循環冷却系の起動に35分を想定しており、操作時間に余裕を確保している。</p> <p>【他の並列操作有無】 並列操作はなく、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系運転は事象発生90分後に開始することとしているが、時間余裕を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。また、本操作の操作開始時間は、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系の運転開始時間も早まることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。	緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。	緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系及び代替循環冷却系による格納容器除熱開始までの時間は事象発生から90分あり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、原子炉压力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約4.5時間であり、約3時間以上の余裕があることから、時間余裕がある。	中央制御室における操作のため、シミュレータ（模擬操作含む。）にて訓練実績を取得。訓練では緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系起動に約16分。代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系起動に約27分。想定している範囲内で意図している運転操作が実施可能であることを確認した。

添付 3.2.7-7

第3表 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕 (2/3)

項目	解析条件 (操作条件) の不確かさ		操作の不確かさ要因	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等
	解析条件	条件設定の考え方					
操作条件 常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系 (常設) による格納容器冷却操作	原子炉圧力容器破損から6分後 (約4.6時間後)	ベDESTAL (ドライウエル部) への注水に伴う格納容器雰囲気温度上昇の影響緩和を考慮して設定	<p>【認知】 ベDESTAL (ドライウエル部) への注水は、原子炉圧力容器の破損を判断した時点で開始するが、原子炉圧力容器の破損は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断するものであり、解析上の認知にかかる時間としては5分を想定している。格納容器下部水温は破損兆候の検知によって継続監視するパラメータであり、温度上昇又は指示値喪失による原子炉圧力容器破損の判断は速やかに実施できるものであるため、認知に大幅な遅れが生じることは考えにくい。よって、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 中央制御室内における格納容器冷却は、注入弁1弁の開操作による注水であり、操作装置のタッチによる操作のため1操作に1分間を想定している。当該操作は、操作装置のタッチによる簡易な操作のため、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【他の並列操作有無】 当該操作に対応する運転員に他の並列操作はなく、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、溶融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系 (常設) による格納容器冷却は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断し、格納容器冷却を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件 (操作条件を除く) の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。</p> <p>また、格納容器冷却操作によって格納容器圧力が低下傾向となった場合、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却操作を停止し、格納容器圧力が0.465MPa[gage]に到達した場合はドライウエル雰囲気温度が17℃に到達した場合は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器圧力及び温度制御操作を開始する。当該操作開始時間は、解析上の想定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。また、中央制御室で行う操作であり、他の操作との重複もないことから、他の操作に与える影響はない。 (添付資料3.2.2)</p>	<p>実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間後であり、また、溶融炉心落下後にベDESTAL (ドライウエル部) 注水が行われなかった場合でも、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するまでには約0.3時間の時間余裕がある。(添付資料3.2.11)</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、条件成立を前提として約1分間で常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系 (常設) による格納容器冷却を開始。想定で意図している運転操作が実施可能なことを確認した。</p>

添付 3.2.7-8

第3表 運転員等操作時間に与える影響，評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕（3/3）

項目	解析条件（操作条件）の不確かさ		操作の不確かさ要因	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等
	解析条件	条件設定の考え方					
操作条件	常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作	原子炉圧力容器破損から7分後（約4.6時間後）	<p>炉心損傷後の原子炉圧力容器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て設定</p>	<p>原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、溶融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるベデスタル（ドライウエル部）への注水は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断し、注水を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。 （添付資料3.2.2）</p>	<p>実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間後であり、また、溶融炉心落下後にベデスタル（ドライウエル部）注水が行われなかった場合でも、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するまでには約0.3時間の時間余裕がある。（添付資料3.2.11）</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、条件成立を前提として約1分間で常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による注水を開始。想定で意図している運転操作が実施可能なことを確認した。</p>

添付 3.2.7-9

7 日間における水源の対応について
(高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)

1. 水源に関する評価

① 淡水源 (有効水量)

- ・ 代替淡水貯槽 : 約 4,300m³
- ・ 北側淡水池 : 約 2,500m³
- ・ 高所淡水池 : 約 2,500m³

2. 水使用パターン

① 代替格納容器スプレイ冷却系 (常設) による格納容器冷却

原子炉圧力容器破損後、代替淡水貯槽を水源とした常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系 (常設) による格納容器スプレイを実施する。格納容器圧力が低下傾向に転じた後は、格納容器圧力 465kPa[gage]到達でスプレイ開始、400kPa[gage]で停止の操作を継続する。

② 格納容器下部注水系 (常設) によるペDESTAL (ドライウエル部) 注水

原子炉圧力容器破損後、代替淡水貯槽を水源とした常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系 (常設) によるペDESTAL (ドライウエル部) 注水を実施する。その後、ペDESTAL (ドライウエル部) に落下した溶融炉心を冠水維持させるため、格納容器下部水位 2.25m 以下でペDESTAL (ドライウエル部) 注水を開始、2.75m 到達で停止の操作を継続する。

3. 時間評価

常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び格納容器下部注水系（常設）の使用により代替淡水貯槽の水量は減少するが，中長期的には，代替循環冷却系ポンプを用いた原子炉注水及び格納容器除熱のみとし，常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器スプレイ等を停止するため，代替淡水貯槽の水量の減少は停止する。

この間の代替淡水貯槽の使用水量は合計約●m³である。

【追而】

第1図 外部水源による積算注水量

（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

4. 水源評価結果

時間評価の結果から，7日間の対応において合計約●m³の水が必要となる。適宜水源への補給は行うものの，代替淡水貯槽の有効水

量は約 4,300m³であることから、補給を考慮しない場合でも枯渇することなく注水を継続することが可能である。

7 日間における燃料の対応について
 (高圧溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱)

事象: 保守的に全ての設備が, 事象発生直後から燃料を消費するものとして評価する。

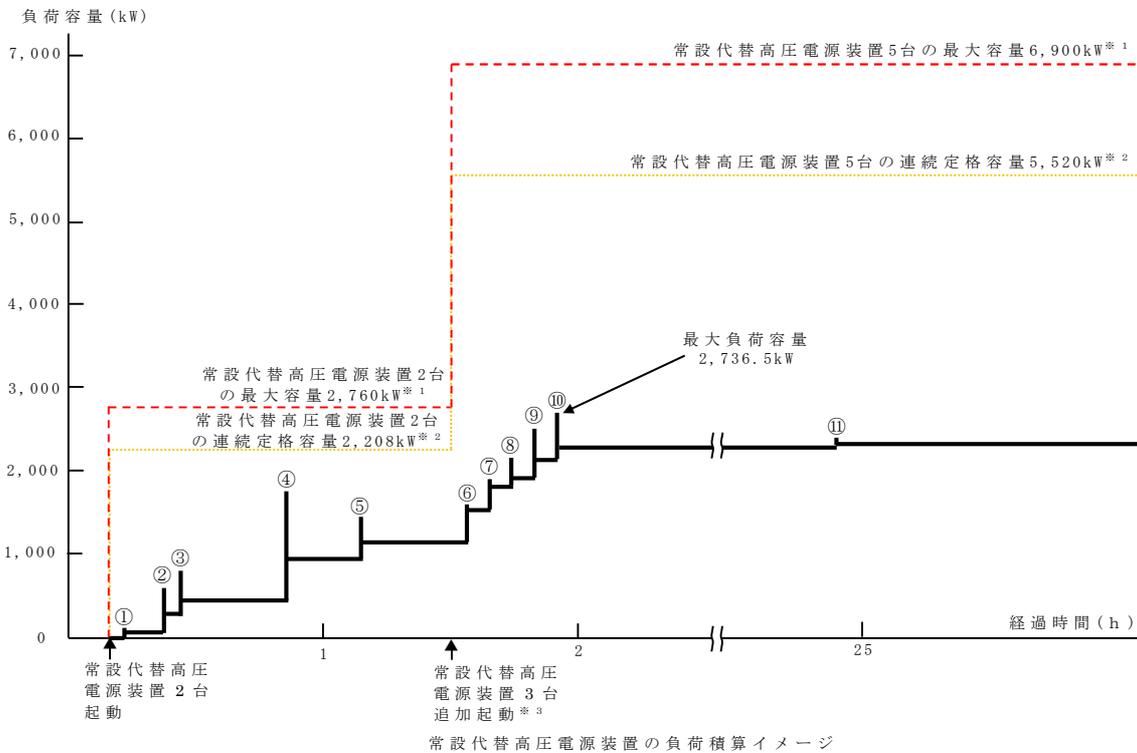
時系列	合計	判定
常設代替高圧電源装置 5 台起動 (燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定) $420.0\text{L/h}(\text{燃料消費率}) \times 168\text{h}(\text{運転時間}) \times 5 \text{台}(\text{運転台数})$ = 約 352.8kL	7 日間の軽油消費量 約 352.8kL	軽油貯蔵タンクの容量は約 800kL であり, 7 日間対応可能
可搬型代替注水大型ポンプ 1 台起動 (代替淡水貯槽給水) $218\text{L/h}(\text{燃料消費率}) \times 168\text{h}(\text{運転時間}) \times 1 \text{台}(\text{運転台数})$ = 約 36.6kL	7 日間の軽油消費量 約 36.6kL	可搬型設備用軽油タンクの容量は約 210kL であり, 7 日間対応可能

常設代替交流電源設備の負荷
(高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)

主要負荷リスト

【電源設備：常設代替高圧電源装置】

起動順序	主要機器名称	負荷容量 (kW)	負荷起動時の最大負荷容量 (kW)	定常時の連続運転負荷容量 (kW)
①	緊急用母線自動起動負荷 ・緊急用直流125V充電器盤 ・その他負荷	24.0 35.6	124.3	59.6
②	常設低圧代替注水系ポンプ	190.0	544.0	249.6
③	常設低圧代替注水系ポンプ	190.0	734.0	439.6
④	緊急用海水ポンプ その他	510.0 10.0	1,775.8	959.6
⑤	代替循環冷却系ポンプ	190.0	1,444.0	1,149.6
⑥	非常用母線2C自動起動負荷 ・直流125V充電器盤2A ・非常用照明 ・120V AC計装用電源2A ・その他負荷	47.1 89.0 28.6 224.5	1,585.9	1,538.8
⑦	非常用母線2D自動起動負荷 ・直流125V充電器盤2B ・非常用照明 ・120V AC計装用電源2B ・その他負荷	35.9 71.2 102.1 103.9	1,875.8	1,851.9
⑧	非常用ガス再循環系ファン 非常用ガス処理系ファン その他負荷 停止負荷	55.0 7.5 78.7 -54.3	2,156.4	1,938.8
⑨	中央制御室空調ファン 中央制御室非常用循環ファン その他負荷	45.1 7.5 165.1	2,518.7	2,156.5
⑩	蓄電池室排気ファン その他負荷	7.5 153.0	2,736.5	2,317.0
⑪	代替燃料プール冷却系ポンプ	22.0	2,396.5	2,339.0



※1：常設代替高圧電源装置定格出力運転時の容量（1,380kW×運転台数＝最大容量）
 ※2：常設代替高圧電源装置定格出力運転時の80%の容量（1,380kW×0.8×運転台数＝連続定格容量）
 ※3：非常用母線の負荷への給電に伴い、負荷容量が増加するため、常設代替高圧電源装置を3台追加起動する

原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について

1. はじめに

原子炉圧力容器（以下、本資料において「R P V」という。）破損により落下した溶融炉心（以下、本資料において「デブリ」という。）は事前に水張りされていたペDESTAL（ドライウェル部）の水中に落下し、冠水する。その後、R P V破損から7分後に格納容器下部注水系（常設）を用いた格納容器下部注水を実施することとしているが、7分間に水が蒸発することから、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、ポロシティが冠水状態に与える影響についても評価した。

2. 評価対象事故シーケンス

R P V破損する有効性評価の評価事故シーケンスとして、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定している。ここでは、有効性評価のベースケースとなる過渡事象について、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、起因事象をL O C Aとした場合には事象進展が異なることから、R P V破損時間が早くなる大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という）についても、同様にデブリの冠水状態の評価を実施する。

3. デブリ冠水評価

デブリの堆積形状を第1図に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ H_{debri} は式(1)で評価する。

$$H_{\text{debri}} = (V_m \times (1 - \Phi_{\text{ent}}) + V_s + V_m \times \Phi_{\text{ent}} \div (1 - P)) \div S_{fz} \quad (1)$$

V_n : 溶融物体積 [約 36m^3]

V_s : ペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物体積 [約 4m^3] (別添 1 参照)

Φ_{ent} : R i c o u - S p a l d i n g 相関式に基づく粒子化割合 [0.171]

(別添 2 参照)

P : ポロシティ [0.5] P U L i M S 実験の知見 (0.29~0.37) から保守的に設定

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積

また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ について式 (2) で評価する。ここで、デブリ堆積範囲より上の領域にはコリウムシールドが敷設されていないものとする。

$$H_{pool-ent} = (H_{pool} - (V_n \times \Phi_{ent} \div (1-P) \times P \div S_{fz})) \times (S_{fz} / S_f) \quad (2)$$

H_{pool} : 水プール初期水深 [1m]

S_f : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積

式 (1) からデブリ堆積高さ H_{debris} は約 1.70m となる。また、式 (2) から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約 0.69m となる。

MAAPコードを用いた有効性評価の結果 (デブリから水プールへの限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ (圧力依存性あり) と設定) から、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水開始までの7分間におけるペDESTAL (ドライウエル部) 水プールの水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.37m、LOCA事象の場合は約 0.48m であり、デブリの冠水は維持される。なお、RPV破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約 19分間、LOCA事象の場合で約 14分間であることから、格納容器下部注水の開始が遅れた

場合でも一定時間冠水維持することが可能である。

4. ポロシティが冠水評価に与える影響

水位低下量評価にポロシティの効果を考慮していないことから、その影響を評価した。

粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束に関する相関式である $Lipin - 0.5k_i - 0.5D$ モデルでは、ポロシティの増加によってドライアウト熱流束が上昇する結果が得られており、第2図においてポロシティ0.48の場合、ドライアウト熱流束は、約 $3,300\text{kW}/\text{m}^2$ となる。これは、水位低下量評価で、デブリから水プールへの熱流束として設定している $800\text{kW}/\text{m}^2$ と比較して大きな値となるが、ポロシティを形成するデブリの粒子化割合は約17%と小さく、粒子化したデブリはクエンチしていることから、ポロシティによるドライアウト熱流束増加の影響は小さい。

よって、ポロシティを考慮しても水位低下量評価への影響は小さく、冠水評価に影響はない。

5. デブリ堆積形状の不確かさ評価（別添3参照）

水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する(第3図)。

PULiMS実験において確認されたデブリ堆積高さと同様距離のアスペクト比を適用してデブリ堆積形状を山状と想定し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなり、露出までの水深が低くなる場合の評価を実施した結果、水プール水位は約0.52mとなった。水プールとの接触面積増加の影響を考慮した場合における水位低下量は、過渡事象の場合は約0.38m、LOC

A事象の場合は約 0.49m であり, デブリの冠水が維持されることを確認した。

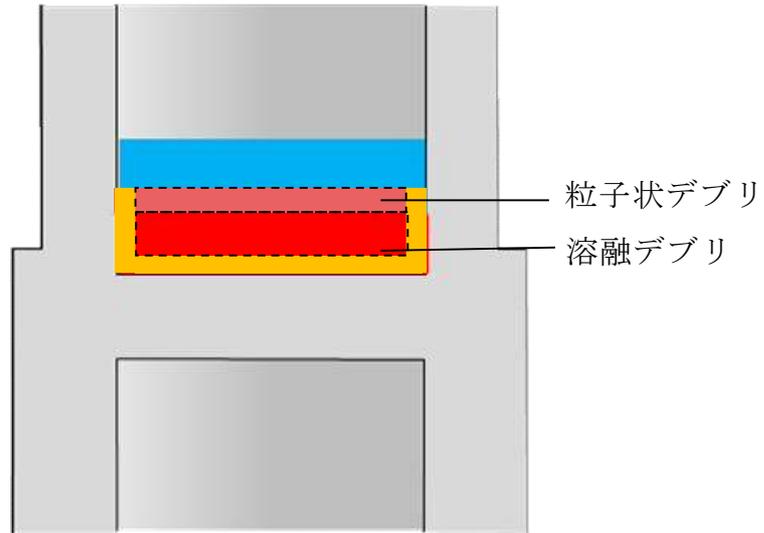
6. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価 (別添 4 参照)

ペDESTAL (ドライウェル部) 内に設置された機器ドレンサンプは, デブリ落下時には溶融しデブリに取り込まれることで溶融デブリとして堆積すると考えられる。ここでは, 機器ドレンサンプが溶融しないと仮定した場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する。

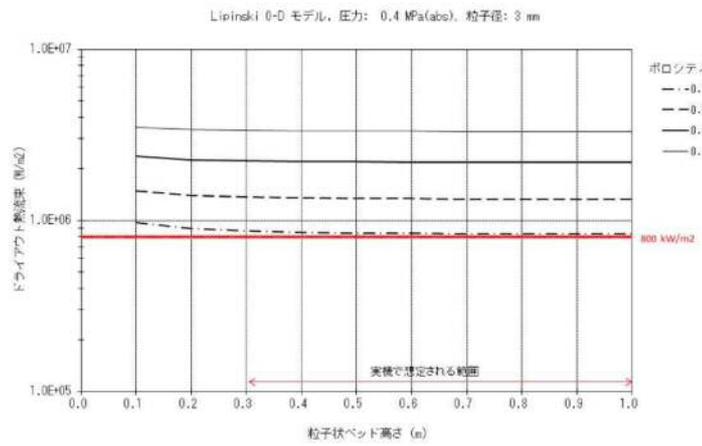
新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果, 水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は, 過渡事象の場合は約 0.37m, L O C A 事象の場合は約 0.48m であり, デブリの冠水が維持されることを確認した。

7. まとめ

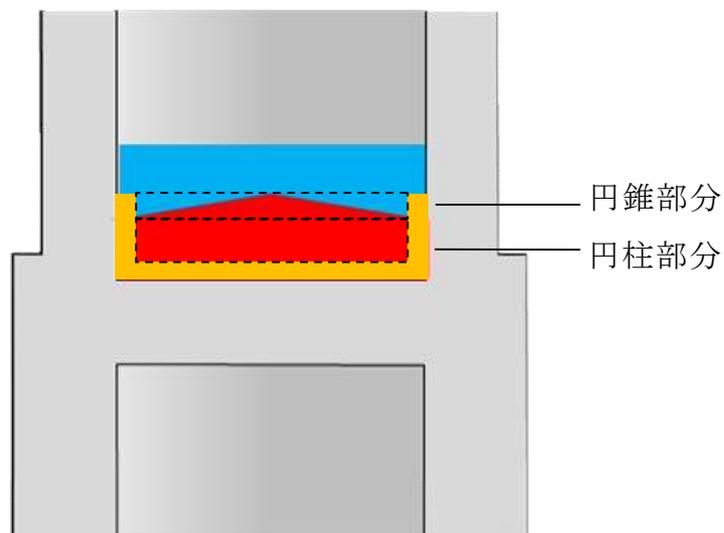
以上の評価から, 過渡事象及び L O C A 事象いずれにおいても, R P V 破損から 7 分の間において, デブリの冠水状態が維持されることを確認した。



第1図 デブリ堆積形状



第2図 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係



第3図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

・デブリとして考慮するペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては、第1表及び第2表に示すペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物の総体積を保守的に 4m^3 として考慮した。

第1表 デブリとして考慮したペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物 (既設)

構造物	体積 [m^3]	外観図
ターンテーブル (溶融炉心の落下部及びその周囲のみが溶融しデブリに加わると考えられるため、評価においては一辺1mの正方形の範囲が溶融すると想定)		
制御棒駆動機構 ハウジング (9本)		
制御棒駆動機構 (9本)		
制御棒駆動機構ハウジング サポート (ターンテーブルと同様に、一辺1mの正方形の範囲が溶融すると想定)		
その他 (ケーブル、サポート、配管等の構造物)		
合計		

第2表 デブリとして考慮したペDESTAL(ドライウエル部)内構造物(新設)

構造物	体積 [m ³]
格納容器下部水位計	
格納容器下部水温計	
格納容器下部雰囲気温度計	
機器ドレンサンプ(配管等含む)	
床ドレンサンプ配管等	
コリウムシールド支持構造物(ライナ含む)	
合計	

※ 第1表に記載の既設分との合計値は [] であるが、新設分の設計の進捗による物量増加等を考慮し、本評価上は合計 4m³とする。

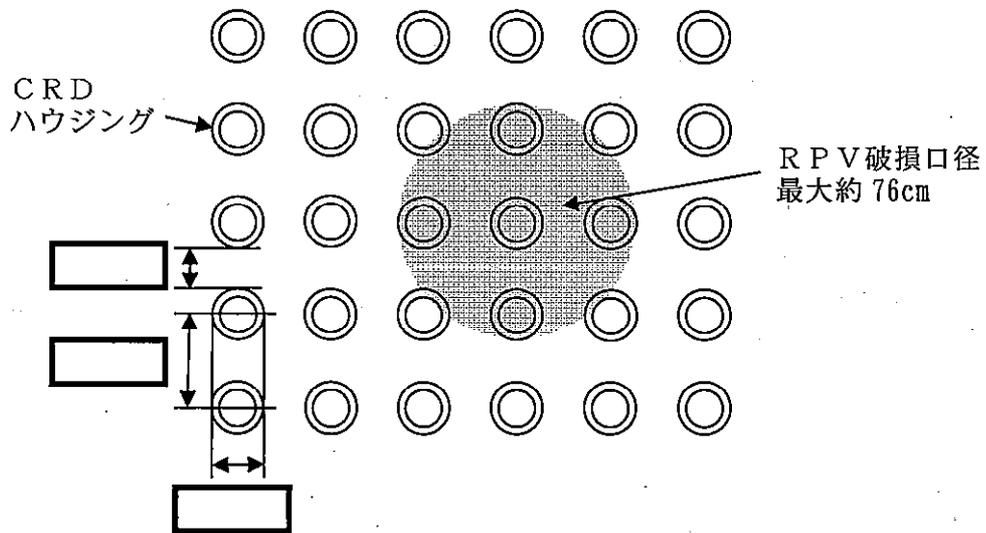
制御棒駆動機構(以下、本資料において「CRD」という。)及びCRDハウジングの破損本数としては、MAAP解析においてRPV底部の破損後にアブレーションにより拡がる最大の破損口径:約76cmに含まれる本数9本を考慮している(第1図)。また、ターンテーブル及びCRDハウジングサポートについては、アブレーションにより拡がる最大の破損口径:約76cmを包絡する範囲として、一辺1mの正方形の範囲を考慮している。

ここで、第2図及び第3図に示すとおり、CRDハウジングサポートは、ペDESTAL内側の鋼板に固定された上部サポートビームにハンガーロッド等を介し、グリッドプレートを接続した構造によりCRDハウジングの逸出を防止する設計となっているため、RPV破損時に現実的には逸出は考えにくい構造と

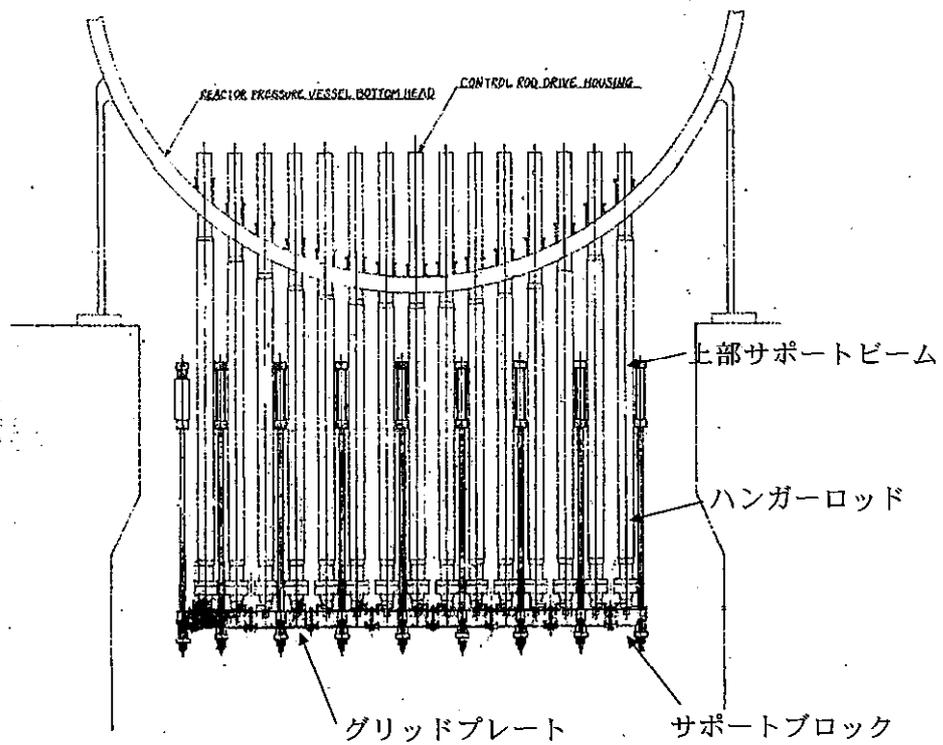
なっている。このため、現実的なR P V破損時のデブリ流出箇所としては、C R DハウジングとR P V下鏡板との間の溶接部に生じる間隙が考えられる。以上を考慮すると、R P V破損時は上記溶接部からデブリが流出し、アブレーションにより口径が徐々に広がる状況になると考えられる。また、R P V下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム部のデブリ深さの減少を踏まえると、C R Dから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。一方、本評価では、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートの全てが溶融（例えば、第1図の破損口の外側付近に一部が入る4本のC R Dハウジングが全て溶けると想定）するものと想定している。

また、M A A Pに適用されているアブレーションモデルは、サンディア国立研究所において実施された、鋼製容器及びアルミナ混合物を用いたH I P S実験で得られたデータと良好に一致することが確認されている（第3表）。

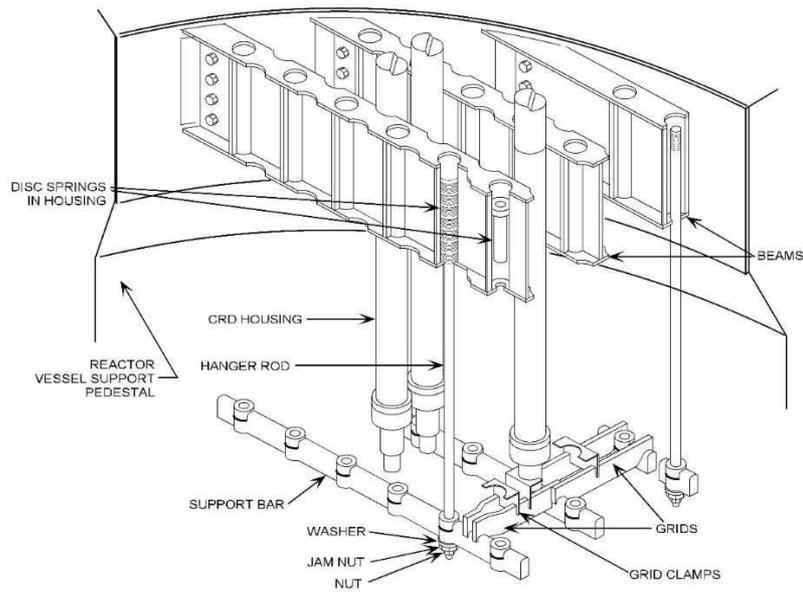
したがって、アブレーションによるR P V破損口径の拡大を考慮したC R Dハウジング等のデブリ体積の評価についても、保守性を有していると考えられる。



第1図 CRD配置とRPV破損口径の関係



第2図 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造



第3図 CRDハウジングサポート構造俯瞰図 (参考) [1]

第3表 HIPS実験結果とアブレーションモデルの評価結果 [2]

Table I
Comparison of Hole Ablation Models With Experiment Data

Test	ΔP (MPa)	d_0 (cm)	L (cm)	Observed D_f (cm)	Current Model D_f (cm)	ZPSS Model D_f (cm)
HIPS-1J	9.69	2.54	2.54	5.08 ^a	5.08	4.78
HIPS-2C	11.7	2.54	2.54	5.5-7	6.40	4.76
HIPS-3J	4.85	2.54	5.08	6-7	6.32	4.87

a) Ablation limited by a graphite shield

[1]General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11

[2]Pilch, M., and Tarbell, W. W., 1985, High Pressure Ejection of Melt from a Reactor Pressure Vessel, The Discharge Phase. NUREG/CR-4383 (SAND85-0012). September.

粒子化割合の算出

粒子化割合は以下のR i c o u - S p a l d i n g 相関式により求めた。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2}$$

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$$

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デブリジェット径 [m]

$d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径 [m]

ρ_{dj} : デブリジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

評価条件は以下のとおり。

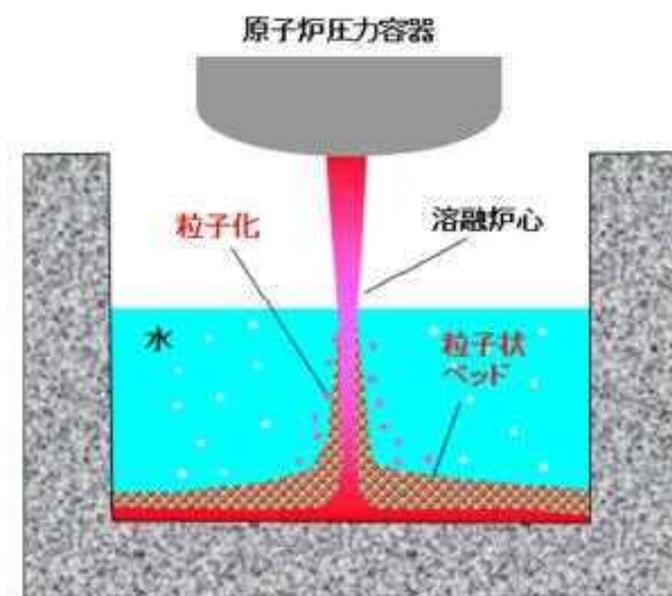
項目	設定値	設定根拠
プール水深	1m	ペDESTAL (ドライウエル部) 水位
デブリジェット密度	<input type="text"/>	MAAP 計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	CRD案内管径
エントレインメント係数	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最確値

以上により評価した結果、粒子化割合は約 17.1%となる。

デブリの拡がりに関する不確かさについて

1. はじめに

事前水張りされたペDESTAL（ドライウエル部）のプール水中に落下するデブリは、一部が粒子化した後に固化し、残りが溶融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり、固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（第1図）。このようなデブリの拡がりにおいて、溶融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。



第1図 ペDESTAL（ドライウエル部）におけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 溶融物

PUL i MS実験では、水中での溶融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案さ

れている。PUL i M S実験結果を元に妥当性が確認されているスケーリング則に、BWRの溶融炉心落下条件を適用して、水中での溶融物の拡がり距離を評価すると、約18mとなる（重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて（以下、「解析コード資料」という。） 付録4(5)b参照）。コリウムシールドを設置した場合のペDESTAL半径が□であることを考慮すると、溶融炉心は床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きいことによるものと考えられる。PUL i M S実験条件と実機条件を比較した場合、以下の観点から実機条件の方が拡がりが促進されると考えられる（第1表）。

- ・溶融物重量のPUL i M S／実機値に対して冷却材重量のPUL i M S／実機値は大きく、実機条件では相対的に溶融物量が多くなる
- ・溶融物過熱度及び比熱は実機条件の方が高く、実機条件の方がデブリが固化しにくいと考えられる。
- ・実機において溶融物は崩壊熱によって継続的な加熱がある
- ・サブクール度については実機条件の方が高いが、溶融物落下後にはサブクール度がすぐに低下することから、拡がりに対する影響は小さいと考えられる
- ・水深／ブレイクアップ長さについては、実機において水中でより細粒化しにくい傾向であり、溶融物の着床時の温度は高い傾向となることから、床面上での拡がりにおいても拡がり易い傾向となる。
- ・溶融物密度は実機条件の方が大きく、慣性による拡がり効果が大きい
- ・粘性係数については、実験と同程度か小さいものと考えられ、実機条件ではより拡がり易いと考えられる。
- ・表面張力については不確かさが大きいパラメータであるが、表面張力

が大きいほど床面上を広がりにくくなる一方で、床面到達までの細粒化に伴う冷却・固化が生じにくいため、床面での熔融物温度が高めになり広がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が広がりを与える影響は小さいと考えられる。

- ・ 輻射率については、特に実験データの不確かさ幅が大きく実験条件と実機条件の大小関係が明確ではないが、熔融物から冷却材への伝熱量と比較すると輻射の影響は相対的に小さいと考えられることから、広がり挙動に与える影響は小さいと考えられる。
- ・ 床面熱伝達については、実機では床スラブの形状変更に合わせてペDESTAL床表面にSUS製ライナを設置することで実験と同じ材質となるため床面熱伝達量は同等であり、また、実機解析から熔融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから、床面熱伝達が広がり挙動に与える影響はない。なお、表面のSUS製ライナが熔融した場合には ZrO_2 上での広がりとなるが、熔融物広がりに関わる実験では、床の材質の差異（種々のセラミック、コンクリート）によらず同様な広がり挙動になることが確認されており、 ZrO_2 の場合でも広がり挙動に差異はないものと考えられる（別紙1参照）。

したがって、熔融物の広がり距離については、熔融物の広がりに影響する因子のうち、主に熔融炉心落下流量が大きいことにより、不確かさを考慮しても実機条件ではより広がり易く、床全面に広がるものと想定される。

第1表 PULiMS実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	熔融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	-
	熔融物重量 [kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	液相線温度 [K]		1,143	-
	固相線温度 [K]		1,143	-
	熔融物過熱度 [K]		約 70	
	比熱 [J/kg/K]		250~310	
	崩壊熱	あり	なし	-
	冷却材重量 [kg]	約 27×10 ³	約 40	約 1.5×10 ⁻³
	サブクール度 [K]		約 23	
	熔融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイク アップ長さ*) ※Taylor 関連式	約 0.08~約 0.23	0.35
熔融物床面上挙動	熔融物密度 [kg/m ³]		7,811	
	粘性係数 [Pa・s]	0.004	0.003~0.03	約 0.75~7.5
	表面張力 [N/m]		0.2~0.6	
	輻射率 [-]		0.4~1.0	
	床面熱伝達	ZrO ₂ (SUS 製ライナ)	SUS 材	-

(2) 粒子状ベッド

ANLで実施されたセルフベリング実験では、粒子状ベッド内の沸騰による粒子の吹き上げと再堆積によるセルフベリング効果により、2~3分程度で堆積厚さが均一化されている（解析コード資料 付録4(4)参照）。

PDS実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙動の観察を行っている（別紙2参照）。均一化に係る時間は、デブリ密度、ポロシティ、拡がり面積に加え、粒子状ベッドを流れる空気又は蒸

気の気相流体速度に依存することが示されており、気相流体速度が相対的に小さいPDS-E実験では粒子状ベッドの均一化に要する時間が数分～数十分であるが、気相流体速度がより大きいPDS-C実験では数秒～数十秒と早く均一化が進むことが確認されている。実機においては、デブリが落下した直後は高温のデブリから急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分速いものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと考えられる。

したがって、粒子状デブリベッドの堆積形状については、崩壊熱を発生するデブリ粒子では、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベリング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短期間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはないものと考えられるが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施する観点から、PULiMS実験において確認されたデブリ堆積高さと同様拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。PULiMS実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッド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。

(1) アスペクト比

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

(第2図, 第2表)。アスペクト比としては1:18~1:14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 (ドライウェル部) 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。

第2表 PULiMS実験条件と結果

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	Bi 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.

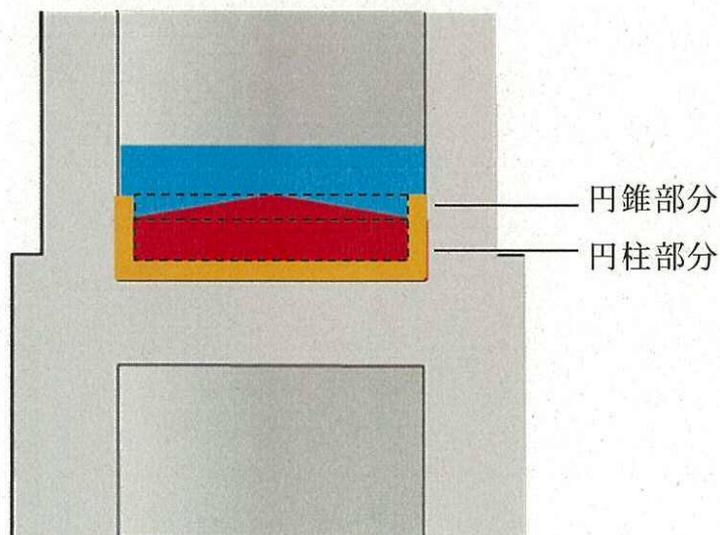
Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume 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



第2図 PULiMS実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

アスペクト比を考慮した場合、デブリの堆積形状は第3図のように円柱上に円錐が堆積した形状となる。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り、コリウムシールド厚さを考慮したペDESTAL直径 にアスペクト比を考慮すると、堆積高さは約0.37mとなる。円柱部分については、円錐部分の体積を除いたデブリ全量が円柱状に堆積するため、堆積高さは約1.42mとなる。以上から、デブリの堆積高さは円錐部分の体積高さと円柱部分の体積高さの合計となることから、約1.79mとなる。



第3図 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)

(3) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合 0.171 のデブリ量に対してポロシティ 0.5 で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約 0.52m である。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は 1%未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価（別紙 3 参照）に基づく、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水までの期間における水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.37m、LOCA事象の場合は約 0.48m であり、蒸発量の増加として保守的に 1%を見込んだ場合でも水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.38m、LOCA事象の場合は約 0.49m となるため、デブリの冠水は維持される。

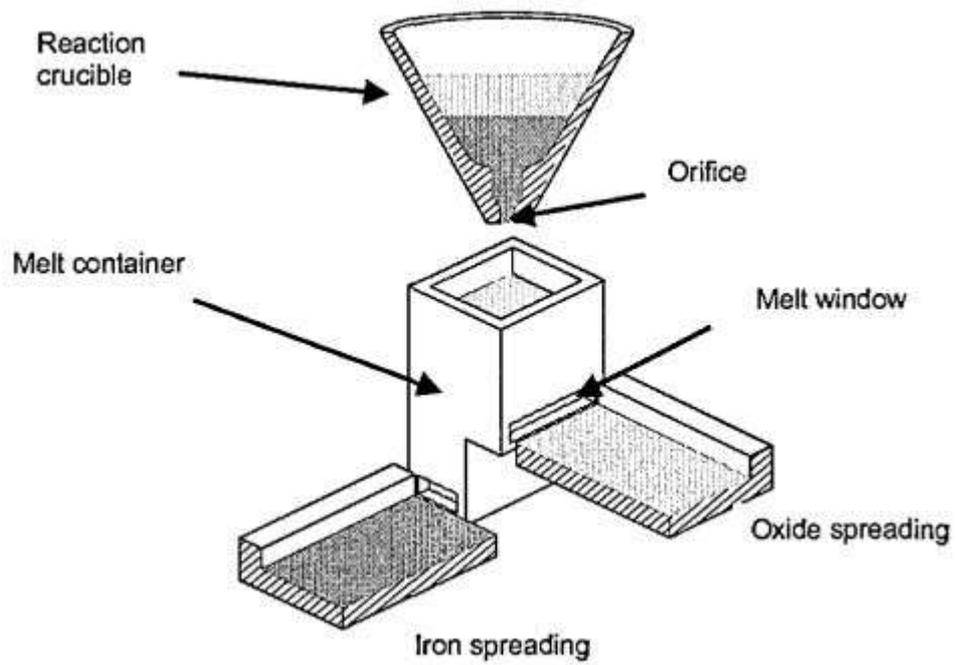
溶融物拡がりに関わる実験

C E A / D R N / D T P で行われた C O R I N E 実験^[1]では、低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して、水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され、拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（F Z K）で実施された K A T S 実験^{[2][3][4]}では、溶融物としてテルミット（ $A l_2O_3$ 約 150kg, F e 約 150kg）が使用され、溶融物の放出速度や温度、拡がり形状（1D, 2D）、床の材質（コンクリート、セラミック、コーティング）、水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を第 1 図及び第 2 図に示す。 $A l_2O_3$ と F e では密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を 2 箇所設け、最初に $A l_2O_3$ が放出し、最後に F e を放出することにより酸化物溶融物の拡がり と 金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を第 1 表に示す。K A T S - 1 0 と K A T S - 1 1 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 0 の方は 1mm の水張りをしてあり、K A T S - 1 1 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を第 3 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。また、K A T S - 1 2 と K A T S - 1 3 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 2 の方が床の材質がセラミックであり、K A T S - 1 3 の方はコンクリートである。両者の拡がり結果を第 4 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、床の材質の差異によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。

C E A で実施された V U L C A N O^{[5][6]} 実験では、溶融物として酸化物溶融

物が使用され、溶融物の組成、放出速度や温度、床の材質（コンクリート、セラミック）をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。VE-U7実験では、酸化物溶融物（ UO_2 56wt%、 ZrO_2 32wt%、 FeO 5wt%、 $CaSiO_3$ 2wt%、 SiO_2 2wt%、 Fe 1wt%、 CaO 1wt%、 Al_2O_3 1wt%）を用いて、コンクリート床とセラミック（高密度ジルコニア）床での拡がりを実験している。実験装置を第5図に示す。装置の中央にマグネシア煉瓦の分離板を設置し、コンクリート床とセラミック床に40.8kgの酸化物溶融物を4.3kg/sの速度で同時に放出する条件となっている。両者の拡がり結果を第6図に示す。7.7秒間はほぼ同じ拡がり挙動を示しており、その後はセラミック床で若干拡がりが継続する結果となっている。



第 1 図 K A T S 実験装置の概要図 [2]



(1D)



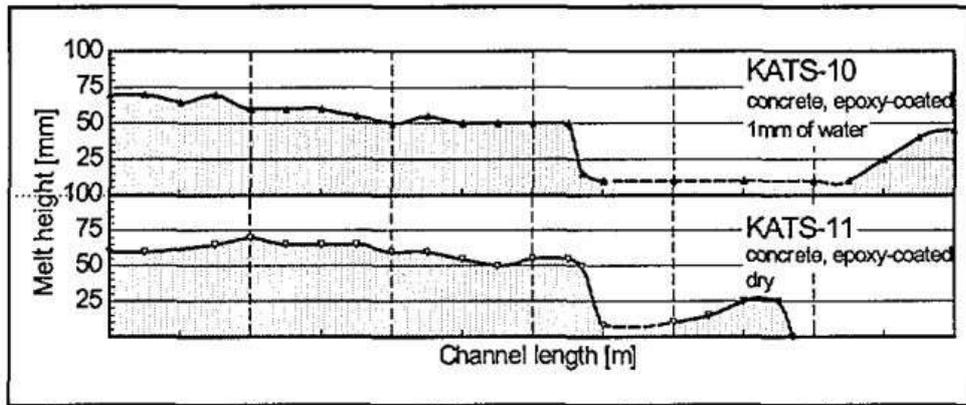
(2D)

第 2 図 K A T S 実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真 [3]

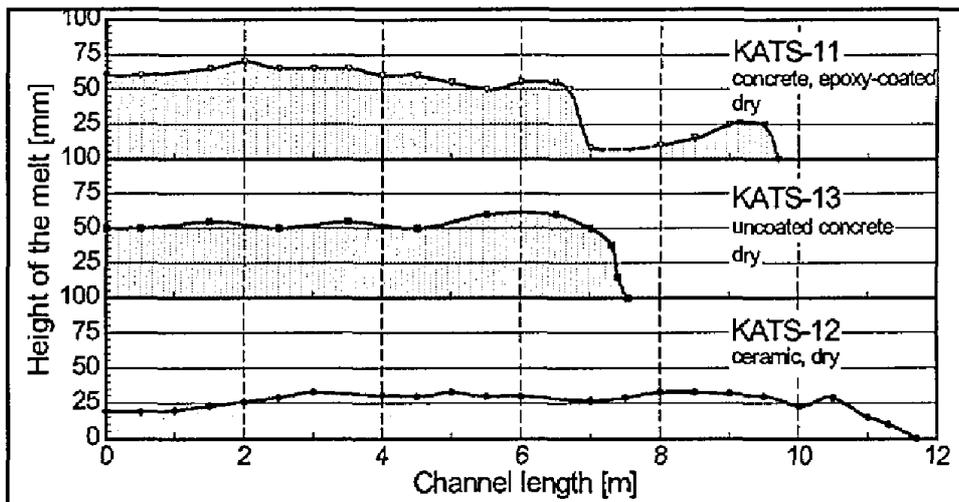
第 1 表 K A T S 実験条件と拡がり距離 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [2]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Temperature Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 → 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2 → 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

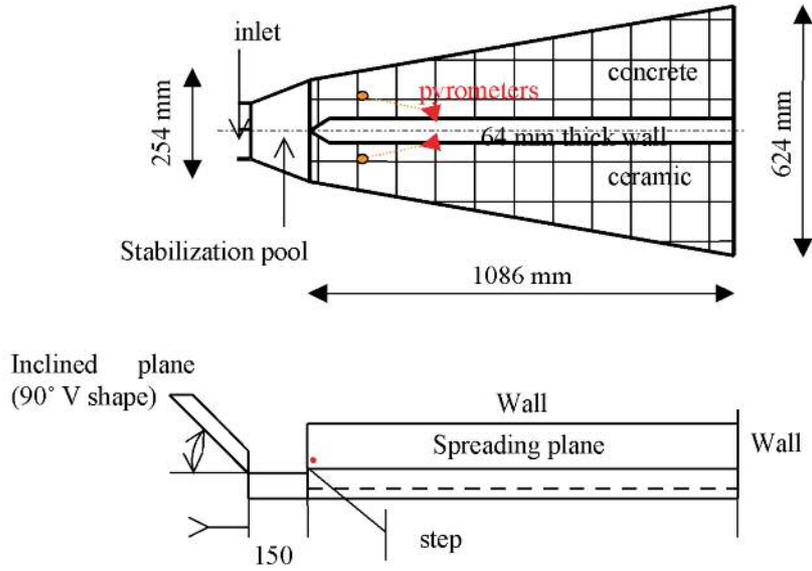
*) Cordierite (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



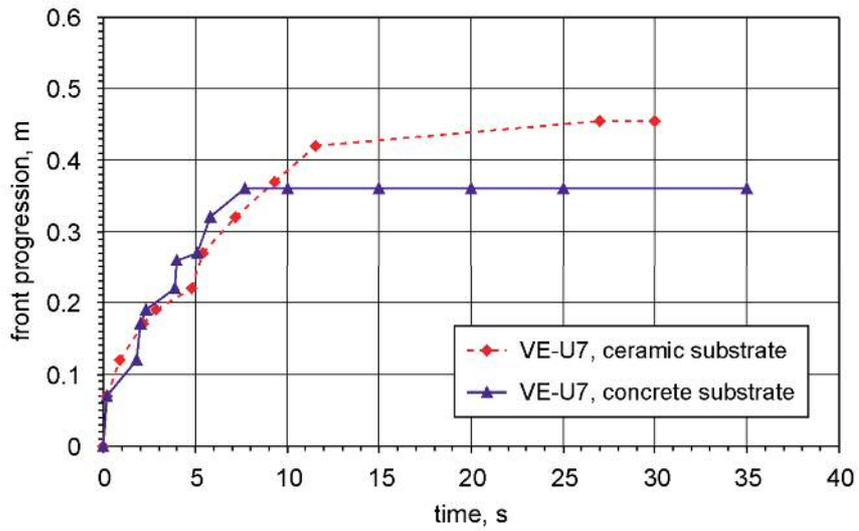
第 3 図 K A T S 実験の水の有無の影響 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [2]



第 4 図 K A T S 実験の床の材質の影響 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [2]



第 5 図 VULCANO 実験装置の概要図^[6]



第 6 図 VULCANO 実験の床の材質の影響^[6]

参考文献

- [1] J.M. Veteau and R. Wittmaack., "CORINE Experiments and Theoretical Modeling," Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp. 271-285 (1996).
- [2] Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).
- [3] B. Eppinger, et al., "KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept," FzK, Karlsruhe, Germany.
- [4] B. Eppinger, et al., "Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17," FZKA 6589 (2001).
- [5] C. Journeau, et al., "Ex-Vessel corium spreading: result from the CULCANO spreading tests," Nucl. Eng. Design, 223 75-102 (2003).
- [6] C. Journeau, et al., "The VULCANO VE-U7 Corium spreading benchmark," Progress in Nuclear Energy, Vol. 48, p215-234, 2006.

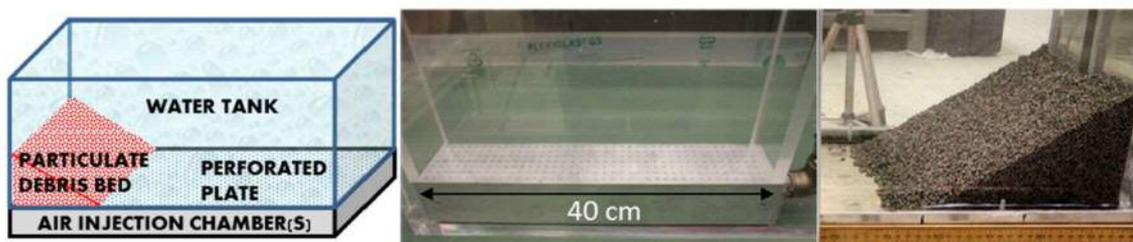
PDS 実験について

1. はじめに

スウェーデン王立工科大学（KTH）で実施された PDS 実験は、沸騰等の冷却水の流動による細粒状デブリベッドの拡散挙動について観察を行っている。

2. 実験条件

実験装置概要図を第 1 図に示す。水槽の壁面に沿って粒子状デブリを堆積させ、下部に設置した注入用チャンバーから水蒸気又は空気を注入し、粒子状デブリベッドの拡散挙動を観察する。



a) 装置概要

b) PDS-C 試験

c) PDS-E 7~23 試験

第 1 図 実験装置概要図

また、PDS 実験では種々のパラメータを感度として複数の実験が実施されている。各実験において感度として設定したパラメータを第 1 表に示す。

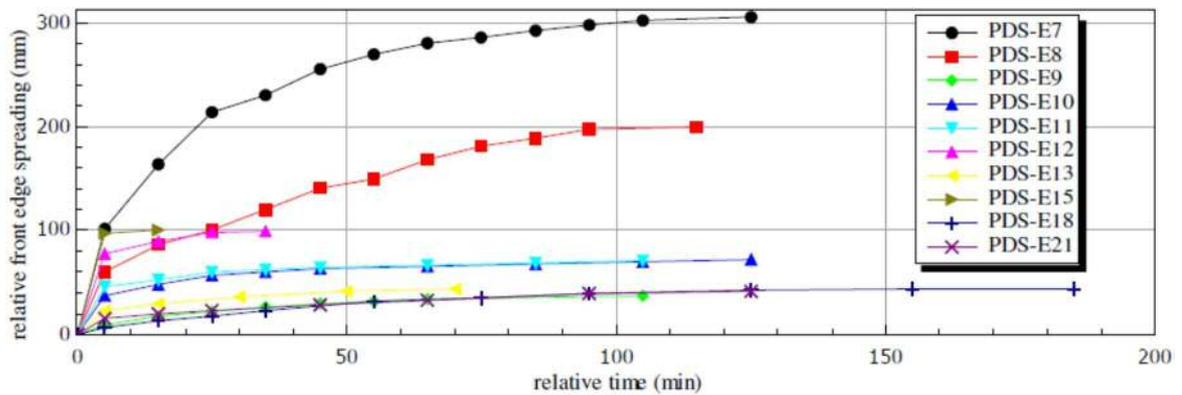
第 1 表 P D S 実験におけるパラメータ設定

Group	Tests	Effect studied
A.	E2-E3; E7-E8;	Injected gas (air) flow rate influence
B.	E2-E4	Particle density and size
C.	E5-E6; E7-E9	Leading edge gas injection (turned on/off) influence
D.	E10-E12	Roughness of the spreading surface with help of friction net
E.	E12-E14	Influence of the water presence
F.	E12-E15	Mixture of particles with dissimilar morphology
G.	E18-E23	Influence of inclined spreading surface (0°-15°)
H.	E10-E11	Reproducibility tests
I.	C1-C12	Tests on PDS-C facility at high superficial velocities (up to 1.2 m/s)

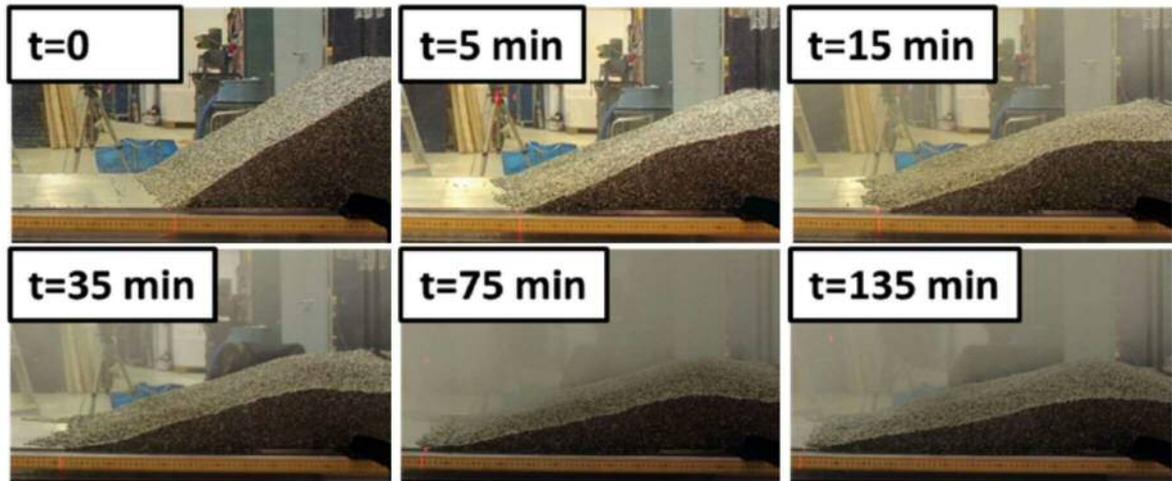
3. 実験結果

(1) P D S - E 実験

実験マトリックスを第 2 表，実験結果を第 2 図及び第 3 図に示す。P D S - E 実験における気相流体速度は最大でも 0.122m/s 程度であり，粒子状デブリベッドの拡がりに数分～数十分の時間を要している。



第 2 図 P D S - E 実験結果



第 3 図 P D S - E 7 実験結果

第 2 表 P D S - E 実験マトリックス

Test No.	Facility	Particulate debris			Total air flow rate (L/s)	Study group	Remarks*	Relative bed front propagation, (mm)	
		Material†	Mass (kg)	Volume (dm ³)				After 1h	Final
E2	PDS-1	Gravel	~13	10	2.8	A, B, F	O	130	170
E3	PDS-1	Gravel	~13	10	5.7	A, B, F	O	270	300
E4	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	B	O	70	135
E5	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C	O	43	120
E6	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C		12	25
E7	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	20	A, C	O	270	315
E8	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	A, C	O	165	205
E9	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	C		32	38
E10	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	65	72
E11	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	67	71
E12	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, E, F		99	99
E13	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	9	E, F		43	44
E14	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	E, F	no water	0	0
E15	PDS-2	SS cylinders	160	~37	18	F		100	100
		SS spheres	40						
E18	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i0	32	44
E19	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i10	89	89
E20	PDS-2	SS cylinders	93	17.9	20	D, G	N, i15	71	71
E21	PDS-2	SS cylinders	176	33.5	22	D, G	N, i0	33	41
E22	PDS-2	SS cyl.	122	23.3	22	D, G	N, i10	30	40
E23	PDS-2	SS cyl.	93	17.7	22	D, G	N, i15	44	57

*O=open leading edge chamber; N=friction net is used; i=inclination angle in degrees.

†SS=stainless steel.

(2) P D S - C 実験

実験マトリックスを第 3 表に示す。P D S - C 実験の気相流体速度は

0.34~2.09m/s と大きく、粒子状デブリベッドの拡がりに要する時間は数秒~数百秒オーダーであり、極めて短時間で均一化される結果となっている。

第3表 PDS-C実験マトリックス

Test No.	Initial debris bed triangle type	Air injection			Water level (cm)	Debris bed settling time (sec)	Initial air injection method
		Flow rate, Q_g (liter/s)	Superficial velocity, v_{air} (m/s)	Ratio $\frac{v_{air}}{u_{mf}^{air}}$			
C1	right	10	0.34	0.13	55	~480	Instant
C1B	right	10	0.34	0.13	45.5	~480	Gradual
C2	right	20	0.69	0.26	45.5	~390	Gradual
C3	right	30	1.04	0.39	45.5	~240	Gradual
C4	right	40	1.39	0.53	45.5	~60	Gradual
C5	right	50	1.74	0.66	45.5	~10	Gradual
C6	right	60	2.09	0.80	45.5	~2	Gradual
C7	isosceles	20	0.69	0.26	45.5	~60	Gradual
C8	isosceles	10	0.34	0.13	45.5	~130	Gradual
C9	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~40	Gradual
C10	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~6	Gradual
C11	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~3	Gradual
C12	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~4	Gradual

(3) 結論

気相流体速度が相対的に小さいPDS-E実験では、粒子状デブリベッドの均一化に要する時間が数分~数十分に及ぶが、気相流体速度が大きいPDS-C実験では数秒~数百秒と早く均一化が進む頃が確認されている。

実機においては、溶融炉心が落下した直後は、高温の溶融炉心から冷却材に急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分に大きいものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと期待できる。

参考文献

- [1] A. Konovalenko et al., Experimental and Analytical Study of Particulate Debris Bed Self-Leveling, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] P. Kudinov et al., Investigation of Debris Bed Formation, Spreading and Coolability, NKS-287, Royal Institute of Technology, KTH, Sweden, August 2013.

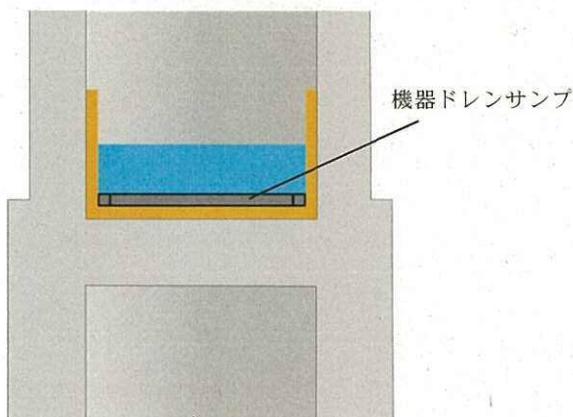
主要解析条件（R P V破損後のデブリ冠水維持に関連するもの）

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33GWd/t	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間（13ヶ月）に調整運転期間（約1ヶ月）を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
	格納容器圧力	5kPa[gage]	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定
	ドライウェル雰囲気温度	57℃	ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度を設定
	外部水源の温度	35℃	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
	サプレッション・プール水温度	32℃	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定
	デブリからプール水への熱流束	800kW/m ² 相当（圧力依存性あり）	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位低下の観点で厳しい事象を設定
機器条件	格納容器下部注水系（常設）	R P V破損から7分後に 80m ³ /hで注水開始	デブリの冷却及び冠水維持に必要な注水量として設定

デブリ落下時に機器ドレンサンプが健全な場合の影響について

1. はじめに

ペDESTAL（ドライウェル部）内には金属製の機器ドレンサンプを設置する（第1図）。デブリ落下時には機器ドレンサンプは溶融して溶融デブリに取り込まれ、ペDESTAL（ドライウェル部）内に均一に拡がる。ここで、デブリ落下時に機器ドレンサンプが溶融せず健全であると仮定した場合に、プール水深及び溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響を評価する。

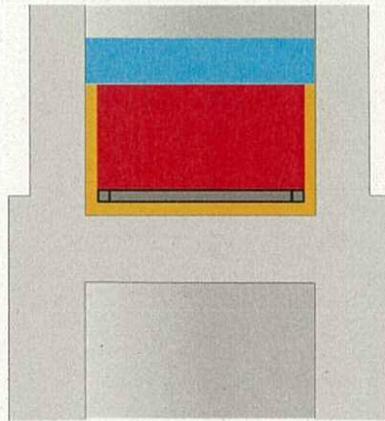


第1図 機器ドレンサンプ設置イメージ

2. プール水深に与える影響

機器ドレンサンプの体積を既設の機器ドレンサンプと同等の として評価した場合、機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積高さは約 0.12m 上昇する。また、機器ドレン水は機器ドレンサンプ内に維持されることから、デブリ上の水プールの水深は約 0.11m 低下し、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 0.58m となる（第2図）。有効性評価の結果から、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水開始までのペDES

タル(ドライウェル部)水プールの水位低下量は, 過渡事象の場合は約 0.37m, LOC A 事象の場合は約 0.48m であり, デブリの冠水は維持される。



第 2 図 機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積形状

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響

機器ドレンサンプが溶融した場合と健全な場合において, デブリ上のプール水, ペDESTAL (ドライウェル部) 側面及び床面コンクリート並びに機器ドレンサンプが, それぞれデブリと接触する面積は第 1 表のとおりである。

第 1 表 デブリとの接触面積の比較

	デブリとの接触面積	
	①機器ドレンサンプが溶融した場合	②機器ドレンサンプが健全な場合
デブリ上のプール水	(Comparison data is missing from the image)	(Comparison data is missing from the image)
ペDESTAL (ドライウェル部) 側面及び床面		
機器ドレンサンプ		

機器ドレンサンプが健全な場合 (②) の接触面積の合計は, 機器ドレンサンプが溶融した場合 (①) と同等であり, また, 機器ドレンサンプとの接触面においてはサンプ内の冷却水による除熱効果も加わることから, ②は①に

比べてデブリの冷却がより進むと考えられる。

なお、②は一時的な期間であり、機器ドレンサンプはデブリにより溶融するため、長期的な物理挙動である溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量への影響はほとんどないと考えられる。

4. まとめ

機器ドレンサンプが健全な場合、デブリ上のプール水深は低下するもののデブリの冠水は維持されるとともに、溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量は低減すると考えられる。以上から、機器ドレンサンプが溶融せず健全な場合においても、デブリ露出や侵食量増加の観点での悪影響はないと考えられる。

コリウムシールド材料の選定について

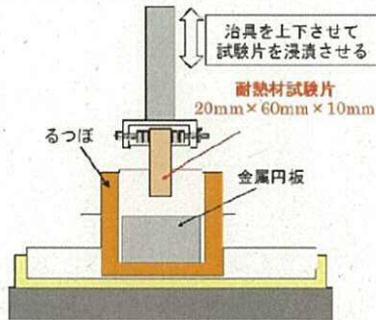
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、, , ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に溶融Zr及び模擬溶融炉心(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Zr O_2 を選定した。

1. 溶融Zrによる耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

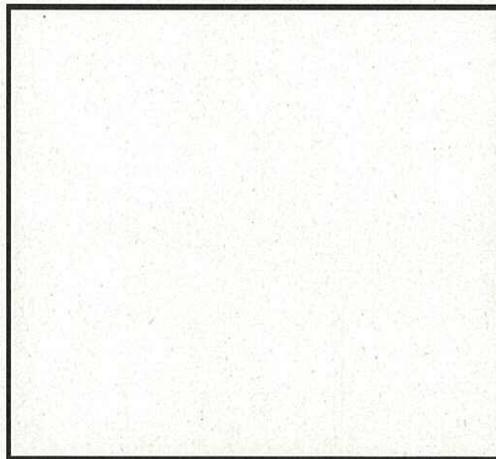
耐熱材には, , ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(第1図)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 , Zr, ZrO_2 , Fe等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol%Zr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



第1図 試験体系

1.2 試験結果

第2図に金属組成が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 $\square > \square > \text{ZrO}_2$ となり、ZrO₂, \square , \square の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



第2図 試験後の断面写真

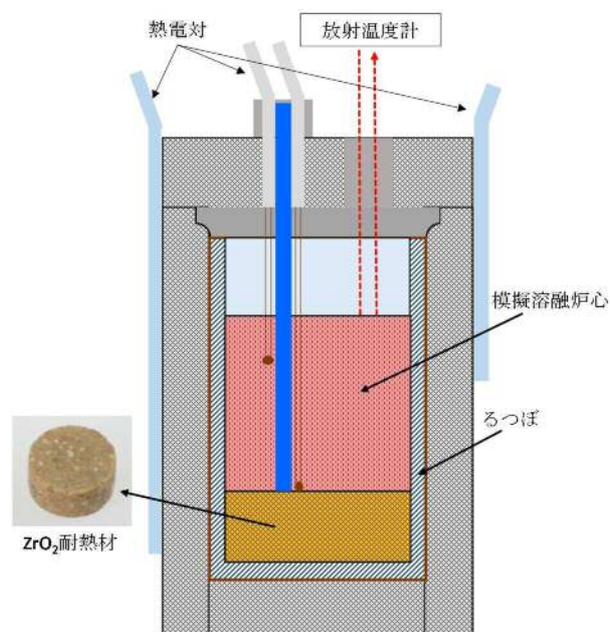
2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工したZrO₂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。

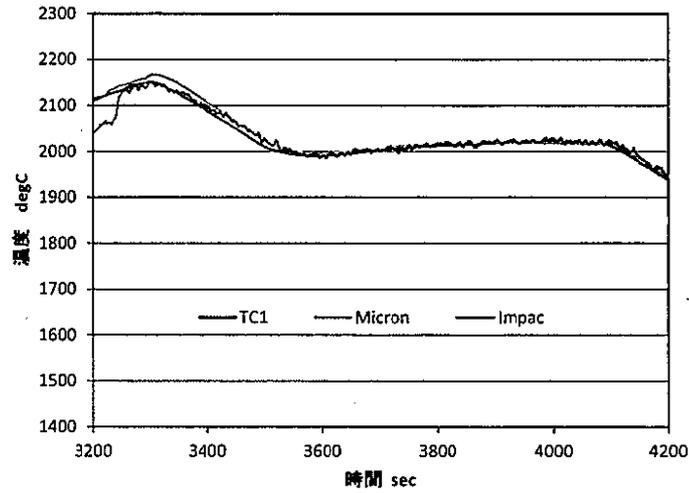
同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2,000°C~2,100°C) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。



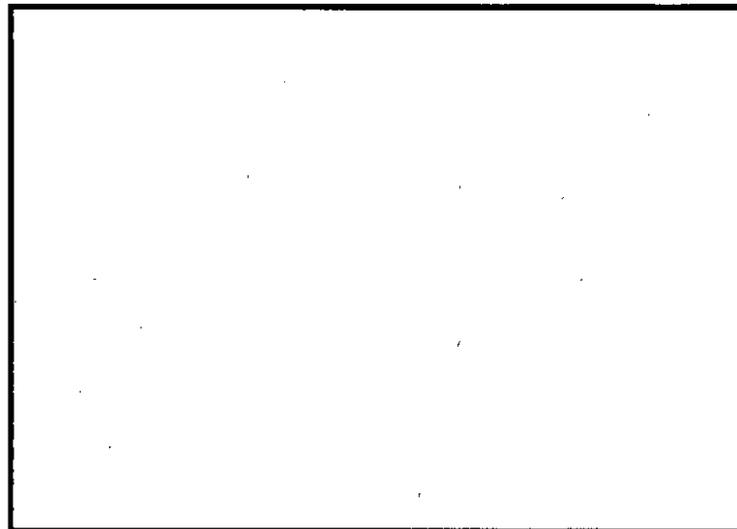
第3図 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を第4図に示す。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事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を第5図に示す。 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。



第 4 図 試験温度推移



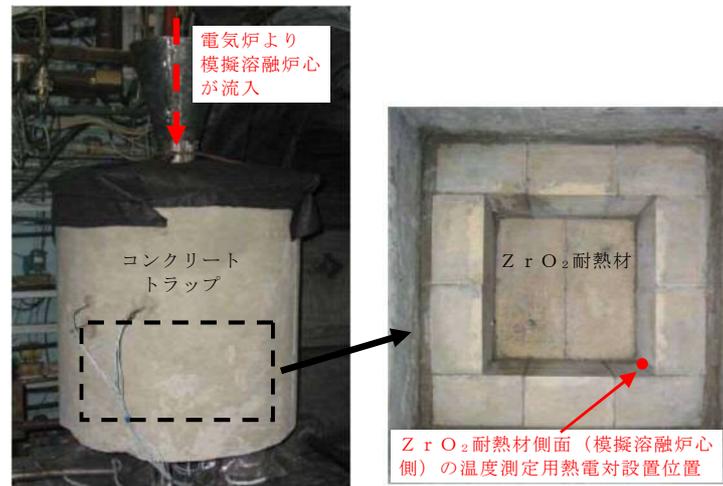
第 5 図 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬溶融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に溶融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂耐熱材の上に模擬溶融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬溶融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬溶融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。ZrO₂耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電

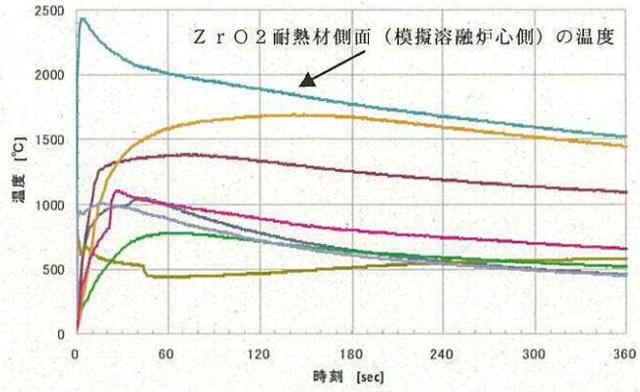
電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。



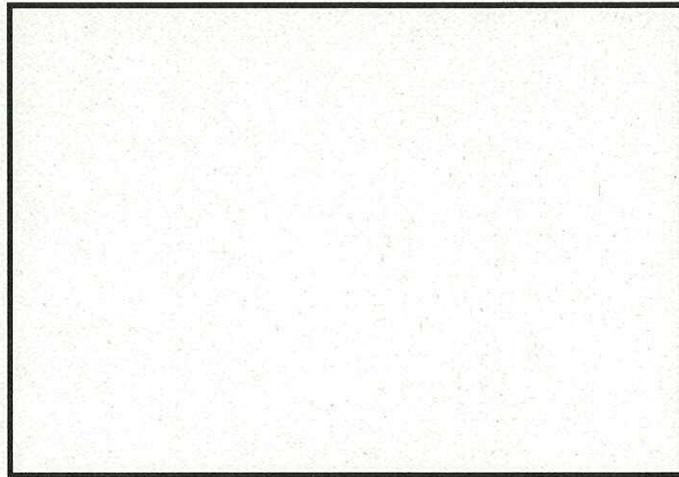
第 6 図 試験装置

3.2 試験結果

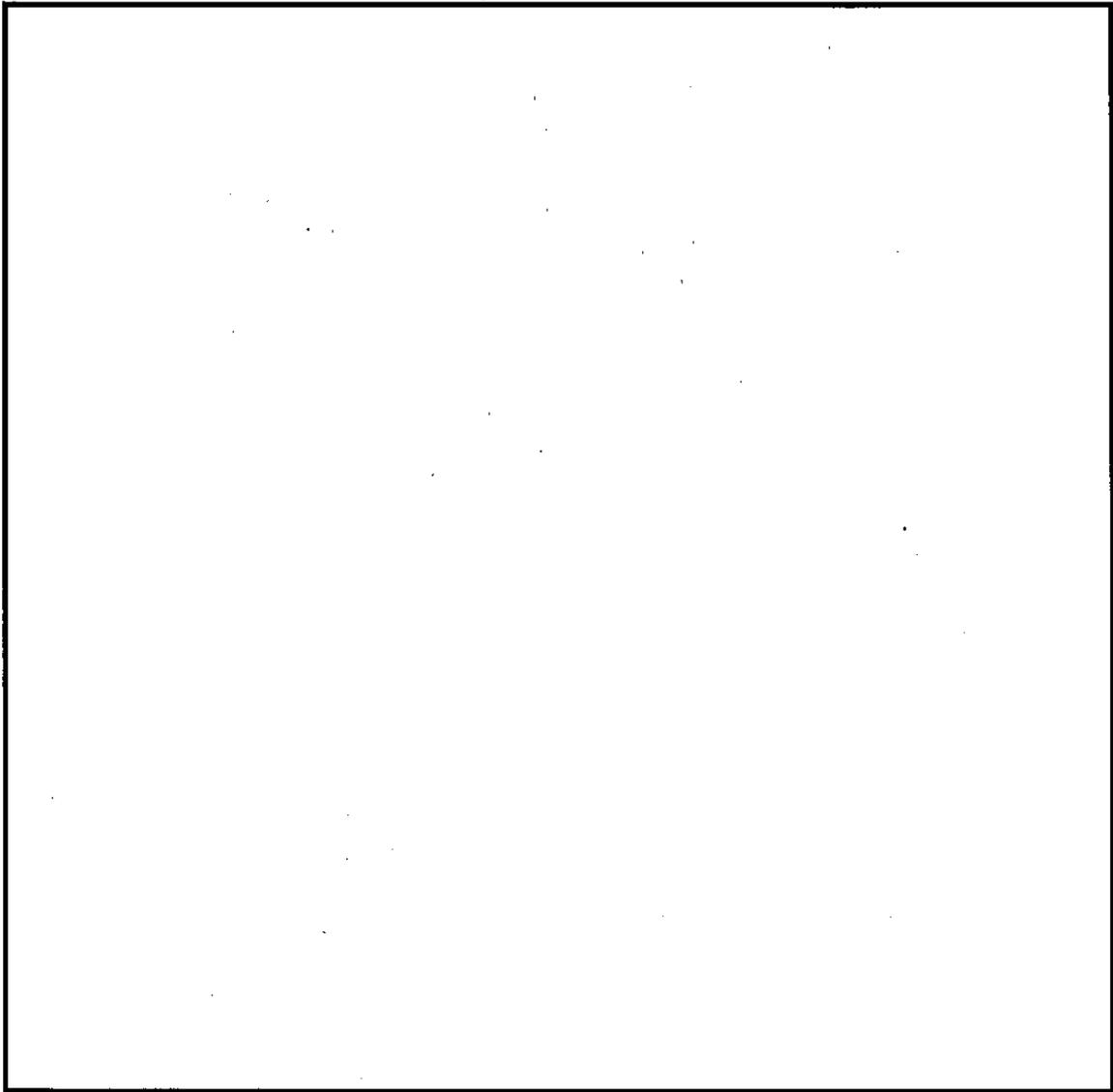
試験温度推移を第 7 図に示す。 ZrO_2 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^{\circ}C$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^{\circ}C$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を第 8 図に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。



第 7 図 試験温度推移



第 8 図 試験後の断面写真



第9図 耐熱材表面の成分分析結果

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

なお、ペDESTAL（ドライウエル部）には水プールが存在するため、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下してきた溶融炉心中に残存する未酸化の金属Zrは、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下してきた溶融炉心は、2,000℃を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、溶融炉心中の金属Zrは酸化されていると考えられることから、事故時に溶融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、ZrO₂耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4. まとめ

上記試験結果から、溶融炉心に対して高い耐性を有しているZrO₂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。

コリウムシールド厚さ、高さの設定について

1. はじめに

コリウムシールドは、溶融炉心・コンクリート相互作用の影響抑制の目的で設置するが、ペDESTAL（ドライウェル部）（以下、本資料において「ペDESTAL」という。）内の設備配置上、設置高さに制限があり、これを考慮した上で、原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（以下、本資料において「デブリ」という。）を全量保有でき、かつ、溶融炉心・コンクリート相互作用の影響も抑制できるよう、その厚さを設定する必要がある。以下に設定方針を示す。

2. コリウムシールド高さの設定

ペDESTAL内には人通用開口部や床ドレン配管等のドライウェルと通じる経路があるため、デブリ堆積高さがこれらの経路に到達した場合、ペDESTAL外へ流出するおそれがある。そのため、デブリをペDESTAL内に全量保有する観点から、デブリ堆積高さはデブリがペDESTAL外に流出する可能性のある経路よりも低い位置とする必要がある。ペDESTAL床高さに対して最も低い位置となる経路は、ドライウェルからペDESTAL床ドレンサンプへのドレン配管である（第1図）。当該配管の下端は、ペDESTAL床から の位置に存在することから、コリウムシールド設置高さの上限として を設定する。

3. コリウムシールド厚さの設定

3.1 コリウムシールド厚さの設定方針

コリウムシールド厚さは、コンクリート侵食防止及びコンクリートへの熱

影響を抑制する観点から、可能な限り厚さを確保する方針とする。ただし、コリウムシールド厚さを増やした場合の影響として、以下を考慮する。

- ・ペDESTAL床面積の減少によるデブリ保有可能量の減少

コリウムシールドの設置高さには上限があるため、厚さを増加させると保有可能なデブリ量が減少する。ペDESTAL内に落下するデブリのうち、粒子化したデブリは水プール中で冷却されやすいため、ペDESTAL内構造物への熱影響を抑制する観点では、粒子化していない溶融デブリからの寄与が大きい。そのため、コリウムシールドの厚さとしては溶融デブリが全量保有できることが重要となる。

ただし、コリウムシールド厚さの設定に当たっては、粒子化デブリからの影響も緩和できるよう、粒子化デブリも含めたデブリ全量を保有できるように考慮する。

- ・水プールとの接触面積の減少

コリウムシールド厚さを増加させると、水プールとの接触面積が減少するため、水プールへの除熱量が崩壊熱を下回ることでデブリ温度が上昇し、コリウムシールドが侵食するおそれがある。そのため、コリウムシールドの厚さを設定した上で溶融デブリによる侵食量を評価し、ペDESTALに要求される原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能に対する影響を評価する。

以上を踏まえ、コリウムシールド高さを上限である とした上で、粒子化による堆積高さ上昇も踏まえたデブリ堆積高さを考慮した場合においてもデブリが全量保有できるコリウムシールド厚さを設定する。

3.2 デブリ保有可能量を踏まえたコリウムシールド厚さの算定

デブリ体積高さ H_{debris} は、式(1)及び式(2)で算定される。ここで、ポロシテ

イはPULiMS実験等の知見を基に保守的な値として0.5を設定している。

$$H_{\text{debris}} = (V_{\text{n}} \times (1 - \Phi_{\text{ent}}) + V_{\text{s}} + V_{\text{n}} \times \Phi_{\text{ent}} \div (1 - P)) \div S_{\text{fz}} \quad (1)$$

$$S_{\text{fz}} = (L_{\text{PD}} / 2 - D_{\text{CS}})^2 \times \pi \quad (2)$$

V_{n} : 熔融物体積 [約 36m³]

V_{s} : ペDESTAL内構造物体積 [約 4m³] (添付 3. 2. 11 別添 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0. 171] (添付 3. 2. 11 別添 2 参照)

P : ポロシティ [0. 5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 [m²]

L_{PD} : ペDESTAL床直径 []

D_{CS} : コリウムシールド厚さ [m]

コリウムシールドの高さは、デブリ堆積高さとして床に設置するコリウムシールドの厚さを加えた値となるため、式(1)において H_{debris} を([] - D_{CS}) mとして計算した結果、 D_{CS} = [] となる。よって、デブリ保有可能性を踏まえると、コリウムシールド厚さは [] となる。

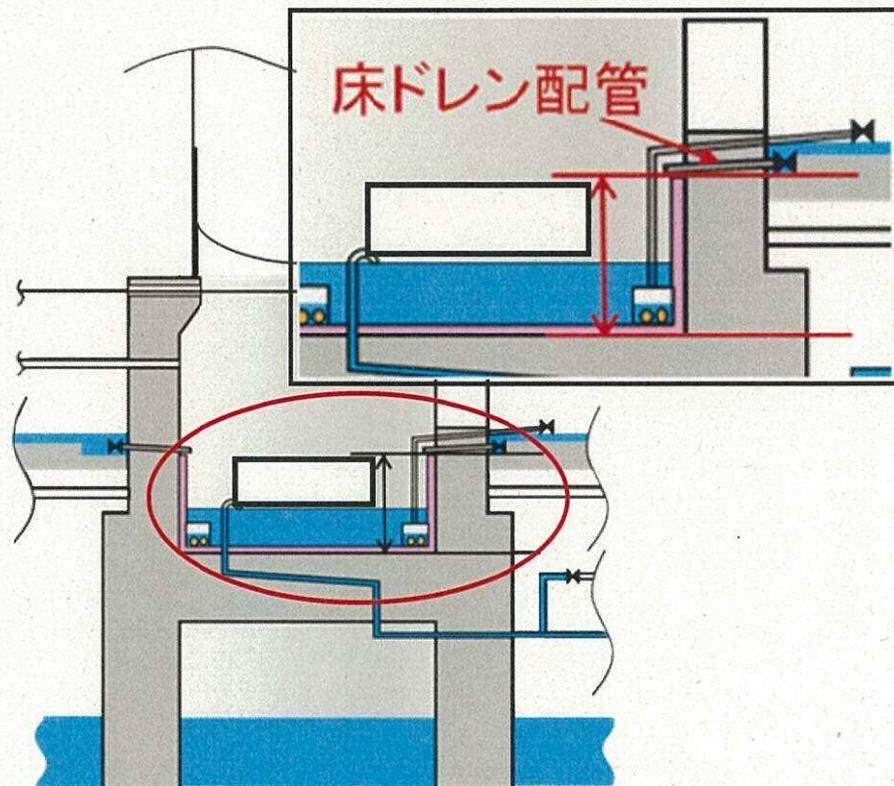
3. 3 その他の影響を踏まえたコリウムシールド厚さの設定

コリウムシールド厚さが [] の場合、コリウムシールドの侵食は発生しないことを添付 3. 5. 2 にて確認している。また、添付 3. 5. 3 にて、コリウムシールドを設置しない条件でのコンクリートの侵食量(ベースケース: 約 9cm, 感度ケース: 約 42~48cm) 及びコンクリートの温度履歴を基に、原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能を評価した結果、これらの機能が損なわれないことを確認している。以上より、コリウムシールド厚さが [] の場合でも、原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能への影響はない。

また、熱影響の観点で寄与が大きい熔融デブリに着目すると、デブリ全量

(溶融物体積 [約 36m^3] 及びペDESTAL内構造物体積 [約 4m^3]) が溶融デブリと仮定した場合におけるデブリ堆積高さは約 1.63m であり、コリウムシールド高さ約 1.88m に対して余裕がある。

以上から、コリウムシールド厚さを とする。



第1図 デブリがペDESTAL外へ流出する可能性のある経路

原子炉圧力容器の破損位置について

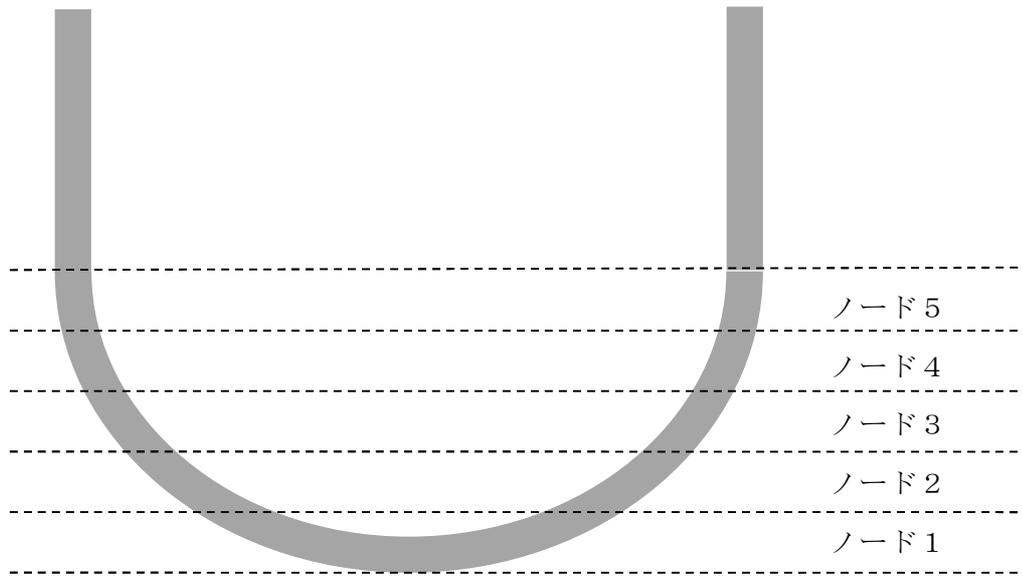
解析コードM A A Pでは、原子炉圧力容器の破損モードとして以下のものが考慮されており、解析においてはこれらの中から判定された破損モードが適用される。

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

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

有効性評価のうち、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱、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にて対象としている事故シーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗」においては、下部プレナムへ移行した溶融炉心からの加熱により、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）に至ることによる原子炉圧力容器破損（「b）下部ヘッド貫通部の逸出」に該当）が最初に判定される結果となっている。

径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を第 2 図に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を第 3 図に示す。第 2 図に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード 1 のひずみ量がしきい値（0.1）に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、第 3 図に示すとおり、ノード 1 が高温を長時間維持していることが確認された。



第1図 原子炉压力容器下部ヘッドのノード分割（概念図）



第 2 図 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量



第 3 図 径方向のノードごとの原子炉压力容器下部ヘッド温度

3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

3.3.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUX及びLOCAである。

(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の原子炉冷却材が接触して一時的な格納容器圧力の急上昇が生じ，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され格納容器の破損に至る。

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象については，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は，溶融炉心が水中に落下し，細粒化して分散する際に蒸気膜を形成し，そこに何らかの外乱が加わることによって蒸気膜が崩壊した際に，瞬時の圧力伝播を生じ，大きなエネルギーを発生させる事象である。細粒化した溶融炉心を覆う蒸気膜には安定性があり，何らかの外乱がなければ蒸気膜の崩壊は起こりにくいという知見が実験等により得られている。ペダスタル（ドライウェル部）に張られた水は準静的であり，外乱が加わる要素は考えにくい。このことから，実機において水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。

(添付資料 3.3.1, 3.3.2, 3.3.3, 3.3.4, 3.3.5)

また、水蒸気爆発とは別に、熔融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器圧力の上昇（以下「圧カスパイク」という。）が発生する。

上記のとおり、現実的には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ことから、本評価では、圧カスパイクについてその影響を評価する。

したがって、本格納容器破損モードでは、格納容器を冷却及び除熱し、熔融炉心からペDESTAL（ドライウェル部）のプール水への伝熱による、水蒸気発生に伴う格納容器圧力の上昇を抑制することにより、格納容器の破損を防止する。

また、熔融炉心の落下後は、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水によって熔融炉心を冷却するとともに、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却によって、格納容器の冷却を実施する。さらに、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作又は格納容器圧力逃がし装置によって原子炉格納容器の圧力及び温度を低下させる。

なお、本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では、原子炉圧力容器破損までは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し、原子炉圧力容器破損に至るものとする。

(3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」

で想定される事故シーケンスでは、ペDESTAL（ドライウエル部）への溶融炉心落下を想定する。この状況では、ペDESTAL（ドライウエル部）における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から、ペDESTAL（ドライウエル部）に水プールが存在することから、溶融炉心落下時にはペDESTAL（ドライウエル部）に水が張られた状態を想定する。なお、この水張り深さは、「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に伴う水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響を小さく抑えつつ、「溶融炉心・コンクリート相互作用」の緩和効果に期待できる深さを考慮して約1mとしており、ペDESTAL（ドライウエル部）の水位を約1mに維持する手段を整備する。

また、格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する観点から、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却手段及び代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱手段並びに格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱手段を整備する。

本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概要は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)のaからwに示している。このうち、本格納容器破損モードに対する重大事故等対策は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)に示すn及びpである。

本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／

格納容器雰囲気直接加熱」に示す第3.2-1図である。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は第3.2-1図（2/4）及び（3/4）である。本格納容器破損モードに対応する手順及び必要な要員と作業項目は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

3.3.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

(1) 有効性評価の方法

本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態をTQUVとし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とし、逃がし安全弁再閉失敗を含まない、「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗＋FCI（ペDESTAL）」である。

また、1.2.2.1(3)に示すとおり、プラント損傷状態の選定では、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、溶融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられるTQUVを選定した。一方、プラント損傷状態をLOCAとする場合、事象発生直後から原子炉冷却材が格納容器内に流出するため原子炉圧力容器破損までの時間が短くなる。この時の圧カスパイクへの影響については、解析条件のうち事故条件の不確かさとして評価する。

なお、本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において有効性を評価したシーケンスと同様のシーケンスである。本格納容器破損モード及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」ではプラント損傷状態をTQUVとし、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」ではプ

ラント損傷状態をT Q U Xとしており、異なるプラント損傷状態を選定している。しかしながら、どちらのプラント損傷状態であっても原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作によって原子炉を減圧する手順であり、原子炉減圧以降も、溶融炉心の挙動に従って一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順に従って防止することとなる。このことから、これらの格納容器破損モードについては同様のシーケンスで評価する。

本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、構造材との熱伝達、原子炉圧力容器破損、格納容器における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の格納容器における原子炉圧力容器外F C I（溶融炉心細粒化）並びに原子炉圧力容器外F C I（デブリ粒子熱伝達）が重要現象となる。

よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内及び格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の溶融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コードM A A Pにより格納容器圧力等の過渡応答を求める。

また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。

(2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンスの有効性評価の条件は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の条件と同じである。

(3) 有効性評価の結果

本評価事故シーケンスにおける原子炉圧力及び原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移を第3.3-1図及び第3.3-2図に、格納容器圧力、格納容器温度、ペデスタル（ドライウエル部）の水位及び注水流量の推移を第3.3-3図から第3.3-6図に示す。

a. 事象進展

事象進展は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

b. 評価項目等

圧カスパイクによって格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は、約●●MPa[gage]に抑えられる。格納容器バウンダリにかかる圧力は、格納容器の限界圧力0.62MPa[gage]を下回るため、格納容器バウンダリの機能は維持される。

圧カスパイクによって格納容器バウンダリにかかる温度の最大値は、約●●℃に抑えられる。格納容器バウンダリにかかる温度は、格納容器の限界温度の200℃を下回るため、格納容器バウンダリの機能は維持される。

本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(5)の評価項目について、格納容器圧力をパラメータとして対策の有効性を確認した。なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)及び(8)の評価項目の評価結果については「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にて評価項目を満足することを確認している。また、ペデスタル（ドライウエル部）に落下した溶融炉心及び格納容器の安定状態維持については「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にて確認し

ている。

(添付資料 3.5.1)

3.3.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」では、重大事故等対処設備を含む全ての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷及び原子炉圧力容器破損に至り、熔融炉心がペDESTAL（ドライウェル部）の水中に落下して大きいエネルギーを発生することが特徴である。

また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、事象発生から 12 時間程度までの短時間に期待する操作及び事象進展に有意な影響を与えられられる操作として、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水（常設）による格納容器下部水位確保操作とする。

本評価事故シーケンスの有効性評価における不確かさとしては、熔融炉心の細粒化が挙げられる^{※1}。本評価事故シーケンスの評価では、熔融炉心の細粒化に対して、エントレインメント係数を変化させた場合の圧カスパイクへの影響評価を実施する。

※1 これまでの F C I 実験の知見からは、一部の二酸化ウラン混合物を用いて実機条件よりも高い熔融物温度の条件のもとで実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例が報告されているが、実機条件においては格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用の発生の可能性は低いと推定される。

(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価

本評価事故シーケンスにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。

a. 運転員等操作時間に与える影響

炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及び CORA 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心熔融時間及び炉心下部プレナムへの熔融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、燃料棒被覆管温度等を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コード S A F E R の評価結果との比較により水位低下幅は解析コード M A A P の評価結果の方が保守的であることを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）は H D R 実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWR の格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確か

さは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できていることから、格納容器圧力及び温度を操作開始の起点としている常設低圧代替注水ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、リロケーション及び構造材との熱伝達を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損操作開始の起点としている操作として常設低圧代替注水ポンプを用いた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があるが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約4.5時間後）に対して早まる時間はわずかであり、また、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、原子炉圧力容器の破損判断パラメータである格納容器下部水温計の指示を継続監視することで、迅速に原子炉圧力容器破損の判断を可能であることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉格納容器における熔融燃料－冷却材相互作用の不確

かさとして、溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクに与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

(添付資料3.3.6)

b. 評価項目となるパラメータに与える影響

炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCOR A実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム－水反応速度の係数についての感度解析）では、格納容器圧力挙動への影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉压力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）はHDR実験解析では区画によって格納容器雰囲気温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評

価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認しており、原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用による格納容器圧力上昇に与える影響はほぼないことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により、最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約4.5時間後）に対して早まる時間はわずかであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の格納容器における熔融燃料－冷却材相互作用の不確かさとして、熔融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により、BWR5、Mark-I改良型格納容器プラントにおいては原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクに与える影響は小さいことを確認している。このうち、BWR5、Mark-II型格納容器プラントにおいては、最も感度のあるエントレインメント係数について感度解析を行った結果、第3.3-

7図及び第3.3-8図に示すとおり、エントレインメント係数を変化させた場合においても原子炉压力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクに与える影響が小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

(添付資料 3.3.6, 3.3.7)

(2) 解析条件の不確かさの影響評価

a. 初期条件、事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件

初期条件、事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は、第3.2-2表に示すとおりであり、それらの条件設定を設計値等、最確条件とした場合の影響を評価する。また、解析条件の設定に当たっては、評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから、その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33GWd/t に対して最確条件は 33GWd/t 以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉压力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが、操作手順（常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保を開始すること）に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の外部水源の温度は、解析条件の 35°C に対して最確条件は 35°C 以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、

ペデスタル（ドライウェル部）への注水温度がおおむね低くなるが、注水温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の原子炉圧力、原子炉水位、炉心流量、格納容器体積（サブプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部、サブプレッション・プール水位、格納容器圧力及び格納容器温度は、解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

事故条件の起因事象は、解析条件の不確かさとして、大破断LOCAを考慮した場合、原子炉冷却材の放出量が増加することにより原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は早まるが、操作手順（常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保を開始すること）に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

（添付資料3.3.6, 3.3.8）

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度33GWd/tに対して最確条件は33GWd/t以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、熔融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

初期条件の外部水源の温度は、解析条件の35℃に対して最確条件は35℃以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、ペデスタル（ドライウェル部）への注水温度がおおむね低くなり、原

子炉圧力容器破損後時のペデスタル（ドライウエル部）プール水温度が低くなるが，ペデスタル（ドライウエル部）のプール水温度が低い場合は，顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり，潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し，圧カスパイクに寄与する水蒸気発生量が低下することで格納容器圧力の上昇は緩和されることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

初期条件の原子炉圧力，原子炉水位，炉心流量，格納容器体積（サブプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部，サブプレッション・プール水位，格納容器圧力及び格納容器温度は，解析条件の不確かさとして，ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが，事象進展に与える影響は小さいことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

事故条件の起因事象は，原子炉圧力容器への給水はできないものとして給水流量の全喪失を設定している。事故条件について，原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクを評価するにあたり，溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。感度解析は，事故シーケンスを「大破断LOCA＋注水機能喪失」とし，本評価事故シーケンスの解析条件と同様，電源の有無に係らず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した場合，原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果，第3.3-9図に示すとおり，事象発生から約3.3時間後に原子炉圧力容器破損に至り，圧カスパイクの最大値は約●●MPa[gage]となったが，圧カスパイクの最大値は本評価の結果と同程度であり，限界圧力の0.62MPa[gage]以下であることから，評価項目を満足する。

b. 操作条件

操作条件の不確かさとして、操作の不確かさを「認知」、「要員配置」、「移動」、「操作所要時間」、「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し、これらの要因が運転員等操作時間に与える影響を評価する。また、運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し、評価結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

操作条件の常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作は、解析上の操作時間として代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施から13分後を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は、事象発生90分後に開始することとしているが、余裕時間を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さい。また、本操作の操作開始時間は、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系の運転開始時間も早まることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作は、運転員等操作時間に与える影響として、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。

(3) 操作時間余裕の把握

操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内での操作時間余裕を確認し、その結果を以下に示す。

操作条件の常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作については、事象発生から90分後の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施に対し、原子炉圧力破損までの時間は事象発生から約4.5時間あり、操作時間は約13分間であることから、操作遅れに対して約2.7時間程度の時間余裕がある。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作については、格納容器除熱開始までの時間は事象発生から90分あり、

準備時間が確保できるため、時間余裕がある。なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、原子炉圧力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約4.5時間であり、約3時間の時間余裕がある。

(4) まとめ

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。

3.3.4 必要な要員及び資源の評価

本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は3.2.4と同じである。

3.3.5 結論

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、運転時の異常な過渡変化、原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに、非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、溶融炉心と原子炉圧力容器外の原子炉冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され格納容器が破損に至ることが特徴である。格納容器破

損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、ペDESTAL（ドライウェル部）の水位を約 1m に維持する手段を整備している。

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンス「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗＋FCI（ペDESTAL）」について、有効性評価を行った。

上記の場合には、水蒸気発生によって圧カスパイクが発生するが、格納容器バウンダリにかかる圧力は、格納容器の限界圧力の0.62MPa[gage]を下回るため、格納容器バウンダリの機能は維持される。また、安定状態を維持できる。

(添付資料 3.5.1)

解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は、運転員及び災害対策要員にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。

以上のことから、常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保等の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対して有効である。

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（炉外 F C I）
に関する知見の整理について

1. 炉外 F C I の概要

炉外 F C I は、溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から放出された際に、溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる事象である。このときに発生するエネルギーが大きいと原子炉支持構造材が破損され、格納容器が破損する可能性がある。この圧力上昇については激しい水蒸気発生による場合（圧カスパイク）に加え、水蒸気爆発によって衝撃波が生じる場合が考えられるが、これまでの知見から、水蒸気爆発の発生の可能性は極めて低いと考えられている。F C I に関するこれまでの知見の概要を次に整理する。

2. 過去の知見の整理

過去に実施された代表的な F C I の実験研究として、(旧) 日本原子力研究所で実施された A L P H A 試験、J R C イスプラ研究所で実施された K R O T O S 試験、F A R O 試験、(旧) 原子力発電技術機構で実施された C O T E L S 試験、韓国原子力研究所（K A E R I）で実施された T R O I 試験及び S E R E N A 試験がある。これらの試験では模擬溶融物として UO_2 混合物を用いた試験とアルミナ等を用いた試験がある。各試験の試験条件及び試験結果については、以下に示すとおりである。

2.1 A L P H A 試験

A L P H A 試験^[1]では、テルミット反応による酸化アルミニウム

と鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA試験装置の概要を第1図に示す。試験容器は、内径3.9m、高さ5.7m、容積50m³である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ、水蒸気爆発に関する特性データを計測する試験装置である。ALPHA試験結果のまとめを第1表に示す。高雰囲気圧力(STX008, STX012, STX015)、サブクール度が小さい場合(STX014)は、水蒸気爆発の発生が抑制される試験結果が知見として得られている。溶融物を半減させた3ケース(STX001, STX010, STX013)のうち、2ケース(STX001, STX013)では、水蒸気爆発が発生していない。また、水蒸気爆発のエネルギー変換効率は、1~6%程度となっている。ALPHA試験の代表的試験(STX016)の圧力変化の例を第2図に示す。

2.2 KROTOS試験

KROTOS試験^{[2][3][4]}では、FARO試験が大型試験装置であるのに対して小型の試験装置であるが、主に低圧・サブクール水を条件として試験を実施している。KROTOS試験装置の概要を第3図に示す。KROTOS試験の代表的試験(K37, K42)の圧力変化の例を第4図に示す。KROTOS試験では模擬コリウムとしてUO₂混合物を用いた試験とアルミナを用いた試験を実施している。KROTOS試験結果のまとめを第2表に示す。アルミナ試験では、サブクール度が大きい試験ケース(K38, K40, K42, K43, K49)では、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生しているが、サブクール度が小さい試験ケース(K41, K44, K50, K51)では、外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。一方、UO₂混合物試験では、サブク

ール度に依らず外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。また、 UO_2 混合物試験でも外部トリガ有りでは水蒸気爆発が発生している（K46, K52, K53）が、これらのケースはサブクール度が大きい試験ケースである。また、 UO_2 混合物試験の水蒸気爆発のエネルギー変換効率は、アルミナ試験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ試験と UO_2 混合物の相違については、以下のよう
に考察されている。

- ・アルミナはプール水面近傍でブレイクアップし、粗混合時に粒子が半径方向に拡がり、水蒸気爆発の伝播がしやすくなった可能性がある。
- ・ UO_2 混合物試験では、外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。 UO_2 混合物の方が一般的に過熱度は小さく、 UO_2 混合物の粒子表面が水と接触した直後に表面が固化しやすく、これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。 UO_2 混合物試験では水素が発生し、これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。

2.3 F A R O 試験

F A R O 試験^{[3][5]}では、酸化物コリウム及び金属Zrを含むコリウムが用いられ、多くの試験は高圧・飽和水条件で実施されているが、低圧・サブクール水条件の試験も実施されている。F A R O 試験装置の概要を第5図に示す。F A R O 試験結果のまとめを表3に示す。また、圧力変化の例としてL-14とL-19の圧力挙動を第6図に示す。F A R O 試験のいずれの試験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。F A R O 試験で得られた主な知見は以下のとおりであ

る。

- ・ 高圧・飽和水試験， 低圧・サブクール試験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していない。
- ・ 高圧・飽和水の酸化コリウム試験の場合は一部が粒子化し，一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属 Z r 成分を含んだ試験及び低圧・サブクール試験では全てのコリウムは粒子化した。
- ・ 粒子の質量中央径は比較的大きかったが，試験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。
- ・ 金属 Z r を含めた試験ケース（L-11）では，金属 Z r の酸化により，金属 Z r を含めない試験ケース（L-14）よりも圧力上昇が大きくなる。

2.4 C O T E L S 試験

C O T E L S^[6]試験では，模擬溶融物として $UO_2 - Zr - ZrO_2 - SS$ 混合物を用いており，コリウムに金属成分が含まれている。C O T E L S 試験装置の概要を第 7 図に示す。C O T E L S 試験結果のまとめを第 4 表に示す。C O T E L S 試験の代表的な試験ケース（A1）の圧力挙動を第 8 図，各試験ケースの圧力変化を第 9 図に示す。溶融混合物がプール水に接触した直後（Region 1）は急激な圧力上昇となる。その後，サブクール水では蒸気凝縮が発生し，一時的に圧力が減少する（Region 2）が，溶融混合物からの熱伝達による蒸気発生により，準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する（Region 3）。C O T E L S 試験で得られた主な知見は，以下のとおりである。

- ・サブクール度が大きいケースも含めて、全ての試験での水蒸気爆発は発生していない。
- ・プールに落下した溶融コリウムは、ほとんどがプール水中で粒子化した。
- ・粒子径は、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、質量中央径で 6mm 程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。
- ・コリウム落下速度の大きいケースで、粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また、準定常的な状態での圧力は、溶融物量が多く、サブクール度が小さく、プール水量が少ない程高くなる傾向である。

2.5 T R O I 試験

T R O I 試験^[7]は、韓国原子力研究所（K A E R I）で実施されている試験であり、2007 年から 2012 年までは、K R O T O S 試験とともに O E C D / N E A の S E R E N A プロジェクトとして実施された試験である。T R O I 試験装置の概要を第 10 図に示す。T R O I 試験条件と試験結果のまとめを第 5 表に示す。

Z r O₂を用いた試験では外部トリガリングを与えていないが、圧力スパイクや水蒸気爆発が発生した試験がある。一方、U O₂ - Z r O₂の混合物を用いた試験では、異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギーを変えるため、混合物の割合、水深及び混合物量等の様々な条件による試験を実施し、数ケースでは水蒸気爆発が発生している。T R O I 試験で得られた主な知見は以下のとおりである。

- ・自発的な水蒸気爆発が生じた試験は、融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり、その他の試験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。
- ・水深が深い場合（130cm）では、内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある[8]。

2.6 S E R E N A 試験

S E R E N A 試験は、O E C D / N E A 主導のもと実施されている試験であり、2001年から2006年にかけて実施されたフェーズ1と、2007年から2012年にかけて実施されたフェーズ2に分かれている。フェーズ1では既存の試験に対する再現解析が行われた。また、フェーズ2ではK R O T O S 及びT R O I 装置を使用した試験と、その再現解析が行われた。さらに、両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ2で行われた試験の試験条件及び試験結果を表6に示す。S E R E N A 試験で得られた知見は以下の通りである。

(1) フェーズ1

- ・（解析）解析コードはアルミナを用いた試験によって調整されており、 UO_2-ZrO_2 コリウムの爆発による機械的エネルギー変換効率を過大評価する傾向にある。
- ・（解析）予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉圧力容器

の破損強度と比べて十分小さい。

- ・(解析) 予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は格納容器に影響を与える可能性があるが、解析コードの不確かさとばらつきが大きく、その程度を推定することは難しい。

(2) フェーズ 2

- ・(実験) 80% UO_2 - 20% ZrO_2 コリウムは、70% UO_2 - 30% ZrO_2 コリウムに比べてやや爆発のエネルギーが大きい。これは、フェーズ 1 の結果と逆の傾向であり、さらに考察が必要。
- ・(実験) UO_2 - ZrO_2 のみで構成されるコリウムは、アルミナと比べて爆発のエネルギーは小さい。
- ・(実験) コリウムの組成に酸化物以外（金属の単体など）が含まれる場合について、酸化と水素生成による影響は定量化できなかった。
- ・(実験) 全ての観測された爆発の機械的エネルギー変換効率は、従来観測されていたエネルギー変換効率と同様に、比較的小さい。これは、 UO_2 の密度が高いために熔融コリウムの粒子径が小さくなり、固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと、粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギーを低減したことによると推測されている。

3. F C I 実験の知見の整理

前項で示した F C I 実験の知見を整理し、原子炉压力容器外水蒸気爆発の可能性について考察する。

酸化アルミニウムと鉄からなる模擬熔融物を用いた A L P H A 試験及びアルミナを用いた K R O T O S 試験では、外部トリガ無しで

水蒸気爆発が発生しているが、 UO_2 を用いたKROTOS, FARO, COTELS試験では外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。 UO_2 混合物では一般的に過熱度が小さいため、粗混合粒子表面が早期に固化し、蒸気膜が崩壊しても熔融物の微細化が起きにくく、水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。

TROI試験では UO_2 混合物を用いた場合でもトリガ無しで水蒸気爆発が発生している例 (TROI-10, 12, 13, 14) が報告されている。TROI-10, 12は、熔融物温度が3800K程度の高い温度での試験条件である。また、TROI-13, 14の熔融物温度は、それぞれ2600K, 3000Kであるが、TROI-13では、温度計測に問題があり実際には3500K以上と推測されている。また、TROI-14では、二つの温度計が異なる最高温度 (4000K, 3200K) を示しており、温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると、TROI試験の熔融物温度はかなり高い試験条件と考えられ、他の試験で想定しているような実機条件に近い熔融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。

TROI試験と実機条件の比較を検討するために、模擬熔融物にコリウム (UO_2-ZrO_2) を用いたTROI-10, 12, 23, 25と実機条件の比較を第7表に示す。この表では、第11図に示すRicou-Spalding式による粒子化割合^[9]の概算値を示している。熔融物温度が高く過熱度が大きいTROI-10, 12では、自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して、熔融物温度が高く過熱度が大きいが水深が1.3mと深いTROI-23では、水蒸気爆発は発生していない。これは、水深が深いことにより、熔融物粒子が底部に到着するまでの沈降時間が長くなり、熔融物粒子が固化しやすいため、溶

融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる^[8]。

水蒸気爆発が発生した TROI-10, 12 の粒子化割合は約 60% であるが、水深がより深い TROI-23 では、粒子化割合が約 80% と比較的大きい値となっており、底部に到達する前に固化する熔融物粒子が比較的多いと考えられる。一方、水深及び粒子化割合は TROI-10, 12 と同程度であるが、熔融物温度がやや低い TROI-25 では、蒸気発生による圧力上昇 (Steam Spike) は生じているが、水蒸気爆発は発生していない。熔融物温度が低い場合、過熱度が小さく粒子が固化しやすいため、水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。

実機条件では、熔融ジェットの初期直径は計装配管口径 (約 4cm) ~ 制御棒駆動機構ハウジングの直径 (約 15cm) 程度と想定されるが、ペデスタル (ドライウェル部) 注水対策により水深は 1m となる。これより、粒子化割合は約 35% ~ 90% となるが、熔融物温度が約 2650K 以下と水蒸気爆発が発生した TROI 試験よりも十分低いと考えられ、大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

また、いくつかの TROI 試験では水蒸気爆発が発生したときの機械的エネルギー変換効率が報告されている (第 5 表)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギー変換効率は 0.4% である。これは、ALPHA 試験 (第 1 表) や KROTOS 試験 (第 2 表) で観測されているように、アルミナによる金属模擬熔融物試験の値に対して比較的小さい値となっている。

また、KROTOS 試験 (K46, K52, K53) では、 UO_2 混合物を用いた試験でも外部トリガを与えた場合は水蒸気爆発が観測されているが、これらの試験ケースはサブクール度が大きい試験ケースで

ある（K46 のサブクール度：83K，K52 のサブクール度：102K，K53 のサブクール度：122K）。従って，サブクール度が大きい場合には， UO_2 混合物を用いた場合でも，水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは，サブクール度が大きい場合には，粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し，蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。

しかし，KROTOS試験のK52，K53と同程度の高サブクール度の条件であるFARO試験のL-31（サブクール度：104K），L-33（サブクール度：124K）では，水蒸気爆発が発生していない。これらの試験の UO_2 混合物量は，KROTOS試験が数kgであるのに対して100kg程度であり，より実機条件に近い。

また，COTELS試験の高サブクール試験（A11）でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS試験は，BWRの原子炉压力容器外FCIを模擬した試験であり，熔融物に压力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また，熔融物量も50kg程度であり，KROTOS試験よりも実機条件に近い。

以上より， UO_2 混合物の熔融物量が少ないKROTOS試験では，水蒸気爆発が発生しているが，熔融物量が多くより実機体系に近い大規模試験であるFARO試験，COTELS試験では，水蒸気爆発は発生していない。

FCI試験では，水蒸気爆発のトリガを発生させるために，高压ガスを封入した装置（KROTOS試験では最大20MPaのガスを封入可能な装置）を用いている。水蒸気爆発のトリガは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており，トリガ装置により圧力パルスを発生させ蒸気膜を不安定化させる効果が

あると考えられる。実機条件では、このようなトリガ装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられない。また、熔融物がプール底部に接触することでトリガ要因となることが考えられるが、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬したCOTELS試験の試験装置では、BWRのペDESTAL底部と同様に平板コンクリートを模擬した試験装置としており、実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。

また、実機条件では、水深が試験条件よりも深くなる可能性があるが、水深が深いことにより、熔融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、熔融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、熔融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

以上より、BWRの実機条件において水蒸気爆発のトリガとなる特段の要因は考えられないため、実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。

上記の試験条件と実機条件の検討より、実機においては、格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。

4. 参考文献

- [1]N.Yamano, Y.Maruyama, T.Kudo, A.Hidaka, J.Sugimoto,
Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the
ALPHA program, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995
- [2]I.Huhtiniemi, D.Mgallon, H.Hohmann, Results of recent KROTOS
FCI tests : alumina versus corium melts, Nucl. Eng. Des. 189

- 379-389, 1999
- [3]D. Magllon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006
- [4]H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts, NUREG/CR-6623, 1999
- [5]D. Magallon, et al, Lessons learn from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999
- [6]M. Kato, H. Nagasaka, COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions, JAERI-Conf 2000-015, 2000
- [7]V. Tyrpekl, Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism, 2012
- [8]J. H. Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04
- [9] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
- [10]J. H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO₂/ZrO₂ mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003
- [11]J. H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosion from the TROI Experiment, Nucl. Texh., Vol.158 378-395, 2007
- [12]NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015
- [13]NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01

第 1 表 ALPHA 試験の主要な試験条件及び試験結果^[1]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量(kg)	圧力(MPa)	水温度(K)	水深(m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー 変換効率(%)
ALPHA	STX002	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	—
	STX003	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	292	1.0	No	Yes	—
	STX005	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	300	1.0	No	Yes	—
	STX009	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	—
	STX016	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	293	1.0	No	No	—
	STX010	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	297	1.0	No	Yes	—
	STX013	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	284	1.0	No	No	—
	STX014	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	372	1.0	No	No	—
	STX008	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	288	1.0	No	No	—
	STX012	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	290	1.0	No	No	—
	STX015	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.00	282	1.0	No	No	—
	STX006	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	298	1.0	No	No	—
	STX011	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	290	1.0	No	Yes	—
	STX019	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	1.0	No	No	—
	STX021	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05

第 2 表 K R O T O S 試験の主要な試験条件及び試験結果^{[2][3][4]}

試験名	試験 ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部 トリガ	水蒸気爆発 発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3073	0.1	5	1.11	No	No	—
	K42	Alumina	1.5	2465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2473	0.1	13	1.11	No	No	—
	K51	Alumina	1.7	2748	0.1	5	1.11	No	No	—
	K32	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3063	0.1	22	1.08	No	No	—
	K33	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3063	0.1	75	1.08	No	No	—
	K35	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3023	0.1	10	1.08	Yes	No	—
	K36	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3025	0.1	79	1.08	Yes	No	—
	K37	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3018	0.1	77	1.11	Yes	No	—
	K45	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3106	0.1	4	1.14	Yes	No	—
	K46	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	—
	K47	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3023	0.1	82	1.11	Yes	No	—
	K52	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	2.6	3133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
	K53	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.6	3129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05

第 3 表 F A R O 試験の主要な試験条件及び試験結果^[3]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
FARO	L-06	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	18	2923	5	0	0.87	No	No	—
	L-08	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	44	3023	5.8	12	1.00	No	No	—
	L-11	77wt%UO ₂ -19wt%ZrO ₂ -4wt%Zr	151	2823	5	2	2.00	No	No	—
	L-14	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	125	3123	5	0	2.05	No	No	—
	L-19	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	157	3073	5	1	1.10	No	No	—
	L-20	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	96	3173	2	0	1.97	No	No	—
	L-24	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	177	3023	0.5	0	2.02	No	No	—
	L-27	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	117	3023	0.5	1	1.47	No	No	—
	L-28	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	175	3052	0.5	1	1.44	No	No	—
	L-29	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	39	3070	0.2	97	1.48	No	No	—
	L-31	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	92	2990	0.2	104	1.45	No	No	—
L-33	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	100	3070	0.4	124	1.60	Yes	No	—	

第 4 表 C O T E L S 試験の主要な試験条件及び試験結果^[6]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
COTELS	A1	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	—
	A4	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	—
	A5	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	—
	A6	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	—
	A8	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	—
	A9	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	—
	A10	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	—
	A11	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	—

第5表 TROI試験の主要な試験条件及び試験結果 (1/2) [7][8][10][11]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
TROI	1	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	5	>3373	0.1	365	0.67	—	Steam Spike	—
	2	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	5.5	>3373	0.1	365	0.67	—	No	—
	3	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.88	>3373	0.1	323	0.67	—	No	—
	4	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.2	>3373	0.1	292	0.67	—	Yes	—
	5	98.5wt%ZrO ₂ -1.5wt%Zr	2.9	3373	0.1	337	0.67	—	Yes	—
	9	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	4.3	3200	0.1	296	0.90	—	No	—
	10	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8.7	3800	0.117	298	0.67	—	Yes	—
	11	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	9.2	>3800	0.111	296	0.67	—	No	—
	12	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8.4	3800	0.11	293	0.67	—	Yes	—
	13	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	7.7	2600 ^(注1)	0.108	292	0.67	—	Yes	0.40
	14	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	6.5	3000 ^(注2)	0.105	285	0.67	—	Yes	—
	17	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂						—	No	—
	18	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	9.1					—	—	—
	21	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3000	0.110	298	1.30	No	No	—
	22	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	2900	0.110	297	1.30	No	No	—
	23	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3600	0.110	293	1.30	No	No	—
	24	ZrO ₂	9.5	3600	0.110	288	0.67	No	Yes	—
25	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	15.0	3500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	—	
26	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	—	

(注1) 参考文献[10]によれば温度計測に問題があり、実際には3500K以上と推測されている。

(注2) 参考文献[10]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

第 5 表 T R O I 試験の主要な試験条件及び試験結果 (2/2)

試験名	試験 ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部 トリガ	水蒸気爆発 発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
TRO I	29	50wt%UO ₂ -50wt%ZrO ₂	11.5					—	No	—
	32	87wt%UO ₂ -13wt%ZrO ₂						—	No	—
	34	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	10.5	~3000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8	~3000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	5.3	~3000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	8.1	~3000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	5.3	~3000	0.105	288	1.30	—	No	—
	39	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	3.4	~3000	0.106	285	1.30	—	No	—
	40	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	11.1	~3000	0.312	287	1.30	—	No	—
	49	62.3wt%UO ₂ -15wt%ZrO ₂ -11.7wt%Zr-11wt%Fe	15.96	2730 (3360)				—	—	—
	50	59.5wt%UO ₂ -18wt%ZrO ₂ -11.9wt%Zr-10.6wt%Fe	14.46					—	—	—
	51	60.5wt%UO ₂ -16.7wt%ZrO ₂ -12.1wt%Zr-10.7wt%Fe	6.3 (14.2 load)	2695 (3420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	—
	52	61wt%UO ₂ -16wt%ZrO ₂ -12wt%Zr-11wt%Fe	8.6 (14.1 load)	2650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	—

第 6 表 SERENA 試験（フェーズ 2）の主要な試験条件及び試験結果^[12]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
SERENA (TROI/ KROTOS)	TS-1	73.4wt%UO ₂ -26.6wt%ZrO ₂	15.4	~3000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	68wt%UO ₂ -32wt%ZrO ₂	12.5	3063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	71wt%UO ₂ -29wt%ZrO ₂	15.9	3107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	81wt%UO ₂ -19wt%ZrO ₂	14.3	3011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	76wt%UO ₂ -18.3wt%ZrO ₂ -5wt%Zr-0.7wt%U	17.9	2940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	73.3wt%UO ₂ -18.5wt%ZrO ₂ -4.9wt%Fe ₂ O ₃ -3.3wt%FP	9.3	2910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	2.4	2969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	3.9	3049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	0.8	2850	—	332	1.1	Yes	— (注 1)	— (注 1)
	KS-4	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	2.3	2958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	80.1wt%UO ₂ -11.4wt%ZrO ₂ -8.5wt%Zr	1.7	2864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event ^(注 2)	— (注 2)
	KS-6	73wt%UO ₂ -20.4wt%ZrO ₂ -4.1wt%Fe ₂ O ₃ -2.5wt%FP	1.7	2853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	~0

(注 1) 実験失敗

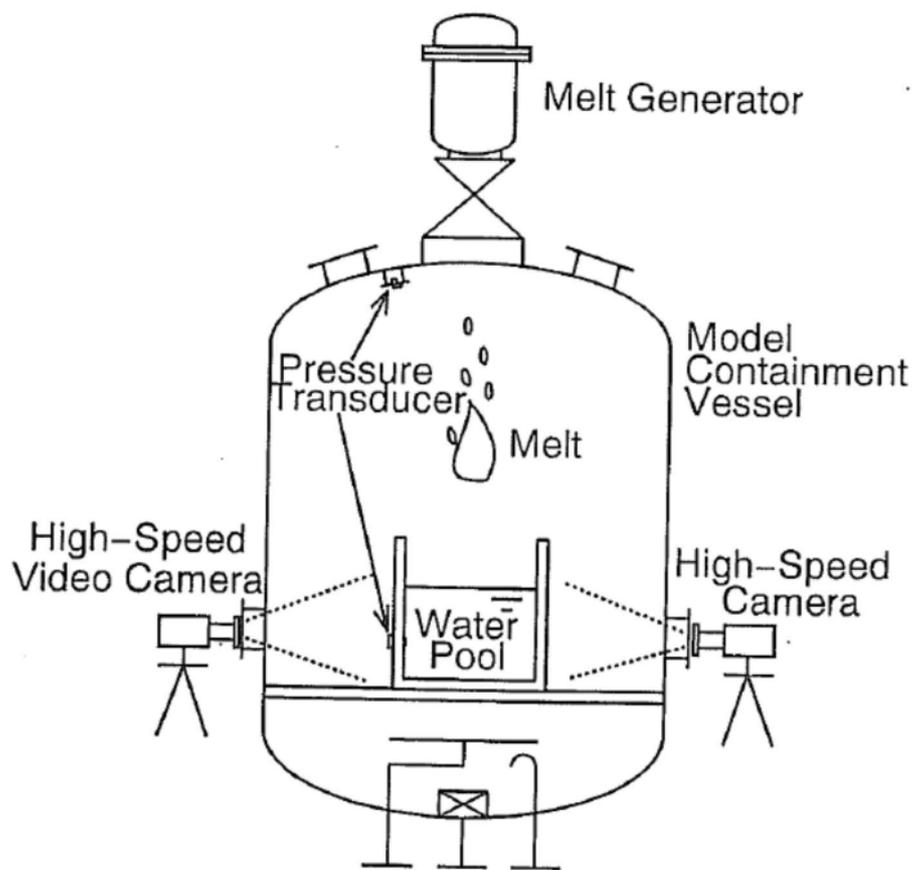
(注 2) 計測失敗

第 7 表 T R O I 試験と実機条件の比較

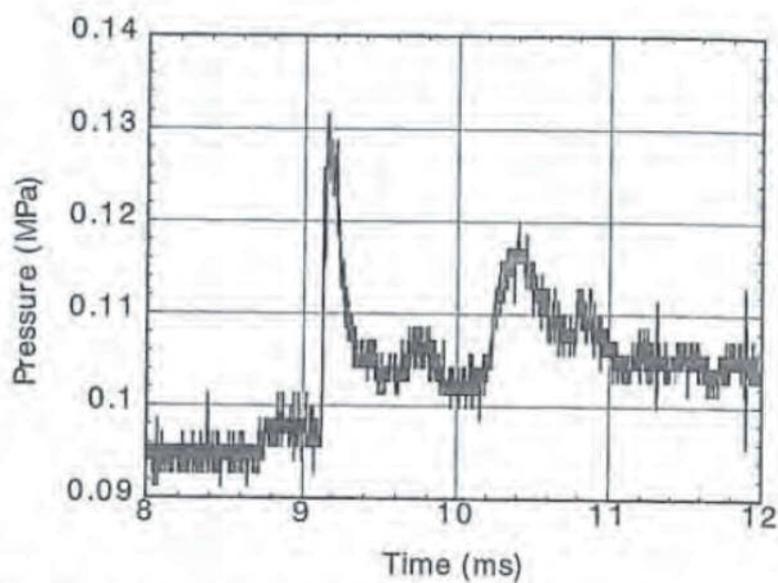
試験ケース	熔融物温度 (過熱度) (注 1)	熔融 ジェット径	水深	粒子化割合 (注 2)	水蒸気爆発
TR0I-10	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TR0I-12	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TR0I-23	3600K (700K)	7.4cm	1.30m	約 80%	No
TR0I-25	3500K (600K)	8.0cm	0.67m	約 50%	Steam Spike
実機条件	約 2650K (約 140K)	約 4~15cm	1m	約 35~90%	—

(注 1) 試験条件の過熱度は UO_2 / ZrO_2 の相図^[13]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値
 実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の熔融物（酸化層）の過熱度の概算値

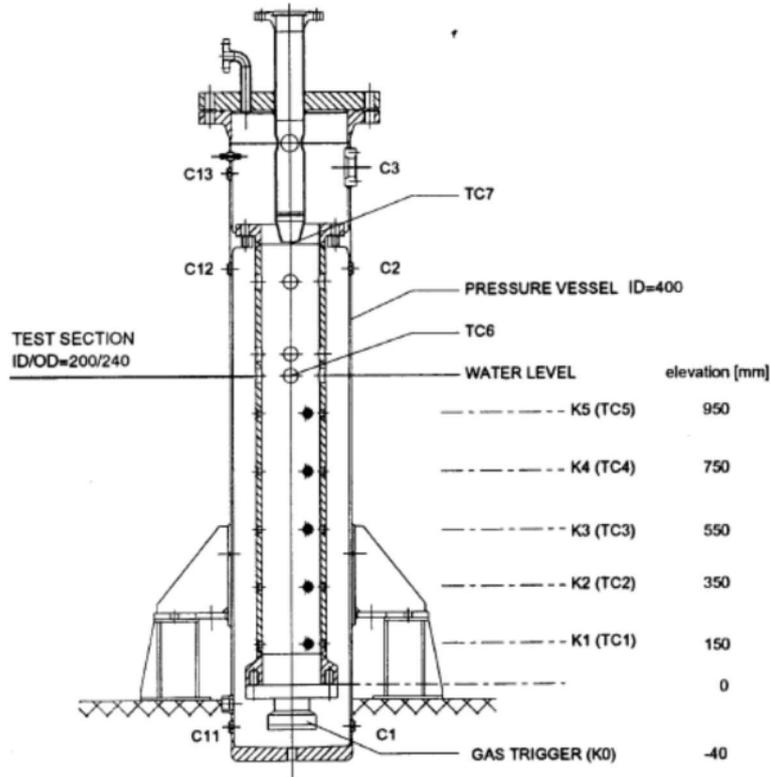
(注 2) R i c o u - S p a l d i n g 相関式 (図 11) による概算評価値



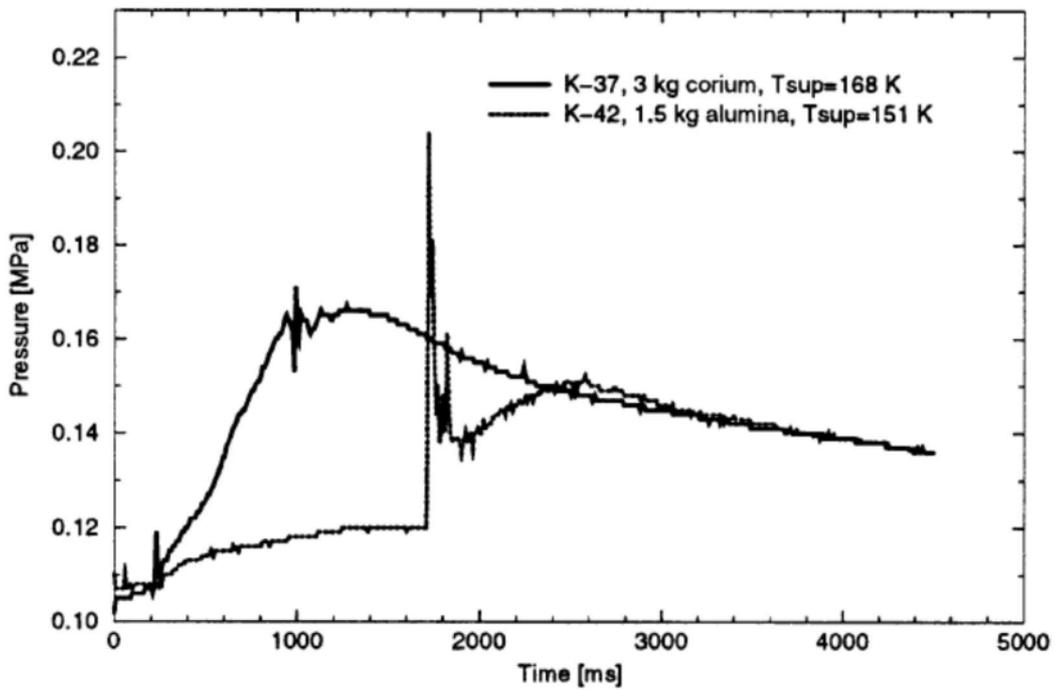
第 1 図 ALPHA 試験装置の概要



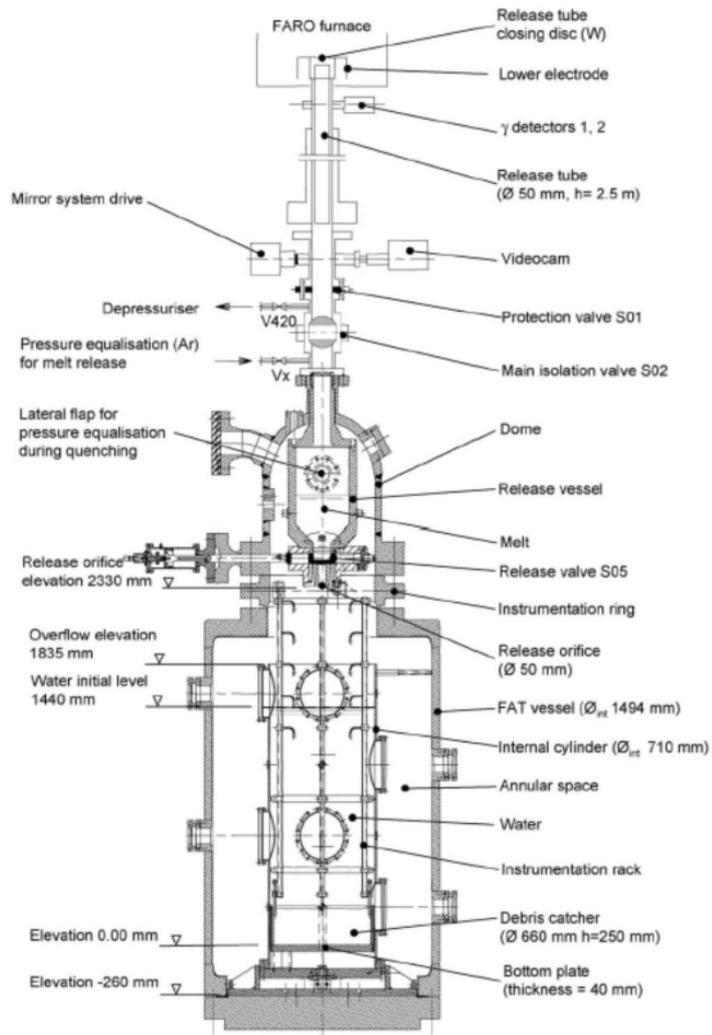
第 2 図 ALPHA 試験の圧力評価の例 (STX016)



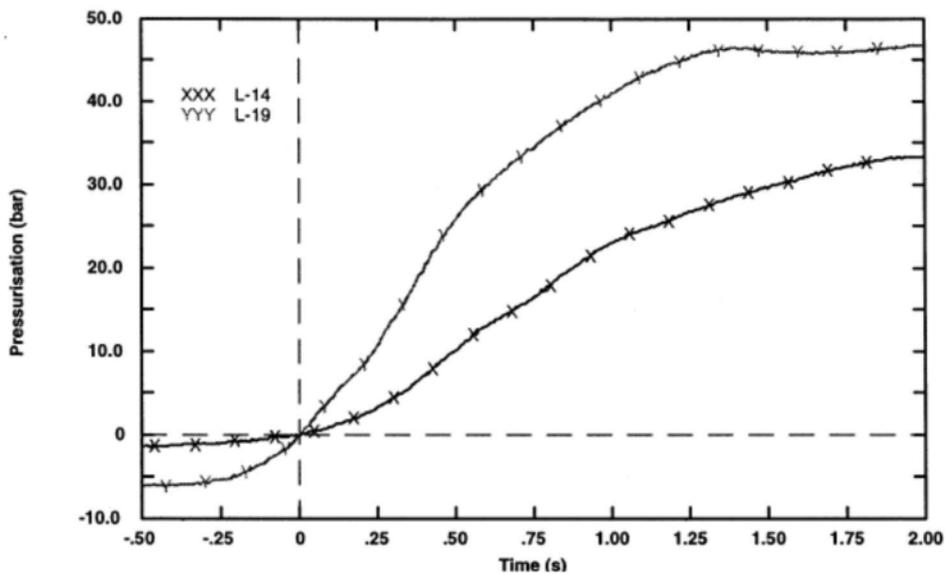
第 3 図 K R O T O S 試験装置の概要



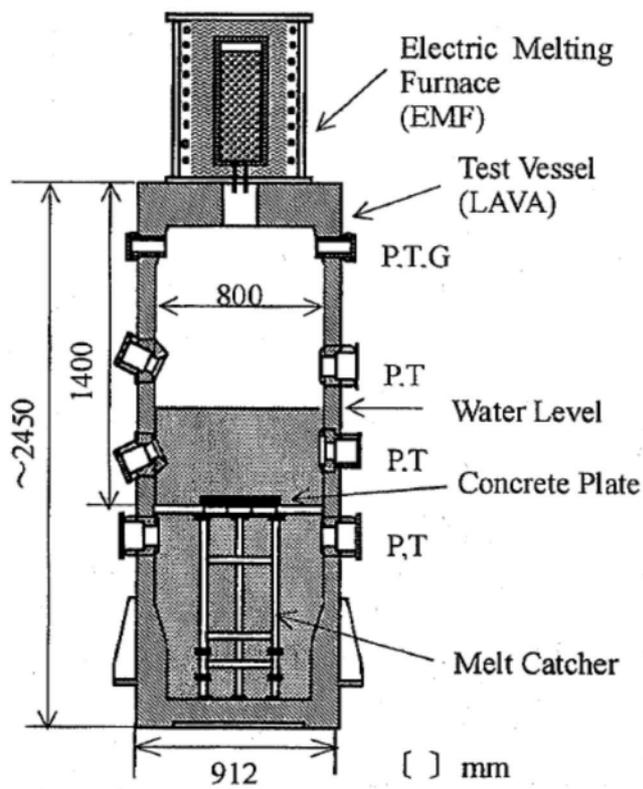
第 4 図 K R O T O S 試験の代表的圧力変化の例 (K37, K42)



第 5 図 F A R O 試験装置の概要

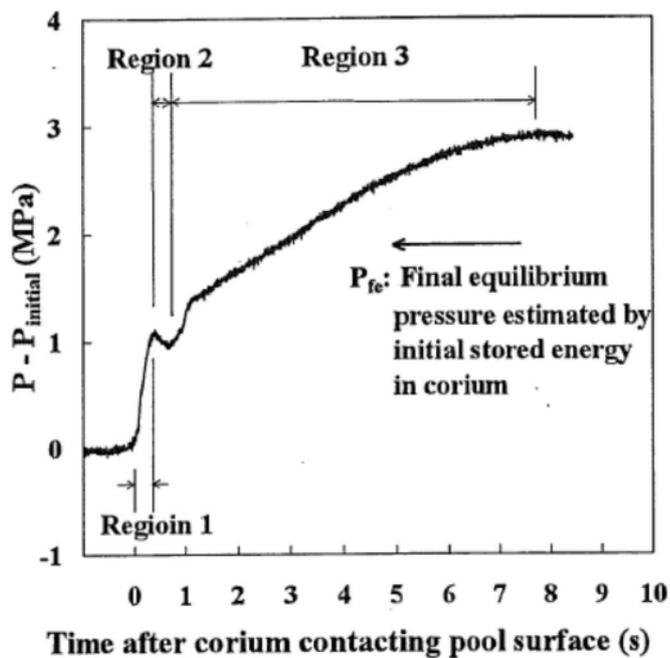


第 6 図 F A R O 試験の圧力変化の例 (L-14, L-19)

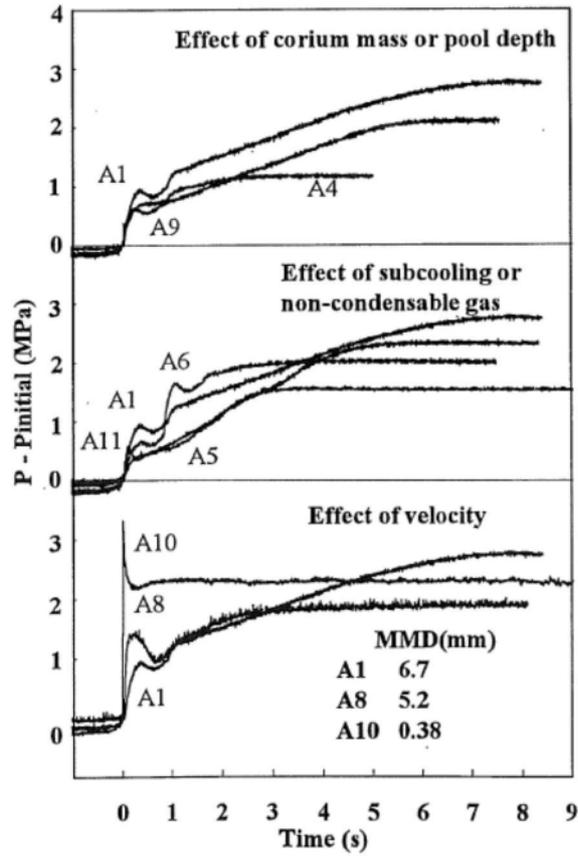


P: Pressure, T: Temperature,
G: Gas sampling line

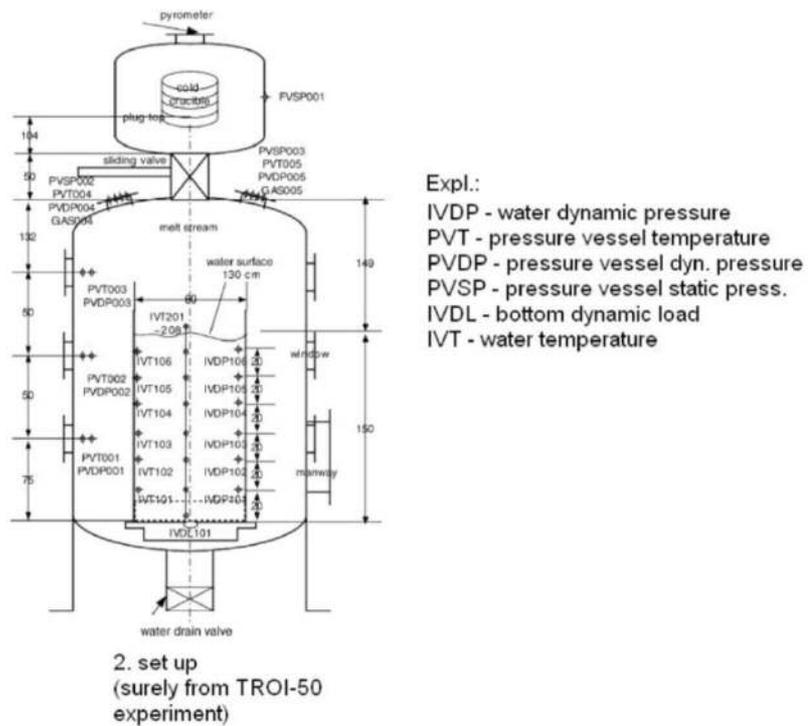
第 7 図 C O T E L S 試験装置の概要



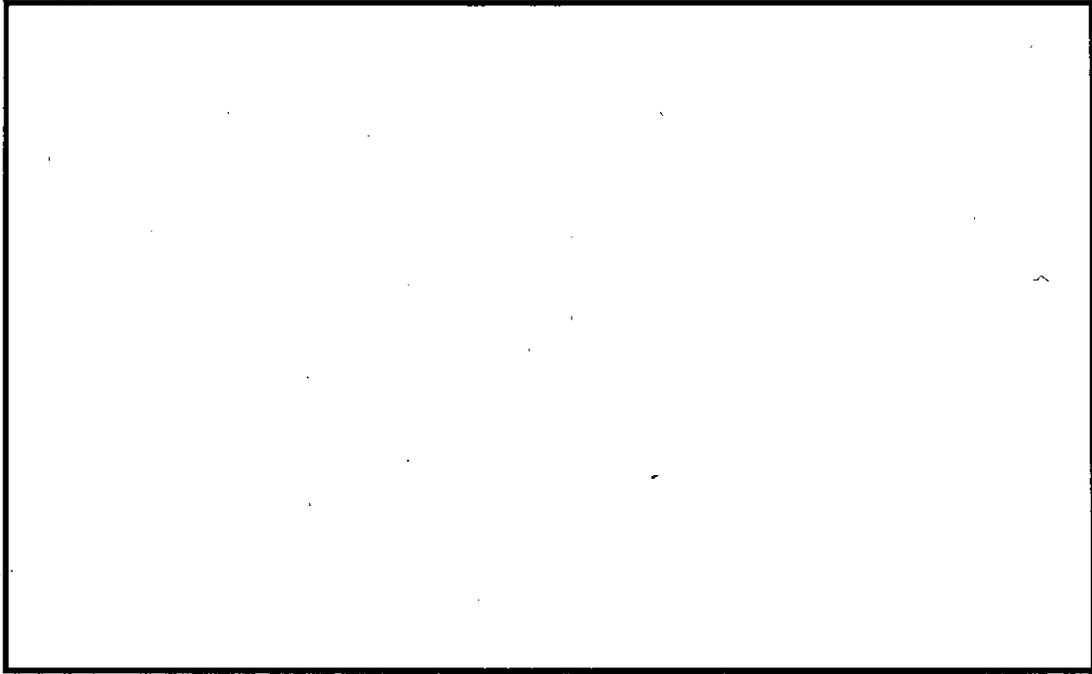
第 8 図 C O T E L S 試験の圧力変化の例 (A1)



第 9 図 C O T E L S 試験の各試験ケースの圧力変化



第 10 図 T R O I 試験装置の概要

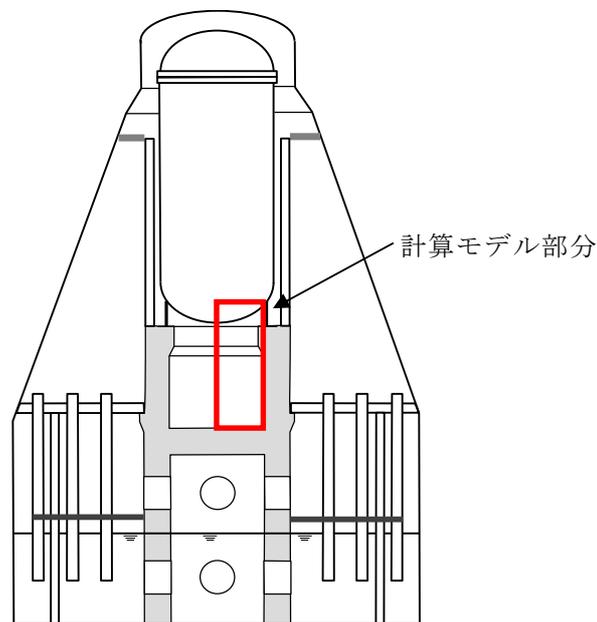


第 11 図 Ricou-Spalding 相関式による
粒子化割合のマップ

J A S M I N E 解析について

1. 計算体系の幾何形状

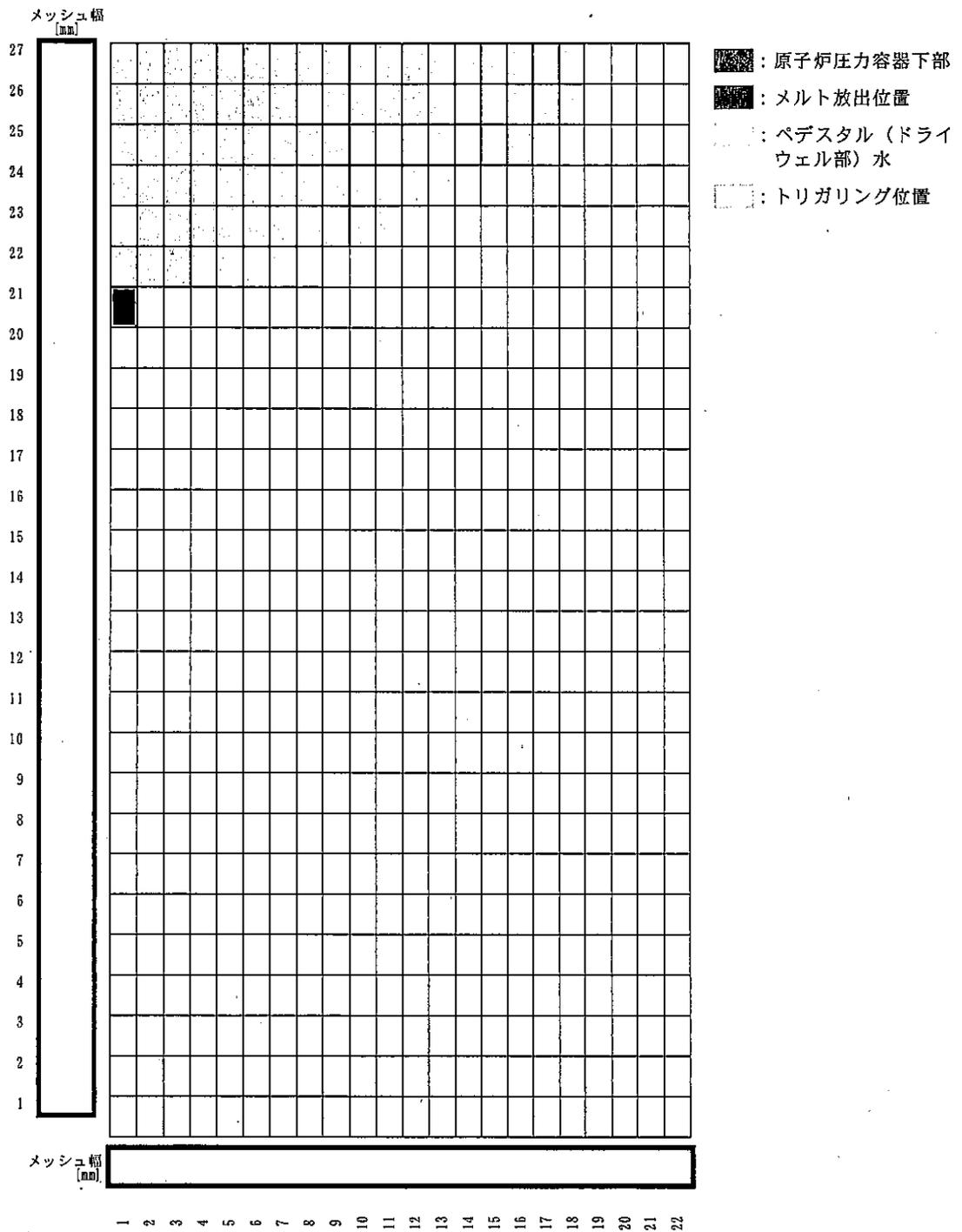
J A S M I N E の計算体系にてモデル化した領域を第 1 図に示す。モデル化した領域は、原子炉压力容器底部、ペDESTAL（ドライウェル部）側面及び床面となる。



第 1 図 J A S M I N E の計算体系にてモデル化した部分

2. メッシュ分割

第 1 図に示す計算体系に対する J A S M I N E コードでのメッシュ分割を第 2 図に示す。メッシュ分割数は、J A S M I N E コードの制限値(X 軸 30 セル, Y 軸 40 セル)以内で、おおむね均等セルとなるよう調整した。



第2図 JASMINEの計算体系モデル

3. 溶融物放出履歴

第1表にメルト放出速度, メルト放出口径の時刻歴を示す。

第1表 メルト放出速度, メルト放出口径の時刻歴

時刻 [sec]	メルト放出速度 [m/s]	メルト放出口径 [m]
0		
146.0		
146.1		

4. 溶融炉心の組成

JASMIN Eでは溶融炉心の組成を入力条件とはしていない。

5. 溶融炉心物性値

第2表に溶融炉心物性値を示す。本解析では, 組み込みライブラリ (jasmine.corium2) を用いている。JASMIN Eコード付属の溶融コリウム模擬のライブラリ (jasmine.corium, jasmine.corium2, jasmine.corium3) のうち, 物性値が実機条件に近いと考えられる jasmine.corium2 を採用した。

6. 主要入力値

第3表に主な入力条件を示す。

第2表 溶融炉心物性値

No.	項目	物性値		備考
		数値	単位	
1	溶融点		[K]	組み込みライブラリ (jasmine.corium2) に基づく値
2	固相線温度		[K]	
3	液相線温度		[K]	
4	固相密度		[kg/m ³]	
5	液相密度		[kg/m ³]	
6	液相比熱		[J/(kg·K)]	
7	固相比熱		[J/(kg·K)]	
8	溶融潜熱		[J/kg]	
9	熱伝導率		[W/(m·K)]	
10	粘性係数		[Pa·s]	
11	表面張力		[N/m]	
12	輻射率		[-]	

第3表 主な入力条件 (1/2)

No.	入力	値 (定義)	単位	備考
1	初期圧力		[Pa]	M A A P 解析結果に基づく値
2	プール水温		[K]	
3	落下メルト総重量		[kg]	
4	メルトジェット温度		[K]	jasmine付属のメルトの物性値パッケージjasmine.corium2のリキダス [] に, M A A P 解析における下部プレナム内の熔融デブリの酸化物層の過熱度としてBWR代表条件の [] を考慮した値
5	メルト放出速度		[m/s]	M A A P 解析に基づく原子炉圧力容器破損時のデブリ流入速度の最大値
6	メルト放出口径		[m]	原子炉圧力容器底部の貫通配管で最も口径の大きいCRDチューブ径0.15mを保守的に丸めて [] を設定
7	プール水深	1	[m]	手順上定める値
8	粗混合時液滴径		[m]	大規模F C I実験結果 (F A R O, C O T E L S 等) の粒径分布から代表粒子径として設定
9	爆発後粒子径	0.00005	[m]	文献 [1] 記載のJ A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用
10	ブレイクアップ係数	1.0	[—]	
11	液滴速度ファクタ	5	[—]	
12	トリガリング位置	ペDESTAL (ド ライウエル部) 中心, 底から0.2m	[m]	爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く, 爆発の強度が大きくなりやすい条件として, トリガ位置には底部から軸方向1セル目を選定

[1] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v. 3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

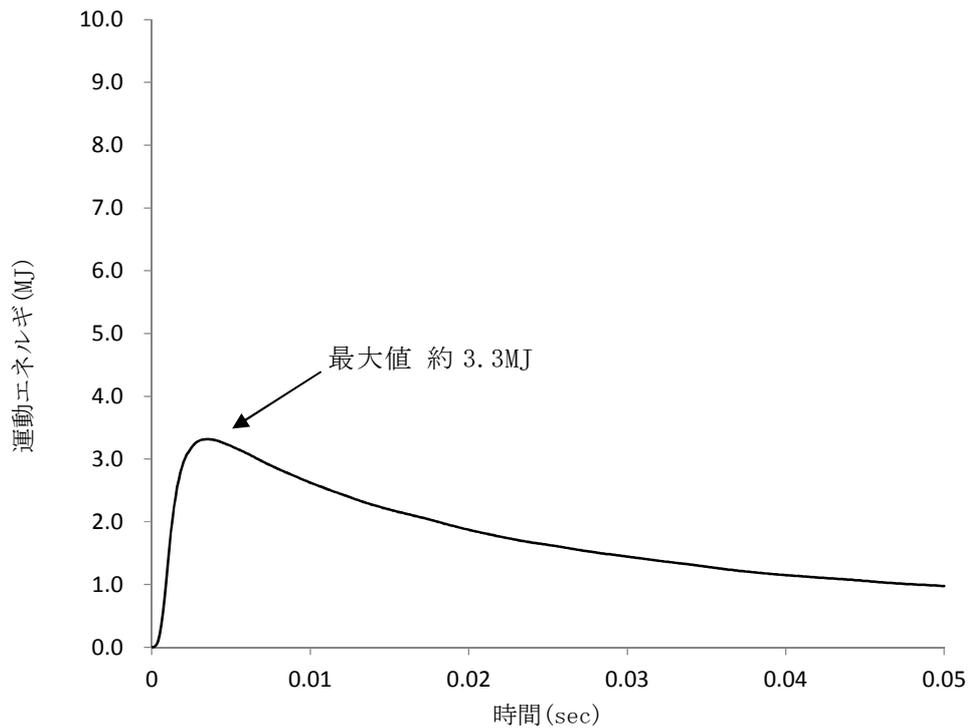
第3表 主な入力条件 (2/2)

No.	入力	値 (定義)	単位	備考
13	トリガリングタイミング	粗混合融体質量の最初のピークとなる時刻	[sec]	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として設定
14	トリガ閾値	5×10^5	[Pa]	マニュアルによるトリガ圧力の設定範囲500kPa-10MPaより, 500kPaを設定
15	フラグメンテーションモデル	Caracharios (1983) モデル	[-]	—
16	フラグメンテーション条件	粒子温度の平均温度が融点以上	[-]	—
17	フラグメンテーション係数	0.35	[-]	文献 ^[1] 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用
18	フラグメンテーション時間	1×10^{-3}	[sec]	
19	蒸発に用いられるエネルギー割合	融体の寄与 : 0.02 フラグメント放熱の寄与 : 0.7	[-]	
20	フラグメンテーションにおけるボイド緩和係数	ボイド率0.3~0.75でカットオフ	[-]	
21	トリガ点圧力	1×10^7	[Pa]	ピーク圧力よりも低くかつトリガ閾値圧力500kPaよりも十分大きい圧力として設定
22	トリガ点ガス割合	粗混合解析結果の引き継ぎ	[-]	トリガ気相割合は, 粗混合解析の結果に基づきトリガ発生時点でのトリガセルでの気相割合を設定
23	トリガ点ガス温度	1,000	[K]	文献 ^[1] 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用

[1] K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

7. 解析結果

第3図に水蒸気爆発に伴う運動エネルギーの推移を示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合にペDESTAL（ドライウェル部）の水に伝達される運動エネルギーの最大値は約3.3MJである。



第3図 水蒸気爆発による運動エネルギーの推移

水蒸気爆発評価の解析モデルについて

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止対策に関する重大事故等対策の有効性評価において、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対して、水蒸気爆発（以下、本資料において「SE」という。）の発生を仮定した場合のペDESTALの構造評価に適用するLS-DYNAコードの解析モデルについて整理したものである。

2. 計算要素

LS-DYNAコードでは、3次元のペDESTALの構造応答の観点より、計算要素は以下のとおり設定している。

- ・ 構造材に力を伝える流体には、流体に対して移動境界を比較的容易に表せるALE Solid要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートのコンクリート部分には、境界面が移動又は変形してもメッシュが追従し、主として固体に適用性があるLagrange Solid要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートの鉄筋部分には、Lagrange要素のうち細い棒状の固体に対して適用性があるLagrange Beam要素を用いる。

3. 境界条件

ペDESTALは原子炉圧力容器（以下、本資料において「RPV」という。）を支持する、上層円筒部と下層円筒部の間に床スラブを有する円筒形の鉄筋コンクリート構造の構築物である。

解析は3次元モデルを用いて、気相部、液相部、爆発源、コンクリート及

び鉄筋を1/2体系でモデル化している。なお、人通用開口部の下端はペDESTAL水面より2m程度上の位置であり、SEによる動的荷重は直接作用しないことから、当該モデルでは人通用開口部は模擬しない。

ペDESTALは基部の格納容器との取り合い部を介して、RPV等から作用する荷重を基礎マットに伝達する構造であることから、格納容器との取り合い部を固定境界とする。RPVは上部のスタビライザに支持されており、また、ペDESTAL外の領域にはコンクリート床（ダイアフラムフロア）等の周辺構造が存在するが、ペDESTALの変形を保守的に大きく評価する観点より、これら周辺構造物による拘束効果は考慮しない。

ペDESTALのRPV支持機能を評価する観点で、ペDESTAL上部に作用するRPV、原子炉しゃへい壁の自重を考慮する。

SEによってもペDESTAL床スラブのデブリ保持機能が維持されることを評価する観点より、解析時刻0秒より床スラブに対してSE発生前から生じるデブリジェットによる動的荷重を考慮する。また、保守的にSE発生後のデブリ荷重も考慮することとし、解析時刻50ミリ秒からSE発生後に生じるデブリジェットによる動的荷重、及びペDESTAL内構造物を含むデブリの自重を負荷する。

ペDESTALの構造概要図を図3-1に、解析モデル境界条件を図3-2に示す。また、表3-1に荷重条件を示す。

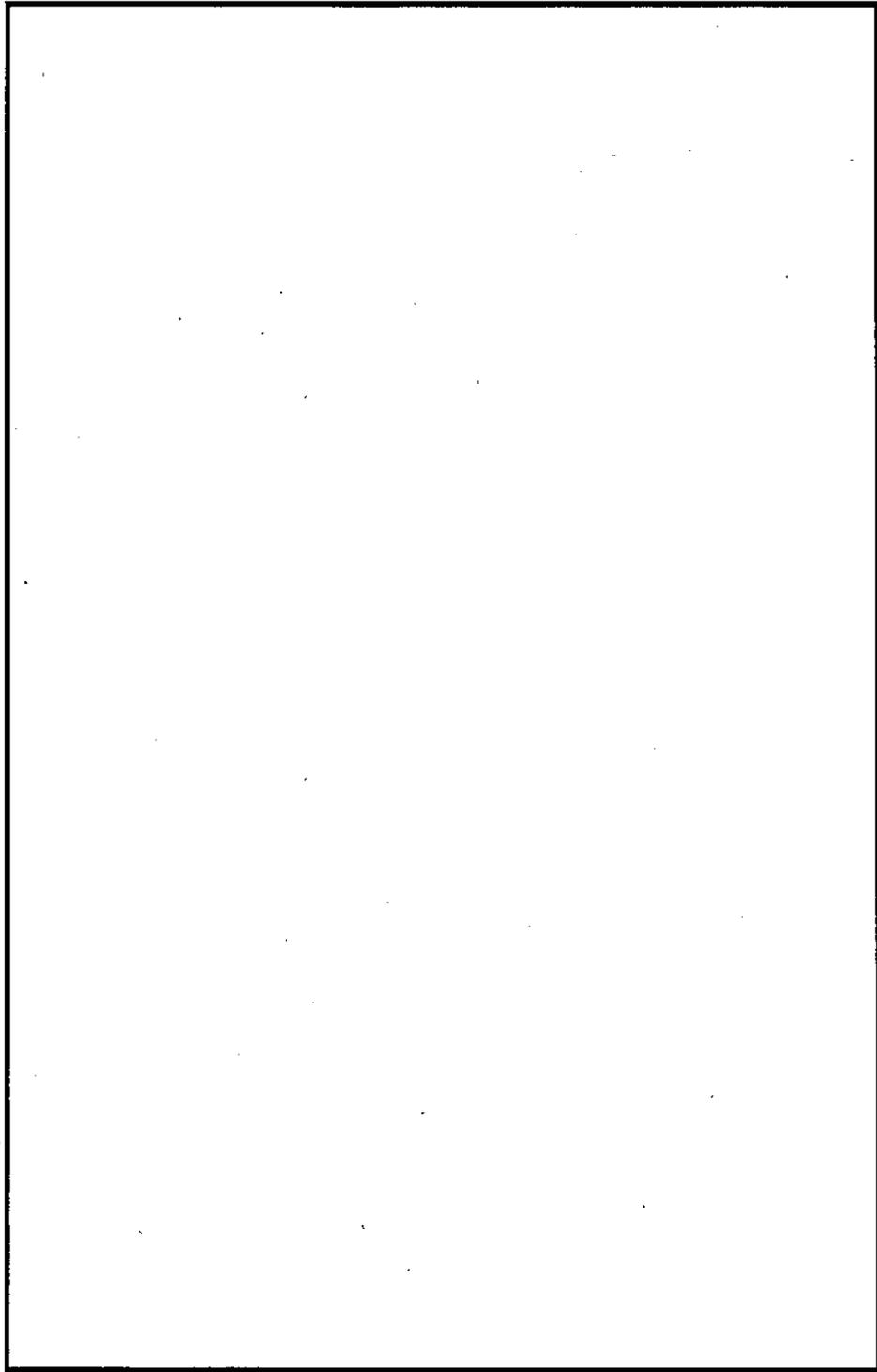


図 3-1 ペデスタル構造概要図

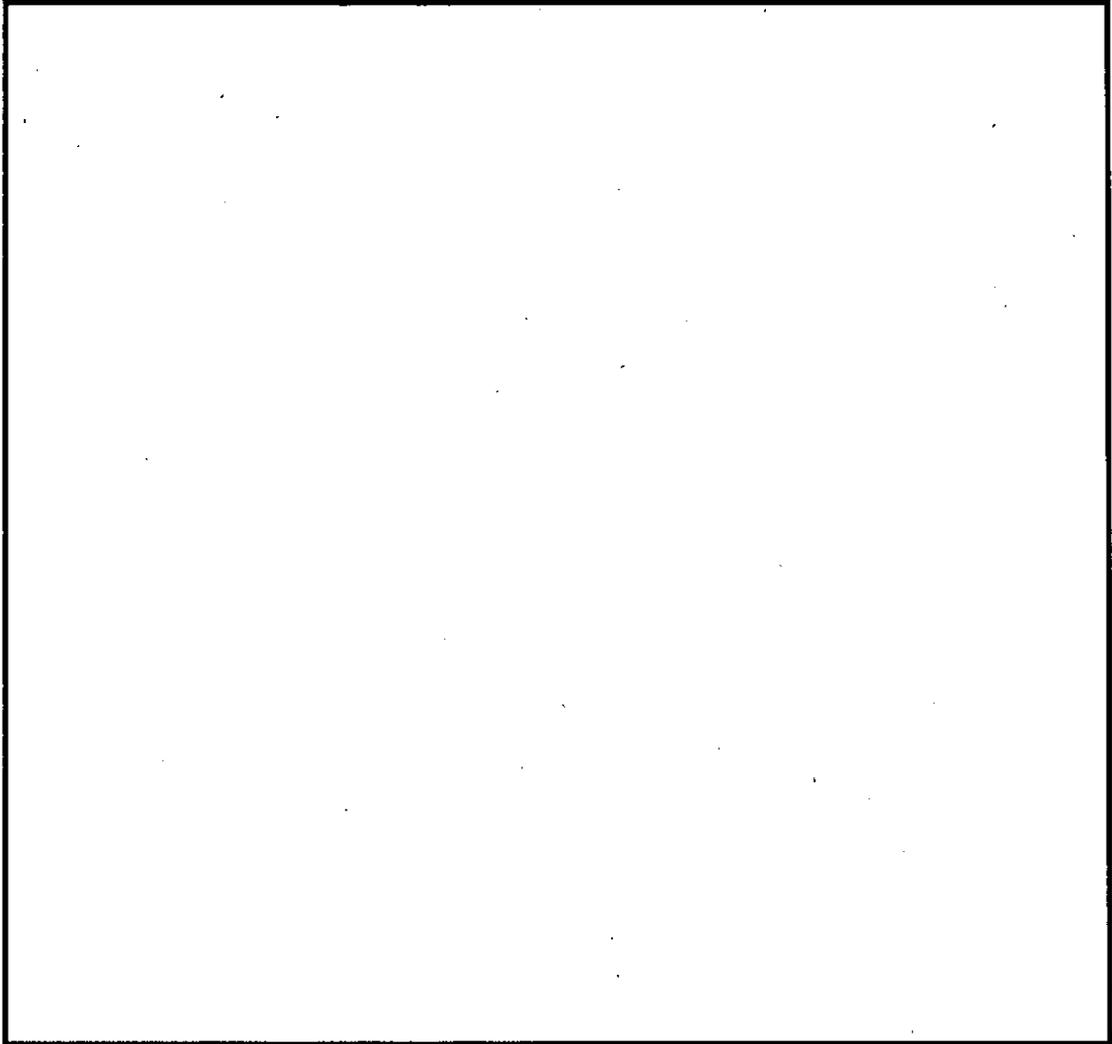


図 3-2 解析モデル境界条件

表 3-1 荷重条件

項目	値	荷重位置
R P V等自重	約 2.08×10^4 kN	ペDESTAL上部
S E前のデブリジェット荷重 ^{※1}	約 70kN	床スラブ中心
S E後のデブリジェット荷重 ^{※2}	約 700kN	床スラブ中心
S E後のデブリ自重	約 4.17×10^3 kN	床スラブ全面

※1 R P V破損時における破損口径を考慮した荷重条件

※2 M A A P解析におけるアブレーションを考慮した破損口径及びデブリ放出速度に基づく荷重条件

4. 材料モデル

4.1 流体モデル

流体の影響を考慮する際、特定の粒子の運動を知るより、空間に固定されたメッシュ内での流動状態や時間変化を知る方が重要である。また、構造物との連成を考慮した場合、流体は移動境界を比較的容易に表せる ALE 要素を用いるのが適当である。以下に流体要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-1 要素プロパティ一覧

部位	要素
爆発源	ALE 要素 (Solid)
液相	ALE 要素 (Solid)
気相	ALE 要素 (Solid)

4.2 構造物モデル

構造物の変形を考慮する際、構造物メッシュの変形を考慮する必要がある。メッシュ自体の変形を考慮する場合、粒子の集まりが時間とともに、どのように動いていくか（メッシュ点がどのように動いていくか）に着目する Lagrange 要素を用いるのが適当である。

鉄筋コンクリートのコンクリート部分については、板厚が大きく、かつ、モデル中に鉄筋を含める必要があるため Lagrange (Solid) 要素を用いる。

鉄筋については、少ない要素数で解析精度が確保できる Lagrange (Beam) 要素を用いる。

以下に構造物要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-2 要素プロパティ一覧

部位	要素
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素

4.2.1 コンクリート

表 4-3 にコンクリートの材料特性を示す。

表 4-3 コンクリートの材料特性

項目	設定
状態方程式	非線形
構成則	RHTモデル
破壊則	RHTモデル
圧縮強度	22.065MPa (設計基準強度 225kg/cm ²)
密度	<input type="text"/> kg/m ³

本解析ではコンクリート衝撃解析での利用を想定した状態方程式、構成則、破壊則により構成されるRHTモデルを用いる。

構成則は圧力、3軸応力状態及びひずみ速度効果が考慮されており、コンクリート構造物の構造応答解析に適している。また、本モデルは、JNESによるコンクリート製砂防ダムを模擬した検証解析^[1]が行われている。

[1] 平成 13 年度 コンクリート構造物の衝撃破壊挙動解析に係るコード整備に関する報告書，原子力発電技術機構，平成 14 年 3 月

4.2.2 鉄筋

表 4-4 に鉄筋 (SD345) の材料特性を示す。

表 4-4 鉄筋 (SD345) の材料特性

項目	設定
状態方程式	線形
構成則	等方硬化則
破壊則	限界相当ひずみ則
密度	
ヤング率	
ポアソン比	
降伏応力	
限界相当塑性ひずみ	

4.3 メッシュ分割

図 4-1～図 4-5 に各部のメッシュ分割について示す。ペDESTALの構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度良く模擬できるよう、高さ方向及び板厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として要素幅 75mm 程度で基本的な要素数を設定する。なお、LS-DYNAコードでは三次元の構造材を模擬するため、構造材の形状に即してより詳細な要素幅も考慮している。また、構造材に圧力を伝える流体 (ALE 要素) のメッシュサイズは、ALE 法を用いることを考慮し、境界面における伝達ロスが生じないように構造材のメッシュサイズと同等とする。

以下に各要素のメッシュ分割図を示す。また、表 4-5 に要素分割の詳細を示す。

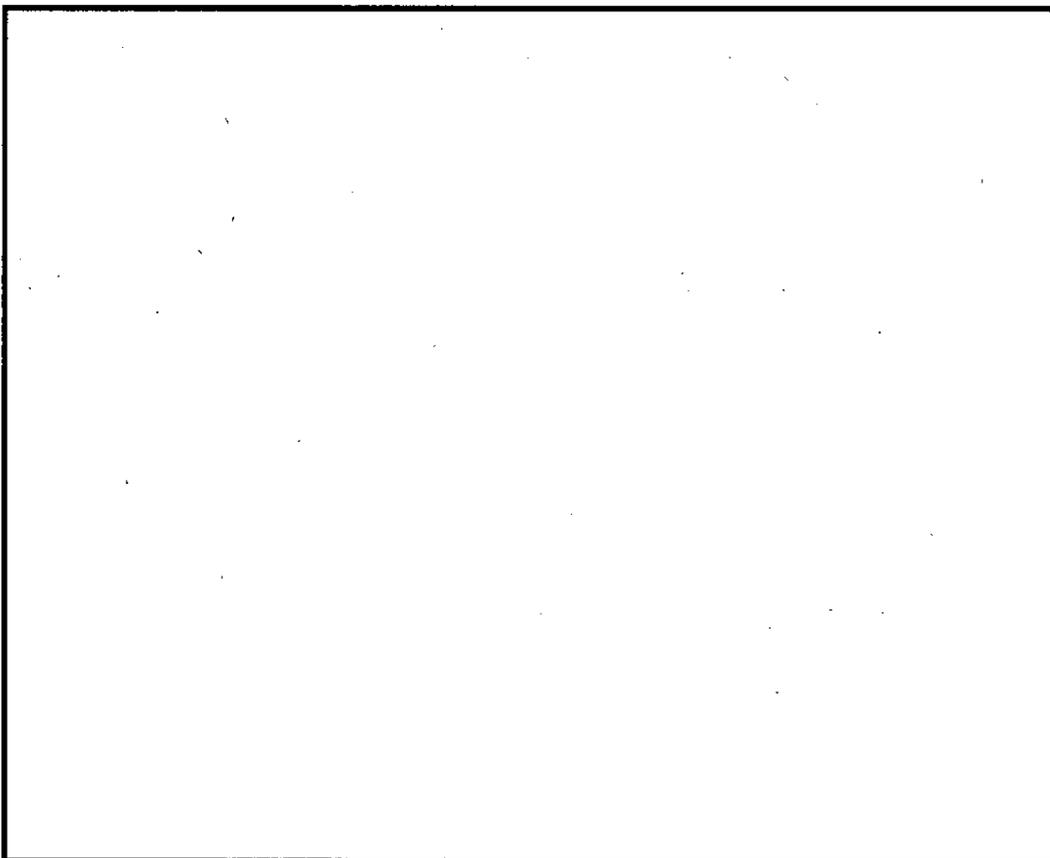


図 4-1 コンクリートのメッシュ図

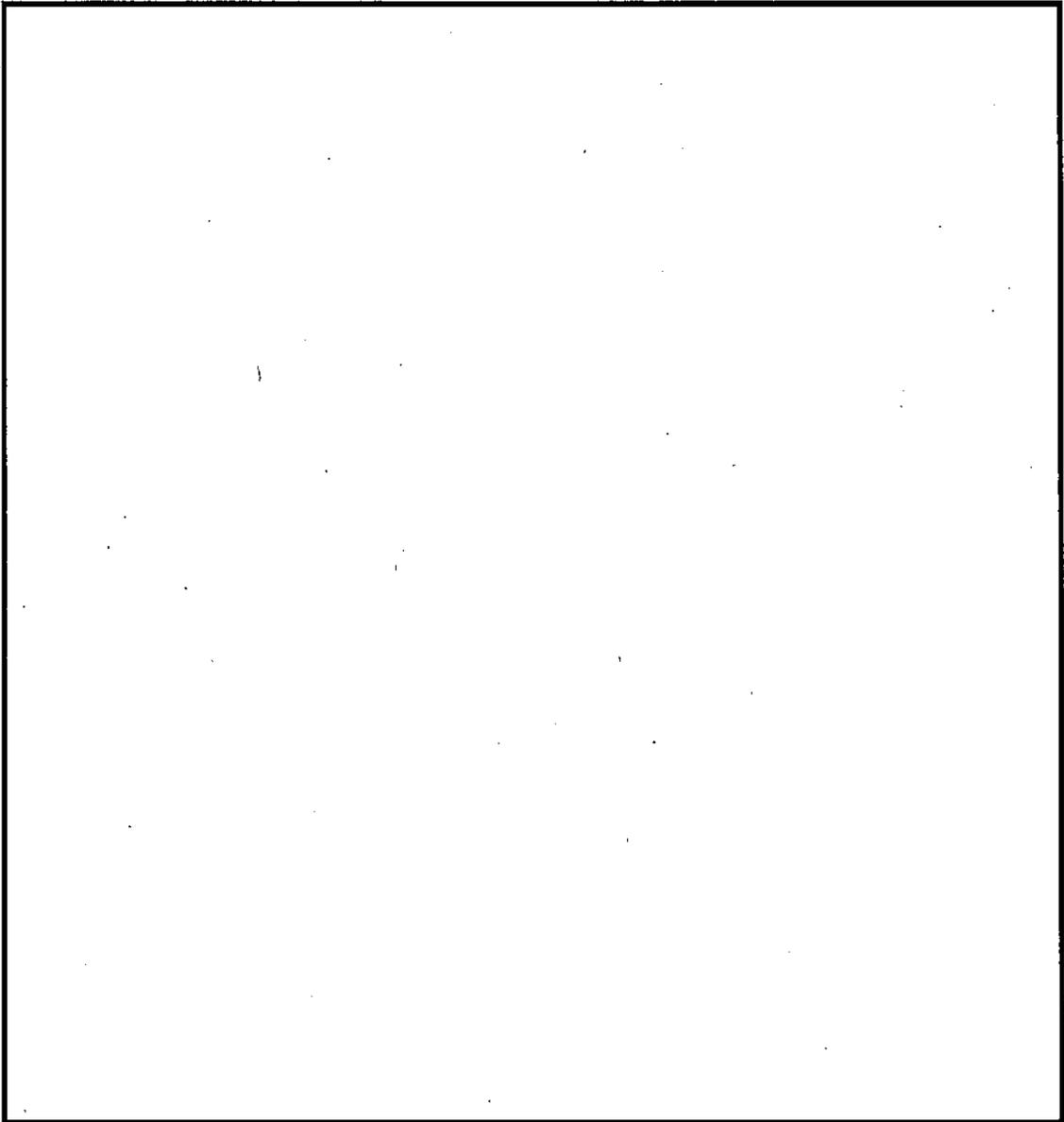


図 4-2 鉄筋のメッシュ図

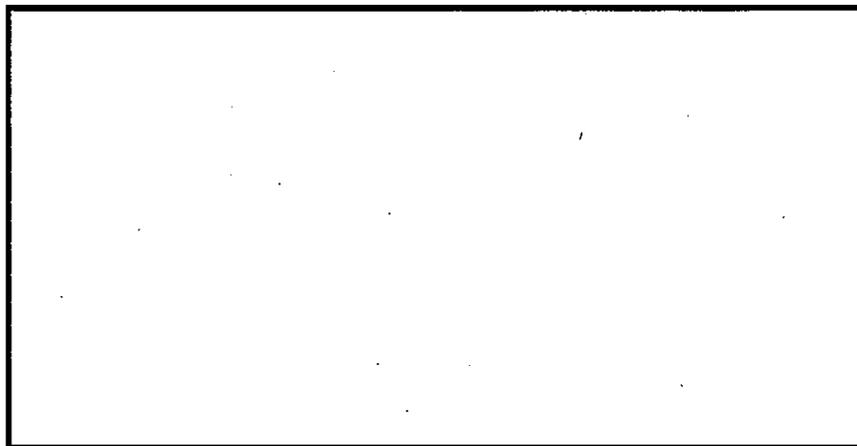


図 4-3 爆発源のメッシュ図

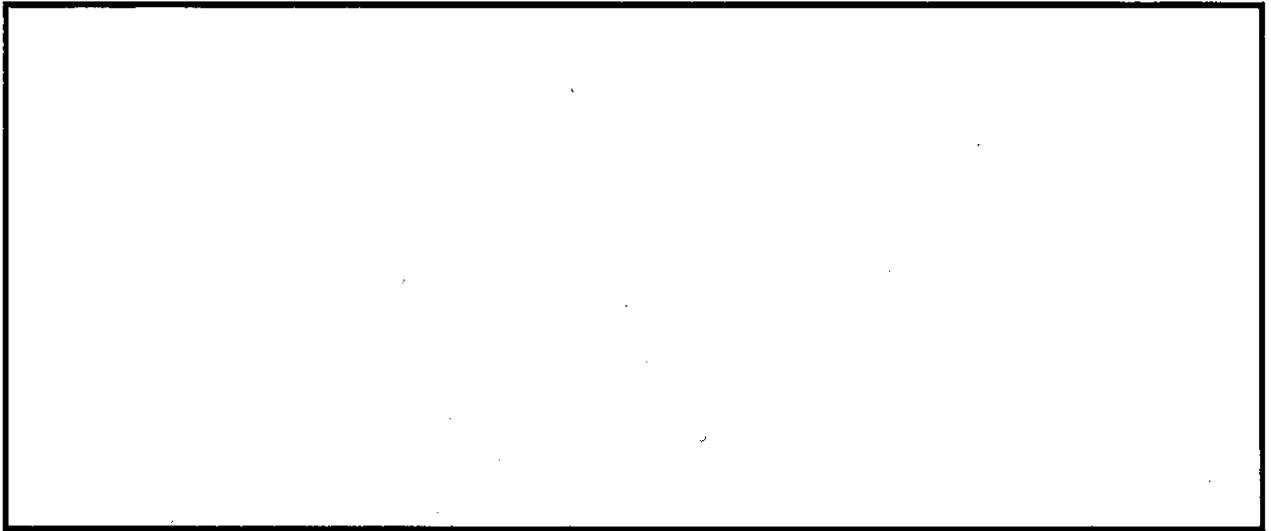


図 4-4 液相のメッシュ図

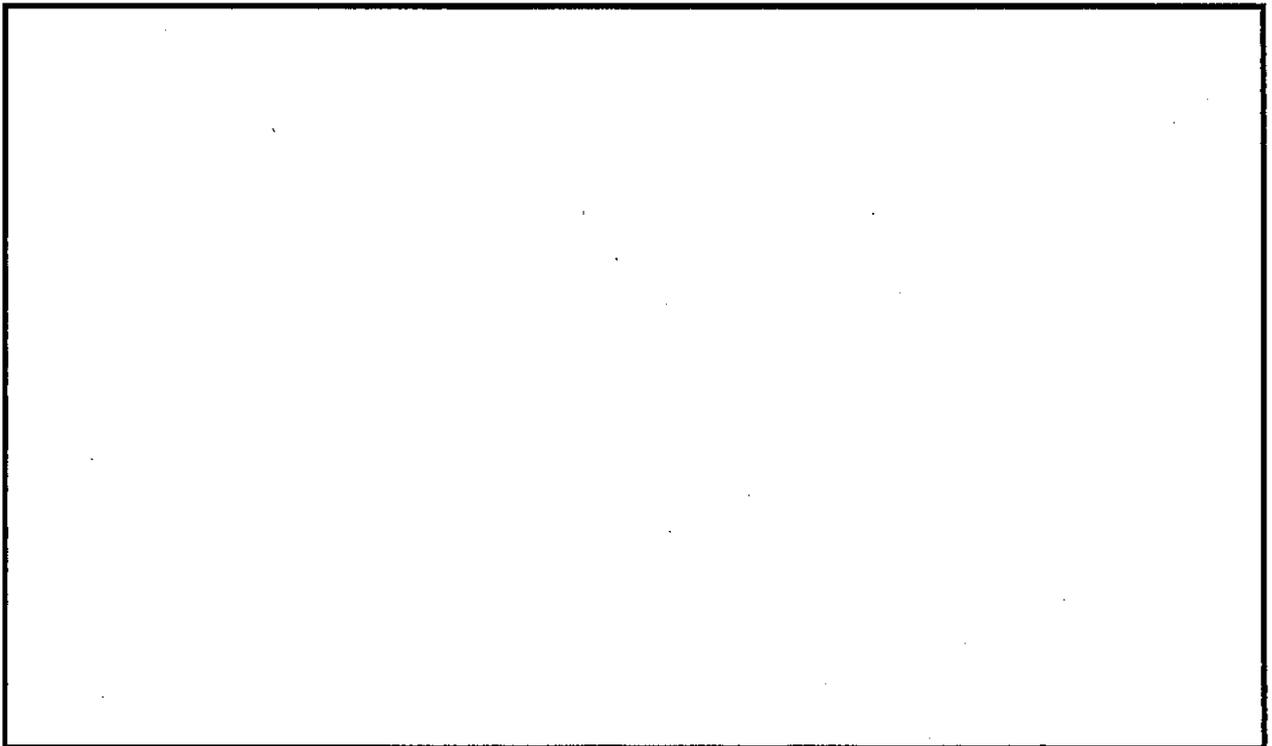


図 4-5 気相のメッシュ図

表 4-5 要素分割の詳細

部位	要素	要素数
爆発源	ALE (Solid) 要素	
液相	ALE (Solid) 要素	
気相	ALE (Solid) 要素	
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素	
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素	

5. 爆発源の設定方法

爆発源の初期形状は，JASMIN Eコードでの爆発源仕様に基づき半径

軸方向高さ とする。

JASMIN Eコードの解析による流体の運動エネルギーは，LS-DYNAコードで直接入力することはできない。このため，今回の評価では，LS-DYNAコードの解析結果としての爆発源圧力及び流体運動エネルギーが，JASMIN Eコードの解析の爆発源圧力及び流体運動エネルギーを包絡するよう調整する。

これらの設定方法を図 5-1 に示す。また，図 5-2 及び図 5-3 に流体の運動エネルギーと爆発源圧力，表 5-1 に爆発源の仕様を示す。

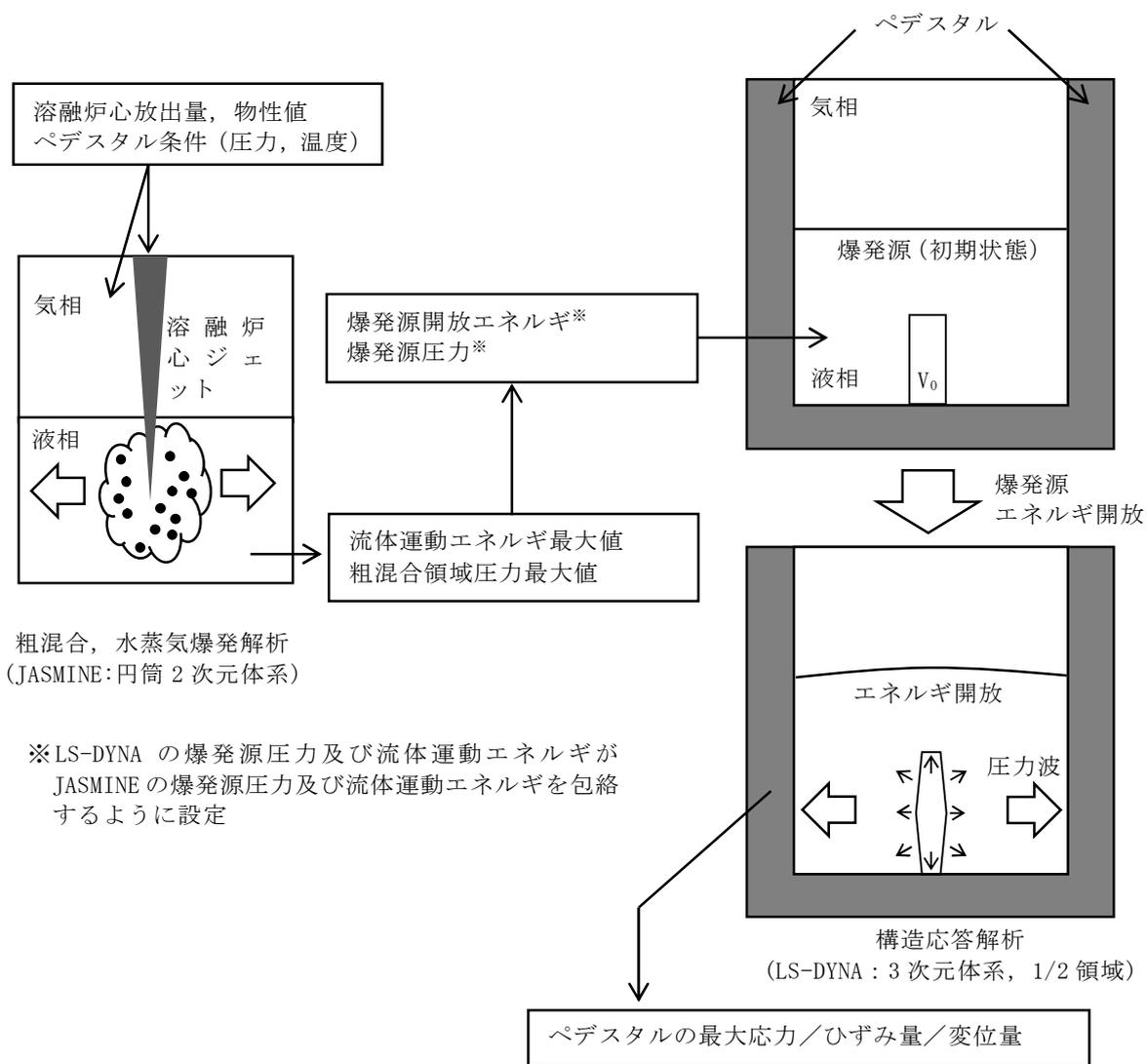


図 5-1 LS-DYNAにおける爆発源の設定方法

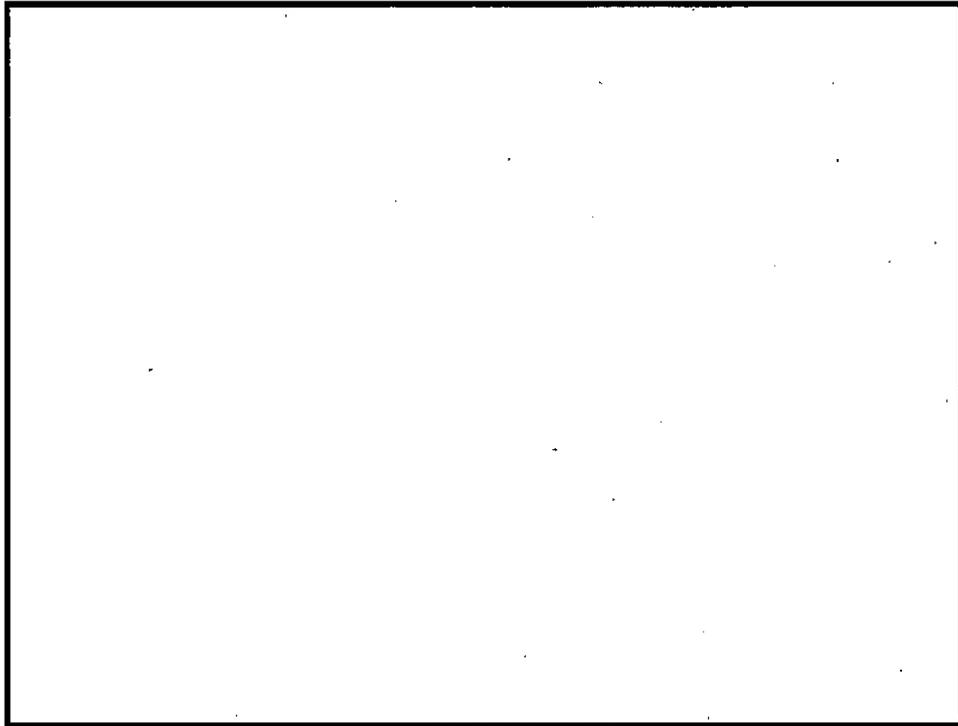


図 5-2 流体の運動エネルギー

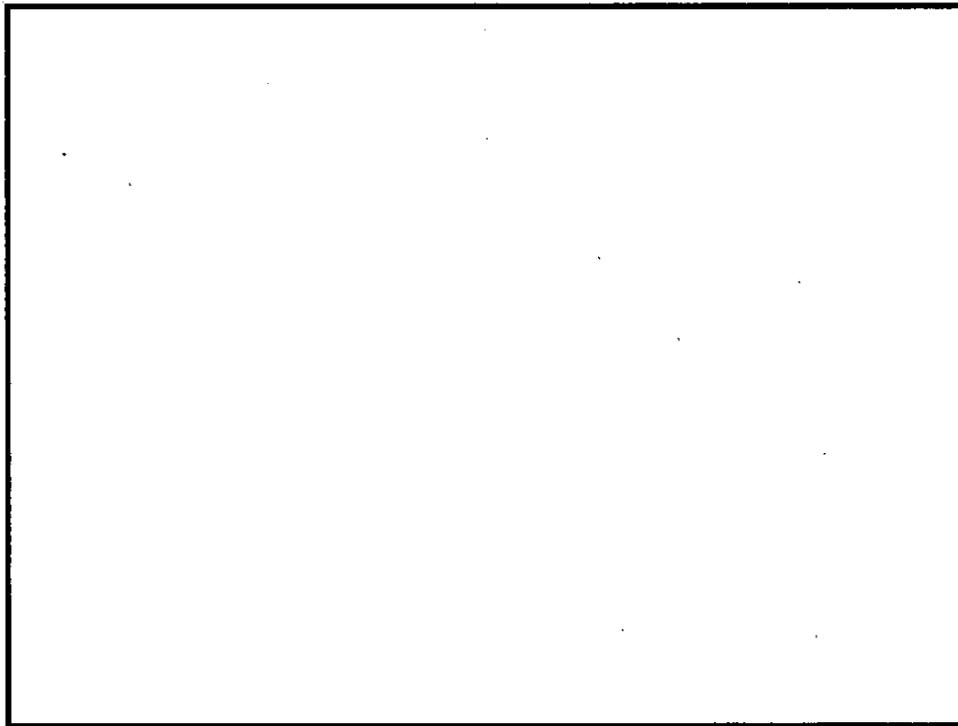


図 5-3 爆発源の圧力

表 5-1 爆発源の仕様

項目	値	設定根拠
初期半径		J A S M I N Eコードで模擬する爆発源仕様に基づき設定
初期軸方向高さ		
最大圧力※		J A S M I N Eコード解析結果の流体運動エネルギーの最大値を再現する値を設定
流体の運動エネルギー※		

※ 開放エネルギーの調整結果として確認される。

6. 解析フロー

図 6-1 に L S - D Y N A の解析フローを示す。

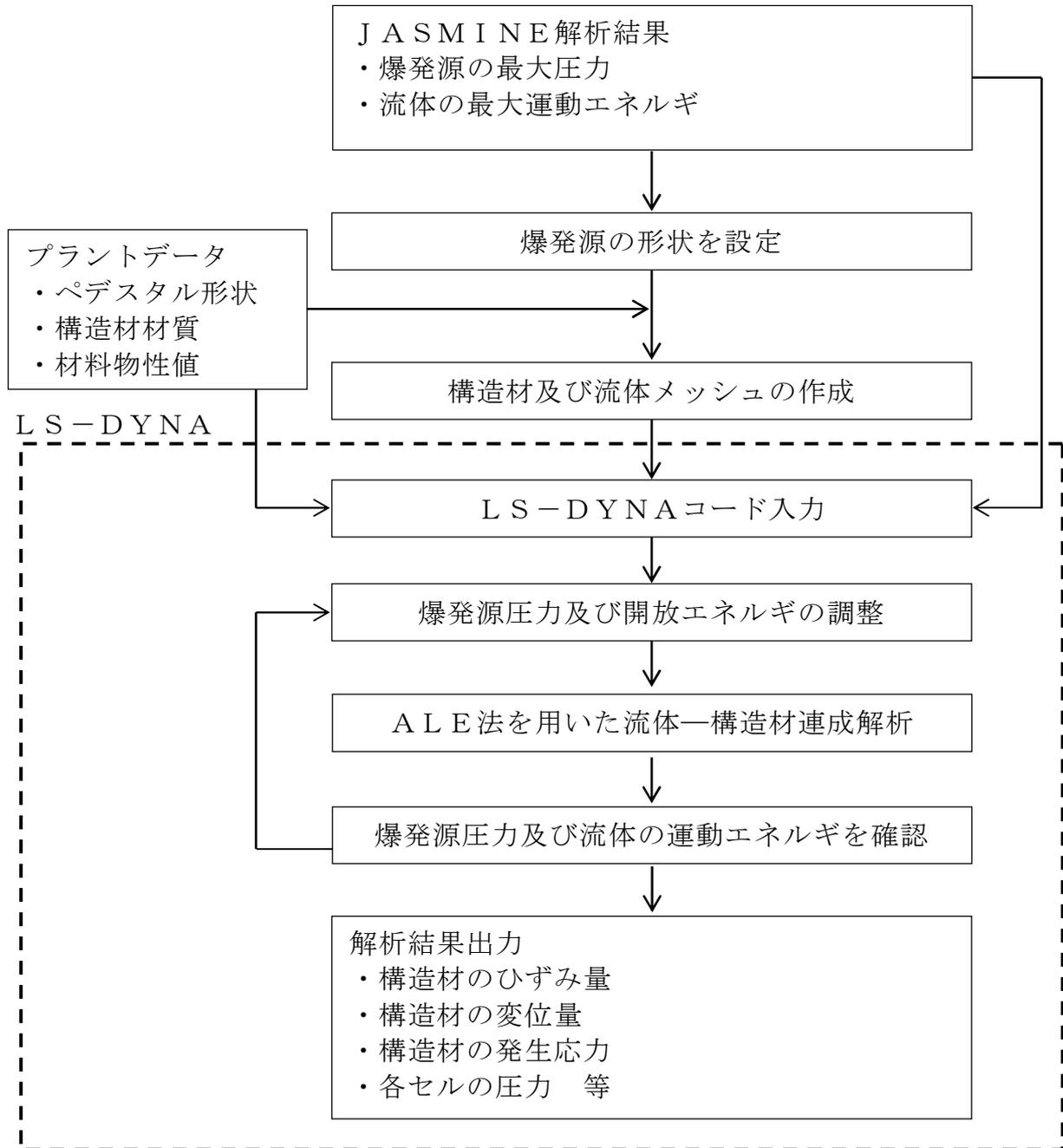


図 6-1 L S - D Y N A コード解析フロー図

7. 入出力

LS-DYNAコードの主要な入出力は図 6-1 に示した解析フロー図にも示されるとおりである。LS-DYNAコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

- ① ペDESTAL構造物の幾何形状
- ② 各構造物に対する拘束条件
- ③ 材料の物性値
- ④ 流体及び構造材のメッシュデータ
- ⑤ 流体及び構造材の要素タイプ
- ⑥ 爆発源の形状・位置
(J A S M I N E コードの評価条件・結果に基づく)
- ⑦ 爆発源の最大圧力, エネルギー
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)
- ⑧ 側壁及び床スラブの力積履歴
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)

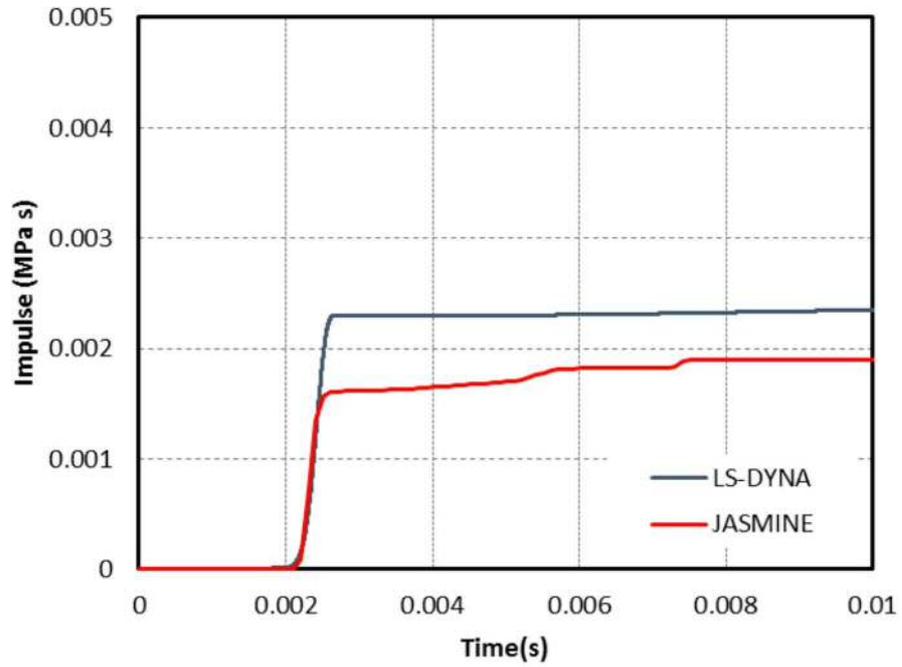
上記をインプットデータとして, 水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し, 以下の主要なアウトプットデータを得る。

- ① 構造材のひずみ量
- ② 構造材の変位量
- ③ 構造材の発生応力
- ④ 各セルの圧力

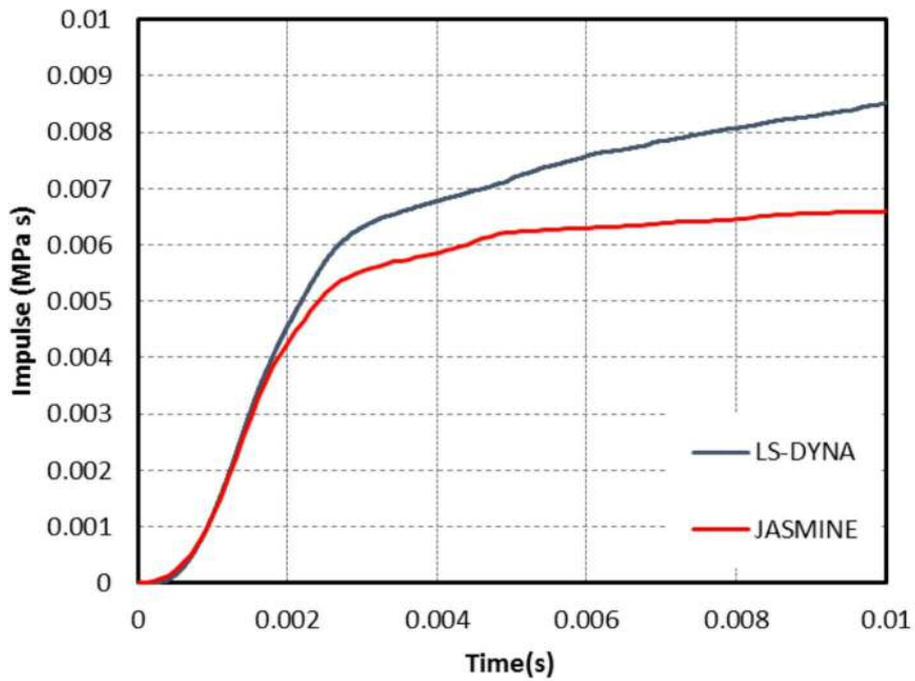
運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

LS-DYNAコードの評価は、JASMINEコードの解析結果に基づき設定した水蒸気爆発時の流体の運動エネルギー及び爆発源の圧力に基づいて実施している。すなわち、LS-DYNAコードの評価での水蒸気爆発時の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力がJASMINEコードの評価における全領域の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力と同等となるように設定している。これは、水蒸気爆発発生時には溶融デブリからの熱エネルギーが、爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギーとして伝わりこれが構造材のペDESTAL壁に作用するためであり、この運動エネルギー及び爆発源の圧力を解析条件としてLS-DYNAコードの評価に引き渡すことにより、ペDESTALの構造健全性を適切に評価できると考えられるためである。

上記の考え方の妥当性を確認するために、JASMINEコードの解析による水蒸気爆発時の壁面及び床スラブの力積履歴と、LS-DYNAコードの解析における爆発源設定時の壁面及び床スラブの力積履歴を比較した。別添図1-1及び別添図1-2に示すとおり、LS-DYNAコードの解析における壁面及び床スラブの力積履歴はJASMINEコードの解析よりも大きく、解析条件として保守的であることが確認できる。



別添図 1-1 S E による側壁力積履歴の比較



別添図 1-2 S E による床スラブ力積履歴の比較

水蒸気爆発の発生を想定した場合の格納容器の健全性への影響評価

1. 評価目的

溶融炉心（以下、本資料において「デブリ」という。）が原子炉圧力容器（以下、本資料において「R P V」という。）の破損口から落下した際に水蒸気爆発（以下、本資料において「S E」という。）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。しかしながら、S Eが発生した場合を考慮し、格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。このため、ここではデブリ落下時のS E発生を想定し、その際の格納容器健全性を評価する。

2. 評価方針

設置許可基準第三十七条（重大事故等の拡大の防止等）解釈の要求事項、及び鉄筋コンクリート造の上下層円筒部の中間に床スラブを有する東海第二発電所のペDESTAL構造を踏まえ、S Eの影響に対するペDESTALの構造健全性を評価し、ペDESTALに要求されるR P V支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する。

3. 評価方法

(1) 評価条件

S Eの影響を評価するにあたっては、S Eによって発生するエネルギー、発生エネルギーによる圧力伝播挙動及び構造応答が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能であるS E解析コードJ A S M I N E、汎用有限要素解析コードL S - D Y N Aを用いてペDESTAL

の構造健全性を評価する。これらの解析コードに対して構築した評価モデル及び入力の詳細は添付資料 3.3.2 及び添付資料 3.3.3 に示している。なお、ペDESTAL（ドライウエル部）の水位は 1m とし、コリウムシールドは模擬しない条件とする。

(2) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故の発生を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能である R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する観点から、本評価では構造物が終局限界状態に至らないことを確認するための判断基準を設定する。

第 1 表にペDESTAL 構造健全性評価の判断基準を示す。

a. 側壁（R P V 支持機能）

ペDESTAL の側壁は上下層円筒構造であることから、同様な円筒形状の構築物の設計規格が示されている、発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（（社）日本機械学会，2003）（以下「C C V 規格」という。）を準用して判断基準を設定する。

コンクリートの圧縮ひずみについては、C C V 規格 CVE-3511.2 荷重状態Ⅳのシェル部コンクリートの許容ひずみである $3,000 \mu$ を基準として、R P V 支持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととする。鉄筋の引張ひずみについては、C C V 規格 CVE-3511.2 荷重状態Ⅳの鉄筋の許容ひずみである $5,000 \mu$ を超えないこととする。S E 時に発生する面外方向のせん断については、C C V 規格 CVE-3514.2 荷重状態Ⅳにおける終局面外せん断応力度を設定し、上部側壁で 3.09N/mm^2 、下部側壁で 2.65N/mm^2 を超えないこととする。別添 1 に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。

また、S Eは爆発事象であり衝撃荷重が問題となることから、建築物の耐衝撃設計の考え方（（社）日本建築学会，2015）（以下「A I J耐衝撃設計の考え方」という。）において進行性崩壊回避の考え方が示されていることを参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、S Eによる側壁の変位が増大しないことを確認することとする。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

コンクリートの圧縮ひずみについては、側壁と同様にC C V規格を準用することとし、荷重状態IVのコンクリートの許容ひずみである $3,000\mu$ を基準として、デブリ保持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととする。鉄筋についても側壁と同様に荷重状態IVの鉄筋の許容ひずみである $5,000\mu$ を超えないこととする。

ペデスタルは上下層円筒部の中間に円盤形の床スラブを有する構造であるが、この構造に対する面外せん断の判断基準設定にあたり、C C V規格には適した規定がないことから、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕（（社）土木学会，2002）（以下、「コンクリート示方書」という。）に基づく終局面外せん断応力度を設定し、 $4.33\text{N}/\text{mm}^2$ を超えないこととした。別添2に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。

また、側壁と同様に、A I J耐衝撃設計の考え方を参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、S Eによる床スラブの変位（たわみ量）が増大しないことを確認することとする。

4. 評価結果

(1) 側壁（R P V支持機能）

a. 側壁の変位

第1図に側壁の半径方向変位時刻歴を示す。最大変位はX方向で約

0.16mmにとどまり、変位は増大していないことから、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。

b. コンクリートの圧縮ひずみ

第3図に最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布を示す。側壁にはCCV規格に基づく許容ひずみ $3,000\mu$ を超える部位は生じないことから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。

c. 鉄筋の引張ひずみ

第4図に鉄筋の軸ひずみ（引張ひずみ）分布を示す。側壁の鉄筋に発生する軸ひずみは約 184μ であり、CCV規格に基づく許容ひずみ $5,000\mu$ を超えない。

d. 側壁の面外せん断

第2表に側壁の面外せん断評価結果を示す。発生するせん断応力度は上部約 $0.93\text{N}/\text{mm}^2$ 及び下部約 $0.77\text{N}/\text{mm}^2$ であり、それぞれのCCV規格に基づく終局面外せん断応力度である、 $3.09\text{N}/\text{mm}^2$ 及び $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。

(2) 床スラブ（デブリ保持機能）

a. 床スラブの変位（たわみ量）

第2図にペDESTAL側壁の鉛直方向変位の時刻歴を示す。最大変位は約 2.0mm とどまり、変位は増大していないことから、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。

b. コンクリートの圧縮ひずみ

第3図に示したとおり、CCV規格に基づく許容ひずみ $3,000\mu$ を超える部位は、床スラブ上面の僅かな範囲にとどまることから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。

c. 鉄筋の引張ひずみ

第4図に示したとおり、床スラブの鉄筋に発生する軸ひずみは約364 μ であり、CCV規格に基づく許容ひずみ5,000 μ を超えない。

d. 床スラブの面外せん断

第3表に床スラブの面外せん断に対する評価結果を示す。発生するせん断応力度は約3.70N/mm²であり、終局面外せん断応力度4.33N/mm²を超えない。

第4表にペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめを示す。

5. まとめ

SE解析コードJASMINNE，汎用有限要素解析コードLS-DYNAにより，SEの発生を想定した場合の格納容器健全性への影響を評価した。その結果，SE時のペDESTAL（ドライウェル部）床面及び壁面に発生する応力やひずみは判断基準を満足し，SE後においても変位の増大はないことから，ペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。したがって，SEの発生を想定した場合であっても，格納容器の健全性は維持される。

第1表 ペデスタル構造健全性評価の判断基準

機能	評価部位		項目	判断基準	準用規格等
R P V 支持機能	側壁	コンクリート	変位	変位が増大せず，S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J 耐衝撃設計の考え方
			圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
			面外せん断	終局面外せん断応力度（上部側壁：3.09 N/mm ² ，下部側壁 2.65N/mm ² ）を超えない	C C V 規格 CVE-3514.2
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	C C V 規格 CVE-3511.2	
デブリ保持機能	床スラブ	コンクリート	変位	変位が増大せず，S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J 耐衝撃設計の考え方
			圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
			面外せん断	終局面外せん断応力度（4.33N/mm ² ）を超えない	コンクリート示方書
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	C C V 規格 CVE-3511.2	

第2表 側壁の面外せん断に対する評価結果

評価部位	発生応力度	判断基準	評価※
側壁上部	約 0.93 N/mm ²	3.09 N/mm ²	○
側壁下部	約 0.77 N/mm ²	2.65 N/mm ²	○

※：「○」解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

第3表 床スラブの面外せん断に対する評価結果

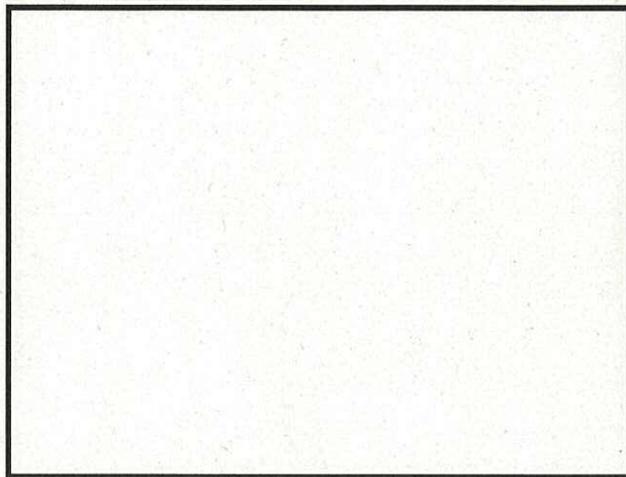
評価部位	発生応力度	判断基準	評価※
床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○

※：「○」解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

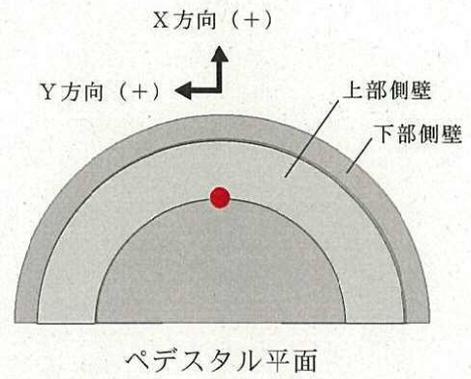
第4表 ペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめ

機能	評価部位	項目	判断基準	解析結果	評価※	
R P V 支持機能	側壁	コンクリート	変位	変位が増大せず，S E後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		コンクリート	圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	圧壊は側壁に生じない	○
		コンクリート	面外せん断	終局面外せん断応力度（上部側壁：3.09N/mm ² ，下部側壁2.65N/mm ² ）を超えない	上部側壁：約0.93N/mm ² 下部側壁：約0.77N/mm ²	○
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約184 μ	○	
デブリ 保持機能	床スラブ	コンクリート	変位	変位が増大せず，S E後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		コンクリート	圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	圧壊は床スラブ上面の僅かな範囲にとどまる	○
		コンクリート	面外せん断	終局面外せん断応力度（4.33N/mm ² ）を超えない	約3.70N/mm ²	○
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約364 μ	○	

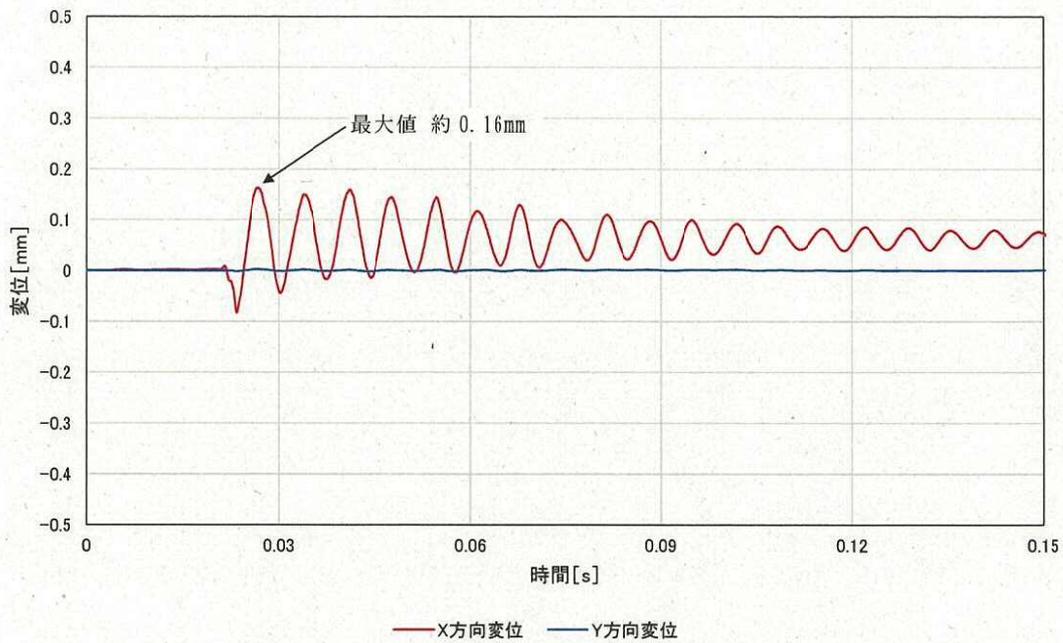
※：「○」解析結果が判断基準を満足する



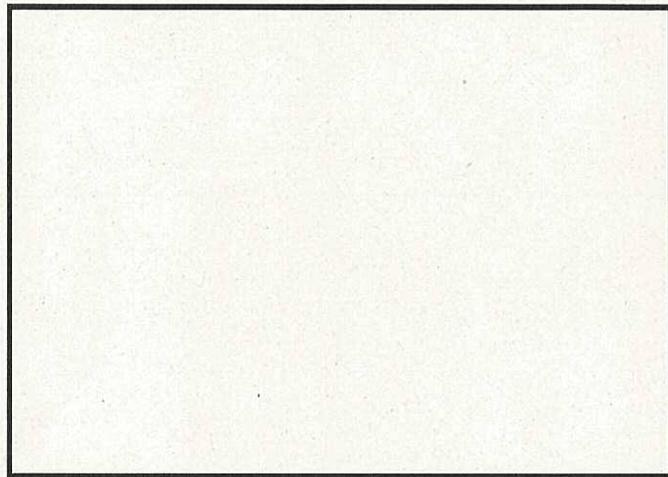
ペDESTAL断面



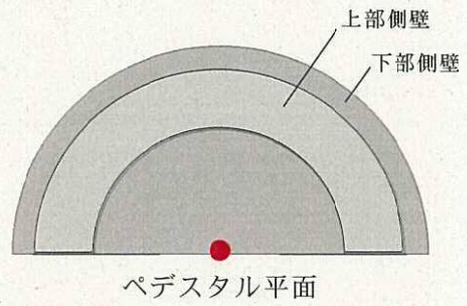
● 対象部位



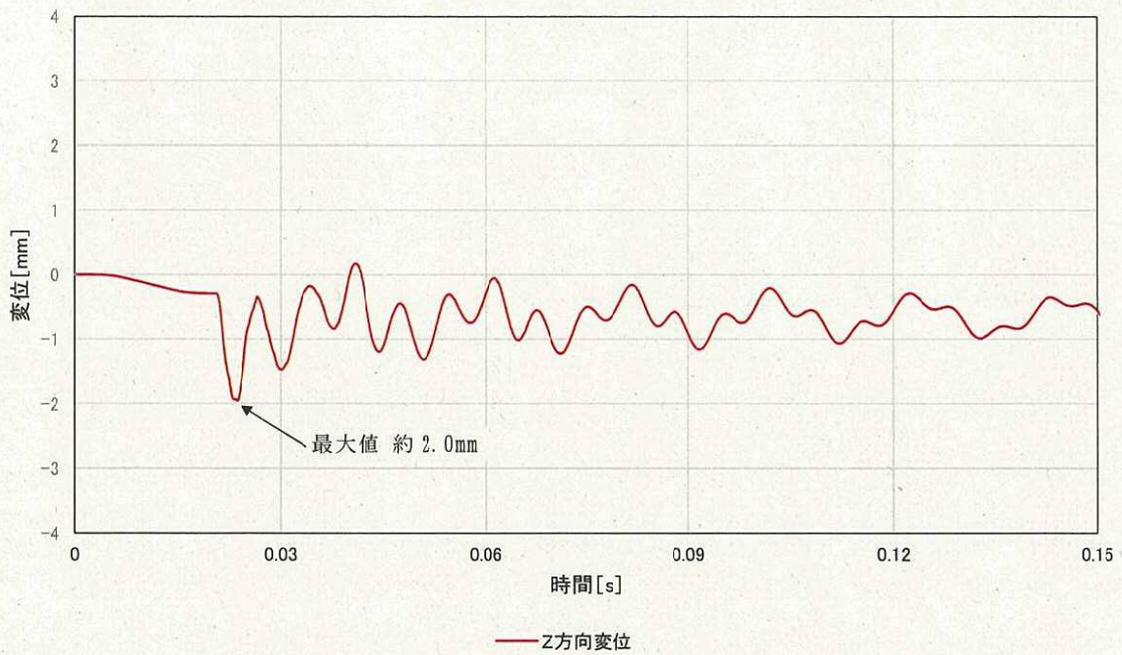
第1図 ペDESTAL側壁の半径方向変位時刻歴



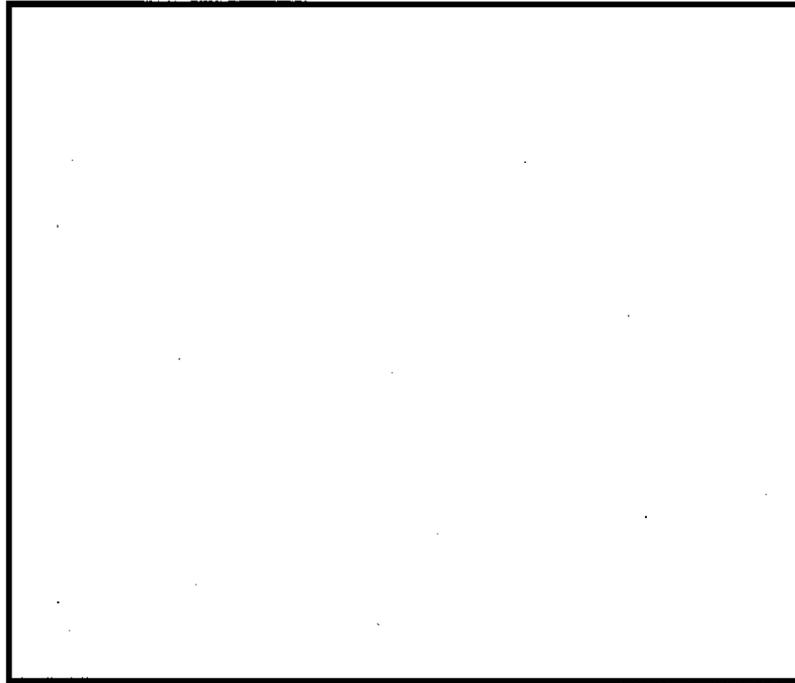
ペDESTAL断面



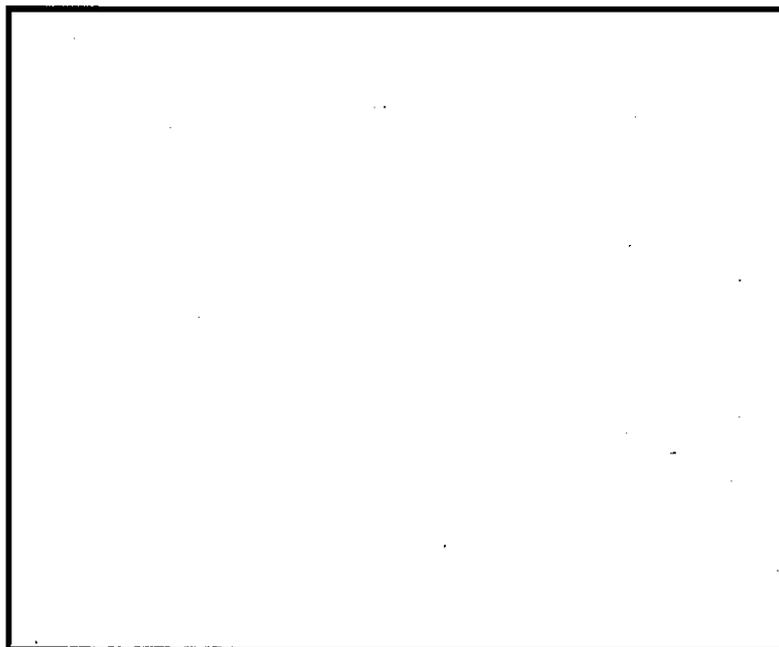
● 対象部位



第2図 ペDESTAL床スラブの鉛直方向変位時刻歴



第3図 コンクリートの最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布



第4図 鉄筋の軸ひずみ分布

側壁の終局面外せん断応力度

1. 算定条件

ペデスタルの側壁は、円筒形シェル構造であることから、CCV規格 CVE-3514.2 荷重状態Ⅳにおけるシェル部の終局面外せん断応力度の算定式を適用し、側壁の終局面外せん断応力度を算定する。第1図に算定対象部位を示す。

$$\tau_H = 10p_{t\theta} \cdot f_y / (13.2\sqrt{\beta} - \beta)$$

ここで、

τ_H : 終局面外せん断応力度 (N/mm²)

$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比 (-)

f_y : 鉄筋の許容引張応力度 (N/mm²)

β : 次の計算式により計算した値 $\beta = r/t$

r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径 (mm)

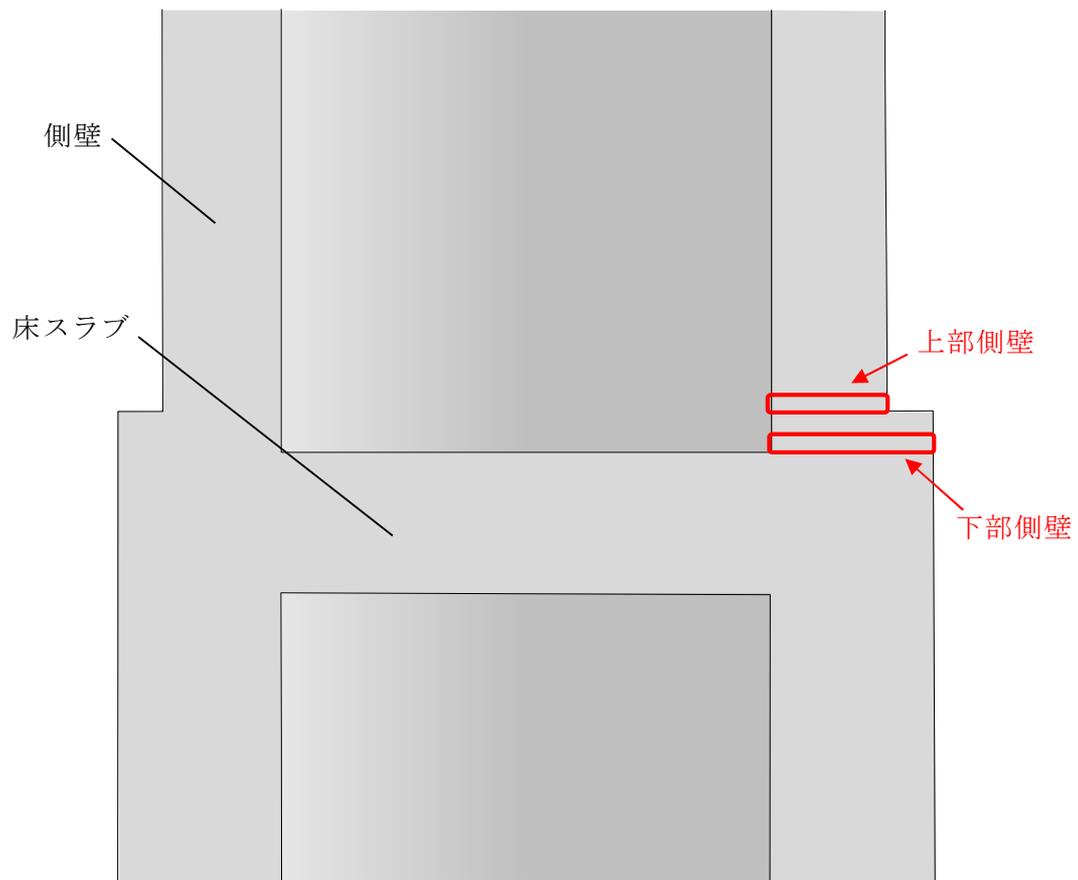
t : シェル部の胴の厚さ (mm)

各項目の数値を下表に示す。

項目		数値
上部側壁	$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比	
	f_y : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm ²
	r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径	
	t : シェル部の胴の厚さ	
下部側壁	$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比	
	f_y : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm ²
	r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径	
	t : シェル部の胴の厚さ	

2. 算定結果

算定の結果、側壁の終局面外せん断応力度は上部側壁で 3.09N/mm²、下部側壁で 2.65N/mm²となる。



第1図 算定対象部位

床スラブの終局面外せん断応力度

1. 算定条件

S E時の床スラブのせん断力に対する検討は、コンクリート示方書に基づき、終局限界状態に至らないことを確認する。評価対象となる床スラブの形状は円盤形であり、S Eによる分布荷重を受ける。

せん断に対する検討に際して、分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について、機械工学便覧を参照し、対象とする部材のせん断力の最大値が生じている断面の曲げモーメント及びせん断力と躯体の形状寸法より、せん断スパン比が1.0以下であることを確認した。一般的に、せん断スパン比が1.0以下である梁部材はディープビームと呼ばれており、本検討では、コンクリート示方書に示されるディープビームの設計せん断耐力式を適用し、床スラブの終局面外せん断応力度を設定する。

$$V_{cda} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{da} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b$$

ここで、

$$f_{da} = 0.19\sqrt{f'_{ca}} \quad (\text{N/mm}^2)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1/d} \quad \text{ただし、} \beta_p > 1.5 \text{ となる場合は } 1.5 \text{ とする}$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100p_w} \quad \text{ただし、} \beta_p > 1.5 \text{ となる場合は } 1.5 \text{ とする}$$

$$\beta_a = \frac{5}{1+(a/d)^2}$$

f'_{ca} : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm²)

d : 有効せい (m)

p_w : 引張鉄筋比 (-)

a/d : せん断スパン比 (-)

b_w : 腹部の幅 (mm)

γ_b : 部材係数 (-)

各項目の数値を下表に示す。

項目	数値
f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度	32.86N/mm ²
コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm ²
圧縮強度動的増倍率*	1.49
d : 有効せい	
p_w : 引張鉄筋比	
a/d : せん断スパン比	0.43
b_w : 腹部の幅	
γ_b : 部材係数	1.3

※次項参照

2. 圧縮強度動的増倍率の算定

一般に、コンクリートの強度、ヤング係数等の材料特性は、コンクリートに作用する荷重の載荷速度に依存する。その強度とヤング係数は、応力速度又はひずみ速度の対数に比例して増加することが明らかになっていることより、床スラブの終局面外せん断応力度算定においては、圧縮に対する材料強度にひずみ速度効果を考慮することとし、本評価ではコンクリート示方書において具体的計算方法が示されている、CEB-FIP Model Code 1990 による圧縮強度動的増倍率を設定した。

LS-DYNAコードによるSE解析では、せん断検討範囲の床スラブのコンクリート要素が経験するひずみ速度が $30s^{-1}$ 以下であるため、その範囲における CEB-FIP Model Code 1990 の圧縮強度動的増倍率の算定式を以下に示す。

$$f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\varepsilon}_c/\dot{\varepsilon}_{c0})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for } |\dot{\varepsilon}_c| \leq 30s^{-1}$$

with

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$$

$f_{c,imp}$: 衝撃時の圧縮強度

f_{cm} : 圧縮強度 = $225\text{kg}/\text{cm}^2 \times 0.0980665 \doteq 22.06 \text{ MPa}$

f_{cm0} : 10MPa

$\dot{\varepsilon}_c$: ひずみ速度* = 0.5 s^{-1}

$\dot{\varepsilon}_{c0}$: $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$

※ : LS-DYNAコードを用いたSE解析における床スラブ端部のひずみ速度に基づき設定

以上より、圧縮強度の動的増倍率は 1.49 となる。

3. 算定結果

ディーブビームの設計せん断耐力 V_{cdd} は、約 6,078 kN となり、終局面外せん断応力度として $4.33 \text{ N}/\text{mm}^2$ となる。

S E発生時の面外せん断応力度の算定方法

1. 面外せん断に対する検討範囲

(1) 床スラブの検討範囲

第1図にペDESTALの床スラブの形状寸法を示す。ペDESTALの床スラブは直径 板厚 の円盤形状であり、S E時には圧力波の伝播による分布荷重を受ける。面外せん断に対する検討に際して、分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について、機械工学便覧の円板の応力計算式に基づき、対象とする部材のせん断力(Q)の最大値が生じている断面の曲げモーメント(M)及びせん断力(Q)によりせん断スパン比を確認した。第2図に曲げモーメント及びせん断力分布図を示す。せん断力の最大値が生じる断面はスラブ端部であり、曲げモーメントとの関係を算定した結果、せん断スパン比が1.0以下であった。一般的にせん断スパン比が1.0以下である梁部材は、ディープビームと呼ばれており、本検討では、コンクリート示方書に示されるディープビームの設計せん断耐力式に適用し、終局限界に対する構造健全性を確認する。

前述の通り、東海第二発電所のペDESTALの床スラブは、躯体の形状、寸法及び応力状態より、せん断スパン比が小さい構造物である。本評価に用いる検討範囲及び検討用のせん断力については、原子力発電所耐震設計技術規程J E A C 4601-2008（(社)日本電気協会, 2008）において、主要な荷重が分布荷重又は多点荷重で、材料非線形解析手法を用いて具体的な部材性能照査を行う場合の参考図書として記載されている原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル（(社)土木学会, 1992）を用いて検討範囲及び検討用せん断力の設定を行った。

第3図に床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念図を示す。検討断面の位置は側壁内側のスラブ端部からの距離 x に設定する。なお、距離 x の上限値として有効せいの1.5倍、下限値として断面せいの1/2倍と規定されているため、本評価においては、安全側に下限値となる断面せいの1/2倍である とし、更に検討用のせん断力についても、スラブ端部から の位置のせん断力ではなく、距離 x から部材端部までのせん断力分布の平均値を用いた値を検討用のせん断力とした。第4図に、解析モデルにおける床スラブ検討範囲（LS-DYNA解析結果の評価におけるせん断力の抽出範囲）を示す。

(2) 側壁の検討範囲

第5図に側壁検討範囲を示す。ペDESTALの側壁はEL. 12.184mにて上部と下部の二階層に分けられている設計である。SE発生時の水張高さであるペDESTAL床面高さ1mまでの側壁に直接動的荷重が加わることから、側壁の検討断面は上部、下部のそれぞれの水の接する高さの断面とした。

2. 面外せん断応力度の算定

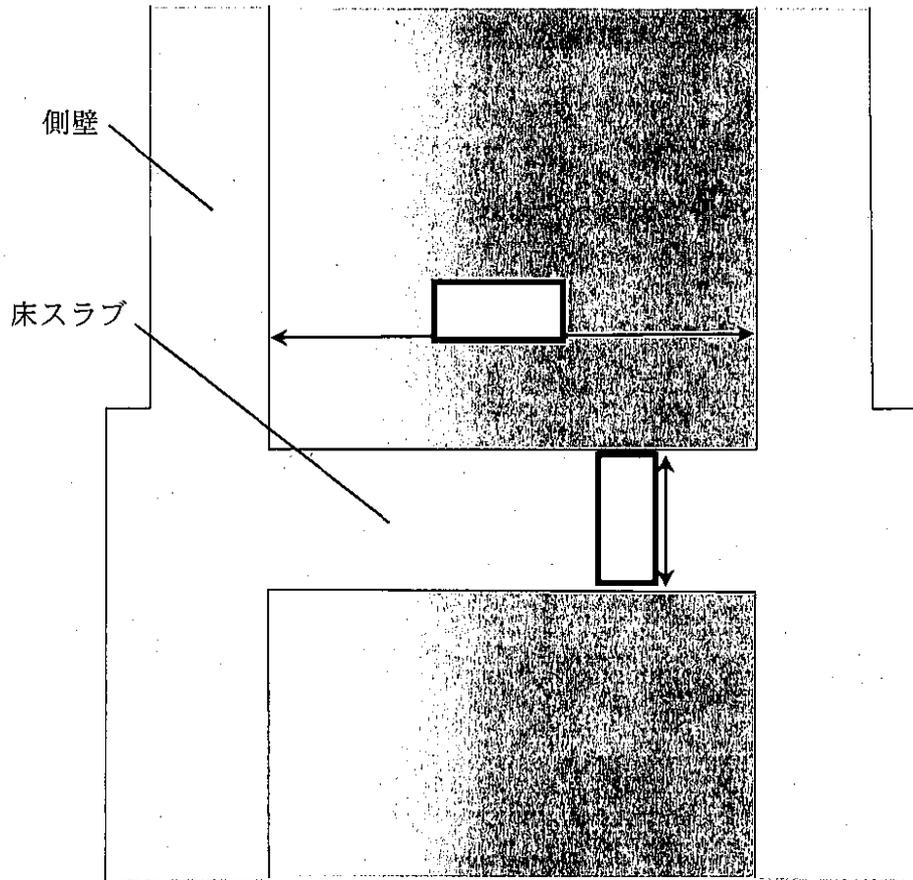
面外せん断応力度の算定について、床スラブを例に説明する。なお、側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。

第6図にペDESTAL床スラブ端部の躯体形状の概念を示す。また、第7図に直交座標系応力成分を示す。床スラブ端部1列目の各要素のせん断力 ($Q(1, 1) \sim Q(1, j)$) は、直交座標系における τ_{yz} 応力成分に相当するせん断応力度 ($\tau_{yz}(1, 1) \sim \tau_{yz}(1, j)$) を要素毎に取り出し、要素毎のせん断断面積 ($A(1, 1) \sim A(1, j)$) をそれぞれ乗じることにより算定する。床スラブ端部の1列目の要素幅あたりの面外せん断応力度は、スラブの厚さ

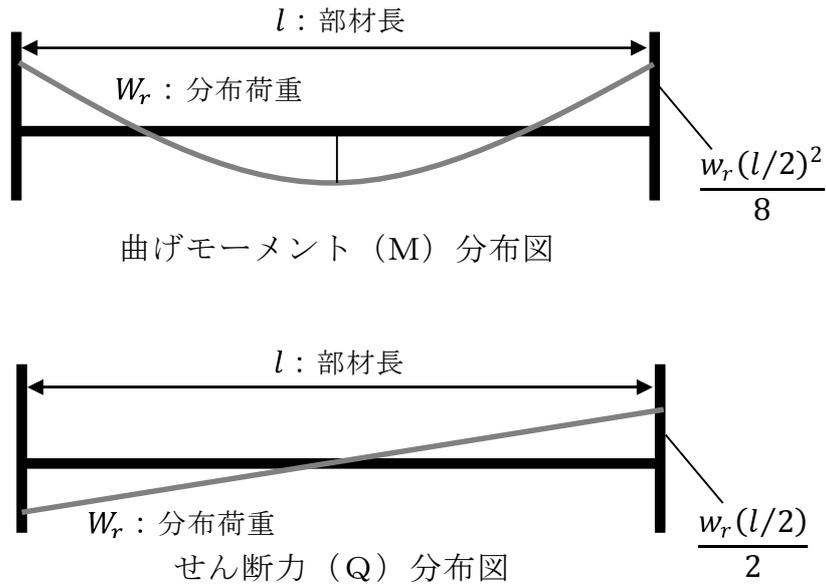
方向（1～j 行目）の各要素のせん断力（ $Q(1, 1) \sim Q(1, j)$ ）を合算した値（ $\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}$ ）に 1 列目のせん断断面積（ $\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}$ ）で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度（ τ_1 ）を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度（ τ_k ）は、 $\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}$ で表すことができる。次に、列毎の面外せん断応力度（ $\tau_1 \sim \tau_k$ ）に、それぞれの半径方向要素幅を乗じて合算した値を検討範囲の幅で除すことにより、検討範囲における面外せん断応力度を算定する。第 1 表に本手順により算定した S E 発生時の面外せん断応力度を示す。

第 1 表 S E 発生時の面外せん断応力度

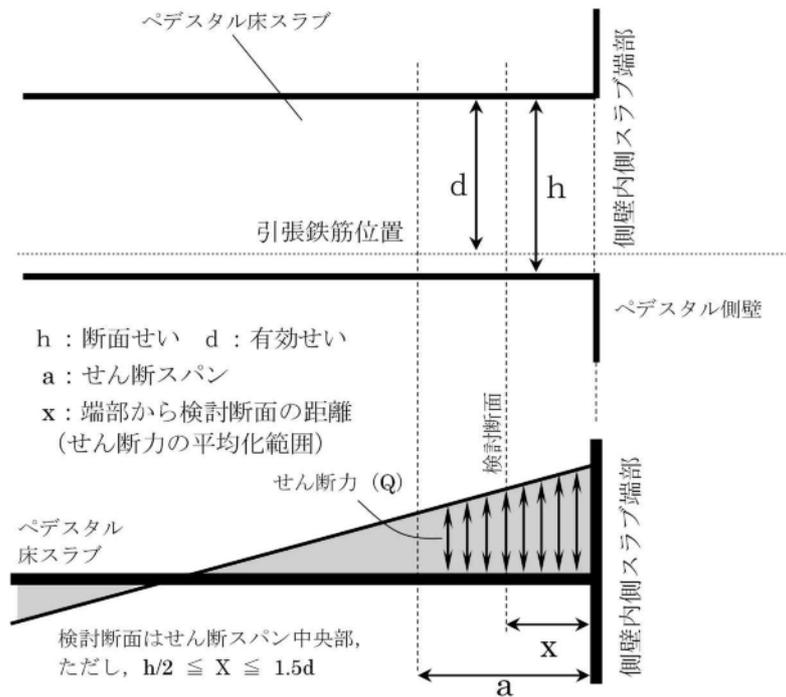
評価対象部位		発生応力度
側壁	上部	約 0.93 N/mm ²
	下部	約 0.77 N/mm ²
床スラブ		約 3.70 N/mm ²



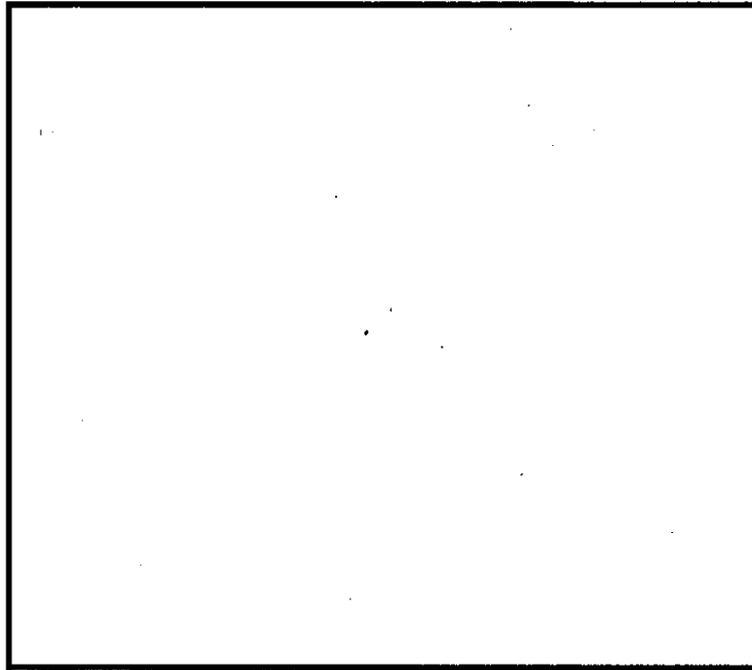
第1図 ペDESTALの床スラブの形状寸法



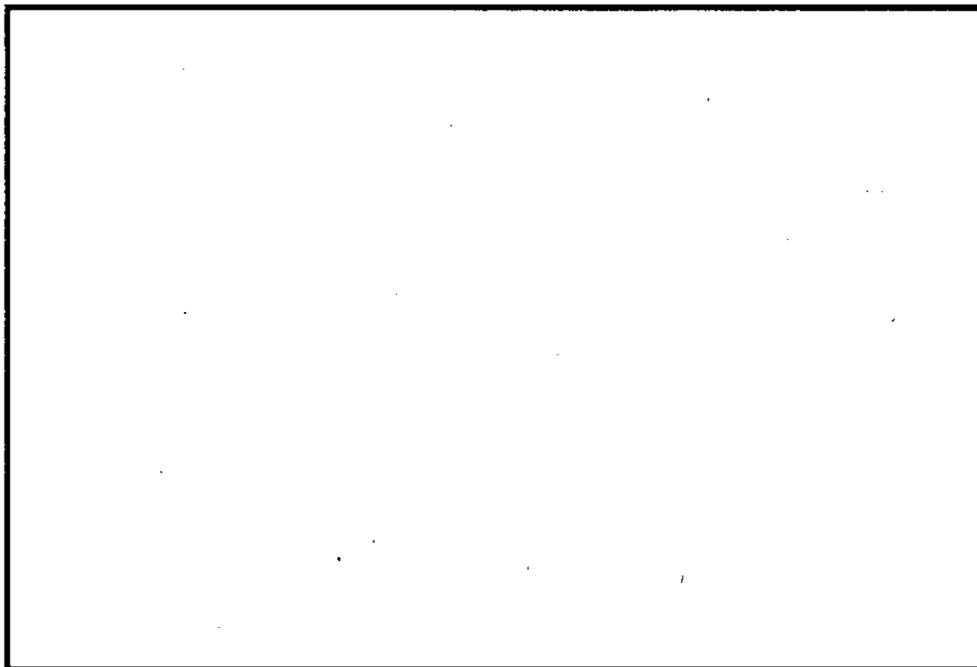
第 2 図 曲げモーメント及びせん断力分布の関係



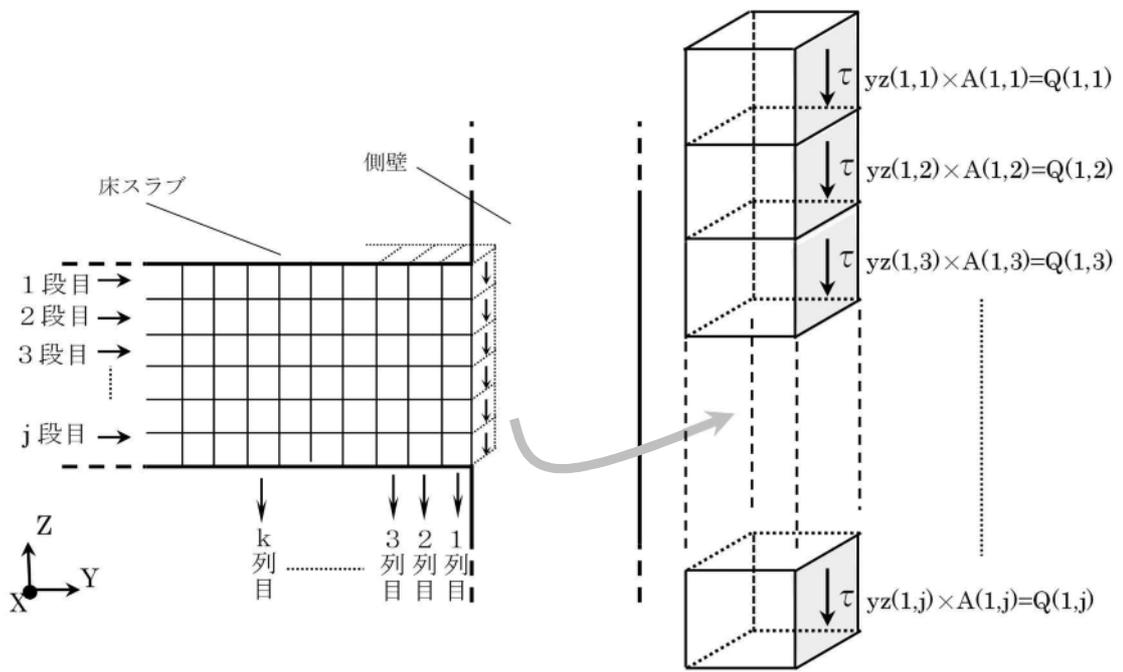
第 3 図 床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念



第4図 床スラブ部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲

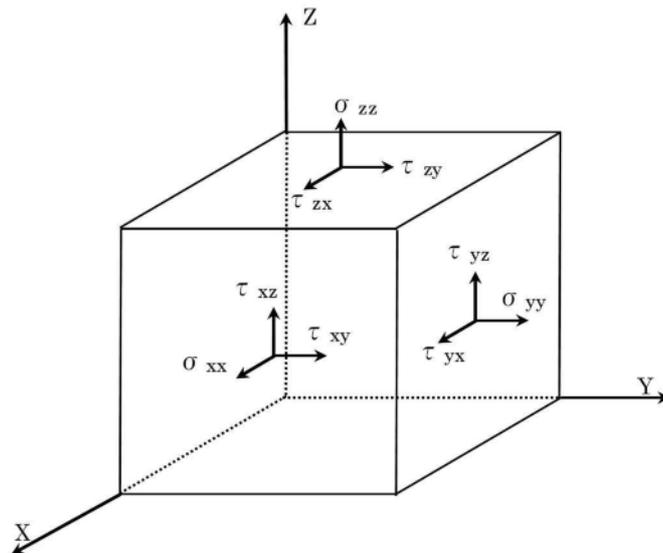


第5図 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



<1列目の面外せん断応力の算出>

第6図 床スラブ端部躯体形状概念図



第7図 直交座標系応力成分

ペDESTALに作用する圧力について

1. ペDESTAL躯体に作用する圧力の分布

水蒸気爆発は、溶融デブリが水中に落下し、融体が膜沸騰状態で分散混合することで粗混合領域が形成され、さらに、この粗混合量領域においてトリガリングが発生することで、融体の細粒化、急速放熱に伴い圧力波が粗混合領域内を伝播し、この相互作用の結果、高圧領域（爆発源）が形成される事象である。ペDESTAL中心でSEが発生すると、高圧領域より生じた圧力波は、水中で減衰（距離減衰）しながら側壁の方向へ進行する。

第1図及び第2図にLS-DYNA解析におけるペDESTAL躯体に作用する圧力の分布を示す。LS-DYNA解析では、床スラブには最大約55MPa、側壁には最大約4MPaの圧力が作用する。

なお、LS-DYNAにおける爆発源の調整の結果、側壁及び床スラブの力積がSE解析コードJASMINEの解析結果を包絡していることを確認している。（添付資料3.3.3別添）

2. 手計算との発生応力の比較

ペDESTAL躯体に作用する圧力より材料力学に基づく手計算手法を用いて求めたコンクリートの応力と、LS-DYNA解析におけるコンクリートの応力を比較した。

第3図に手計算及び解析結果の応力比較を示す。下部側壁に作用する圧力の平均値（最大約2MPa）より機械工学便覧に示されている内圧を受ける円筒の弾性応力算定式にて求めた面外方向応力の平均値は最大約0.70N/mm²であり、解析結果の約0.77N/mm²と比較して両者はよく一致している。したがって、LS-DYNA解析では構造物の応答が適切に評価されている。

$$\sigma_r = -\frac{k^2/R^2 - 1}{k^2 - 1} P_a$$

ここで、

k : b/a により計算した値

R : r/a により計算した値

a : 内半径 (mm) ..

b : 外半径 (mm) ..

r : 半径方向の座標 (mm) .. (下部側壁の壁厚中心)

P_a : 内圧 (MPa)

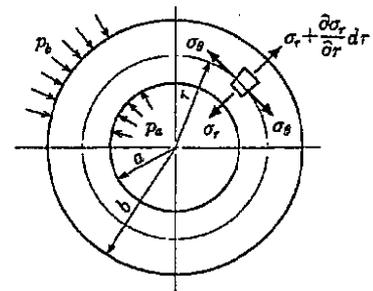
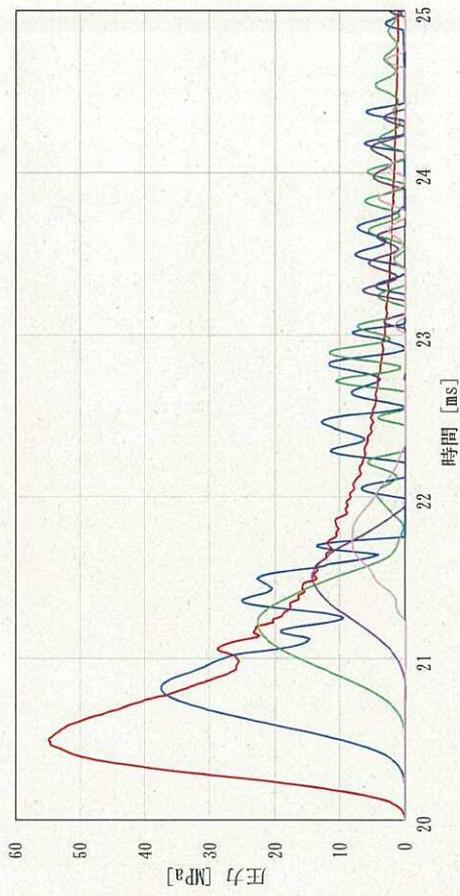
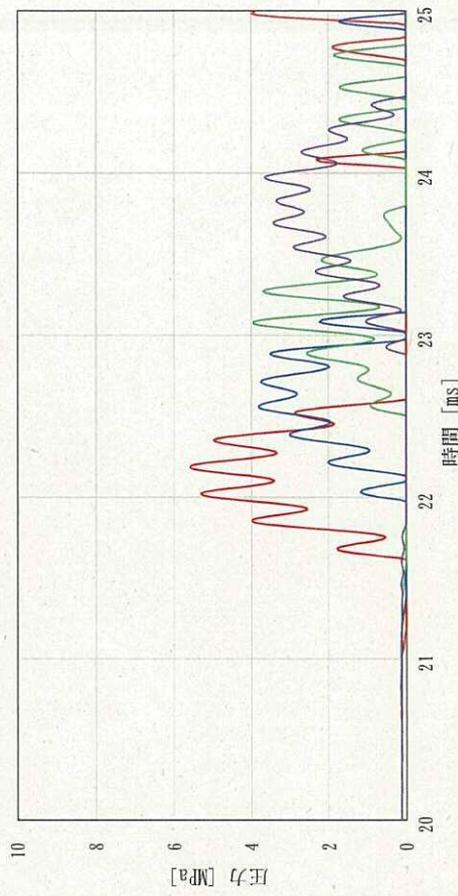


図6・9 内外圧を受ける円筒
(機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学)



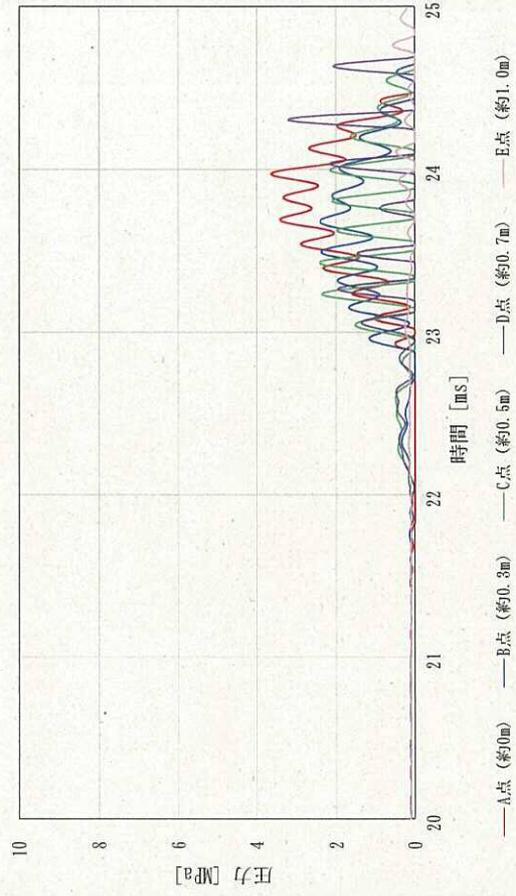
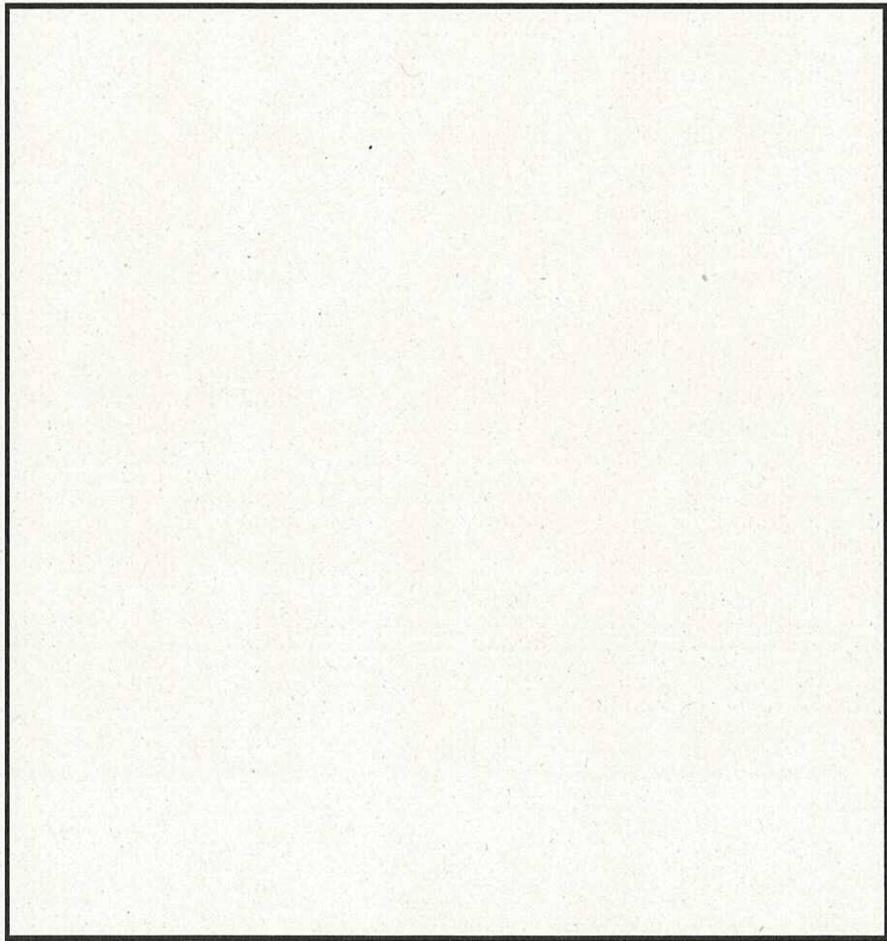
—A点 (約0m) —B点 (約0.4m) —C点 (約0.8m) —D点 (約1.2m) —E点 (約1.5m)



—F点 (約1.9m) —G点 (約2.3m) —H点 (約2.7m) —I点 (約3.0m)

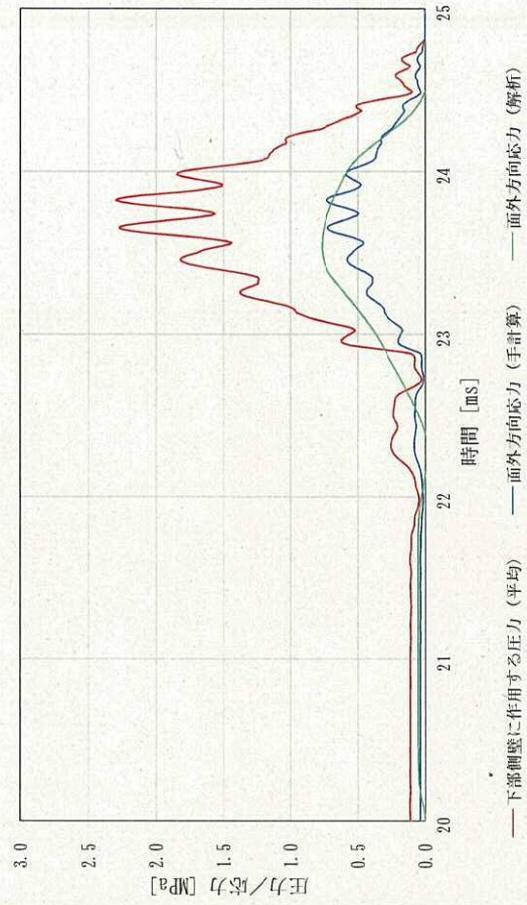
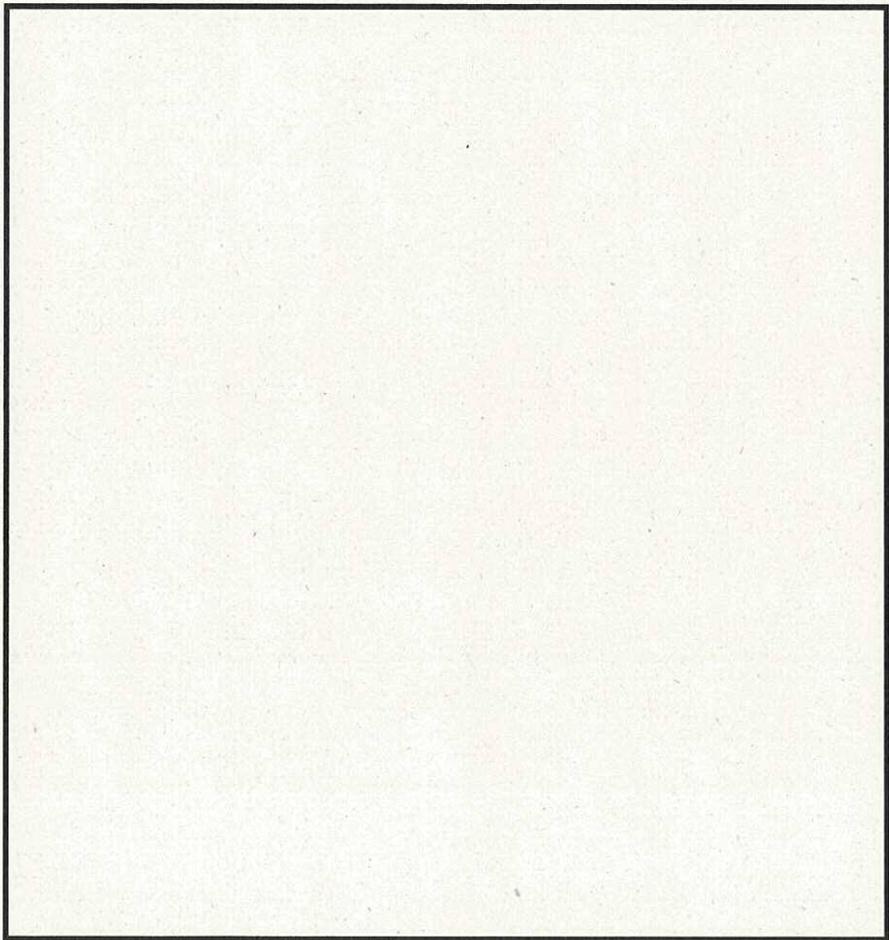
※凡例の括弧内の数値は床スラブ中心からの距離

第1図 床スラブに作用する圧力の分布



※凡例の括弧内の数値は床面からの高さ

第2図 側壁に作用する圧力の分布



第3図 手計算及び解析結果の応力比較 (下部側壁)

S E後のコンクリートの残留ひび割れの影響（参考）

1. はじめに

東海第二発電所では，S Eによって残留熱除去系及び代替循環冷却系の水源となるサプレッション・プールに大量のデブリが移行するような経路が形成されないことを確認するため，S EによってペDESTALの構造が終局状態に至らないことを評価し，R P V支持機能及びデブリ保持機能が維持されることを確認している。しかしながら，S Eによって躯体に生じた残留ひび割れより，デブリの冷却水がペDESTALの外へ漏えいすることも考えられることから，デブリ冷却性の観点で残留ひび割れからの漏水影響を検討する。

2. 残留ひび割れ幅の算定

(1) 算定方法

L S - D Y N AコードによるS E解析終了時刻における鉄筋の軸方向の引張応力状態により，コンクリート標準示方書〔設計編〕（（社）土木学会，2012））（以下，「コンクリート示方書〔設計編〕」という。）のひび割れ幅の算定式を用いてペDESTAL躯体の残留ひび割れ幅を算定する。

鉄筋コンクリート部材に曲げモーメントが作用した場合，曲げモーメントの増加と共にひび割れが発生し，その本数が増加することでひび割れ間隔が小さくなっていく。しかし，曲げモーメントがある程度以上大きくなると，新たなひび割れが発生しない状態となる。この時，鉄筋コンクリートのひび割れ幅（ W_{cr} ）は，一般的に（1）式で表すことができ，鉄筋コンクリートのひび割れ間隔に，ひび割れ間のコンクリートと鉄筋のひずみ差を乗じた値として与えられることになる。

$$W_{cr} = \int_0^{l_{cr}} (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \cdots (1)$$

ここで、

- l_{cr} : ひび割れ間隔
 $\varepsilon_s - \varepsilon_c$: 鉄筋とコンクリートのひずみ差

これを基に、コンクリート標準示方書〔設計編〕では、鉄筋のかぶりや鋼材の表面形状等を考慮し、(2)式のように示されている。

$$W_{cr} = 1.1k_1k_2k_3\{4c + 0.7(C_s - \phi)\} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \cdots (2)$$

ここで、

- k_1 : 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 (－)
 k_2 : コンクリートの品質がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数で (3) 式による
 $k_2 = \frac{15}{f'_c + 20} + 0.7 \cdots (3)$
 f'_c : コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)
 k_3 : 引張鋼材の段数の影響を表す係数で (4) 式による
 $k_3 = \frac{5(n+2)}{7n+8} \cdots (4)$
 n : 引張鋼材の段数 (－)
 c : かぶり (mm)
 C_s : 鋼材の中心間隔 (mm)
 ϕ : 鋼材径 (mm)
 σ_{se} : 鋼材位置のコンクリートの応力が 0 の状態からの鉄筋応力度の増加量 (N/mm²)
 E_s : 鉄筋のヤング係数 (N/mm²)
 ε'_{csd} : コンクリートの収縮及びクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値 (－)

(1) 式及び (2) 式より S E によりペデスタル躯体に生じる残留ひび割れ幅 (W_{cr}) を算出する。

$$W_{cr} = l_{cr} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \cdots (5)$$

各項目の数値を下表に示す。

項目	数値
k_1 : 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 (異形鉄筋)	1.0
f'_c : コンクリートの圧縮強度	22.06 N/mm ²
n : 引張鋼材の段数	
c : かぶり	
C_s : 鋼材の中心間隔	
ϕ : 鋼材径	
E_s : 鉄筋のヤング係数	2.05×10^5 N/mm ²
ϵ'_{csd} : コンクリートの収縮及びクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値	150×10^{-6}

(2) 算定結果

第1図に側壁部及び床スラブ部での残留ひび割れ幅を示す。解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力状態に基づき算定した各鉄筋位置における残留ひび割れ幅の最大値は側壁部で約0.05mm、床スラブ部(最下段鉄筋)で約0.13mmである。

3. S E後の残留ひび割れによる漏水影響の検討

(1) ペDESTAL躯体の応力状態を考慮した漏水影響の検討

残留ひび割れによる漏水影響が表れやすいと考えられる床スラブを対象に、ペDESTAL躯体の応力状態より漏水影響について検討する。

第2図に鉄筋の応力-ひずみ関係を示す。解析終了時刻における床スラブ下端鉄筋の1段目の軸方向の引張ひずみは 200μ 程度である。これは、鉄筋の応力-ひずみ関係で表現した場合、ほぼ初期状態に当たる長期許容応力度 ($195\text{N}/\text{mm}^2$) の $1/5$ に相当する応力レベルであり、床スラブ下端側に作用する引張応力に対する強度は損なわれていない。

第3図に床スラブ断面応力状態を示す。S E後にはデブリ自重等の荷重が作用した状態となることから、構造的に床スラブ断面内では中立軸を境に鉄筋が配置される床スラブ下端側に引張応力が作用するが、床スラブ上端側ではひび割れを閉鎖させる方向の圧縮応力が作用する。また、S E後においても、ペDESTAL（ドライウェル部）へ落下したデブリによって床スラブの上端側のコンクリートが加熱されることで、圧縮応力が作用した状態となる。

以上のことより、ペDESTAL躯体の応力状態を考慮すると、実機においてS E後の残留ひび割れが生じた場合においても、漏水量は相当小さい値になると考えられる。

(2) 既往の知見を踏まえた漏水影響の検討

「コンクリートのひび割れ調査，補修・補強指針—2009—」において，建築物を対象とした漏水実験や実構造物における実態調査がまとめられている。この中で坂本他の検討^{※1}では，10～26cmまでの板厚による実験を行っており，板厚が厚くなる方が漏水に対して有利であり，26cmでは漏水が生じるひび割れ幅は0.2mm以上であったと報告されている。これに対して，実機ペDESTALの側壁（厚さ：上部□□□□，下部□□□□）及び床スラブ（厚さ：□□□□）は，26cm以上の板厚を有している。

また，一般に，ひび割れ幅が0.2mm未満であれば，水質による目詰まりやひび割れ内部のコンクリートの水和反応による固形物の析出等により，漏水流量が時間とともに減少する^{※2}ことが分かっている。

※1：コンクリート壁体のひびわれと漏水の関係について（その2）（日本建築学会大会学術講演便概集，昭和55年9月）

※2：沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果の確認実験（コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.1 1995）

(3) MCC I 影響抑制対策施工に伴う漏水影響の低減効果について

MCC I 影響抑制対策であるコリウムシールドの設置に伴い，水密性確保の観点でペDESTAL躯体とコリウムシールドの間をSUS製ライナでライニングする計画としている。このため，デブリが落下した以降の状態においても，SUS製ライナが残留ひび割れからの漏水影響低減に寄与すると考えられる。

4. 残留ひび割れからの漏水を仮定したデブリ冷却性への影響評価

前述のとおり、ペDESTAL躯体の応力状態や既往の知見等を考慮すると、実機において残留ひび割れから漏えいが発生した場合においても、漏水量は相当小さくなると考えられるが、ここでは残留ひび割れからの漏水を仮定した場合のデブリ冷却性への影響について定量的に検討する。

(1) 漏水量の評価

漏水量は「コンクリートのひび割れ調査，補修・補強指針－2009－付：ひび割れの調査と補修・補強事例（社団法人日本コンクリート工学協会）」における漏水量の算定式に基づき，残留ひび割れ幅に対する漏水量を評価する。なお，本評価における算定条件は漏水量を多く見積もる観点で保守的な設定とする。

【漏水量算定式】

$$Q = \frac{C_w \cdot L \cdot w^3 \cdot \Delta p}{12\nu \cdot t}$$

ここで，

Q : 漏水量 (mm^3/s)

C_w : 低減係数 (－)

L : ひび割れ長さ (mm)

w : ひび割れ幅 (mm)

Δp : 作用圧力 (N/mm^2)

ν : 水の粘性係数 (Ns/mm^2)

t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ) (mm)

項目の数値を下表に示す。

項目	数値
C_w : 低減係数 ^{※1}	0.01
L : ひび割れ長さ ^{※2}	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm
w : ひび割れ幅 ^{※3}	側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm
Δp : 作用圧力 ^{※4}	0.25 N/mm ²
ν : 水の粘性係数 ^{※5}	1.82×10^{-10} Ns/mm ²
t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)	

※1 : 構造体の壁厚さ 1m の実験結果 (「沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果実験」コンクリート工学年次論文報告集 vol.17 No.1 1995) に基づく値

※2 : コンクリート示方書 [設計編] の算定式にて評価したひび割れ間隔及びベDESTAL 躯体寸法に基づき設定したひび割れ長さ

※3 : LS-DYNA 解析結果に基づき算定した床スラブ及び側壁の残留ひび割れ幅の最大値

※4 : デブリ全量落下後に人通用開口部高さまで水張りされた状態 (床面より約 3m 高さ) での床スラブ上面での水頭圧, 及びRPV 破損後のドライウェル-ウェットウェル差圧を考慮した圧力 (側壁部の漏水量算定においても, 保守的に同じ作用圧力を適用)

※5 : R P V 破損後のウェットウェル温度に基づき 150℃ の値を設定

(2) 漏水量の算定結果

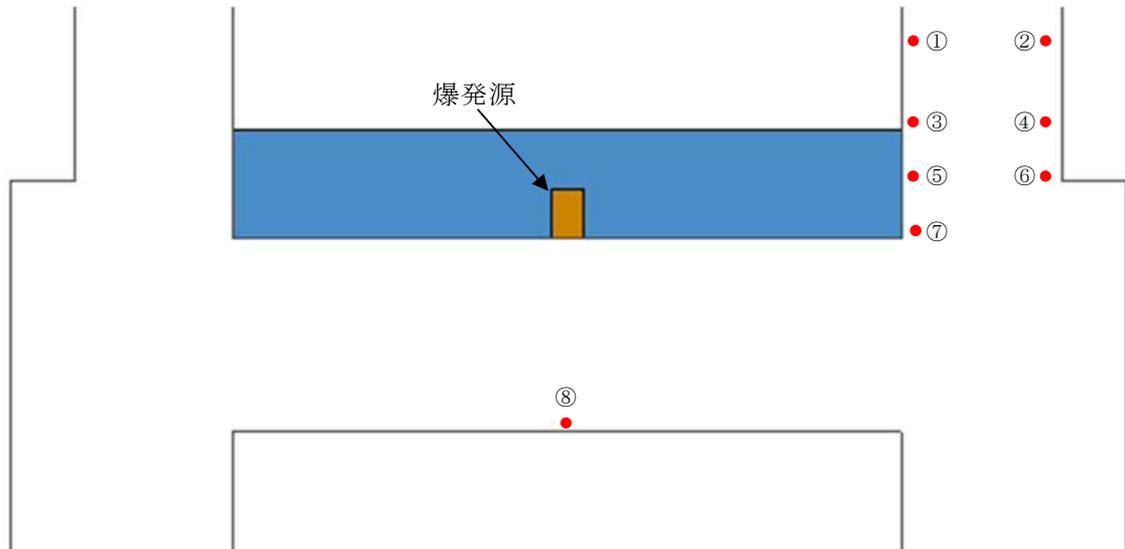
上記の条件にて求めた漏水量は、側壁部で約 $0.05\text{m}^3/\text{h}$ 、床スラブで約 $0.38\text{m}^3/\text{h}$ となり、合計約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ である。

(3) 漏水量に対するデブリ冷却性への影響評価

算定した床スラブ及び側壁の漏水量は合計で約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ であるが、これに対して格納容器下部注水系（常設）にて $80\text{m}^3/\text{h}$ のペDESTAL注水が可能である。したがって、万が一SE後のコンクリートの残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても、漏水量を十分に上回る注水量を確保できることから、デブリ冷却性への影響はない。

5. まとめ

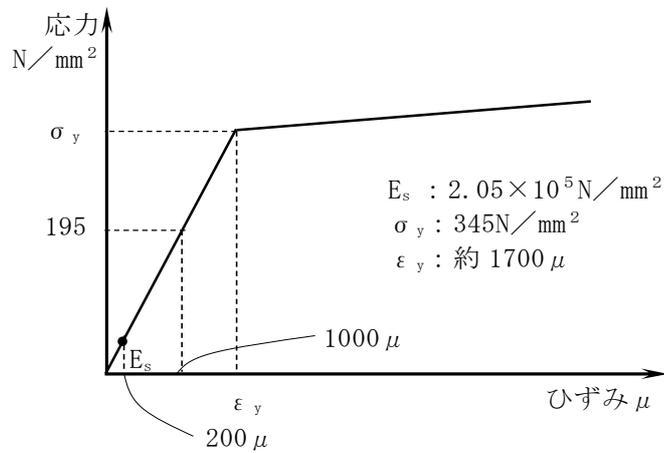
LS-DYNAコードの解析結果に基づきペDESTAL躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約 0.05mm 、床スラブ部で約 0.13mm であることを評価した。これに対して、ペDESTAL躯体の応力状態、既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに、残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ に対して、ペDESTALの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系（常設）は $80\text{m}^3/\text{h}$ で注水可能であることから、万が一SE後の残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても、ペDESTALの床面に落下したデブリを十分に冷却することが可能である。



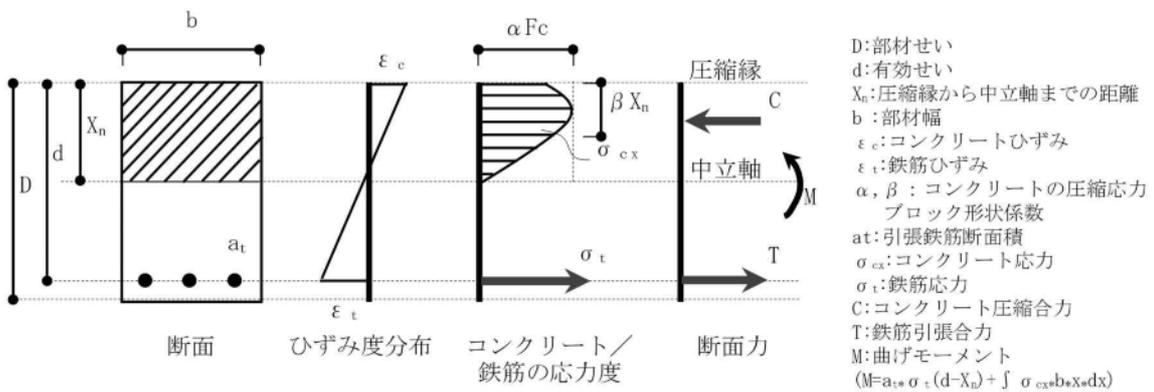
	要素番号	残留ひび割れ幅 [※]
①	B699530	約 0.04 mm
②	B678799	約 0.04 mm
③	B696183	約 0.04 mm
④	B704282	約 0.04 mm
⑤	B703078	約 0.04 mm
⑥	B704112	約 0.04 mm
⑦	B696021	約 0.05 mm
⑧	B601447	約 0.13 mm

※解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

第 1 図 側壁部及び床スラブ部の鉄筋位置における残留ひび割れ幅



第 2 図 鉄筋の応力-ひずみ関係と S E 後の鉄筋の応力レベル (SD345 鉄筋)



第 3 図 床スラブ断面応力状態

水蒸気爆発発生時のコリウムシールドへの影響

1. はじめに

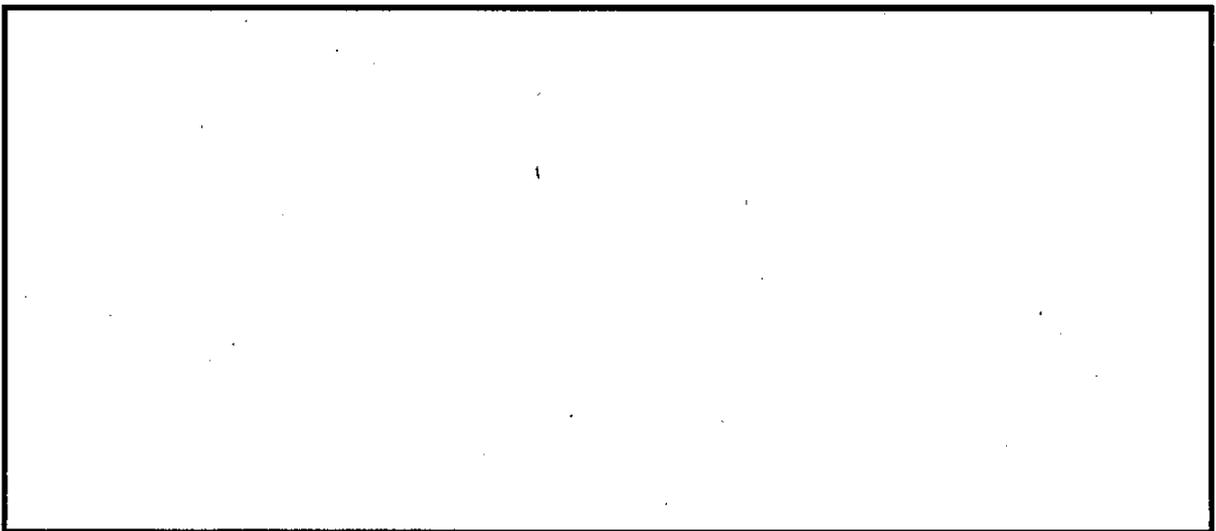
熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食影響を緩和するための耐熱材としてペDESTAL内敷設するジルコニア製コリウムシールドについて、水蒸気爆発が発生した場合の影響を評価する。

2. コリウムシールドの設置構造

コリウムシールドの設置構造を第1図に示す。コリウムシールドは複数分割した部材を敷き詰める構造とし、固定用のボルトやアンカを部分的に使用することで、水蒸気爆発時の衝撃による周方向の荷重を分散し、水蒸気爆発による破損を防止する設計とする。

<側面図>

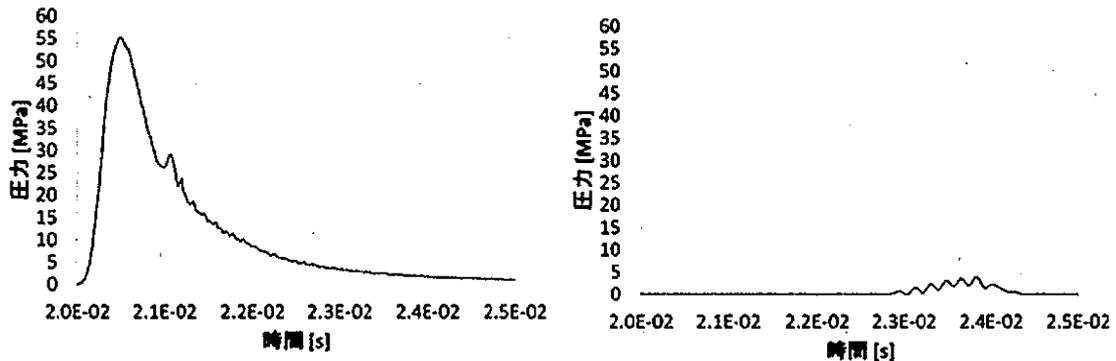
<正面図>



第1図 コリウムシールド設置構造

3. コリウムシールド部材（ジルコニア）の強度

水蒸気爆発によってペDESTALの床面及び壁面にかかる圧力荷重は第2図のとおり。ジルコニアの圧縮強度は試験によって 以上が確認されていることから、コリウムシールドの健全性は維持可能である。



(a) 床面荷重最大位置

(b) 壁面荷重最大位置

第2図 床面及び壁面にかかる圧力荷重の推移

4. まとめ

水蒸気爆発の発生を想定した場合においても、コリウムシールドの健全性を維持可能である。

ジルコニアの圧縮強度について

水蒸気爆発発生時のジルコニア (ZrO_2) の圧縮強度は、試験測定結果に基づき設定している。測定方法と結果を以下に示す。

1. 試験条件

(1) 供試材

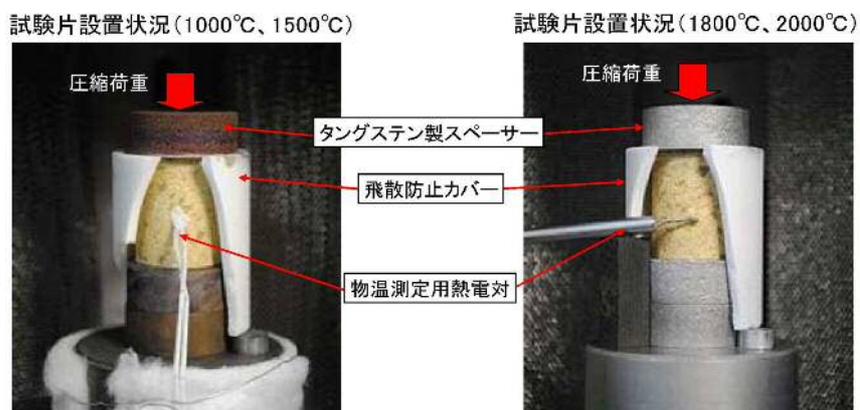
耐熱材： ZrO_2 耐熱材

形状：円柱状 ($\phi 25 \times 30\text{mm}$)

(2) 試験条件 (第1表, 第1図)

第1表 試験条件

試験温度	室温, 1,000°C, 1,500°C, 1,800°C, 2,000°C
試験雰囲気	室温：大気中, それ以外：アルゴン
試験速度	クロスヘッド速度 0.5mm/min
昇温速度	20°C/min
温度保持時間	試験温度到達後 10min 保持
試験片本数	2本/条件



第1図 試験装置

(3) 圧縮強度の算出

圧縮強度 σ_c は下式によって算出した。

$$\sigma_c = P / S$$

P : 圧縮試験時の最大荷重 [N]

S : 試験片の断面積 [mm²]

2. 試験結果及び圧縮強度の設定

試験結果のうち、室温 (20℃) 及び 1,000℃ における結果を第 2 表に示す。
水蒸気爆発発生時点における ZrO₂ 耐熱材温度は水プールの水温程度と考えられ、室温から 1,000℃ の範囲において圧縮強度は 以上が確認されていることから、水蒸気爆発発生時点で考慮する圧縮強度として を設定する。

第 2 表 圧縮強度試験結果 (室温及び 1,000℃)

温度 (℃)	圧縮強度 (MPa)		
	最小	最大	平均
20			
1,000			

※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。

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用）

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(1/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
炉心	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）	入力値に含まれる。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。	
	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル） 溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）	TMI事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 CORA実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。 炉心ヒートアップ速度の増加（被覆管酸化の促進）を想定し、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した。 ・TQV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融の開始時刻への影響は小さい ・炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時刻は、ほぼ変化しない	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性が確認されている。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、燃料被覆管温度等を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、格納容器圧力挙動への影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。	
	燃料棒表面熱伝達		炉心モデル（炉心水位計算モデル）	TQXシーケンス及び中小破断LOCAシーケンスに対して、MAAPコードとSAFERコードの比較を行い、以下の傾向を確認した。 ・MAAPコードではSAFERコードで考慮しているCCFLを取り扱っていないことから水位変化に差異が生じたものの水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	燃料被覆管酸化					
	燃料被覆管変形		格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）	HDR実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 CSTF実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	HDR実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できている。本評価事故シーケンスでは、格納容器圧力及び温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	HDR実験解析では区画によって格納容器雰囲気温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	沸騰・ボイド率変化	格納容器各領域間の流動				
気液分離（水位変化）・対向流						
格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）	HDR実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 CSTF実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	HDR実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できている。本評価事故シーケンスでは、格納容器圧力及び温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	HDR実験解析では区画によって格納容器雰囲気温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル(リロケーション)	<ul style="list-style-type: none"> ・TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認した ・リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した ・TQUV、大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器破損時刻への影響が小さいことを確認した 	溶融炉心の挙動モデルは TMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、リロケーション及び構造材との熱伝達を操作開始の起点としている運転員等操作時間はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	溶融炉心の挙動モデルは TMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認しており、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による格納容器圧力上昇に与える影響はほぼないことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	構造材との熱伝達				
原子炉圧力容器(炉心損傷後)	原子炉圧力容器破損	溶融炉心挙動モデル(原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に影響する項目として、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータとした感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における影響は十分小さいと判断される。	制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損操作開始の起点としている操作として常設低圧代替注水ポンプを用いた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があるが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約4.5時間後)に対して早まる時間はわずかであり、また、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、原子炉圧力容器の破損判断パラメータである格納容器下部水温計の指示を継続監視することで、迅速に原子炉圧力容器破損の判断を可能であることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約4.5時間後)に対して早まる時間はわずかであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
格納容器(炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心挙動モデル(格納容器下部での溶融炉心挙動)	原子炉圧力容器外 FCI 現象に関する項目としてエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。	本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により BWR-5 (Mark-I 改良型格納容器プラント) においては原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している。このうち、BWR-5 (Mark-II 型格納容器プラント) においては、最も感度のあるエントレインメント係数について感度解析を行った結果、エントレインメント係数を変化させた場合においても原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)				

(添付資料 3.3.7)

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(1/5)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
	解析条件	最確条件				
初期条件	原子炉熱出力	3,293MW	約 3,279MW～約 3,293MW (実績値)	定格熱出力を設定	最確条件とした場合には、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の運転員等操作時間への影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。	最確条件とした場合には、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の評価項目となるパラメータに与える影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。
	原子炉圧力	6.93MPa[gage]	約 6.91～約 6.94MPa[gage] (実績値)	定格圧力を設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に与える影響はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に与える影響はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	原子炉水位	通常運転水位(セパレータスカート下端から+126cm)	通常運転水位(セパレータスカート下端から約+122cm～約+132cm) (実績値)	通常運転水位を設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、原子炉スクラム10分後までの崩壊熱による原子炉水位の低下量は、高圧が維持された状態でも通常運転水位約●mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、原子炉スクラム10分後までの崩壊熱による原子炉水位の低下量は、高圧が維持された状態でも通常運転水位約●mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	炉心流量	48,300t/h(定格流量(100%))	定格流量の約86%～約104%(実績値)	定格流量を設定	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	燃料	9×9燃料(A型)	装荷炉心ごと	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)は、熱水力的な特性はほぼ同等であり、その他の核的特性等の違いは燃料棒最大線出力密度の保守性に包含されることから、代表的に9×9燃料(A型)を設定	最確条件とした場合は、9×9燃料のA型又はB型の炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、9×9燃料のA型又はB型炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33GWd/t	燃焼度 33GWd/t以下 (実績値)	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、発生する水蒸気は少なくなり、原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが、操作手順(原子炉圧力容器破損後に格納容器除熱操作を開始すること)に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/5)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
初期条件	格納容器体積 (ドライウエル)	5,700m ³	5,700m ³ (設計値)	設計値を設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	格納容器体積 (サブプレッション・チェンバ)	空間部：4,100m ³ 液相部：3,300m ³	空間部： 約4,092m ³ ～ 約4,058m ³ 液相部： 約3,308m ³ ～ 約3,342m ³ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる少なめの水量として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定	最確条件とした場合は、格納容器体積(サブプレッション・チェンバ)の液相部の運転範囲において解析条件より高めの水位となるが、ゆらぎの幅は非常に小さい。例えば、サブプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300m ³ であるのに対し、ゆらぎ(0.087m)による水量変化は約42m ³ であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
	サブプレッション・プール水位	6.983m (通常運転水位 -4.7cm)	約7.000m～ 約7.070m (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる低めの水位として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定	最確条件とした場合には、サブプレッション・プール水位の運転範囲において解析条件より高めの水位となるが、ゆらぎの幅は非常に小さい。例えば、サブプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300m ³ であるのに対し、ゆらぎ(0.087m)による水量変化は約42m ³ であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
	サブプレッション・プール水温	32℃	約15℃～約32℃ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	格納容器圧力	5kPa[gage]	約2.2～約4.7 kPa[gage] (実績値)	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	ドライウエル雰囲気温度	57℃	約25℃～約58℃ (実績値)	ドライウエル内ガス冷却装置の設計温度を設定	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
					最確条件とした場合は、解析条件で設定している圧力よりも小さくなるため、格納容器圧力が低めに推移するが、評価項目となるパラメータに対する影響は小さい。
					最確条件とした場合には、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるドライウエル雰囲気温度の解析条件からの上昇は約1℃であり、初期温度から格納容器限界温度200℃までの余裕に対して十分に小さく、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(3/5)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
	解析条件	最確条件				
初期条件	真空破壊装置	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧)	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧) (設定値)	真空破壊装置の設定値	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	外部水源の温度	35℃	35℃以下	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定	才覚条件とした場合は、ベDESTAL(ドライウエル部)への注水温度がおおむね低くなるが、注水温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないこと、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、ベDESTAL(ドライウエル部)への注水温度がおおむね低くなり、原子炉压力容器破損後のベDESTAL(ドライウエル部)プール水温度が低くなるが、ベDESTAL(ドライウエル部)のプール水温度が低い場合は、顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり、潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し、圧力スパイクに寄与する水蒸気発生量が低下することで格納容器圧力の上昇は緩和されることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。
	外部水源の容量	約 9,300m ³	9,300m ³ 以上 (淡水貯水池+代替淡水貯槽)	淡水貯水池及び代替淡水貯槽の管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており、水源は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。	—
	燃料の容量	約 1,010kL	1,010kL以上 (軽油貯蔵タンク+可搬型設備用軽油タンク)	軽油貯蔵タンク及び可搬型設備用軽油タンクの管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており、燃料は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。	—

添付 3.3.6-5

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(4/5)

項目	解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
	解析条件	最確条件				
事故条件	起回事象	給水流量の全喪失	-	原子炉炉水位低下の観点で厳しい事象を設定	事故条件の起回事象は、解析条件の不確かさとして、大破断 LOCA を考慮した場合、原子炉冷却材の放出量が増加することにより原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は早まるが、操作手順(原子炉圧力容器破損後に格納容器冷却操作を開始すること)に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。 (添付資料 3.3.8)	溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。感度解析は、事故シーケンスを「大 LOCA + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 全交流動力電源喪失」とし、本評価事故シーケンスの解析条件と同様、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した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果、事象発生から約●時間後に原子炉圧力容器破損に至り、圧力スパイクの最大値は約●MPa[gage]となったが、圧力スパイクの最大値は本評価の結果と同程度であり、格納容器の限界圧力の 0.62MPa[gage]以下であることから、評価項目を満足する。 (添付資料 3.3.8)
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高圧注水機能、低圧注水機能及び重大事故等対処設備による原子炉注水機能の喪失	-	全ての非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し設定 高圧注水機能として高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系、低圧注水機能として低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系(低圧注水系)の機能喪失を設定するとともに、原子炉圧力容器破損に至るまで重大事故等対処設備による原子炉注水機能の喪失を設定	-	-
	外部電源	外部電源なし	-	資源及びマネジメントの観点で厳しい想定として外部電源なしを設定 ただし、原子炉スクラムについては、外部電源ありの場合を包括する条件として、機器条件に示すとおり設定している。	-	-

添付 3.3.6-6

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(5/5)

項目		解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
		解析条件	最確条件			
機器条件	原子炉スクラム	原子炉水位低(レベル3)信号	タービン蒸気加減弁急速閉信号又は原子炉保護系電源喪失	短時間であるが原子炉熱出力が維持される厳しい設定として、外部電源喪失時のタービン蒸気加減弁急閉及び原子炉保護系電源喪失による原子炉スクラムについては保守的に考慮せず、原子炉水位低(レベル3)にてスクラムするものとして設定	最確条件とした場合は、原子炉熱出力の低下が早くなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなり、原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展が緩やかになるが、操作手順(常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による格納容器下部水位確保操作を開始すること)に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、原子炉熱出力の低下が早くなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなるが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	逃がし安全弁	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/個	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/個 (設計値)	逃がし安全弁の安全弁機能の設計値として設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
		逃がし安全弁(自動減圧機能)の2弁開による原子炉急速減圧	逃がし安全弁(自動減圧機能)の2弁開による原子炉急速減圧	逃がし安全弁の設計値に基づく蒸気流量及び原子炉圧力の関係から設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
代替循環冷却系	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	格納容器圧力及び雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量及び溶融炉心の冷却に必要な注水量を考慮して設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。	

第3表 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕

項目	解析条件（操作条件） の不確かさ		操作の不確かさ要因	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等	
	解析条件	条件設定の考え方						
操作条件	緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系による海水通水操作及び代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作	事象発生から90分後	操作所要時間を踏まえて設定	<p>【認知】 中央制御室にて外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機の非常用高圧系統の電源回復ができない場合、早期の電源回復不可による残留熱除去系を用いた格納容器除熱不可と判断し、これにより緊急用海水系の起動準備を開始する手順としている。そのため、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 中央制御室における操作は、ポンプ起動、系統構成にかかる時間として緊急用海水系の起動に20分、代替循環冷却系の起動に35分を想定しており、操作時間に余裕を確保している。</p> <p>【他の並列操作有無】 並列操作はなく、操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	<p>代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作は事象発生90分後に開始することとしているが、余裕時間を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さい。また、本操作の操作開始時間は、緊急用海水ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作の準備期間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作の準備期間が早まることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。</p>	<p>緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。</p>	<p>代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作開始までの時間は事象発生から90分あり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、原子炉圧力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約4.5時間であり、約3時間以上の余裕があることから、時間余裕がある。</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータ（模擬操作含む。）にて訓練実績を取得。訓練では緊急用海水ポンプを用いた代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系起動に約16分、代替循環冷却系起動に約27分。想定している範囲内で意図している運転操作が実施可能であることを確認した。</p>
	常設低圧代替注水ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保操作	代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施から13分後	操作準備に必要な時間を考慮して設定	<p>【認知】 格納容器下部水位確保操作は、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施後に実施する手順としているため、認知に大幅な遅れが生じることは考えにくい。よって、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 格納容器下部水位確保操作の所要操作時間は、格納容器下部注水系（常設）による注水開始に6分、注水継続時間に3分、注水停止に4分を想定し、合計で13分を想定している。当該操作は中央制御室内の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【他の並列操作有無】 当該操作に対応する運転員に他の並列操作はなく、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室内の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。</p>	<p>実態の操作時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>	<p>事象発生から90分後の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施に対し、原子炉圧力破損までの時間は事象発生から約4.5時間あり、操作時間は約13分間であることから、操作遅れに対して約2.7時間程度の時間余裕がある。</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、条件成立を前提として、格納容器下部注水系（常設）による注水開始に5分、注水停止に3分で操作可能であり、想定で意図している運転操作が実施可能であることを確認した。</p>

エントレインメント係数の圧カスパイクに対する影響

東海第二発電所（BWR5，Mark-II型格納容器）について，原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用における圧カスパイクに対して不確かさを有すると考えられるパラメータのうち，エントレインメント係数を変化させた場合*の影響を確認した。確認結果を以下に示す。

※「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第5部MAAP 添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について」では，BWR，Mark-I改良型格納容器について，デブリ粒子径を変化させた場合の圧カスパイクに対する感度を評価しているが，その結果，デブリ粒子径を変化させても圧カスパイクはほぼ変わらないことを確認しているため，Mark-II型格納容器に対するデブリ粒子径に関する感度の評価は不要と判断した。

1. 評価条件

- ・エントレインメント係数を除き，今回の申請において示した解析ケース（以下「ベースケース」という。）と同じ評価条件とした。
- ・第1表に感度解析の条件を示す。エントレインメント係数について，ベースケースではMAAP推奨範囲（～)のうちおよそ中間となるを設定しているが，感度解析ケースでは，MAAPの当該係数の推奨範囲のうち最大値（)と最小値（)を設定した。

2. 評価結果

第2表及び第1図から第3図にベースケース及びエントレインメント係数についての感度解析の評価結果を示す。感度解析の結果，事象発生約●時間

後に原子炉压力容器の破損が発生した直後の格納容器圧力は、感度解析ケースにおいてもベースケースと同様であり、限界圧力 (0.62MPa [gage]) を下回る結果となった。

3. 結論

エントレインメント係数を変動させた場合であっても、圧カスパイクのピークが限界圧力 (0.62MPa [gage]) を下回ることを確認した。

また、BWR5, Mark-II型格納容器の場合についても、エントレインメント係数の圧カスパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいことを確認した。

第1表 解析条件のまとめ

条件	ベースケース	感度解析ケース	
エントレインメント係数	□	□	□
設定根拠	MAAP 推奨値の ノミナル値	MAAP 推奨範囲の 最小値	MAAP 推奨範囲の 最大値

第2表 解析結果のまとめ

事象進展	ベースケース	感度解析ケース (最小値)	感度解析ケース (最大値)
炉心損傷	約●分	約●分	約●分
炉心支持板 破損	約●h	約●h	約●h
RPV 破損	約●h	約●h	約●h
溶融炉心 落下による PCV ピーク 圧力	約●MPa [gage]	約●MPa [gage]	約●MPa [gage]



第1図 格納容器圧力の推移（ベースケース）



第2図 格納容器圧力の推移（感度解析ケース（最小値））



第3図 格納容器圧力の推移（感度解析ケース（最大値））

プラント損傷状態を L O C A とした場合の圧カスパイクへの影響

1. 評価の目的

今回の申請において示した解析ケース（以下、「ベースケース」という。）では、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンスのプラント損傷状態として、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、溶融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられる T Q U V を選定しており、起因事象としては原子炉水位の低下の観点で最も厳しい給水流量の全喪失を設定している。

一方、起因事象として大破断 L O C A を仮定した場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり、圧カスパイクの最大値がベースケースに比べて高い値となる可能性が考えられる。

このため、解析条件のうち初期条件の不確かさとして、起因事象が大破断 L O C A の場合の圧カスパイクへの影響を確認する。

2. 評価条件

ベースケースの評価条件に対する変更点は以下のとおり。その他の評価条件は、ベースケースの評価条件と同等である。

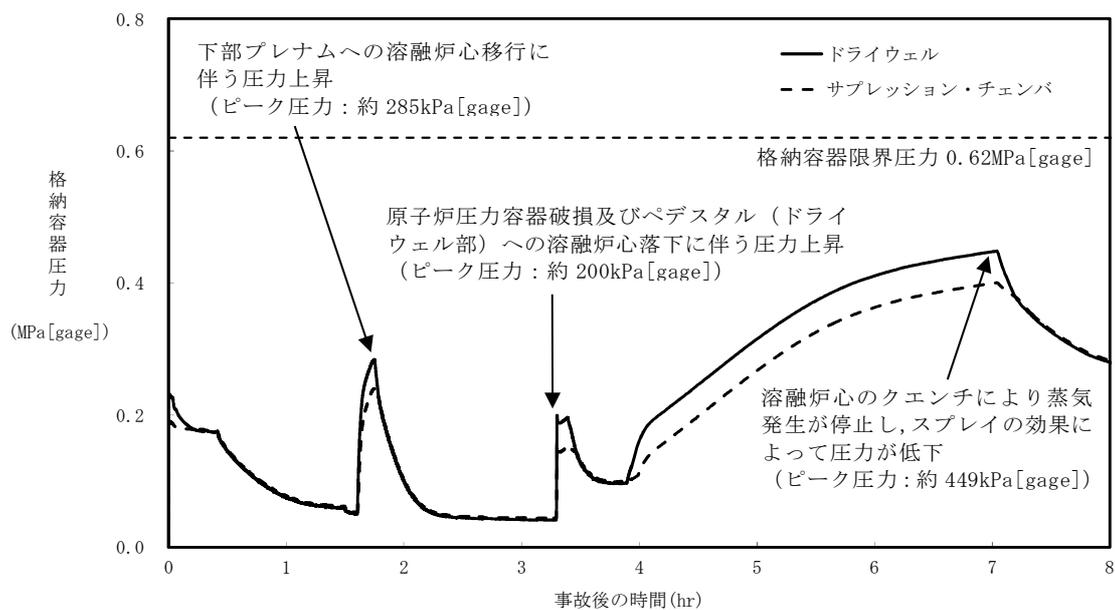
- ・ 起因事象を大破断 L O C A とし、事故シーケンスを「大破断 L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 損傷炉心冷却失敗 + F C I（ペDESTAL）」とした。
- ・ 格納容器温度制御の観点で評価上の必要が生じたため、格納容器温度が 171℃ に到達した場合には流量 300m³/h でのドライウェルスプレイを実施し、格納容器温度が 151℃ に到達した時点でドライウェルスプレイを停止

するものとした。

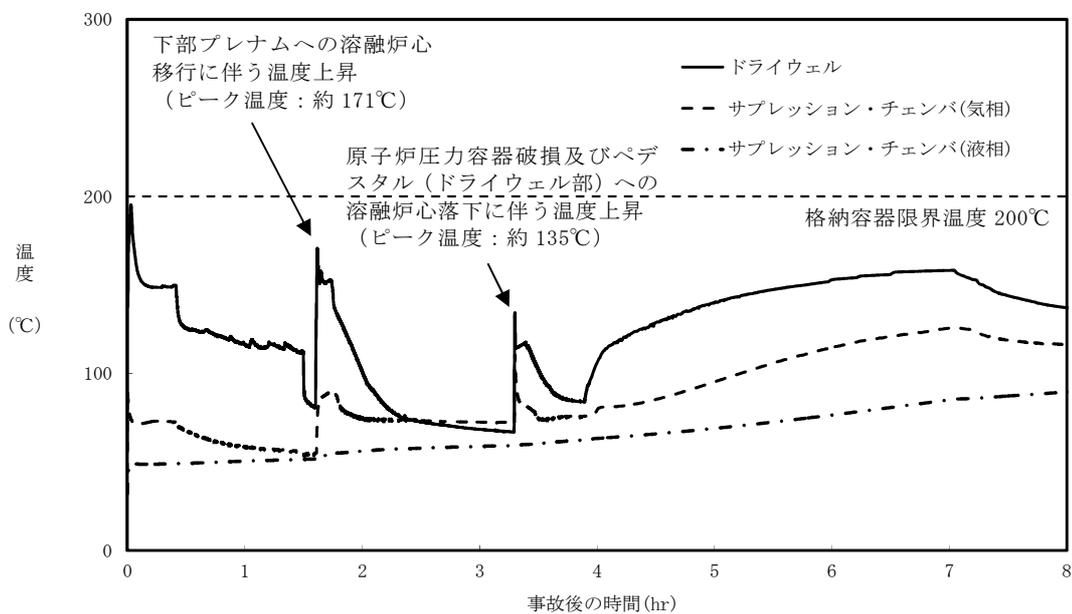
3. 評価結果

格納容器圧力の評価結果を第 1 図，格納容器雰囲気温度の評価結果を第 2 図に示す。

事象発生から約 3.3 時間後に原子炉圧力容器破損に至り，圧カスパイクのピーク値は約 0.20MPa[gage]となり，圧カスパイクのピーク値はベースケースの結果より低く，格納容器限界圧力の 0.62MPa[gage]を下回るため，格納容器バウンダリの機能は維持されることを確認した。



第 1 図 格納容器圧力の推移



第 2 図 格納容器雰囲気温度の推移

3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用

3.5.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUV，TQUX，TBP，TBU及びLOCAである。

(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，原子炉圧力容器内の溶融炉心が格納容器内へ流れ出し，溶融炉心からの崩壊熱や化学反応によって，ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートが侵食され，格納容器の構造材の支持機能を喪失し，格納容器の破損に至る。

したがって，本格納容器破損モードに対しては，ペDESTAL（ドライウエル部）にコリウムシールドを設置した上で，原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が落下する時点で，ペDESTAL（ドライウエル部）に溶融炉心の冷却に十分な水位及び水量を確保し，かつ，溶融炉心の落下後は，常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水によって溶融炉心を冷却することにより，格納容器の破損を防止するとともに，溶融炉心・コンクリート相互作用による水素ガス発生を抑制する。

また，溶融炉心の落下後は，常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容

器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水によって溶融炉心を冷却するとともに、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却によって、格納容器の冷却を実施する。さらに、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器圧力及び温度制御操作又は格納容器圧力逃がし装置によって格納容器の圧力及び温度を低下させる。

なお、本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では、原子炉圧力容器破損までは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し、原子炉圧力容器破損に至るものとする。

(3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」で想定される事故シーケンスに対して、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートの侵食による原子炉圧力容器の支持機能喪失を防止するため、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保手段及び溶融炉心への注水手段を整備する。また、溶融炉心によるペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートの侵食を抑制し、格納容器の構造材の支持機能の健全性を確保するために、ペDESTAL（ドライウェル部）にコリウムシールドを設置する。

また、格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する観点から、常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却手段及び代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱手段又は格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱手段を整備する。

本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故対策の概要は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)のaからwに示している。このうち、本格納容器破損モードに関する重大事故対策は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)に示すn及びpからtである。

本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に示す第3.2-1図である。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は第3.2-1図(2/4)及び(3/4)である。本格納容器破損モードに対応する手順及び必要な要員と作業項目は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

3.5.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

(1) 有効性評価の方法

本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態をTQUVとし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とする「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗＋デブリ冷却失敗（ペDESTAL）」である。

また、1.2.2.1(3)に示すとおり、プラント損傷状態の選定では、LOCAとTQUVを比較し、事象緩和のための対応操作の観点で大きな差異はないこと、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用と溶融炉心・コンクリート相互作用は原子炉圧力容器破損後に生ずる一連の物理現象であ

ることから、「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」と同じPDSを選定し一連のプラント挙動を確認することを考慮し、TQUVを選定した。

なお、本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」において有効性を評価したシーケンスと同様のシーケンスである。本格納容器破損モード及び「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」ではプラント損傷状態をTQUVとし、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」ではプラント損傷状態をTQUXとしており、異なるプラント損傷状態を選定している。しかしながら、どちらのプラント損傷状態であっても原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作によって原子炉減圧する手順であり、原子炉減圧以降も、溶融炉心の挙動に従って一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順に従って防止することとなる。このことから、これらの格納容器破損モードについては同様のシーケンスで評価する。

本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、構造材との熱伝達、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達、原子炉圧力容器破損、原子炉圧力容器内FP挙動、炉心損傷後の格納容器におけるペDESTAL（ドライウエル部）床面での溶融炉心の拡がり、原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化）、原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達）、溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）プール水との伝熱、溶融炉心とコンクリートの伝熱並びにコンクリート分解及び

非凝縮性ガス発生が重要現象となる。

よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内及び格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の溶融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コードMAAPによりペDESTAL（ドライウエル部）の床面及び壁面のコンクリート侵食量等の過渡応答を求める。

また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。

(2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンスの有効性評価の条件は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の条件と同じである。また、初期条件の初期酸素濃度並びに事故条件の水素及び酸素の発生については、「3.4 水素燃焼」と同じである。

(3) 有効性評価の結果

本評価事故シーケンスにおける原子炉圧力及び原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移を第3.5-1図及び3.5-2図に、格納容器圧力、格納容器雰囲気温度、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気相濃度（ウェット条件、ドライ条件）、サプレッション・プール水位、ペDESTAL（ドライウエル部）水位並びに溶融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTAL（ドライウエル部）床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移を第3.5-3図から第3.5-11図に示す。

a. 事象進展

事象進展は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

b. 評価項目等

ペDESTAL（ドライウエル部）への水張り及び溶融炉心落下後のペDESTAL（ドライウエル部）への注水の継続によって、ペDESTAL（ドライウエル部）の床面及び壁面のコンクリートの侵食は生じず、ペDESTAL（ドライウエル部）の溶融炉心は適切に冷却され、原子炉圧力容器支持機能を維持できる。

また、溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガスは発生しない。なお、格納容器下部への溶融炉心落下後の本評価における水素濃度は、●●において最低値を示すが、ウェット条件で●vol%以上、ドライ条件で●vol%以上となり、ドライ条件においては13vol%を上回る。一方、酸素濃度は水の放射線分解によって徐々に上昇するものの、事象発生から7日後（168時間後）においても酸素濃度はウェット条件で約●vol%、ドライ条件で約●vol%であり、可燃限界である5vol%を下回る。このため、格納容器内での可燃性ガスの燃焼が発生するおそれはない。

その後は、ペDESTAL（ドライウエル部）に崩壊熱相当以上の流量で間欠注水を行い、溶融炉心の冠水状態を維持することにより、安定状態を維持できる。

(添付資料 3.5.1, 3.5.2, 3.5.3, 3.5.4)

本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(8)の評価項目について、ペDESTAL（ドライウエル部）床面及び壁面のコンクリート侵食量^{*1}をパラメータとして対策の有効性を確認した。

なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)及び(5)の評価項目の評価結果については「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」にて評価項目を満足することを確認している。

※1 溶融炉心が適切に冷却されることについても、ペDESTAL（ドライウエル部）床面及び壁面のコンクリートの侵食が生じないことで確認した。

なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(6)の評価項目については「3.4 水素燃焼」において、(7)の評価項目については「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において、それぞれ選定された評価事故シーケンスに対して対策の有効性を確認しているが、溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下した場合については、本評価において、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(6)及び(7)の評価項目について対策の有効性を確認できる。

3.5.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、重大事故等対処設備を含む全ての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷及び原子炉圧力容器の破損に至り、溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下してコンクリートを侵食することが特徴である。

また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、事象発生から 12 時間程度までの短時間に期待する操作及び事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作とする。

本評価事故シーケンスの有効性評価における不確かさとしては、リロケーション（炉心溶融開始後の溶融炉心の移動）、水張りされたペDESTAL（ドライウェル部）へ落下した溶融炉心の粒子化、落下した溶融炉心の拡がり、溶融炉心から水への熱伝達及びコンクリート侵食が挙げられる。リロケーション（炉心溶融開始後の溶融炉心の移動）に対しては、原子炉圧力容器下鏡部温度が 300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温計の指示を継続監視することで原子炉圧力容器破損を判断して常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作を行うといった徴候を捉えた対応によって、溶融炉心を確実に冷却できることを確認している。また、本評価事故シーケンスの評価では、溶融炉心から水への熱伝達が本格納容器破損モードに対して影響が大きいことを踏まえて、溶融炉心から水への熱伝達に対する影響評価を実施する。

(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価

本評価事故シーケンスにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。

a. 運転員等操作時間に与える影響

炉心における燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして，炉心ヒートアップに関するモデルは，TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム－水反応速度の係数についての感度解析）では，炉心熔融時間及び炉心下部プレナムへの熔融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり，影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損時点で常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水操作を実施するが，下部プレナムへの熔融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく，下部プレナムへ熔融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇及び原子炉圧力容器破損時の格納容器下部水温の上昇は急峻であることから，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして，炉心モデル（炉心水位計算モデル）は原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認していることから，運転員等操作時間

に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉圧力容器の破損の影響を受ける可能性がある操作としては、熔融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水操作があるが、下部プレナムへの熔融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、下部プレナムへ熔融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇及び原子炉圧力容器破損時の格納容器下部水温の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器の破損を起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、下部プレナムと熔融炉心の熱伝達に関する感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉圧力容器破損の影響を受ける可能性がある操作としては、熔融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への

注水操作があるが、原子炉圧力容器破損時間の不確かさは小さいことから、原子炉圧力容器の破損を起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約 4.5 時間後）に対して、十数分早まる程度であり、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作は中央制御室から速やかに実施可能な操作であることから、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内 F P 挙動の不確かさとして、核分裂生成物（F P）挙動モデルは P H E B U S - F P 実験解析により原子炉圧力容器内への F P 放出の開始時間を適切に再現できることを確認している。P H E B U S - F P 実験解析では、燃料被覆管破裂後の F P 放出について実験結果より急激な放出を示す結果が確認されたが、小規模体系の模擬性が原因と推測され、実機の大規模な体

系においてこの種の不確かさは小さくなると推定される。本評価事故シーケンスでは、炉心損傷後の原子炉圧力容器内F P放出を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作に与える影響はない。

炉心損傷後の格納容器における溶融燃料－冷却材相互作用の不確かさとして、溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数、デブリ粒子径の感度解析により、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクに与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧カスパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の格納容器におけるペDESTAL（ドライウエル部）床面での溶融炉心の拡がり及び溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）のプール水の伝熱の不確かさとして、エントレインメント係数、溶融炉心からのプール水への熱流束及び溶融プール－クラスト間の熱伝達係数がコンクリート侵食量に影響を与えることを確認している。本評価事故シーケンスでは、コンクリート侵食を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

炉心損傷後の格納容器における溶融炉心とコンクリート伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさとして、実験解析によりコンクリート侵食量を適切に評価できることを確認している。本評価事故シーケンスでは、コンクリート侵食を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

(添付資料 3.5.5)

b. 評価項目となるパラメータに与える影響

炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉压力容器破損時点でペDESTAL（ドライウェル部）に水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉压力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により、水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。また、原子炉压力容器破損時点でペDESTAL（ドライウェル部）に水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉压力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により、原子炉压力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉压力容器破損時点でペDESTAL（ドライウェル部）に水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉压力容器における下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達の不確かさとして、溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての

再現性を確認している。また、下部プレナムと熔融炉心の熱伝達に関する感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損時点でペDESTAL（ドライウエル部）に水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約 4.5 時間後）に対して、早まる時間はわずかであり、破損時間がわずかに早まった場合においても、ペDESTAL（ドライウエル部）に水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内 F P 挙動の不確かさとして、原子炉圧力容器内 F P 挙動と熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に関連はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心損傷後の格納容器における熔融燃料－冷却材相互作用の不確かさとして、エントレインメント係数の感度解析より熔融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

炉心損傷後の格納容器におけるペDESTAL（ドライウエル部）床面での熔融炉心の拡がりについて、実機では熔融炉心の落下量が多く崩壊熱による継続的な加熱も生じることから各種実験と比較してより拡がり易い傾向となるが、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合におい

ても、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水によって溶融炉心は継続的に冷却されることから、コリウムシールドの侵食は発生せず、評価項目となるパラメータに与える影響はない。また、炉心損傷後の溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）プール水の伝熱の不確かさとして、エントレインメント係数、溶融炉心からのプール水への熱流束及び溶融プルーラスト間の熱伝達係数の感度解析を踏まえ、コンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からのプール水への熱流束についての感度解析を実施した。感度解析の結果、第 3.5-●図に示すとおり、コリウムシールドの侵食は発生しないため、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの侵食は生じず、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。また、溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガスは発生しない。なお、本評価におけるペDESTAL（ドライウエル部）への溶融炉心落下後の水素濃度は、ドライウエルにおいて最低値を示すが、ウェット条件で●vol%以上、ドライ条件で●vol%以上となり、ドライ条件においては 13vol%を上回る。一方、酸素濃度はウェット条件で●vol%以下、ドライ条件で●vol%以下であり、可燃限界である 5vol%を下回ることから、格納容器内での可燃性ガスの燃焼が発生するおそれはない。

（添付資料 3.5.2, 3.5.5）

(2) 解析条件の不確かさの影響評価

a. 初期条件、事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件

初期条件，事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は，第3.2-2表に示すとおりであり，それらの条件設定を設計値等，最確条件とした場合の影響を評価する。また，解析条件の設定に当たっては，評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから，その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は，解析条件の燃焼度 33GWd/t に対して最確条件は 33GWd/t 以下であり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合は，解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため，発生する蒸気量は少なくなり，原子炉压力容器の破損に至るまでの事象進展は緩和されるが，操作手順（崩壊熱除去機能の喪失に伴い代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱を実施すること，原子炉压力容器破損後に常設低压代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレー冷却系（常設）による格納容器冷却及び常設低压代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水を開始すること）に変わりはないことから，運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の熔融炉心からプールへの熱流束は，解析条件の 800kW/m^2 相当（圧力依存あり）に対して最確条件は 800kW/m^2 相当（圧力依存あり）であり，最確条件とした場合は，解析条件と同様であるため，事象進展に与える影響はないことから，運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件のコンクリート以外の素材の扱いは，解析条件の鉄筋は考慮しないことに対して最確条件はコンクリート以外の素材を考慮する

ことであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、コンクリートより融点の高い鉄筋の耐熱の効果により、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が抑制されるが、コンクリート侵食量を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の原子炉圧力容器下部及びペDESTAL（ドライウエル部）内構造物の扱いは、解析条件のペDESTAL（ドライウエル部）に落下する溶融物とは扱わないことに対して、最確条件は部分的な溶融が生じ、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下する可能性があり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、溶融物の発熱密度が下がるため、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食は抑制されるが、コンクリート侵食量を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。

初期条件の原子炉圧力、原子炉水位、炉心流量、格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部、サプレッション・プール水位、格納容器圧力及び格納容器温度は、解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

事故条件の起因事象は、原子炉圧力容器への給水はできないものとして給水流量の全喪失を設定しているが、起因事象の違いによって操作手順（原子炉圧力容器後に常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水を開始すること）に変わりはないことから、運転員等操作時

間に与える影響はない。

機器条件のコリウムシールド耐熱材の種類及びペDESTAL（ドライウェル部）床面積は，解析条件と最確条件は同様であることから，事象進展に与える影響はなく，運転員等操作時間に与える影響はない

(添付資料 3.5.5)

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は，解析条件の燃焼度 33GWd/t に対して最確条件は 33GWd/t 以下であり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合は，解析条件で設定している崩壊熱よりもおおむね小さくなるため，熔融炉心の持つエネルギーが小さくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。

初期条件の熔融炉心からのプールへの熱流束は，解析条件の 800kW/m^2 相当（圧力依存あり）に対して最確条件は 800kW/m^2 相当（圧力依存あり）であり，最確条件とした場合は，解析条件と同様であるため，事象進展に影響はないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。コンクリート侵食量に対しては，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性等の影響を確認する観点から，コンクリート侵食量への影響が最も大きい熔融炉心からプール水への熱流束について，感度解析を実施した。感度解析の結果，第 3.5-●図に示すとおり，ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートの侵食は生じず，原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。また，熔融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガスは発生しない。なお，本評価におけるペDESTAL（ドライウェル部）への熔融炉心落下後の水素濃度は，ドライウェルにおいて最低値を示すが，ウェット条件で●

vol%以上，ドライ条件で●vol%以上となり，ドライ条件においては13vol%を上回る。一方，酸素濃度はウェット条件で●vol%以下，ドライ条件で●vol%以下であり，可燃限界である5vol%を下回ることから，格納容器内での可燃性ガスの燃焼が発生するおそれはない。

初期条件のコンクリート以外の素材の扱いは，解析条件の鉄筋は考慮しないことに対して最確条件はコンクリート以外の素材を考慮することであり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合には，コンクリートより融点の高い鉄筋の耐熱の効果により，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が抑制されることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

初期条件の原子炉圧力容器下部及びペDESTAL（ドライウェル部）内構造物の扱いは，解析条件のペDESTAL（ドライウェル部）に落下する溶融物とは扱わないことに対して最確条件は部分的な溶融が生じ，ペDESTAL（ドライウェル部）に落下する可能性があり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合は，溶融物の発熱密度が下がるため，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が抑制されることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

初期条件の原子炉圧力，原子炉水位，炉心流量，格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部，サプレッション・プール水位，格納容器圧力及び格納容器温度は，解析条件の不確かさとして，ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが，事象進展に与える影響は小さいことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

事故条件について，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンク

リート侵食量を評価するにあたり、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。起因事象として、原子炉水位の低下の観点でより厳しい事象である L O C A 等の原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失を仮定し、事故シーケンスを「大破断 L O C A + E C C S 注水機能喪失」として、本評価事故シーケンスの評価条件と同様に、重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても原子炉圧力容器破損まで使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなるため、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。

その結果、第 3.5-●図に示すとおり、コンクリートの侵食は生じず、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。また、溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガスは発生しない。なお、本評価におけるペDESTAL（ドライウエル部）への溶融炉心落下後の水素濃度は、ドライウエルにおいて最低値を示すが、ウェット条件で●vol%以上、ドライ条件で●vol%以上となり、ドライ条件においては 13vol%を上回る。一方、酸素濃度はウェット条件で●vol%以下、ドライ条件で●vol%以下であり、可燃限界である 5vol%を下回ることから、格納容器内での可燃性ガスの燃焼が発生するおそれはない。

機器条件のコリウムシールド耐熱材の種類及びペDESTAL（ドライウエル部）床面積は、解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。

(添付資料 3.5.2, 3.5.5)

b. 操作条件

操作条件の不確かさとして、操作の不確かさを「認知」、「要員配置」、「移動」、「操作所要時間」、「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し、これらの要因が、運転員等操作時間に与える影響を評価する。また、運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し、評価結果を以下に示す。

(a) 運転員等操作時間に与える影響

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱は、解析上の操作開始時間として事象発生から90分後を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系運転は事象発生90分後に開始することとしているが、時間余裕を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。また、本操作の操作開始時間は、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系の運転開始時間も早まることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

操作条件の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却は、解析上の操作時間として原子炉圧力容器破損から6分後（事象発生から約4.6時間後）を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、熔融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却は、原子炉圧力容器下鏡

部温度が 300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、原子炉圧力容器の破損判断パラメータである格納容器下部水温計の指示を継続監視することで原子炉圧力容器破損を判断し、格納容器冷却を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。

操作条件の常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水は、解析上の操作時間として原子炉圧力容器破損から7分後（事象発生から約4.6時間後）を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、熔融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、原子炉圧力容器の破損判断パラメータである格納容器下部水温計の指示を継続監視することで原子炉圧力容器破損を判断し、注水操作を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱は、緊急用海水ポンプを用いた緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

操作条件の溶融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水は、運転員等操作時間に与える影響として、実態の操作時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

(3) 操作時間余裕の把握

操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内の操作時間余裕を確認し、その結果を以下に示す。

操作条件の代替循環冷却系ポンプを用いた代替循環冷却系による格納容器除熱については、格納容器除熱開始までの時間は事象発生から 90 分あり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、原子炉圧力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約 4.5 時間であり、約 3 時間以上の余裕があることから、

時間余裕がある。

操作条件の熔融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による熔融炉心への注水については、原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約 4.5 時間あり、また、熔融炉心落下後にペDESTAL（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも、熔融炉心落下前に張られた水が熔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するまでには約 0.3 時間の時間余裕がある。

（添付資料 3.5.5）

（4）まとめ

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。

3.5.4 必要な要員及び資源の評価

本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。

3.5.5 結論

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、運転時の異常な過渡変化、原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに、非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、原子炉圧力容器内の溶融炉心が格納容器内へ流れ出し、溶融炉心からの崩壊熱や化学反応によって、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートが侵食され、格納容器の構造部材の支持機能を喪失し、格納容器の破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保手段及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水手段を整備している。また、ペDESTAL（ドライウエル部）にコリウムシールドを設置している。

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価事故シナリオ「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗＋デブリ冷却失敗（ペDESTAL）」について、有効性評価を行った。

上記の場合においても、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水を実施することにより、溶融炉心の冷却が可能である。その結果、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食は生じず、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。また、安定状態を維持できる。

（添付資料 3.5.3）

解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。ま

た、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は、運転員及び災害対策要員にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。

以上のことから、常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による格納容器下部水位確保、コリウムシールドの設置等の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対して有効である。

安定状態について

「溶融炉心・コンクリート相互作用」時の安定状態については以下のとおり。

格納容器安定状態：

溶融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTAL（ドライウェル部）の床面及び壁面の侵食が停止し，侵食の停止を継続するための設備がその後も機能維持できると判断され，かつ，必要な要員の不足や資源の枯渇等のあらかじめ想定される事象悪化のおそれがない場合，安定状態が確立されたものとする。

【安定状態の確立について】

格納容器安定停止状態の確立について

代替循環冷却系による原子炉への崩壊熱相当量以上の注水及び格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウェル部）への代替循環冷却系による注水を補う量の注水を継続することにより，溶融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTAL（ドライウェル部）の床面及び壁面の侵食の停止を維持でき，格納容器安定状態が確立される。また，重大事故等対策時に必要な要員は確保可能であり，また，必要な水源，燃料及び電源を供給可能である。

【安定状態の維持について】

代替循環冷却系を用いて又は残留熱除去系を復旧して除熱を行うことにより，安定状態後の更なる除熱が可能となる。

安定状態後の措置に関する具体的な要件は以下のとおり。

- ① 格納容器除熱機能として代替循環冷却系による冷却又は残留熱除去系復旧による冷却へ移行
- ② 格納容器内の水素・酸素濃度の制御を目的とした可燃性ガス濃度制御系の復旧及び格納容器への窒素ガス封入及び格納容器圧力逃がし装置による格納容器ベント
- ③ 上記の安全機能の維持に必要な電源（外部電源），冷却水等の確保
- ④ 長期的に維持される格納容器の状態（圧力・温度）に対し，適切な地震力に対する格納容器の頑健性の確保
（添付資料 2.1.1 別紙 1 参照）

溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について

原子炉圧力容器が破損し溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）へ落下した場合におけるペDESTAL（ドライウエル部）侵食量評価を、シビアアクシデント解析コードMAAPにより実施している。以下にその内容を示す。

1. 評価条件

評価条件を第1表に示す。

第1表 侵食量評価条件

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス
溶融炉心から水プールへの熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定※1)
ペDESTAL（ドライウエル部）初期水位	1m	
ペDESTAL（ドライウエル部）注水	RPV破損7分後から80m ³ /h	
コリウムシールド厚さ		
コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃※2	
RPV破損時の溶融炉心温度	MAAP解析結果に基づく	

※1 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

※2 ZrO₂耐熱材の100mol%Zrによる侵食試験結果に基づき設定（別添1）

2. 評価結果

評価結果を第2表に示す。MAAP評価において、ペDESTAL（ドライウエル部）のプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は2,100℃未満であり、耐熱性及び耐侵食性に優れたZrO₂製コリウムシー

ルドを敷設することにより、溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食が生じないことを確認した。

第2表 侵食量評価結果

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (側面)	0cm	0cm
コリウムシールド侵食量 (床面)	0cm	0cm

添付資料 3.2.12 に示したように、高温の溶融炉心がコリウムシールドと接触することにより、溶融炉心中の金属 Zr 等によって ZrO_2 耐熱材表面において還元反応が起こり、酸素欠乏が生じる可能性が考えられる。しかし、模擬溶融炉心落下試験における耐熱材の黒色化部の組成に有意な変化が確認されなかったこと及び溶融炉心中の未酸化の金属 Zr はペDESTAL (ドライウェル部) プール水との反応によって酸化されることが考えられることから、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。また、溶融炉心の主成分は UO_2 、 ZrO_2 及び Zr であるが、別添 1 に記載のとおり 100mol% Zr という厳しい条件においても、2,100°C では還元反応に伴う ZrO_2 耐熱材の侵食はほとんど生じていない。

このほか、溶融炉心には、少量ながら UO_2 、 ZrO_2 及び Zr 以外の金属酸化物も含まれるが、 ZrO_2 耐熱材が金属酸化物との共晶反応により侵食される可能性を考慮しても、その侵食量は限定的であると考えられる (別添 2)。

よって、コリウムシールドの設置は溶融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTAL (ドライウェル部) 側壁及び床面への影響を抑制する対策として有効であると考えられる。

ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として2,100°Cを設定している。その設定の考え方を以下に示す。

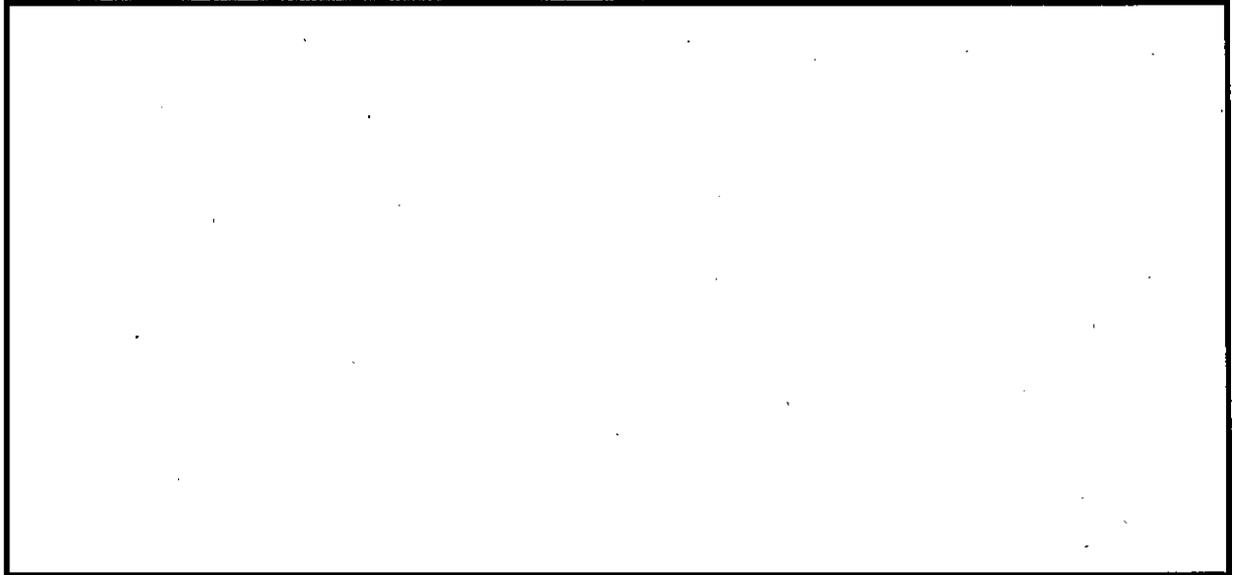
ZrO₂単体での融点は約2,700°Cであるが、溶融炉心に含まれるZr等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は2,700°Cより低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、ZrO₂試験片の各種溶融金属への浸透試験が実施されており、溶融金属中のZrの割合が大きいほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

第1図*に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる100mol%Zrの条件で実施された侵食試験後のZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2,150°C以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、2,100°Cでは30分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は100mol%Zrという極めて厳しい条件で実施されているが、実機における溶融炉心では、UO₂、SUS及び金属-水反応で生成されたZrO₂等が含まれるため、100mol%Zrという条件は考え難く、ZrO₂耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量がわずかであった2,100°Cを侵食開始温度として設定した。



第1図 試験後の断面写真

※本図は、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。

ZrO₂耐熱材の侵食に関する不確かさについて

1. はじめに

SA解析コードMAAPによる侵食量評価では、熔融炉心中のZrによるZrO₂耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に2,100°Cと設定した上で、熔融炉心によるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、熔融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらに起因してZrO₂耐熱材の侵食が生じる不確かさも考えられるため、関連する既往実験の知見を参照し、コリウムシールドの有効性について検討する。

2. CIT実験について

模擬熔融炉心によるZrO₂耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。

CIT実験では、第1図に示すような試験装置によって、模擬熔融炉心とZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度（ZrO₂耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成のZrO₂耐熱材が用いられている。

CIT-9における入力エネルギー及び模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を第2図及び第3図に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは22.5mm、最大の侵食速度は0.18mm/minと報告されている。実験において、模擬熔融炉心は誘導加熱により2,080°Cから2,474°Cまで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬熔融炉心の昇温を停止すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。

また、CIT-11 における模擬熔融炉心表面温度と ZrO_2 耐熱材の侵食深さの推移を第4図に示す。最終的な侵食深さは39.5mm, 最大の侵食速度は0.28mm/min と報告されており, CIT-9 と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。

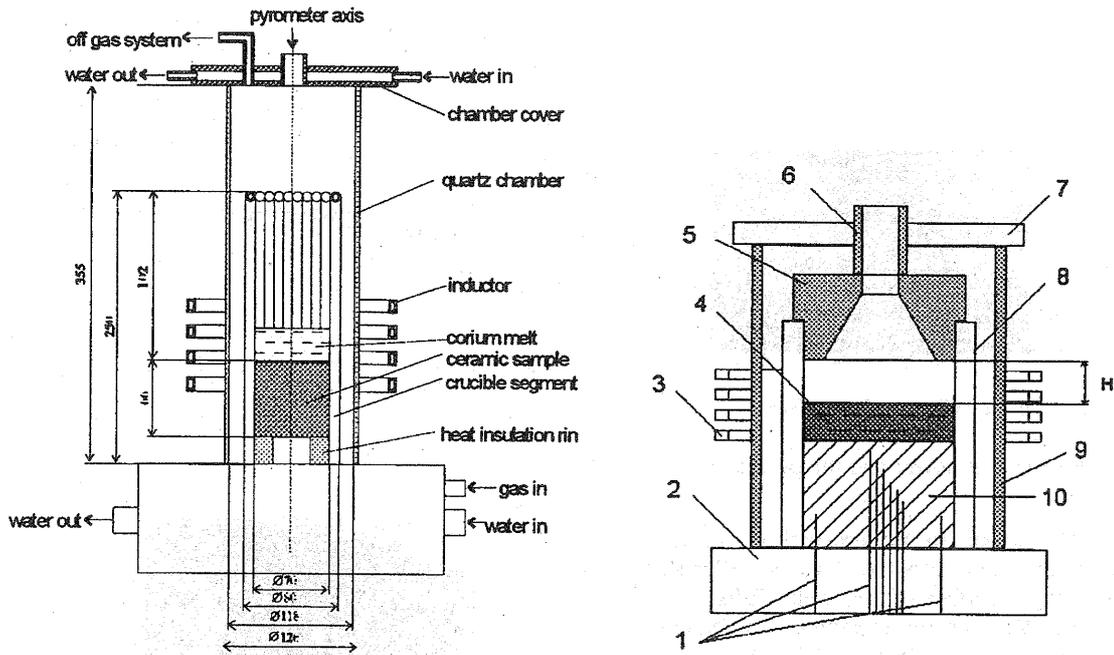
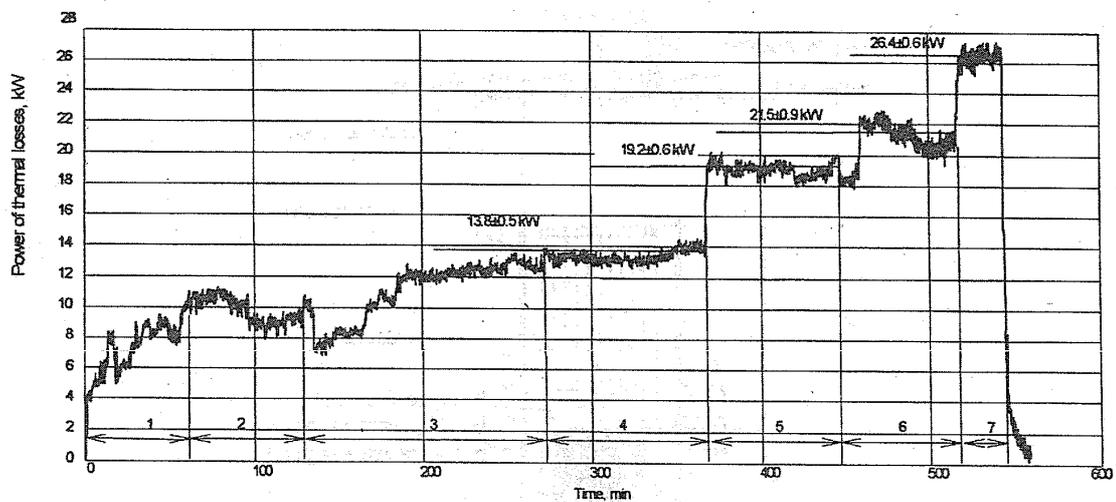
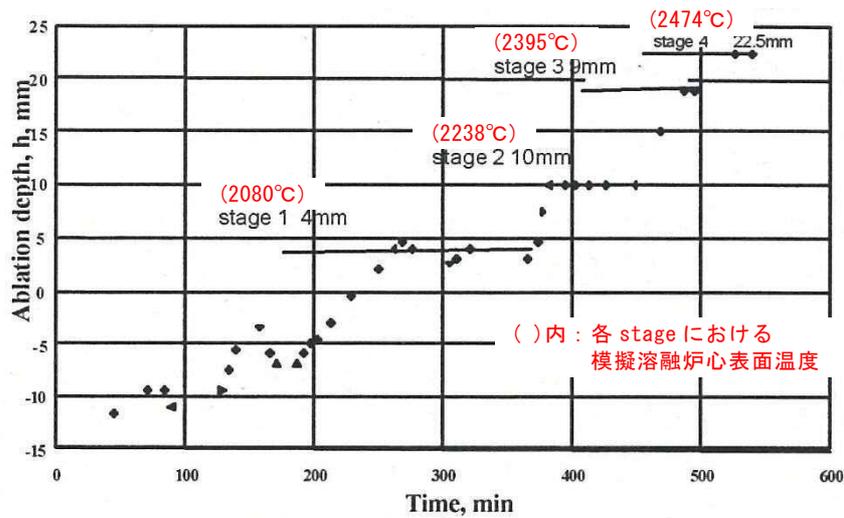


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

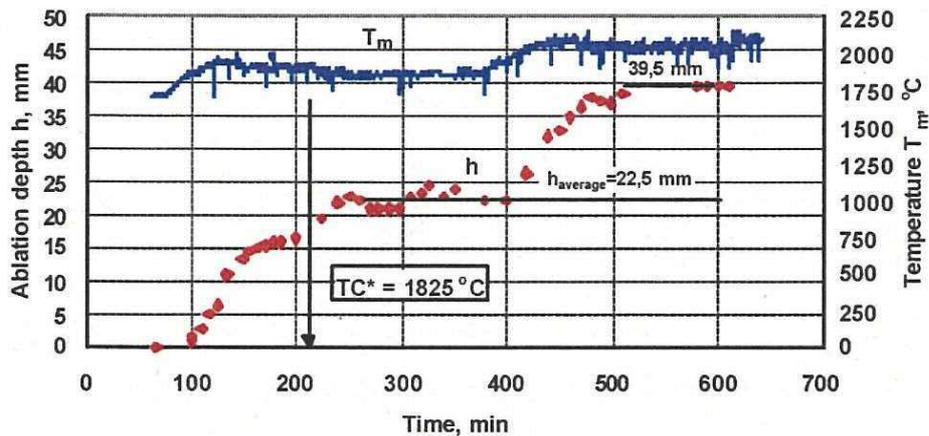
第1図 CIT実験装置



第2図 CIT-9における入力エネルギー



第 3 図 CIT-9 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移



第 4 図 CIT-11 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

3. 実験条件と実機条件の比較

CIT-9 及び CIT-11 実験にて用いられた ZrO_2 耐熱材の組成を第 1 表に示す。主成分である ZrO_2 の純度は 94.7wt% であり、東海第二発電所においてコリウムシールドとして用いる ZrO_2 耐熱材と同等であることから、耐熱材の特性は実験条件と実機条件で大きな差はないと考えられる。

次に、CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬熔融炉心の組成を第 2 表に示す。実験で用いられた模擬熔融炉心は、酸化鉄 (FeO や Fe_3O_4) の割合が大

きく、CIT実験においては、これらの酸化鉄と ZrO_2 の共晶反応により、 ZrO_2 耐熱材が溶融、侵食されたものと考えられる。

一方、実機での溶融炉心中に含まれる酸化鉄の割合は3%程度^{*1}と想定され、CIT実験の条件は、ともに実機条件に比べて共晶反応による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

※1：RPV破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合

(MAAP計算結果より)

第1表 CIT-9及びCIT-11実験における ZrO_2 耐熱材組成

成分	割合 wt%
SiO ₂	1.4
CaO	0.2
MgO	2.5
Fe ₂ O ₃	0.2
Al ₂ O ₃	0.8
TiO ₂	0.2
ZrO ₂	94.7

第2表 CIT-9及びCIT-11実験における模擬溶融炉心組成

	CIT-9	CIT-11
組成 wt%	49.1 UO ₂ 20.4 ZrO ₂ 30.5 FeO	19.0 ZrO ₂ 81.0 Fe ₃ O ₄ (共晶組成)

4. 実機における ZrO_2 耐熱材と金属酸化物との共晶反応による侵食

CIT-9及びCIT-11実験は、ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが、ここでは実機の酸化鉄の割合により近いCIT-9実験に基づき ZrO_2 耐熱材の共晶反応による侵食量について考察する。

実機のMAAP解析結果によれば、熔融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約2000℃となっている。CIT-9実験では、これを上回る2080℃において約4mmの侵食が見られているが、その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。ただし、この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており、外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。

仮に実機において共晶反応による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し、RPV破損時点から熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度が1,800℃^{※2}を下回るまでの約3時間、CIT-9実験で確認された最大侵食速度である0.18mm/minで侵食が進んだと仮定した場合でも、侵食量は約33mmとなる。

※2：酸化鉄との共晶反応による侵食がより生じやすい条件と考えられるCIT-11実験にて、ZrO₂耐熱材の侵食が開始している温度
(第4図より)

したがって、万一熔融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ を十分下回り、熔融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTAL（ドライウェル部）側壁及び床面への影響は抑制されると考えられる。

参考文献

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

溶融炉心による熱影響評価について

1. 評価目的

東海第二発電所におけるペデスタル構造の特徴を踏まえた対策として、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下、本資料において「MCCI」という。）によるペデスタル（ドライウェル部）（以下、本資料において「ペデスタル」という。）への影響抑制のためのコリウムシールドを設置するとともに、原子炉圧力容器（以下、本資料において「RPV」という。）から落下した溶融炉心（以下、本資料において「デブリ」という。）の冠水及び水蒸気爆発による影響抑制の観点からRPV破損時のペデスタル内水位を1mに維持する対策、さらに、床スラブ内の排水流路をスリット形状としてデブリを凝固させる対策を講じることとしている。

これら東海第二発電所の特徴を踏まえた対策を考慮した上で、RPV破損時にペデスタルへ落下したデブリからの熱影響によってペデスタルに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを評価する。

2. 評価方針

RPV破損後にデブリからの伝熱によって高温となる鉄筋コンクリートの物性変化を考慮した上で、RPV支持機能及びデブリ保持機能の維持に必要な構造強度が保持されることを評価する。

3. 評価方法

(1) 荷重条件

構造強度の評価にあたり、RPV支持機能の評価ではRPV、遮へい壁等の自重（以下「RPV等の自重」という。）を考慮する。また、デブリ

保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重（以下「デブリ等の自重」という。）を考慮する。

(2) 評価部位及び項目

a. 側壁（RPV支持機能）

RPV等の自重により、側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し、側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。

このため、高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し、RPV等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

デブリ等の自重により、床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し、鉄筋には曲げ応力が作用する。

このため、高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し、デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また、高温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し、デブリ等の自重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

(3) 温度条件

別添1にペDESTALの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は、MAAP解析の結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSによる熱伝導解析にて評価する。なお、コリウムシールド設置によって、ペDESTALの侵食抑制効果及び温度低減効果が見込まれるが、本評価では保守的な取扱いとしてコリウムシールドを設置しない条件でのMAAP解析における侵食量及び温度履歴を参照する。

(4) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故の発生を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能が維持されることを確認する観点より、判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には、側壁コンクリートの必要壁厚、床スラブコンクリートの必要板厚、床スラブの必要鉄筋量の算定において、終局強度又は短期許容応力度を適用する。別添2にR P V支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価を、別添3にデブリ保持に必要な床スラブコンクリート厚さ評価を、別添4にデブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価を示す。

4. 評価結果

以下にR P V支持機能及びデブリ保持機能に対する評価結果を示す。評価結果はいずれも判断基準を満足し、デブリからの熱影響によってもペDESTALに要求される機能は損なわれることはない。

(1) 側壁（R P V支持機能）

a. コンクリートに対する圧縮軸力

別添5に熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価を示す。側壁コンクリートの等価壁厚は約684mmであり、R P V等の自重によってコンクリートに作用する圧縮軸力に対して必要な壁厚133mm（別添2）を上回る。

b. 基部コンクリートに対する面外せん断力

別添5に示したとおり、側壁コンクリートの等価壁厚は約710mmであり、R P V等の自重によって基部コンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な壁厚192mm（別添2）を上回る。

(2) 床スラブ（デブリ保持機能）

a. コンクリートに対する面外せん断力

別添 6 に熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の評価を示す。床スラブコンクリートの等価板厚は約 618mm であり，デブリ等の自重によってコンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な板厚 （別添 3）を上回る。

b. 鉄筋に対する曲げ応力

別添 6 に示したとおり，床スラブの鉄筋コンクリート部の幅 1m あたりの等価鉄筋量は であり，デブリ等の自重によって鉄筋に作用する曲げ応力に対して必要な鉄筋量 （別添 4）を上回る。

5. まとめ

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策による影響を考慮し，デブリからの熱影響に対するペDESTALの構造健全性を評価した。

その結果，高温による鉄筋コンクリートの物性変化を考慮しても，ペDESTALに要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。

デブリからの伝熱によるペDESTALの温度評価

1. SA解析コードMAAPによるMCCI評価

ABAQUSによる熱伝導解析の入力条件となる、侵食量及びペDESTALとデブリの接触面温度をSA解析コードMAAPにより評価する。

解析ケースは、デブリから水プールへの熱流束の不確かさを考慮し、 $800\text{kW}/\text{m}^2$ 圧力依存ありの条件（ベースケース）、及び $800\text{kW}/\text{m}^2$ 一定の条件（感度ケース）の2ケースを考慮する。また、評価の対象とする事故シーケンスは、崩壊熱が大きくなりスリット内デブリの温度を厳しくする観点から、ベースケース及び感度ケースともに、LOCAシーケンスを選定する。

なお、コリウムシールド設置によってペDESTALの侵食抑制効果及び温度低減効果が期待できるが、本評価では熱影響を保守的に評価する観点よりコリウムシールドを設置しない条件を考慮する。

第1表に解析条件、第2表に侵食量評価結果を示す。また、ペDESTALとデブリ接触面温度を第1図及び第2図に示す。

2. 汎用有限解析コードABAQUSによるペDESTAL熱伝導解析

(1) 評価モデル

第3図に熱伝導解析モデルを示す。デブリからの熱影響による側壁及び床スラブの温度は、2次元体系有限要素法解析により評価する。本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系における非定常熱伝導の支配方程式次式に基づき、各部の温度変化を計算している。

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

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

(2) 評価条件

第3表に熱伝導解析条件を示す。床スラブ上のデブリによるコンクリート侵食量は、コンクリートが侵食されない場合（ベースケース）と、侵食量が大きくなる場合（感度ケース）の2ケースを考慮し、侵食部は熱伝導解析開始時点で侵食されているものと仮定し評価する。また、横スリット部の温度評価は、侵食量が最大となる場合と0cmの場合の両方で評価する。

(3) 評価結果

第7図に横スリット部温度評価点の位置を示す。また、第8図及び第9図にベースケース及び感度ケースの横スリット部の温度変化をそれぞれ示す。横スリット部の最高温度は、ベースケースで約708℃、感度ケースで約995℃であり、スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らない。第8図に示すとおり、ベースケースではペDESTAL床上に堆積するデブリからの熱影響が小さく初期の温度上昇は見られないが、堆積デブリのクエンチ後のペDESTAL床面方向への熱移行が小さくなるため、スリット部に崩壊熱が蓄熱しやすく、長期にわたり温度が高く推移する。一方、第9図に示すとおり、感度ケースではペDESTAL床上に堆積するデブリからの熱影響により初期の温度上昇が大きくなるが、堆積デブリのクエンチ後は、ペDESTAL床面方向への熱移行により比較的短時間で温度が低下する。

第10図に感度ケースにおける側壁の温度変化を、第11図にベースケー

スにおける床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。

側壁の最高温度は、デブリ接触面ではコンクリートの融点に達しているが、外側に向かうにつれ低くなっている。また、床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は、上端部で約 459℃となっている。

第1表 M A A P解析条件

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、RPVが破損するシーケンス	
デブリから水プールへの熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定※)
ペDESTAL初期水位	1m	

※ 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

第2表 M A A P解析侵食量評価結果

項目	ベースケース	感度ケース
側壁侵食量	約9cm	約42cm
床スラブ侵食量	約9cm	約48cm

第3表 評価条件

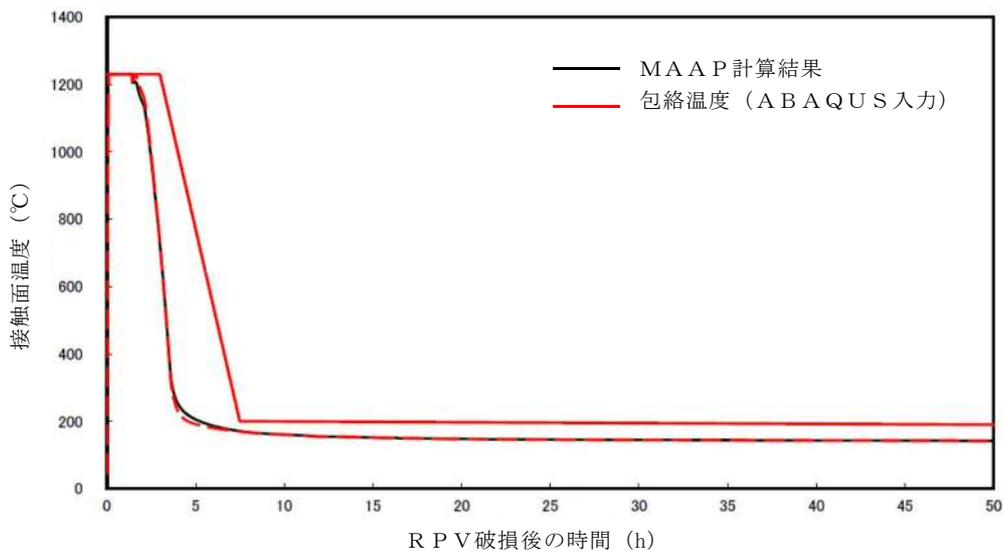
項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		M A A P 計算結果 (RPV破損時の値)
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	第4図	M A A P 計算結果 (希ガス・揮発性FPによる減衰 (32%)を考慮)
SUS材密度 (kg/m ³)	温度依存 第4表	伝熱工学資料第5版より
SUS材熱伝導率 (W/mK)		
SUS材比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規準・ 同解説2010より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	温度依存 第5表	Eurocodeより
コンクリート比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		RPV破損時のデブリ平均温度 (M A A P 計算結果) に対し、 保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	第5図	M A A P 計算結果を包絡する温度 変化を設定
ペDESTAL周辺雰囲気温度 (°C)	第6図	
ペDESTAL-デブリ接触面温度 (°C)	第1図, 第2図	

第4表 SUS材物性値

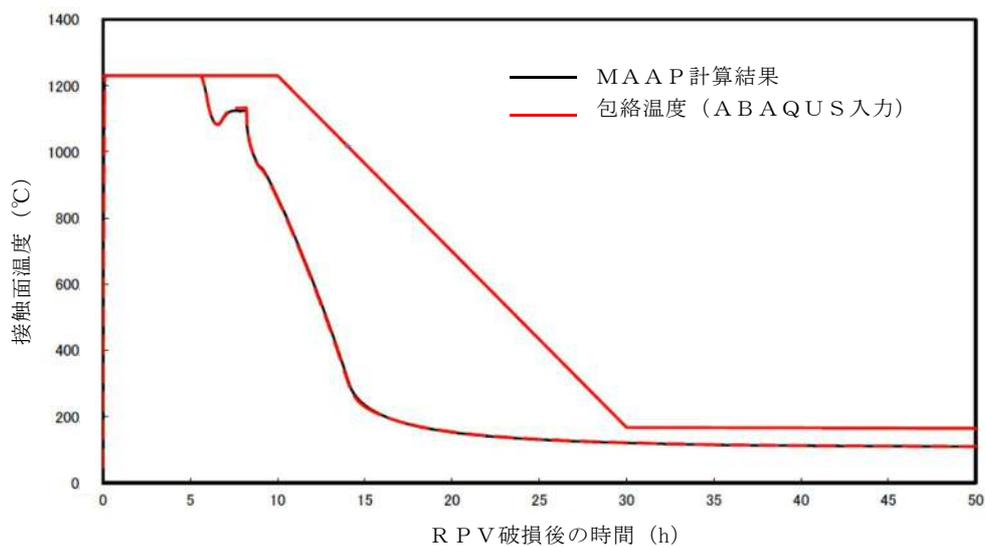
温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7,920	16.0	499
400	7,890	16.5	511
600	7,810	19.0	556
800	7,730	22.5	620
1,000	7,640	25.7	644

第5表 コンクリート物性値

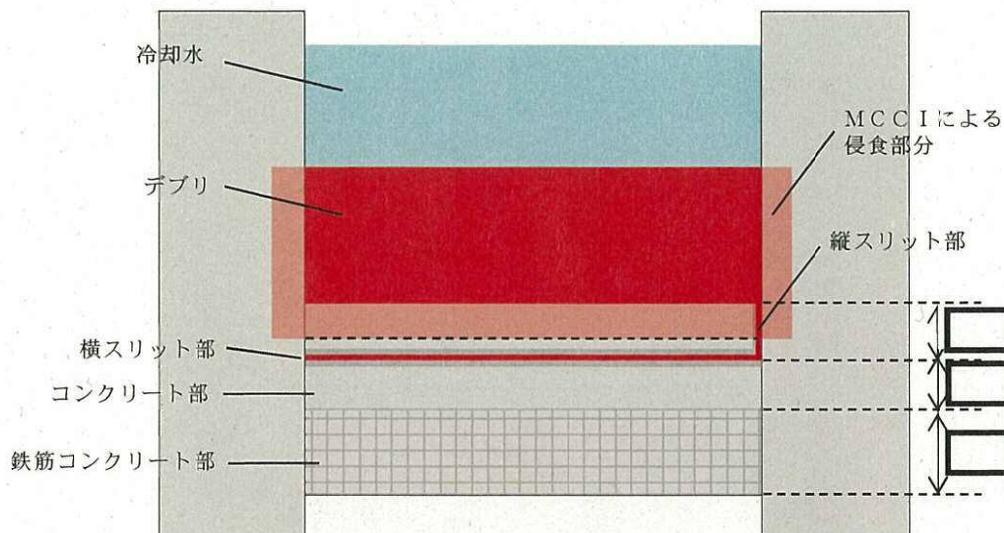
温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200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



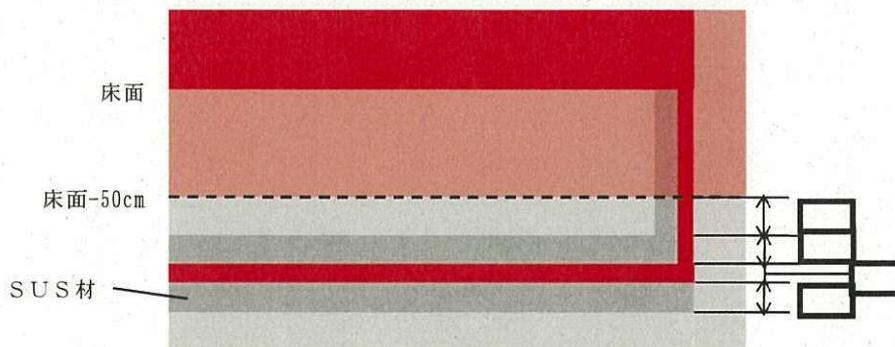
第 1 図 ペDESTALルーデブリ接触面温度 (ベースケース)



第 2 図 ペDESTALルーデブリ接触面温度 (感度ケース)

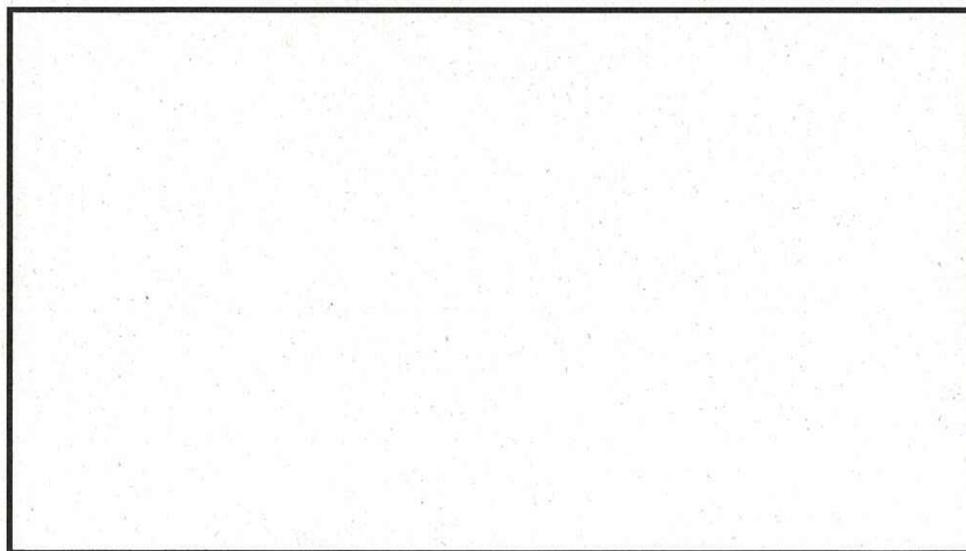


(a) 全体概要

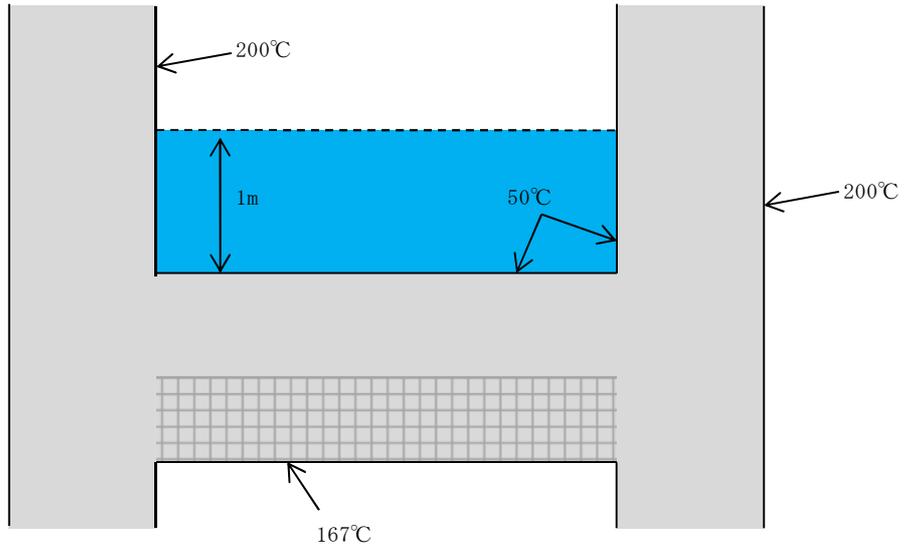


(b) スリット部拡大

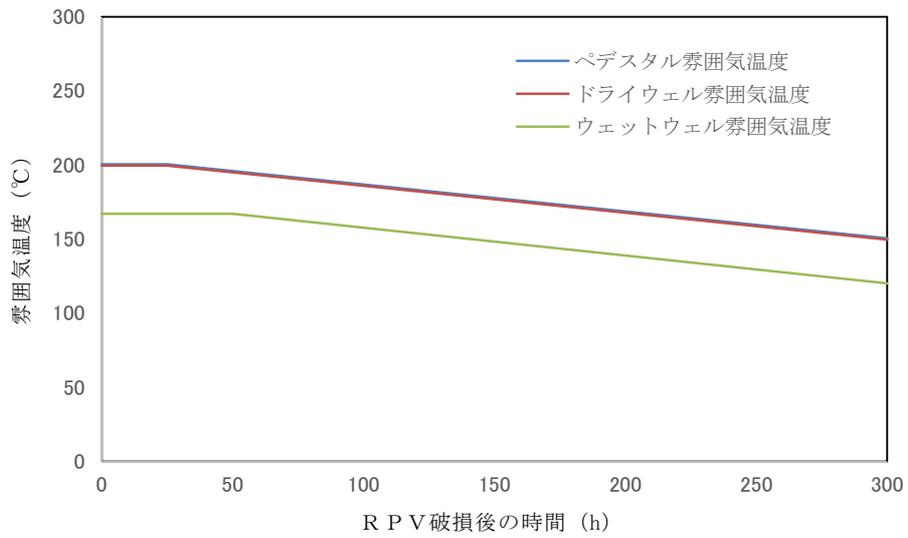
第3図 熱伝導解析モデル



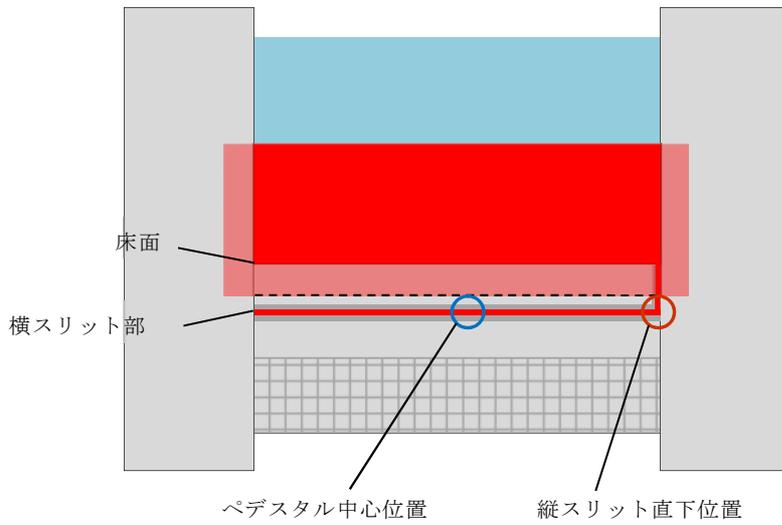
第4図 デブリ内部発熱密度



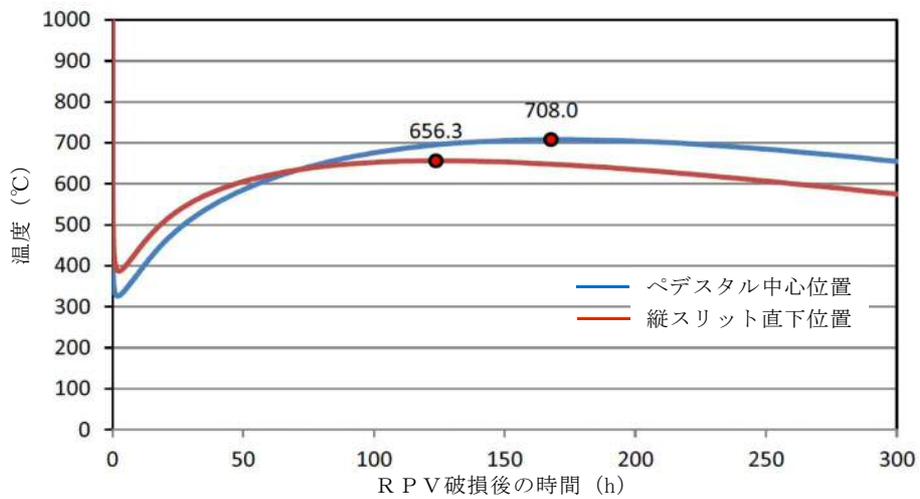
第 5 図 構造材の初期温度条件



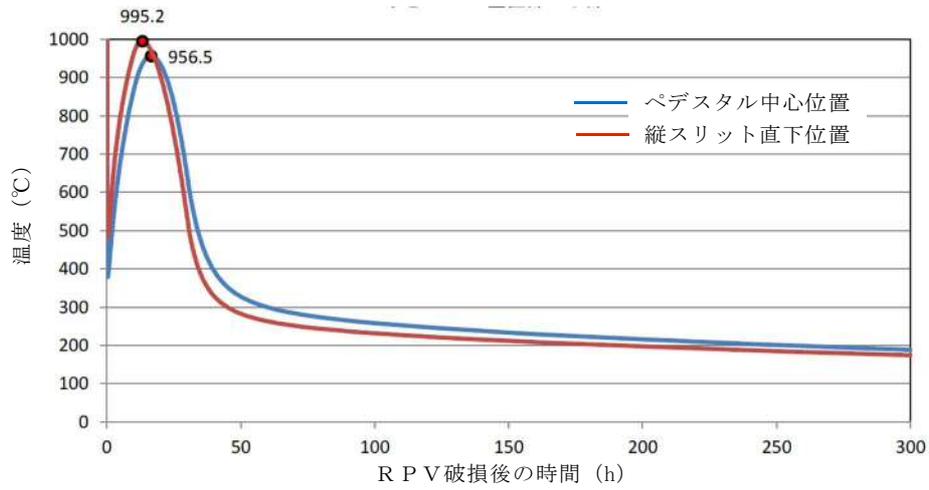
第 6 図 ペDESTAL 周辺 雰囲気温度



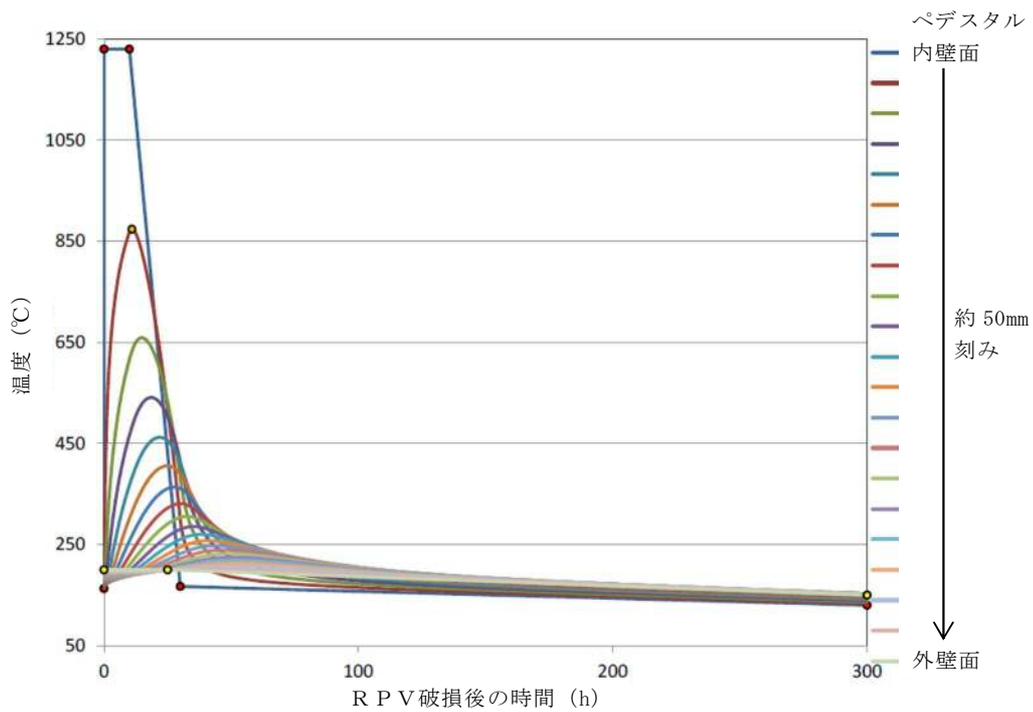
第7図 横スリット部温度評価位置



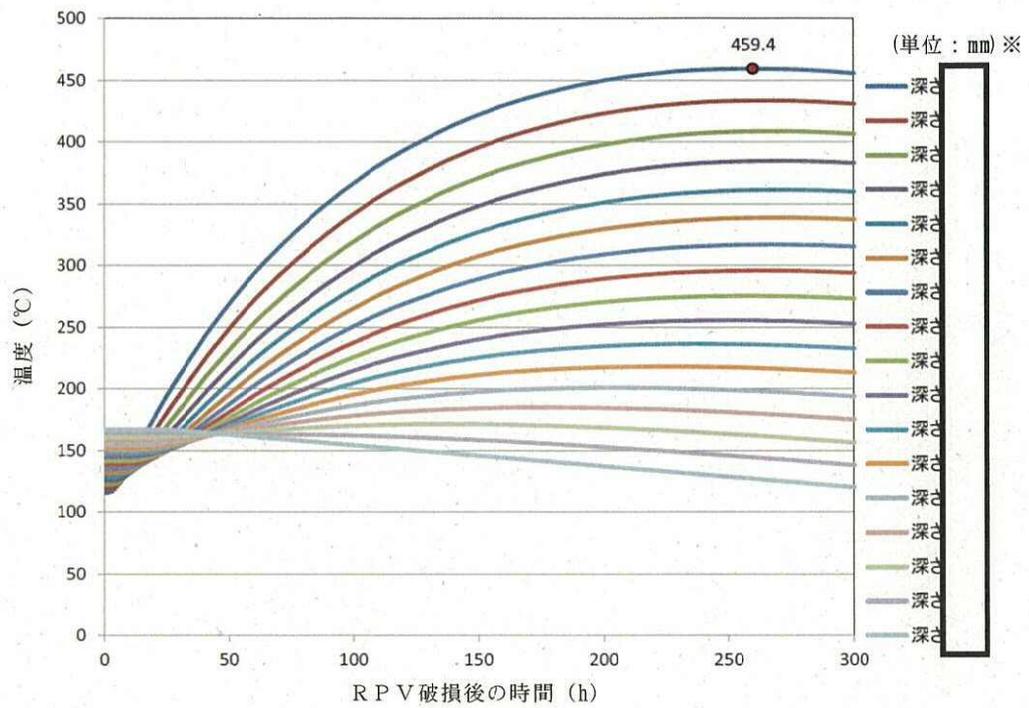
第8図 横スリット部の温度変化 (ベースケース)



第 9 図 横スリット部の温度変化 (感度ケース)



第 10 図 側壁の温度変化 (感度ケース)



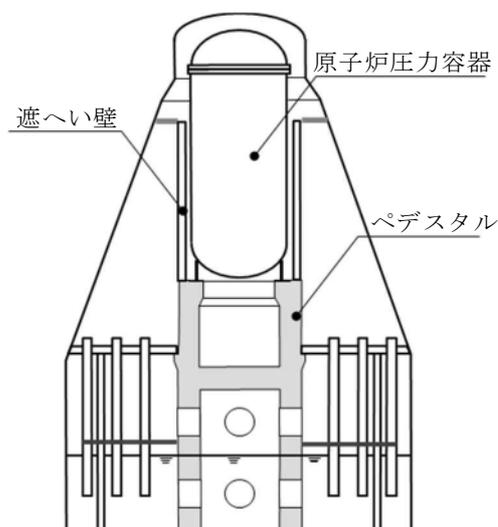
第 11 図 床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化 (ベースケース)

※：鉄筋コンクリート部上端からの深さ

R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

1. 概要

格納容器内のペDESTAL等配置図を第1図に示す。ペDESTALは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。MCC I によるペDESTAL側壁部の侵食を踏まえて、これら構造物を支持するために必要となるペDESTAL側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。



第1図 格納容器内ペDESTAL等配置図

2. ペDESTAL側壁部に生じる荷重算定

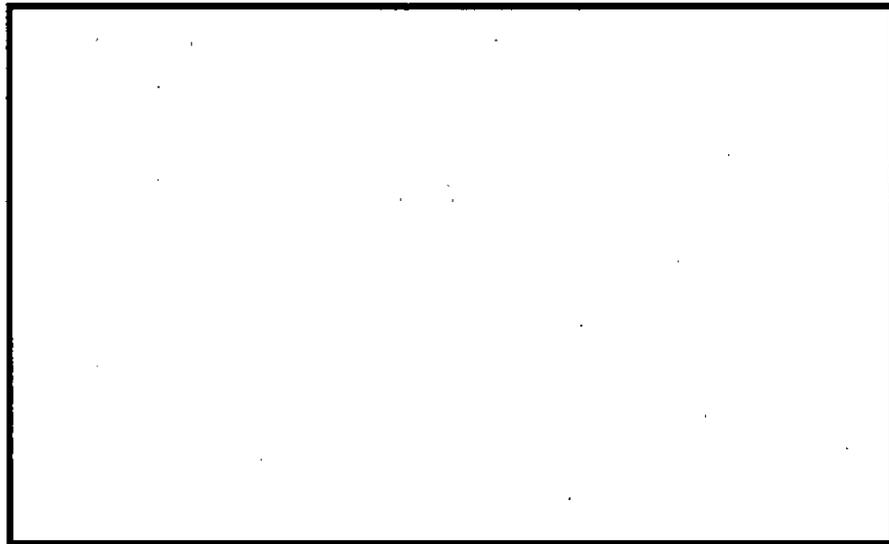
2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペDESTAL側壁部の荷重は、今回工認におけるペDESTALの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を第2図に、解析条件等の概要について第1表に示す。解析モデルは、ペDESTAL構造をシェル要素にて3次元的にモデル化したものを用いる。

ペDESTALは、原子炉圧力容器及び遮へい壁等を支持する構造物であるため、解析における各構造物の重量の模擬については、ペDESTAL上面に等分布荷重として負荷させる。また、MCCIに至る過程を踏まえれば、原子炉圧力容器内の燃料集合体等はデブリ化し、ペDESTAL床面上に落下していることになるが、ペDESTAL側壁コンクリートの必要壁厚を保守的に算定するために、原子炉圧力容器内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。



第2図 ペDESTAL 3次元FEMモデル図

第1表 解析条件等の概要

項目	内容
解析モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3次元FEMモデル ・ シェル要素
解析コード	<ul style="list-style-type: none"> ・ NASTRAN
重量模擬	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉圧力容器 $955 \times 10^3 \text{ kg}$ (圧力容器内構造物を含む) ・ 遮へい壁 $656 \times 10^3 \text{ kg}$
コンクリートの材料物性等	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計基準強度 22 N/mm^2 ・ ヤング係数 $2.2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ せん断弾性係数 $0.918 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ 単位体積重量 23 kN/m^3

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペDESTAL鉛直方向に発生する荷重（圧縮軸力）に加えて、側壁コンクリートの壁厚変化に伴う構造不連続形状部に発生する面外せん断力についても考慮する。

構造物の重量を付加させた解析結果として、MCCIによる侵食が想定されるペDESTAL側壁部における圧縮軸力及び面外せん断力を第2表に示す。

第2表 ペDESTAL側壁部に生じる荷重

部位	圧縮軸力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
MCCIによる 侵食想定部位	1,940	178

3.2 コンクリートの応力度

必要壁厚の算定にあたっては、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説((社)日本建築学会, 1999) (以下, 「RC規準」という。)に規定されているコンクリートの短期許容応力度を用いた。なお, 水蒸気爆発に対する構造健全性評価においては終局状態に至らないことを判断基準としているが, 短期許容応力度を用いることは保守的な取扱いとなる。第3表に必要壁厚算定に用いた許容応力度を示す。

第3表 必要壁厚算定に用いた許容応力度 (短期)

圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
14.6	1.06

※ RC規準許容応力度 (短期)

・圧縮 : $2/3 F_c$

・せん断 : $1/30 F_c$ かつ $(0.49 + 1/100 \times F_c)$ 以下の 1.5 倍

3.3 必要壁厚の算定結果

側壁コンクリートに生じる荷重, 短期許容応力度から必要壁厚を圧縮軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 圧縮軸力による評価

側壁コンクリートに生じる圧縮軸力と短期許容応力度が等しくなるときの壁厚を必要壁厚として算定する。必要壁厚は下式のとおり算定され, 圧縮軸力による評価においては, 必要壁厚は 133 mm となる。

$$1.940 \times 10^3 \text{ (N/mm)} \div 14.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 133 \text{ mm}$$

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については、RC規準の断面算定に用いる評価式を適用する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q : 発生荷重 (N)

b : 部材の有効幅 (mm)

j : 柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

d : 有効せい (必要壁厚) (mm)

f_s : 短期許容応力度 (N/mm²)

必要壁厚は、解析により生じる面外せん断力、短期許容応力から下式のとおり算定され、面外せん断力による評価としての必要壁厚は 192 mmとなる。

$$\begin{aligned} d &= 8/7 \times (Q \div b) \div f_s \\ &= 8/7 \times 178 \text{ (N/mm)} \div 1.06 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 192\text{mm} \end{aligned}$$

4. まとめ

圧縮軸力による評価及び面外せん断力による評価から算定した必要壁厚を第 4 表に整理する。側壁コンクリートの必要壁厚は、圧縮軸力に対しては 133mm、面外せん断力に対しては 192 mmとなる。

第 4 表 必要壁厚の算定結果

	圧縮軸力による評価	面外せん断力による評価
必要壁厚	133mm	192mm

デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し，コンクリートのせん断耐力から必要床スラブ厚さを算定する。なお，本評価におけるコンクリートのせん断耐力は，終局強度に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として，床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は，

- ・床スラブのコンクリート体積：約 53.85m^3
- ・鉄筋コンクリートの単位体積重量： $24\text{kN}/\text{m}^3$

より，床スラブ自重による荷重は約 $1.30 \times 10^3\text{kN}$ となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は，デブリ，冷却水，コリウムシールド及びペDESTアル内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 500ton を使用し，約 $4.90 \times 10^3\text{kN}$ となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $6.20 \times 10^3\text{kN}$ を用いる。

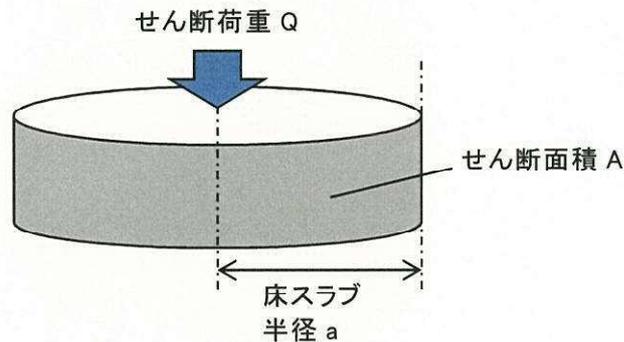
2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（第1図）。

$$\text{必要せん断面積} = \text{床スラブ荷重} / \text{短期許容せん断応力度}$$

$$\text{必要床スラブ厚さ} = \text{必要せん断面積} / \text{床スラブ円周長}$$

RC規準に規定されている短期許容せん断応力度に基づき 1.06N/mm^2 を使用すると、必要床スラブ厚さは と算定される。



第1図 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の0.9倍	長期に対する値の2倍	—	長期に対する値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約 $22.1(\text{N/mm}^2)$

第2図 コンクリートの許容応力度

デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し、鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算定する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は別添 3 と同様に約 $6.20 \times 10^3 \text{ kN}$ を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」(第 1 図)に基づき、等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を算定する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \input{type="text"}$$

ここで、

- ν : ポアソン比 0.2
- p : 分布荷重
- a : 床スラブ半径

算定したモーメント及び建築物の構造関係技術規準解説書（国土交通省ほか，2015）に示される終局曲げ強度算定式より，床スラブ本体部の幅 1m 当たりの必要鉄筋量を算定する。

$$\text{必要鉄筋量} = M / (\sigma_y \cdot d) = \boxed{}$$

ここで，

σ_y : 鉄筋の降伏強度 (345N/mm²) の 1.1 倍^{*1} = 379.5N/mm²

d : 床スラブの有効せい^{*2} = $\boxed{}$

※1 建築物の構造関係技術規準解説書では，終局強度算定にあたり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている

※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離（第 2 図）

表5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その1)

(図中○印は最大応力を示す。応力式の複号は、上が上面、下が下面を表す。ln は自然対数、*印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)

No.	荷重状態とたわみ形および下表面の応力分布	たわみ w , w_{max} および応力 σ , σ_{max}
1	<p>円板, 周辺単純支持, 等分布荷重</p>	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$
2	<p>円板, 周辺固定, 等分布荷重</p>	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2}$

$$M_{max} = \sigma_{max} \cdot Z$$

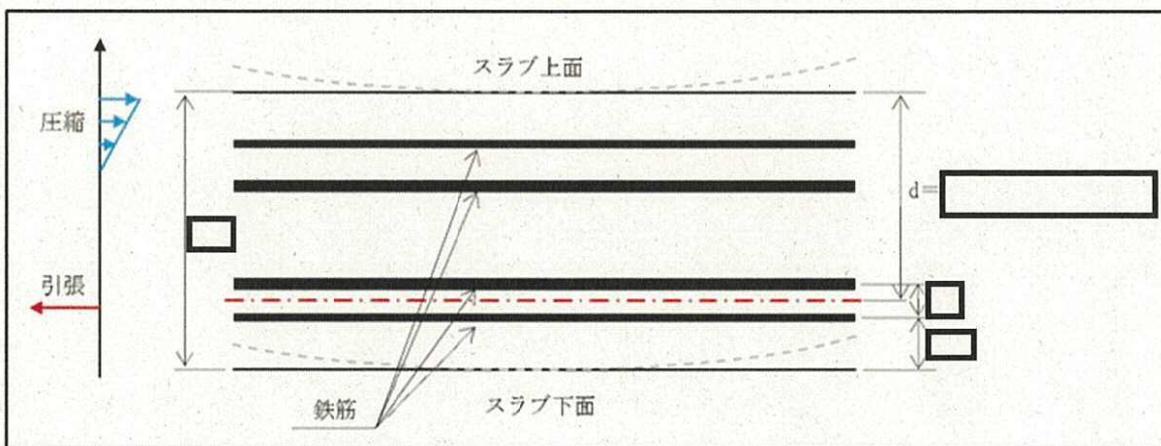
断面係数 $Z = h^2/6$ のため、

$$M_{max} = \left\{ 3(3+\nu)p \cdot a^2 / 8h^2 \right\} \times [h^2/6]$$

$$= (3+\nu)p \cdot a^2 / 16$$

高温による影響を考慮した場合でも、床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが、保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

第1図 等分布荷重を受ける円板の応力計算式



第2図 床スラブの有効せい

熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価

1. 側壁コンクリートの圧縮軸力に対する評価

(1) 評価方法

- ・R P V等の重量は側壁コンクリートに圧縮軸力として作用することから、コンクリートを対象に評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・側壁部のA B A Q U Sによる熱伝導解析結果は、健全な壁厚を保守的に小さく評価する観点から、第1図に示す侵食量が最大となる感度ケースを参照する（側壁侵食量として45cmを設定）。
- ・熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度に対して、第2図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して、第3図に示す構造材料の耐火性ガイドブック（（社）日本建築学会，2017）（以下、「耐火性ガイドブック」という。）に示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、コンクリート侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すR P Vを支持するために必要な壁厚である133mmとを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約684mmとなり、R P V支持に必要な壁厚133mmを上回ることから、側壁コンクリートの圧縮軸力に対してR P V支持機能は維持される。

2. 側壁基部コンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・第4図に示すコンクリート面外せん断の短期許容応力度に、1.の圧縮軸力に対する評価にておいて設定した側壁部各厚さにおける包絡温度（第2図）を考慮した圧縮強度残存比（第3図）を乗じて、高温影響を考慮したコンクリート強度を求める。
- ・RC規準の断面算定評価式に基づいて、面外せん断に対する等価壁厚を算定する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q : 発生荷重 (N)

b : 部材の有効幅 (mm)

j : 柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

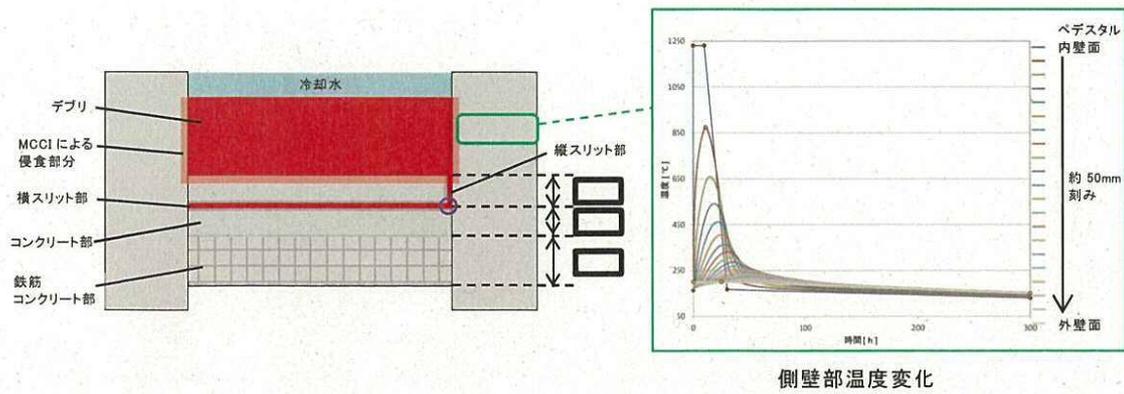
d : 有効せい (必要壁厚) (mm)

f_s : 短期許容応力度 (N/mm²)

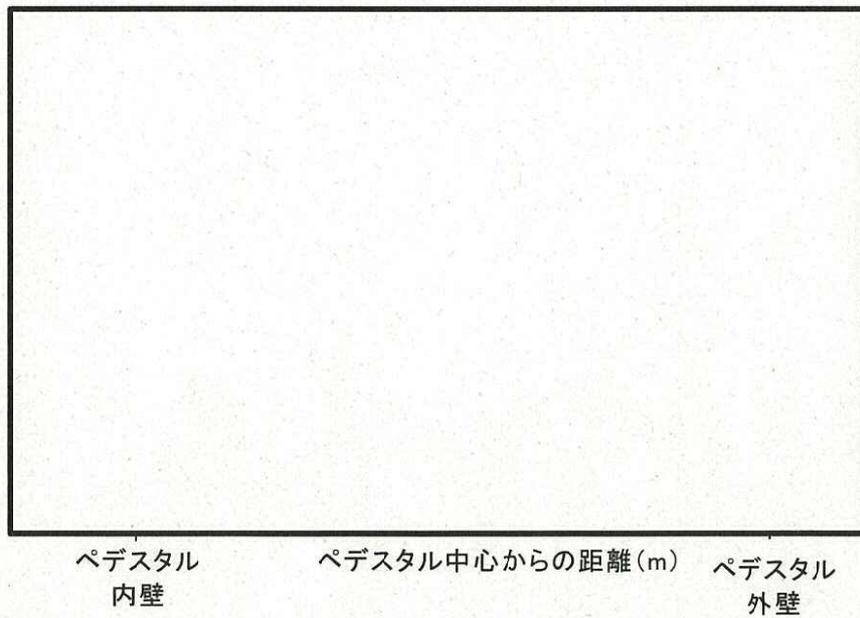
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すRPVを支持するために必要な壁厚である192mmとを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約710mmとなり、RPV支持に必要な壁厚192mmを上回ることから、側壁基部コンクリートの面外せん断に対してRPV支持機能は維持される。



第 1 図 側壁部の熱伝導解析結果



第 2 図 ペDESTAL 側壁における包絡温度の設定

表 2.4.1.4 圧縮強度残存比の提案値

加熱温度 T, T_r (°C)	高温時		加熱冷却後	
	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T)$	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T_r)$
20	1.00 [1.00]*	1.00	1.00	1.00
100	1.00 [0.95]*	$0.09 \times W/B + 0.74$	0.95	0.97
200	0.95 [0.90]*	$0.27 \times W/B + 0.78$	0.86	0.93
300	0.85 [0.85]*	$0.21 \times W/B + 0.80$	0.77	0.77
400	0.75 [0.75]*	$0.32 \times W/B + 0.64$	0.68	0.61
500	0.60 [0.60]*	$0.31 \times W/B + 0.48$	0.54	0.45
600	0.45 [0.45]*	$0.41 \times W/B + 0.24$	0.41	0.35
700	0.30 [0.30]*	$0.40 \times W/B + 0.14$	0.27	0.25
800	0.15 [0.15]*	0.15	0.14	0.15

*: 表中の [] は、本ガイドブック 2009 年版の記載値である。
2005 年の Eurocode⁶⁹⁾ 修正に伴い、修正した。

第 3 図 コンクリートの圧縮強度残存比

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9倍	長期に対する 値の2倍	—	長期に対する 値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

第 4 図 コンクリートの許容応力度

熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価

1. 床スラブコンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・床スラブ部のABAQUSによる熱伝導解析結果は、MAAP解析結果における侵食量並びに床スラブ上のデブリ及び横スリット内デブリの温度変化等を入力し、鉄筋コンクリート部の温度を厳しくする観点から侵食量を0cm^{*}として評価した第1図に示すベースケースの結果を参照する。
- ・熱伝導解析結果におけるにおける床スラブ鉄筋コンクリート部の高さ方向の温度に対して、第2図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・床スラブ鉄筋コンクリート部の各高さ方向の包絡温度に対して、耐火性ガイドブックに示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価板厚と別添3に示すデブリ保持に必要な板厚である とを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

※侵食量が小さいと、スリット内デブリから冷却水及び冷却水によりクエンチしたデブリまでの距離が長く、スリット内デブリの崩壊熱が除熱されにくいいため、鉄筋コンクリート部の温度が高くなる。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 618mm となり、デブリ保持に必要な板厚である [] を上回るため、床スラブコンクリートの面外せん断に対してデブリ保持機能は維持される。

2. 床スラブ鉄筋の曲げ応力に対する評価

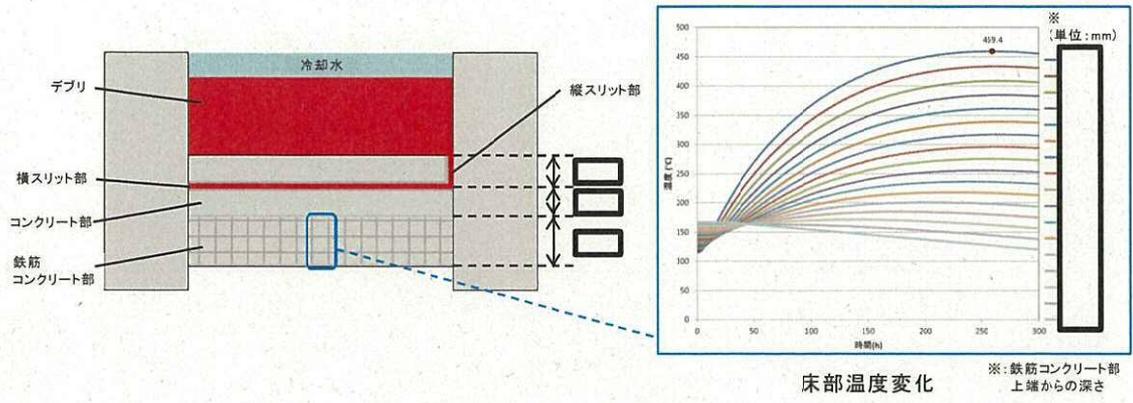
(1) 評価方法

以下に熱影響を考慮した床スラブ鉄筋の構造評価の方法を示す。

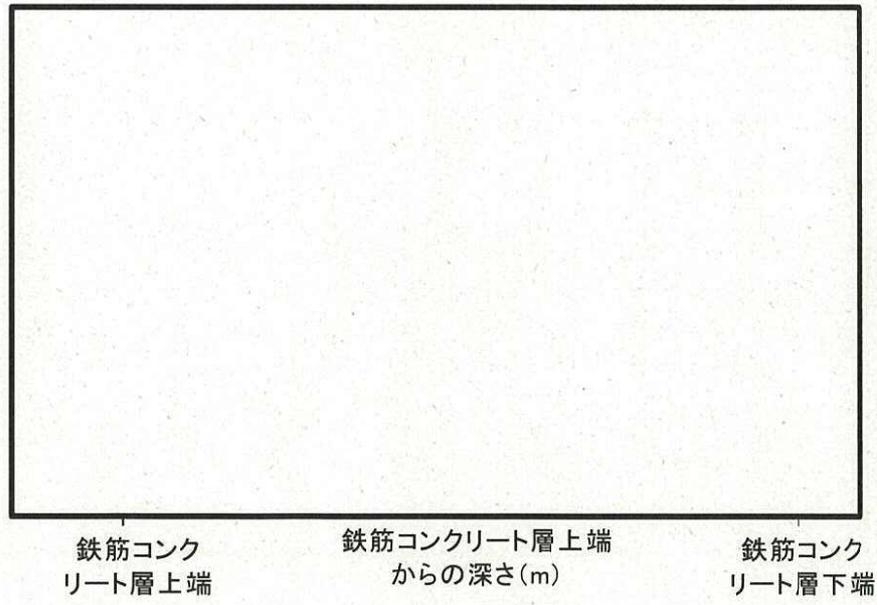
- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、図 3 に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・ A B A Q U S による熱伝導解析結果より、下端筋位置では最大 220℃程度まで温度上昇するため、第 4 図に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に強度低下割合として 4 割を設定する。
- ・実機の床スラブ本体部の幅 1m あたりの鉄筋量 [] に対し上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と別添 3 に示すデブリ等の重量保持に必要な鉄筋量である幅 1m あたり [] とを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

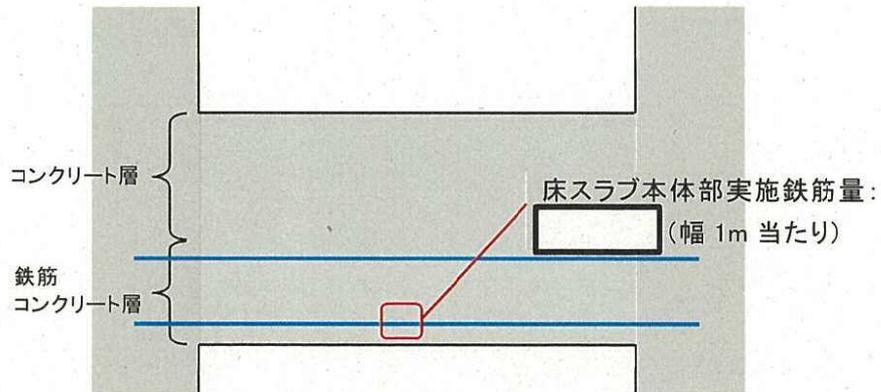
強度低下を考慮した鉄筋量は [] となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1m あたり [] であり、必要な鉄筋量を上回ることから、曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。



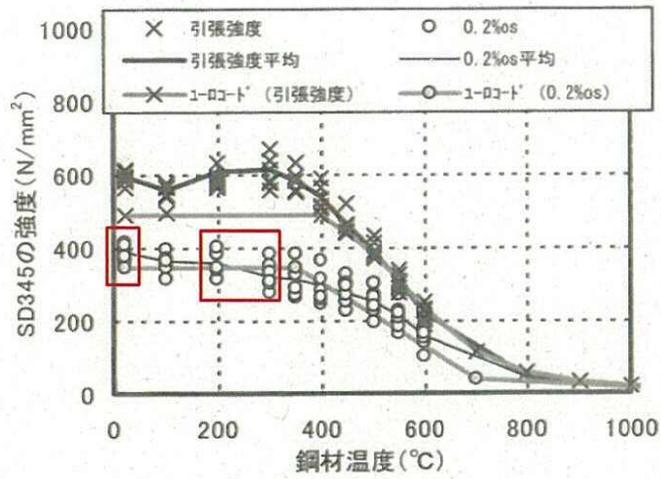
第1図 ペDESTAL温度評価結果



第2図 床スラブ鉄筋コンクリート部における包絡温度の設定



第3図 床スラブの鉄筋コンクリート範囲



(c) SD345 の高温時強度 ^{1), 4), 5), 9)}

第4図 鉄筋強度の低下割合

鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて

1. はじめに

東海第二発電所のMCC I及び水蒸気爆発を考慮した対策を踏まえ、RPV破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響による鉄筋コンクリートの材料強度低下を考慮した構造健全性評価を行い、ペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認している。

一方、本事象に対する構造健全性評価では終局状態における機能維持確認の観点より、デブリからの伝熱によって鉄筋コンクリートに発生する熱応力は考慮しないこととしており、この取扱いの考え方について説明する。

2. 発生する熱応力（自己拘束的な応力）の解放について

第1図に鉄筋コンクリート構造物に発生する熱応力の解放原理について示す。RPVの破損後にデブリが落下・堆積し、その非常に高温な熱により、ペDESTAL内側が高温状態となり膨張するが、周囲の拘束によって膨張は抑えられるため、ペDESTAL内側には圧縮力が生ずる。一方、ペDESTAL外側は、内側よりも温度が低いため熱膨張に対する反作用として引張力が生ずる。次に、躯体の温度上昇に伴って熱膨張が進むと高温側（内側）には圧縮力が加算され、低温側（外側）には引張力が加算される。このように、定常状態からの温度上昇により、躯体内で熱応力（自己拘束的な応力）が発生する。更に温度が上昇し、熱応力がコンクリートの許容引張力を上回るとコンクリートにひび割れが発生する。熱応力は自己拘束的な応力であるため、ひび割れを生ずると、その部位の熱応力は解放される。終局状態は、ひび割れが複数発生した状態となり、熱応力のほとんどが解放されると考えられる。

3. C C V規格における熱応力の取扱いについて

ペDESTALと同様の円筒形状構築物の設計規格である発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（（社）日本機械学会，2003）（以下，「C C V規格」という。）では，各荷重状態における熱応力の取り扱いについて示されており，終局状態に相当する荷重状態Ⅳでは熱応力は無視してよいこととされている。また，荷重状態Ⅰ～Ⅲでは，コンクリート部材の剛性，ひび割れ等を考慮して適切に評価することにより算定することとされている。第2図にC C V規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

なお，C C V規格では熱応力を算定する際の手法も示されており，荷重状態Ⅰ，Ⅱでは弾性剛性を $1/2$ に，荷重状態Ⅲでは $1/3$ に一律に低減して算定する方法（一律低減法）が示されている。これはひび割れ等による部材剛性の低下により，鉄筋コンクリート部材の熱応力が低減するという性質を考慮したものであり，熱応力実験結果に基づいている。また，外力や熱応力に対する部材の塑性剛性（ひび割れ後のコンクリートの剛性等）を考慮した部材断面の釣合いを評価して応力を算定する方法（ひび割れ断面法）も示されている。

4. ペDESTALにおける熱的影響を考慮した解析的検討（参考）

前述のとおり，終局状態において躯体に生じる熱応力は解放されるが，ここでは，熱的影響による躯体材料の強度劣化を考慮した上で，外力や熱応力に対する部材の塑性剛性を考慮した部材断面の釣合いを算定し，応力と変形について評価することで，終局限界に対する健全性を検討する。

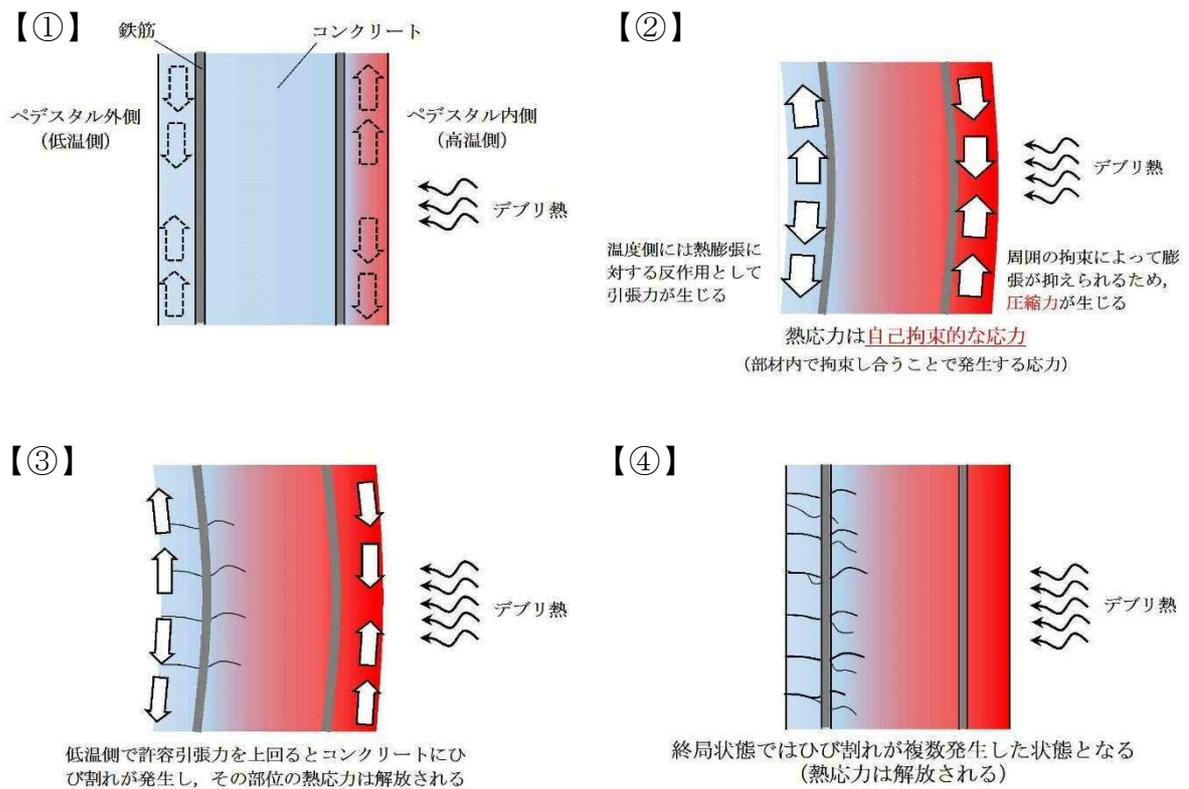
(1) 評価方法

第3図に原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，2005）（以下，「RC-N規準」という。）に記載されているひび割れ断面法による設計フローを，第4図に評価対象部位を示す。本検討では，第3図に示す評価フローに準じて，デブリからの伝熱による熱応力として曲げモーメントが発生する上部側壁を対象に評価する。

温度荷重に対しては，NASTRANコードを用いて弾性剛性での温度応力解析にて曲げモーメントを評価し，断面の曲率について曲げ剛性（EI）を用いて求める。なお，NASTRANコードに入力した温度条件はコリウムシールド(15cm)設置を仮定したMAAP解析に基づき設定する。温度以外の荷重（固定荷重積載荷重）についても同様にNASTRANコードにより応力を評価する。次に両者で得られた曲率を加算し，温度を含む応力組合せ時の断面の釣合い状態を評価（中立軸位置の算定）し応力度を算定する。なお，この時に断面に作用する軸力は積載されるRPV自重を含む通常運転時の軸力とし，曲げモーメントが終局状態に達するまで漸次増加させていく。また，仮定する断面の釣合い計算においては，最も温度勾配が高い時点での断面内の温度分布に対応した材料強度低減を考慮し復元力特性（M- ϕ 関係）を算定する。

(2) 評価結果

第4図にペDESTAL上部側壁の曲げモーメントが最大になる断面におけるM- ϕ 関係図を示す。発生する熱応力に対する曲率は終局限界に対して十分に小さく，ペDESTALが十分な塑性変形能力を有していることを確認した。したがって，ペDESTAL機能維持確認の観点では，デブリからの熱影響により発生する熱応力は考慮しなくとも支障はないことを確認した。



第1図 熱応力が解放する原理

CVE-3330 熱応力の扱い

温度荷重により発生する応力である熱応力の扱いは、次の(1)および(2)によるものとする。

(1) 荷重状態Ⅰ、荷重状態Ⅱおよび荷重状態Ⅲにおける熱応力は、コンクリート部材の剛性を、ひびわれ等を考慮して適切に評価することにより算定することとする。

(2) 荷重状態Ⅳにおける熱応力は無視してよいこととする。

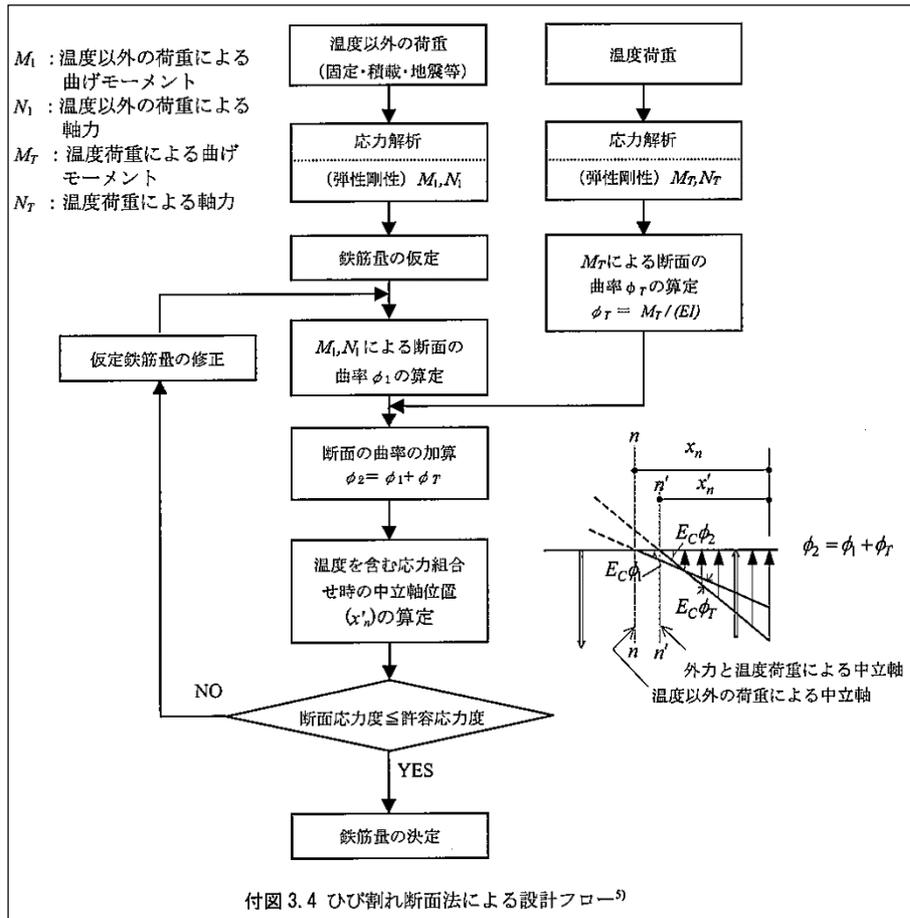
(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

温度荷重により発生する熱応力は、自己拘束的な応力であって、コンクリート部材の剛性に左右される性質を持っているので、コンクリート部材の剛性を適切に評価することによって熱応力を算定する。

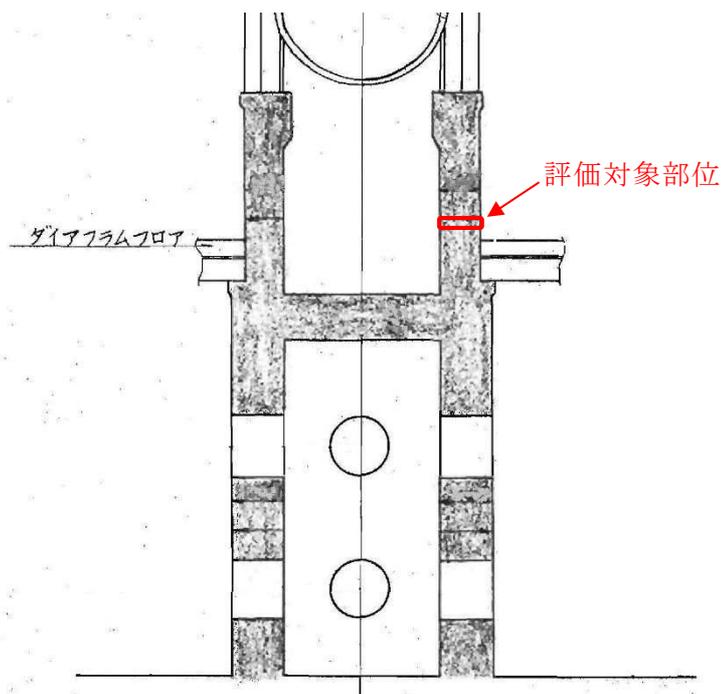
また、自己拘束的な応力は、十分な塑性変形能力がある場合、理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから、部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では、熱応力を無視してよいこととした。

熱応力の算定にあたっては、コンクリート断面の厚さ方向に曲線状となっている温度分布を等価な応力を与える直線分布に換算することが一般的である。

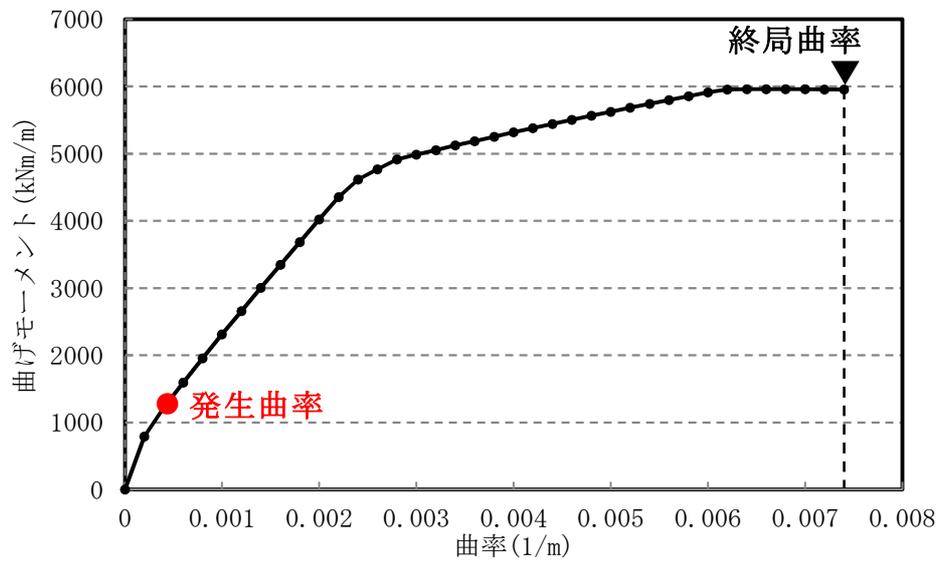
第2図 C C V規格における熱応力の扱いに関する記載



第 3 図 ひび割れ断面法による設計フロー (RC-N 規準)



第 4 図 評価対象部位



第 5 図 曲げモーメントー曲率関係 (M- ϕ 関係)

溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

東海第二発電所では、原子炉圧力容器（以下、本資料において「RPV」という。）破損時にペDESTAL（ドライウエル部）（以下、本資料において「ペDESTAL」という。）に落下した溶融炉心が、ペDESTALに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてサプレッション・チェンバへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

RPV破損時には、ペDESTAL内の水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融炉心が排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融炉心が格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融炉心の排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、溶融炉心の落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融炉心の排水流路への流入を想定した場合でも溶融炉心が横スリット内で凝固停止しサプレッション・チェンバ側へ移行しないことを、MAAP計算結果をもとに評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

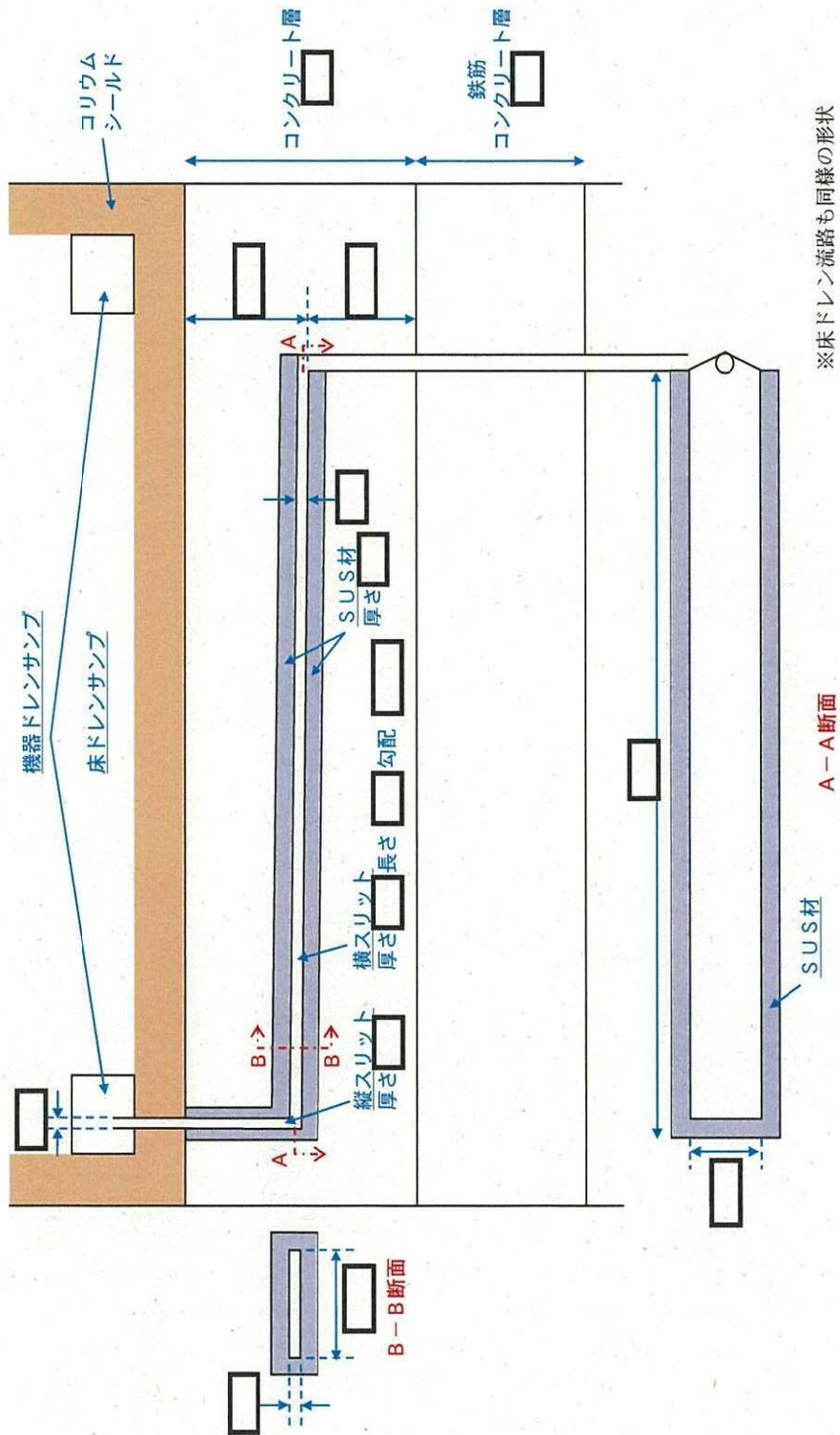
1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更

第1図に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更の概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は、ペDESTAL床面に堆積する溶融炉心による熱影響を抑制するコンクリート深さまで通じる縦方向の流路（縦スリット）と、流入した溶融炉心を凝固させる横方向の流路（横スリット）を介し、既設の格納容器ドレンサンプ排水配管へ接続する構成とする。

また、縦スリット及び横スリットは薄い中空平板型（幅 [内径]、厚さ [内径]）の形状とし、周囲をSUS材とすることで、流入した溶融

炉心の冷却及び凝固停止を促進させる設計とする。



第1図 格納容器ドレンサンブ排水流路の形状変更

2. 既往の試験結果に基づく評価

配管等の流路内における溶融炉心の流動・凝固挙動に係る試験として、米国EPR I及びFAIにより実施された炉心溶融時のRPV下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。^[1]この試験では、RPV下部プレナム及びドレン配管（内径5cm）を模擬した試験体に模擬コリウムとして Al_2O_3 を流入させ、その流動挙動を確認している。第2図に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内での Al_2O_3 の流動距離は最大でも79cm程度となっており、配管の破断は生じていない。また、配管内での水平方向の流速は最大でも約0.2m/sと推定されており、流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも1～2桁小さい結果となっている。これは、模擬ドレン配管内における水の存在により、模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。

第1表に、EPR I試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

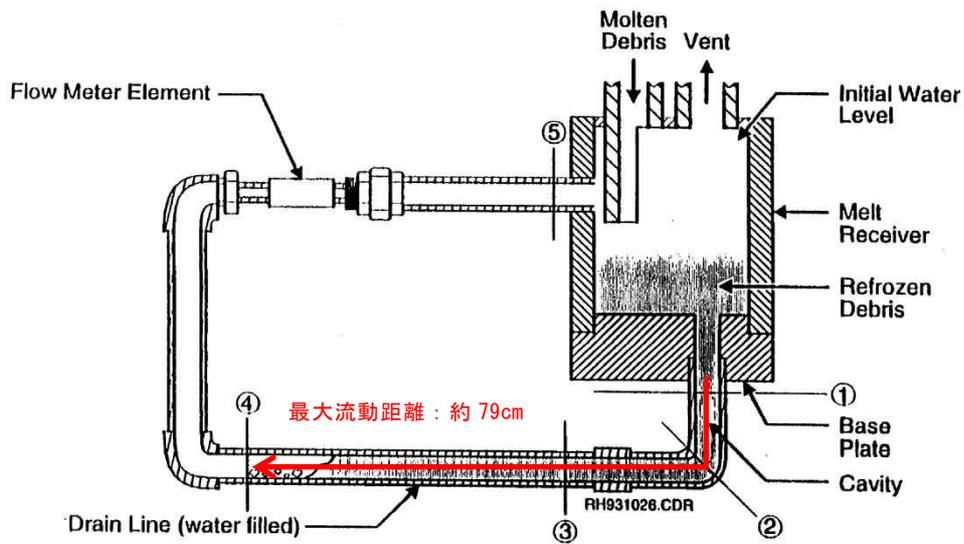
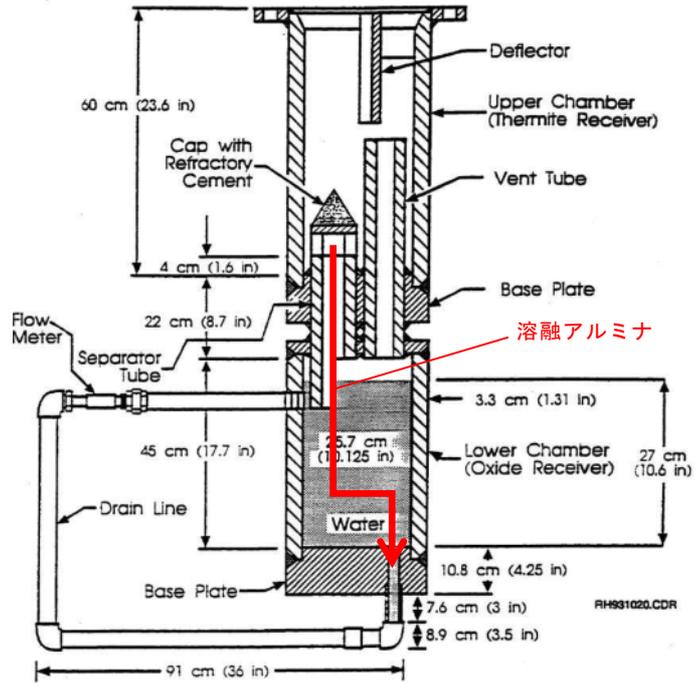
EPR I試験では、模擬コリウムとして Al_2O_3 を用いており、その体積当たりの溶融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 J/m^3$ と計算される。これに対して、東海第二の溶融炉心の場合、溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出エネルギーは約 と計算され、 Al_2O_3 と同等であることが分かる。

また、東海第二の溶融炉心の熱伝導率は Al_2O_3 に比べて大きいことに加え、格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲にSUS材を配置することから、実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の溶融炉心は Al_2O_3 に比べて動粘度が小さいことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、EPR I試験条件に対して流路内での流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、溶融

炉心とSUS材間の対流熱伝達率が大きくなり熔融炉心の冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

以上より、EPR I 試験条件と実機条件の差を勘案しても、総合的な流動距離への影響は同程度であることから、東海第二のスリット条件でもEPR I 試験結果の流動距離（約79cm）を大きく上回ることは考えにくく、熔融炉心は横スリット（）の範囲内で凝固するものと考えられる。



第2図 E P R I / F A I による試験装置

第1表 EPR I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目	EPR I 試験条件 ^[1]	東海第二実機条件	流動距離への影響の比較
溶融物	A12O3	溶融炉心	
融点 (°C)	2,047		凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A12O3は溶融潜熱のみ, 溶融炉心は液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮)
密度 (kg/m ³)	3,800		
比熱 (J/kgK)	1,300		
溶融潜熱 (MJ/kg)	1.16		
体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	4.41×10 ⁹		
熱伝導率 (W/mK)	7.5		
粘性係数 (Pa·s)	0.003	0.004 ^{※2}	
動粘性係数 (m ² /s)	7.9×10 ⁻⁷		
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3		
流路構造	配管	スリット状 (SUS材被覆)	
流路内径	5cm		スリット形状では流路壁面との接触面積が大きく, 冷却が進みやすい。
溶融物条件			
流路条件			

※1: MAAP解析 (TQUVシケンス) におけるRPV破損時の値

(ペデスタル事前水張り水位を2.2mとした場合の値)

※2: MATPROにおけるUO₂の値^[2]

3. 溶融金属の凝固モデルによる評価

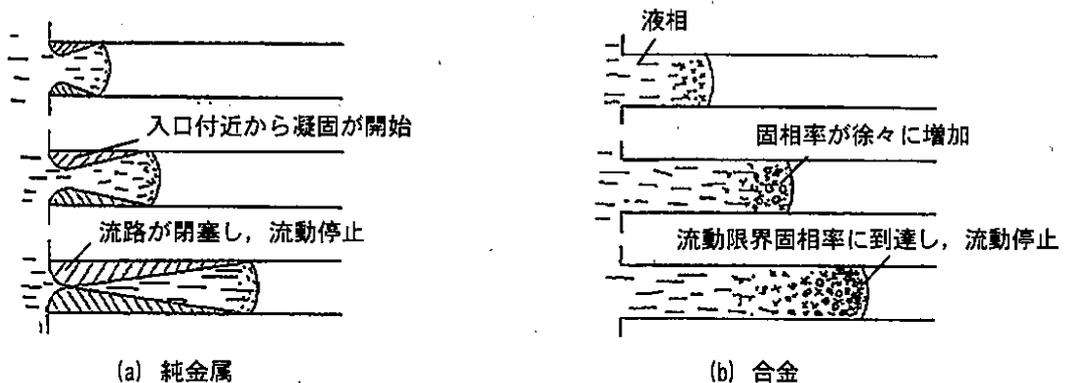
3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

第3図に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

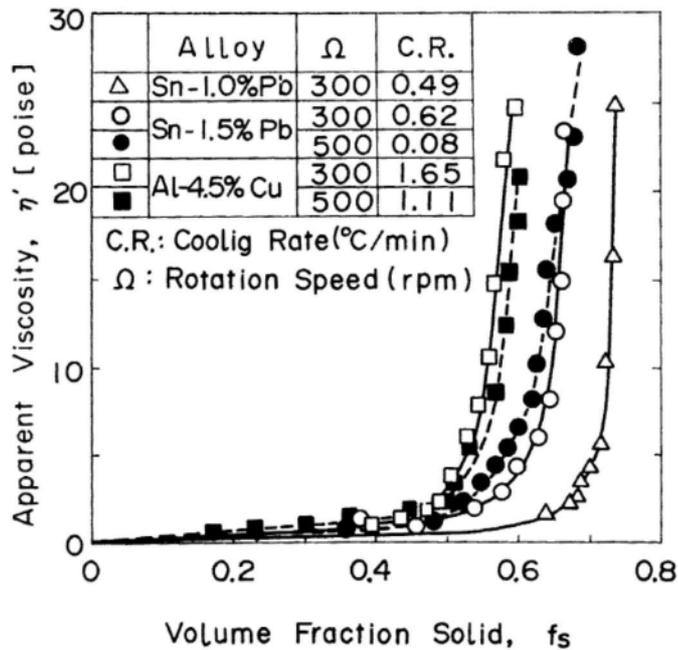
純金属や共晶温度の合金では、第3図(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、第3図(b)のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、第4図に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

溶融炉心については、液相線温度 に対して固相線温度が (MAAP計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。



第3図 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図



第4図 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係^[3]

3.2 評価方法

溶融合金の流路内での流動距離を評価するモデルとして、Fleming のモデル^[4]があり、このモデルを用いて溶融炉心の横スリット内での流動距離の評価を行った。その内容を以下に示す。

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

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

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

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2),

ρ : 熔融炉心密度 (kg/m^3), v : 熔融炉心流速 (m/s),

f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 熔融炉心熔融潜熱 (J/kg),

C_p : 熔融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),

h : 熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$), S : 流路周長 (m), T_d : 熔融炉心温度 (K),

T_w : 構造材温度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m^2/s),

ΔX : チョーキングレンジ* (m), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK)

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

(2) 熱伝達係数の計算

熔融炉心とスリット構造材間の熱伝達係数 h は、熔融炉心の熱伝導率 k 、水力等価直径 d_e 及び Sleicher-Rouse の式^[5] より求まるヌセルト数 Nu を用いて、下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} \text{Nu} \quad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

$$\text{Nu}_m = 5 + 0.015 \text{Re}_f^a \text{Pr}_w^b \quad (4)$$

$$\left(10^4 < \text{Re} < 10^6, 0.1 < \text{Pr} < 10^4 \right)$$

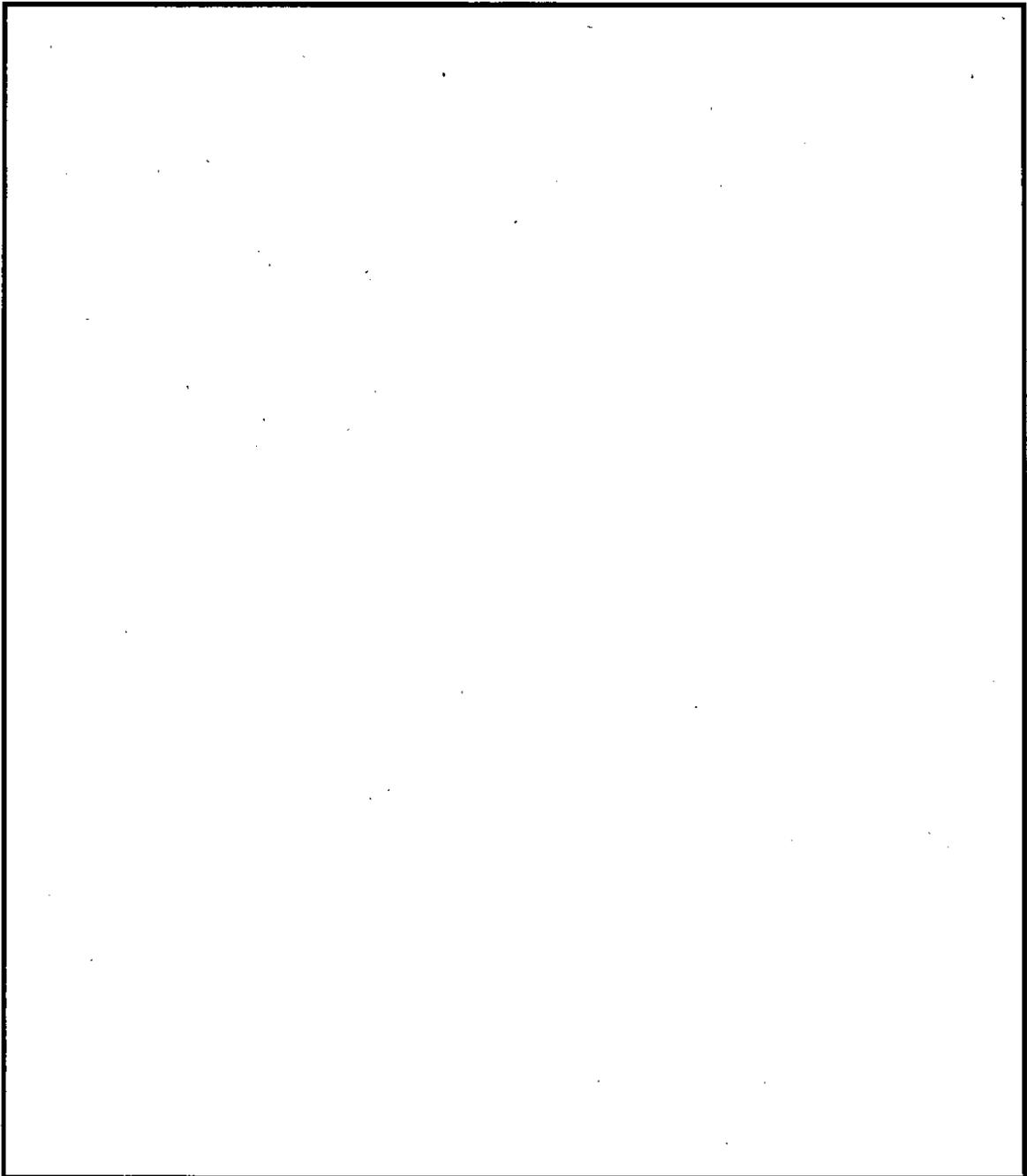
$$\left\{ \begin{array}{l} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + \text{Pr}_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \end{array} \right.$$

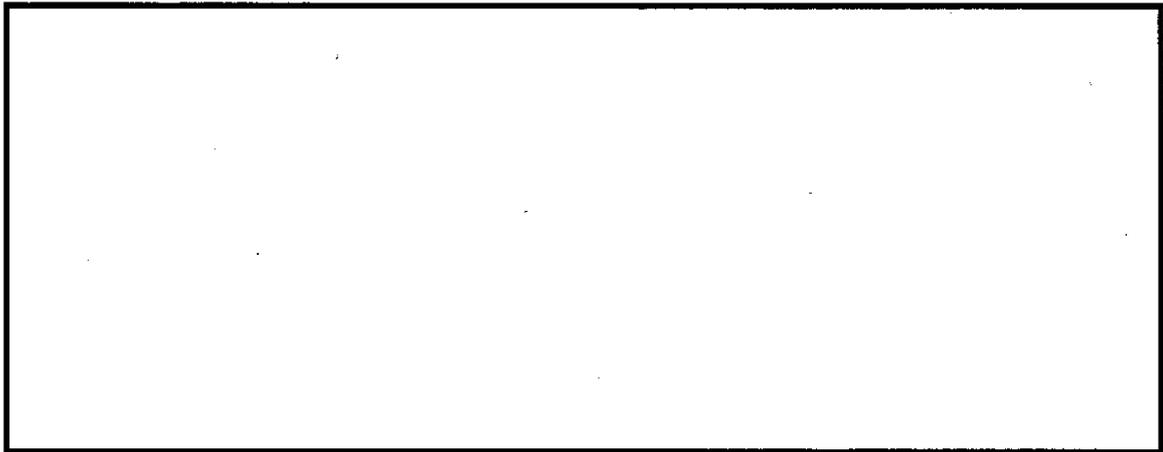
添字はそれぞれ、m : 混合平均温度、f : 膜温度、w : 壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 溶融炉心の温度低下の考慮

(1) 式をそのまま用いると、溶融炉心の温度低下が考慮されず流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では、Flemings の評価式をもとに、流動に伴う溶融炉心の温度低下を考慮した上で、溶融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、溶融炉心の流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を第 5 図に示す。





第5図 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

(4) 構造材温度の設定

構造材温度 T_w^p については、溶融炉心との接触による温度上昇を以下のよ
うに考慮することで、溶融炉心からの除熱量を保守的に評価するよう設定し
た。

流動している溶融炉心の先端と各位置の構造材壁面との接触はごく短期間
であるため、接触した瞬間の接触面温度は溶融炉心と構造材壁面を半無限固
体と見なすことで以下により得られる。

$$T_w^p = \frac{\sqrt{\rho C_p k_d} T_d^p + \sqrt{\rho_w C_w k_w} T_{w0}}{\sqrt{\rho C_p k_d} + \sqrt{\rho_w C_w k_w}} \quad (10)$$

ここで、各パラメータの内容は以下のとおりである。

k_d : 溶融炉心熱伝導率 (W/mK), ρ_w : 構造材密度 (kg/m^3),

C_w : 構造材比熱 (J/kgK), T_{w0} : 構造材初期温度 (K)

3.3 評価条件

横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を第2表に示す。

溶融炉心の物性については、MAAP計算結果におけるRPV破損時の溶
融炉心物性値を用いる。なお、流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネ

ルギを大きく設定する観点から、TQUVシーケンスの値を設定する。

溶融炉心の流速については、水、溶融炉心全量及びペDESTAL内構造物等の堆積高さ約2.5mと、横スリット下端までの高低差 [] の合計 [] をヘッドとし、縦スリットでの圧損を考慮した場合、溶融炉心の流速は [] となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として、EPR I試験の知見(1~2桁)及び実機溶融炉心とEPR I試験の溶融アルミナの動粘度の差(約1.6倍)を考慮し、保守的に1/2を考慮した [] を設定する。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が0.4~0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を1.0、チョーキングレンジを0mと設定する。

第2表 評価条件

項目		条件	備考
横スリット流路形状	流路高さ (cm)	[]	設計値
	流路幅 (cm)		
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)	[]	MAAP計算結果* (RPV破損時の値) 流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から、TQUVシーケンスの値を使用
	固相線温度 (°C)		
	密度 (kg/m ³)		
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	溶融潜熱 (kJ/kg)		
構造材物性	粘性係数 (Pa・s)	0.004	MA T P R Oにおける溶融UO ₂ の値 [2]
	密度 (kg/m ³)	7,890	伝熱工学資料 (300KにおけるSUS304の値)
	熱伝導率 (W/mK)	16.5	
	比熱 (J/kgK)	511	
初期温度条件	溶融炉心初期温度 (°C)	[]	RPV破損時の溶融炉心平均温度 ([] : MAAP計算結果) に対し、保守的に液相線温度を設定
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
溶融炉心流動条件	溶融炉心流速 (m/s)	[]	溶融炉心等の堆積量、スリット形状、スリット内冷却水の存在を考慮し、保守的に設定
	流動限界固相率 (-)	1.0	溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定
	チヨーキングレージ (m)	0	

※：パデスタル事前水張り水位を2.2mとした場合の値

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、溶融炉心の流動距離は約 1.8m となり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固することを確認した。また、凝固に要する時間は 程度であり、この間の溶融炉心の崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、第 2 表の評価条件において、溶融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \approx 1.2 \times 10^5$ 及び $Pr \approx 0.14$ であり、(4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、横スリット内での速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する溶融炉心の初期温度は、RPV 破損時の溶融炉心平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、溶融炉心がペDESTAL 床面を拡がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。

3.6 評価条件の不確かさによる影響について

第2表の評価条件において、溶融炉心の物性値条件についてはMAAP計算結果における溶融炉心の組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する溶融炉心の物性値は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとして、MAAP計算結果のうち溶融炉心内の金属相及び酸化物相の範囲を考慮して、各物性値について流動距離が長くなる値をそれぞれ選択し、評価結果への影響を確認する。

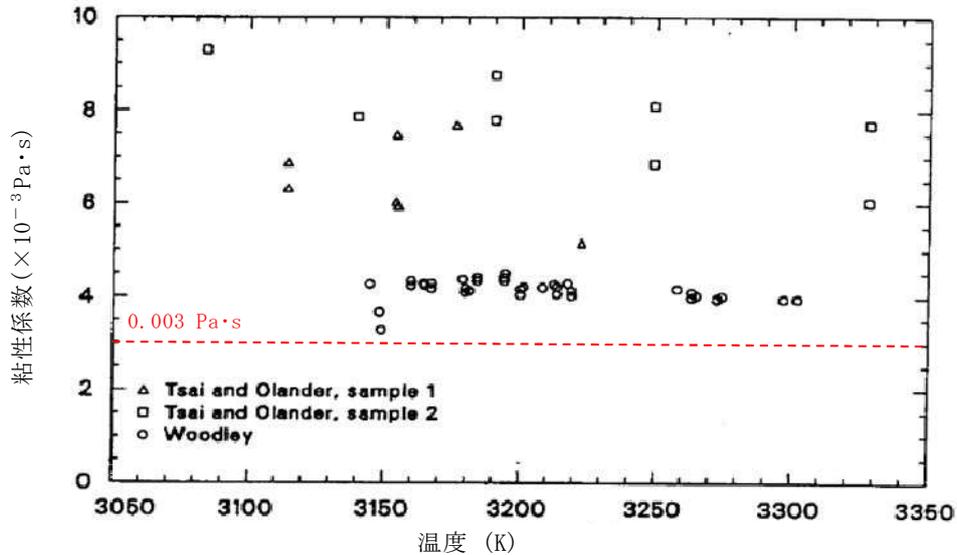
不確かさを考慮した流動距離評価条件を第3表に示す。なお、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融炉心流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、第2表と同様の条件を使用した。

この場合でも、評価の結果溶融炉心の流動距離は約2.8mとなり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固することを確認した。

第3表 不確かさを考慮した評価条件

項目	ベースケース	感度ケース (太字の数値を使用)		備考
		金属相	酸化物相	
溶融炉心 物性	液相線温度 (°C)	<div style="border: 2px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>		MAAP計算結果* (RPV破損時の値) 溶融潜熱については各相の値がMAAPから出力されなため、溶融炉心の組成割合等に基づき算出 MAAPRO記載の実験データの最小値として設定(図6参照) ベースケースと同様に、保守的に液相線温度を設定
	固相線温度 (°C)			
	密度 (kg/m ³)			
	熱伝導率 (W/mK)			
	比熱 (J/kgK)			
	溶融潜熱 (kJ/kg)			
粘性係数 (Pa·s)	0.004	<u>0.003</u>		
初期温度 条件				

※：ペデスタル事前水張り水位を2.2mとした場合の値



第 6 図 溶融 UO_2 の粘性係数実験値 [2]

4. 参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994
- [2] L. J. Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol.4 Rev.2, 2001
- [3] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [4] M. C. Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 4 版, 1986
- [6] M. T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、第 1 図のような試験装置を用いて溶融合金（A l 95.5% - C u 4.5%）を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果をもとに Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている^[1]。

一方、渋谷らは、第 2 図のような試験装置により A l 95.5% - C u 4.5% 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^[2]、両者を比較すると A l - C u 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

しかし、今回の溶融炉心の流動距離評価においては、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し、流動限界固相率を 1.0 と設定していることから、上記の要因により流動距離が過小評価されることはないと考えられる。

溶融物の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、溶融物からの必要除熱量、除熱速度及び溶融物の流動速度であり、Flemings モデルでは、流路断面積 A 及び流路周長 S により必要除熱量や除熱速度が表現されている。したがって、これらのパラメータを適切に変更することにより、スリット状の流路形状についても評価に反映可能である。

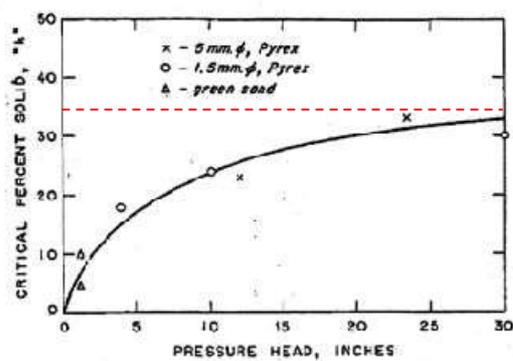
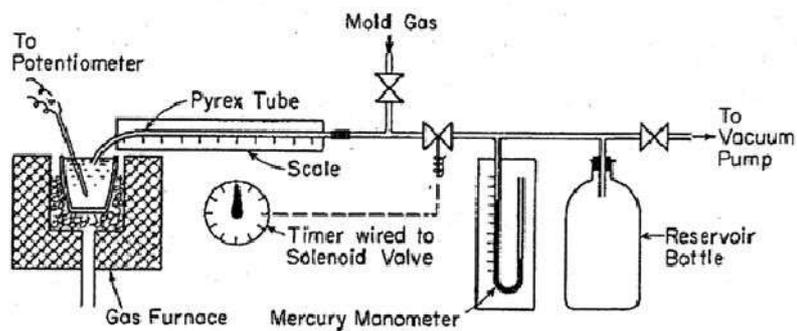
また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

考えられる。

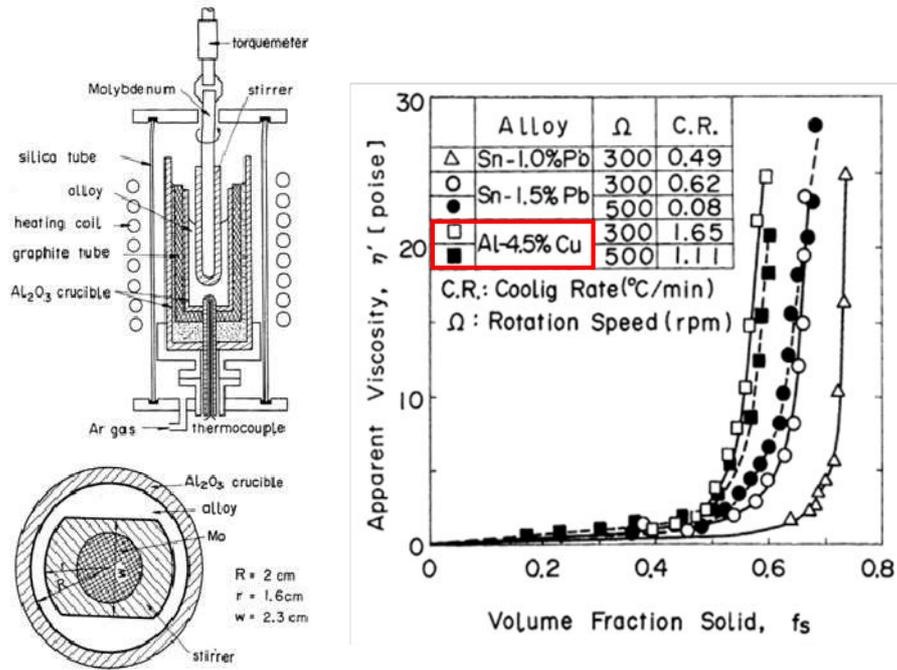
以上より，Fleming らの試験条件と東海第二実機条件の差を考慮しても，Flemings モデルは適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他, "固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果", 鉄と鋼, 第66年, 第10号, 1980



第1図 FlemingらによるAl-Cu合金の流動性確認
試験装置及び試験結果



第2図 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認

試験装置及び試験結果

(参考) その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCDモデル^[1]や、Epsteinのモデル^{[2][3]}がある。

熔融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は第1表のとおりであり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCDモデルでは、評価条件として熔融炉心の流速ではなくRPVからの落下率がパラメータとなっており、MAAP計算結果の最大値を包絡する値として15,000kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

第1表 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCDモデル	約1.5m	熔融炉心流速の代わりにRPVからの熔融炉心の最大落下率15,000kg/sを使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epsteinモデル	約2.8m	Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○US-ABWR DCDモデルの概要^[1]

US-ABWR DCDモデルは、RPV下部のドライウェルサンプ周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした熔融炉心の凝固評価モデルである。

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

D C Dモデルの評価式を以下に示す。

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

ここで、

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

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3} a_0 \sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0}{H_0} t}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0} \sqrt{t}} \quad (3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s),

t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m),

ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融炉心過熱度 (K),

α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),

T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²),

\dot{m}_{ves} : R P Vからの溶融炉心落下率 (kg/s),

A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

D C D^[1]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

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

塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は(1)式と(2)式の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$$

- ・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$$

ここで、

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),

D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),

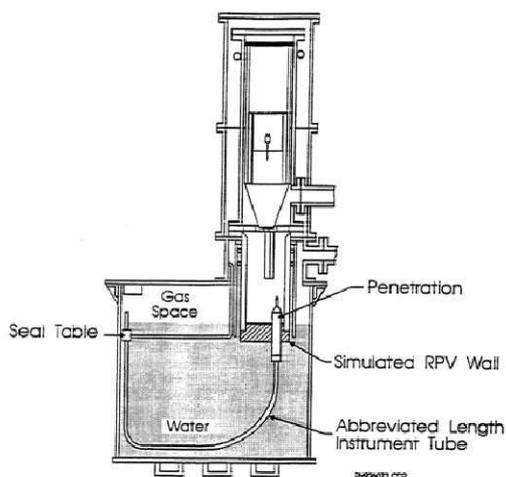
T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),

T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は E P R I レポート^[2]を基に 10K とする。

E P R I は、第 1 図に示す R P V 下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に溶融アルミナを流入させる試験を行い、Epstein モデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。

その結果、試験結果に対して Epstein モデルによる流動距離は同等又は大きめの評価結果となっている。



Test Number	Penetration Type	Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X _s ⁽²⁾	Total ⁽³⁾	
1	PWR	1.96	1.1	1.2	3.0/2.5	2.5-4.2	2.3
2	BWR	1.62	0.62	1.6	4.1/3.1	3.1-5.7	> 2.3
3	PWR	0.003 ⁽⁴⁾	0.003 ⁽⁴⁾	1.2	0.3/0.3	0.3-1.5	0.5
4	PWR	1.72	0.6	1.2	2.9/2.0	2-4.1	2.1-2.3
5	BWR	1.9	0.6	1.6	4.7/3.1	3.1-6.3	1.8-2.8

- (1) Precise time of initiation of debris flow in thimble tube is uncertain so differential pressure for debris flow could be between initial and maximum observed values.
- (2) Saturated debris penetration length calculated for both maximum and initial pressure differentials.
- (3) Total calculated penetration length has a range depending upon the degree of debris superheat and the differential pressure.
- (4) Melt cup depressurized due to spool piece breach so differential pressure due to essentially hydrostatic head of Al₂O₃ layer.

第 1 図 EPRI 試験装置及び試験結果

参考文献

- [1] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [2] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（溶融炉心・コンクリート相互作用）

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(1/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）	入力値に含まれる。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。	「解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響」にて確認。
	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル） 溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）	TMI事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認した。 CORA実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。 炉心ヒートアップ速度の増加（被覆管酸化の促進）を想定し、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した。 ・TQV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時刻は、ほぼ変化しない。	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損時点で常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作を実施するが、下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇及び原子炉圧力容器破損時の格納容器下部水温の上昇は急峻であることから、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。	炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI事故についての再現性及びCORA実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。 本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損時点でベDESTAL（ドライウエル部）に事前水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	燃料棒表面熱伝達				
	燃料被覆管酸化				
	燃料被覆管変形				
	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）	TQXシーケンス及び中小破断LOCAシーケンスに対して、MAAPコードとSAFERコードの比較を行い、以下の傾向を確認した。 ・MAAPコードではSAFERコードで考慮しているCCFLを取り扱っていないこと等から、水位変化に差異が生じたものの水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であることを確認している。また、原子炉圧力容器破損時点でベDESTAL（ドライウエル部）に事前水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	気液分離（水位変化）・対向流				

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
原子炉圧力容器(炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心の挙動(リシヨンのデロケシヨン)	<ul style="list-style-type: none"> TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認した。 リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した。 TQUV、大破断 LOCA シークェンスとともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器破損時刻への影響が小さいことを確認した。 	<p>溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉圧力容器の破損の影響を受ける可能性がある操作としては、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作があるが、下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇及び原子炉圧力容器破損時の格納容器下部水温の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器の破損を起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p>	<p>溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により、原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シークェンスでは、原子炉圧力容器破損時点でベデスタル(ドライウエル部)に事前水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>
	構造材との熱伝達		<ul style="list-style-type: none"> TMI事故解析における下部プレナムの温度挙動について、TMI事故分析結果と一致することを確認した。 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した。 	<p>溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、下部プレナムと溶融炉心の熱伝達に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉圧力容器破損の影響を受ける可能性がある操作としては、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作があるが、原子炉圧力容器破損時間の不確かさは小さいことから、原子炉圧力容器の破損を起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p>	<p>溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、下部プレナムと溶融炉心の熱伝達に関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シークェンスでは、原子炉圧力容器破損時点でベデスタル(ドライウエル部)に事前水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>
	下部プレナムでの熱伝	溶融炉心の挙動(下部溶融炉心のデロケシヨン)	<p>原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータとした感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における影響は十分小さいと判断される。</p>	<p>制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約4.5時間後)に対して、十数分早まる程度であり、常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作は中央制御室から速やかに実施可能な操作であることから、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている常設低圧代替注水系ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p>	<p>制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損(事象発生から約4.5時間後)に対して、早まる時間はわずかであり、破損時間がわずかに早まった場合においても、ベデスタル(ドライウエル部)に事前水張りが実施されていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動(原子炉破損モデル)	<p>PHEBUS-FP実験解析により、FP放出の開始時間を良く再現できているものの、燃料被覆管温度を高めに評価することにより、急激なFP放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験の小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると思われる。</p>	<p>本評価事故シークェンスでは、炉心損傷後の原子炉圧力容器内FP放出を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作に与える影響はない。</p>	<p>原子炉圧力容器内FP挙動と溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に関連はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。</p>
	原子炉圧力容器内FP挙動	核分裂生成物(FP)モデル			

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(3/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心挙動モデル(格納容器下部での溶融炉心挙動)	原子炉圧力容器外 FCI 現象に関する項目としてエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認した。	本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧カスパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	エントレインメント係数の感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)				
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり		溶融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき、落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。ただし、堆積形状の不確かさが想定されるため、個別プラントのペDESTALの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。	本評価事故シーケンスでは、コンクリート侵食を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	ペDESTAL(ドライウェル部)床面での溶融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合においても、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っていることを、また、格納容器下部注水系(常設)によるペDESTAL(ドライウェル部)注水によって溶融炉心は継続的に冷却されることから、コリウムシールドの侵食は発生しないため、コンクリートの侵食は生じず、評価項目となるパラメータに与える影響はない。 (添付資料 3.5.2)
	溶融炉心と格納容器下部水の伝熱		溶融炉心・コンクリート相互作用への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また、上面熱流束を下限値とした場合でも、コンクリート侵食量が 22.5cm 程度に収まることを確認した。 上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を確認したものであり、不確かさを考慮しても実機でのコンクリート侵食量は感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。		
	溶融炉心とコンクリートの伝熱		ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析より、溶融炉心堆積状態が既知である場合の溶融炉心とコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。		
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生		実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばらつきが MAAP コードの予測侵食量の 20% の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。		

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(1/6)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
	解析条件	最確条件				
初期条件	原子炉熱出力	3,293MW	約 3,279MW～約 3,293MW (実績値)	定格熱出力を設定	最確条件とした場合には、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の運転員等操作時間への影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。	最確条件とした場合には、原子炉停止後の崩壊熱が緩和される。最確条件とした場合の評価項目となるパラメータに与える影響は、原子炉停止後の崩壊熱にて説明する。
	原子炉圧力(压力容器ドーム部)	6.93MPa[gage]	約 6.91～約 6.94MPa[gage] (実績値)	定格圧力を設定	最確条件とした場合には、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与えうるが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に及ぼす影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合には、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与えうるが、原子炉圧力は逃がし安全弁により制御されるため事象進展に及ぼす影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	原子炉水位	通常運転水位(セパレータスカート下端から+126cm)	通常運転水位(セパレータスカート下端から約+122cm～約+132cm) (実績値)	通常運転水位を設定	最確条件とした場合には、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与えうるが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、スクラム10分後の原子炉水位の低下量は通常運転水位から約2mであるのに対し、ゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に及ぼす影響は小さく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合には、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与えうるが、ゆらぎの幅は事象発生後の水位低下量に対して非常に小さい。例えば、スクラム10分後の原子炉水位の低下量は通常運転水位から約2mであるのに対し、ゆらぎによる水位低下量は約40mmであり非常に小さい。したがって、事象進展に及ぼす影響は小さく、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	炉心流量	48,300t/h(定格流量(100%))	定格流量の約86%～約104%(実績値)	定格流量を設定	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に与える影響は小さく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	事象発生後早期に原子炉はスクラムするため、初期炉心流量が事象進展に与える影響は小さく、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	燃料	9×9燃料(A型)	装荷炉心ごと	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)は、熱水力的な特性はほぼ同等であり、その他の核的特性等の違いは燃料棒最大線出力密度の保守性に包含されることから、代表的に9×9燃料(A型)を設定	最確条件とした場合には、9×9燃料のA型又はB型の炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合には、9×9燃料のA型又はB型の炉心となるか、それらの混在炉心となるが、いずれの型式も燃料の熱水力特性はほぼ同等であり、事象進展に及ぼす影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33GWd/t	燃焼度 33GWd/t以下 (実績値)	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため、発生する蒸気量は少なくなり、原子炉水位の低下は緩和されるが、操作手順(原子炉水位に応じて急速減圧を実施すること)に代わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。また、原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが、操作手順(原子炉圧力容器破損後に格納容器冷却及びドライウエル(ドライウエル部)への注水を開始すること)に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件は解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータの判断基準に対する余裕は大きくなる。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/6)

項目	解析条件(初期条件、事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
初期条件	格納容器体積 (ドライウエル)	5,700m ³	5,700m ³ (設計値)	設計値を設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	格納容器体積 (ウェットウエル)	空間部：4,100m ³ 液相部：3,300m ³	空間部： 約4,092m ³ ～ 約4,058m ³ 液相部： 約3,308m ³ ～ 約3,342m ³ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる少なめの水量として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定	最確条件とした場合には、格納容器体積(ウェットウエル)の液相部の運転範囲において解析条件より高めの水となるが、ゆらぎの幅は非常に小さい。例えば、サブプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300m ³ であるのに対し、ゆらぎ(0.087m)による水量変化は約42m ³ であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
	サブプレッション・プール水位	6.983m (通常運転水位-4.7cm)	約7.000m～ 約7.070m (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる低めの水位として、保安規定の運転上の制限における下限値を設定	最確条件とした場合には、サブプレッション・プール水位の運転範囲において解析条件より高めの水位となるが、ゆらぎの幅は非常に小さい。例えば、サブプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300m ³ であるのに対し、ゆらぎ(0.087m)による水量変化は約42m ³ であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事象進展に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
	サブプレッション・プール水温度	32℃	約15℃～約32℃ (実績値)	サブプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定。	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	格納容器圧力	5kPa[gage]	約2.2～約4.7 kPa[gage] (実績値)	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定。	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
	ドライウエル雰囲気温度	57℃	約25℃～約58℃ (実績値)	ドライウエル内ガス冷却装置の設計温度を設定。	運転員等操作が本パラメータによる影響を受けることはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(3/6)

項目	解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
溶融炉心からプール水への熱流束	800kW/m ² 相当 (圧力依存あり)	800kW/m ² 相当 (圧力依存あり)	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定	最確条件は解析条件で設定している熱流束と同等であるが, コンクリート浸食量を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同等であることから, 事象進展に影響はなく, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。 コンクリート侵食量に対しては上面熱流束の感度が支配的であり, 実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性等の影響を確認する観点から感度解析を実施した。その結果, コンクリートの侵食は生じず, 原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認した。 (添付資料 3.5.2 参照)
ペDESTAL (ドライウエル部) 水張り水位	ペDESTAL (ドライウエル部) 床面から 1m	ペDESTAL (ドライウエル部) 床面から 1m	「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」に伴う水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響を小さく抑えつつ, 「溶融炉心・コンクリート相互作用」の緩和効果に期待できる深さを考慮して設定		
コンクリートの種類	玄武岩系コンクリート	玄武岩系コンクリート	使用している骨材の種類から設定		
コンクリート以外の素材の扱い	鉄筋は考慮しない	コンクリート以外の素材を考慮する	鉄筋についてはコンクリートよりも融点が高いことから保守的に考慮しない	最確条件とした場合には, コンクリートより融点の高い鉄筋の耐熱の効果により, 溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が抑制される可能性があるが, コンクリート侵食量を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合には, コンクリートより融点の高い鉄筋の耐熱の効果により, 溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリート侵食が抑制される可能性があることから, 評価項目となるパラメータの判断基準に対する余裕は大きくなる。
原子炉圧力容器下部及びのペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物の扱い	ペDESTAL (ドライウエル部) に落下する溶融物とは扱わない	ペDESTAL (ドライウエル部) に落下する溶融物とは扱わない	発熱密度を下げないよう保守的に設定	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はない。
真空破壊装置	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧)	3.45kPa (ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧) (設定値)	真空破壊装置の設定値	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はない。
外部水源の温度	35℃	35℃以下	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として, 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定	運転員等操作としては原子炉圧力容器破損を起点とする格納容器冷却及びドライウエル(ドライウエル部)への注水の開始となるが, 本パラメータによる影響を受けることはないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。	外部水源の温度が低い場合, 溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量という観点では溶融炉心からの除熱が促進されることから, 評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。
外部水源の容量	約 9,300m ³	9,300m ³ 以上 (淡水貯水池+代替淡水貯槽)	淡水貯水池及び代替淡水貯槽の管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており, 水源は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。	-
燃料の容量	約 1,010kL	1,010kL以上 (軽油貯蔵タンク+可搬型設備用軽油タンク)	軽油貯蔵タンク及び可搬型設備用軽油タンクの管理下限値を設定	管理値下限の容量として事象発生から7日後までに必要な容量を備えており, 燃料は枯渇しないことから運転員等操作時間に与える影響はない。	-

初期条件

添付 3.5.5-6

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(4/6)

項目		解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
		解析条件	最確条件			
事故条件	起因事象	給水喪失の全喪失	—	原子炉水位の低下の観点で厳しい事象を設定。	起因事象の違いによって操作手順(原子炉圧力容器破損後に常設低圧代替注水ポンプを用いた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及び常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)による溶融炉心への注水を開始すること)に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量を評価するにあたり、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。起因事象として、原子炉水位の低下の観点でより厳しい事象であるLOCA等の原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失を仮定し、事故シーケンスを「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失」として、本評価事故シーケンスの評価条件と同様に、重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても原子炉圧力容器破損まで使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなるため、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析を実施した。その結果、コンクリートの侵食は生じず、原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認した。 (添付資料 3.5.2)
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高圧注水機能, 及 低圧注水機能等 対原 子炉注水機能の喪失	—	全ての非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し設定。高圧注水機能として高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系, 低圧注水機能として低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系(低圧注水系)の機能喪失を設定するとともに、原子炉圧力容器破損に至るまで重大事故等対処設備による原子炉注水機能の喪失を設定。	—	—
	外部電源	外部電源なし	—	資源及びマネジメントの観点で厳しい想定として外部電源なしを設定。ただし、原子炉スクラムについては、外部電源ありの場合を包括する条件として、機器条件に示すとおり設定している。	—	—

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(5/6)

項目	解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	
	解析条件	最確条件				
機器条件	原子炉スクラム	原子炉水位低(レベル3)信号	タービン蒸気加減弁急速閉信号又は原子炉保護系電源喪失	短時間であるが原子炉熱出力が維持される厳しい設定として、外部電源喪失時のタービン蒸気加減弁急速閉及び原子炉保護系電源喪失については保守的に考慮せず、原子炉水位低(レベル3)にてスクラムするものとして設定	最確条件とした場合には、原子炉熱出力の低下が早くなるため、発生する蒸気量は少なくなることから、原子炉水位低下が緩やかになり、燃料有効長底部から燃料有効長の20%高い位置到達を操作開始の起点としている原子炉急速減圧操作の開始が遅くなる。また、原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展が緩やかになり、炉心損傷を操作開始の起点としているベDESTAL(ドライウエル部)への事前水張り及び原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としているベDESTAL(ドライウエル部)への注水の開始が遅くなる。	最確条件とした場合には、原子炉熱出力の低下が早くなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータの判断基準に対する余裕は大きくなる。
	逃がし安全弁	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/弁	安全弁機能 7.79~8.31 MPa[gage] 385.2~410.6 t/h/弁 (設計値)	設計値を設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
		逃がし安全弁(自動減圧機能)2弁を開放することによる原子炉急速減圧	逃がし安全弁(自動減圧機能)2弁を開放することによる原子炉急速減圧	逃がし安全弁の設計値に基づく蒸気流量及び原子炉圧力の関係から設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	代替格納容器スプレイ冷却系(常設)	原子炉圧力容器破損判断後: 300m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ	原子炉圧力容器破損判断後: 300m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ	格納容器雰囲気温度及び圧力抑制に必要なスプレイ流量を考慮し、設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はない。
		格納容器圧力制御: 130m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ	格納容器圧力制御: 130m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ			
格納容器温度制御: 300m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ		格納容器温度制御: 300m ³ /hにてドライウエルヘスプレイ				
格納容器下部注水系(常設)	80m ³ /hにてベDESTAL(ドライウエル部)へ注水	80m ³ /hにてベDESTAL(ドライウエル部)へ注水	溶融炉心の冠水継続が可能な流量な流量として設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。	
代替循環冷却系	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は 150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	総循環流量: 250m ³ /h 格納容器スプレイ: 250m ³ /h又は 150m ³ /h 原子炉注水: 100m ³ /h	格納容器圧力及び雰囲気温度抑制に必要なスプレイ流量及び溶融炉心の冷却に必要な注水量を考慮して設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事象進展に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。	

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(6/6)

項目		解析条件(初期条件, 事故条件及び機器条件)の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
		解析条件	最確条件			
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材	コンクリートの侵食を防止する観点から設定	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はなく, 運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はなく, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	ベDESTAL(ドライウエル部)床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮	熔融炉心の拡がり面積が狭いことにより, コンクリート侵食量の観点で厳しくなる設定	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はなく, 運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから, 事象進展に与える影響はなく, 評価項目となるパラメータに与える影響はない。

第3表 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕

項目	解析条件（操作条件）の不確かさ		操作の不確かさ要因	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等	
	解析上の操作開始時間	条件設定の考え方						
操作条件	常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却操作	原子炉圧力容器破損から6分後（約4.6時間後）	ベDESTAL（ドライウェル部）への注水に伴う格納容器雰囲気温度上昇の影響緩和を考慮して設定	<p>【認知】 ベDESTAL（ドライウェル部）への注水は、原子炉圧力容器の破損を判断した時点で開始するが、原子炉圧力容器の破損は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断するものであり、解析上の認知にかかる時間としては5分を想定している。格納容器下部水温は破損兆候の検知によって継続監視するパラメータであり、温度上昇又は指示値喪失による原子炉圧力容器破損の判断は速やかに実施できるものであるため、認知に大幅な遅れが生じることは考えにくい。よって、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 中央制御室内における格納容器冷却は、注入弁1弁の開操作による注水であり、操作装置のタッチによる操作のため1操作に1分間を想定している。当該操作は、操作装置のタッチによる簡易な操作のため、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【他の並列操作有無】 当該操作に対応する運転員に他の並列操作はなく、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、溶融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断し、格納容器冷却を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。</p> <p>（添付資料3.2.2）</p>	<p>実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間後であり、また、溶融炉心落下後にベDESTAL（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも、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するまでには約0.3時間の時間余裕がある。（添付資料3.2.11）</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、条件成立を前提として約1分間で常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を開始。想定で意図している運転操作が実施可能なことを確認した。</p>
	常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による溶融炉心への注水操作	原子炉圧力容器破損から7分後（約4.6時間後）	炉心損傷後の原子炉圧力容器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て設定	<p>【認知】 ベDESTAL（ドライウェル部）への注水操作は、原子炉圧力容器の破損を判断した時点で開始するが、原子炉圧力容器の破損は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断するものであり、解析上の認知にかかる時間としては5分を想定している。格納容器下部水温は破損兆候の検知によって継続監視するパラメータであり、温度上昇又は指示値喪失による原子炉圧力容器破損の判断は速やかに実施できるものであるため、認知に大幅な遅れが生じることは考えにくい。よって、認知遅れにより操作開始時間に与える影響はなし。</p> <p>【要員配置】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【移動】 中央制御室内での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していることから、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作所要時間】 中央制御室内におけるベDESTAL（ドライウェル部）への注水操作は、注入弁1弁の開操作による注水であり、操作装置のタッチによる操作のため1操作に1分間を想定している。当該操作は、操作装置のタッチによる簡易な操作のため、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【他の並列操作有無】 当該操作に対応する運転員に他の並列操作はなく、操作時間に与える影響はなし。</p> <p>【操作の確実さ】 中央制御室の制御盤の操作スイッチによる簡易な操作のため、誤操作は起こりにくく、そのため誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までに事象発生から約4.5時間の時間余裕があり、また、溶融炉心落下後の常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるベDESTAL（ドライウェル部）への注水は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したこと等をもって破損兆候を検知し、格納容器下部水温の温度上昇又は指示値喪失によって原子炉圧力容器破損を判断し、注水操作を実施することとしており、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室での操作のみであり、運転員は中央制御室に常駐していること、また、当該操作に対応する運転員に他の並列操作はないことから、操作時間に与える影響はない。</p> <p>（添付資料3.2.2）</p>	<p>実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p>	<p>原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間後であり、また、溶融炉心落下後にベDESTAL（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも、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するまでには約0.3時間の時間余裕がある。（添付資料3.2.11）</p>	<p>中央制御室における操作のため、シミュレータにて訓練実績を取得。訓練では、条件成立を前提として約1分間で常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）による注水を開始。想定で意図している運転操作が実施可能なことを確認した。</p>