# 3.　運転中の原子炉における重大事故

## 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

(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「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，ＬＯＣＡ，長期ＴＢ，ＴＢＵ，ＴＢＰ及びＴＢＤ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「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」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，格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，ジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって，格納容器内の雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し，格納容器の過圧・過温により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では，損傷炉心の冷却のための低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却，また，代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱によって格納容器の破損及び放射性物質の異常な水準での敷地外への放出を防止する。また，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに，格納容器内へ窒素を注入することによっ

て，格納容器内における水素燃焼による格納容器の破損を防止する。

本格納容器破損モードは，格納容器バウンダリに対する過圧・過温の観点で厳しい事象であり，代替循環冷却系を使用する場合を想定し，期待する格納容器破損防止対策の有効性評価を行う。また，代替循環冷却系は多重化設計とした上で，さらなる後段の対策として格納容器圧力逃がし装置を整備するため，重大事故時の事象発生後短期に格納容器圧力逃がし装置を使用することは実質的には考えられないが，本格納容器破損モードで想定される事故シーケンスに対して代替循環冷却系が使用できない場合についても，格納容器圧力逃がし装置の有効性を評価する観点から格納容器破損防止対策の有効性評価を行う。

なお，本格納容器破損モードの評価では重大事故等対処設備による原子炉注水機能に期待しており，原子炉圧力容器破損に至ることはないが，重大事故等対処設備による原子炉注水機能に期待せず原子炉圧力容器破損に至る場合については，「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」，「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」にて確認する。

### 3.1.2　代替循環冷却系を使用する場合

#### 3.1.2.1　格納容器破損防止対策

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）」で想定される事故シーケンスに対して，格納容器の破損を防止し，かつ，放射性物質が異常な水準で敷地外へ放出されることを防止するため，初期の対策として低圧代替注水系（常設）による原子炉注水手段及び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を整備する。また，安定状態に向けた対策として代替循環冷却系による格納容器除熱手段及び可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備する。

本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図を第 3.1.2－1 図に，対応手順の概要を第 3.1.2－2 図に示すとともに，重大事故等対策の概要を以下に示す。また，重大事故等対策における設備と手順の関係を第 3.1.2－1 表に示す。

（添付資料 3.1.2.1）

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，事象発生 2 時間までの重大事故等対策に必要な要員は，災害対策要員（初動）20 名である。その内訳は次のとおりである。中央制御室の運転員は，当直発電長 1 名，当直副発電長 1 名及び運転操作対応を行う当直運転員 4 名である。発電所構内に常駐している要員のうち，通報連絡等を行う要員は 4 名，現場操作を行う重大事故等対応要員は 10 名である。

また，事象発生 2 時間以降に追加で必要な参集要員は，タンクローリによる燃料給油操作を行うための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 3.1.2－3 図に示す。

なお，評価事故シーケンス以外の事故シーケンスについては，作業項目を評価事故シーケンスと比較し，必要な要員数を確認した結果，20 名で対処

可能である。

ａ．原子炉スクラム，ＬＯＣＡ発生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，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して原子炉がスクラムしたことを確認する。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は，平均出力領域計装等である。

ＬＯＣＡ発生を確認する。

ＬＯＣＡ発生を確認するために必要な計装設備は，ドライウェル圧力等である。

外部電源が喪失するとともに，非常用ディーゼル発電機等が機能喪失する。これにより所内高圧系統（6.9kV）の母線が使用不能となり，全交流動力電源喪失に至ることから，全交流動力電源喪失を確認する。また，全交流動力電源喪失により非常用炉心冷却系の安全機能の喪失を想定する。

全交流動力電源喪失を確認するために必要な計装設備は，Ｍ／Ｃ　２Ｃ電圧等である。

なお，対応操作は，原子炉水位，格納容器圧力等の兆候に応じて行うため，破断面積や破断位置が今回の想定と異なる場合や，破断位置が特定できない場合においても，対応する操作手順に変更はない。

ｂ．原子炉への注水機能喪失の確認

原子炉水位が原子炉水位異常低下（レベル２）設定点に到達後，原子炉隔離時冷却系が自動起動に失敗したことを確認する。

原子炉への注水機能喪失を確認するために必要な計装設備は，原子炉隔離時冷却系系統流量である。

ｃ．炉心損傷確認

大破断ＬＯＣＡ時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急激に低下し，炉心が露出することで炉心損傷に至る。炉心損傷の判断は，ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上となった場合とする。

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）及び格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｓ／Ｃ）である。

また，炉心損傷判断後は，格納容器内のｐＨ制御のため薬品注入の準備を行う。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。

（添付資料 3.1.3.2）

ｄ．早期の電源回復不能判断及び対応準備

中央制御室からの操作により外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機等の起動ができず，非常用高圧母線（6.9kV）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，常設代替交流電源設備，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備を開始する。

ｅ．常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

中央制御室からの遠隔操作により常設代替交流電源設備による交流電源供給を開始し，原子炉冷却材浄化系吸込弁の閉止操作，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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始する。具体的には，格納容器スプレイ弁と原子炉注水弁を用いて中央制御室からの遠隔操作により格納容器スプレイと原子炉注水に分配し，それぞれ連続で格納容器冷却及び原子炉注水を実施する。

(a)　常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電

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交流電源設備から緊急用母線を受電する。

常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電を確認するために必要な計装設備は，緊急用Ｍ／Ｃ電圧である。

(b)　代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却

原子炉注水に伴い炉心部で発生する過熱蒸気により，格納容器圧力及び雰囲気温度が急激に上昇する。格納容器圧力及び雰囲気温度上昇を抑制する観点から，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開始する。

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スプレイ流量（常設ライン用）等である。

(c)　低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始することで，原子炉圧力容器破損に至ることなく，ジェットポンプ上端（以下「原子炉水位Ｌ０」という。）以上まで原子炉水位が回復し，炉心は冠水する。

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は，低圧代替注水系原子炉注水流量（常設ライン用）等である。

なお，大破断ＬＯＣＡにより格納容器雰囲気温度が上昇し，ドライウェル雰囲気温度計の指示が原子炉圧力の飽和温度を超えている場合は，水位不明と判断する。

水位不明判断に必要な計装設備は，原子炉圧力，原子炉圧力（ＳＡ）及びドライウェル雰囲気温度である。

水位不明と判断した場合，原子炉水位は，崩壊熱及び原子炉注水流量から推定して把握することができる。具体的には，原子炉底部から原子炉水位Ｌ０まで冠水させるために必要な原子炉注水量及び崩壊熱分の注水量を考慮し，原子炉注水流量に応じた必要注水時間の原子炉注水を実施する。

サプレッション・プール水位の上昇抑制により格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の遅延を図り，可能な限り外部への影響を軽減する観点から，原子炉水位Ｌ０まで冠水した後は，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始後に，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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。

（添付資料 3.1.2.2，3.1.3.3）

ｆ．緊急用海水系による冷却水（海水）の確保

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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始後，中央制御室からの遠隔操作により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。

緊急用海水系による冷却水（海水）の確保を確認するために必要な計装設備は，緊急用海水系流量（残留熱除去系熱交換器）である。

ｇ．代替循環冷却系による格納容器除熱

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，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始する。代替循環冷却系の循環流量は，代替循環冷却系原子炉注水流量及び代替循環冷却系格納容器スプレイ流量を用いて，原子炉注入弁と格納容器スプレイ弁を中央制御室からの遠隔操作により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及び格納容器スプレイを実施する。

代替循環冷却系による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は，代替循環冷却系原子炉注水流量等であり，格納容器除熱を確認するため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，ドライウェル圧力及びサプレッション・チェンバ圧力，サプレッション・プール水温度等である。

ｈ．水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動

炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム－水反応等により水素が発生し，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，中央制御室からの遠隔操作により水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認する。

格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認するために必要な計装設備は，格納容器内酸素濃度（ＳＡ）等である。

ｉ．可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入

格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合，可搬型窒素供給装置を用いて格納容器内へ窒素を注入することで，格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する。

可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を確認するために必要な計装設備は，格納容器内酸素濃度（ＳＡ）である。

ｊ．タンクローリによる燃料給油操作

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窒素供給装置に燃料給油を実施する。

3.1.2.2　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，過圧及び過温への対策の有効性を総合的に評価する観点から，プラント損傷状態をＬＯＣＡとし，中小破断ＬＯＣＡに比べて破断口径が大きいことから事象進展が早く，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の観点で厳しい大破断ＬＯＣＡを起因とする，「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」である。

なお，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

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・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流，原子炉圧力容器におけるＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む），炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション，構造材との熱伝達及び原子炉圧力容器内ＦＰ挙動，格納容器における格納容器各領域間の流動，サプレッション・プール冷却，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達及びスプレイ冷却並びに炉心損傷後の格納容器における格納容器内ＦＰ挙動が重要現象となる。

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により原子炉水位，燃料最高温度，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度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3.1.2－2 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，大破断ＬＯＣＡが発生するものとする。破断箇所は，原子炉圧力容器内の保有水量を厳しく評価し，かつ，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点で厳しい設定として，再循環系配管（出口ノズル）とする。

（添付資料 1.5.2）

(b)　安全機能の喪失に対する仮定

非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，全交流動力電源が喪失するものとする。さらに非常用炉心冷却系等が機能喪失するものとする。

(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，非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定する。

(d)　水素の発生

水素の発生については，ジルコニウム－水反応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等による水素発生は考慮していないため，「(4) 有効性評価の結果」にてその影響を評価する。

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)　主蒸気隔離弁

主蒸気隔離弁は，事象発生と同時に閉止するものとする。

(c)　再循環系ポンプ

再循環系ポンプは，事象発生と同時に停止するものとする。

(d)　低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

230$m^3$／h にて原子炉注水するものとする。なお，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水は，格納容器スプレイと同じ常設低圧代替注水系ポンプを用いて流量分配することで実施する。

（添付資料 3.1.2.3）

(e)　代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却

格納容器圧力及び温度上昇の抑制に必要なスプレイ流量を考慮し，130$m^3$／h にて格納容器内にスプレイする。なお，格納容器スプレイは，原子炉注水と同じ常設低圧代替注水系ポンプを用いて流量分配することで実施する。

(f)　格納容器下部注水系（常設）

格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，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）水位の確保操作についても考慮しない。

(g)　代替循環冷却系による格納容器除熱

代替循環冷却系の循環流量は，全体で 250m$^3$／h とし，原子炉注水へ 100m$^3$／h，格納容器スプレイへ 150m$^3$／h にて流量分配し，それぞれ連続注水及び連続スプレイを実施する。

(h)　緊急用海水系

代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量は，熱交換器の設計性能に基づき約 14MW（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において）とする。

(i)　可搬型窒素供給装置

可搬型窒素供給装置による格納容器内窒素注入は，ガス温度 30℃，純度 99vol％にて 200m$^3$／h（窒素 198m$^3$／h 及び酸素 2m$^3$／h）で格納容器内に注入するものとする。

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」に示す分類に従って以下のとおり設定する。

(a)　交流電源は，常設代替交流電源設備によって供給を開始し，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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，事象発生 25 分後から開始する。なお，格納容器スプレイ及び原子炉注水は，代替循環冷

却系の運転開始後に停止する。

(b) 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，事象発生 90 分後から開始する。

(c) 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合にサプレッション・チェンバ内へ窒素注入を開始する。なお，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入は格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達により停止する。

(3) 有効性評価（Ｃｓ－137 の放出量評価）の条件

ａ．事象発生直前まで，定格出力の 100％で長時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※されるものとする。

※ セシウムの格納容器内への放出割合については，本評価事故シーケンスにおいては解析コードＭＡＡＰの評価結果の方が代表的なソースタームに関する報告書である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・チェンバのプール水でのスクラビング等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基に評価する。

(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により原子炉建屋原子炉棟内の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負圧を達成した後は非常用ガス処理系の設計換気率 1 回／d 相当を考慮する。なお，非常用ガス処理系フィルタトレイン及び非常用ガス再循環系フィルタトレインによる放射性物質の除去効果については，期待しないものとする。

原子炉建屋ガス処理系は，事象発生 115 分後から，常設代替交流電源設備からの交流電源の供給を受け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 3.1.2.4，3.1.2.5）

(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水位（シュラウド内外水位），注水流量及び原子炉圧力容器内の保有水量の推移を第 3.1.2－4 図から第 3.1.2－8 図に，燃料最高温度及び燃料被覆管最高温度の推移を第 3.1.2－9 図及び第 3.1.2-10 図に，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度，サプレッション・プール水位及びサプレッション・プール水温度の推移を第 3.1.2－11 図から第 3.1.2－17 図に示す。

ａ．事象進展

大破断ＬＯＣＡ時に高圧・低圧注水機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心は露出し，事象発生から約 4 分後に燃料被覆管の最高温度は 1,000K（約 727℃）に到達し，炉心損傷が開始する。燃料被覆管の最高温度は事象発生から約 9 分後に 1,200℃に到達し，また，事象発生から約 27 分後に燃料温度は 2,500K（約 2,227℃）に到達する。事象発生から 25 分後，常設代替交流電源設備による交流電源の供給を開始し，常設低圧代替注水系ポンプ 2 台を用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始することによって，原子炉圧力容器破損に至ることなく，原子炉水位Ｌ０以上まで原子炉水位は回復し，炉心は冠水する。

（添付資料 3.1.2.6）

格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため，格納容器圧力及び雰囲気温度は上昇する。そのため，原子炉注水と同時に格納容器スプレイを実施することによって，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制する。

事象発生から 90 分経過した時点で，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始する。代替循環冷却系により，原子炉圧力容器は破断口より原子炉冷却材が流出することで溢水状態となり，格納容器は除熱効果により格納容器圧力及び温度の上昇が抑制され，その後，徐々に低下する。

また，事象発生から約 84 時間後に格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した時点で，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作を実施するため格納容器圧力は上昇するが，事象発生から約 164 時間後に格納容器圧力が 0.31MPa［gage］に到達した時点で窒素注入を停止するため，一時的な圧力の上昇である。この窒素注入に

より格納容器圧力は一時的に上昇するが，代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作を継続することから，格納容器内の安定した減圧及び除熱への影響はない。

b．評価項目等

格納容器圧力は，第3.1.2－11図に示すとおり，格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため上昇するが，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代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことによって，圧力上昇は抑制される。その結果，格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は約 0.31MPa［gage］となり，格納容器の限界圧力 0.62MPa［gage］を超えない。なお，格納容器バウンダリにかかる圧力が最大となる事象発生約164時間後において，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素は，格納容器内の非凝縮性ガスに占める割合の 3%未満※であるため，その影響は無視し得る程度である。

※　格納容器圧力が最大値の約 0.31MPa［gage］を示す事象発生から約164時間後の格納容器内の非凝縮性ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量は約 $1.3\times10^{6}$mol であり，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量の和は約 $3.5\times10^{4}$mol 以下である。これが仮にドライウェルよりも体積の小さいサプレッション・チェンバの気相部に集中するものとしても，そのサプレッション・チェンバでの分圧は 0.01MPa［abs］未満であることから，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素が格納容器圧力に与える影響は無視し得る程度と考えられる。

（添付資料3.1.2.7）

格納容器雰囲気温度は，第3.1.2－12図に示すとおり，格納容器内に

崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため上昇し，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代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことによって，温度上昇は抑制される。その結果，格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）の最高値は約139℃となり，格納容器の限界温度 200℃を超えない。なお，事象発生直後，破断口から流出する過熱蒸気により一時的に格納容器雰囲気温度は約 202℃となるが，このときの格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）は約 137℃であり，格納容器の限界温度 200℃を超えない。

（添付資料 3.1.2.8）

第 3.1.2－4 図及び第 3.1.2－6 図に示すとおり，低圧代替注水系（常設）による注水継続により炉心が冠水し，炉心の冷却が維持される。その後は，第 3.1.2－11 図及び第 3.1.2－12 図に示すとおり，90 分後に開始する代替循環冷却系の運転により，格納容器除熱に成功し，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制することで安定状態が確立し，また，安定状態を維持できる。事象を通じて格納容器の限界圧力に到達せず，格納容器圧力逃がし装置を使用することなく，格納容器が過圧・過温破損に至らないことを確認した。なお，第 3.1.2-17 図に示すとおり，格納容器内の酸素濃度上昇により，長期的には格納容器圧力逃がし装置を用いて可燃性ガスを排出する。

なお，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 7.5TBq（7 日間）となり，100TBq を下回る。

事象発生からの 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 7.5TBq（30 日間）及び約 7.5TBq（100 日間）であり，100TBq を下回る。

（添付資料 3.1.2.4，3.1.2.5）

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(1)から(3)及び(7)の評価項目について，対策の有効性を確認した。(7)の評価項目のうち，可燃性ガスの蓄積については，ジルコニウム－水反応等によって発生した可燃性ガスの蓄積を考慮しても，格納容器が過圧・過温破損に至らないことをもって，その影響について確認した。

また，(7)の評価項目のうち，可燃性ガスの燃焼については，「3.4 水素燃焼」において，酸素濃度が可燃限界に至らないことをもって，可燃性ガスの燃焼が生じないことを確認している。

（添付資料 3.1.2.7，3.1.2.9，3.1.2.10，3.1.3.13）

### 3.1.2.3　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「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）では，格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，ジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガス等が蓄積することが特

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，常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作，緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作とする。

(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，炉心溶融開始時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに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併せ，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，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。また，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作については，

炉心ヒートアップの感度解析では，格納容器圧力及び雰囲気温度への影響は小さい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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コードＳＡＦＥＲの評価結果との差異は小さいことを確認している。原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，原子炉水位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。

格納容器における格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達の不確かさとして，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雰囲気温度の傾向を適切に再現できていることから，格納容器圧力を操作開始の起点としている可搬型窒素供給装置に係る運転員等操作

時間に与える影響は小さい。また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，ＣＳＴＦ実験解析により格納容器雰囲気温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，格納容器圧力を操作開始の起点としている可搬型窒素供給装置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，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。本評価事故シーケンスでは，炉心の損傷状態を起点に操作開始す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ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析により原子炉圧力容器内へのＦＰ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。ＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析では，燃料被覆管破裂後のＦＰ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格納容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＡＢＣＯＶＥ実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正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，炉心損傷後の格納容器内ＦＰ挙動を操作開始

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 3.1.2.11）

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，格納容器圧力及び雰囲気温度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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コードＳＡＦＥＲの評価結果との差異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。

格納容器における格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達の不確かさとして，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雰囲気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。また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，ＣＳＴＦ実験解析により格納容器雰囲気温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，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，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開始時間に与える影響は小さいことを確認しており，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析により原子炉圧力容器内へのＦＰ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。ＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析では，燃料被覆管破裂後のＦＰ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。

炉心損傷後の格納容器における格納容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＡＢＣＯＶＥ実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正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，代替循環冷却系の運転により格納容器ベントを回避できることから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

(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3.1.2－2 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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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小さくなるため，発生する蒸気量は少なくなり，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達後に窒素注入を停止すること）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，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，格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は，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，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡを考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，操作手順（速やかに格納容器冷却手段を準備すること）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。

機器条件の低圧代替注水系（常設）は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなる。本評価事故シーケンスでは，原子炉水位を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。

機器条件の代替循環冷却系は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順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。

機器条件の緊急用海水系は，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。32℃の場合は，解析条件と最確条件は同等であることから運転員等操作時間に与える影響はない。32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達後に窒素注入を停止すること）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。

機器条件の可搬型窒素供給装置は，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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，本評価事故シーケン

スでは，格納容器雰囲気温度を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。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達後に窒素注入を停止すること）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。

（添付資料 3.1.2.11）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は格納容器スプレイ及び代替循環冷却により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，格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は，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，解析条件の不確かさとして，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡを考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加する

ことにより炉心損傷開始等が早くなるが，格納容器へ放出されるエネルギは大破断ＬＯＣＡの場合と同程度であり，第 3.1.2－18 図及び第 3.1.2－19 図に示すとおり，格納容器圧力は 0.62MPa［gage］，格納容器バウンダリにかかる温度は 200℃を下回っていることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

機器条件の低圧代替注水系（常設）は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなり，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に有意な影響を与えないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

機器条件の代替循環冷却系は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

機器条件の緊急用海水系は，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。32℃の場合は，解析条件と最確条件は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ない。32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくことから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

機器条件の可搬型窒素供給装置は，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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，窒素注入は事象発生から約 84 時間後に開始するため，代替循環冷却系による格納容器減

圧及び除熱操作によって格納容器雰囲気は除熱されており，窒素温度は格納容器雰囲気温度よりも低いことから，窒素注入によって格納容器雰囲気温度が上昇することはなく，評価項目となるパラメータに与える影響はない。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達後に窒素注入を停止すること）に変わりはないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

（添付資料 3.1.2.11，3.1.2.12）

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

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，解析上の操作開始時間として事象発生から 25 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，状況判断から原子炉注水操作までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定していることから，運転員等操作時間に与える影響はない。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替

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，代替循環冷却系の運転は事象発生 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も小さい。また，本操作の操作開始時間は，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，緊急用海水系の操作開始時間が早まれば，代替循環冷却系による格納容器除熱操作の操作開始時間も早まる可能性があり，代替循環冷却系の運転開始時間も早まるが，その他の操作と並列して実施する場合でも，順次実施し所定の時間までに操作を完了できることから影響はない。

操作条件の可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，解析上の操作開始時間として事象発生から約 84 時間後を想定している。運転員等操作時間に与える影響として，格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件）到達は事象発生から約 84 時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約 62 時間後）に開始し約 3 時間で準備完了するため，十分な時間余裕があることから，操作開始時間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。

（添付資料 3.1.2.11）

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，運転員等操作時間に与

える影響として，解析条件は操作所要時間に余裕を含めて設定されており，原子炉水位の回復は早くなる可能性があるが，ジルコニウム－水反応量により発熱量が増加する等の影響があるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に大きな差異はない。また，代替格納容器スプレイ操作と原子炉注水操作は，流量分配により同時に実施する操作であり，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には，代替循環冷却系による格納容器除熱操作も早まる可能性があり，格納容器圧力及び雰囲気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。

操作条件の可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，解析上の操作開始時間として事象発生から約 84 時間後を想定している。運転員等操作時間に与える影響として，格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件）到達は事象発生から約 84 時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約 62 時間後）に開始し約 3 時間で準備完了するため，十分な時間余裕があることから，操作開始時間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。

（添付資料 3.1.2.11）

(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。

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作については，第3.1.3－16図から第3.1.3－18図に示すとおり，事象発生から50分後（操作開始時間の25分の遅れ）までに常設代替交流電源設備からの受電操作を行い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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が開始できれば，損傷炉心は炉心位置に保持され，評価項目を満足する結果となることから，時間余裕がある。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作については，本操作開始までの時間は操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，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，格納容器圧力が限界圧力0.62MPa［gage］に到達するまでの時間は事象発生約14時間後であり，約12時間の余裕があることから，時間余裕がある。

操作条件の可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作については，格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度4.0vol%（ドライ条件）到達は事象発生から約84時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約62時間後）に開始し約3時間で準備完了するため，十分な準備時間が確保できることから，時間余裕がある。

（添付資料3.1.2.11，3.1.3.8）

(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。

3.1.2.4　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「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，重大事故等対策時における事象発生 2 時間までに必要な要員は，「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」に示すとおり 20 名である。「6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果」で説明している災害対策要員（初動）の 39 名で対処可能である。

また，事象発生 2 時間以降に必要な参集要員は 2 名であり，発電所構外から 2 時間以内に参集可能な要員の 72 名で確保可能である。

(2)　必要な資源の評価

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」の条件にて評価を行い，その結果を以下に示す。

ａ．水　　源

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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は，7 日間の対応を考慮すると，合計約 400m$^3$の水が必要である。水源として，代替淡水貯槽に約 4,300m$^3$の水を保有している。これにより，必要な水源は確保可能である。

代替循環冷却系による格納容器除熱については，サプレッション・チェンバのプール水を水源として注水することから，水源が枯渇することはないため，7 日間の注水継続実施が可能である。

（添付資料 3.1.2.13）

b．燃　　料

常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給については，保守的に事象発生直後からの運転を想定すると，7 日間の運転継続に合計約 352.8kL の軽油が必要となる。軽油貯蔵タンクにて約 800kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入については，保守的に事象発生直後からの可搬型窒素供給装置の運転を想定すると，7 日間の運転継続に約 18.5kL の軽油が必要となる。可搬型設備用軽油タンクにて約 210kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入について，7 日間の継続が可能である。

緊急時対策所用発電機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 70.0kL の軽油が必要となる。緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクにて約 75kL の軽油を保有

しており，この使用が可能であることから，緊急時対策所用発電機による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

（添付資料 3.1.2.14）

c．電　　源

常設代替交流電源設備の電源負荷については，重大事故等対策に必要な負荷として，約 2,426kW 必要となるが，常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）の連続定格容量は約 5,520kW であり，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

また，緊急時対策所用発電機及び可搬型窒素供給装置の窒素供給装置用電源車についても，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

（添付資料 3.1.2.15）

3.1.2.5　結　　論

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）」では，格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，ジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガス等が蓄積することによって，格納容器内雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し，格納容器の過圧・過温により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「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」に対する格納容器破損防止対策としては，初期の対策として低圧代替注水系（常設）による原子炉注水手段及び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，安定状態に向けた対策として代替循環冷却系による格納容器除熱手段及び可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備している。

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・

過温破損)」の評価事故シーケンス「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」について，代替循環冷却系を使用する場合の有効性評価を行った。

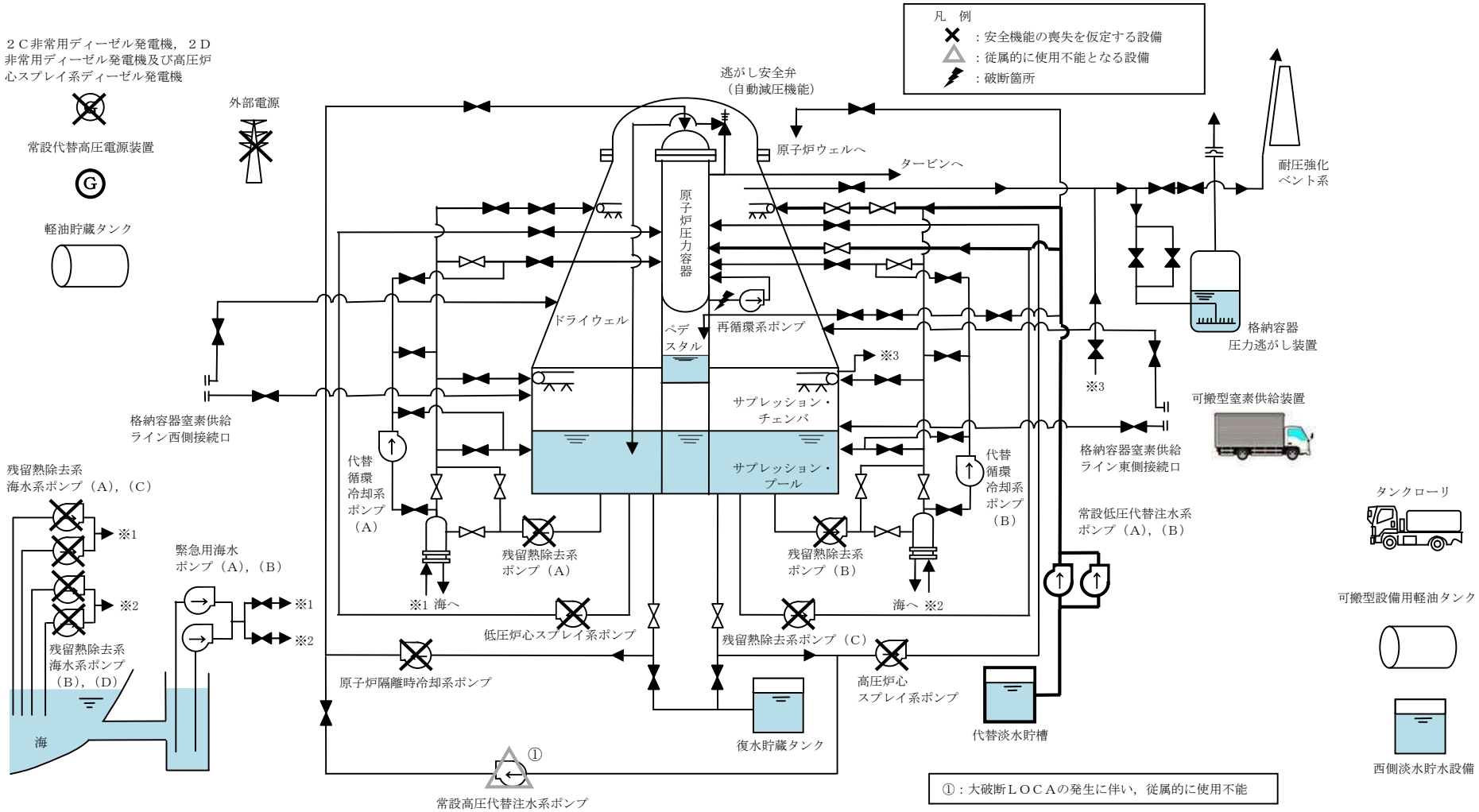
上記の場合においても，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却，代替循環冷却系による格納容器除熱及び可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を実施することにより，格納容器内酸素濃度の上昇を抑制しつつ，格納容器冷却及び除熱が可能である。

その結果，格納容器圧力逃がし装置を使用せず，事象を通じて格納容器の限界圧力に到達することはなく，ジルコニウム－水反応等により可燃性ガスの蓄積が生じた場合においても格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度は，評価項目を満足している。また，安定状態を維持できる。

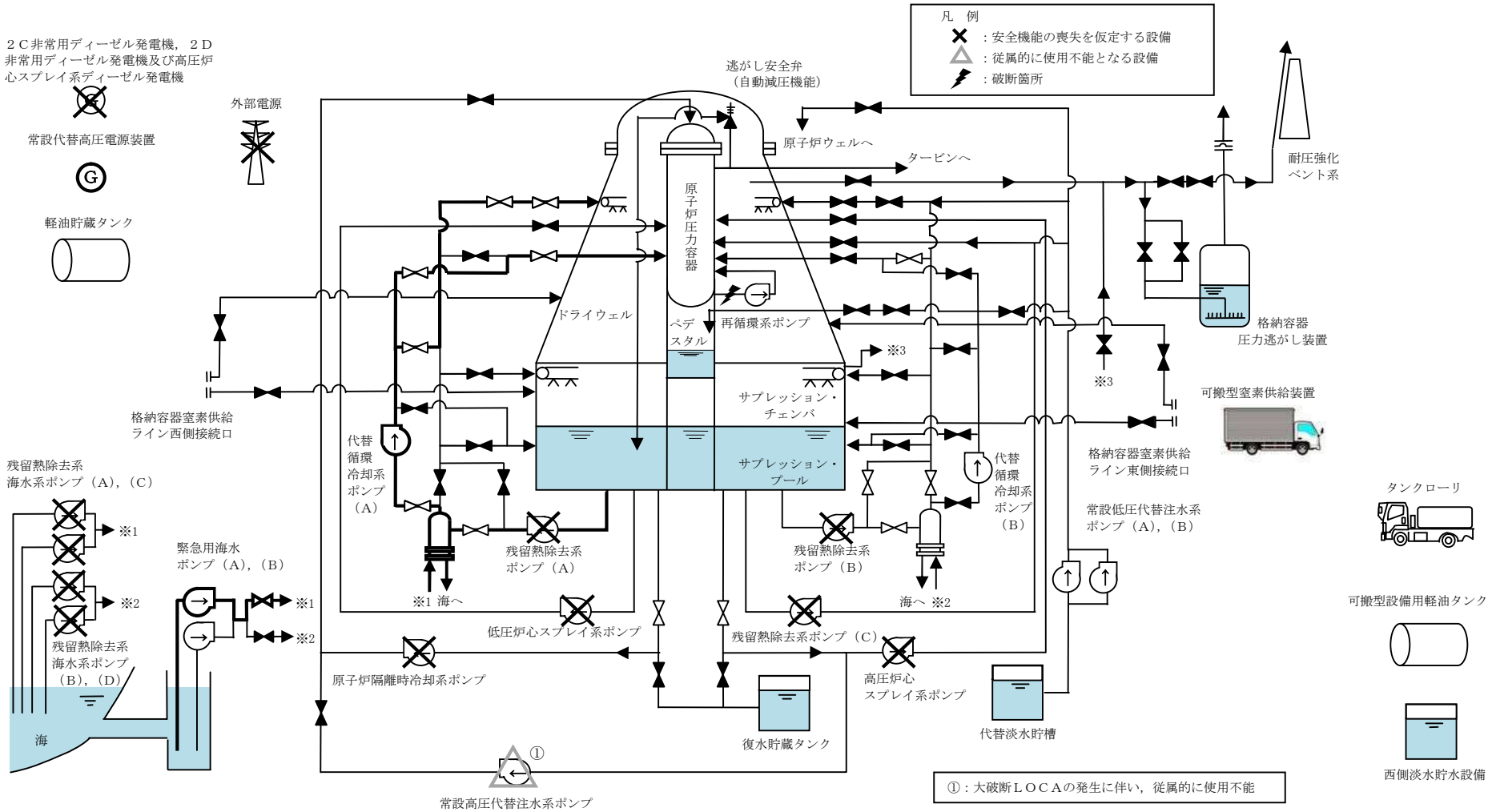
解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果，運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また，対策の有効性が確認できる範囲内において，操作時間余裕について確認した結果，操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は，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。

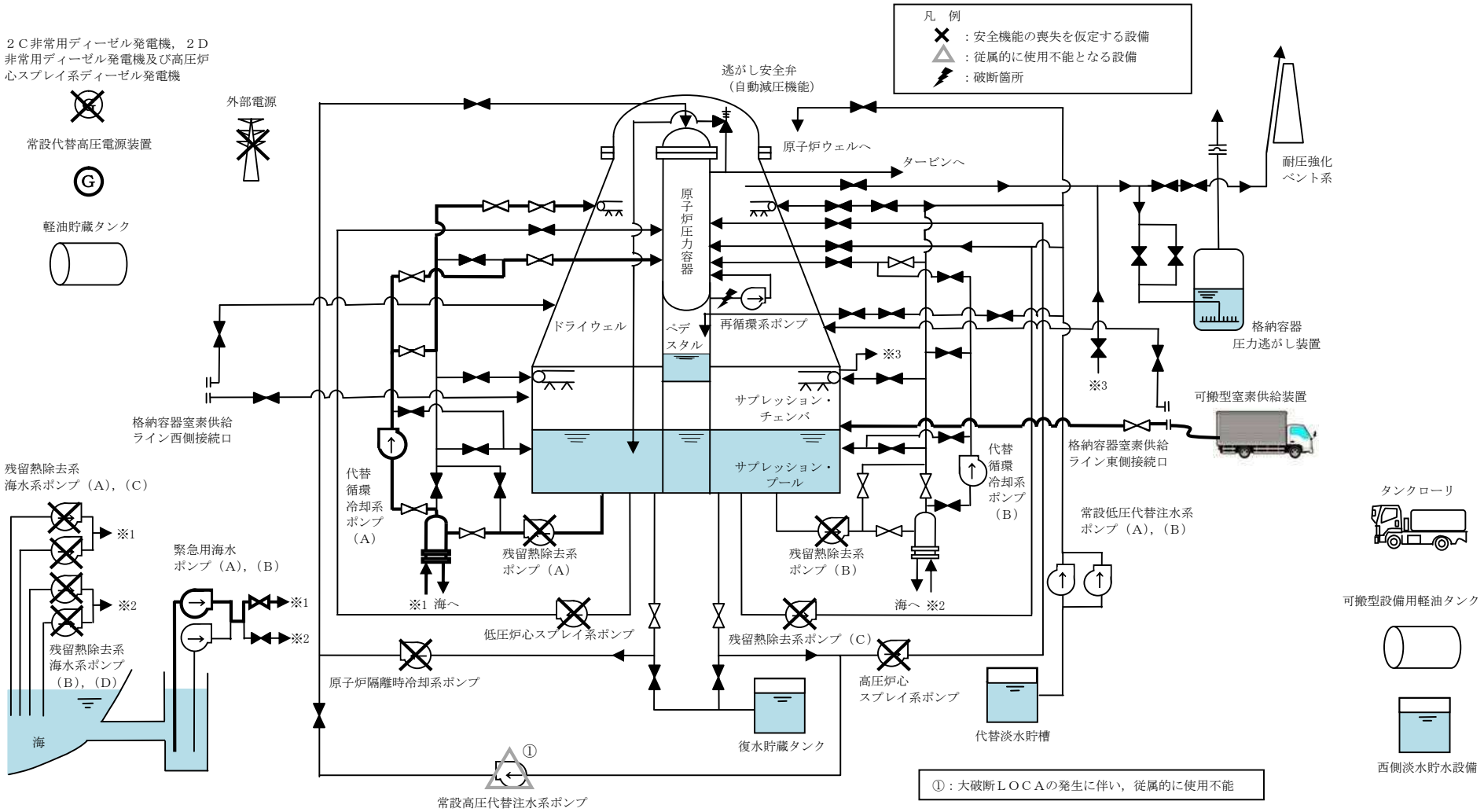
以上のことから，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却，代替循環冷却系による格納容器除熱，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入等の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損)」に対して有効である。



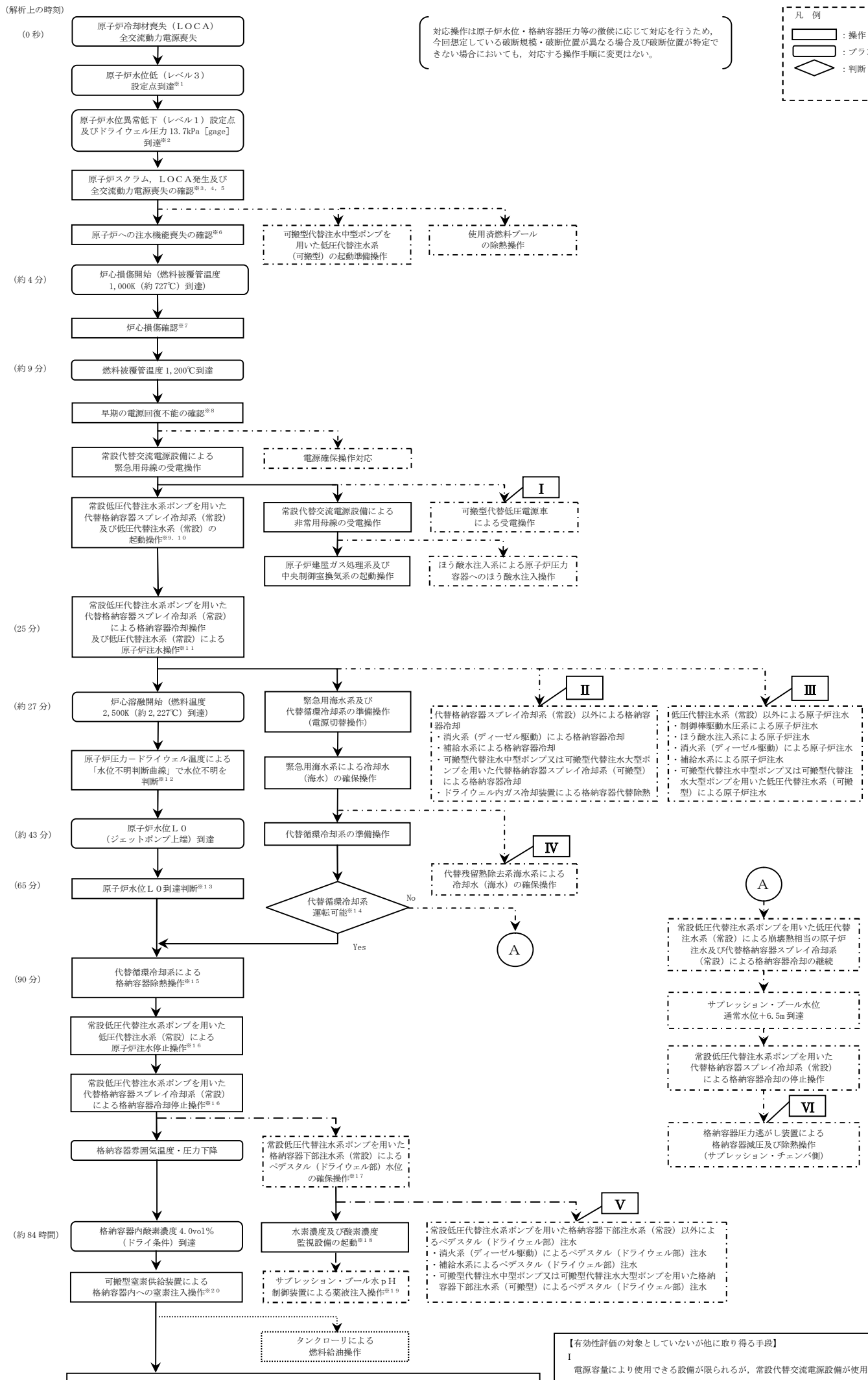

第 3.1.2-1 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の
重大事故等対策の概略系統図（代替循環冷却系を使用する場合）（1／3）
（低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却段階）




第 3.1.2－1 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策の概略系統図（代替循環冷却系を使用する場合）（2／3）（代替循環冷却系による格納容器除熱段階）




第 3.1.2－1 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策の概略系統図（代替循環冷却系を使用する場合）（3／3）
（代替循環冷却系による格納容器除熱，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入段階）




対応操作は原子炉水位・格納容器圧力等の徴候に応じて対応を行うため，今回想定している破断規模・破断位置が異なる場合及び破断位置が特定できない場合においても，対応する操作手順に変更はない。

凡　例

- ：操作・確認（運転員）
- ：プラント状態（解析）
- ：判断
- ：解析上考慮しない操作
- ：重大事故等対応要員（現場）の作業
- ：運転員と重大事故等対応要員（現場）の共同作業

※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系ポンプ停止となるが，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系ポンプ停止については，外部電源喪失時とする。

※２　原子炉水位異常低下（レベル１）設定点及びドライウェル圧力 13.7kPa［gage］到達により，床ドレン制限弁，機器ドレン制限弁及び原子炉補機冷却水制限弁が自動閉止することを確認する。

※３　重大事故等発生を通信連絡設備により確認した現場作業員は退避を実施する。

※４　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。

※５　ＬＯＣＡ発生は，以下により判断する。
・格納容器圧力が 13.7kPa［gage］に到達

※６　非常用炉心冷却系等の機能喪失により原子炉への注水機能が喪失する。

※７　炉心損傷は，以下により判断する。
・ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上
なお，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の判断ができない場合は，原子炉圧力容器温度により判断する。

※８　外部電源の受電及び非常用ディーゼル発電機等の起動ができず，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。

※９　原子炉冷却材浄化系吸込弁の閉止操作を実施する。

※10　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）及び低圧代替注水系（常設）の起動操作は，以下により判断する。
・ＬＯＣＡ発生の確認，かつ，炉心損傷の確認

※11　格納容器スプレイ流量は 130m$^3$／h とし，原子炉注水流量は 230m$^3$／h とする。なお，原子炉注水に伴い炉心部における蒸気発生により格納容器温度が上昇することを考慮し，格納容器スプレイを優先する。

※12　原子炉水位不明は，以下のいずれかにより判断する。
・ドライウェル雰囲気温度と原子炉圧力の関係が原子炉水位不明領域に入った場合
・原子炉水位計の電源が喪失した場合
・原子炉水位計のばらつきが大きく燃料有効長頂部以上であることが判断できない場合

※13　原子炉水位Ｌ０（水位不明判断時は原子炉水位Ｌ０以上まで冠水させるために必要な水量を注水した場合）により，損傷炉心冷却成功を判断する。

※14　残留熱除去系熱交換器への海水通水並びに代替循環冷却系の系統構成及び起動が問題なく行われたことをもって，代替循環冷却系の運転可能を判断する。

※15　原子炉注水流量は 100m$^3$／h とし，格納容器スプレイ流量は 150m$^3$／h とする。

※16　原子炉水位Ｌ０到達を判断し，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始した後は，常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却の停止操作を実施する。

※17　ペデスタル（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，非常用母線からの負荷切替操作，注水開始操作，水位上昇及び注水停止操作を考慮した時間（約 24 分）で実施する。その後，サプレッション・チェンバへの排水により水位が約 1m となった時点で，床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁は自動閉止する。

※18　炉心損傷を確認した場合，水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，他のパラメータ同様，格納容器内水素濃度及び酸素濃度を継続して監視する。

※19　サプレッション・プール水ｐＨ制御装置（自主対策設備）による薬液注入操作は，ペデスタル（ドライウェル部）水位の確保後から実施する。

※20　可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，格納容器内酸素濃度が 4.0vol％に到達した時点でサプレッション・チェンバへの窒素注入を実施する。ただし，窒素注入後に格納容器内酸素濃度の上昇が継続する場合には，追加でドライウェルへの窒素注入を実施する。なお，可搬型窒素供給装置の起動準備操作は，格納容器内酸素濃度が 3.5vol％に到達した時点で開始する。

【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が限られるが，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低圧電源車により受電する。

Ⅱ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器冷却も実施可能である。
また，格納容器冷却等ができない場合，ドライウェル内ガス冷却装置による格納容器圧力等の上昇の緩和も可能である。

Ⅲ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる制御棒駆動水圧系，ほう酸水注入系，消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）による原子炉注水も実施可能である。

Ⅳ
代替残留熱除去系海水系による海水通水も可能である。

Ⅴ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた格納容器下部注水系（可搬型）によるペデスタル（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 3.1.2－2 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
の対応手順の概要（代替循環冷却系を使用する場合）

経過時間（分）：10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120 130 140 150

▽ 事象発生
▽ 原子炉スクラム
▽ 約４分　炉心損傷開始（燃料被覆管温度 1,000K 到達）
▽ 約９分　燃料被覆管温度 1,200℃到達
▽ プラント状況判断
▽ 25 分　格納容器冷却及び原子炉注水開始
▽ 約 27 分　炉心溶融開始（燃料温度 2,500K 到達）
▽ 65 分　原子炉水位ＬＯ到達判断
▽ ２時間　原子炉建屋ガス処理系及び中央制御室換気系の起動による負圧達成

| 操作項目 | 実施箇所・必要要員数<br>【　】は他作業後移動してきた要員 | | | 操作の内容 | 経過時間（分） | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 責任者 | 当直発電長 | 1人 | 中央監視運転操作指揮 | | |
| | 補佐 | 当直副発電長 | 1人 | 運転操作指揮補佐 | | |
| | 指揮者等 | 災害対策要員（指揮者等） | 4人 | 初動での指揮発電所内外連絡 | | |
| | 当直運転員（中央制御室） | 当直運転員（現場） | | 重大事故等対応要員（現場） | | |
| 状況判断 | 2人<br>A，B | － | － | ●原子炉スクラムの確認<br>●タービン停止の確認<br>●外部電源喪失の確認<br>●ＬＯＣＡ発生の確認<br>●再循環系ポンプ停止の確認<br>●主蒸気隔離弁閉止及び逃がし安全弁（安全弁機能）による原子炉圧力制御の確認<br>●非常用ディーゼル発電機等の自動起動失敗の確認<br>●原子炉への注水機能喪失の確認<br>●炉心損傷確認 | 10 分 | |
| 早期の電源回復不能の確認 | 【1 人】<br>A | － | － | ●高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 1 分 | |
| | 【1 人】<br>B | － | － | ●非常用ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 2 分 | |
| 電源確保操作対応 | － | － | 2人<br>a，b | ●電源回復操作 | 適宜実施 | 解析上考慮しない |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作 | 【1 人】<br>B | － | － | ●常設代替高圧電源装置２台の起動操作及び緊急用母線の受電操作 | 4 分 | |
| 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）及び低圧代替注水系（常設）の起動操作 | 【1 人】<br>B | － | － | ●常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | |
| | | | | ●原子炉冷却材浄化系吸込弁の閉止操作 | 2 分 | |
| | 【1 人】<br>A | － | － | ●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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の系統構成操作及び起動操作 | 3 分 | |
| 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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 6 分<br>原子炉注水及び格納容器冷却開始後，適宜状態監視 | |
| 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●緊急用海水系による海水通水に必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | |
| | | | | ●緊急用海水系による海水通水の系統構成操作及び起動操作 | 20 分<br>海水通水開始後，適宜状態監視 | |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●代替循環冷却系による格納容器除熱に必要な負荷の電源切替操作 | 6 分 | |
| | | | | ●代替循環冷却系による格納容器除熱の系統構成操作及び起動操作 | 35 分<br>格納容器除熱開始後，適宜状態監視 | |
| 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）水位の確保操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●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）注水に必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | ●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）水位の確保操作 | 20 分<br>水位確保後，適宜状態監視 | |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 8 分<br>適宜，格納容器内水素濃度及び酸素濃度の監視 | 通常運転時は外部電源で常時暖気状態であり，交流電源喪失時は代替交流電源設備により緊急用母線受電後，暖気が自動的に開始される |
| サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 【1 人】<br>A | － | － | ●サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 15 分 | 解析上考慮しない |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電準備操作 | 【1 人】<br>B | － | － | ●非常用母線の受電準備操作（中央制御室） | 35 分 | |
| | － | 2 人<br>C，D | － | ●非常用母線の受電準備操作（現場） | 75 分 | |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電操作 | 【1 人】<br>B | － | － | ●常設代替高圧電源装置３台の追加起動操作 | 8 分 | |
| | | | | ●非常用母線の受電操作 | 5 分 | |
| 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 | 【1 人】<br>B | － | － | ●原子炉建屋ガス処理系の起動操作 | 5 分<br>起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| | | | | ●中央制御室換気系の起動操作 | 6 分<br>起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| ほう酸水注入系による原子炉圧力容器へのほう酸水注入操作 | 【1人】<br>B | － | － | ●ほう酸水注入系の起動操作 | 2 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | ●ほう酸水注入系の注入状態監視 | ほう酸水全量注入完了まで適宜状態監視 | |

第 3.1.2－3 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の作業と所要時間（代替循環冷却系を使用する場合）（1／2）

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

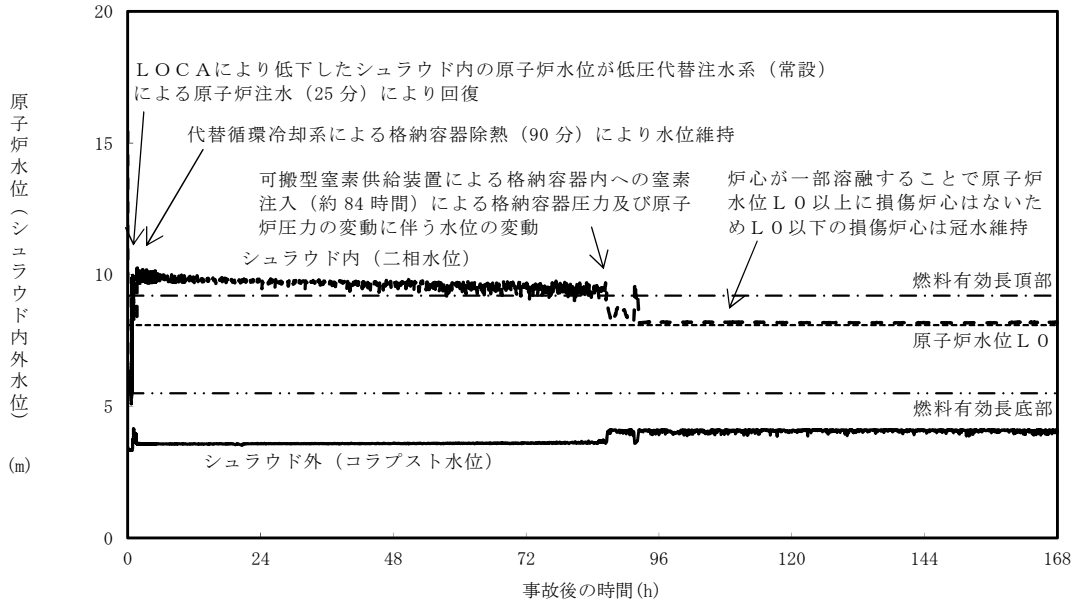
| 操作項目 | 実施箇所・必要要員数<br>【 】は他作業後移動してきた要員<br>当直運転員（中央制御室） | 当直運転員（現場） | 重大事故等対応要員（現場） | 操作の内容 | 経過時間（時間）<br>12 24 36 48 60 72 84 96 108 120 132 144 156 168 180 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 使用済燃料プールの除熱操作 | 【1人】<br>A | － | － | ●常設低圧代替注水系ポンプによる代替燃料プール注水系（注水ライン）を使用した使用済燃料プールへの注水操作 | 適宜実施 | 解析上考慮しない<br>スロッシングによる水位低下がある場合は代替燃料プール冷却系の起動までに実施する |
| | | | | ●代替燃料プール冷却系の起動操作 | 15 分 | 解析上考慮しない<br>約25時間までに実施する |
| 可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）の起動準備操作 | － | － | 8人<br>c～j | ●可搬型代替注水中型ポンプの移動，ホース敷設等の操作 | 170 分 | 炉心損傷により屋外放射線量が高い場合は屋内に待機し，モニタ指示を確認しながら作業を行う |
| 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作 | － | － | 【6人】<br>c～h | ●可搬型窒素供給装置の移動，接続操作及び起動操作 | 180 分<br>可搬型窒素供給装置起動後，適宜状態監視 | |
| タンクローリによる燃料給油操作 | － | － | 2人<br>（参集） | ●可搬型設備用軽油タンクからタンクローリへの給油操作 | 90 分 | タンクローリ残量に応じて適宜軽油タンクから給油する |
| | | | | ●可搬型窒素供給装置への給油操作 | 適宜実施 | |
| 必要要員合計 | 2人<br>A，B | 2人<br>C，D | 10人 a～j<br>及び参集2人 | | | |

▽約 62 時間
格納容器酸素濃度 3.5vol％（ドライ条件）到達

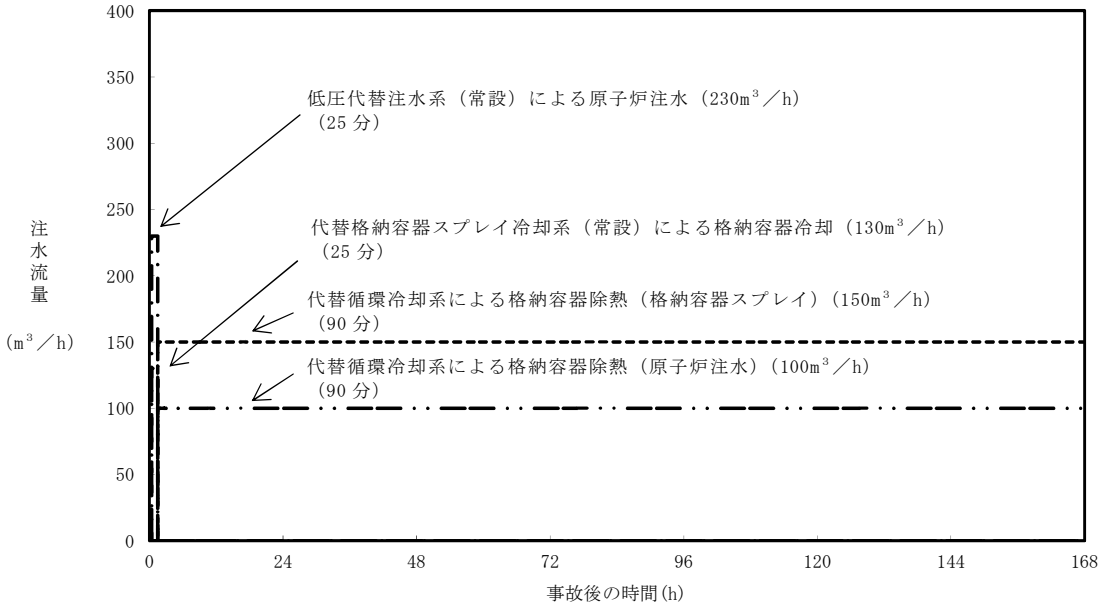
▽約 84 時間
格納容器酸素濃度 4.0vol％（ドライ条件）到達

▽約 164 時間
格納容器圧力
0.31MPa［gage］到達

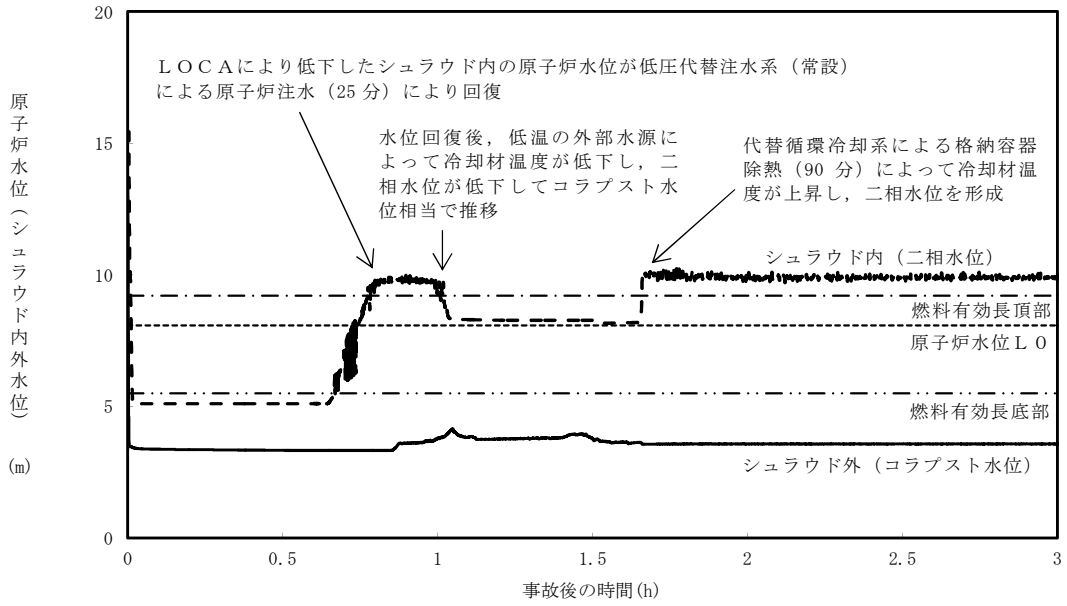
第 3.1.2－3 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の作業と所要時間（代替循環冷却系を使用する場合）（2／2）



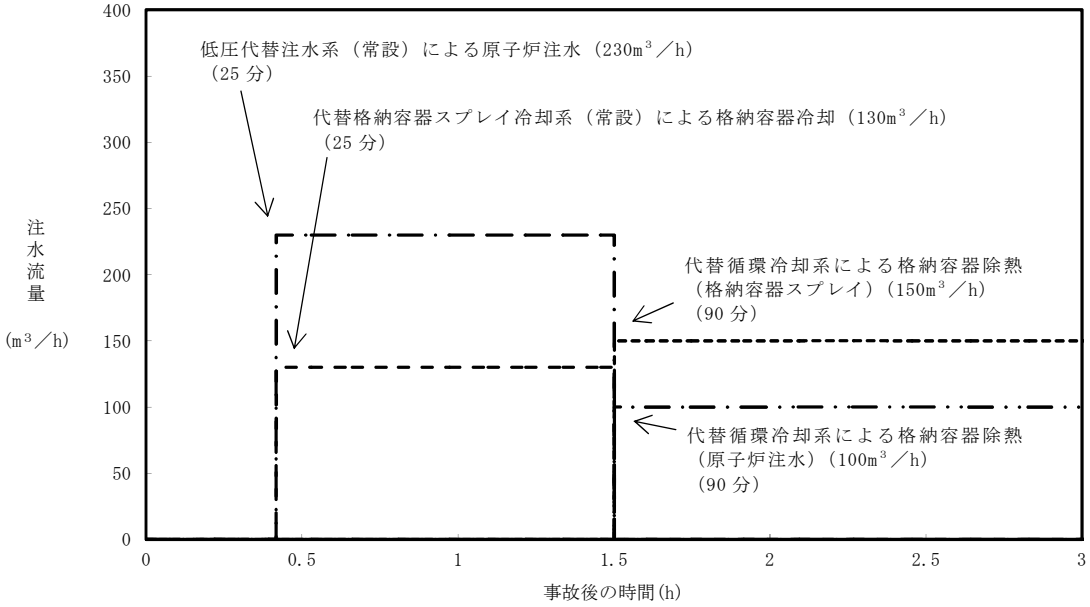

第 3.1.2－4 図　原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移



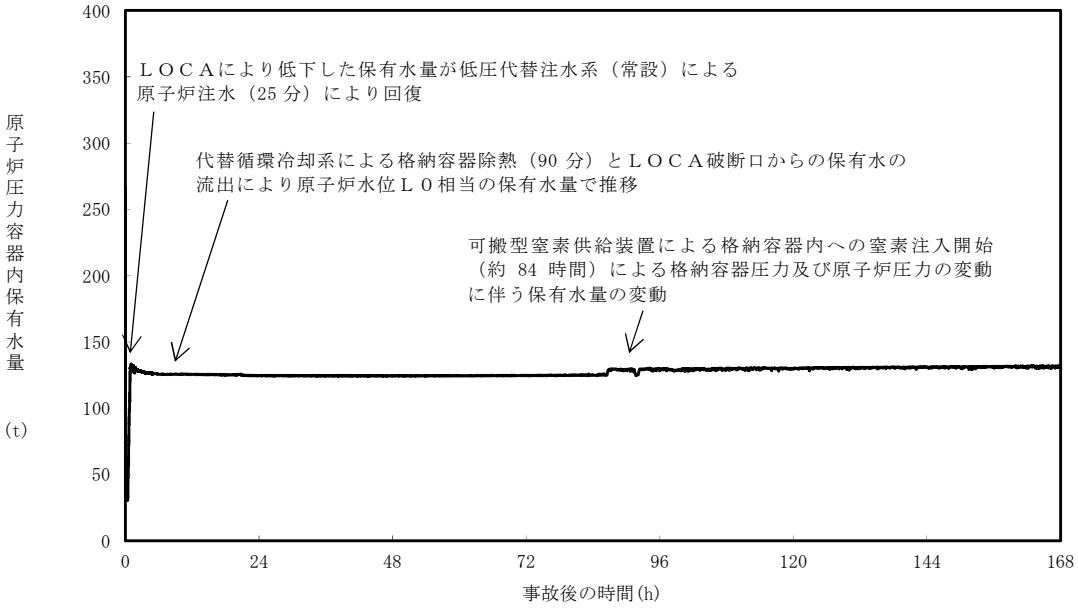

第 3.1.2－5 図　注水流量の推移



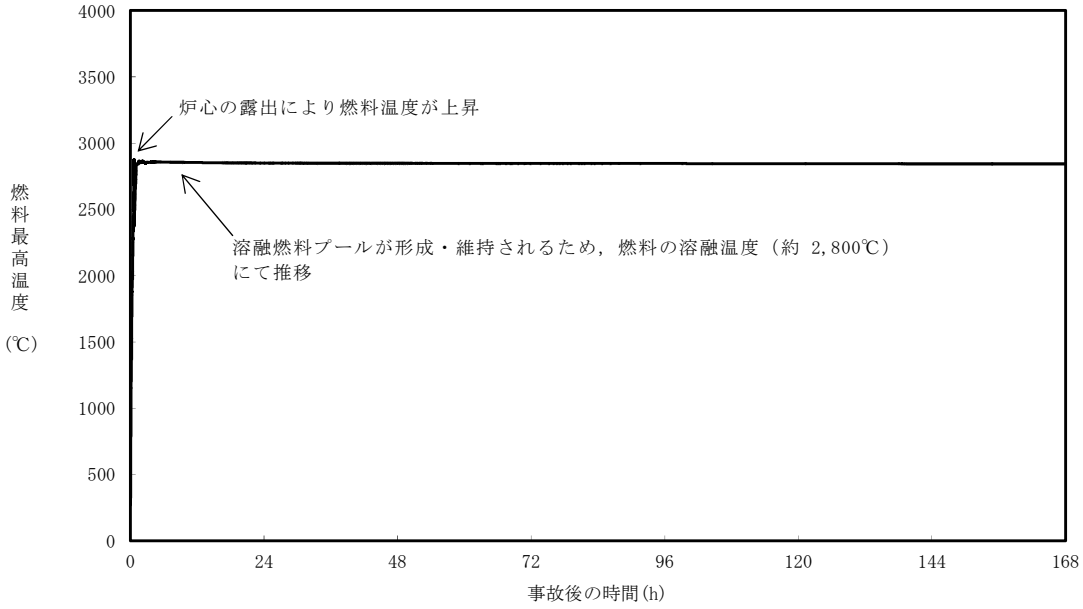

第 3.1.2－6 図　原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移（～3 時間）



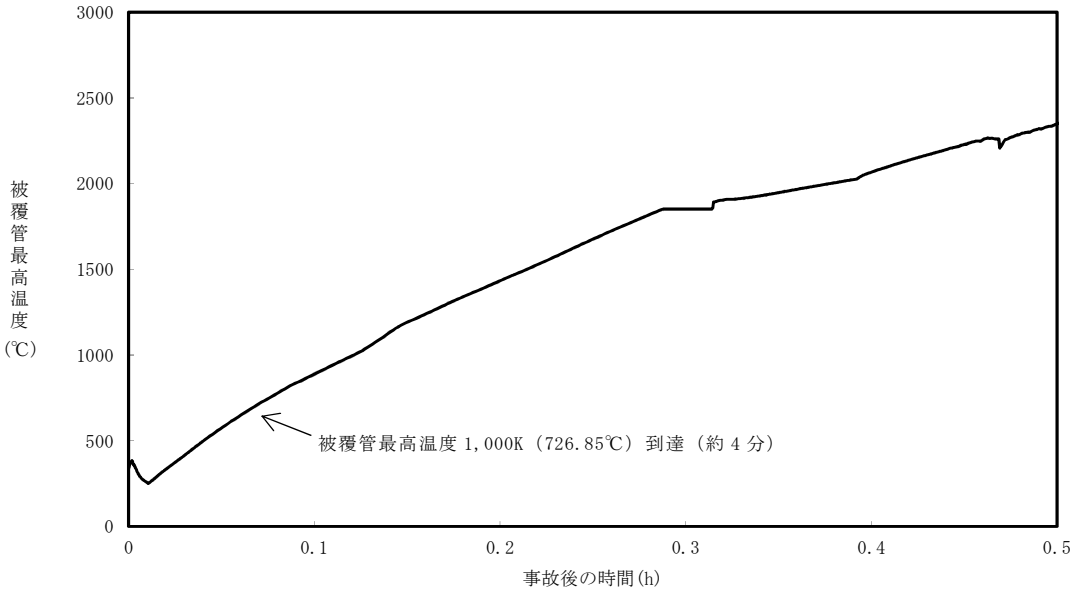

第 3.1.2－7 図　注水流量の推移（～3 時間）



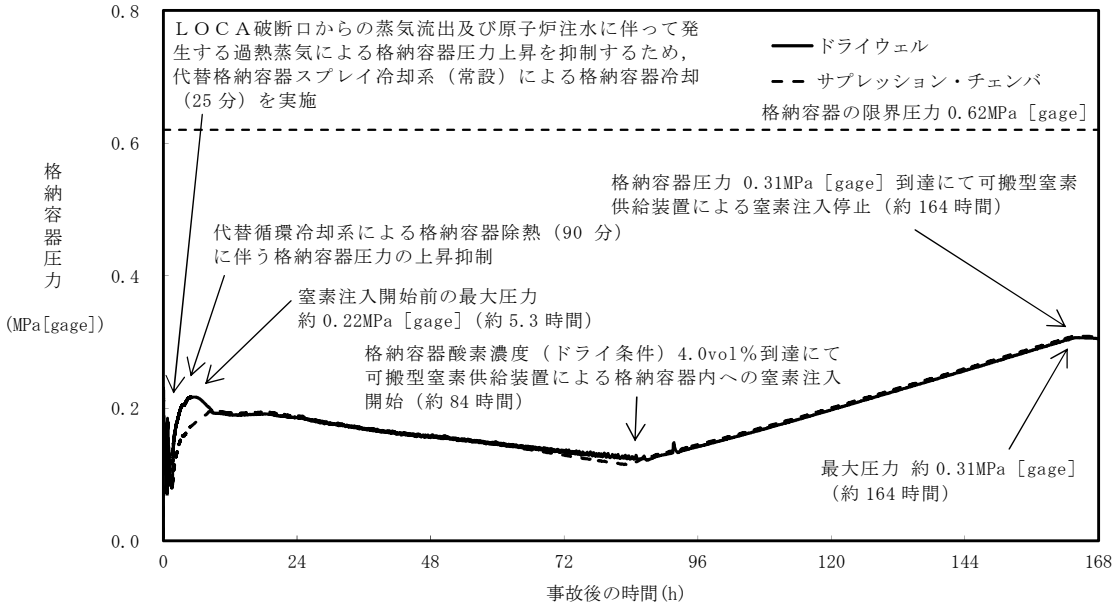

第 3.1.2－8 図　原子炉圧力容器内の保有水量の推移



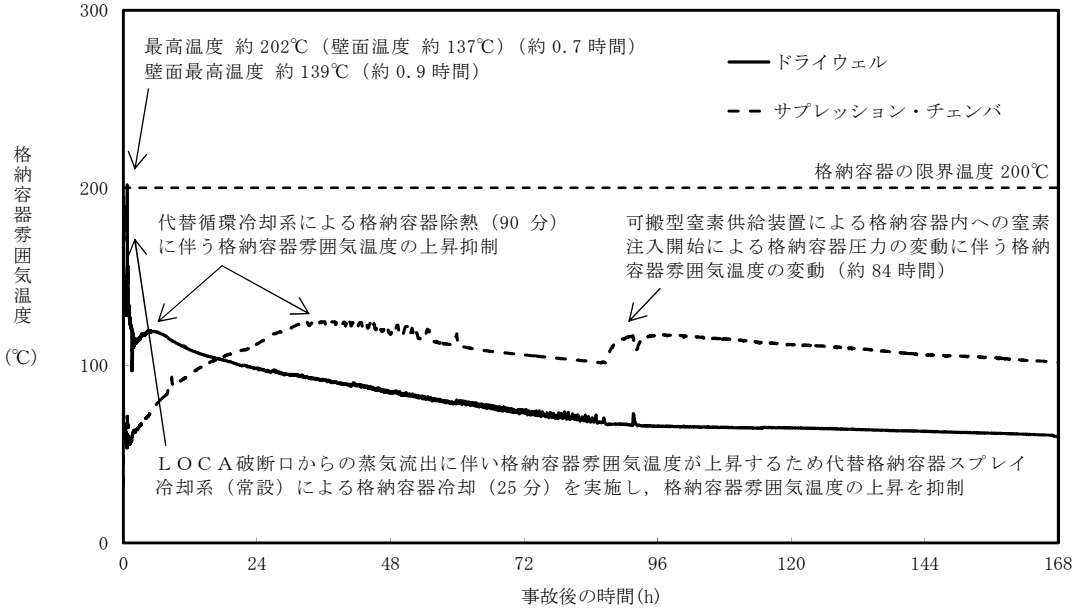

第 3.1.2－9 図　燃料最高温度の推移



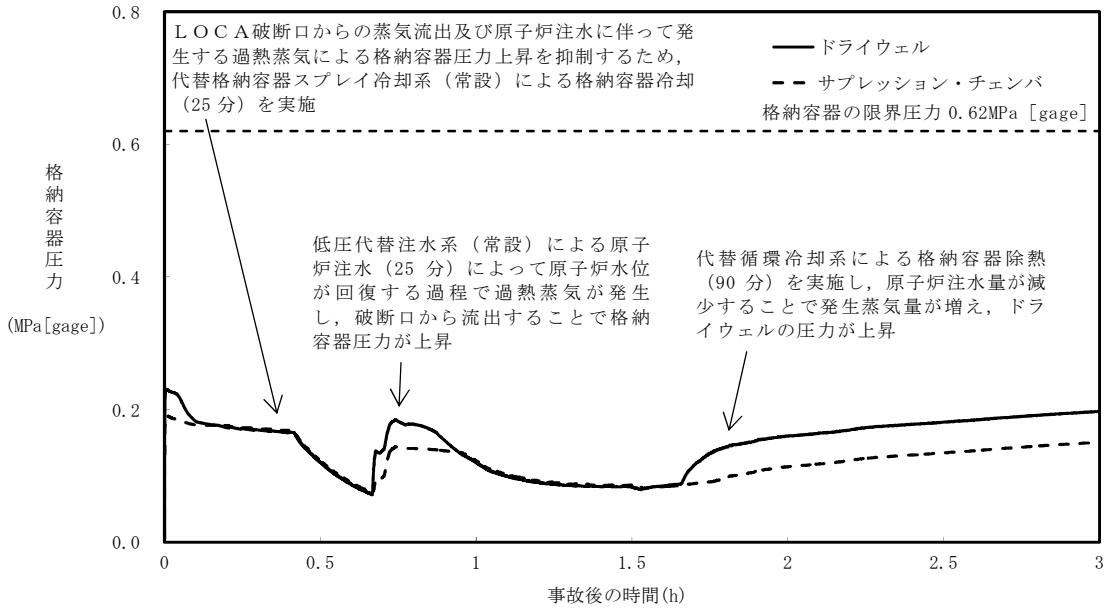

第 3.1.2－10 図　被覆管最高温度の推移



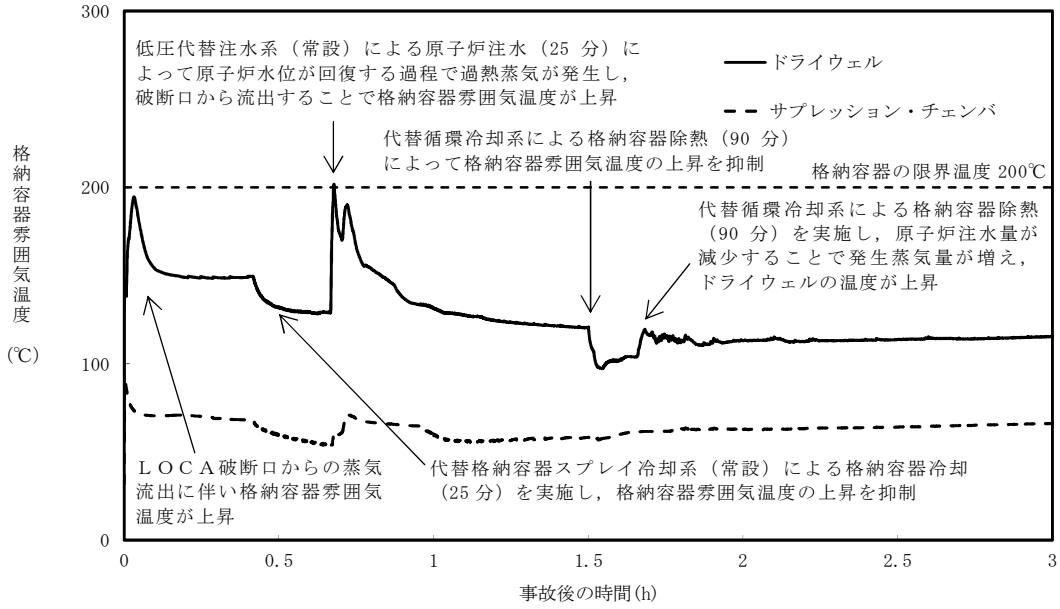

第 3.1.2－11 図　格納容器圧力の推移



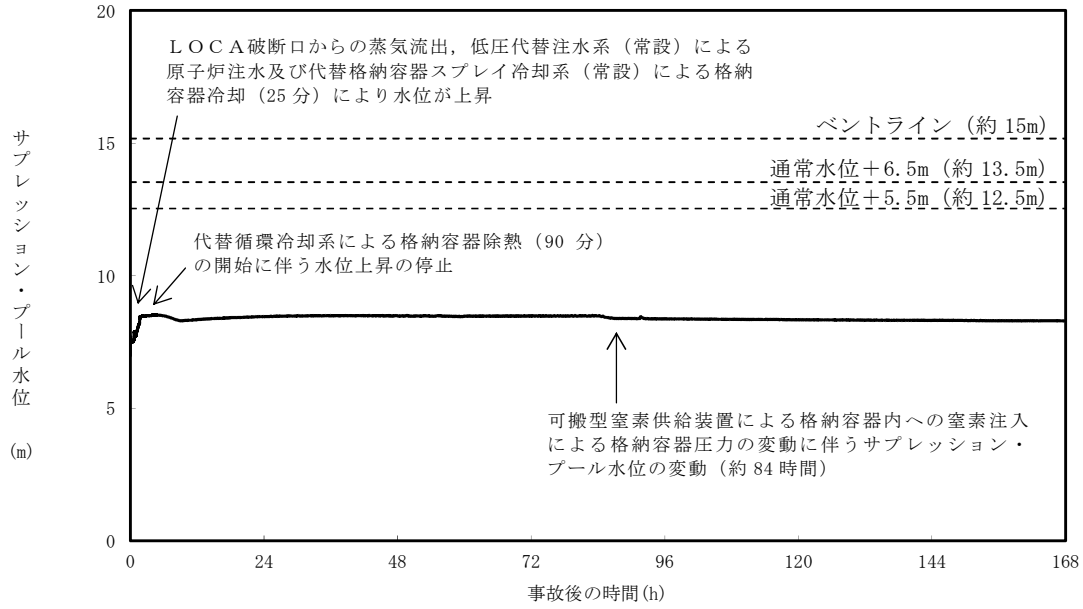

第 3.1.2－12 図　格納容器雰囲気温度の推移



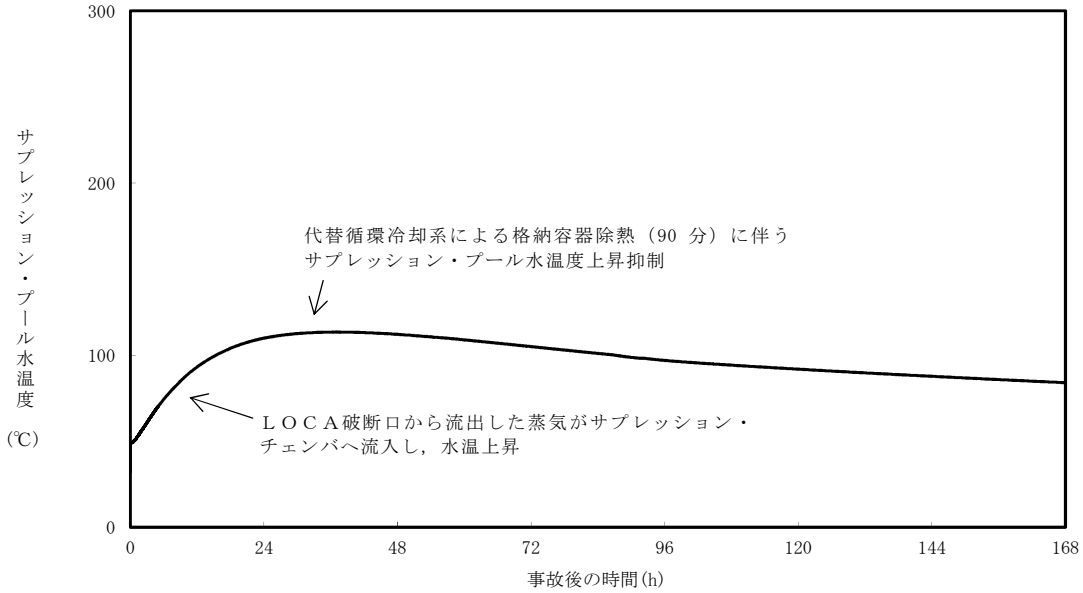

第 3.1.2－13 図　格納容器圧力の推移（～3 時間）



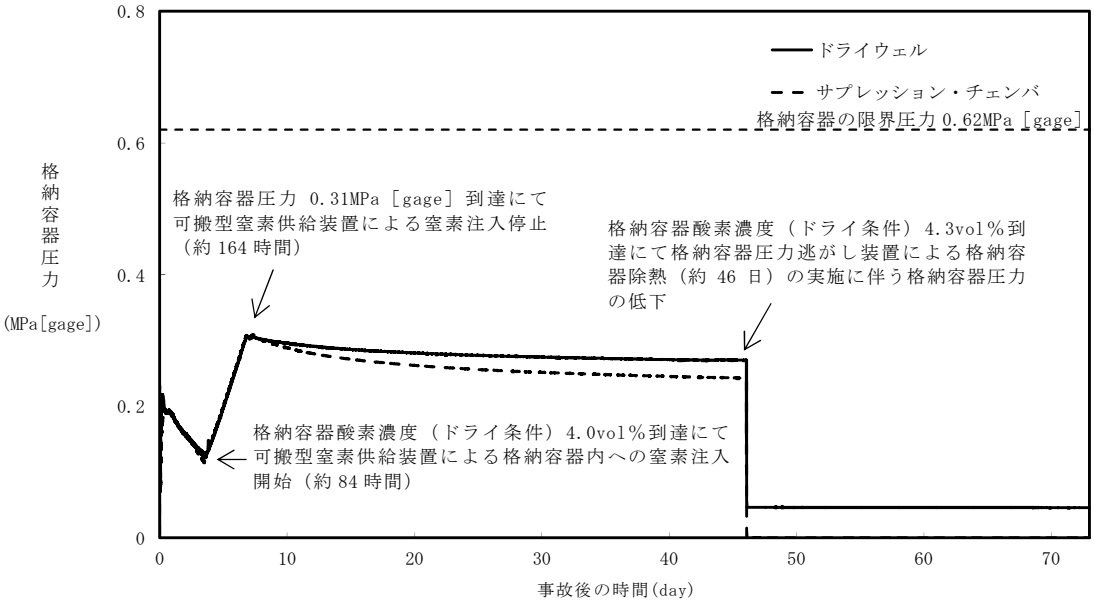

第 3.1.2－14 図　格納容器雰囲気温度の推移（～3 時間）



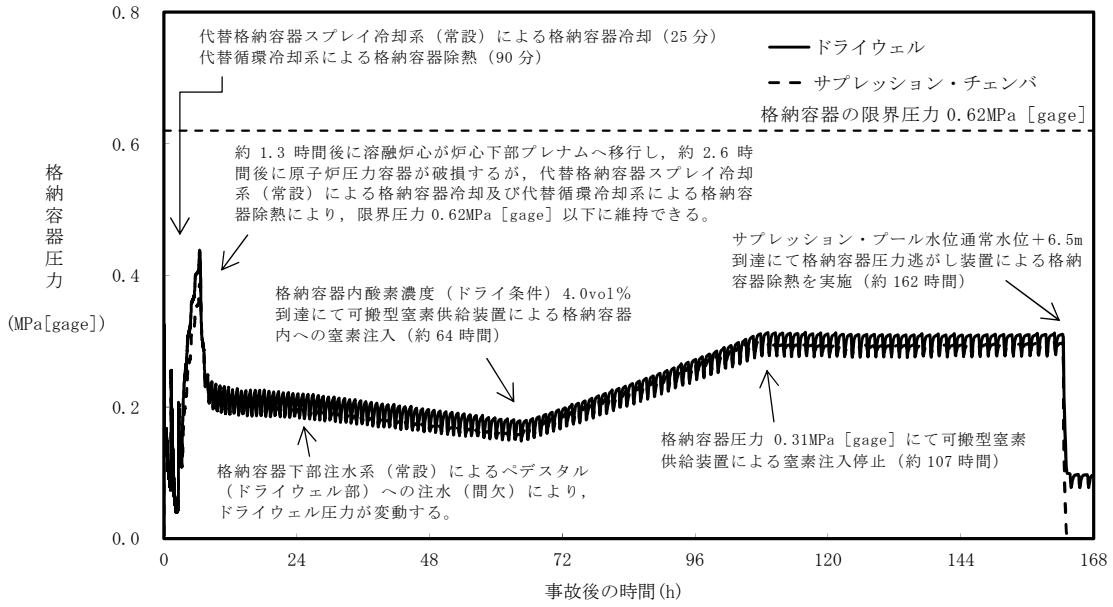

第 3.1.2－15 図　サプレッション・プール水位の推移



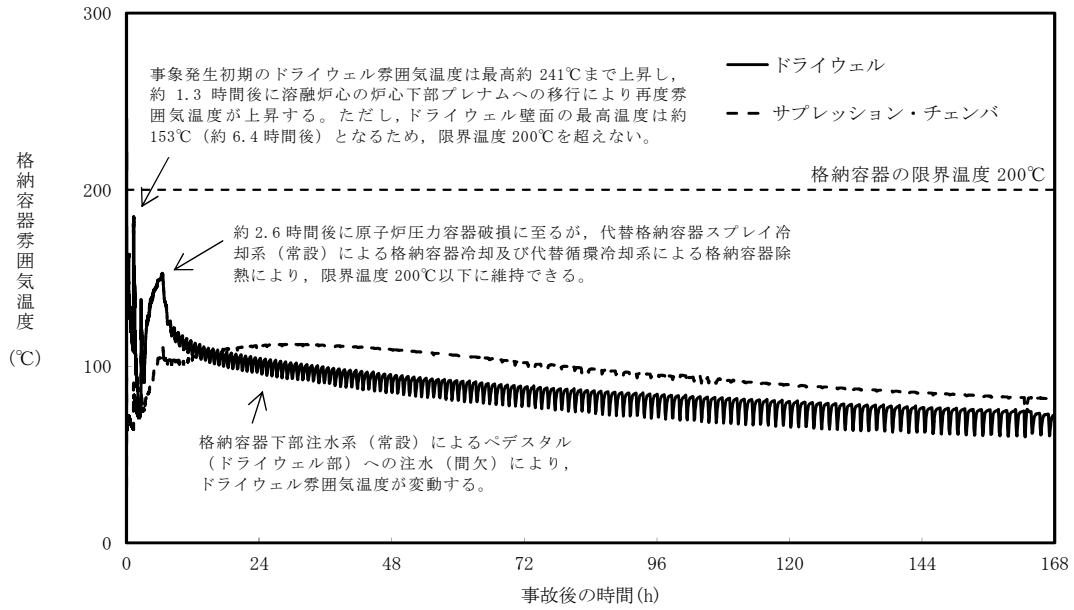

第 3.1.2－16 図　サプレッション・プール水温度の推移




第 3.1.2-17 図　格納容器圧力の推移（～73 日間）




第 3.1.2－18 図　Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡの発生を考慮した場合の格納容器圧力の推移




第 3.1.2－19 図　Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡの発生を考慮した場合の格納容器雰囲気温度の推移

第3.1.2－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用する場合）（1／3）

| 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，ＬＯＣＡ発生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，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して原子炉がスクラムしたことを確認する。<br>格納容器圧力が 13.7kPa［gage］に到達したことによりＬＯＣＡが発生したことを確認する。<br>外部電源が喪失するとともに，非常用ディーゼル発電機等が機能喪失する。これにより，所内高圧系統（6.9kV）の母線が使用不能となり，全交流動力電源喪失を確認する。 | 125V 系蓄電池Ａ系<br>125V 系蓄電池Ｂ系 | － | 平均出力領域計装*<br>起動領域計装*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｃ電圧*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｄ電圧*<br>緊急用Ｍ／Ｃ電圧<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力 |
| 原子炉への注水機能喪失の確認 | 原子炉水位が原子炉水位異常低下（レベル２）設定点に到達後，原子炉隔離時冷却系が自動起動に失敗したことを確認する。 | － | － | 原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>原子炉隔離時冷却系系統流量* |
| 炉心損傷確認 | 大破断ＬＯＣＡ時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを格納容器雰囲気放射線モニタにより確認する。 | － | － | 格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｄ／Ｗ）<br>格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｓ／Ｃ） |
| 早期の電源回復不能判断及び対応準備 | 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等の起動ができず，非常用高圧母線（6.9kV）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，常設代替交流電源設備，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備を開始する。 | － | － | － |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

第3.1.2－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用する場合）（2／3）

| 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 |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水 | 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交流電源設備から緊急用母線を受電する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 緊急用M／C電圧 |
| | 緊急用母線の受電を確認後，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。 | 常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽 | － | ドライウェル雰囲気温度<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>低圧代替注水系格納容器スプレイ流量（常設ライン用）<br>代替淡水貯槽水位 |
| | 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開始した後，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を実施する。<br>ドライウェル雰囲気温度が原子炉圧力の飽和温度を超えた場合水位不明と判断し，原子炉底部から原子炉水位Ｌ０まで冠水させるために必要な注水量及び崩壊熱分の注水量を考慮し，原子炉注水流量に応じた必要注水時間の原子炉注水を実施する。 | 常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽 | － | 原子炉圧力（ＳＡ）<br>原子炉圧力*<br>低圧代替注水系原子炉注水流量（常設ライン用）<br>原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>代替淡水貯槽水位<br>ドライウェル雰囲気温度 |
| 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保 | 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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始後，中央制御室にて非常用母線の負荷となっている緊急用海水系及び代替循環冷却系の弁を対象に，緊急用母線から電源が供給されるよう電源切替操作を実施する。また，中央制御室からの遠隔操作により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。 | 常設代替交流電源設備<br>緊急用海水ポンプ<br>軽油貯蔵タンク | － | 緊急用海水系流量（残留熱除去系熱交換器） |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

第3.1.2－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用する場合）（3／3）

| 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 |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱 | 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，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始する。 | 常設代替交流電源設備<br>代替循環冷却系ポンプ<br>サプレッション・チェンバ*<br>軽油貯蔵タンク | － | 代替循環冷却系原子炉注水流量<br>代替循環冷却系格納容器スプレイ流量<br>原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>サプレッション・プール水温度 |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動 | 炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム－水反応等により水素が発生し，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，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保を実施後，中央制御室からの遠隔操作により水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 格納容器内水素濃度（ＳＡ）<br>格納容器内酸素濃度（ＳＡ） |
| 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合，可搬型窒素供給装置を用いて格納容器内へ窒素を注入することで，格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する。 | － | 可搬型窒素供給装置 | 格納容器内酸素濃度（ＳＡ） |
| タンクローリによる燃料給油操作 | 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窒素供給装置に燃料給油を実施する。 | 可搬型設備用軽油タンク | タンクローリ | － |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

第 3.1.2－2 表　主要解析条件（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）（1／4）

| 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 | 定格原子炉熱出力として設定 |
| | 原子炉圧力<br>（圧力容器ドーム部） | 6.93MPa［gage］ | 定格原子炉圧力として設定 |
| | 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） | 通常運転時の原子炉水位として設定 |
| | 炉心流量 | 48,300t／h | 定格流量として設定 |
| | 燃　　料 | ９×９燃料（Ａ型） | － |
| | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI／ANS-5.1-1979<br>（燃焼度 33GWd／t） | 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<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 設計値 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値に基づき設定） |
| | 真空破壊装置 | 3.45kPa（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 真空破壊装置の設定値 |
| | サプレッション・プール水位 | 6.983m（通常運転範囲の下限値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa［gage］ | 通常運転時の格納容器圧力を包含する値 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 |
| | ペデスタル（ドライウェル部）のプール水 | 考慮しない | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するが，格納容器の熱容量に寄与することから，格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価する設定として，ペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮しない |

第 3.1.2－2 表　主要解析条件（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）（2／4）

| 項目 | | 主要解析条件 | 条件設定の考え方 |
|---|---|---|---|
| 事故条件 | 起因事象 | 大破断ＬＯＣＡ<br>再循環系配管（出口ノズル）の破断 | 原子炉圧力容器から格納容器への冷却材流出を大きく見積もり，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点から厳しい設定として，原子炉圧力容器バウンダリに接続する配管のうち，口径が最大である再循環系配管（出口ノズル）における両端破断を設定 |
| | 安全機能の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能喪失及び低圧注水機能喪失 | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定 |
| | 外部電源 | 外部電源なし | 過圧及び過温への対策の有効性を総合的に判断する観点から，プラント損傷状態であるＬＯＣＡに全交流動力電源喪失を重畳することから，外部電源が喪失するものとして設定<br>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 |
| | 水素の発生 | ジルコニウム－水反応を考慮 | 水の放射線分解等による水素発生については，格納容器圧力及び雰囲気温度に与える影響が軽微であることから考慮していない |

第 3.1.2－2 表　主要解析条件（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）（3／4）

| 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 | 原子炉スクラム信号 | 原子炉水位低（レベル３）信号 | 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）信号にてスクラムするものとして設定 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁が閉止するものとして設定 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 |
| | 低圧代替注水系（常設） | 注水流量：230m$^3$／h（一定） | 炉心冷却の維持に必要な流量として設定 |
| | 代替格納容器スプレイ冷却系（常設） | スプレイ流量：130m$^3$／h（一定） | 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 |
| | 格納容器下部注水系（常設） | 解析上考慮しない | 格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，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）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保操作についても考慮しない |
| | 代替循環冷却系 | 総循環流量：250m$^3$／h<br>・格納容器スプレイ：150m$^3$／h<br>・原子炉注水：100m$^3$／h | 炉心冷却の維持に必要な流量，格納容器圧力及び雰囲気温度の抑制に必要なスプレイ流量を考慮して設定 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：約 14MW<br>（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において） | 熱交換器の設計性能に基づき，代替循環冷却系の除熱性能を厳しくする観点で，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 |
| | 可搬型窒素供給装置 | 総注入流量：200m$^3$／h<br>・窒素 198m$^3$／h<br>・酸素 2m$^3$／h<br>ガス温度：30℃ | 総注入流量は格納容器内の酸素濃度上昇抑制に必要な流量として設定<br>酸素注入流量は純度 99vol％を考慮して残り全てを酸素として設定<br>ガス温度は気象条件を考慮して設定 |

第 3.1.2－2 表　主要解析条件（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）（4／4）

| 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 | 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 事象発生から 25 分後 | 中央制御室における常設代替交流電源設備，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備時間を考慮して設定 |
| | 緊急用海水系による冷却水（海水）確保操作並びに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 | 中央制御室における緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備時間を考慮して設定 |
| | 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達時 | 格納容器内酸素濃度がベント基準である 4.3vol％（ドライ条件）到達を防止する観点で設定 |

# 炉心損傷及び原子炉圧力容器破損後の注水及び除熱の考え方について

炉心損傷後における重大事故等対処設備による注水や除熱の考え方を以下に示す。

## 1. 期待する重大事故等対処設備について

非常用炉心冷却系等の注水機能が喪失し炉心損傷に至った場合，重大事故等対処設備である低圧代替注水系（常設），代替格納容器スプレイ冷却系（常設），格納容器下部注水系（常設）及び代替循環冷却系の機能に期待し，炉心損傷の進展防止及び格納容器破損防止を図る手順としている。これらの系統の主な特徴を第 1 表に示す。

第 1 表　注水及び除熱手段の特徴（重大事故等対処設備）

<table>
<tr><th>系統</th><th>注水先</th><th>ポンプ</th><th>水源</th></tr>
<tr><td>低圧代替注水系（常設）</td><td>原子炉圧力容器</td><td rowspan="3">常設低圧代替注水系ポンプ</td><td rowspan="3">代替淡水貯槽</td></tr>
<tr><td>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）</td><td>ドライウェル</td></tr>
<tr><td>格納容器下部注水系（常設）</td><td>ペデスタル（ドライウェル部）</td></tr>
<tr><td rowspan="3">代替循環冷却系</td><td>原子炉圧力容器</td><td rowspan="3">代替循環冷却系ポンプ</td><td rowspan="3">サプレッション・チェンバ</td></tr>
<tr><td>ドライウェル</td></tr>
<tr><td>サプレッション・チェンバ</td></tr>
</table>

常設低圧代替注水系ポンプを用いた系統は，補機系を持たない独立した系統であり事故後早期に使用可能であるが，代替淡水貯槽を水源としており格納容器内へ外部から水を持ち込むため，継続して使用するとサプレッション・プール水位が上昇し，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）の実施時期を早めることとなる※。

一方，代替循環冷却系は補機系の起動を要するため，常設低圧代替注水系

ポンプを用いた系統に比べて起動に時間を要するが，サプレッション・チェンバを水源としており外部からの水の持ち込みは生じない。

上記の特徴を踏まえ，事象発生初期の原子炉への注水は常設低圧代替注水系ポンプを用いた系統を使用することとし，その後，外部からの水の持ち込みを抑制し，サプレッション・プール水位の上昇抑制による格納容器ベントの遅延を図り，可能な限り外部への影響を軽減するため，代替循環冷却系が使用可能となった段階で代替循環冷却系に切り替える手順とする。ただし，代替循環冷却系の運転時において，格納容器圧力・温度の上昇により追加の格納容器の冷却が必要な場合には，一時的に常設低圧代替注水系ポンプを用いた系統を使用する手順とする。

※　格納容器圧力逃がし装置におけるサプレッション・チェンバ側のベント配管の水没を防止する観点から，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した時点で，外部水源による水の持ち込みを制限した上で，格納容器ベントを実施する手順としている。

2.　炉心損傷及び原子炉圧力容器破損前後の注水及び除熱の考え方

(1)　常設低圧代替注水系ポンプを用いた系統

ａ．炉心損傷後の対応について

炉心損傷を判断した後は，補機系が不要であり短時間で注水が可能な低圧代替注水系（常設）により原子炉へ注水する手順としている。また，原子炉注水ができない場合においても，注水手段の確保に努めることとしている。したがって，炉心損傷前後ともに原子炉注水を実施する対応方針に違いはないが，事象進展の違いによって以下の異なる手順となる。

①ＬＯＣＡ時に炉心が損傷した場合は，ヒートアップした炉心へ原子炉注水を実施することにより，炉内で発生する過熱蒸気がドライウェル

に直接放出されドライウェル圧力及び雰囲気温度が急上昇する。そこで，格納容器の健全性を確保するために，ＬＯＣＡの判断（ドライウェル圧力 13.7kPa[gage]以上）及び炉心損傷の判断（ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上）により，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作と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（ドライウェルスプレイ）を同時に実施する。この場合，原子炉注水により過熱蒸気が発生することから，先行して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（ドライウェルスプレイ）を実施し，その後，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作を実施することで，ドライウェルスプレイを実施している状態で原子炉へ注水する手順とする。

②ＬＯＣＡ時に炉心が損傷して原子炉注水が実施できない場合は，いずれは溶融炉心の炉心下部プレナムへの移行に伴う原子炉圧力容器下部プレナム水との接触による発生蒸気がドライウェルに放出され，ドライウェル圧力及び雰囲気温度が急上昇することを踏まえて，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（ドライウェルスプレイ）を実施する手順とする。ただし，実際の操作としては，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（ドライウェルスプレイ）を実施後に低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作を実施することから，炉心損傷の判断後にドライウェルスプレイをする手順は①と同様である。

ｂ．原子炉圧力容器破損前の対応について

③通常運転時からペデスタル（ドライウェル部）水位を約 1m に維持する構造としているが，炉心損傷判断後は，原子炉圧力容器破損時の溶融

炉心の冷却を考慮し，ペデスタル（ドライウェル部）水位を確実に約1m確保するために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）水位の確保操作を実施する手順とする。

c．原子炉圧力容器破損後短期の対応について

④原子炉圧力容器破損を検知した後は，溶融炉心とペデスタル（ドライウェル部）に存在する水との相互作用により，ドライウェル圧力及び雰囲気温度が急上昇するため,原子炉圧力容器破損を判断した場合は,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（ドライウェルスプレイ）を実施する手順とする。

⑤ドライウェルスプレイを開始した後は,ペデスタル(ドライウェル部)に落下した溶融炉心の冷却維持のため，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)注水操作を実施する手順とする。

d．本系統の停止及び一時的な運転について

⑥本系統は外部水源を用いた手段であり，本系統の運転継続によりサプレッション・プール水位が上昇する。そこで，格納容器ベントを遅延させる観点から,本系統による原子炉注水操作や格納容器冷却操作(ドライウェルスプレイ）を停止し，代替循環冷却系による格納容器除熱操作を実施する。

⑦ただし，代替循環冷却系による格納容器除熱操作を実施する状態において格納容器圧力及び雰囲気温度が上昇する場合には，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（ドライウェルスプレイ）を一時的に実施する手順とする。

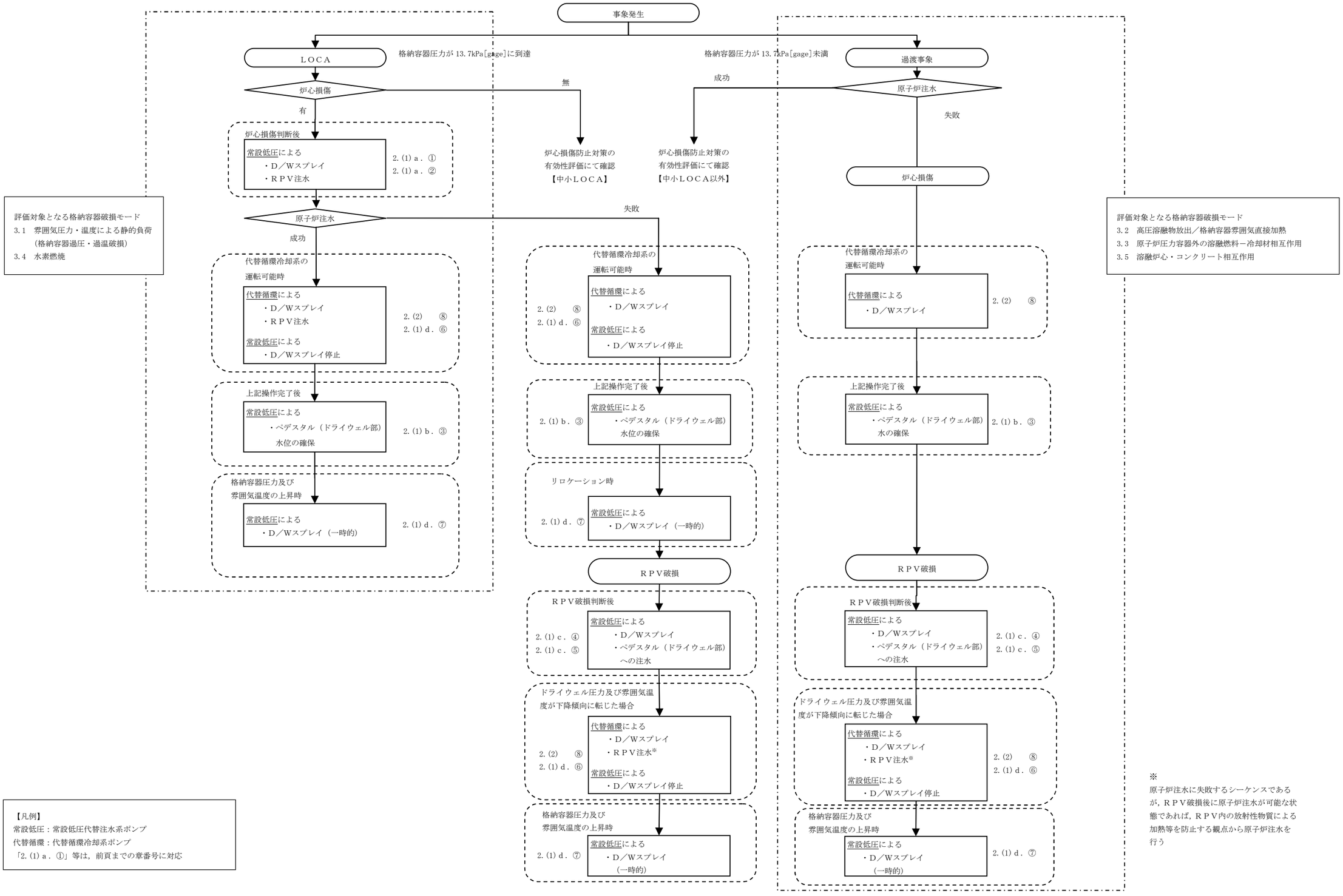
(2)　代替循環冷却系

⑧代替循環冷却系は残留熱除去系海水系又は緊急用海水系等の補機系の起動後に期待できる系統であり，運転開始までに一定の時間を要する

が，内部水源であるため本系統の運転継続によりサプレッション・プール水位は上昇しない。したがって，起動が可能となった時点で本系統を運転開始する手順とし，サプレッション・プール水位の上昇を抑制しつつ，原子炉注水操作や格納容器冷却操作（ドライウェルスプレイ）を実施することで，損傷炉心の冷却や格納容器の冷却及び除熱を実施することとする。

3.　各事象の対応の流れについて

炉心損傷に至る事象としては，起因事象がＬＯＣＡの場合と過渡事象の場合で事象進展が異なることが考えられる。また，初期に原子炉注水に成功する場合と成功しない場合においても，事象進展が異なることが考えられる。以上の事象進展の違いを踏まえ，事故対応の流れを第１図に示す。


事象発生
ＬＯＣＡ
格納容器圧力が 13.7kPa[gage]に到達
格納容器圧力が 13.7kPa[gage]未満
過渡事象
炉心損傷
無
成功
原子炉注水
有
失敗
炉心損傷判断後
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ＲＰＶ注水
2.(1)ａ．①
2.(1)ａ．②
炉心損傷防止対策の
有効性評価にて確認
【中小ＬＯＣＡ】
炉心損傷防止対策の
有効性評価にて確認
【中小ＬＯＣＡ以外】
炉心損傷
評価対象となる格納容器破損モード
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）
3.4　水素燃焼
評価対象となる格納容器破損モード
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
3.5　溶融炉心・コンクリート相互作用
原子炉注水
失敗
成功
代替循環冷却系の
運転可能時
代替循環による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ＲＰＶ注水
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ停止
2.(2)　⑧
2.(1)ｄ．⑥
代替循環冷却系の
運転可能時
代替循環による
・Ｄ／Ｗスプレイ
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ停止
2.(2)　⑧
2.(1)ｄ．⑥
代替循環冷却系の
運転可能時
代替循環による
・Ｄ／Ｗスプレイ
2.(2)　⑧
上記操作完了後
常設低圧による
・ペデスタル（ドライウェル部）
水位の確保
2.(1)ｂ．③
上記操作完了後
常設低圧による
・ペデスタル（ドライウェル部）
水位の確保
2.(1)ｂ．③
上記操作完了後
常設低圧による
・ペデスタル（ドライウェル部）
水の確保
2.(1)ｂ．③
格納容器圧力及び
雰囲気温度の上昇時
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ（一時的）
2.(1)ｄ．⑦
リロケーション時
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ（一時的）
2.(1)ｄ．⑦
ＲＰＶ破損
ＲＰＶ破損判断後
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ペデスタル（ドライウェル部）
への注水
2.(1)ｃ．④
2.(1)ｃ．⑤
ＲＰＶ破損判断後
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ペデスタル（ドライウェル部）
への注水
2.(1)ｃ．④
2.(1)ｃ．⑤
ドライウェル圧力及び雰囲気温
度が下降傾向に転じた場合
代替循環による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ＲＰＶ注水※
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ停止
2.(2)　⑧
2.(1)ｄ．⑥
ドライウェル圧力及び雰囲気温
度が下降傾向に転じた場合
代替循環による
・Ｄ／Ｗスプレイ
・ＲＰＶ注水※
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ停止
2.(2)　⑧
2.(1)ｄ．⑥
格納容器圧力及び
雰囲気温度の上昇時
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ
（一時的）
2.(1)ｄ．⑦
格納容器圧力及び
雰囲気温度の上昇時
常設低圧による
・Ｄ／Ｗスプレイ
（一時的）
2.(1)ｄ．⑦
【凡例】
常設低圧：常設低圧代替注水系ポンプ
代替循環：代替循環冷却系ポンプ
「2.(1)ａ．①」等は，前頁までの章番号に対応
※
原子炉注水に失敗するシーケンスであるが，ＲＰＶ破損後に原子炉注水が可能な状態であれば，ＲＰＶ内の放射性物質による加熱等を防止する観点から原子炉注水を行う

第１図　事故対応の流れ

別紙１

# 中央制御室での運転員操作について

## 1.　はじめに

重大事故等時において，運転員は中央制御室に配置する制御盤によって，常設重大事故等対処設備の操作を実施する。以下，中央制御室の制御盤の配置等の考え方及び運転員の操作分担について示す。

## 2.　対応操作を踏まえた制御盤の配置と作業分担について

常設重大事故等対処設備の操作のため，中央制御室に常設代替高圧電源装置遠隔操作盤，高圧代替注水系制御盤及びＳＡ監視操作盤を配置する。第 1 図に中央制御室における制御盤の配置図，第１表に制御盤の概要を示す。事象発生からの運転員対応として以下の流れを想定しており，常設重大事故等対処設備の操作は②，③にて実施している。運転員Ａについては主に原子炉側に関連する操作，運転員Ｂについては主に電源関連，主制御盤での操作を担当する。

①事象発生直後のプラント状況の把握や非常用電源確保等の操作（運転員Ａ，運転員Ｂ）

②高圧代替注水系の起動（運転員Ａ）及び常設代替高圧電源装置の起動（運転員Ｂ）

③ＳＡ監視操作盤を用いた操作・監視（運転員Ａ）及びその他の制御盤を用いた操作・監視（運転員Ｂ）

②の高圧代替注水系の起動及び常設代替高圧電源装置の起動については，①により非常用電源の確保や原子炉注水の確保ができないことが確認された場合には，炉心損傷防止のため速やかに実施する必要があることから，２名

の運転員がそれぞれの起動操作を互いに干渉しないよう，それぞれの盤を独立して配置している。

また，③については，②により高圧代替注水系制御盤での操作が完了（起動できなかった場合を含む）した運転員Ａが，引き続き原子炉注水操作等の原子炉側の操作を継続するために，ＳＡ監視操作盤により操作・監視を対応することとしている。ＳＡ監視操作盤は，タッチパネルから複数の系統の監視・操作を集中的に行うことが可能であり，運転員Ｂによる操作・監視と干渉しないよう独立した盤としている。③における運転員Ｂの操作については，②により常設代替高圧電源装置を起動した後，ＳＡ監視操作盤以外の盤の操作・監視を行うことを想定している。第２表に制御盤操作の流れを示す。

第１図　中央制御室における制御盤の配置図

第１表　制御盤の設置目的

| 制御盤 | 設置目的 |
|---|---|
| 常設代替高圧電源装置遠隔操作盤 | 外部電源喪失時に早期に緊急用母線への給電を実施するため，中央制御室により常設代替高圧電源装置の遠隔起動及び監視を可能にする |
| 高圧代替注水系制御盤 | 原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系が起動できない場合，早急に高圧代替注水系を起動させるため，中央制御室での遠隔起動及び監視を可能にする |
| ＳＡ監視操作盤 | 重大事故等時に，上記以外の常設重大事故等対処設備の監視及び操作を中央制御室で行うことを可能にする |

第２表　制御盤操作の流れ

| 運転員Ａ | 運転員Ｂ |
|---|---|
| プラント状況の把握，<br>非常用電源確保等の操作<br>（主制御盤） | プラント状況の把握，<br>非常用電源確保等の操作<br>（主制御盤） |
| （移動） | （移動） |
| 高圧代替注水系の起動<br>（高圧代替注水系制御盤） | 常設代替高圧電源装置の起動<br>（常設代替高圧電源装置遠隔操作盤） |
| （移動） | （移動） |
| ＳＡ監視操作盤を用いた<br>操作・監視<br>（ＳＡ監視操作盤） | ＳＡ監視操作盤以外の制御盤を<br>用いた操作・監視 |

3.　各操作盤の仕様等について

(1)　常設代替高圧電源装置遠隔操作盤

a．仕様

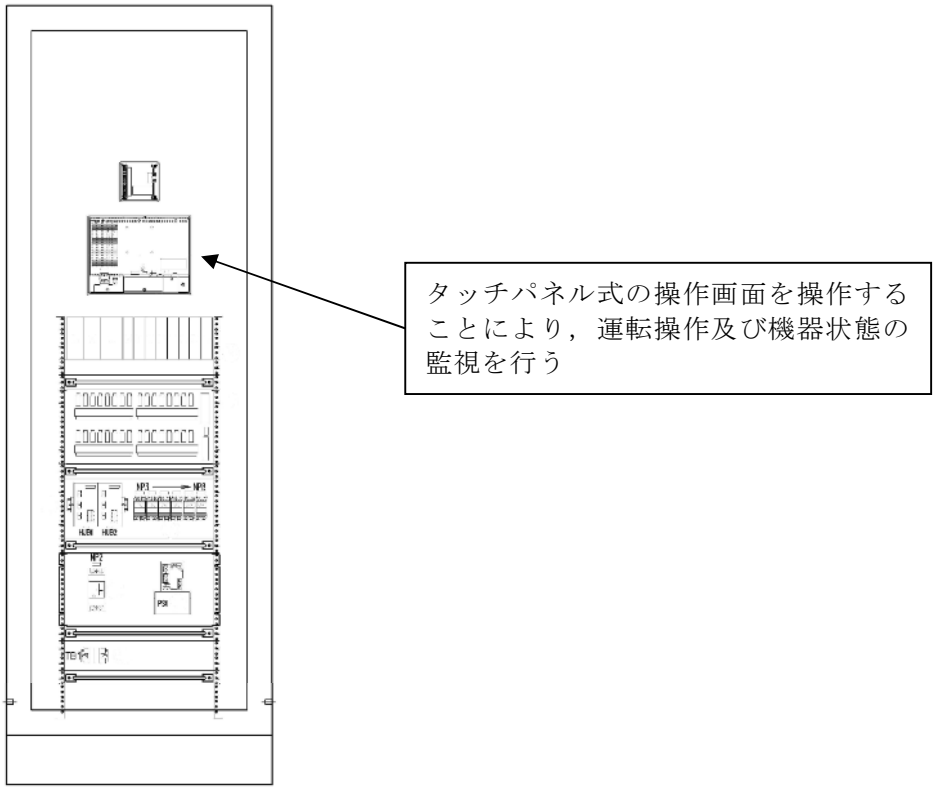
タッチパネル式の操作画面を設置しており，常設代替高圧電源装置の遠隔起動操作及び運転状態の監視が可能な設計としている。第2図に常設代替高圧電源装置遠隔操作盤の外観図を示す。

b．操作可能な設備

・常設代替高圧電源装置

c．操作方法

タッチパネル式の操作画面を操作することにより，上記の設備の運転操作及び機器状態の監視を行う。




第2図　常設代替高圧電源装置遠隔操作盤（イメージ図）

(2)　高圧代替注水系制御盤

a．仕様

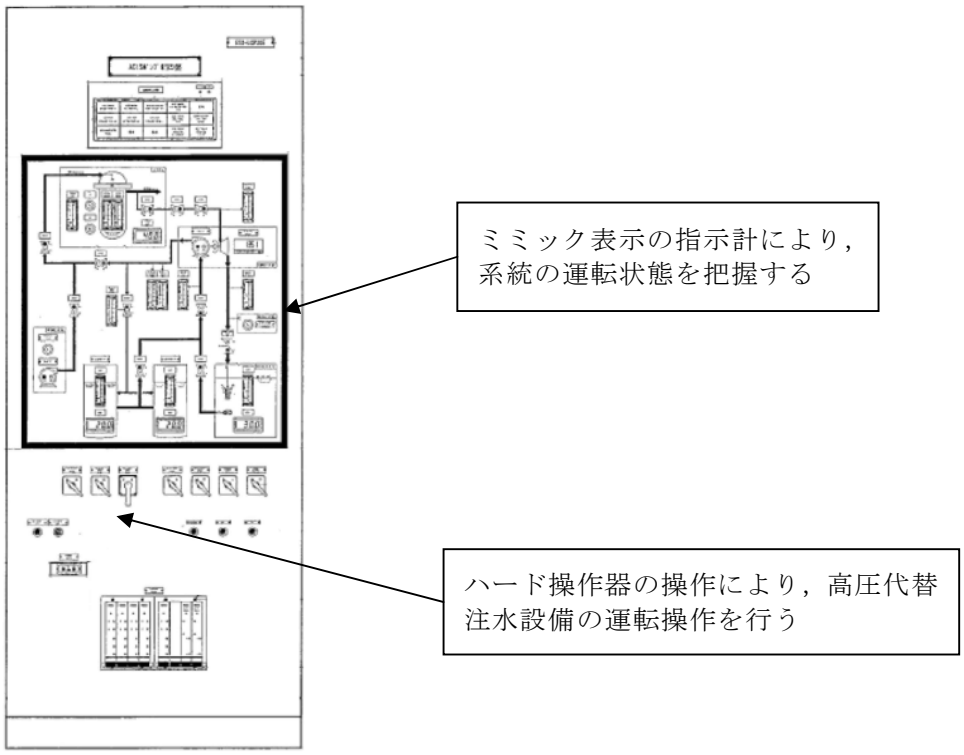
盤前面にハードの指示計，操作器等を設置しており，高圧代替注水設備の遠隔操作が可能な設計としている。第3図に高圧代替注水系制御盤のイメージ図を示す。

b．操作可能な設備

・高圧代替注水設備

c．操作方法

ハード操作器の操作により，高圧代替注水系の運転操作を行う。指示計等をミミック表示とすることにより，系統の運転状態の把握が容易に行える設計とする。




第3図　高圧代替注水系制御盤（イメージ図）

(3)　ＳＡ監視操作盤

ａ．仕様

事故対応時の並行操作に対し容易に操作・監視ができるように，タッチパネル式の監視操作画面を 2 面設置している。また，常設代替高圧電源装置及び高圧代替注水系以外の常設重大事故等対処設備の遠隔操作及び運転状態の監視が可能な設計としている。第 4 図にＳＡ監視操作盤，第 5 図に監視操作画面のイメージ図を示す。

ｂ．主な操作可能な設備

・低圧代替注水系（常設）

・代替格納容器スプレイ冷却系（常設）

・格納容器下部注水系（常設）

・代替燃料プール注水系

・緊急用海水系

・代替循環冷却系

・格納容器圧力逃がし装置

・耐圧強化ベント系

・水素濃度及び酸素濃度監視設備

・サプレッション・プール水ｐＨ制御装置（自主対策設備）

ｃ．操作方法

2 面のタッチパネルの操作により，上記の設備の運転操作を行う。監視用の画面を用いてプラントパラメータを監視し，操作用の画面で個別の系統を表示して操作を行う。誤操作防止等の観点から，以下を考慮した設計とする。

・2 画面で同一機器の異なった操作ができないように，1 画面の機器を操作している場合はもう 1 画面で同一機器の操作を行えない設計と

する。

・タッチ領域は枠などを表示することにより，その領域がタッチ領域であることを明確にする。

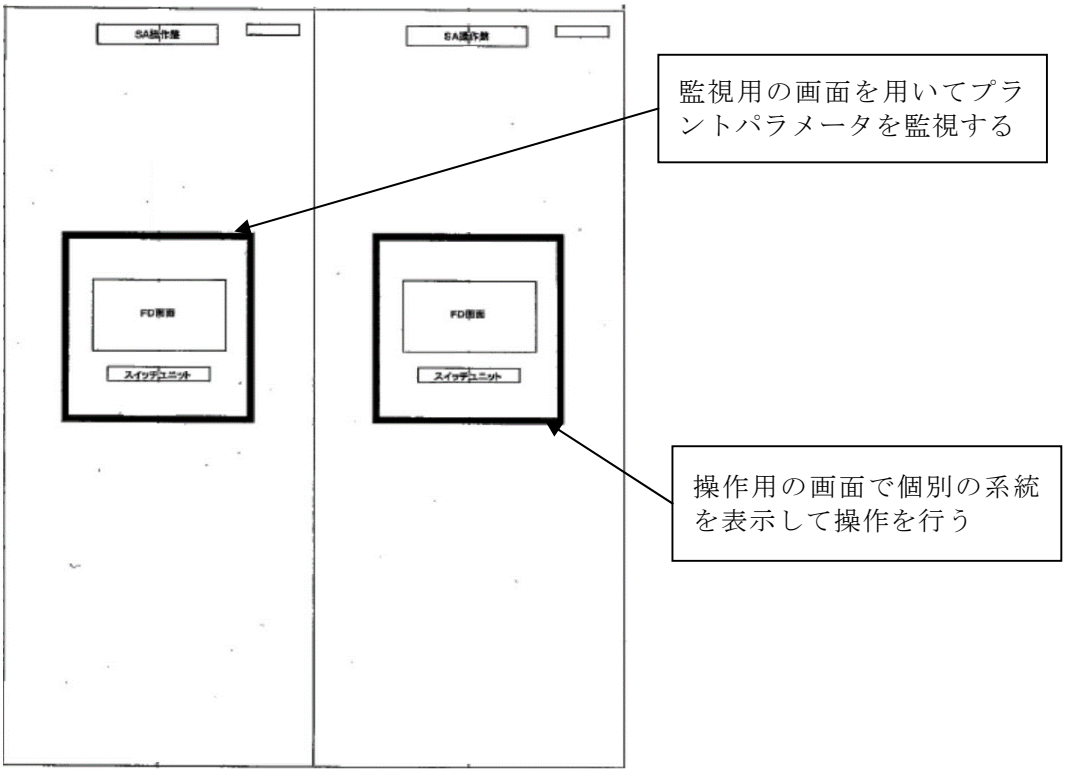
・タッチを受け付けたことを示す打ち返し表示を行う。また，打ち返し表示は運転員の認知的特性に対して長すぎない時間内に行う。

・プラント設備の操作に係るタッチ領域には，タッチミスが発生しないような大きさ及び間隔を確保する。

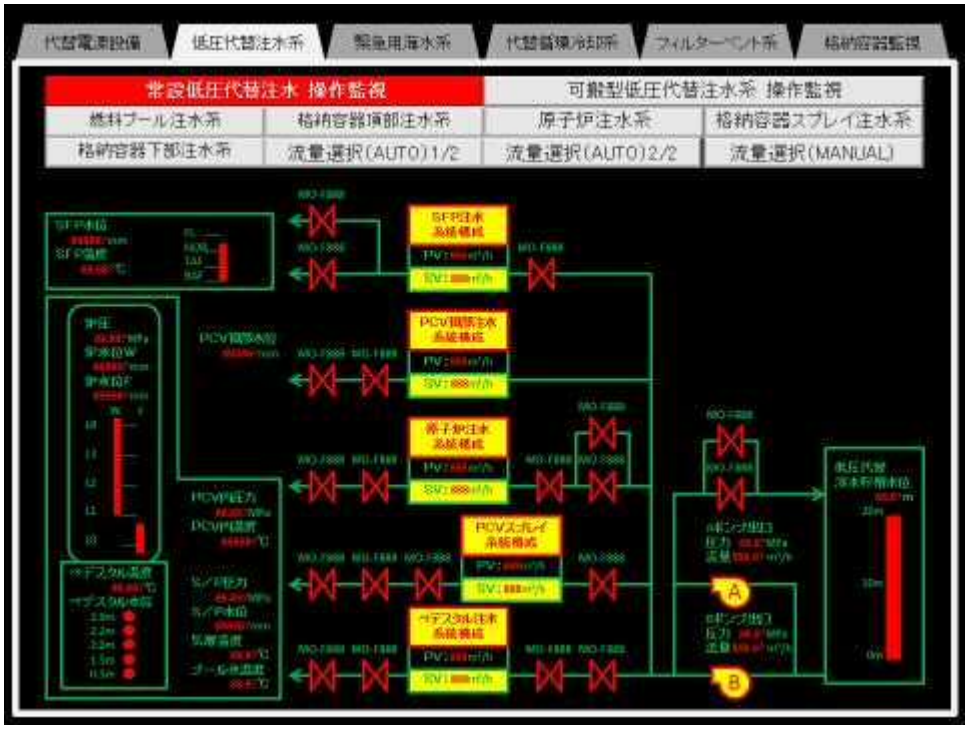
・一貫したタッチ方式を用いる。

・タッチ操作器の呼び出しによって表示される制御器及び操作器の数は１つとする。

・画面上に予め制御器及び操作器を配置しておく場合には，タッチ領域の大きさ及びタッチ領域間の距離を考慮し，大きさ及び間隔を確保し制御器及び操作器を配置する。




第４図　ＳＡ監視操作盤（イメージ図）




第５図　監視操作画面（イメージ図）

別紙 2

# 並行操作の対応について

## 1.　はじめに

炉心損傷後のマネジメントについては，炉心損傷の進展緩和のための低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作，格納容器圧力及び雰囲気温度の抑制のための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，落下後の溶融炉心を冷却するための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）注水操作など，複数の操作を並行して実施する必要がある。操作の成立性の観点から，並行して実施する操作について整理する。

## 2.　操作の整理

### 2.1　考え方

主な重大事故等対処設備の操作については，中央制御室に設置したＳＡ監視操作盤によって操作を行う。ＳＡ監視操作盤で実施する操作については，代替循環冷却系による格納容器除熱操作のように一定の流量で操作開始しその後の状態監視を継続的に実施するものと，格納容器圧力が 0.465MPa[gage]到達時点で実施する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ように，ある制御範囲において間欠的に操作を実施するもの（間欠操作）がある。

状態監視を継続的に実施している際には，2 画面あるＳＡ監視操作盤の 1 画面で状態を監視し，もう 1 画面で操作を行うことにより，間欠操作が必要な場合にも容易に対応可能である。しかし，間欠的な操作を実施中に並行操作の必要が生じた場合，時間余裕のない操作が含まれているとプラントに対

して悪影響が出る可能性があることから，間欠的な操作を整理した上で，その際に並行操作となり得る操作について成立性を確認する。

## 2.2　並行操作の整理

炉心損傷後の対応操作として，並行操作となるものを以下に示す。以下のケースにおける運転員Ａ及び運転員Ｂの作業と所要時間について，第１図から第３図に示す。

・「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） 3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」

運転員Ａによる以下の①の間欠操作の期間において，運転員Ａによるその他の操作として，“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）水位の確保操作”，“水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作”及び“サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作”が存在する（ケースＡ）。

また，運転員Ａによる以下の①②の間欠操作について重なる期間が存在する。重なる期間において，運転員Ａによるその他の操作として，“格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の準備操作”のうち“中央制御室での第一弁操作”が存在する。（ケースＢ）

①低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作（事象発生 12 時間までは崩壊熱の変化が大きいため，6 時間間隔で注水量を変更するが，12 時間以降においては，12 時間以上の時間間隔で流量調整を実施する）

②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

（0.400MPa[gage]到達で格納容器冷却停止：②－１，0.465MPa[gage]到達で格納容器冷却開始：②－２）

・「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」

以下の③の操作が長期間必要であり，運転員Ａの負荷が大きいケース（原子炉圧力容器破損後も原子炉注水を考慮しない場合。添付資料 3.2.10 参照。）を対象とする。この場合，運転員Ａによる以下の②③の間欠操作について，重なる期間が存在する。また，この重なる期間において，運転員Ａによるその他の操作は存在しない。（ケースＣ）

②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（0.400MPa[gage]到達で格納容器冷却停止：②－１，0.465MPa[gage]到達で格納容器冷却開始：②－２）

③格納容器下部注水系によるペデスタル（ドライウェル部）注水操作（2.25m 到達で注水開始：③－１，2.75m 到達で注水停止：③－２）

2.3　並行操作と影響の整理

2.2 で記載した各操作の優先度の考え方について以下に示す。並行操作が生じた場合には，基本的には最初に操作基準に到達した操作を優先するが，時間余裕の観点で優先度が高い③－１及び②－２の操作については操作基準の到達により警報を発報させる設計とし，警報発報時には当該操作を優先して実施することとする。

<u>優先度最高</u>

・格納容器下部水位が 2.25m（下限水位）に到達した場合のペデスタル（ドライウェル部）注水操作（③－１）

全量の溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）に落下した場合の堆積高さは 1.9m 未満であり（添付資料 3.2.16 参照），溶融炉心の露出には 0.3m 以上蒸発する必要があるが，時間余裕としては 10 分未満である（解析において 0.5m 水位低下するまでの最短時間が約 10 分間である）。

優先度高

・格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達した場合の格納容器冷却開始操作（②－２）

格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達し，格納容器冷却の開始操作のタイミングが遅れた場合，格納容器の限界圧力 0.62MPa[gage]に到達するまでの時間余裕は約 30 分であり，比較的時間余裕が少ない。

優先しない操作

・原子炉注水操作（流量調整）（①）

流量調整操作が遅れた場合でも原子炉注水は継続されるため，操作のタイミングが遅くなることによるプラント挙動に及ぼす影響は小さい。

流量調整の変更幅は，崩壊熱の変化幅が大きい事象初期においても十数 $m^3$／h であり，並行操作の実施により操作が 10 分程度（優先する操作に 5 分，優先しない操作に 5 分と想定）遅れたと仮定してもサプレッション・プール水の増加量は数 $m^3$ となり，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達する時間が早くなるが，130$m^3$／h のスプレイに換算しても 1 分未満相当であることから，格納容器ベント時間に与える影響は小さい。

・格納容器圧力が 0.400MPa[gage]に到達した場合の格納容器冷却停止操作（②－２）

停止操作が遅れた場合でも格納容器圧力が 0.400MPa[gage]未満に低下するのみであり，操作のタイミングが遅くなることによるプラント挙動に及ぼす影響は小さい。

スプレイ流量は最大 130$m^3$／h であり，並行操作の実施により操作が 10 分程度（優先する操作に 5 分，優先しない操作に 5 分と想定）遅れたと仮定してもサプレッション・プール水の増加量は 30$m^3$ 未満となり，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達する時間が早くなるが，130

$m^3$／h のスプレイに換算しても 15 分未満相当であることから，格納容器ベント時間に与える影響は小さい。

スプレイによって格納容器圧力の低下幅が大きくなり，冷却開始基準である 0.465MPa[gage]到達が遅れることとなり，その後の冷却開始も順次遅れることから格納容器ベント時間に与える影響は小さい。

・格納容器下部水位が 2.75m（上限水位）に到達した場合のペデスタル（ドライウェル部）注水停止操作（③－２）

停止操作が遅れた場合でも格納容器下部水位は約 2.75m 以上には上昇せず，余分な水はドライウェルを介してサプレッション・チェンバに移行するのみであり，操作のタイミングが遅くなることによるプラント挙動に及ぼす影響は小さい。

崩壊熱相当の注水流量は，保守的に設定した燃焼度 33Gwd／t の場合においても最大で 50 $m^3$／h であり，並行操作の実施により操作が 10 分程度（優先する操作に 5 分，優先しない操作に 5 分と想定）遅れたと仮定してもサプレッション・プール水の増加量は 10$m^3$未満となり，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達する時間が早くなるが，130$m^3$／h のスプレイに換算しても 5 分未満相当であることから，格納容器ベント時間に与える影響は小さい。

・その他の操作

その他の“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）水位の確保操作”等の操作は，操作が必要なタイミングまで時間余裕があることから，操作のタイミングが遅くなることによるプラント挙動に及ぼす影響は小さい。

次に，2.2 でまとめた各ケースの並行操作の成立性について以下に示す。

ケースＡ

添付資料 3.1.3.3 に示すとおり，①の操作は，事象発生後 12 時間までは 6 時間間隔，事象発生後 12 時間以降は 12 時間以上の間隔とする。このため，“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）水位の確保操作”，“水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作”及び“サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作”は，①の操作と異なるタイミングでの操作となり，操作の成立性に問題はない。

ケースＢ

①の操作は，事象発生後 12 時間までは 6 時間間隔，事象発生後 12 時間以降は 12 時間以上の間隔とするため，②の操作及び“格納容器除熱の準備操作（中央制御室での第一弁操作）”と並行することは考えにくい。仮に優先度高である②－２の操作を含む全ての操作が並行した場合，②－２の操作を優先し，その他の①の操作及び“格納容器除熱の準備操作（中央制御室での第一弁操作）”をその後実施することで，操作の成立性に問題はない。

ケースＣ

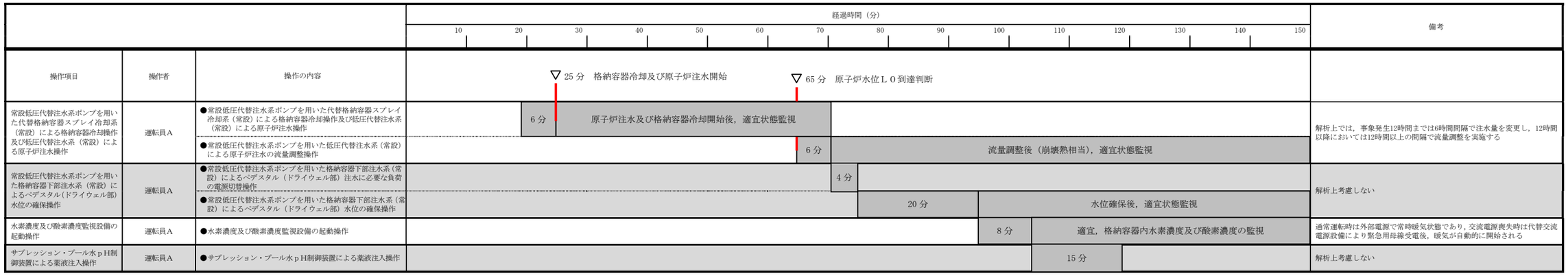
格納容器下部水位が 2.25m（下限水位）に到達した場合のペデスタル（ドライウェル部）注水操作（③－１），次に格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達した場合の格納容器冷却開始操作（②－２）を優先して対応し，②－１や③－２の操作の優先度を下げて対応することで，時間余裕は確保され，操作の成立性に問題はない。

なお，②の操作について，解析上の最も早い操作間隔は格納容器圧力 0.400MPa[gage]到達により格納容器冷却操作を停止してから 0.465MPa[gage]到達で再開するまでの約 6 分間となるが，実運用上はスプレイ流量を調整することで可能な限り連続スプレイする手順とし，並行した操作を

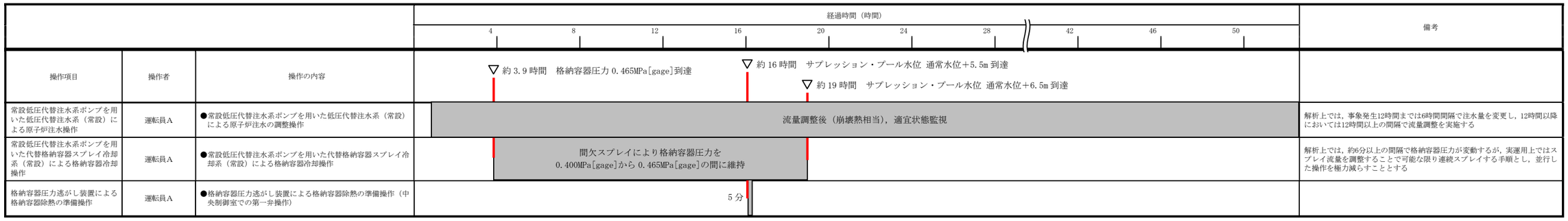
極力減らすこととする。また，③の操作について，解析上の最も早い操作間隔は格納容器下部水位 2.75m でペデスタル（ドライウェル部）注水を停止してから 2.25m 到達により再開するまでの約 10 分間となるが,実運用上では崩壊熱相当の注水量に変更することで可能な限り連続注水する手順とし，並行した操作を極力減らすこととする。

3.　まとめ

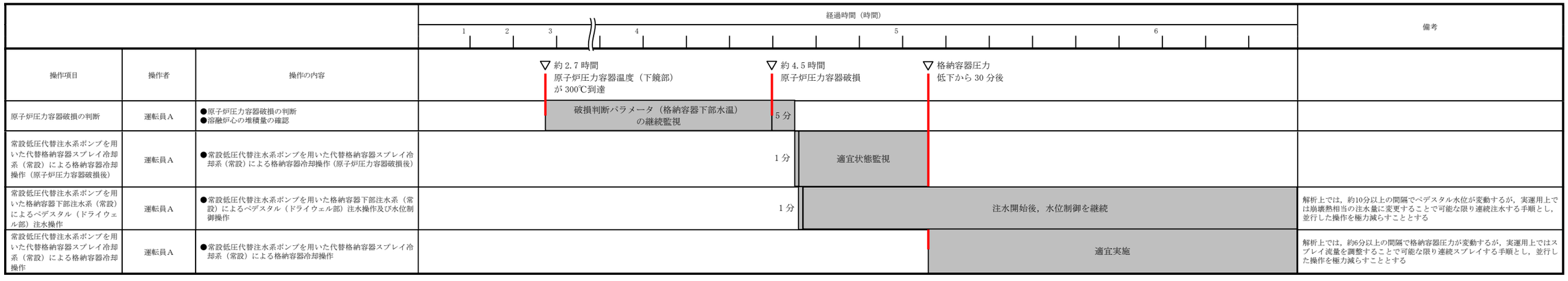
炉心損傷後の操作について，並行操作となり得る操作について整理しその影響を評価した。その結果，いずれのケースにおいても，操作の成立性に問題はないことを確認した。




第１図　ケースＡにおける作業と所要時間（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合））




第２図　ケースＢにおける作業と所要時間（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合））




第３図　ケースＣにおける作業と所要時間（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

# 原子炉水位不明時の対応について

## 1. 概　要

重大事故等対処設備とする原子炉水位は，原子炉水位（ＳＡ広帯域）及び原子炉水位（ＳＡ燃料域）があり，それぞれの計測範囲で原子炉圧力容器内の水位を確認する。

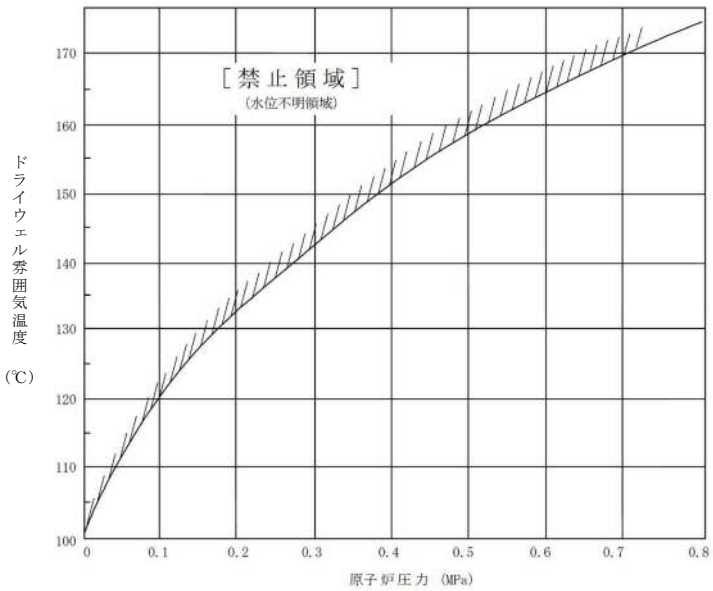
## 2. 水位不明判断条件

以下のいずれかに該当する場合，原子炉水位不明と判断する。

ａ．原子炉水位の電源が喪失した場合

ｂ．原子炉水位の指示に「ばらつき」があり，原子炉水位が燃料有効長頂部以上であることが判定できない場合

ｃ．ドライウェル雰囲気温度が，原子炉圧力に対する飽和温度に達した場合（非常時運転手順書Ⅱの中で定める水位不明判断曲線で水位不明領域に入った場合）




第1図　水位不明判断曲線

3.　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）」における水位不明時の対応について

有効性評価の格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」で想定される事故シーケンスでは，原子炉冷却材喪失（大破断ＬＯＣＡ発生）により，第1図に示す水位不明領域となるため，運転員は水位不明を判断する。水位不明を判断した場合，原子炉水位Ｌ０まで冠水させるために必要な水量を注水し，その後，崩壊熱による蒸発量相当の注水量に流量調整することで，損傷炉心の冷却を維持することとする。

4.　炉心損傷後における水位不明判断時の対応手順について

上記のとおり，炉心損傷後の対応手順として，水位不明を判断し外部水源に期待した原子炉注水を実施する場合には，手順に従い，第1表に示す原子炉水位Ｌ０まで水位回復させるために必要な注水時間を230m$^3$／h以上で継続して注水する。原子炉水位Ｌ０到達後に崩壊熱による蒸発量相当の注水量よりも多い注水量で注水する場合には，原子炉に持ち込んだ水がＬＯＣＡ破断口から格納容器へ流出しサプレッション･プール水位の上昇につながるため，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の開始時間が早まる。そのため，原子炉水位Ｌ０到達までに必要な注水時間の注水を実施した後は，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を可能な限り遅延させ環境への影響を低減させるため，崩壊熱による蒸発量相当の注水量とする。

なお，代替循環冷却系の起動等によりサプレッション・チェンバを水源とした原子炉注水に切り替える場合には，崩壊熱による蒸発量相当の注水量には変更せず，所定の流量での注水を継続する。

第1表に示す必要注水時間は,原子炉底部から原子炉水位Ｌ０まで冠水させるために必要な注水量に加え，注水開始時点での崩壊熱除去に必要な注水量

を考慮し設定した。

第1表　水位不明時の必要注水時間

| 原子炉水位Ｌ０到達までに必要な注水時間<br>（注水流量230m$^3$／h以上） | |
|---|---|
| 原子炉注水開始時間<br>（原子炉停止後の経過時間） | 注水時間 |
| 5分～ | 55分 |
| 10分～ | 50分 |
| 15分～ | 45分 |
| 25分～ | 40分 |
| 1時間～ | 35分 |
| 12時間～ | 30分 |

5.　水位不明判断時の原子炉水位の推定手段について

上記のとおり，水位不明と判断した場合，原子炉注水流量及び必要な注水時間により，原子炉水位Ｌ０位置までの水位回復を判断する。

その後，原子炉水位をＬ０以上で維持するためには，崩壊熱による蒸発量相当の注水量以上での注水の継続及び原子炉圧力容器下部が健全であることが必要となる。仮に原子炉圧力容器下部からの漏えいが生じている場合には，原子炉水位Ｌ０以上を維持できない可能性があるが，漏えい水がペデスタル（ドライウェル部）へ落下することで，格納容器下部水位及び格納容器下部水温が上昇すると考えられるため，以下のパラメータによって損傷炉心の冷却維持を判断することとする。

・崩壊熱相当の注水量以上で原子炉注水を継続していること

・格納容器下部水位又は格納容器下部水温の上昇がないこと

代替循環冷却系等のサプレッション・チェンバを水源とした注水手段を確保できる場合には，崩壊熱相当及び漏えいを補う注水量以上で注水を継続することで，原子炉圧力容器下部からの漏えいが生じている場合でも，サプレッション・プールの水位上昇を防止しつつ損傷炉心の冷却維持を図る。

一方，代替循環冷却系が使用できない場合において，原子炉圧力容器下部からの漏えいが生じている場合等には，原子炉水位Ｌ０到達の判断後に原子炉注水を崩壊熱による蒸発量相当の注水量とすると，原子炉水位が低下し損傷炉心の冷却維持ができない可能性がある。この場合，その後の事象進展により原子炉下部プレナムへ溶融炉心が移行することになるが，原子炉圧力容器温度（下鏡部）が300℃に到達した時点で，損傷炉心の冷却失敗を判断し，原子炉圧力容器破損に備えた対応を実施することとする。

上記のとおり，崩壊熱による蒸発量相当の注水量に調整した場合，損傷炉心の冷却維持ができず，いずれは原子炉圧力容器の破損に至る可能性があるが，崩壊熱による蒸発量相当の注水量に調整しない場合（流量低下しない場合）においても，いずれはサプレッション・プール水位の上昇により格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作を実施することとなり，サプレッション・チェンバからのベントライン水没防止のために原子炉注水を崩壊熱による蒸発量相当の注水量に減少させる必要があり，その後，原子炉圧力容器の破損に至ることになる。

そのため，格納容器下部水位及び格納容器下部水温の上昇等により，損傷炉心の冷却失敗の兆候を確認した場合には，原子炉注水流量を増加させることはせず，原子炉水位Ｌ０到達を判断した時点で崩壊熱による蒸発量相当の注水量に変更することにより，サプレッション・プール水位上昇を抑制し，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の実施を可能な限り遅延させることとする。したがって，破断位置等の違いによる注水手順の差異は生

じない。

上記の原子炉水位不明時における原子炉水位の推定手段について第2表に示す。なお，流量計指示が正常な状況で崩壊熱による蒸発量相当の注水が失敗している場合には，流量計下流での注水配管の破断による漏えいが考えられるが,その場合に有意な変化を示すと考えられるパラメータを第3表に示す。格納容器スプレイの実施によりドライウェル雰囲気温度・圧力の上昇が継続しない等，状況によっては正確な判断が難しい場合が存在するが，第3表に記載の場合は注水失敗の傾向を判断することが可能と考えられる。ただし，注水が失敗している傾向を確認した場合においても崩壊熱による蒸発量相当の注水を継続し，最終的には原子炉圧力容器表面温度（下鏡部）が300℃に到達した時点で注水不可を判断することとする。

第2表　原子炉水位不明時における原子炉水位の推定手段

| 推定事項 | 判断パラメータ |
|---|---|
| 原子炉水位Ｌ０までの水位回復判断 | 原子炉注水流量と必要注水時間 |
| 損傷炉心の冷却維持判断<br>（原子炉水位Ｌ０以上の水位維持） | 原子炉水位Ｌ０到達判断後，以下の全てを満たすことで損傷炉心の冷却維持を判断する<br>・原子炉注水流量　：崩壊熱による蒸発量相当の注水量の確保<br>・格納容器下部水位　：上昇がないこと<br>・格納容器下部水温　：上昇がないこと |
| 損傷炉心の冷却失敗判断<br>（原子炉水位Ｌ０以下に低下，炉心損傷の進展） | 原子炉圧力容器温度（下鏡部）：300℃到達 |

第3表　パラメータ推移

| 漏えい個所 | パラメータの推移 |
|---|---|
| 原子炉建屋内で<br>漏えいしている場合 | ・原子炉建屋内の漏えい検知設備の作動により，注水系統からの漏えいを判断可能な場合がある<br>・原子炉圧力容器内に崩壊熱による蒸発量相当の注水ができていない場合，発生した蒸気が炉心部で過熱され，過熱蒸気として格納容器内に流出するため，格納容器スプレイを実施していない場合においては，ドライウェル雰囲気温度・圧力の上昇が継続する可能性がある<br>・常設低圧代替注水系ポンプの吐出圧力低下や低圧代替注水系（常設）の流量増加によって漏えいを判断可能な場合がある |
| 格納容器内で<br>漏えいしている場合 | ・原子炉へ注入する冷却水がドライウェルからベント管を通じてサプレッション・チェンバに移行することで，サプレッション・プール水位が上昇する可能性がある<br>・原子炉圧力容器内に崩壊熱による蒸発量相当の注水ができていない場合，発生した蒸気が炉心部で過熱され，過熱蒸気として格納容器内に流出するため，格納容器スプレイを実施していない場合においては，ドライウェル雰囲気温度・圧力の上昇が継続する可能性がある<br>・常設低圧代替注水系ポンプの吐出圧力低下や低圧代替注水系（常設）の流量増加によって漏えいを判断可能な場合がある |

# 常設低圧代替注水系ポンプの機能確保の妥当性について

## 1. 常設低圧代替注水系ポンプの機能

常設低圧代替注水系ポンプは以下の 5 つの機能に期待している。

- 原子炉水位を維持し炉心損傷の防止及び炉心損傷の進展を防止するための低圧代替注水機能
- 格納容器の過圧・過温破損防止のための代替格納容器スプレイ機能
- 格納容器内での溶融炉心の冷却のためのペデスタル（ドライウェル部）注水機能
- 格納容器のトップヘッドフランジ部からの漏えいを抑制するための格納容器頂部注水機能
- 使用済燃料プール水位を維持し燃料損傷を防止するための代替使用済燃料プール注水機能

## 2. 常設低圧代替注水系ポンプの機能確保について

### (1) 単一の機能に期待する場合

常設低圧代替注水系ポンプは，各注水先の最大流量を包絡する注水量を確保できる設計としている。

常設低圧代替注水系ポンプにより注水する際の系統構成は，中央制御室からの遠隔操作により行い，現場操作は不要である。また，各注水先へ注水する際の操作の相違点は，開操作する弁の違いのみであり，各弁の操作も中央制御室からの遠隔操作が可能であることから，困難な操作はない。

このように，常設低圧代替注水系ポンプの単一の機能の確保については問題ないと考えられる。

(2)　複数の機能に期待する場合

常設低圧代替注水系ポンプは，複数個所への同時注水を想定したものとなっており，想定する同時注水の組合せで必要流量が確保できる設計としている。また，想定する同時注水の組合せで，重大事故等による影響の緩和が可能であることを有効性評価にて示している。

①　原子炉注水と格納容器スプレイ

大破断ＬＯＣＡが発生し，非常用炉心冷却系からの注水に失敗した場合，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水と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同時に実施する。この場合の最大流量の組合せは，原子炉注水 230m$^3$／h，格納容器スプレイ 130m$^3$／h であるが，この条件で炉心の冷却並びに格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制できることを有効性評価で確認するとともに，この流量が確保できる設計としている。なお，上記以外の同時注水については，原子炉へは崩壊熱相当での注水となるため,上記注水流量を超えることはない。

②　原子炉注水とペデスタル（ドライウェル部）注水

大破断ＬＯＣＡが発生し非常用炉心冷却系からの注水に失敗し，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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成功した場合，原子炉水位Ｌ０到達後に格納容器冷却を停止し，原子炉注水とペデスタル（ドライウェル部）の水張りを実施する。この場合の最大流量の組合せは，原子炉注水として崩壊熱相当の流量，ペデスタル（ドライウェル部）の水張りとして 80 m$^3$／h であるが，この条件で炉心の冷却及びペデスタル（ドライウェル部）の必要水位を確保できることを有効性評価にて確認するとともに，この流量が確保できる設計としている。

③　格納容器スプレイとペデスタル（ドライウェル部）注水

原子炉注水に失敗し，原子炉圧力容器が破損する場合，格納容器スプレイとペデスタル（ドライウェル部）への注水を同時に実施する。この場合の最大流量の組合せは,格納容器スプレイ 300m$^3$／h,ペデスタル(ドライウェル部）注水 80m$^3$／h であるが，この条件で格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制並びにペデスタル（ドライウェル部）に落下した溶融炉心の冷却等ができることを有効性評価で確認するとともに，この流量を確保できる設計としている。

④　その他注水先の組合せ

その他の組合せとして，格納容器頂部又は使用済燃料プールへの注水が重畳することも考えられる。これら注水先へは，間欠的に注水を行い一定量の水位を維持するため，①，②及び③の最大流量の注水等と異なるタイミング又は系統の余力で注水等を行うため，対応が可能である。

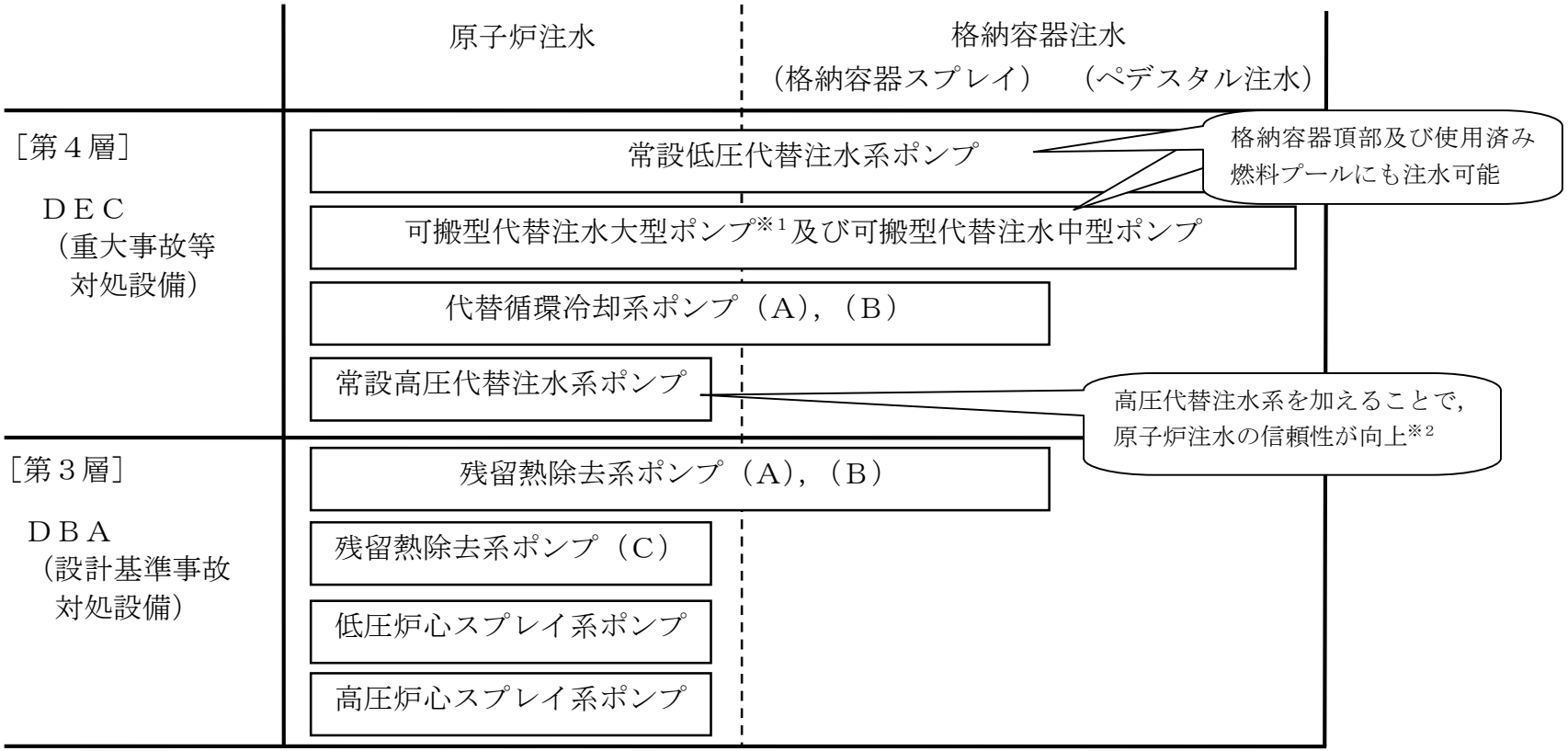
また，複数の注水先に注水するための操作については，各注水先へ注水するための操作に必要な時間を考慮した有効性評価により，炉心冷却や溶融炉心の冷却等ができることを確認している。

以上より，常設低圧代替注水系ポンプの複数の機能の確保についても問題ないと考えられる。

3.　常設低圧代替注水系ポンプの機能の冗長性について

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水については，原子炉隔離時冷却系，高圧代替注水系及び代替循環冷却系を用いた手段に加え，アクセスルートの確保を確認した後であれば低圧代替注水系（可搬型）によって機能を補うことも可能である。また，格納容器スプレイについては，代替循環冷却系及び代替格納容器スプレイ冷却系（可搬型），ペデスタル（ドライウェル部）

注水については格納容器下部注水系（可搬型），格納容器頂部注水については格納容器頂部注水系（可搬型），使用済燃料プール注水については可搬型代替注水大型ポンプ及び可搬型代替注水中型ポンプによる代替燃料プール注水系（注水ライン）によって機能を補うことも可能である。このように，常設低圧代替注水系ポンプの各機能については冗長性を持たせることで機能強化を図っている。機能強化のイメージを第１図に示す。




※1　可搬型設備でありアクセスルート復旧までは期待できないが，信頼性を向上させている。

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

第１図　第３層及び第４層にて期待する注水設備

# 原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137 の漏えい量評価について

本資料では，「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量評価について示す。

なお，本評価では，原子炉建屋ガス処理系が起動するまでの間，格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質は，瞬時に原子炉建屋から大気中へ漏えいするものとして，放出量を保守的に評価しているが，下記のとおり，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の一部は，原子炉建屋内で沈着又は時間減衰するため，大気中への放出量は本評価結果より少なくなると考えられる。

・格納容器が健全な場合，格納容器内の放射性物質は，格納容器圧力に応じて原子炉建屋へ漏えいするものとしている。漏えいした放射性物質の一部は，原子炉建屋内での重力沈降等に伴い，原子炉建屋内に沈着すると考えられる。

・原子炉建屋内の換気空調系が停止している場合，原子炉建屋内外における圧力差が生じにくく，原子炉建屋内外での空気のやり取りは多くないと考えられるため，漏えいした放射性物質の一部は原子炉建屋内に滞留し，時間減衰すると考えられる。

## 1. 評価条件

放出量評価条件を第 1 表，大気中への放出過程及び概略図を第 1 図及び第 2 図に示す。

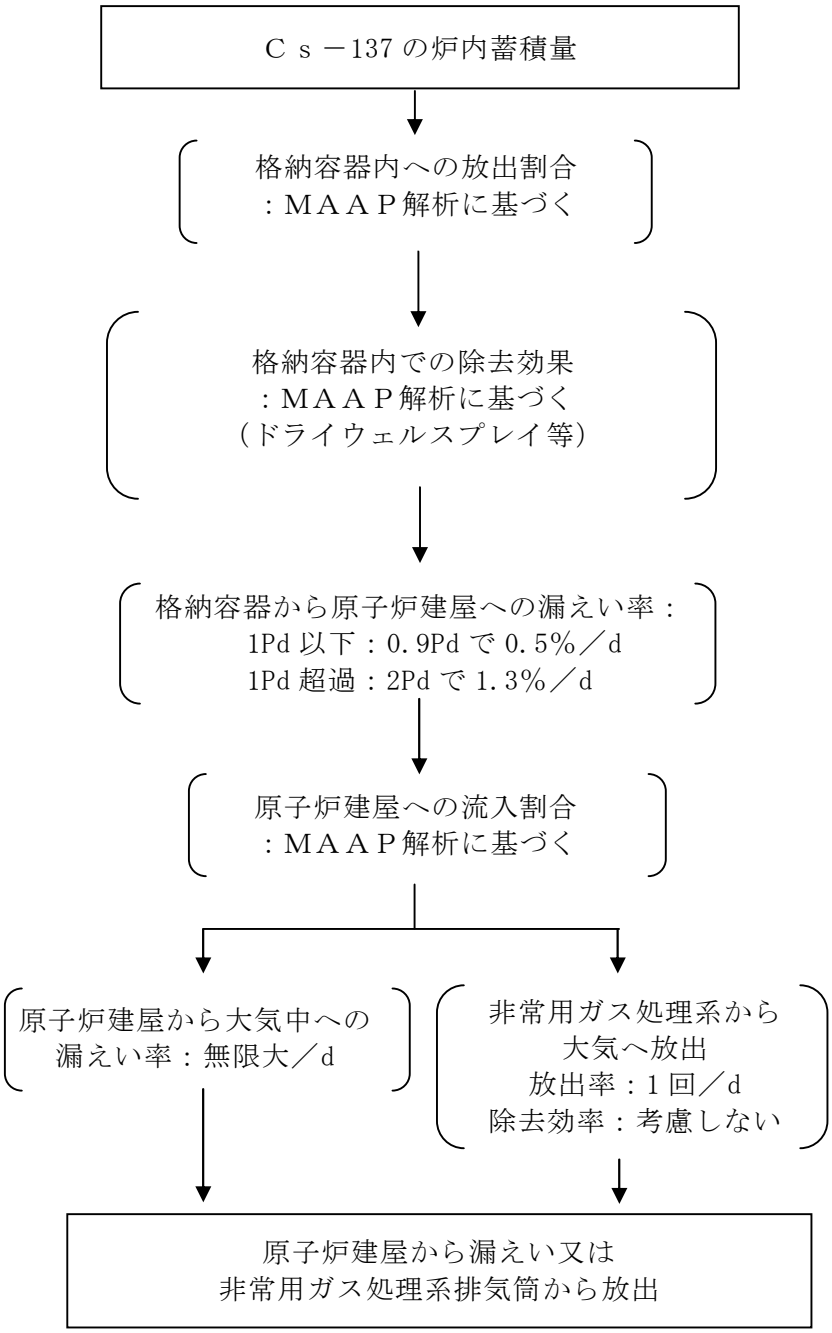
第１表　放出量評価条件（1／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 評価事象 | 「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」（代替循環冷却系を使用する場合）（全交流動力電源喪失の重畳を考慮） | ― |
| 炉心熱出力 | 3,293MW | 定格熱出力 |
| 運転時間 | 1サイクル当たり<br>10,000時間（416日） | 1サイクル13ヶ月（395日）を考慮して設定 |
| 取替炉心の燃料装荷割合 | 1サイクル：0.229<br>2サイクル：0.229<br>3サイクル：0.229<br>4サイクル：0.229<br>5サイクル：0.084 | 取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定 |
| 炉内蓄積量（Ｃｓ－137） | 約$4.36\times10^{17}$Bq | 「単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）」×「3,293MW（定格熱出力）」<br>（単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq／MW)は，ＢＷＲ共通条件として，東海第二と同じ装荷燃料(９×９燃料(Ａ型))，上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したＡＢＷＲのサイクル末期の値※を使用） |
| 放出開始時間 | 格納容器漏えい：事象発生直後 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器内への放出割合（Ｃｓ－137） | 0.49 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器の漏えい孔における捕集効果 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| 格納容器内での除去効果 | ＭＡＡＰ解析に基づく（沈着，サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイ） | ＭＡＡＰのＦＰ挙動モデル |
| 格納容器内ｐＨ制御の効果 | 考慮しない | サプレッション・プール水ｐＨ制御設備は，重大事故等対処設備に位置付けていないため，保守的に設定 |

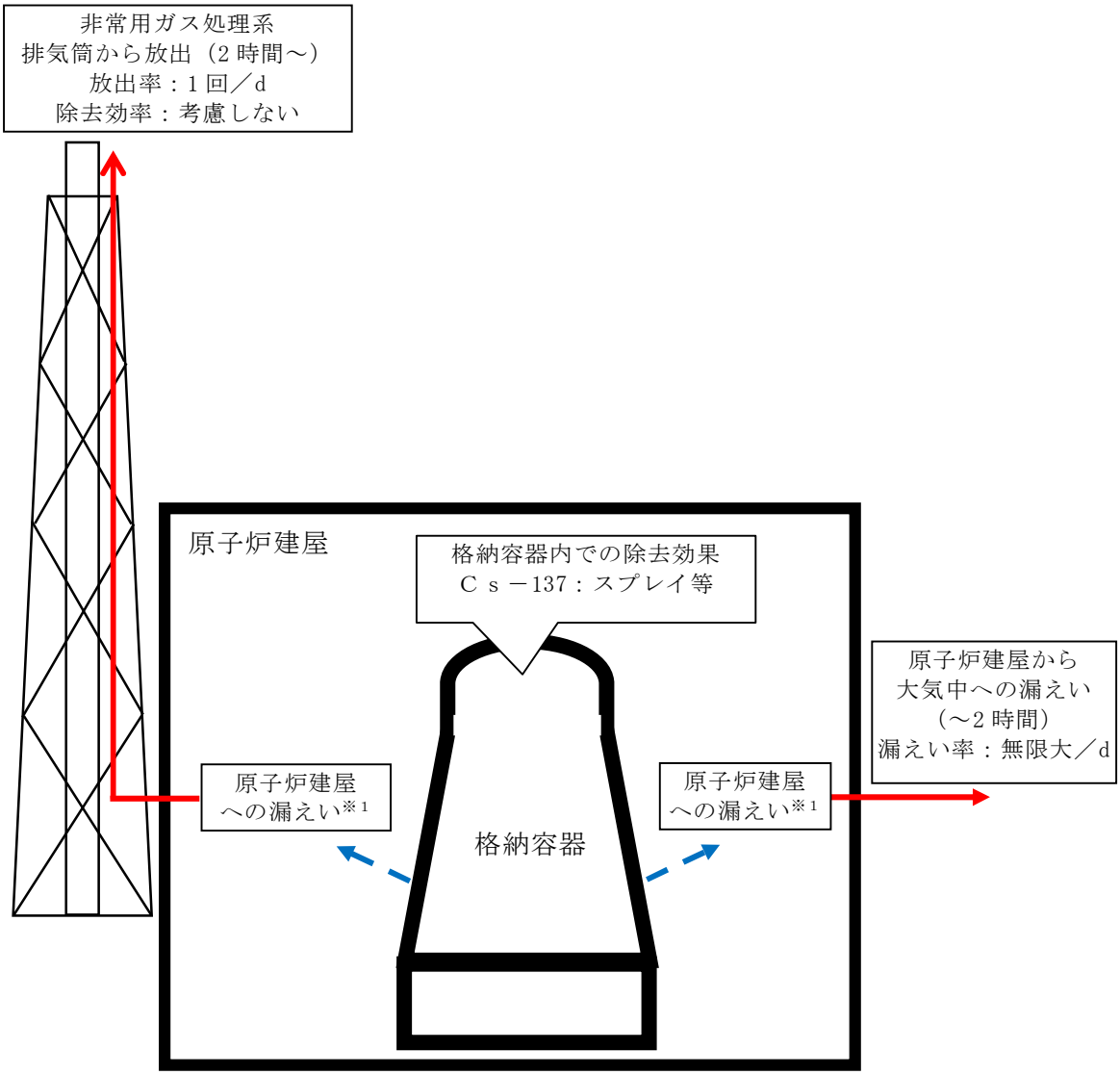
※　東海第二発電所（ＢＷＲ５）に比べて炉心比出力が大きく，単位熱出力当たりの炉内蓄積量を保守的に評価するＡＢＷＲの値を使用。

第１表　放出量評価条件（2／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい率 | 1Pd以下：0.9Pdで0.5％／d<br>1Pd超過：2Pdで1.3％／d | ＭＡＡＰ解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし，格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5％／d）及びＡＥＣの式等に基づき設定（添付資料3.1.2.5参照） |
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい割合 | ＣｓＩ類　：約$2.41\times10^{-5}$<br>ＣｓＯＨ類：約$1.66\times10^{-5}$ | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 原子炉建屋から大気への漏えい率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前） | 無限大／d（地上放出）<br>（格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は，瞬時に大気へ漏えいするものとして評価） | 保守的に設定 |
| 非常用ガス処理系から大気への放出率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後） | 1回／d（排気筒放出） | 設計値に基づき設定<br>（非常用ガス処理系のファン容量） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間 | 事象発生から2時間後 | 起動操作時間（115分）＋負圧達成時間（5分）<br>（起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが，保守的に負圧達成時間として5分を想定） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| 原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開閉状態 | 閉状態 | 原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等による原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放がないため<br>（別添参照） |




第１図　Ｃｓ－137 の大気放出過程




※1　格納容器から原子炉建屋への漏えい率
　　1Pd 以下：0.9Pd で 0.5％／d，1Pd 超過：2Pd で 1.3％／d

| 大気への放出経路 | 0h　▼2h※2　▼19h　168h▼ |
|---|---|
| 原子炉建屋から大気中への漏えい | |
| 非常用ガス処理系排気筒から放出 | |

※2　非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため，事象発生 2 時間以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。

第 2 図　大気放出過程概略図（イメージ）

2.　評価結果

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量を第 2 表に示す。

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，約 7.5TBq（事象発生 7 日間）であり，評価項目の 100TBq を下回っている。

また，事象発生 7 日間以降の影響を確認するため評価した，事象発生 30 日間，100 日間における大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，ともに約 7.5TBq であり，いずれの場合においても 100TBq を下回っている。

なお，事象発生 7 日以降の長期解析においては，事象発生約 40 日後※に格納容器内水素燃焼防止の観点で格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）を実施し，事象発生 100 日まで格納容器ベントを継続しているが，格納容器の除熱機能，格納容器への窒素注入機能及び格納容器内の可燃性ガスの濃度制御系機能が確保できた場合には，格納容器ベントを停止する運用とする。

※　第 3.1.2-17 図に示す格納容器圧力の推移では，格納容器の圧力を高く評価するために格納容器からの漏えいを考慮しておらず，約 46 日後に酸素濃度が 4.3vol％に到達し格納容器ベントを実施している

第 2 表　大気中へのＣｓ－137 の漏えい量

| 事象発生 7 日間 | 事象発生 30 日間 | 事象発生 100 日間 |
|---|---|---|
| 約 7.5TBq | 約 7.5TBq | 約 7.5TBq※ |

※　格納容器圧力逃がし装置から大気中への放出量を含む（事象発生約 40 日後から事象発生 100 日まで格納容器ベント実施）

別添

# ブローアウトパネルの重大事故等対処設備としての機能について

## 1.　はじめに

原子炉建屋外側ブローアウトパネル(以下「ブローアウトパネル」という。)は，主蒸気管破断のようにプラント運転中に格納容器外で配管が破断した場合等に，高圧の蒸気が原子炉建屋原子炉棟内に漏えい・浸入することにより生じる建屋内の圧力上昇によって建屋内の天井・外壁等が破損することを防止するため，建屋内に損傷箇所（圧力開放箇所）を限定して発生させる目的で，原子炉建屋オペレーティングフロア等に設置している。

## 2.　ブローアウトパネルの機能要求

設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としてのブローアウトパネルの機能要求を以下に示す（第１表)。

### (1)　設計基準対象施設としての機能

#### ①　放射性物質の閉じ込め機能

「第三十二条　原子炉格納施設」において原子炉建屋ガス処理系の設置要求があり，ブローアウトパネルの閉じ込め機能は原子炉建屋ガス処理系運転時の負圧達成に必要な機能であることから，設計基準対象施設として当該機能を有しているものと整理する。

#### ②　差圧による開放機能

「第九条　溢水による損傷の防止等」における原子炉建屋原子炉棟内環境条件評価として，主蒸気管等の高エネルギー配管に対して大規模な破断が生じた際には速やかにブローアウトパネルの開放によって建屋外に圧力を排出することで原子炉建屋原子炉棟内の圧力が著しく上昇することはな

いとしていることから，設計基準対象施設として当該機能を有しているものと整理する。

(2)　重大事故等対処設備としての機能

①　放射性物質の閉じ込め機能

ブローアウトパネルの放射性物質の閉じ込め機能は，原子炉建屋ガス処理系により原子炉建屋原子炉棟内の放射性物質を非常用ガス処理系排気筒から放出するとともに，原子炉建屋原子炉棟内の負圧達成に必要な機能となる。そのため,「第五十九条　原子炉制御室」における居住性評価の条件として必要な機能となることから，重大事故等対処設備として必要な機能として整理する。ただし，第２表に示すとおり，建屋内圧力上昇等によりブローアウトパネルが開放される状態で，放射性物質の閉じ込め機能として評価上の影響がない事象においては,当該機能の要求はないものとする。

②　差圧による開放機能

差圧による開放機能は，インターフェイスシステムＬＯＣＡ（以下,「ＩＳ－ＬＯＣＡ」という。）が発生した場合に原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした水蒸気等を排出し，ＩＳ－ＬＯＣＡによる破断箇所の隔離のための現場操作時の環境条件（温度，圧力等）を緩和する機能を有している。ただし，東海第二発電所においては，炉心損傷防止対策の有効性評価「2.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ)」において，ブローアウトパネルが開放した場合，閉維持した場合の両ケースについて現場での隔離操作の成立性を確認していることから,「第四十六条　原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧するための設備」としては，当該機能が重大事故等対処設備として必要な機能とはならないものと整理する。

なお，高エネルギー配管の破断を想定した場合の環境条件については設計基準に包絡される。

3.　ブローアウトパネルの機能確保のための設計条件

前項で整理した各機能を確保するための設計条件は下記のとおり。

(1)　放射性物質の閉じ込め機能

閉維持又は再閉止（ブローアウトパネル閉止装置による閉止を含む）することによって，原子炉建屋ガス処理系運転時の原子炉建屋原子炉棟内の負圧を維持すること。ただし，第２表に示すとおり，ＩＳ－ＬＯＣＡ等の閉じ込め機能に期待しない事象を除く。

(2)　差圧による開放機能

設計差圧 6.9kPa[dif]においてブローアウトパネルが開放し，原子炉建屋原子炉棟内の水蒸気等を外気に排出することで，原子炉建屋原子炉棟内の環境条件を設計基準事故で想定している範囲に抑えること。

4.　まとめ

ブローアウトパネルについては，設計基準事故及び重大事故等対策に必要な設備として，放射性物質の閉じ込め機能及び差圧による開放機能が維持可能な設計とする。

第１表　ブローアウトパネルの機能の整理

| | 放射性物質の閉じ込め機能 | 差圧による開放機能 |
|---|---|---|
| 設計基準事故対策としての機能 | 有<br>（第三十二条） | 有<br>（第九条） |
| 重大事故等対策としての機能 | 有<br>（第五十九条） | 無 |

第２表　ブローアウトパネルが開放する事象における閉じ込め機能の要求

| 事象 | 開放条件 | 閉じ込め機能 | 考え方 |
|---|---|---|---|
| インターフェイスシステムＬＯＣＡ | 建屋内圧力上昇による開放 | 要求なし | 「2.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）」において，ブローアウトパネルが開放した場合，閉維持した場合の両ケースについて線量評価を実施し，非居住区域境界外の線量が 5mSv 未満であることを確認していることから，当該機能が重大事故等対処設備として必要な機能とはならないものと整理する。 |
| 主蒸気管破断等の高エネルギー配管の破断によってブローアウトパネルが開放する運転時の異常な過渡変化 | 建屋内圧力上昇による開放 | 要求あり<br>（格納容器破損防止対策において） | 【設計基準】<br>設計基準における線量評価では原子炉建屋からの地上放出を想定しており，ブローアウトパネルの開閉状態の影響はない。<br><br>【重大事故等】<br>①炉心損傷防止対策<br>非居住区域境界外の線量評価においては格納容器圧力逃がし装置からの放出量を元に評価しており，格納容器からの漏えい量については影響が軽微であるため考慮していない。そのため，ブローアウトパネルの開閉状態の影響はない。なお，起因事象を主蒸気管破断とした場合の非居住区域境界外の線量として，耐圧強化ベントからの放出による線量約 0.62mSv に，設計基準における評価線量約 0.18mSv を加えた場合でも，5mSv を下回る。<br><br>②格納容器破損防止対策<br>大破断ＬＯＣＡ以外の起因事象においては炉心損傷防止可能であることを確認しているため，主蒸気管破断においても炉心損傷に至らない。<br>ただし，「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」「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」評価の起因事象として主蒸気管破断を考慮した場合においても中央制御室の居住性評価を満足する条件として，ブローアウトパネル開放後にも再閉止等の設備対策によって原子炉建屋ガス処理系使用時の原子炉建屋原子炉棟内負圧達成が可能な設計とする。 |
| 竜巻 | ブローアウトパネルの設計作動圧に等しい最大気圧低下量を生じる竜巻風速(約 89m／s）による開放 | － | 設計竜巻(100m／s)による荷重に対して安全機能を維持する設計としているが，竜巻によって外部電源喪失が発生する場合を想定する。<br>ブローアウトパネルの設計作動圧に等しい最大気圧低下量を生じる竜巻風速(約 89m／s）が発生する年超過確率は約 $5.1\times10^{-6}$ である。<br>また，竜巻による外部電源喪失が想定されるが，外部電源喪失が発生した場合の条件付き炉心損傷確率は，$3.6\times10^{-4}$ である。<br>以上から，竜巻によってブローアウトパネルが開放した状態で，外部電源喪失により炉心損傷する確率は十分低い値となることから，竜巻を起因事象とした重大事故等が発生し，ブローアウトパネルの機能が必要となる可能性は十分低いものと考えられる。 |
| 地震 | 地震動による開放 | 要求あり | 重大事故等対処設備として，地震時においても閉じ込め機能を有する設計とする。 |

# 格納容器漏えい率の設定について

格納容器から原子炉建屋への漏えい率は，ＭＡＡＰ内で模擬した漏えい孔の等価漏えい面積及び格納容器の圧力に応じて設定している。

模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は，以下に示す格納容器圧力が最高使用圧力（310kPa[gage]（1Pd））以下の場合と最高使用圧力を超過した後の場合の2種類を設定する。

## 1．格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合

格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合，設計漏えい率（0.9Pd で 0.5％／d）を基に算出した等価漏えい面積（約 $3\times10^{-6}m^2$）を設定し，ＭＡＡＰ内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

## 2．格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合

格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合，2Pd で漏えい率 1.3％／d となる等価漏えい面積（約 $7\times10^{-6}m^2$）を設定し，1.と同様にＭＡＡＰ内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

2Pd における漏えい率 1.3％／d は，以下のＡＥＣの評価式，ＧＥの評価式及び定常流の式によって評価した漏えい率の結果を包絡する値として設定した。これらの式は，設計基準事故の原子炉冷却材喪失時の評価において格納容器漏えい率の評価に用いている理論式※1である。格納容器圧力 620kPa[gage]（2Pd）及び格納容器雰囲気温度 200℃までは，事故後 7 日間に渡り，格納容器本体並びに開口部及び貫通部の健全性が確保されていることを確認していることから，これらの理論式を用いて格納容器圧力（2Pd）及び雰囲気温度 200℃における漏えい率を設定することは可能と判断した。

○ＡＥＣの評価式

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}}$$

| | | | |
|---|---|---|---|
| L | ： | 事故時の格納容器漏えい率（2Pd） | 【約 1.28％／d】 |
| $L_0$ | ： | 設計漏えい率（0.9Pd） | 【0.5％／d】 |
| *Pt* | ： | 事故時の格納容器圧力（2Pd） | 【721.325kPa[abs]】 |
| *Pd* | ： | 設計圧力（0.9Pd） | 【380.325kPa[abs]】 |
| *Pa* | ： | 格納容器外の圧力（大気圧） | 【101.325kPa[abs]】 |
| *Rt* | ： | 事故時の気体定数※2 | 【523.7J／Kg･K】 |
| *Rd* | ： | 空気の気体定数 | 【287J／Kg･K】 |
| *Tt* | ： | 事故時の格納容器雰囲気温度（200℃） | 【473.15K】 |
| *Td* | ： | 格納容器雰囲気温度(20℃) | 【293.15K】 |

○ＧＥの評価式（General Electric 社の漏えいモデル式）

$$L = L_0 \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{Pa}{Pt}\right)^2}{1 - \left(\frac{Pa}{Pd}\right)^2}}$$

| | | | |
|---|---|---|---|
| L | ： | 事故時の格納容器漏えい率（2Pd） | 【約 0.51％／d】 |
| $L_0$ | ： | 設計漏えい率（0.9Pd） | 【0.5％／d】 |
| *Pt* | ： | 事故時の格納容器内圧力（2Pd） | 【721.325kPa[abs]】 |
| *Pd* | ： | 設計圧力（0.9Pd） | 【380.325kPa[abs]】 |
| *Pa* | ： | 格納容器外の圧力（大気圧） | 【101.325kPa[abs]】 |

○定常流の式

$$L = L_0\sqrt{\frac{\rho_d(P_t - P_a)}{\rho_t(P_d - P_a)}}$$

| | | | |
|---|---|---|---|
| L | ： | 事故時の格納容器漏えい率（2Pd） | 【約 0.93％／d】 |
| $L_0$ | ： | 設計漏えい率（0.9Pd） | 【0.5％／d】 |
| $\rho_t$ | ： | 事故時の格納容器内気体の平均密度※3 | 【2.9kg／$m^3$】 |
| $\rho_d$ | ： | 設計温度･圧力における格納容器内気体の平均密度※4 | 【4.5kg／$m^3$】 |
| $P_t$ | ： | 事故時の格納容器内圧力（2Pd） | 【721.325kPa[abs]】 |
| $P_d$ | ： | 設計圧力（0.9Pd） | 【380.325kPa[abs]】 |
| $P_a$ | ： | 格納容器外の圧力（大気圧） | 【101.325kPa[abs]】 |

※1　「沸騰水型原子力発電所　事故時の被ばく評価手法について（平成 16 年 1 月）」（株式会社　日立製作所）

※2　事故時の気体定数 $R_t$ は，以下の式により算出した。

$R_t$[J／kg･K]＝モル気体定数約 8.314[J／K・mol]／平均分子量M[kg／mol]

ＡＥＣの評価式より，事故時の気体定数が大きくなるほど漏えい率は高くなる。また，上記計算式より，事故時の気体定数は，平均分子量が小さくなるほど大きくなる。事故時の格納容器内は水素，窒素及び水蒸気で構成されるため，分子量の小さい水素の割合が増加するほど平均分子量は小さくなり，結果として事故時の気体定数は大きくなる。平均分子量の設定に当たり，水素，窒素及び水蒸気のガス組成を 34％：33％：33％とし，水素の割合（34％）は，有効性評価（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」）における水素発生量（約 700kg（内訳：ジルコニ

ウムー水反応 約 325kg，アルミニウム／亜鉛の反応 約 246kg，水の放射線分解 約 115kg)）を包含した値であることから，保守的な設定であると考える。

※3　事故時の格納容器内気体の平均密度$\rho_t$は，以下の式により算出した。

$\rho_t$[kg／m$^3$]＝平均分子量M[kg／mol]×物質量n[mol]／格納容器体積V[m$^3$]

定常流の式より，事故時の格納容器内気体の平均密度が小さくなるほど漏えい率は大きくなる。また，上記計算式より，事故時の格納容器内気体の平均密度は，平均分子量が小さくなるほど小さくなる。平均分子量は※2と同じであり，保守的な設定であると考える。

※4　格納容器内気体の平均密度$\rho_d$は，以下の式により算出した。

$\rho_d$[kg／m$^3$]＝1.205[kg／m$^3$]×($P_d$[Pa]／$P_a$[Pa])

1.205[kg／m$^3$]：乾燥空気密度（20℃）

# 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

## 1. はじめに

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の評価事故シーケンスでは，事象発生約 4 分後に燃料被覆管の最高温度は 1,000K（約 727℃）に到達し，炉心損傷が開始する。燃料被覆管の最高温度は事象発生約 9 分後に 1,200℃に到達し，また，事象発生約 27 分後に燃料温度は 2,500K（約 2,227℃）に到達する。事象発生約 25 分後からの低圧代替注水系（常設）による原子炉注水により，原子炉水位は上昇し，原子炉水位ＬＯ相当に維持される。上記により，炉心は下部プレナム部に移行することなく，原子炉圧力容器内に保持される。ここでは，本事象における炉心の損傷状態，損傷炉心の位置及びシュラウドへの熱影響について評価結果を示す。

## 2. 評価結果

### (1) 炉心の損傷状態

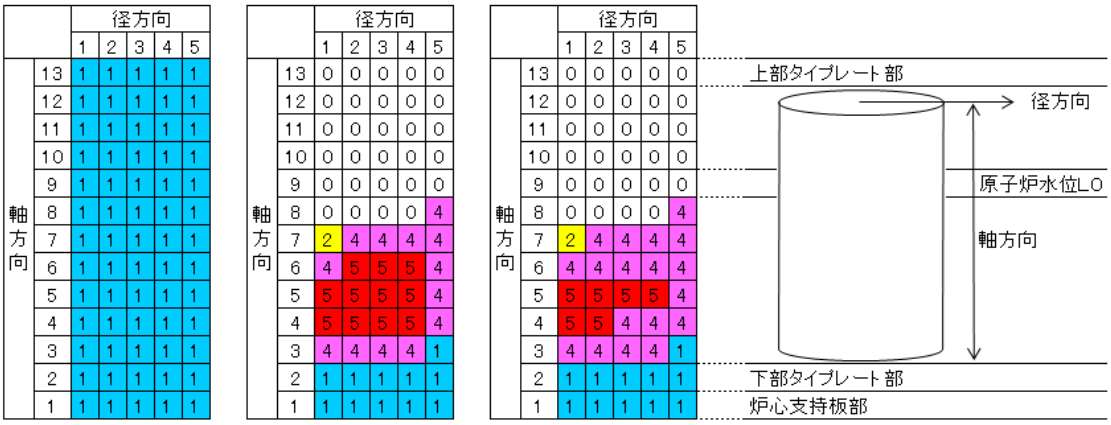
第 1 図に事象発生 25 分後，事象発生約 3.5 時間後（最大状態）及び事象発生 7 日後（終状態）の炉心損傷状態を示す。終状態以降には炉心損傷は拡大しない。

### (2) 損傷炉心の位置

第 2 図に炉心位置及び下部プレナムにおける炉心重量の時間変化の推移を示す。第 2 図に示すとおり，損傷炉心は炉心位置に保持される。

### (3) シュラウドへの熱影響

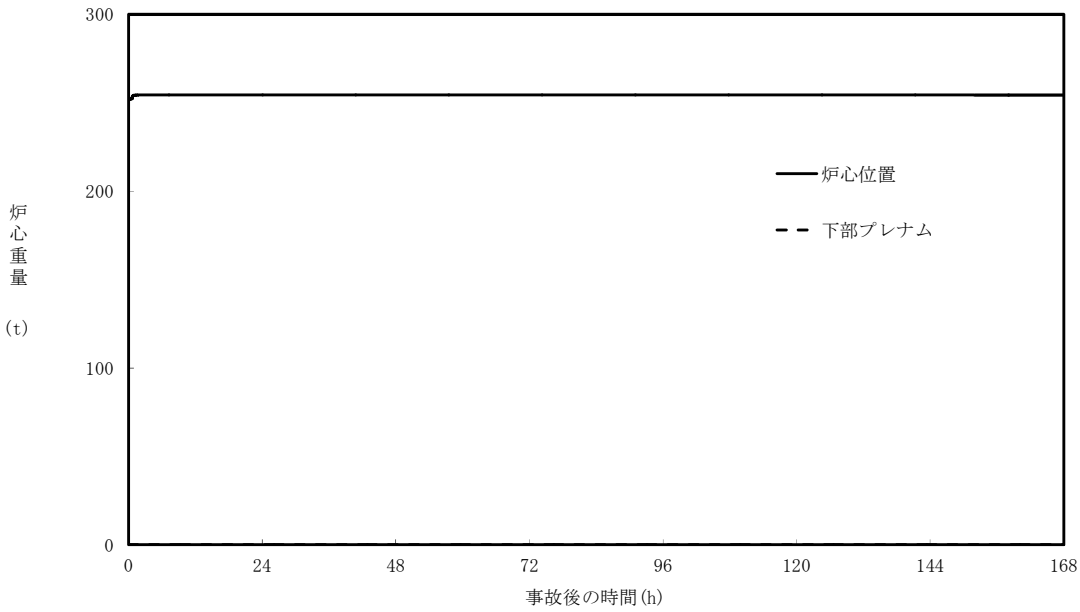
終状態においても，溶融プールは炉心の外周部に至っておらず，シュラウドへの熱影響はない。




事象発生 25 分後　　事象発生 3.5 時間後（最大状態）　　終状態

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

第１図　炉心の損傷状態




第２図　炉心位置及び下部プレナムにおける炉心重量の時間変化

# 水の放射線分解を考慮した場合の格納容器過圧に対する影響について
# （雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））

## 1.　はじめに

シビアアクシデント解析コードＭＡＡＰでは，水の放射線分解を考慮するモデルとなっていないことから，水の放射線分解による水素及び酸素の発生については，解析コードＭＡＡＰに基づく溶融炉心及び核分裂生成物の崩壊熱から放射線吸収割合及びＧ値を考慮して算出している（添付資料 3.4.1 参照）。

ここでは，解析コードＭＡＡＰでは考慮していない水の放射線分解により発生する水素及び酸素が，格納容器圧力に与える影響を評価する。

## 2.　評価結果

### 2.1　代替循環冷却系を使用する場合

解析コードＭＡＡＰにより評価した結果，格納容器圧力が最大値の約 0.31MPa[gage]を示す事象発生約 164 時間後の格納容器内の非凝縮ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量は約 $1.3\times10^{6}$mol である。

また，添付資料 3.4.1 に従い算出される水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量の和は，事象発生約 164 時間後時点で約 $3.5\times10^{4}$ mol 以下である。

以上から，解析コードＭＡＡＰで評価した非凝縮ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量に対する，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量の比は 3%未満であることから，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素が格納容器圧力に与える影響は 10kPa[abs]未満であり，無視し得る程度と考えられる。

## 2.2　代替循環冷却系を使用できない場合

代替循環冷却系が使用できない場合においては，格納容器圧力逃がし装置により水の放射線分解で発生した水素及び酸素が排出されるため，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素が格納容器圧力に与える影響はない。

なお，解析コードＭＡＡＰで評価した格納容器ベント実施直前の非凝縮性ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量（約 $5.5\times10^{5}$mol）に対する，添付資料 3.4.1 に従い算出される水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量（約 $6.6\times10^{3}$mol）の比は 2%未満であることから，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素が格納容器圧力に与える影響は 10kPa[abs]未満であり，無視し得る程度と考えられる。

# 格納容器雰囲気温度が格納容器の健全性に与える影響について
# （雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））

## 1.　はじめに

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）」において，格納容器雰囲気温度は，一時的に 200℃を超える評価となっている。ここでは，一時的に 200℃を超えた場合の格納容器の健全性に与える影響について考察する。

## 2.　格納容器の健全性に与える影響について

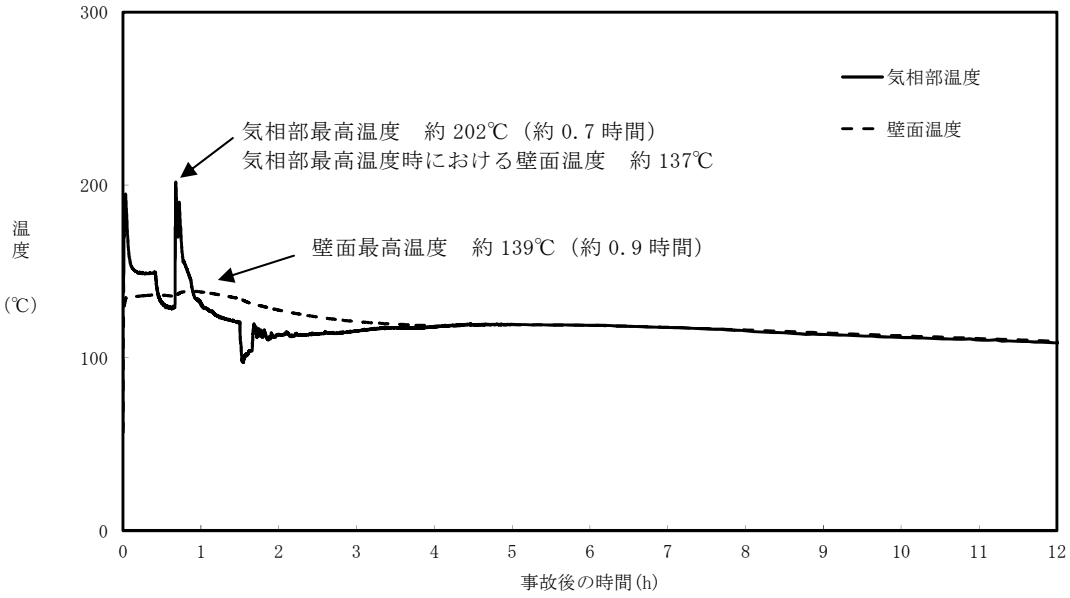
「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における格納容器の雰囲気温度と壁面温度の推移を第 1 図に示す。

事象発生後，破断口から流出する蒸気により，格納容器雰囲気温度が上昇し，格納容器スプレイの実施により，温度上昇は抑制されるものの，一時的に評価項目である 200℃以上に到達する評価となる。

格納容器温度によって健全性への影響を受ける可能性のある部位としては，フランジ部等に用いられているシール材であると考えられる。シール材は格納容器壁面温度に近い雰囲気に曝されるため，第 1 図に示すとおり，雰囲気温度が一時的に 200℃を超えたとしてもシール材温度が 200℃に到達することはない。シール材については，「付録２　原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」において，格納容器内を 200℃，2Pd に模擬したシール材性能試験にて 7 日間の格納容器の閉じ込め機能を評価しているため問題ない。

3.　まとめ

格納容器雰囲気温度は200℃を若干超えるものの,壁面温度は200℃以上には到達しない。このため，格納容器の健全性に問題はない。




第１図　格納容器雰囲気温度と壁面温度の推移

# 安定状態について（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））

「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）」時の安定状態については以下のとおり。

原子炉安定停止状態：
事象発生後，重大事故等対処設備を用いた損傷炉心冷却により，損傷炉心の冠水が維持可能であり，また，冷却の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，安定停止状態が確立されたものとする。

格納容器安定状態：
損傷炉心を冠水させた後に，重大事故等対処設備を用いた格納容器除熱機能（代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置）により，格納容器圧力及び雰囲気温度が安定又は低下傾向に転じ，また，除熱の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】

原子炉安定停止状態の確立について

低圧代替注水系（常設）における注水継続により損傷炉心が冠水し，損傷炉心の冷却が維持され，原子炉安定停止状態が確立される。

格納容器安定状態の確立について

炉心冷却を継続し，事象発生から 90 分後に代替循環冷却系による格納容器除熱を開始することで，格納容器圧力及び雰囲気温度は最高使用圧力・温度以下に維持される。格納容器圧力については，格納容器内の水素燃焼の防止のため格納容器内への窒素注入を実施する運用としていることから，一時的に上昇する期間があるが，上記の除熱機能により最高使用圧力以下に維持され，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，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】

上記の格納容器破損防止対策により安定状態を確立できる。

代替循環冷却系を用いて又は残留熱除去系を復旧させ，除熱を行うことにより，安定状態の維持が可能となる。安定状態の維持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の使用又は残留熱除去系復旧による冷却へ移行
②格納容器内の水素及び酸素排出を目的とした格納容器ベント（窒素注入）並びに格納容器内の水素・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
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（温度・圧力）に対し，適切な地震力に対する格納容器の頑健性の確保

（別紙参照）

# 安定状態の維持について

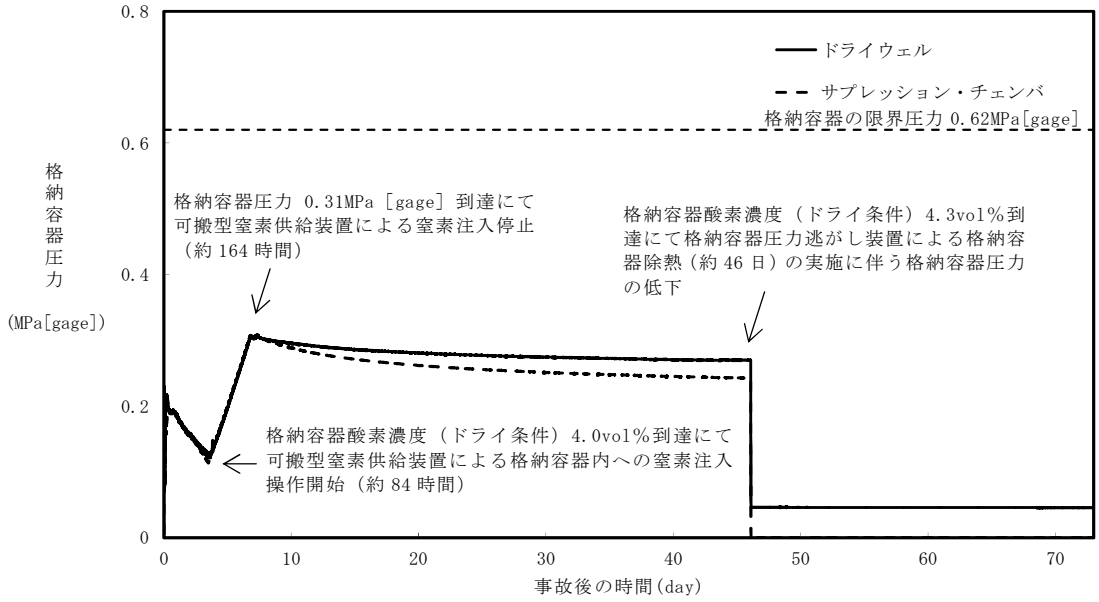
## 1.　サプレッション・プール水温度に関する長期間解析

代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置を使用した場合の長期的なサプレッション・プール水温度の挙動を確認するため，有効性評価の対象とした事故シーケンスのうち，サプレッション・プール水温度が高く推移する重大事故として「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）」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）（代替循環冷却系を使用できない場合）」について，サプレッション・プール水温度が約 100℃に低下するまでの長期間解析を実施した。

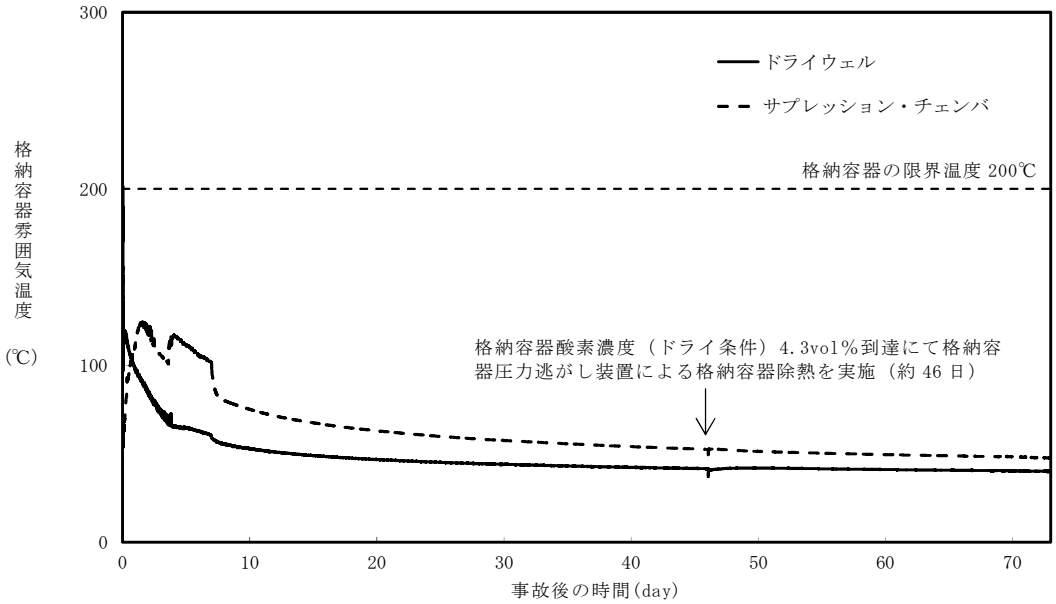
第 1 図から第 3 図に「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」における格納容器圧力，格納容器雰囲気温度及びサプレッション・プール水温度の解析結果を示す。同様に，第 4 図から第 6 図に「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」の解析結果を示す。

第 6 図に示すように，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」においては，事故後 7 日時点では，サプレッション・プール水温度は最高使用温度の 104℃（格納容器設計条件を決定するための冷却材喪失事故時の解析結果での最高温度に余裕をもたせた温度）を上回っているが，事故発生 7 日間以降の 100℃に低下するまでの全期間にわたって 150℃を下回っている。トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチに使用されている改良ＥＰＤＭ製シール材は一般特性として耐温度性は 150℃であることから，格納容器の放射性物質の閉じ込め機能は維持される。

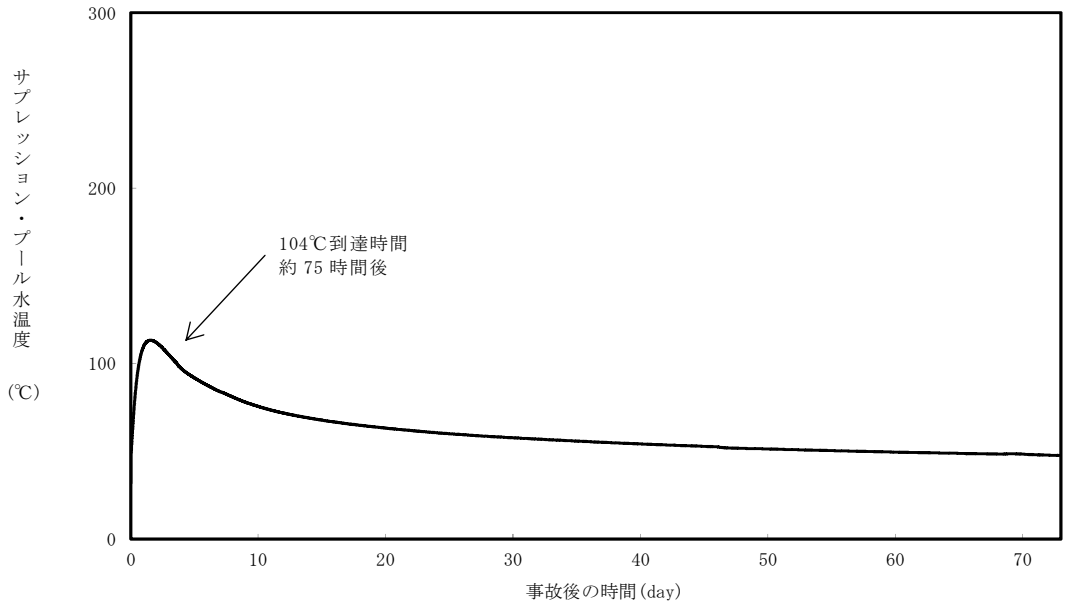
したがって，事故発生７日以降にサプレッション・プール水温度が最高使用温度を上回っていても格納容器の健全性が問題となることはない。



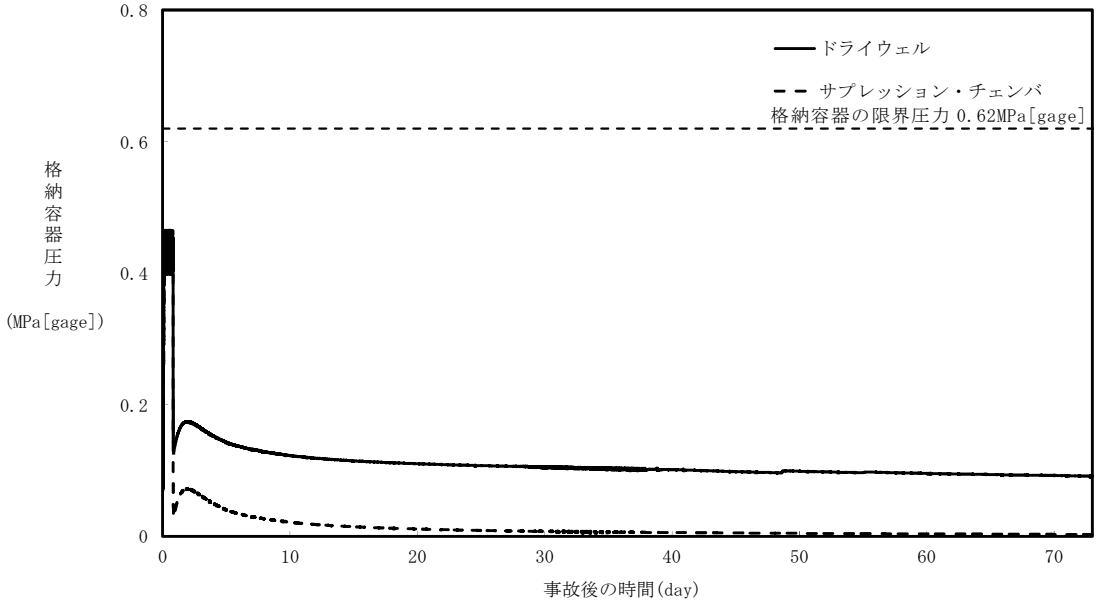

第１図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）における格納容器圧力の推移



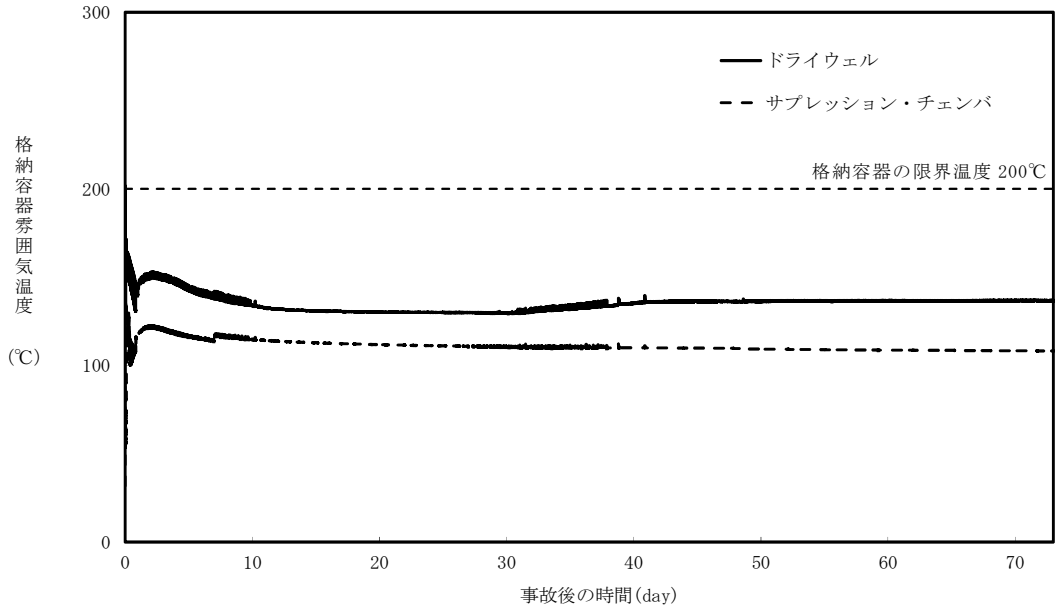

第２図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）における格納容器雰囲気温度の推移



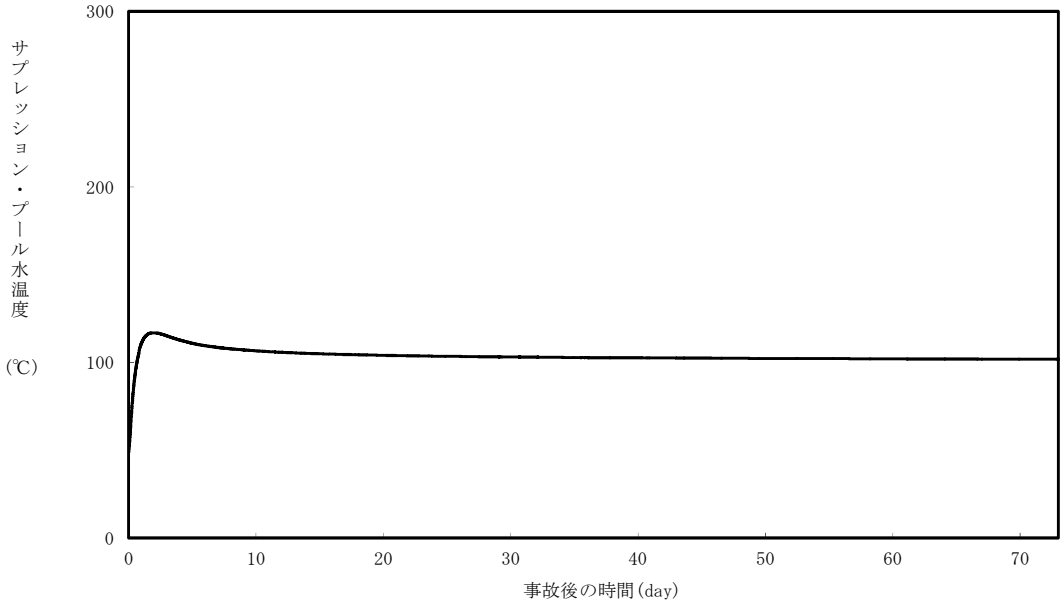

第 3 図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用する場合）における
サプレッション・プール水温度の推移




第４図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）における格納容器圧力の推移




第５図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）における格納容器雰囲気温度の推移




第６図　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用できない場合）における
サプレッション・プール水温度の推移

2.　格納容器内の可燃性ガス濃度制御

重大事故時において格納容器圧力逃がし装置により格納容器除熱(以下「格納容器ベント」という。）を実施している場合は，残留熱除去系による格納容器除熱機能が使用可能な状態になり，長期にわたり格納容器の冷却が可能であること，格納容器内の可燃性ガス濃度測定が可能であり，可燃性ガス濃度制御系により格納容器内の水の放射線分解により発生する酸素及び水素を可燃限界濃度に到達することなく制御が可能であることが確認された場合に，格納容器ベントを停止することができる。

残留熱除去系による格納容器除熱は，格納容器スプレイ又はサプレッション・プール水冷却運転で実施する。しかし，長期安定停止状態における格納容器ベント停止後の格納容器除熱は，崩壊熱が低下しているためサプレッション・プール水冷却運転のみで実施可能である。

なお，格納容器スプレイを実施するような場合においては，格納容器内の急激な蒸気凝縮により格納容器圧力が負圧になることを防止するため，格納容器圧力高スクラム設定点を格納容器スプレイ停止設定値としており，運転員は格納容器スプレイ停止操作を行う。残留熱除去系による格納容器スプレイは運転員の操作により実施され，自動的に動作するものではない。

格納容器ベント停止後の格納容器可燃性ガス濃度制御は，可燃性ガス濃度制御系により格納容器内の酸素及び水素を再結合することにより，可燃限界濃度に到達することなく長期安定停止状態を維持することが可能である。

さらに，長期的な保管として，格納容器の不活性化を可搬型窒素供給装置による窒素注入により実施することができる。

# 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

## 1. はじめに

格納容器内では配管の保温材等にアルミニウムを使用しており，サプレッション・プール水ｐＨ制御装置により注入される水酸化ナトリウムが格納容器内に存在するアルミニウムに被水すると化学反応により水素が発生する。

また，格納容器内のグレーチングには亜鉛メッキが施されており，亜鉛も同様に水酸化ナトリウムと反応して水素が発生する。

以上の化学反応が，格納容器内の水素発生量及び格納容器圧力上昇に与える影響を評価する。なお，実際に水酸化ナトリウムと反応する金属は，格納容器スプレイの飛散範囲と考えられるが，保守的に格納容器内全ての亜鉛とアルミニウムが反応し，水素が発生するとして評価を行う。

$$Al + NaOH + H_2O \rightarrow NaAlO_2 + 3/2H_2 \qquad 式(a)$$

$$Zn + NaOH + H_2O \rightarrow NaHZnO_2 + H_2 \qquad 式(b)$$

## 2. 影響評価

### (1) 格納容器内アルミニウム量及び亜鉛量

格納容器内でアルミニウムを使用している構造物は配管保温材等であり，重量は約 1,027kg である。

一方，格納容器内で亜鉛を使用している構造物はグレーチングの亜鉛メッキ等であり，重量は約 4,244kg である。

### (2) アルミニウム及び亜鉛と水酸化ナトリウムの化学反応による水素発生量

a．アルミニウムと水酸化ナトリウムの化学反応によって発生する水素量

式(a)より，アルミニウム 1mol に対して水素発生量は 1.5mol であり，アルミニウムの原子量が 27，水素の原子量が 2 であるため，アルミニウム 9kg に対して水素 1kg が発生する。

b．亜鉛と水酸化ナトリウムの化学反応によって発生する水素量

式(b)より，亜鉛 1mol に対して水素発生量は 1mol であり，亜鉛の原子量が 65.4，水素の原子量が 2 であるため，亜鉛 32.7kg に対して水素 1kg が発生する。

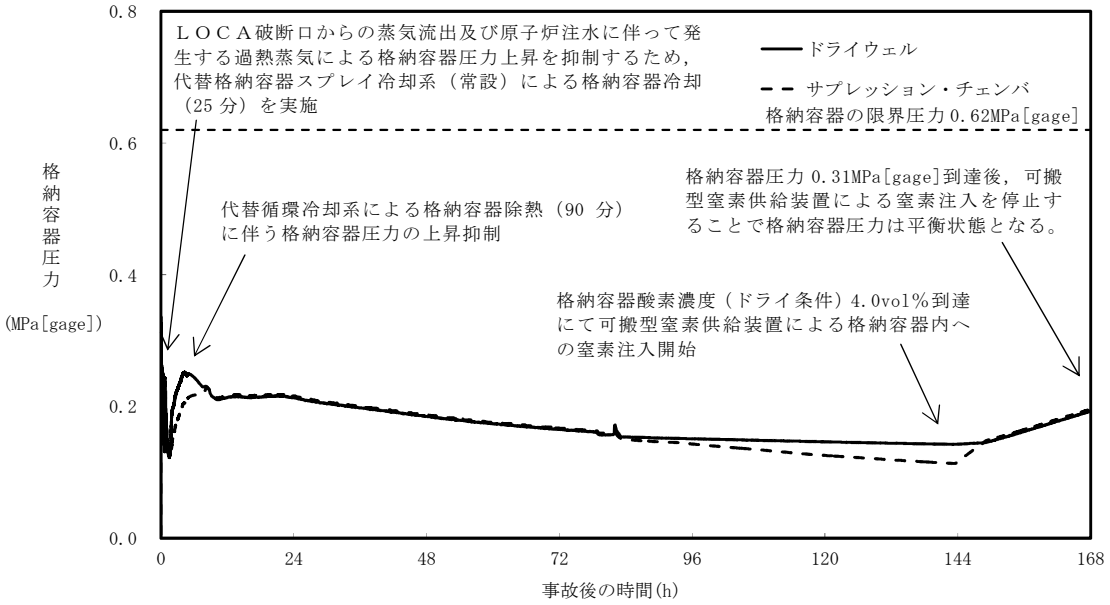
以上より，格納容器内全てのアルミニウム及び亜鉛が水酸化ナトリウムと反応した場合，アルミニウムとの反応により約 115kg，亜鉛との反応により約 131kg の合計約 246kg の水素が発生する。

3.　発生する水素による圧力上昇の影響

発生する水素による格納容器圧力上昇の影響を確認するため，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）（代替循環冷却系を使用する場合）」シーケンスにおいて，事象初期から 246kg の水素が格納容器内に存在するものと保守的に仮定し，格納容器圧力を評価した。

第 1 図に示すとおり，格納容器スプレイによって圧力抑制することが可能である。また，90 分後に代替循環冷却系の起動によって，格納容器圧力は降下し，限界圧力 0.62MPa[gage]に到達することはない。このように，事象初期における格納容器圧力の挙動は，アルミニウム及び亜鉛の化学反応により発生する水素を考慮しない場合と大きな違いはない。これは，格納容器圧力が水蒸気の影響を大きく受けているためであると考えられる。このことから，アルミニウム及び亜鉛が水酸化ナトリウムと反応し発生する水素による格納

容器圧力への有意な影響はない。また，炉心損傷前も影響は同様である。




第１図　格納容器圧力の推移

4.　水素燃焼への影響について

水素及び酸素の可燃限界は,水素濃度 4vol％以上かつ酸素濃度 5vol％以上である。ＢＷＲの格納容器内は窒素により不活性化されており，本反応では酸素の発生はないことから，本反応単独での水素の燃焼は発生しない。

5.　まとめ

格納容器内に存在するアルミニウム及び亜鉛が全て反応することを想定すると，約 246kg の水素が発生する可能性がある。しかし，ＢＷＲの事故時における格納容器圧力は，崩壊熱により発生する蒸気の影響が大きいため，アルミニウム及び亜鉛の反応により発生する水素は，格納容器圧力に対して有意な影響はない。

また，水素燃焼の観点においても，ＢＷＲのドライウェル内は窒素により不活性化されており，本反応では酸素の発生はないことから有意な影響はない。

なお，文献[1]においても，金属腐食反応による水素発生はジルコニウム－水反応等による水素発生に比べ反応速度が遅く，水素発生量も小さいことが述べられており,本反応による水素発生量が有意な影響を与えることはない。

[1] 日本原子力研究所「炉心損傷に関する研究の現状と課題」JAERI-M82-039, 1982 年 5 月

# 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））

## 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）<br>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。<br>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。<br>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。<br>・TQUV，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。<br>・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，炉心溶融開始時間に与える影響は小さいことを確認している。<br>原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却に併せ，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，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。<br>また，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作については，炉心ヒートアップの感度解析では，格納容器圧力及び雰囲気温度への影響は小さい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，格納容器圧力及び雰囲気温度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。 |
| | 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） | TQUX 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。<br>・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 コードの方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，その後の注水操作による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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コード SAFER の評価結果との差異は小さいことを確認している。<br>原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却及び低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保を含む）を行う手順となっており，原子炉水位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。 | 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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コード SAFER の評価結果との差異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。 |
| | 気液分離（水位変化）・対向流 | | | | |
| 原子炉圧力容器 | ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む） | 安全系モデル（非常用炉心冷却系）<br>安全系モデル（代替注水設備） | 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。 |

# 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 |
|---|---|---|---|---|---|
| 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，格納容器圧力及び雰囲気温度について，温度成層化を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。<br>格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，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雰囲気温度の傾向を適切に再現できていることから，格納容器圧力を操作開始の起点としている可搬型窒素供給装置に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。<br>また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，CSTF 実験解析により格納容器雰囲気温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，格納容器圧力を操作開始の起点としている可搬型窒素供給装置に係る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雰囲気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。<br>また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，CSTF 実験解析により格納容器温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 | | | | |
| | 気液界面の熱伝達 | | | | |
| | スプレイ冷却 | 安全系モデル（格納容器スプレイ）<br>安全系モデル（代替注水設備） | 入力値に含まれる。<br>スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。 | 「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。 |
| | サプレッション・プール冷却 | 安全系モデル（非常用炉心冷却系） | 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。 |
| 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。<br>・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。<br>・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。本評価事故シーケンスでは，炉心の損傷状態を起点に操作開始す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開始時間に与える影響は小さいことを確認しており，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |
| | 構造材との熱伝達 | | | | |
| | 原子炉圧力容器内 FP 挙動 | 核分裂生成物（FP）挙動モデル | PHEBUS-FP 実験解析により，FP 放出の開始時間をよ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，この原因は実験における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考えられる。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは PHEBUS-FP 実験解析により原子炉圧力容器内への FP 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。PHEBUS-FP 実験解析では，燃料被覆管破裂後の FP 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。<br>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 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，運転員等操作時間に与える影響はない。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは PHEBUS-FP 実験解析により原子炉圧力容器内への FP 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。PHEBUS-FP 実験解析では，燃料被覆管破裂後の FP 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。<br>本評価事故シーケンスでは，代替循環冷却系の運転により格納容器ベントを回避できることから，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（炉心損傷後） | 格納容器内 FP 挙動 | 核分裂生成物（FP）挙動モデル | ABCOVE 実験解析により，格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは ABCOVE 実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認している。<br>本評価事故シーケンスでは，炉心損傷後の格納容器内 FP 挙動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。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは ABCOVE 実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認している。<br>本評価事故シーケンスでは，代替循環冷却系の運転により格納容器ベントを回避できることから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |

# 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～<br>約3,293MW<br>（実績値） | 定格原子炉熱出力として設定 | 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<br>(圧力容器ドーム部) | 6.93MPa[gage] | 約6.91MPa[gage]～<br>約6.94MPa[gage]<br>（実績値） | 定格原子炉圧力として設定 | 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得るが，大破断 LOCA に伴い原子炉は急速に減圧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には，ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが，大破断 LOCA に伴い原子炉は急速に減圧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<br>（セパレータスカート下端から＋126cm） | 通常運転水位<br>約－4cm～約＋6cm<br>（セパレータスカート下端から約＋122cm～約＋132cm）<br>（実績値） | 通常運転時の原子炉水位として設定 | 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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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<br>（定格流量（100%）） | 定格流量の<br>約86%～約104%<br>（実績値） | 定格流量として設定 | 炉心の反応度補償のため初期値は変化するが，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。 | 炉心の反応度補償のため初期値は変化するが，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<br>（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，燃料棒最大線出力密度の保守性に包絡されることから，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。 |
| | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI/ANS-5.1-1979<br>燃焼度 33GWd／t | ANSI/ANS-5.1-1979<br>平均的燃焼度<br>約 31GWd／t<br>（実績値） | 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には，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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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，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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は格納容器スプレイ及び代替循環冷却により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。 |
| | 格納容器体積<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 5,700$m^3$<br>（設計値） | 設計値 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 空間部：<br>約 4,092$m^3$～<br>約 4,058$m^3$<br>液相部：<br>約 3,308$m^3$～<br>約 3,342$m^3$<br>（実績値） | 設計値<br>（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値に基づき設定） | 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得るが，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・プール水位が 6.983m の時の水量は 3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎ（0.087m）による水量変化は約 42$m^3$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。 | 最確条件とした場合には，格納容器体積（サプレッション・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，サプレッション・プール水位が 6.983m の時の水量は 3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎによる水量変化（0.087m）は約 42$m^3$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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 真空破壊装置作動差圧 | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧）（設計値） | 真空破壊装置の設定値 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

# 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 | サプレッション・プール水位 | 6.983m<br>（通常運転範囲の下限値） | 約7.000m～<br>約7.070m<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 | 最確条件とした場合には，サプレッション・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，ゆらぎによる水量変化（0.087m）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。 | 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，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 約15℃～約32℃<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定しているサプレッション・プール水温度よりも低くなるため，格納容器圧力上昇は遅くなるが，その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，解析条件で設定しているサプレッション・プール水温度よりも低くなるため，格納容器の熱容量は大きくなり，格納容器雰囲気温度の上昇は遅くなるが，その影響は小さいことから，評価項目となるパラメータのパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 約2.2kPa[gage]～<br>約4.7kPa[gage]<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器圧力を包含する値 | 最確条件とした場合には，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，その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，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，その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。 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 約25℃～約58℃<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 | 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得るが，格納容器雰囲気温度は格納容器スプレイにより飽和温度となり，初期温度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。 | 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，格納容器雰囲気温度は格納容器スプレイにより飽和温度となり，初期温度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。 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 35℃以下 | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している水温よりも低くなる可能性があり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に対する代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，解析条件で設定している水温よりも低くなる可能性があり，炉心の再冠水までの挙動に影響する可能性はあるが，この顕熱分の影響は小さく，燃料被覆管温度の上昇に与える影響は小さい。また，格納容器圧力上昇に対する代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は遅くなるが，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | ペデスタル（ドライウェル部）のプール水 | 考慮しない | 約1mのプール水 | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するが，格納容器の熱容量に寄与することから，格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価する設定として，ペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮しない | 最確条件とした場合には，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が緩和されるが，操作手順（格納容器圧力0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が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8,600m$^3$ | 8,600m$^3$以上<br>（西側淡水貯水設備＋代替淡水貯槽） | 西側淡水貯水設備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<br>（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 | 起因事象 | 大破断 LOCA<br>再循環系配管（出口ノズル）の破断 | － | 原子炉圧力容器から格納容器への冷却材流出を大きく見積もり，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点から厳しい設定として，原子炉圧力容器バウンダリに接続する配管のうち，口径が最大である再循環系配管（出口ノズル）における両端破断を設定 | Excessive LOCA を考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，操作手順（速やかに格納容器冷却手段を準備すること）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。<br>（添付資料 3.1.2.12） | Excessive LOCA を考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，格納容器へ放出されるエネルギは大破断 LOCA の場合と同程度であり，格納容器圧力は 0.62MPa[gage]，格納容器バウンダリにかかる温度は 200℃を下回っていることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。<br>（添付資料 3.1.2.12） |
| | 安全機能の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能喪失及び低圧注水機能喪失 | － | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定 | － | － |
| | 外部電源 | 外部電源なし | － | 過圧及び過温への対策の有効性を総合的に判断する観点から，プラント損傷状態である LOCA に全交流動力電源喪失を重畳することから，外部電源が喪失するものとして設定<br>ただし，原子炉スクラムについては，外部電源有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 | 仮に，外部電源がある場合は，注水開始時間が早くなり，格納容器圧力・温度の挙動は低く推移することから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。 | 仮に，外部電源がある場合は，注水開始時間が早くなり，格納容器圧力・温度の挙動は低く推移することから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 水素の発生 | ジルコニウム－水反応を考慮 | ジルコニウム－水反応を考慮 | 水の放射線分解等による水素発生については，格納容器圧力及び雰囲気温度に対する影響が軽微であることから考慮していない | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| 機器条件 | 原子炉スクラム信号 | 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には，原子炉熱出力の低下が早くなり，原子炉冷却材の放出が少なくなるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，原子炉熱出力の低下が早くなり，原子炉冷却材の放出が少なくなるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 原子炉保護系電源喪失又は原子炉水位異常低下（レベル２）信号 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁閉止するものとして設定 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 電源喪失によるポンプ停止(事象発生と同時) | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

# 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 | 低圧代替注水系（常設） | 230m$^3$／h（一定） | 230m$^3$／h（一定）以上 | 炉心冷却の維持に必要な流量として設定 | 実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復が早くなる可能性があるが，原子炉水位を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。 | 実際の注水流量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなる可能性があるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に有意な影響を与えないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 代替格納容器スプレイ冷却系（常設） | 130m$^3$／h（一定） | 130m$^3$／h（一定） | 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り，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| | 格納容器下部注水系（常設） | 解析上考慮しない | 80m$^3$／h（一定） | 格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，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）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保操作についても考慮しない | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するため，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が緩和されるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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。 | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するため，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が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。 |
| | 代替循環冷却系 | 総循環流量：250m$^3$／h<br>・格納容器スプレイ：150m$^3$／h<br>・原子炉注水：100m$^3$／h | 総循環流量：250m$^3$／h<br>・格納容器スプレイ 150m$^3$／h<br>・原子炉注水 100m$^3$／h | 炉心冷却の維持に必要な流量，格納容器圧力及び雰囲気温度の抑制に必要なスプレイ流量を考慮して設定 | 実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），格納容器の圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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。 | 実際の注水量は解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：約 14MW<br>（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において） | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：約 14MW 以上<br>（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃以下において） | 熱交換器の設計性能に基づき，代替循環冷却系の除熱性能を厳しくする観点で，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は同等であることから運転員等操作時間に与える影響はない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は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ない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。 |
| | 可搬型窒素供給装置 | 総注入流量：200m$^3$／h<br>・窒素 198m$^3$／h<br>・酸素 2m$^3$／h<br>ガス温度：30℃ | 総注入流量：200m$^3$／h<br>・窒素 198m$^3$／h<br>・酸素 2m$^3$／h<br>ガス温度：0～58℃ | 総注入流量は格納容器内の酸素濃度上昇抑制に必要な流量として設定<br>酸素注入流量は純度 99vol%を考慮して残り全てを酸素として設定<br>ガス温度は気象条件を考慮して設定 | 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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，本評価事故シーケンスでは，格納容器雰囲気温度を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。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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。 | 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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，窒素注入は事象発生から約 84 時間後に開始するため，代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作によって格納容器雰囲気は除熱されており，窒素温度は格納容器雰囲気温度よりも低いことから，窒素注入によって格納容器雰囲気温度が上昇することはなく，評価項目となるパラメータに与える影響はない。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）に変わりはないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |

# 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（1／2）

| 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 | 常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作並びに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操作及び低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 事象発生 25 分後 | 中央制御室における常設代替高圧電源装置，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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等の電源回復ができない場合，早期の電源回復不能と判断し，これにより，常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作及び低圧代替注水系（常設）等の起動操作を開始する手順としている。この認知に係る時間として 10 分間を想定しているため，認知遅れにより操作時間に与える影響はなし。<br>【要員配置】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>非常用ディーゼル発電機等の手動復旧操作（失敗），常設代替高圧電源装置の起動操作，緊急用母線の受電操作，低圧代替注水系（常設）等起動操作を行う当直運転員の操作内容及び操作所要時間は以下のとおり。これらの作業は一連の操作として行うため，操作所要時間は最長で 15 分間となる<br>●非常用ディーゼル発電機等の手動起動操作（失敗）に係る時間として 2 分を想定<br>●常設代替高圧電源装置の起動操作及び緊急用母線の受電操作として 4 分を想定<br>●低圧代替注水系（常設）等の起動操作として 9 分を想定<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 状況判断から原子炉注水操作までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定していることから，運転員等操作時間に与える影響はない。 | 解析条件は操作所要時間に余裕を含めて設定されており，原子炉水位の回復は早くなる可能性があるが，ジルコニウム－水反応量により発熱量が増加する等の影響があるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に大きな差異はない。また，代替格納容器スプレイ操作と原子炉注水操作は，流量分配により同時に実施する操作であり，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 | 事象発生から 50 分後（操作開始時間の 25 分の遅れ）までに常設代替高圧電源装置からの受電操作を行い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操作及び低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が開始できれば，損傷炉心は露紙日に保持され，評価項目を満足する結果となることから，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。<br>解析上においては，10 分間の認知時間後に操作開始し，低圧代替注水系（常設）等の起動操作まで 15 分としているところ，訓練実績では操作開始から約 15 分。<br>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。 |
| | 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作 | 事象発生 90 分後 | 中央制御室における緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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，早期の電源回復不能と判断し，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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>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。<br>【操作所要時間】<br>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。<br>【他の並列操作有無】<br>並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 代替循環冷却系の運転は事象発生 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も小さい。<br>また，本操作の操作開始時間は，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，緊急用海水系の操作開始時間が早まれば，代替循環冷却系による格納容器除熱操作の操作開始時間も早まる可能性があり，代替循環冷却系の運転開始時間も早まるが，その他の操作と並列して実施する場合でも，順次実施し所定の時間までに操作を完了できることから影響はない。 | 緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には，代替循環冷却系による格納容器除熱操作も早まる可能性があり，格納容器圧力及び雰囲気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。 | 本操作開始までの時間は操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，時間余裕がある。<br>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，格納容器圧力が限界圧力 0.62MPa[gage] に到達するまでの時間は事象発生から約 14 時間後であり，約 12 時間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。<br>訓練では緊急用海水系起動に約 16 分。代替循環冷却系起動に約 27 分。<br>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。 |

# 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（2／2）

| 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 | 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達時 | 格納容器内酸素濃度がベント基準である4.3vol%（ドライ条件）到達を防止する観点で設定 | 【認知】<br>事故時には重要監視パラメータである格納容器内酸素濃度を継続監視しており，また，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は，格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）に到達する事象発生から約62時間後に開始となるのに対して，窒素注入操作の実施基準（格納容器内酸素濃度4.0vol%（ドライ条件））に到達するのは事象発生約84時間後であり，比較的緩やかなパラメータ変化であることから，認知遅れが操作開始時間に影響を及ぼす可能性は非常に小さい。<br>【要員配置】<br>現場での操作は，中央制御室の当直運転員とは別に現場操作を行う重大事故等対応要員を配置している。これらの要員は，操作の実施期間中に他の操作を担っていないことから，要員配置が操作開始時間に与える影響はなし。<br>【移動】<br>窒素注入に用いる可搬型窒素供給装置は車両であり，自走にて作業場所へ移動することを想定している。仮に地震等の外部事象が起因事象で，アクセスルートに被害がある場合でも，ホイールローダ等にて必要なアクセスルートを復旧できる体制としている。重大事故等対応要員は，格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）に到達する事象発生から約62時間後に移動を開始するが，移動にかかる所要時間は約1時間であり，窒素注入開始時間の事象発生から約84時間後までに余裕時間があることから，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作所要時間】<br>作業場所への移動完了後，可搬型窒素供給装置の準備，ホース敷設等として120分を想定している。本操作は，作業場所への移動完了後に開始し，格納容器内酸素濃度が4.0vol%（ドライ条件）に到達する予定時刻の約21時間前から実施する。よって，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>他の並列操作はないことから操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>重大事故等対応要員の現場操作は，操作の信頼性向上や要員の安全のため2人1組で実施することとしており，誤操作は起こりにくく，誤操作等により操作開始時間に影響を及ぼす可能性は小さい。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約84時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約62時間後）に開始し約3時間で準備完了するため，十分な余裕時間があることから，操作開始時間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。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約84時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約62時間後）に開始し約3時間で準備完了するため，十分な余裕時間があることから，操作開始時間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。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約84時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約62時間後）に開始し約3時間で準備完了するため，十分な準備時間が確保できることから，時間余裕がある。 | 格納容器内への窒素注入は，移動も含め所要時間を180分と想定しているところ，訓練実績等により約176分に実施可能なことを確認した。 |
| | タンクローリによる燃料給油操作 | 事象発生から84時間以降，適宜 | 可搬型窒素供給装置への燃料給油操作は，解析条件ではないが，解析で想定している操作の成立や継続に必要な作業<br>各機器の使用開始時間を踏まえて設定 | 可搬型窒素供給装置への燃料給油操作開始までの時間は，事象発生から約84時間あり十分な時間余裕がある。 | － | － | － | 可搬型窒素供給装置への燃料給油は，想定所要時間90分のところ，訓練実績等により約80分に実施可能なことを確認した |

# 大破断ＬＯＣＡを上回る規模のＬＯＣＡに対する格納容器破損防止対策の有効性について

大破断ＬＯＣＡを上回る規模のＬＯＣＡ（以下「Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡ」という。）が発生した場合には，原子炉冷却材の流出による原子炉水位の低下が早く，かつ，非常用炉心冷却系が使用できない場合は，早期に炉心損傷に至ることとなり，炉心損傷防止対策を講じることは困難である。

Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡは,原子炉冷却材圧力バウンダリとなる複数の配管が同時に破断する場合を想定するが，破断箇所により事象進展は大きく変わる。炉心や格納容器への影響の観点から，破断箇所は大きく以下の２通りに分類できる。

・注水系配管破断の有無（注水可否）

非常用炉心冷却系等による原子炉への注水が不可能となるため，原子炉水位低下による炉心損傷後は，原子炉圧力容器破損に至ることとなる。

・燃料有効長頂部位置以下の配管破断の有無

燃料有効長頂部位置より下に設置している配管が破断した場合，液相配管破断であることから原子炉冷却材の流出量が多く，原子炉水位の低下が早くなる。また，炉心の冠水を維持するためのバウンダリが喪失することから，原子炉注水に成功した場合でも破断面積や注水流量によっては炉心冠水を維持できない可能性がある。

上記を踏まえ，事故の想定に当たり破断配管の選定を第１表のとおり整理した。

第１表　破断配管の選定

<table>
<tr><td colspan="2" rowspan="2"></td><td colspan="2">燃料有効長頂部位置以下の配管破断</td></tr>
<tr><td>無</td><td>有</td></tr>
<tr><td rowspan="2">注水配管破断</td><td>無</td><td>炉心の冠水を維持するためのバウンダリは喪失しないためＥｘｃｅｓｓｉｖｅ　ＬＯＣＡ発生後の原子炉への注水が行われると，大破断ＬＯＣＡと同等程度の事象進展になると考えられる。</td><td>炉心の冠水を維持するためのバウンダリは喪失するが，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ　ＬＯＣＡ発生後の原子炉への注水を考慮すると，冠水するまでに要する時間は左記に比べて長くなるものの，大破断ＬＯＣＡと同等程度の事象進展になると考えられる。</td></tr>
<tr><td>有</td><td>原子炉水位の低下は早まるが,「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」と同等程度の事象進展になると考えられる。</td><td>原子炉水位の低下は早まり，原子炉注水による炉心冷却もできず，かつ炉心の冠水を維持するためのバウンダリが喪失するため，事象進展は極端に早くなる。</td></tr>
</table>

第１表より，破断箇所は包絡的な条件である注水系配管及び燃料有効長頂部位置以下の配管が同時に破断した場合を想定した評価を実施することとする。なお，破断箇所が異なることで事象進展は変わると考えられるものの，原子炉圧力容器から格納容器内へ放出されるエネルギは同程度であり，長期的な挙動は大破断ＬＯＣＡと同等と考えられるため,「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」時と同様の格納容器破損防止対策が有効に機能することで，格納容器の閉じ込め機能を維持できるものと考えられる。

ここでは,「Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ　ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」について，格納容器破損防止対策が有効に機能することを確認するため，保守的に以下の配管が同時に破断することを想定した解析を実施する。

＜主な破断想定箇所＞

| | |
|---|---|
| 注水配管<br>燃料有効長頂部位置以上の配管 | 蒸気配管<br>給水配管<br>低圧注水系配管<br>低圧炉心スプレイ系配管<br>高圧炉心スプレイ系配管 |
| 燃料有効長頂部位置以下の配管 | 再循環系配管<br>底部ドレン配管 |

Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡ発生後，原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心は露出し，事象発生後早期に燃料被覆管の最高温度は1,000K（約727℃）に到達し，炉心損傷が開始する。また，事象発生から約18分後に燃料温度は約2,500K（約2,227℃）に到達する。事象発生から25分後に低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始するが，注水配管が破断しているため原子炉圧力容器へは注水されず，原子炉水位は回復することなく原子炉圧力容器破損に至る。

事象発生から25分後に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開始し，90分後から代替循環冷却系による格納容器除熱に切り替えることで，原子炉圧力容器破損前の格納容器圧力及び雰囲気温度上昇を抑制する。原子炉圧力容器破損後は，代替循環冷却系による格納容器除熱に加えて，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）によるペデスタル（ドライウェル部）注水を実施することで，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇を抑制するとともに，ペデスタル（ドライウェル部）へ落下した溶融炉心の冷却を維持する。

格納容器圧力，格納容器雰囲気温度等の推移を第1図から第7図に示す。

第1図のとおり，格納容器バウンダリにかかる圧力は，限界圧力0.62MPa[gage]を超えない。また，第2図のとおり，格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）の最高値は約153℃となり，限界温度200℃を超えない。

原子炉水位の低下が早いことから事象進展が早くなり，約 1.3 時間後に炉心支持板が破損し，その後，約 2.6 時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

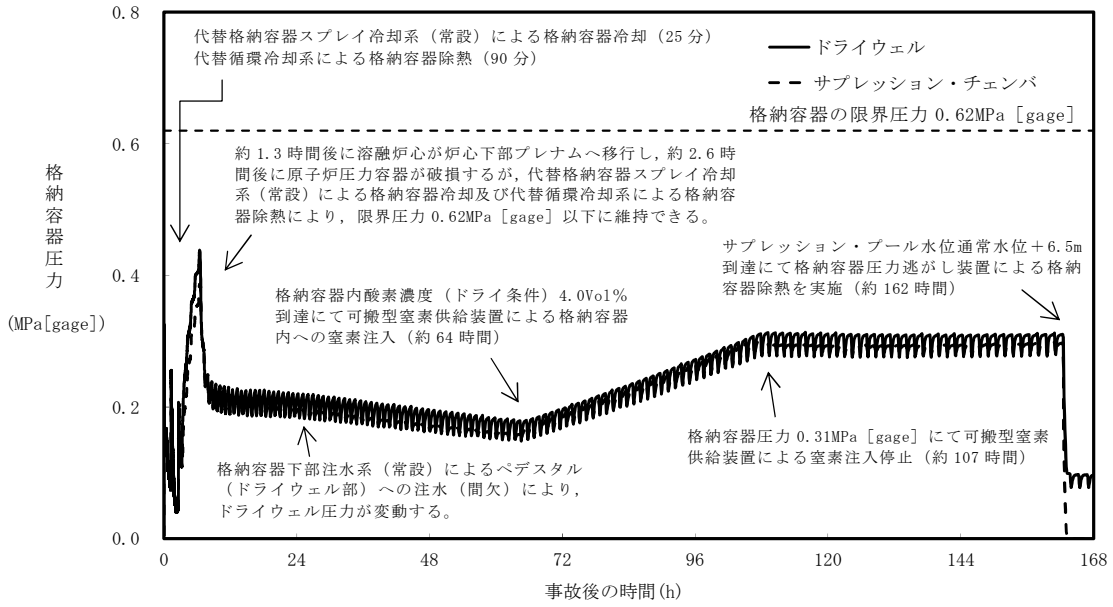
原子炉圧力容器の底部ドレン配管からの流入によりペデスタル（ドライウェル部）が満水となった場合でも，床ドレン及び機器ドレン排水経路による水位 1m までの排水に必要な時間は約 1.3 時間であり（添付資料 3.2.3 参照），原子炉圧力容器が破損する約 2.6 時間後までにペデスタル（ドライウェル部）の水位は 1m まで排水可能である。

第 3 図及び第 4 図のとおり，ペデスタル（ドライウェル部）に落下した溶融炉心は，初期水張り水及び溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）への注水により冷却され，ペデスタル（ドライウェル部）壁面及び床面におけるコンクリートの侵食は発生しない。

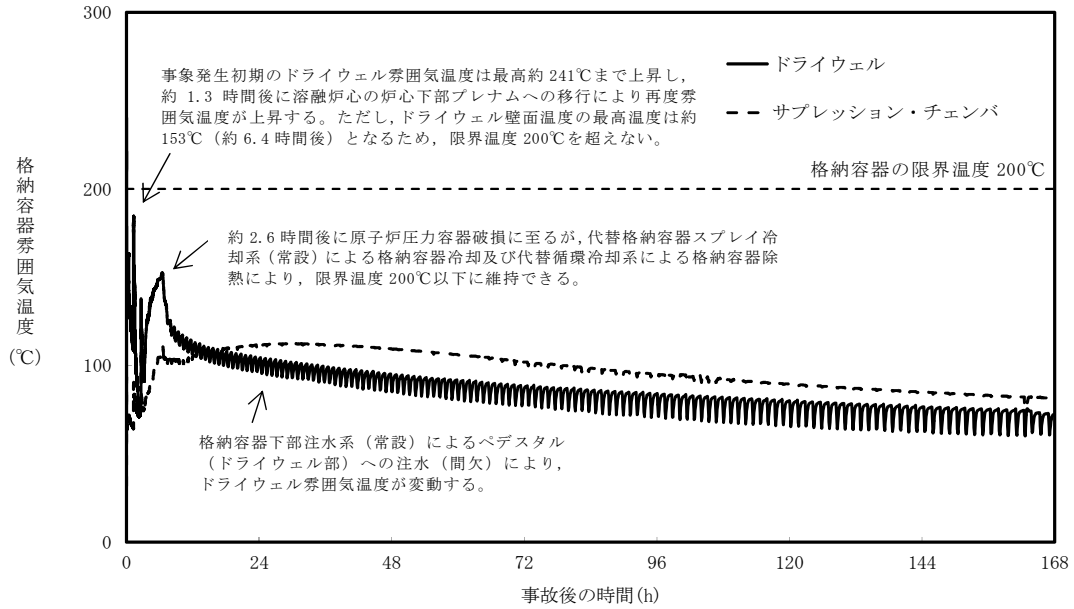
格納容器内水素濃度及び酸素濃度については，第 5 図及び第 6 図のとおり，ジルコニウムー水反応によって水素濃度は 13vol％を大きく上回るが，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入及び格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱により，酸素濃度は可燃限界濃度である 5vol％を下回るため，格納容器内での水素燃焼は発生しない。

サプレッション・プール水位は，第 7 図のとおり，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）注水により徐々に上昇するが，事象発生約 162 時間後に通常水位＋6.5m に到達し，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作を実施した以降は，一時的に水位上昇がみられるものの，ベント配管位置よりも低く推移するため，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の継続は可能となる。

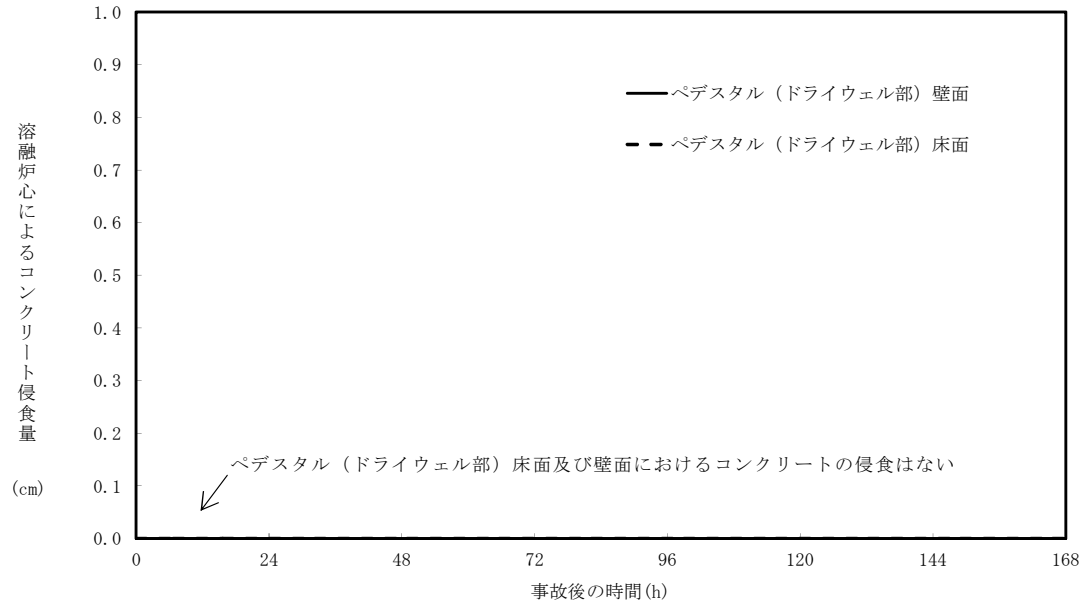
以上より，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡ発生時にも格納容器の健全性は確保できる。



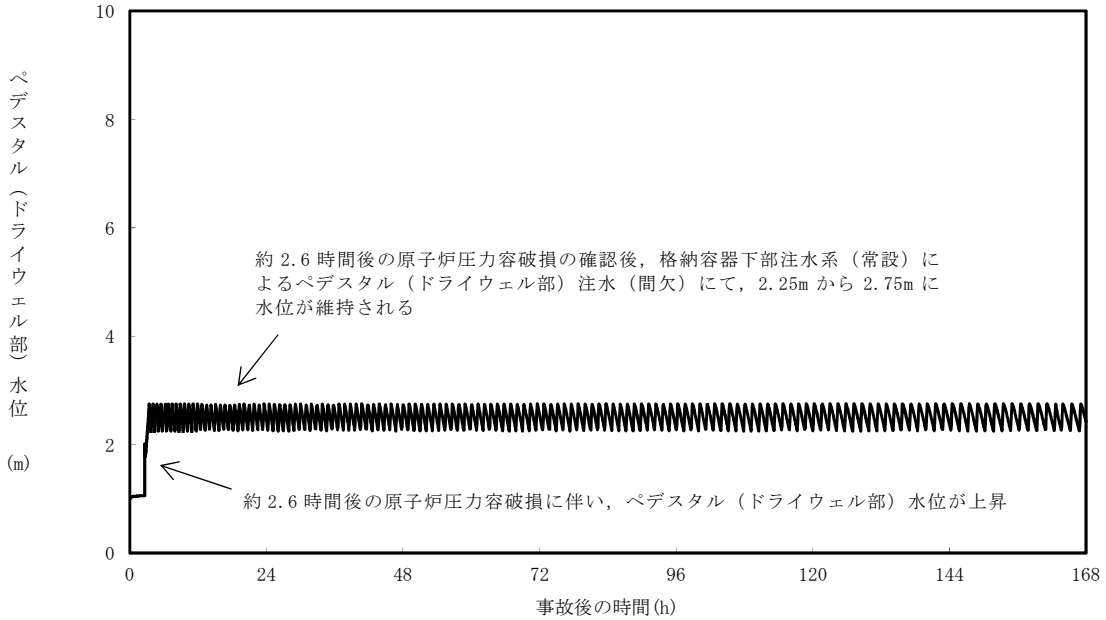

第１図　格納容器圧力の推移



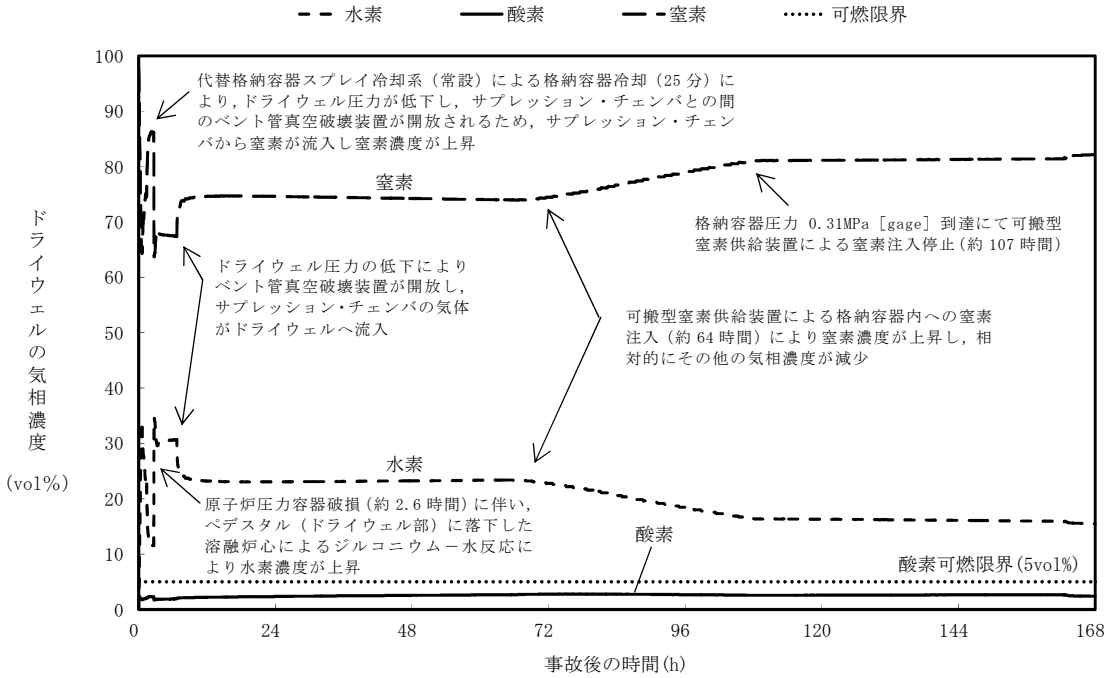

第２図　格納容器雰囲気温度の推移



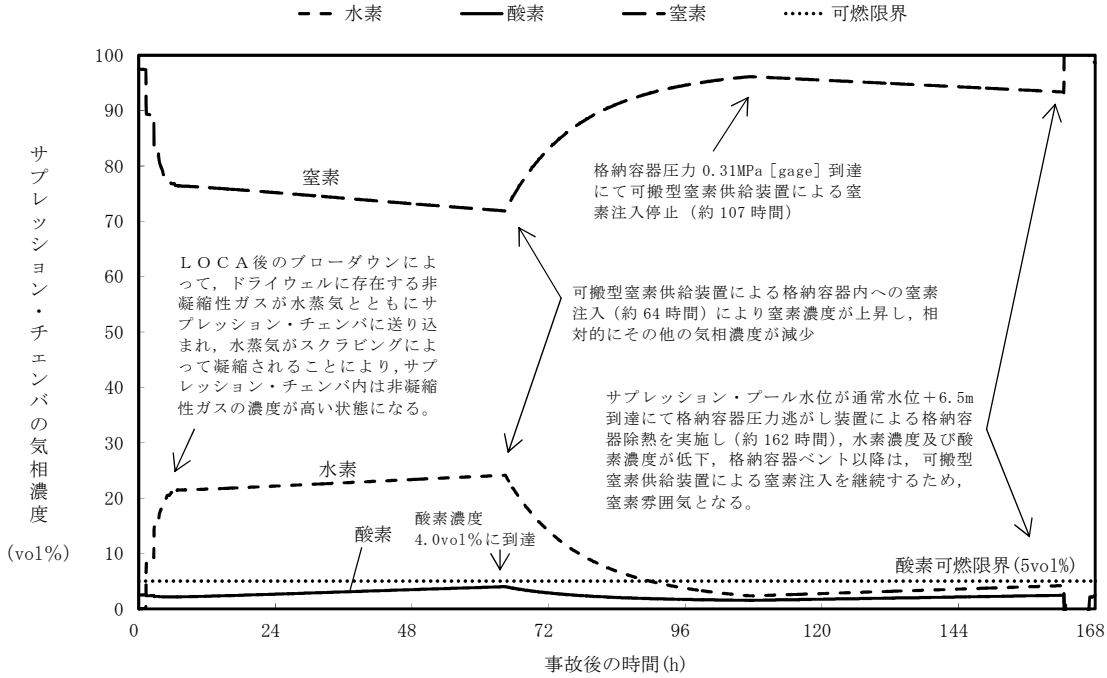

第３図　ペデスタル（ドライウェル部）床面及び壁面
のコンクリート侵食量の推移



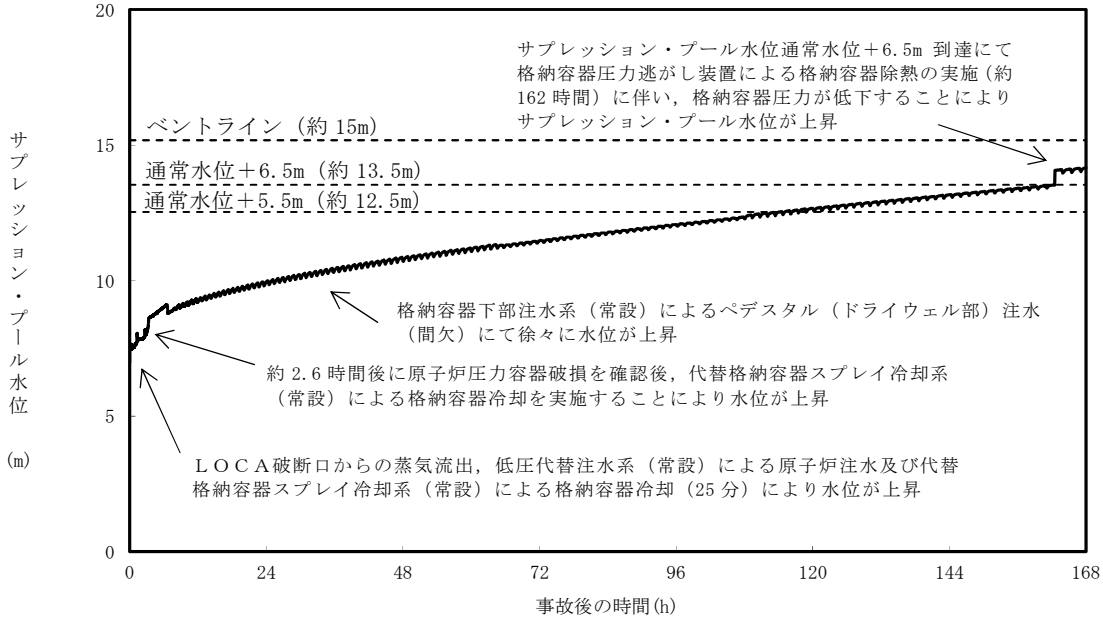

第４図　ペデスタル水位の推移




第５図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）




第６図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）




第７図　サプレッション・プール水位の推移

# 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））

1.　水源に関する評価

①　淡水源（有効水量）

・代替淡水貯槽：約 4,300m$^3$

2.　水使用パターン

①　常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

事象発生 25 分後，定格流量で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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を実施する。

代替循環冷却系による原子炉注水が開始される事象発生約 90 分後，常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を停止する。

②　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

事象発生 25 分後から炉心水位回復まで，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）による格納容器冷却を実施する。

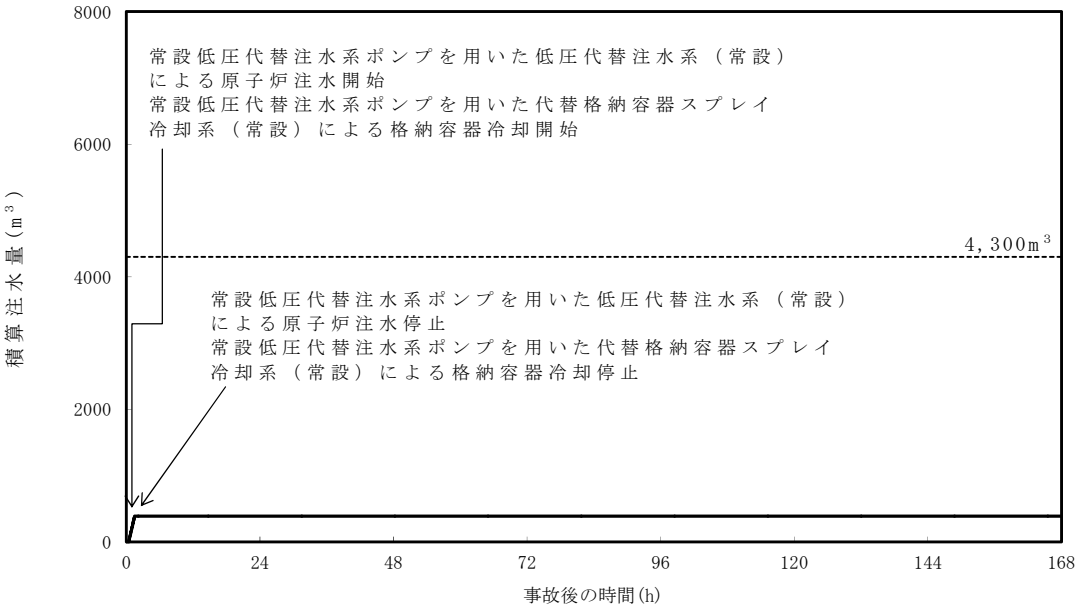
代替循環冷却系による格納容器除熱が開始される事象発生約 90 分後に，常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を停止する。

3.　時間評価

原子炉注水等によって，代替淡水貯槽の水量は減少する。

事象発生90分後までに代替循環冷却系による格納容器除熱操作を実施し，その後，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水等を停止するため，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 400m$^3$である。




第１図　外部水源による積算注水量

（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））

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 400m$^3$の水が必要となるが，代替淡水貯槽に約 4,300m$^3$の水を保有することから必要水量を確保している。このため，安定して冷却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

# （雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

# （代替循環冷却を使用する場合））

保守的に全ての設備が，事象発生直後から 7 日間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<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>420.0L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×5 台（運転台数）<br>＝約 352.8kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>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 |
| 可搬型窒素供給装置用電源車　1 台起動<br>（格納容器内への窒素注入）<br>110.0L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 18.5kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 18.5kL | 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 |
| 緊急時対策所用発電機　1 台起動<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>411L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 70.0kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 70.0kL | 緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクの容量は約 75kL であり，7 日間の対応可能 |

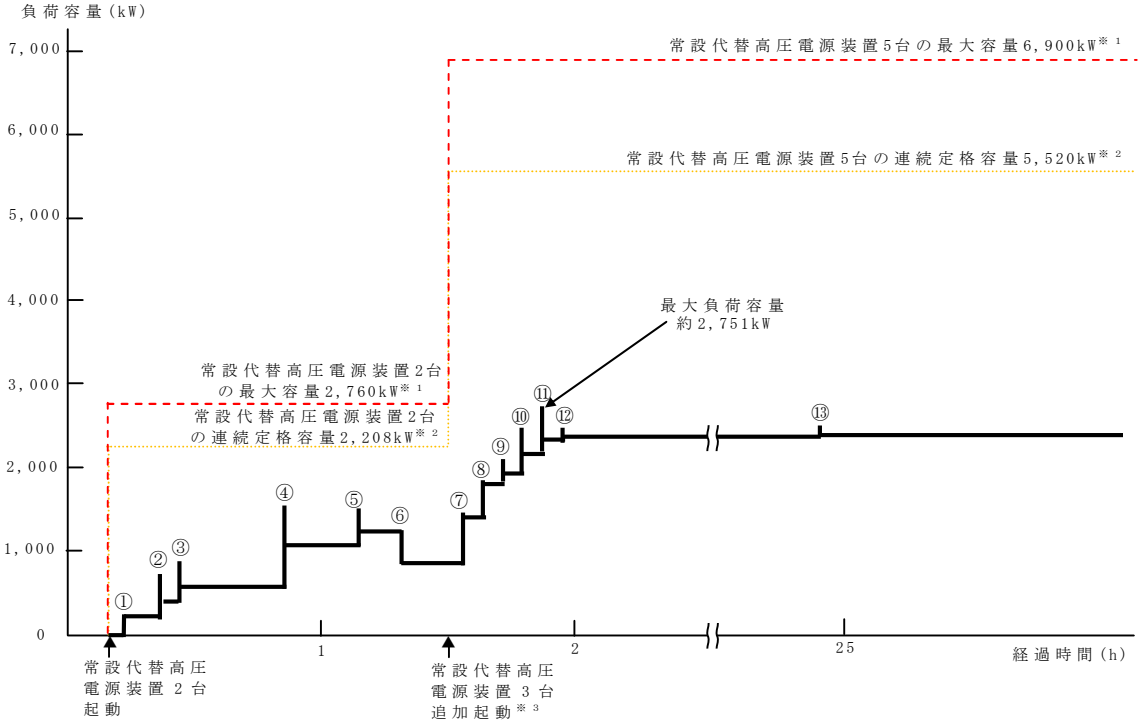
# 常設代替交流電源設備の負荷

# （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））

## 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<br>(kW) | 負荷起動時の最大負荷容量<br>(kW) | 定常時の連続最大負荷容量<br>(kW) |
|---|---|---|---|---|
| ① | 緊急用母線自動起動負荷<br>・緊急用直流125V充電器<br>・その他必要な負荷 | 約 120<br>約 97 | 約 245 | 約 217 |
| ② | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 702 | 約 407 |
| ③ | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 892 | 約 597 |
| ④ | 緊急用海水ポンプ<br>その他必要な負荷 | 約 510<br>約 4 | 約 1,579 | 約 1,111 |
| ⑤ | 代替循環冷却系ポンプ | 約 140 | 約 1,468 | 約 1,251 |
| ⑥ | 停止負荷<br>常設低圧代替注水系ポンプ2台 | 約－380 | — | 約 871 |
| ⑦ | 非常用母線２Ｃ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ａ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ａ<br>・その他必要な負荷<br>・その他不要な負荷※4 | 約 79<br>約 108<br>約 134<br>約 14<br>約 234 | 約 1,453 | 約 1,440 |
| ⑧ | 非常用母線２Ｄ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ｂ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ｂ<br>・その他不要な負荷※4 | 約 60<br>約 86<br>約 134<br>約 135 | 約 1,860 | 約 1,855 |
| ⑨ | 非常用ガス再循環系排風機<br>非常用ガス処理系排風機<br>その他必要な負荷<br>停止負荷 | 約 55<br>約 8<br>約 95<br>約－52 | 約 2,149 | 約 1,961 |
| ⑩ | 中央制御室空調換気系空気調和機ファン<br>中央制御室換気系フィルタ系ファン<br>その他必要な負荷 | 約 45<br>約 8<br>約 183 | 約 2,538 | 約 2,197 |
| ⑪ | 蓄電池室排気ファン<br>その他必要な負荷 | 約 8<br>約 154 | 約 2,751 | 約 2,359 |
| ⑫ | ほう酸水注入ポンプ | 約 37 | 約 2,486 | 約 2,396 |
| ⑬ | 代替燃料プール冷却系ポンプ | 約 30 | 約 2,505 | 約 2,426 |




常設代替高圧電源装置の負荷積算イメージ

※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
※4　有効性評価で期待していないが電源供給される不要な負荷

# 格納容器内の酸素濃度上昇抑制のための対応操作について

## 1. 概　要

炉心損傷後は水の放射線分解により格納容器内で酸素が発生するため，水素燃焼を防止する観点から，酸素濃度4.3vol％（ドライ条件）到達で格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作(以下「格納容器ベント」という。)を実施することで，可燃性ガスを排出する手順としている。一方で，環境への影響を考慮すると,格納容器ベントを可能な限り遅延する必要があるため,格納容器ベントの実施基準である酸素濃度4.3vol％の到達時間を遅らせる目的から，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作（以下「窒素注入」という。）を実施することとしている。ここでは，有効性評価の事象進展を参照し，窒素注入及び格納容器ベントに係る判断基準の妥当性について示す。

## 2. 窒素注入の判断基準と作業時間について

窒素注入に係る判断基準は以下のとおり設定している。

ａ．可搬型窒素供給装置の起動準備操作の開始基準：酸素濃度 3.5vol％

ｂ．窒素注入の開始基準　　：酸素濃度 4.0vol％

「3.4 水素燃焼」において，水の放射線分解における水素及び酸素のＧ値を設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値により感度解析を実施しており，水素及び酸素濃度の上昇が早い感度解析においても，第 1 表のとおり，可搬型窒素供給装置の起動準備時間が約 6 時間（約 360 分）確保できるため，起動準備時間の 180 分に対して十分余裕があることが確認できる。

第1表　設計基準事故のＧ値を用いた場合の評価結果

| 酸素濃度 | 到達時間 | 窒素注入準備の余裕時間 |
|---|---|---|
| 3.5vol％ | 約15時間 | 約6時間 |
| 4.0vol％ | 約21時間 | |

3.　窒素注入及び格納容器ベントの実施基準について

窒素注入及び格納容器ベントに係る実施基準,実施基準の設定根拠を第2表に示す。操作時間や水素濃度及び酸素濃度監視設備の計装誤差（約0.6vol％）を考慮しても，可燃限界領域（酸素濃度5.0vol％以上）に到達することなく，窒素注入及び格納容器ベントが実施可能である。

第2表　窒素注入及び格納容器ベントの実施基準について

| 操作 | 実施基準<br>：計装の読み取り値 | 実施基準の設定根拠 |
|---|---|---|
| 可搬型窒素供給装置の起動準備の開始基準 | 酸素濃度3.5vol％<br>（2.9vol％～<br>4.1vol％）※ | 可搬型窒素供給装置の起動準備時間を考慮して設定 |
| 窒素注入開始基準 | 酸素濃度4.0vol％<br>（3.4vol％～<br>4.6vol％）※ | 格納容器ベントの開始基準の到達前を設定 |
| 格納容器ベント開始基準 | 酸素濃度4.3vol％<br>（3.7vol％～<br>4.9vol％）※ | 計装誤差を踏まえても可燃限界領域到達前に格納容器ベントが可能な基準を設定 |

※　括弧内は，計装の読み取り値に対して計装誤差を考慮した範囲であり，実機の酸素濃度として想定される範囲

### 3.1.3　代替循環冷却系を使用できない場合

#### 3.1.3.1　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」では，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）」で想定される事故シーケンスに対して，代替循環冷却系を使用する場合を想定し，期待する格納容器破損防止対策の有効性を評価している。代替循環冷却系は多重化設計とした上で，さらなる後段の対策として格納容器圧力逃がし装置を整備するため，重大事故時の事象発生後短期に格納容器圧力逃がし装置を使用することは実質的には考えられないが，本格納容器破損モードで想定される事故シーケンスに対して，代替循環冷却系を使用できない場合を想定し，格納容器圧力逃がし装置の有効性を評価する観点から，格納容器破損防止対策の有効性を評価する。

（添付資料 3.1.3.1）

本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図を第 3.1.3－1 図に，対応手順の概要を第 3.1.3－2 図に示すとともに，重大事故等対策の概要を以下に示す。また，重大事故等対策における設備と手順の関係を第 3.1.3－1 表に示す。

（添付資料 3.1.2.1）

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，事象発生 2 時間までの重大事故等対策に必要な要員は，災害対策要員（初動）20 名である。その内訳は次のとおりである。中央制御室の運転員は，当直発電長 1 名，当直副発電長 1 名及び運転操作対応を行う当直運転員 4 名である。発電所構内に常駐している要員のうち，通報連絡等を行う要員は 4 名，現場操作を行う重大事故等対応要員は 10 名である。

また，事象発生 2 時間以降に追加で必要な参集要員は，タンクローリによ

る燃料給油操作を行うための重大事故等対応要員2名及び格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作を行うための重大事故等対応要員3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，評価事故シーケンス以外の事故シーケンスについては，作業項目を評価事故シーケンスと比較し，必要な要員数を確認した結果，20 名で対処可能である。

ａ．原子炉スクラム，ＬＯＣＡ発生及び全交流動力電源喪失の確認

原子炉スクラム，ＬＯＣＡ発生及び全交流動力電源喪失の確認については，「3.1.2.1 ａ．原子炉スクラム，ＬＯＣＡ発生及び全交流動力電源喪失の確認」と同じ。

ｂ．原子炉への注水機能喪失の確認

原子炉への注水機能喪失の確認については，「3.1.2.1 ｂ．原子炉への注水機能喪失の確認」と同じ。

ｃ．炉心損傷確認

炉心損傷確認については，「3.1.2.1 ｃ．炉心損傷確認」と同じ。

（添付資料3.1.3.2）

ｄ．早期の電源回復不能判断及び対応準備

早期の電源回復不能判断及び対応準備については，「3.1.2.1 ｄ．早期の電源回復不能判断及び対応準備」と同じ。

ｅ．常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水については，「3.1.2.1 ｅ．常設代替交流電源設備に

よる緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水」と同じ。

なお，代替循環冷却系が使用できない場合の評価であることから，原子炉水位ＬＯまで冠水した後は，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の流量を崩壊熱相当に調整し，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停止する。

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は，低圧代替注水系原子炉注水流量（常設ライン用）等である。

（添付資料 3.1.2.2，3.1.3.3）

ｆ．水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動

水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動については，「3.1.2.1 ｈ．水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動」と同じ。

ｇ．代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却

格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため，格納容器圧力及び雰囲気温度が徐々に上昇する。ドライウェル圧力を用いて格納容器圧力が 0.465MPa［gage］到達を確認した場合は，中央制御室からの遠隔操作により常設低圧代替注水系ポンプ２台を使用した代替格納容器スプレイ冷却系（常設）により格納容器冷却を実施し，格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲で制御する。

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スプレイ流量（常設ライン用）等である。

格納容器スプレイを継続することによりサプレッション・プール水位が上昇するため，格納容器ベントに伴うサプレッション・プール水位の

上昇（約 1.3m）を考慮し，サプレッション・プール水位がベントライン下端位置を超えないように格納容器スプレイを停止する。

格納容器スプレイの停止を確認するために必要な計装設備は，サプレッション・プール水位である。

h．格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の準備として，第一弁を中央制御室からの遠隔操作により開する。

サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した場合，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却の停止後，第二弁を中央制御室からの遠隔操作によって全開することで，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を実施する。

格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を確認するために必要な計装設備は，サプレッション・チェンバ圧力等である。

サプレッション・チェンバ側からの格納容器圧力逃がし装置のベントラインが水没しないことを確認するために必要な計装設備は，サプレッション・プール水位である。

以降，損傷炉心の冷却は，低圧代替注水系（常設）による注水により継続的に行い，また，格納容器除熱は，格納容器圧力逃がし装置により継続的に行う。

### 3.1.3.2　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，過圧及び過温への対策の有効性を総合的に評価する観点から，プラント損傷状態をＬＯ

ＣＡとし，中小破断ＬＯＣＡに比べて破断口径が大きいことから事象進展が早く，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の観点で厳しい大破断ＬＯＣＡを起因とする，「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」である。

なお，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

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・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流，原子炉圧力容器におけるＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む），炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション，構造材との熱伝達及び原子炉圧力容器内ＦＰ挙動，格納容器における格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達，スプレイ冷却及び格納容器ベント並びに炉心損傷後の格納容器における格納容器内ＦＰ挙動が重要現象となる。

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により原子炉水位，燃料最高温度，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度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3.1.3－2 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，大破断ＬＯＣＡが発生するものとする。破断箇所は，原子炉圧力容器内の保有水量を厳しく評価し，かつ，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点で厳しい設定として，再循環系配管（出口ノズル）とする。

（添付資料 1.5.2）

(b)　安全機能の喪失に対する仮定

非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，全交流動力電源が喪失するものとする。さらに非常用炉心冷却系等が機能喪失するものとする。なお，代替循環冷却系は使用できないものとする。

(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，非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定する。

(d)　水素の発生

水素の発生については，ジルコニウム－水反応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等による水素発生は考慮していないため，「(4) 有効性評価の結果」にてその影響を評価する。

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)　主蒸気隔離弁

主蒸気隔離弁は，事象発生と同時に閉止するものとする。

(c)　再循環系ポンプ

再循環系ポンプは，事象発生と同時に停止するものとする。

(d)　低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

230m$^3$／h にて原子炉注水し，原子炉水位ＬＯまで回復後は，崩壊熱による蒸発量相当の注水流量（最大 50m$^3$／h）で注水する。なお，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水は，格納容器スプレイと同じ常設低圧代替注水系ポンプを用いて流量分配することで実施する。

（添付資料 3.1.2.3）

(e)　代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却

事象初期の原子炉注水実施時の格納容器スプレイ流量は，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制に必要なスプレイ流量を考慮し，130 m$^3$／h にて格納容器内にスプレイする。また，0.465MPa［gage］到達時の格納容器スプレイは，運転手順における調整範囲の上限である 130m$^3$／h にて格納容器内にスプレイする。なお，格納容器スプレイは，原子炉注水と同じ常設低圧代替注水系ポンプを用いて流量分配することで実施する。

（添付資料 3.1.2.3）

(f)　格納容器下部注水系（常設）

格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，

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）水位の確保操作についても考慮しない。

(g)　格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

格納容器圧力 0.31MPa［gage］における排気流量 13.4kg／s に対して，第二弁の中央制御室からの遠隔操作による全開操作にて格納容器除熱を実施する。

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」に示す分類に従って以下のとおり設定する。

(a)　交流電源は，常設代替交流電源設備によって供給を開始し，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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，事象発生 25 分後から開始する。また，代替循環冷却系による格納容器除熱操作ができないことから，原子炉水位ＬＯまで回復したことを確認した場合，原子炉注水流量を崩壊熱相当に調整し，格納容器冷却を停止する。

(b)　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は，格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合に開始し，0.400MPa［gage］に到達した場合は停止する。なお，格納容器ベントに伴うサプレッション・プール水位の上昇（約 1.3m）を考慮し，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した以降は格納容器スプレイを停止する。

(c)　格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作は，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m 到達から 5 分後に実施する。

(3)　有効性評価（Ｃｓ－137 の放出量評価）の条件

ａ．事象発生直前まで，定格出力の 100％で長時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．格納容器圧力逃がし装置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※され，サプレッション・チェンバ又はドライウェルのベントラインを通じて格納容器圧力逃がし装置に至るものとする。

格納容器圧力逃がし装置に到達した核分裂生成物は，格納容器圧力逃がし装置内のフィルタによって除去された後，格納容器圧力逃がし装置出口配管から放出される。

※　セシウムの格納容器内への放出割合については，本評価事故シーケンスにおいては解析コードＭＡＡＰの評価結果の方が代表的なソースタームに関する報告書であるＮＵＲＥＧ－1465 より大きく算出する。

ｃ．格納容器圧力逃がし装置を用いた場合のＣｓ－137 放出量は，以下の式で計算される。

Ｃｓ－137 の放出量（Bq）＝f_Cs×Bq_Cs-137×（1／DF）

f_Cs＝f_CsOH＋（M_I／M_Cs）×（W_Cs／W_I）×（f_CsI－f_CsOH）

f_Cs：格納容器からのセシウムの放出割合

f_CsI：格納容器からのＣｓＩの放出割合

（ＭＡＡＰコードでの評価値）

f_CsOH：格納容器からのＣｓＯＨの放出割合

（ＭＡＡＰコードでの評価値）

M_I：よう素の初期重量（kg）

M_Cs：セシウムの初期重量（kg）

W_I：よう素の分子量（kg／kmol）

W_Cs：セシウムの分子量（kg／kmol）

Bq_Cs-137：Ｃｓ－137 の炉内内蔵量（Bq）

DF：格納容器圧力逃がし装置の除染係数

ｄ．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・チェンバのプール水でのスクラビング等による除去効果を考慮する。

ｅ．格納容器圧力逃がし装置を介して大気中へ放出されるＣｓ－137 の放出量評価条件は以下のとおりとする。

(a)　格納容器内から原子炉建屋への漏えいはないものとする。

(b)　格納容器圧力逃がし装置による粒子状放射性物質に対する除染係数は 1,000 とする。

ｆ．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も考慮する。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基に評価する。

(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により原子炉建屋原子炉棟内の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負圧を達成した後は非常用ガス処理系の設計換気率 1 回／d 相当を考慮する。なお，非常用ガス処理系フィルタトレイン及び非常用ガス再循環系フィルタトレインによる放射性物質の除去効果については，期待しないものとする。

原子炉建屋ガス処理系は，事象発生115分後から，常設代替交流電源設備からの交流電源の供給を受け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3.1.3.4，3.1.3.5，3.1.3.6）

(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水位（シュラウド内外水位），注水流量及び原子炉圧力容器内の保有水量の推移を第3.1.3－4図から第3.1.3－8図に，燃料最高温度の推移を第3.1.3－9図に，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度，サプレッション・プール水位及びサプレッション・プール水温度の推移を第3.1.3－10図から第3.1.3－15図に示す。

ａ．事象進展

大破断ＬＯＣＡ時に高圧・低圧注水機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心は露出し，事象発生から約4分後に燃料被覆管の最高温度は1,000K（約727℃）に到達し，炉心損傷が開始する。燃料被覆管の最高温度は事象発生から約9分後に1,200℃に到達し，また，事象発生から約27分後に燃料温度は2,500K（約2,227℃）に到達する。事象発生から25分後，常設代替交流電源設備による交流電源の供給を開始し，常設低圧代替注水系ポンプ2台を用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始することによって，原子炉圧力容器破損に至ることなく，原子炉水位Ｌ０以上まで原子炉水位は回復し，炉心は冠水する。

（添付資料3.1.2.6）

格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため，格納容器圧力及び雰囲気温度は上昇する。そのため，原子炉注水と同時に格納容器スプレイを実施することによって，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制する。

原子炉水位が原子炉水位Ｌ０に回復後，サプレッション・プール水位の上昇を抑制するため，原子炉注水を崩壊熱による蒸発量相当の注水流量とし，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停止する。

その後，崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等の格納容器内への放出により，格納容器圧力及び雰囲気温度は徐々に上昇する。そのため，再度，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ことによって，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は抑制される。

ベントラインの水没防止のために，格納容器ベントに伴うサプレッション・プール水位の上昇（約 1.3m）を考慮し，サプレッション・プール水位がベントライン下端を超えないように，事象発生から約 19 時間後にサプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した時点で，格納容器スプレイを停止する。

格納容器スプレイを停止後，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を実施し，格納容器圧力及び雰囲気温度を低下させる。

格納容器雰囲気温度は，格納容器ベントによる格納容器雰囲気温度低下後，溶融炉心からの放熱によって数十時間は上昇傾向となるが，崩壊熱の減少に伴い低下傾向に転じて，その後は徐々に低下する。格納容器圧力については格納容器ベントによる格納容器圧力低下後，サプレッション・プールの減圧沸騰により数十時間は圧力が上昇傾向となるが，崩壊熱の減少に伴い低下傾向に転じて，その後は徐々に低下する。

b．評価項目等

格納容器圧力は，第3.1.3－10図に示すとおり，格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため上昇するが，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サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達し代替格納容器スプレイを停止した場合に格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を行うことによって，格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は，格納容器の限界圧力 0.62MPa［gage］を超えない。なお，格納容器バウンダリにかかる圧力が最大となる事象発生約 18 時間後（最も遅く最大値に到達する時間）において，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素は，格納容器内の非凝縮性ガスに占める割合の 2%未満であるため，その影響は無視し得る程度である。

（添付資料3.1.2.7）

格納容器雰囲気温度は，第3.1.3－11図に示すとおり，格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため上昇するが，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圧力逃がし装置による格納容器除熱を行うことによって，格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）の最高値は約 157℃となり，格納容器の限界温度 200℃を超えない。なお，事象発生直後，破断口から流出する過熱蒸気により一時的に格納容器雰囲気温度は約 202℃となるが，このときの格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）は約 137℃であり，格納容器の限界温度200℃を超えない。

（添付資料3.1.2.8）

サプレッション・チェンバのベントラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置による大気中へのＣｓ－137 の総放出量は約 $1.2\times10^{-4}$

TBq（7 日間）であり，100TBq を下回る。

ドライウェルのベントラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置による大気中へのＣｓ－137 の総放出量は約 3.7TBq（7 日間）であり，100TBq を下回る。

なお，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 14.3TBq（7 日間）となる。原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量に，ドライウェルのベントラインを経由した格納容器圧力逃がし装置によるＣｓ－137 の放出量を加えた場合でも，約 18TBq（7 日間）であり，100TBq を下回る。

事象発生からの 7 日間以降，Ｃｓ－137 の放出が継続した場合の影響評価を行ったところ，サプレッション・チェンバのベントラインを経由した格納容器圧力逃がし装置による総放出量は，約 $1.3\times10^{-4}$TBq（30 日間）及び約 $1.5\times10^{-4}$TBq（100 日間）である。ドライウェルのベントラインを経由した場合には，約 4.1TBq（30 日間）及び約 4.1TBq（100 日間）である。原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量にドライウェルのベントラインを経由した格納容器圧力逃がし装置によるＣｓ－137 の放出量を加えた場合でも，約 19TBq（30 日間）及び約 20TBq（100 日間）であり，100TBq を下回る。

（添付資料 3.1.3.4，3.1.3.5，3.1.3.6）

第 3.1.3－4 図及び第 3.1.3－6 図に示すとおり，低圧代替注水系（常設）による注水継続により炉心が冠水し，炉心の冷却が維持される。その後は，第 3.1.3－14 図に示すとおり，約 19 時間後にサプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した時点で，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し，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を開始することで安定状態が確立し，また，安定状態を維持できる。

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(1)から(3)及び(7)の評価項目について，対策の有効性を確認した。

（添付資料 3.1.3.7）

### 3.1.3.3　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「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」（代替循環冷却系を使用できない場合）では，格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，ジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガス等が蓄積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，常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作，格納容器圧力逃が

し装置による格納容器除熱操作とする。

(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，炉心溶融開始時間に与える影響は小さいことを確認している。原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに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併せ，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，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。また，格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合の格納容器スプレイ操作については，炉心ヒートアップの感度解析では，格納容器圧力及び雰囲気温度への影響は小さい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ＳＡＦ

ＥＲの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードＭＡＡＰの評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コードＳＡＦＥＲの評価結果との差異は小さいことを確認している。原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，原子炉水位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。

格納容器における格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達の不確かさとして，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雰囲気温度の傾向を適切に再現できていることから，格納容器圧力を操作開始の起点としている代替格納容器スプレイ冷却系（常設）に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，ＣＳＴＦ実験解析により格納容器雰囲気温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，格納容器圧力を操作開始の起点としている代替格納容器スプレイ冷却系（常設）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，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。本評価事故シーケンスでは，炉心の損傷状態を起点に操作開始す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ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析により原子炉圧力容器内へのＦＰ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。ＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析では，燃料被覆管破裂後のＦＰ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格納容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＡＢＣＯＶＥ実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正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，炉心損傷後の格納容器内ＦＰ挙動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 3.1.3.8）

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，格納容器圧力及び雰囲気温度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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コードＳＡＦＥＲの評価結果との差異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。

格納容器における格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達の不確かさとして，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雰囲気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。また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，ＣＳＴＦ実験解析により格納容器雰囲気温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，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，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開始時間に与える影響は小さいことを確認しており，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析により原子炉圧力容器内へのＦＰ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。ＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析では，燃料被覆管破裂後のＦＰ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。

炉心損傷後の格納容器における格納容器内ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＡＢＣＯＶＥ実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認している。したがって，大気中へのＣｓ－137 の総放出量の観点で評価項目となるパラメータに与える影響はない。なお，本評価事故シーケンスにおける格納容器圧力逃がし装置による大気中へのＣｓ－137 の総放出量は，評価項目（100TBq を下回っていること）に対して，サプレッション・チェンバのベントラインを経由した場合は約 $1.2\times10^{-4}$TBq（7 日間），ドライウェルのベントラインを経由した場合は約 3.7TBq（7 日間）であり，評価項目に対して余裕がある。

（添付資料 3.1.3.8）

(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3.1.3－2 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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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小さくなるため，発生する蒸気量は少なくなり，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（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圧力逃がし装置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，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，格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は，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，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡを考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，操作手順（速やかに格納容器冷却手段を準備すること）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。

機器条件の低圧代替注水系（常設）は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなる。溶融炉心の冠水後の操作として崩壊熱による蒸発を補う注水量に制御するが，注水後の流量調整操作であることから，運転員等操作時間に与える影響はない。

機器条件の代替格納容器スプレイ冷却系（常設）は，解析条件で設定したスプレイ流量（130m$^3$／h 一定）に対して，最確条件は運転手順における流量調整の範囲（102m$^3$／h～130m$^3$／h）となる。最確条件とした場合，サプレッション・プール水位の上昇が緩和されることから，サプレッション・プール水位を操作開始の起点とする格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器除熱操作の開始時間が遅くなり，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

機器条件の格納容器圧力逃がし装置は，解析条件の不確かさとして，実際の流量が解析より多い場合，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順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 3.1.2.12，3.1.3.8）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／

ｔ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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は格納容器スプレイ及び格納容器ベントにより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，格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は，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，解析条件の不確かさとして，Ｅｘｃｅｓｓｉｖｅ ＬＯＣＡを考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，格納容器へ放出されるエネルギは大破断ＬＯＣＡの場合と同程度であり，第3.1.2－18図及び第3.1.2－19図に示すとおり，格納容器圧力は0.62MPa［gage］，格納容器バウンダリにかかる温度は 200℃を下回っていることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

機器条件の低圧代替注水系（常設）は，解析条件の不確かさとして，実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなり，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に有意な影響を与えないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は

小さい。

機器条件の代替格納容器スプレイ冷却系（常設）は，解析条件で設定したスプレイ流量（130m$^3$／h 一定）に対して，最確条件は運転手順における流量調整の範囲（102m$^3$／h～130m$^3$／h）となる。最確条件とした場合でも，格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲内に維持することに変わりはないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

機器条件の格納容器圧力逃がし装置は，解析条件の不確かさとして，実際の流量が解析より多い場合，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなるが，格納容器圧力の最大値は代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却時の操作開始圧力であり，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作時のピーク圧力は格納容器圧力の最大値を下回ることから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

（添付資料 3.1.2.12，3.1.3.8）

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

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，解析上の操作開始時間

として事象発生から 25 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，状況判断から原子炉注水操作までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定していることから，運転員等操作時間に与える影響はない。また，原子炉注水によって原子炉水位が原子炉水位ＬＯまで回復した場合，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水流量を崩壊熱による蒸発を補う流量に変更するとともに，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停止する。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。当該操作は，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。

操作条件の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は，解析上の操作開始時間として格納容器圧力 0.465MPa［gage］到達時を設定している。運転員等操作時間に与える影響として，格納容器圧力の上昇は緩慢であり，継続監視していることから，操作開始の起点である格納容器圧力 0.465MPa［gage］到達時点で速やかに操作を実施可能であり，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。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。

操作条件の格納容器圧力逃がし装置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，サプレッション・プール水位が通常水位

＋6.5m 到達から 5 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，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達するのは，事象発生から約 19 時間後である。また，格納容器ベントの準備操作はサプレッション・プール水位の上昇傾向を監視しながらあらかじめ操作が可能であり，格納容器ベント操作の操作所要時間は時間余裕を含めて設定されていることから，実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m 到達時に速やかに格納容器除熱操作をすることが可能であるため，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 3.1.3.8）

(b)　評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作は，運転員等操作時間に与える影響として，解析条件は操作所要時間に時間余裕を含めて設定されており，原子炉水位の回復は早くなる可能性があるが，ジルコニウム－水反応量により発熱量が増加する等の影響があるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に大きな差異はない。また，代替格納容器スプレイ操作と原子炉注水操作は，流量分配により同時に実施する操作であり，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

操作条件の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は，運転員等操作時間に与える影響として，格納容器圧力の上昇は緩慢であり，継続監視していることから，操作開始の起点である格納容器圧力 0.465MPa［gage］到達時点で速やかに操作を実施可能であり，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。

操作条件の格納容器圧力逃がし装置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，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。

（添付資料 3.1.3.8）

(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。

操作条件の常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作については，第 3.1.3－16 図から第 3.1.3－18 図に示すとおり，事象発生から 50 分後（操作開始時間 25 分の遅れ）までに常設代替交流電源設備からの受電操作を行い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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が開始できれば，損傷炉心は炉心位置に保持され，評価項目を満足する結果となることから，時間余裕がある。

なお，格納容器ベント時におけるＣｓ放出量は炉心損傷の程度の影響を

受けるが，格納容器ベント開始時間はほぼ同等であることから，放出量に与える影響は小さい。

操作条件の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ついては，操作開始までの時間は事象発生から約 3.9 時間あり，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場合でも，格納容器圧力が限界圧力 0.62MPa［gage］に到達するまでの時間は事象発生後約 14 時間後であり，時間余裕がある。

操作条件の格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作については，格納容器ベント開始までの時間は事象発生から約 19 時間後の操作であり，準備時間が確保できるため，時間余裕がある。

（添付資料 3.1.3.8，3.1.3.9）

(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。

3.1.3.4 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「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，重大事故等対策時における事象発生 2 時間ま

でに必要な要員は，「3.1.3.1 格納容器破損防止対策」に示すとおり 20 名である。「6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果」で説明している災害対策要員（初動）の 39 名で対処可能である。

また，事象発生 2 時間以降に必要な参集要員は 5 名であり，発電所構外から 2 時間以内に参集可能な要員の 72 名で確保可能である。

(2) 必要な資源の評価

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」の条件にて評価を行い，その結果を以下に示す。

a．水　　源

低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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は，7 日間の対応を考慮すると，合計約 5,490m$^3$の水が必要である。水源として，代替淡水貯槽に約 4,300m$^3$及び西側淡水貯水設備に約 4,300m$^3$の水を保有している。これにより，必要な水源は確保可能である。また，西側淡水貯水設備の水を可搬型代替注水中型ポンプにより代替淡水貯槽へ給水することで，代替淡水貯槽を枯渇させることなく代替淡水貯槽を水源とした 7 日間の注水継続実施が可能である。

（添付資料 3.1.3.10）

b．燃　　料

常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給については，保守的に事象発生直後からの運転を想定すると，7 日間の運転継続に合計約 352.8kL の軽油が必要となる。軽油貯蔵タンクにて約 800kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，常設代

替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

可搬型代替注水中型ポンプ（1 台）による代替淡水貯槽への給水については，保守的に事象発生直後からの可搬型代替注水中型ポンプ（1 台）の運転を想定すると，7 日間の運転継続に約 6.0kL の軽油が必要となる。可搬型設備用軽油タンクにて約 210kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，可搬型代替注水中型ポンプ（1 台）による代替淡水貯槽への給水について，7 日間の継続が可能である。

緊急時対策所用発電機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 70.0kL の軽油が必要となる。緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクにて約 75kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，緊急時対策所用発電機による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

（添付資料 3.1.3.11）

c．電　　源

常設代替交流電源設備の電源負荷については，重大事故等対策に必要な負荷として，約 2,666kW 必要となるが，常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）の連続定格容量は約 5,520kW であり，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

また，緊急時対策所用発電機についても，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

（添付資料 3.1.3.12）

### 3.1.3.5　結　　論

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)」では，格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，ジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガス等が蓄積することによって，格納容器内雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し，格納容器の過圧・過温により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「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損)」に対する格納容器破損防止対策としては，初期の対策として低圧代替注水系（常設）による原子炉注水手段及び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，安定状態に向けた対策として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している。

格納容器圧力逃がし装置は，多重化設計とする代替循環冷却系のさらなる後段の対策であり，重大事故時に事象発生後短期に格納容器圧力逃がし装置を使用することは実質的には考えられないが，格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シーケンス「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」について，代替循環冷却系を使用できない場合を想定し，格納容器圧力逃がし装置を使用する場合の有効性評価を行った。

上記の場合においても，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，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圧力逃がし装置による格納容器除熱を実施することにより，格納容器雰囲気の冷却及び除熱が可能である。

その結果，ジルコニウム－水反応等により可燃性ガスの蓄積が生じた場合においても格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度，放射性物質の総放出量は，評価項目を満足している。また，安定状態を維持できる。

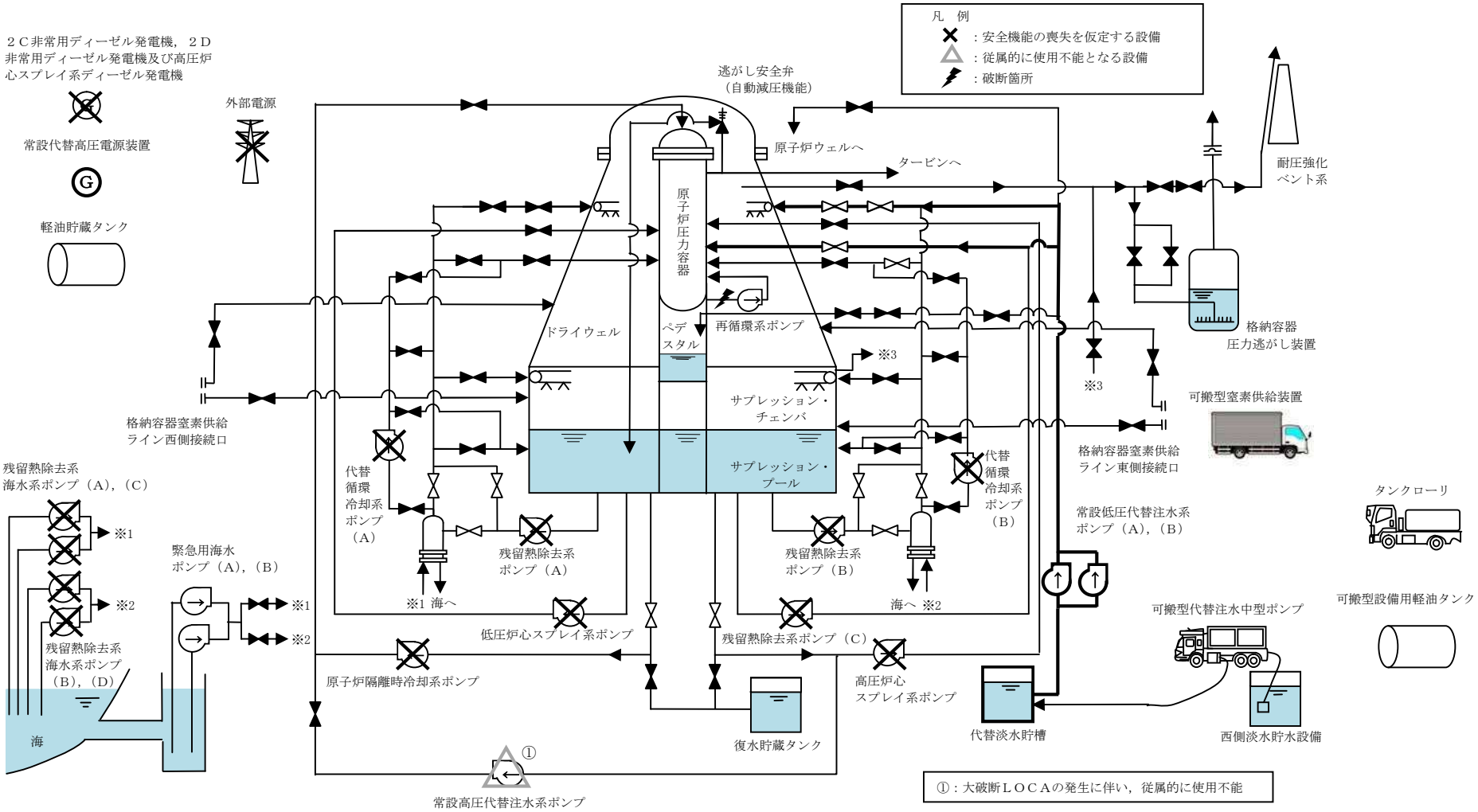
解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果，運転員等操作

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。

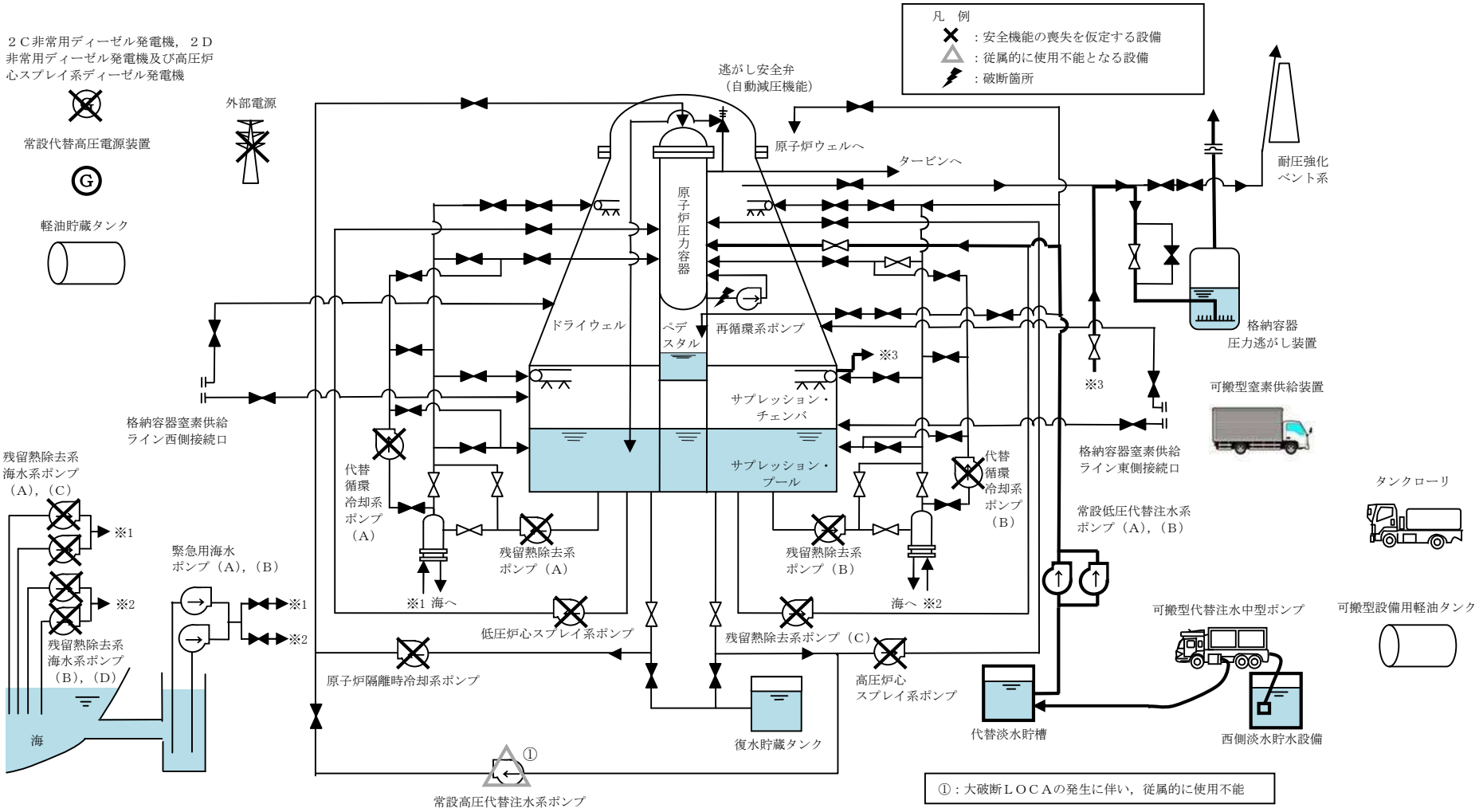
また，対策の有効性が確認できる範囲内において，操作時間余裕について確認した結果，操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は，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。

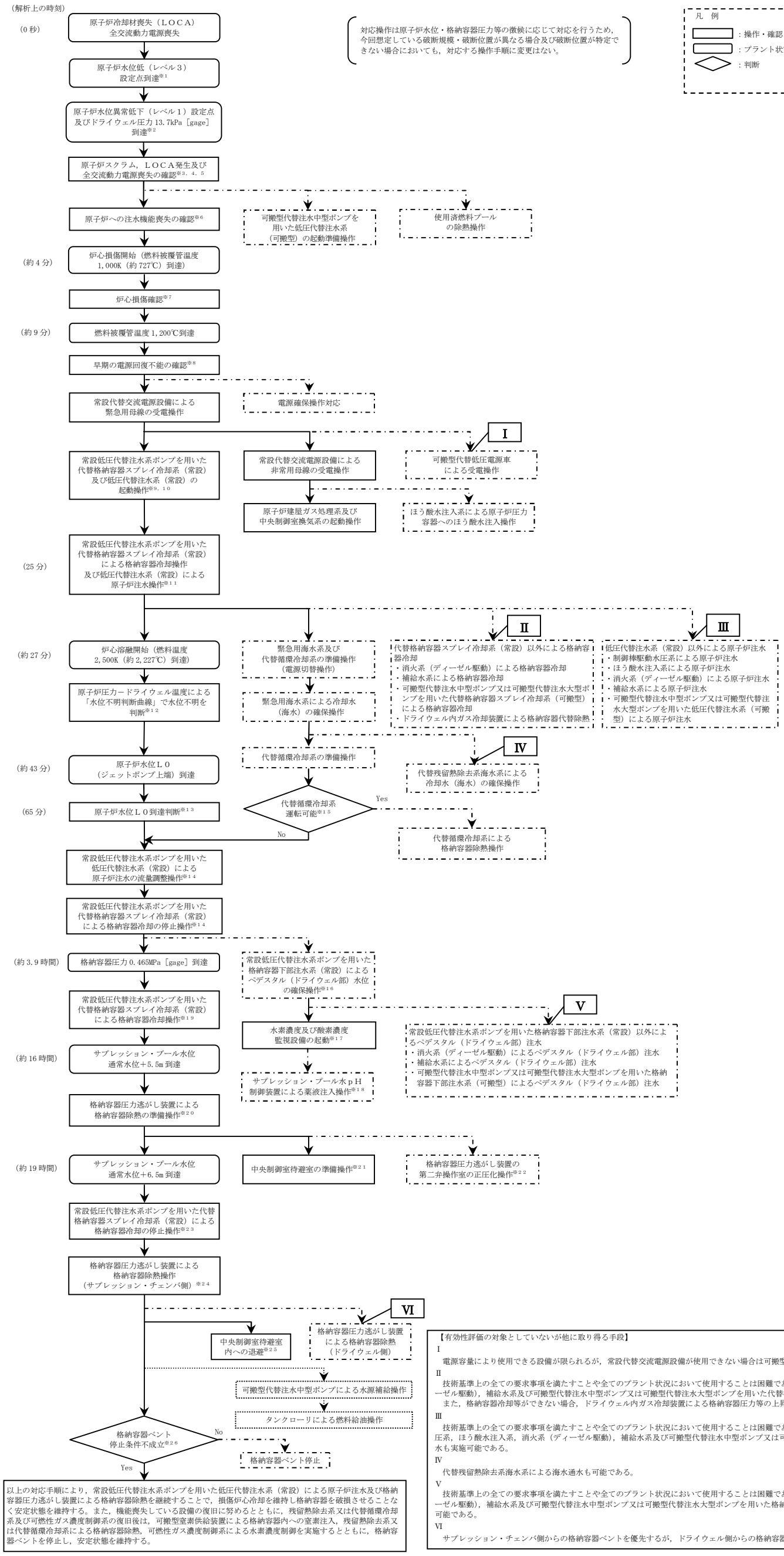
以上のことから，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱等の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」に対して有効である。




第 3.1.3－1 図　「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
重大事故等対策の概略系統図（代替循環冷却系を使用できない場合）（1／2）
（低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却段階）




第 3.1.3－1 図　「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
重大事故等対策の概略系統図（代替循環冷却系を使用できない場合）（2／2）
（低圧代替注水系（常設）による原子炉注水，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱段階）




※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系ポンプ停止となるが，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系ポンプ停止については，外部電源喪失時とする。

※２　原子炉水位異常低下（レベル１）設定点及びドライウェル圧力 13.7kPa［gage］到達により，床ドレン制限弁，機器ドレン制限弁及び原子炉補機冷却水制限弁が自動閉止することを確認する。

※３　重大事故等発生を通信連絡設備により確認した現場作業員は退避を実施する。

※４　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。

※５　ＬＯＣＡ発生は，以下により判断する。
・格納容器圧力が 13.7kPa［gage］に到達

※６　非常用炉心冷却系等の機能喪失により原子炉への注水機能が喪失する。

※７　炉心損傷は，以下により判断する。
・ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上
なお，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の判断ができない場合は，原子炉圧力容器温度により判断する。

※８　外部電源の受電及び非常用ディーゼル発電機等の起動ができず，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。

※９　原子炉冷却材浄化系吸込弁の閉止操作を実施する。

※10　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）及び低圧代替注水系（常設）の起動操作は，以下により判断する。
・ＬＯＣＡ発生の確認，かつ，炉心損傷の確認

※11　格納容器スプレイ流量は 130m³／h とし，原子炉注水流量は 230m³／h とする。なお，原子炉注水に伴い炉心部における蒸気発生により格納容器温度が上昇することを考慮し，格納容器スプレイを優先する。

※12　原子炉水位不明は，以下のいずれかにより判断する。
・ドライウェル雰囲気温度と原子炉圧力の関係が原子炉水位不明領域に入った場合
・原子炉水位計の電源が喪失した場合
・原子炉水位計のばらつきが大きく燃料有効長頂部以上であることが判断できない場合

※13　原子炉水位ＬＯ（水位不明判断時は原子炉水位ＬＯ以上まで冠水させるために必要な水量を注水した場合）により，損傷炉心冷却成功を判断する。

※14　原子炉水位ＬＯ到達の判断後，代替循環冷却系による格納容器除熱ができない場合は，常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水流量を崩壊熱相当に調整するとともに，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停止する。

※15　残留熱除去系熱交換器への海水通水並びに代替循環冷却系の系統構成及び起動が問題なく行われたことをもって，代替循環冷却系の運転可能を判断する。

※16　ペデスタル（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，非常用母線からの負荷切替操作，注水開始操作，水位上昇及び注水停止操作を考慮した時間（約 24 分）で実施する。その後，サプレッション・チェンバへの排水により水位が約 1m となった時点で，床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁は自動閉止する。

※17　炉心損傷を確認した場合，水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，他のパラメータ同様，格納容器内水素濃度及び酸素濃度を継続して監視する。

※18　サプレッション・プール水ｐＨ制御装置（自主対策設備）による薬液注入操作は，ペデスタル（ドライウェル部）水位の確保後から実施する。

※19　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は，解析上は 130m³／h 一定流量で，格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲に維持するよう間欠運転としているが，実際には運転手順に従い格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲に維持するよう 102～130m³／h の範囲でスプレイ流量を調整する。

※20　サプレッション・プール水位が通常水位＋5.5m に到達した場合は，格納容器ベント準備のため，中央制御室にて機器ランプ表示により系統構成を確認するとともに，格納容器圧力逃がし装置の第一弁を全開とする。第一弁の開操作は，「サプレッション・チェンバ側」を優先して実施し，中央制御室からの遠隔操作及び現場での手動操作に失敗した場合は，「ドライウェル側」の開操作を実施する。

※21　中央制御室待避室の準備操作は，以下を実施する。
・中央制御室待避室内の正圧化準備操作
・可搬型照明（ＳＡ）の設置
・データ表示装置（待避室）の起動操作
・衛星電話設備（可搬型）（退避室）の設置
なお，中央制御室退避室内の正圧化は，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.4m に到達することにより開始する。

※22　格納容器圧力逃がし装置の第二弁の現場操作場所への移動完了後，正圧化を実施する。

※23　サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達することにより判断する。

※24　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の停止操作を実施後，本操作を実施する。

※25　格納容器ベント操作実施後，発電長，運転員 A 及び運転員 B は，中央制御室待避室へ退避する。その後，中央制御室待避室外の雰囲気線量率が低下したことを確認し，中央制御室待避室から退室する。

※26　残留熱除去系等による除熱が可能であること，水素濃度制御が可能であること等を確認した後に格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を停止する。格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の停止後は，格納容器及びフィルタ装置内の窒素置換を実施する。

【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が限られるが，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低圧電源車により受電する。

Ⅱ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（可搬型）による格納容器冷却も実施可能である。
また，格納容器冷却等ができない場合，ドライウェル内ガス冷却装置による格納容器圧力等の上昇の緩和も可能である。

Ⅲ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる制御棒駆動水圧系，ほう酸水注入系，消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）による原子炉注水も実施可能である。

Ⅳ
代替残留熱除去系海水系による海水通水も可能である。

Ⅴ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた格納容器下部注水系（可搬型）によるペデスタル（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 3.1.3－2 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
の対応手順の概要（代替循環冷却系を使用できない場合）

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）

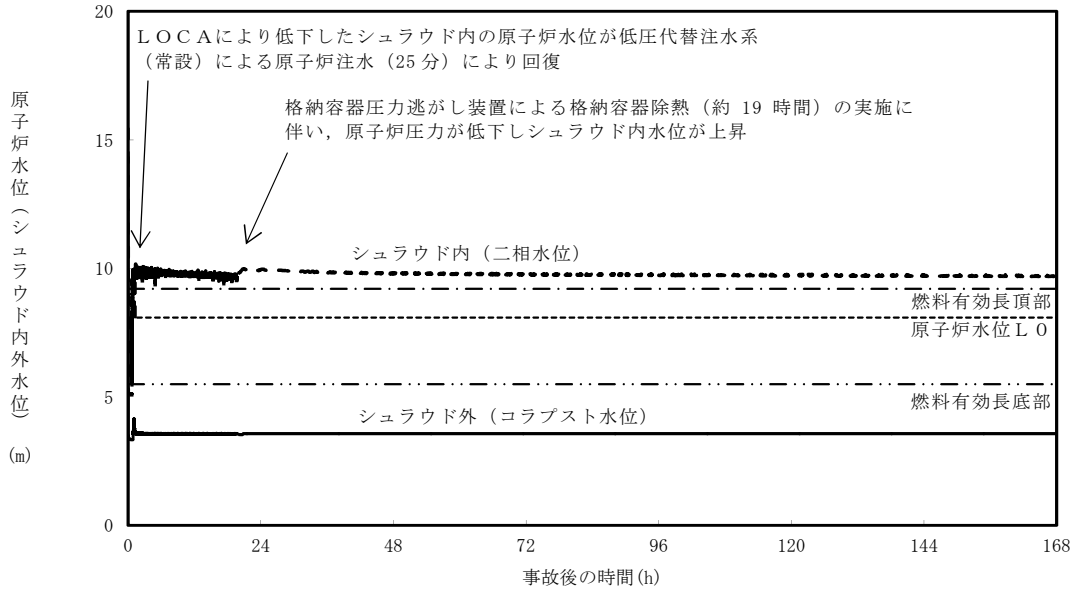
| 操作項目 | 実施箇所・必要要員数<br>【　】は他作業後に移動してきた要員 | | | 操作の内容 | 経過時間（分）<br>10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120 130 140 150 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 責任者 | 当直発電長 | 1人 | 中央監視<br>運転操作指揮 | ▽事象発生<br>▽原子炉スクラム<br>▽約４分　炉心損傷開始（燃料被覆管温度 1,000K 到達）<br>▽約９分　燃料被覆管温度 1,200℃到達<br>▽プラント状況判断<br>▽25 分　格納容器冷却及び原子炉注水開始<br>▽約 27 分　炉心溶融開始（燃料温度 2,500K 到達）<br>▽65 分　原子炉水位ＬＯ到達判断<br>▽２時間<br>原子炉建屋ガス処理系及び<br>中央制御室換気系の起動による負圧達成 | |
| | 補佐 | 当直副発電長 | 1人 | 運転操作指揮補佐 | | |
| | 指揮者等 | 災害対策要員<br>（指揮者等） | 4人 | 初動での指揮<br>発電所内外連絡 | | |
| | 当直運転員<br>（中央制御室） | 当直運転員<br>（現場） | | 重大事故等対応要員<br>（現場） | | |
| 状況判断 | ２人<br>A，B | － | － | ●原子炉スクラムの確認<br>●タービン停止の確認<br>●外部電源喪失の確認<br>●ＬＯＣＡ発生の確認<br>●再循環系ポンプ停止の確認<br>●主蒸気隔離弁閉止及び逃がし安全弁（安全弁機能）による原子炉圧力制御の確認<br>●非常用ディーゼル発電機等の自動起動失敗の確認<br>●原子炉への注水機能喪失の確認<br>●炉心損傷確認 | 10 分 | |
| 早期の電源回復不能の確認 | 【１人】<br>A | － | － | ●高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 1 分 | |
| | 【１人】<br>B | － | － | ●非常用ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 2 分 | |
| 電源確保操作対応 | － | － | ２人<br>a，b | ●電源回復操作 | 適宜実施 | 解析上考慮しない |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作 | 【１人】<br>B | － | － | ●常設代替高圧電源装置２台の起動操作及び緊急用母線の受電操作 | 4 分 | |
| 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）及び低圧代替注水系（常設）の起動操作 | 【１人】<br>B | － | － | ●常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | |
| | | | | ●原子炉冷却材浄化系吸込弁の閉止操作 | 2 分 | |
| | 【１人】<br>A | － | － | ●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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の系統構成操作及び起動操作 | 3 分 | |
| 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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 【１人】<br>A | － | － | ●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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 6 分　原子炉注水及び格納容器冷却開始後，適宜状態監視 | 解析上では，事象発生12時間までは6時間間隔で注水量を変更し，12時間以降においては12時間以上の間隔で流量調整を実施する |
| | | | | ●常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の流量調整操作 | 6 分　流量調整後（崩壊熱相当），適宜状態監視 | |
| 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）水位の確保操作 | 【１人】<br>A | － | － | ●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）注水に必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | ●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）水位の確保操作 | 20 分　水位確保後，適宜状態監視 | |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 【１人】<br>A | － | － | ●水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 8 分　適宜，格納容器内水素濃度及び酸素濃度の監視 | 通常運転時は外部電源で常時暖気状態であり，交流電源喪失時は代替交流電源設備により緊急用母線受電後，暖気が自動的に開始される |
| サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 【１人】<br>A | － | － | ●サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 15 分 | 解析上考慮しない |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電準備操作 | 【１人】<br>B | － | － | ●非常用母線の受電準備操作（中央制御室） | 35 分 | |
| | － | ２人<br>C，D | － | ●非常用母線の受電準備操作（現場） | 75 分 | |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電操作 | 【１人】<br>B | － | － | ●常設代替高圧電源装置３台の追加起動操作 | 8 分 | |
| | | | | ●非常用母線の受電操作 | 5 分 | |
| 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 | 【１人】<br>B | － | － | ●原子炉建屋ガス処理系の起動操作 | 5 分　起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| | | | | ●中央制御室換気系の起動操作 | 6 分　起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| ほう酸水注入系による原子炉圧力容器へのほう酸水注入操作 | 【1人】<br>B | － | － | ●ほう酸水注入系の起動操作 | 2 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | ●ほう酸水注入系の注入状態監視 | ほう酸水全量注入完了まで適宜状態監視 | |

第 3.1.3－3 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の作業と所要時間（代替循環冷却系を使用できない場合）（1／2）

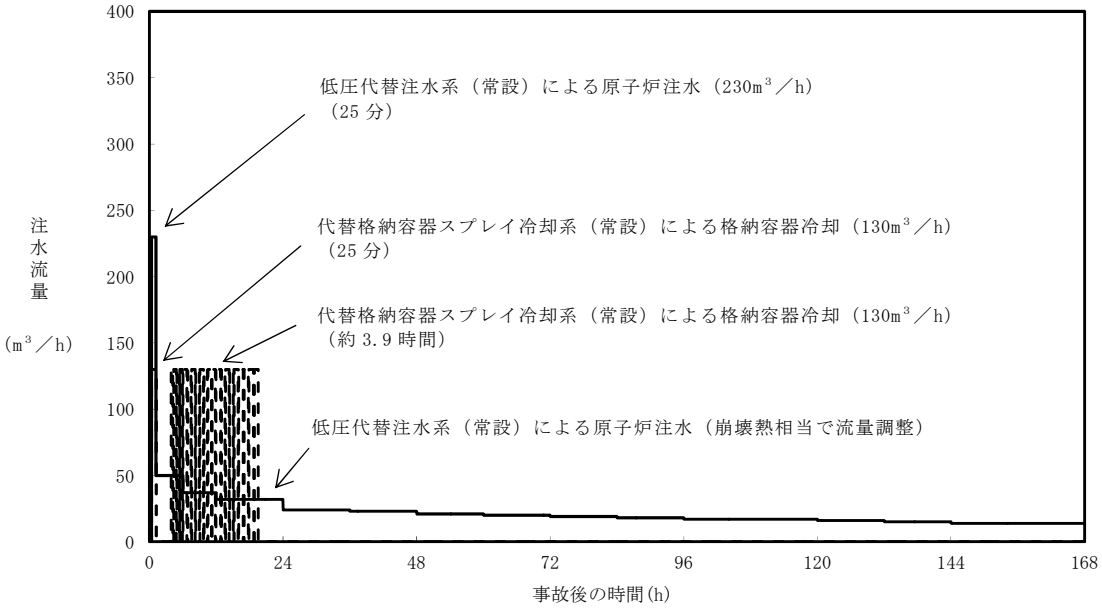
雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）

| 操作項目 | 実施箇所・必要要員数<br>【　】は他作業後移動してきた要員<br>当直運転員（中央制御室） | 当直運転員（現場） | 重大事故等対応要員（現場） | 操作の内容 | 経過時間（時間）<br>4 8 12 16 20 24 28 42 46 50<br>▽約 3.9 時間　格納容器圧力 0.465MPa［gage］到達<br>▽約 16 時間　サプレッション・プール水位 通常水位＋5.5m 到達<br>▽約 19 時間　サプレッション・プール水位 通常水位＋6.5m 到達<br>▽約 42.6 時間 代替淡水貯槽残量 1,000m³到達 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 原子炉水位の調整操作(低圧代替注水系（常設） | 【1 人】A | － | － | ●常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の調整操作 | 流量調整後（崩壊熱相当），適宜状態監視 | 解析上では，事象発生12時間までは6時間間隔で注水量を変更し，12時間以降においては12時間以上の間隔で流量調整を実施する |
| 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 | 【1 人】A | － | － | ●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 | 間欠スプレイにより格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の間に維持 | 解析上では，約6分以上の間隔で格納容器圧力が変動するが，実運用上ではスプレイ流量を調整することで可能な限り連続スプレイする手順とし，並行した操作を極力減らすこととする |
| 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の準備操作 | 【1 人】A | － | － | ●格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の準備操作（中央制御室での第一弁操作） | 5 分 | |
| | － | 【2 人】＋1 人 C，D，E | － | ●第一弁現場操作場所への移動<br>●格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の準備操作（現場での第一弁操作） | 125 分 | 解析上考慮しない |
| | 1 人 副発電長 | 【3 人】C，D，E | － | ●緊急時対策所への退避 | 35 分 | 第一弁操作完了後，緊急時対策所に退避する |
| | － | － | 3 人（参集） | ●第二弁現場操作場所への移動 | 45 分 | |
| 中央制御室待避室の準備操作 | 【1 人】B | － | － | ●中央制御室待避室内の正圧化準備操作 | 20 分 | |
| | | | | ●可搬型照明（ＳＡ）の設置 | 15 分 | |
| | | | | ●データ表示装置（待避室）の起動操作 | 15 分 | |
| | | | | ●衛星電話設備（可搬型）（待避室）の設置 | 5 分 | |
| 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作（サプレッション・チェンバ側） | 【1 人】A | － | － | ●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の停止操作 | 3 分 | |
| | | | | ●格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作（中央制御室での第二弁操作） | 2 分 | |
| | | | | ●格納容器逃がし装置による格納容器除熱操作実施後の状態監視 | 格納容器除熱実施後，適宜状態監視 | |
| | － | － | 【3 人】（参集） | ●第二弁操作室の正圧化操作 | 10 分 | サプレッション・プール水位指示値が通常水位＋6.4m到達時に待避室の加圧操作を行う |
| | | | | ●格納容器逃がし装置による格納容器除熱操作（現場での第二弁操作） | 30 分 | |
| | | | | ●第二弁操作室への退避 | 240 分 | |
| | | | | ●緊急時対策所への帰還 | 45 分 | |
| | 【1 人】B | － | － | ●中央制御室待避室内の正圧化操作 | 5 分 | サプレッション・プール水位指示値が通常水位＋6.4m到達時に待避室の加圧操作を行う |
| | 1 人＋【2 人】発電長，A，B | － | － | ●中央制御室待避室内への退避 | 300 分 | |
| 使用済燃料プールの除熱操作 | 【1 人】A | － | － | ●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 | 解析上考慮しない<br>スロッシングによる水位低下がある場合は代替燃料プール冷却系の起動までに実施する |
| | | | | ●緊急用海水系による海水通水の系統構成操作及び起動操作 | 20 分 | 解析上考慮しない<br>約25時間までに実施する |
| | | | | ●代替燃料プール冷却系の起動操作 | 15 分 | |
| 可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）の起動準備操作 | － | － | 8人 c～j | ●可搬型代替注水中型ポンプの移動，ホース敷設等の操作 | 170 分 | 炉心損傷により屋外放射線量が高い場合は屋内に待機し，モニタ指示を確認しながら作業を行う |
| 西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプによる代替淡水貯槽への補給操作 | － | － | 【8人】c～j | ●可搬型代替注水中型ポンプの移動，ホース敷設等の操作 | 180 分 | 水源枯渇までは十分余裕がある |
| | － | － | 【2人】c，d | ●可搬型代替注水中型ポンプの起動操作及び水源補給操作 | 適宜実施 | |
| タンクローリによる燃料給油操作 | － | － | 2 人（参集） | ●可搬型設備用軽油タンクからタンクローリへの給油操作 | 90 分 | タンクローリ残量に応じて適宜軽油タンクから給油する |
| | | | | ●可搬型代替注水中型ポンプへの給油操作 | 適宜実施 | |
| | 2 人 A，B | 3 人 C，D，E | 10 人 a～j 及び参集 5 人 | | | |

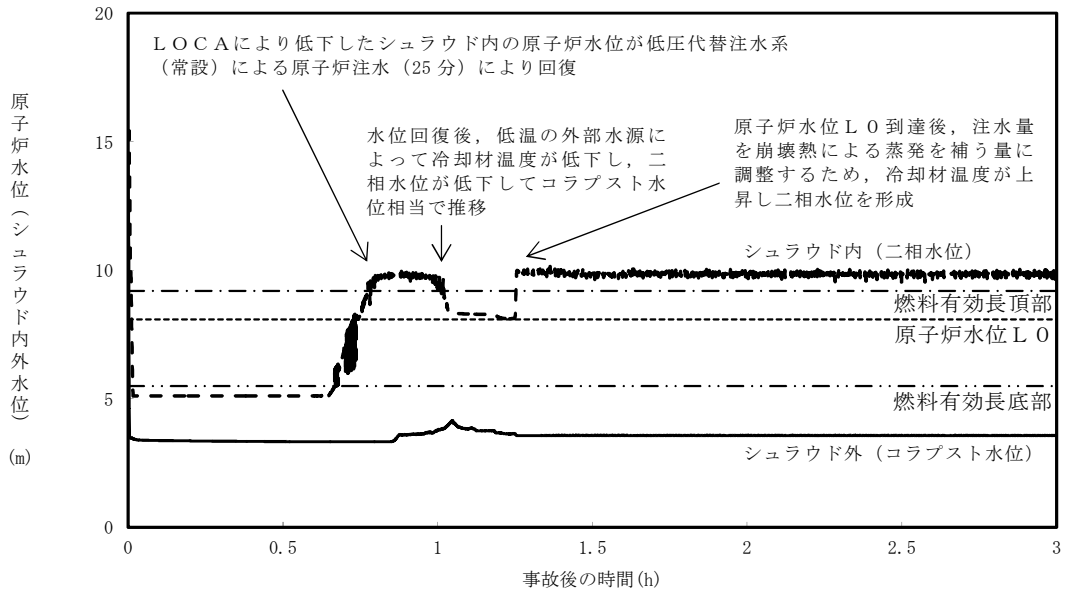
第 3.1.3－3 図　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の作業と所要時間（代替循環冷却系を使用できない場合）（2／2）



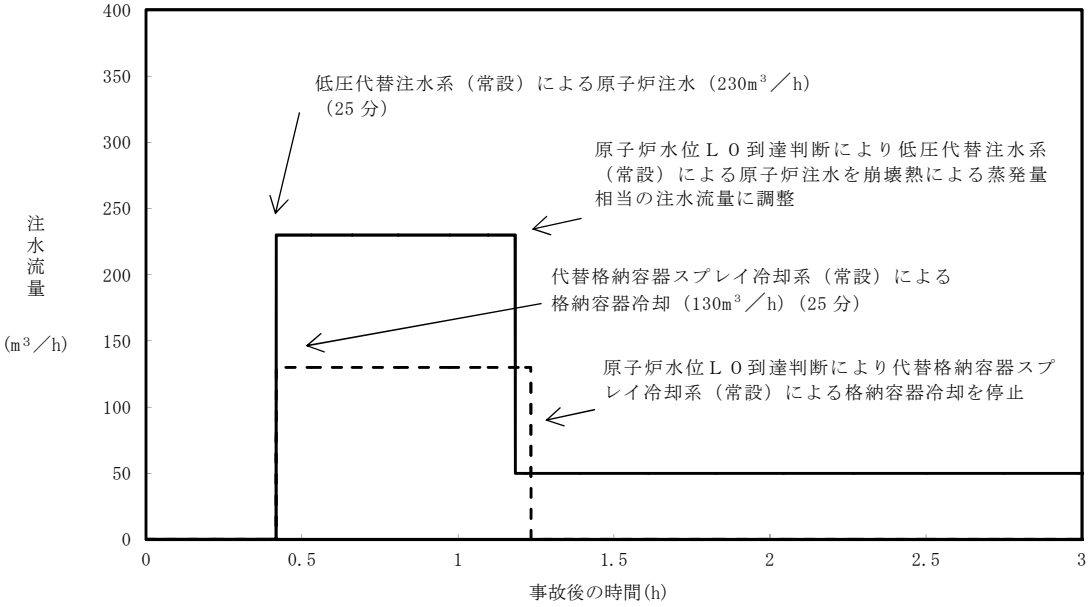

第 3.1.3－4 図　原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移



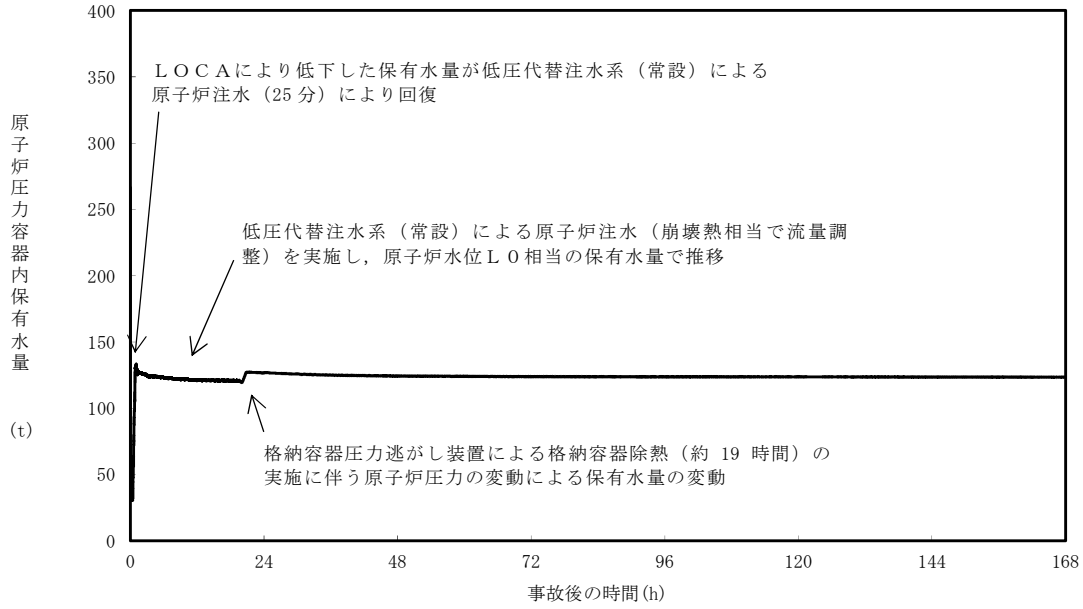

第 3.1.3－5 図　注水流量の推移



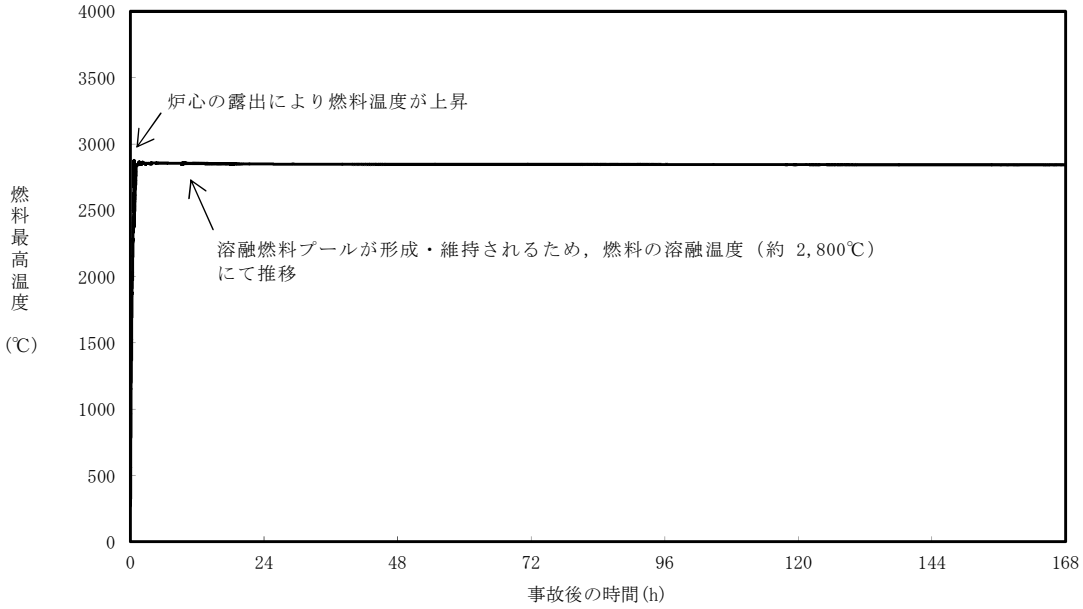

第 3.1.3－6 図　原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移（～3 時間）



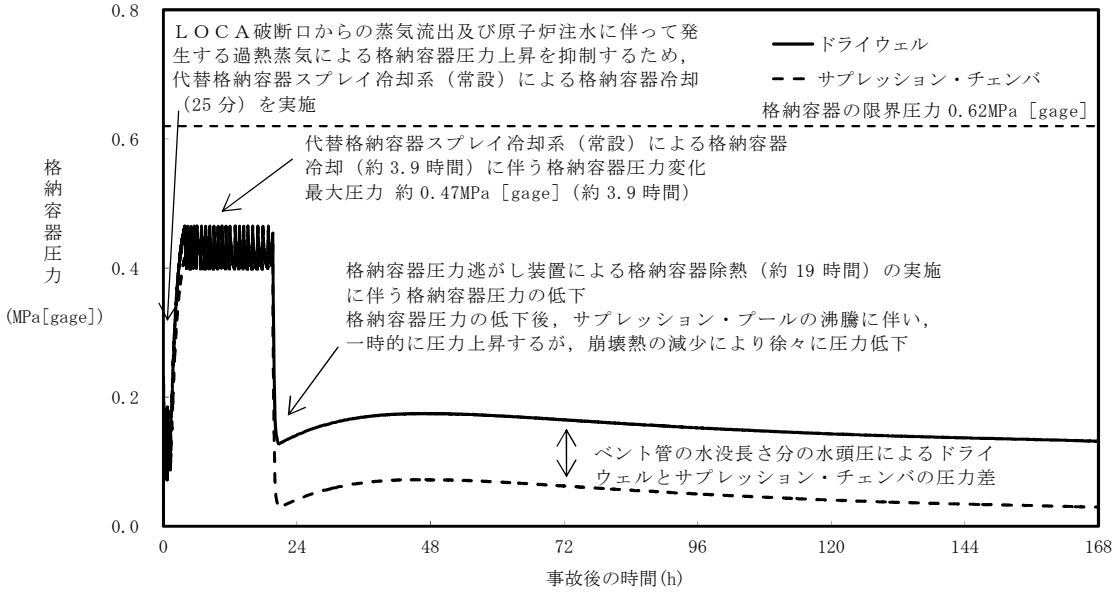

第 3.1.3－7 図　注水流量の推移（～3 時間）



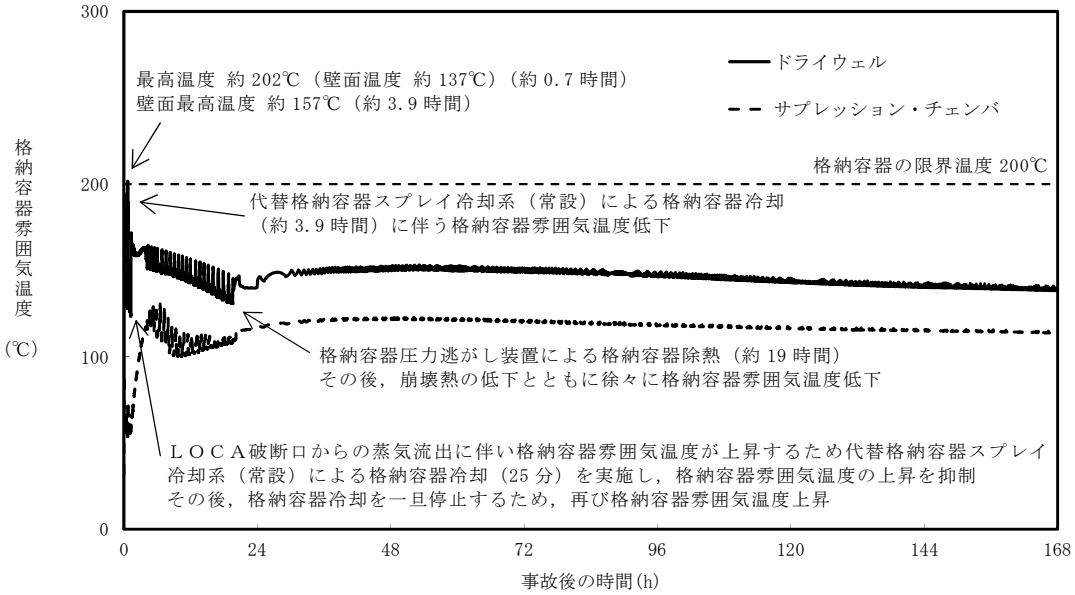

第 3.1.3－8 図　原子炉圧力容器内の保有水量の推移



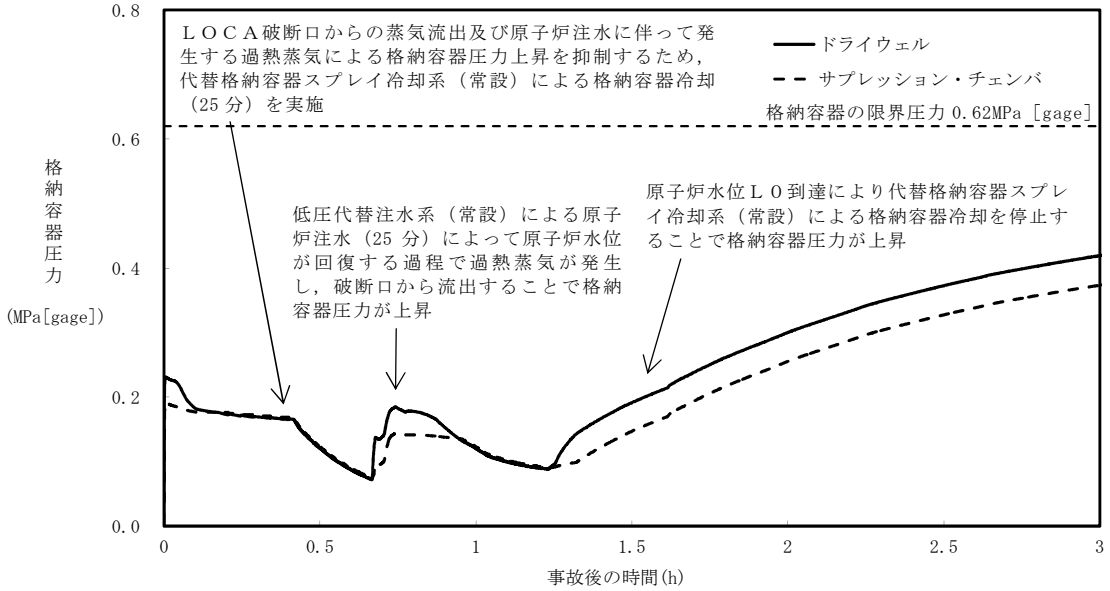

第 3.1.3－9 図　燃料最高温度の推移



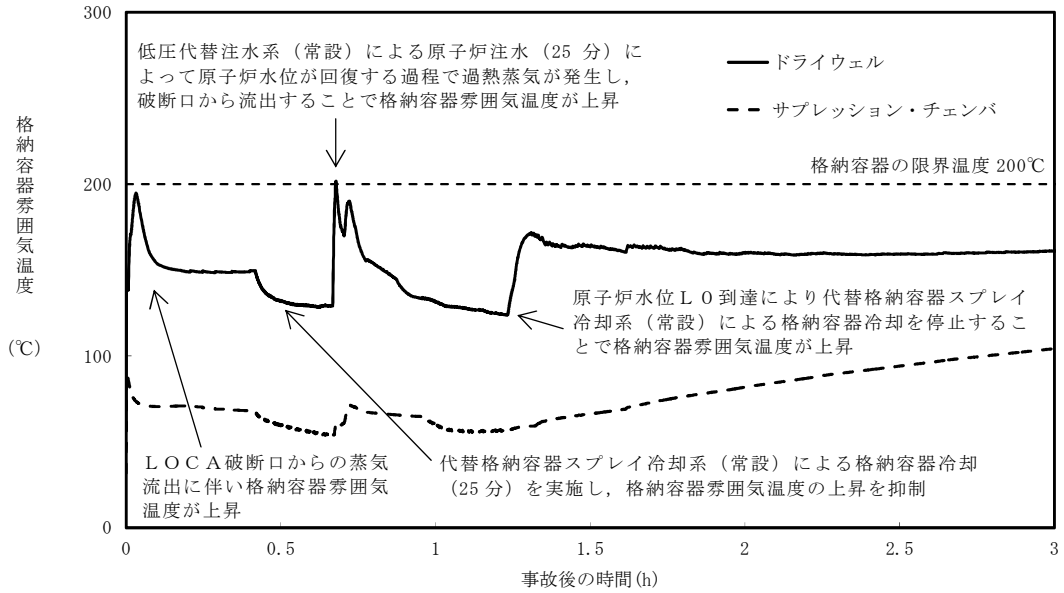

第 3.1.3－10 図　格納容器圧力の推移



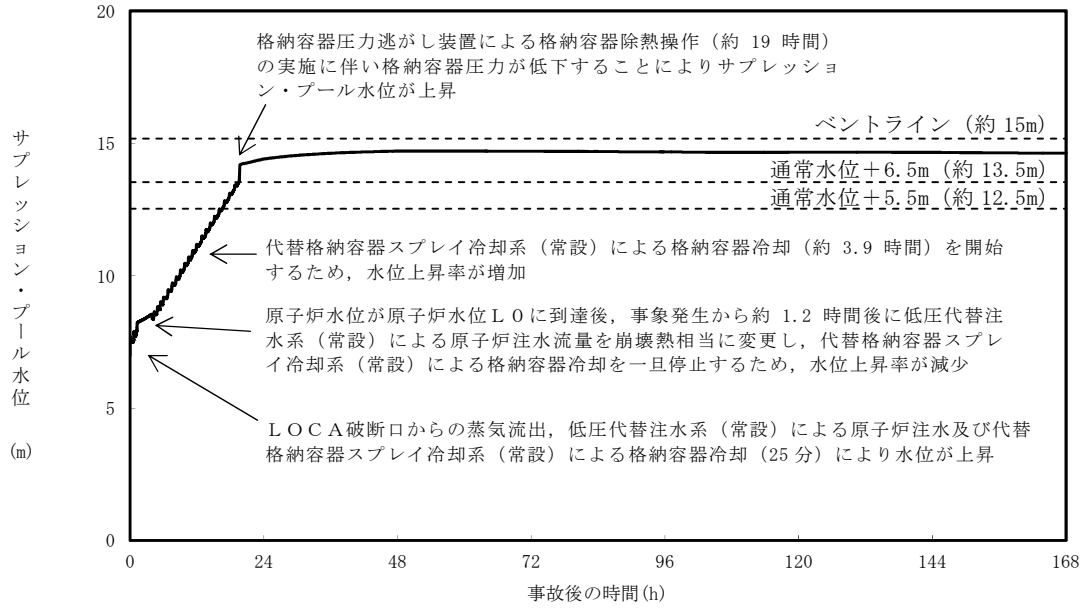

第 3.1.3－11 図　格納容器雰囲気温度の推移



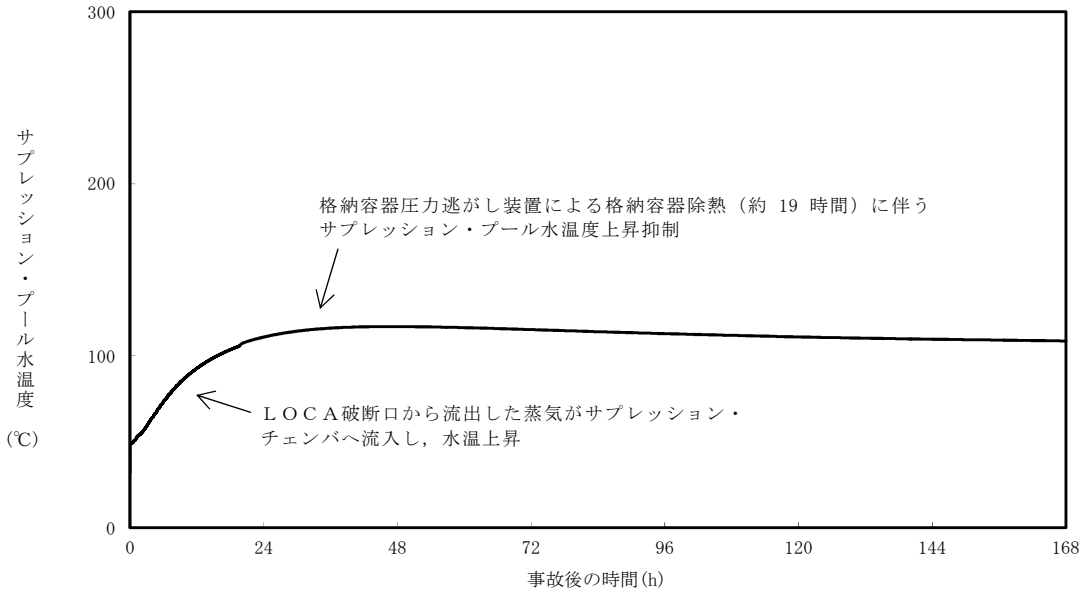

第 3.1.3－12 図　格納容器圧力の推移（～3 時間）



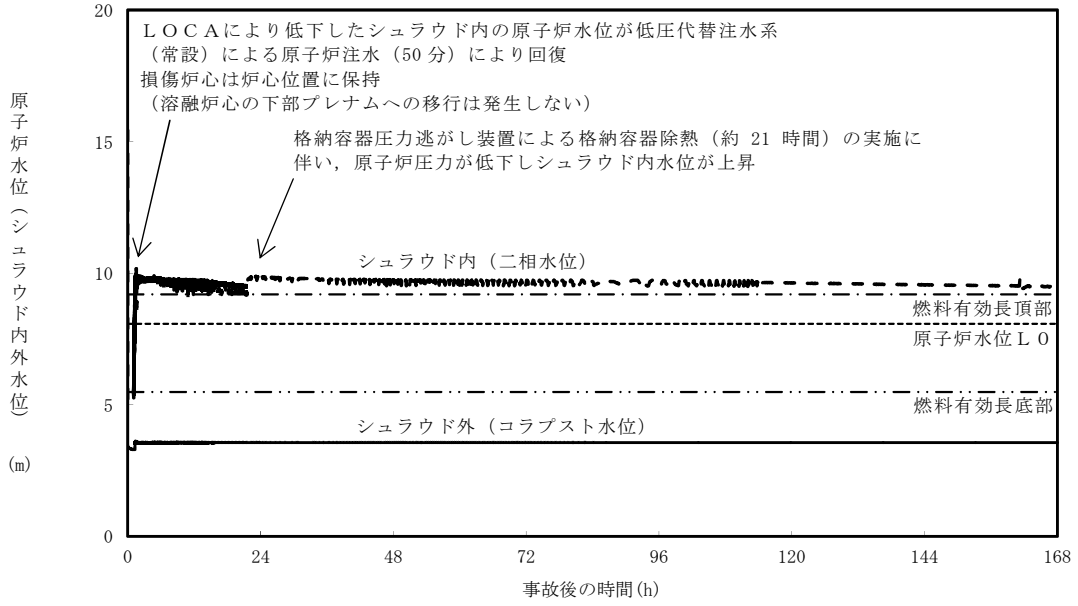

第 3.1.3－13 図　格納容器雰囲気温度の推移（～3 時間）




第 3.1.3－14 図　サプレッション・プール水位の推移

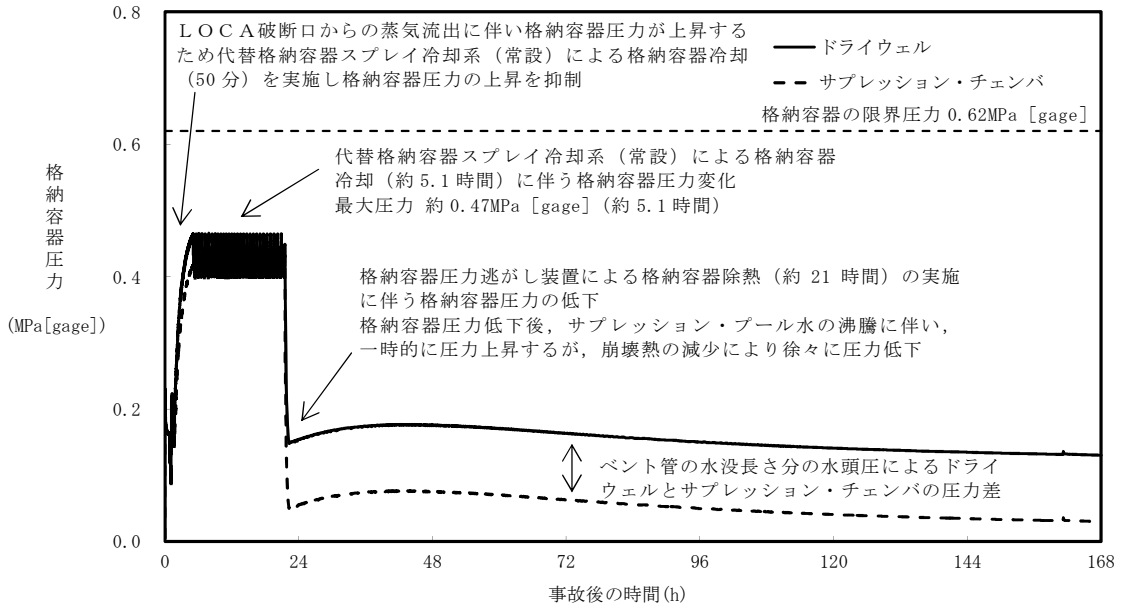



第 3.1.3－15 図　サプレッション・プール水温度の推移



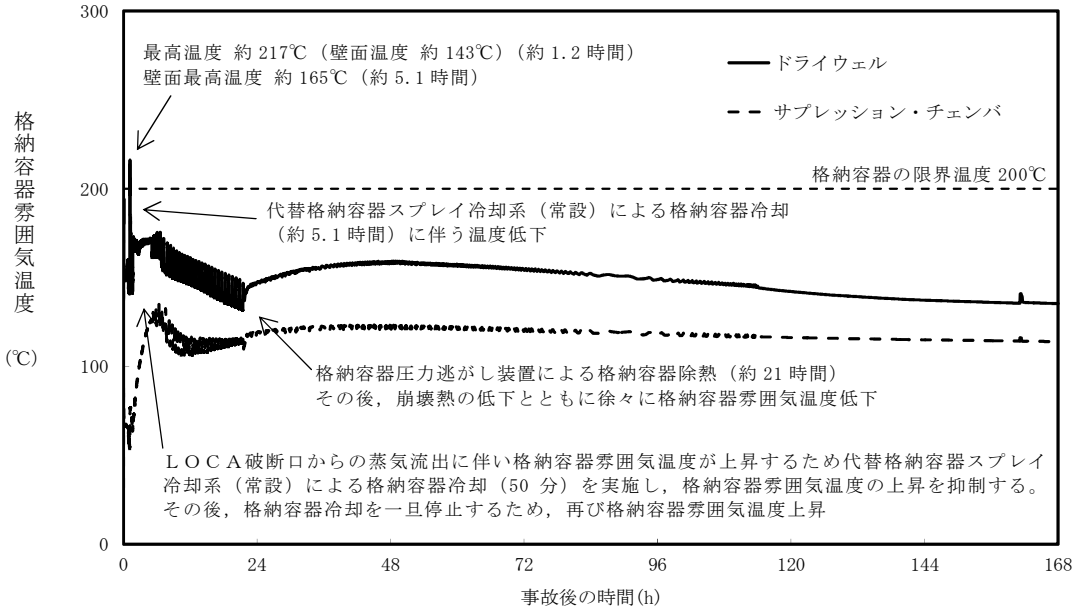

第 3.1.3－16 図　事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合の

原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移




第 3.1.3－17 図　事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合の

格納容器圧力の推移




第 3.1.3－18 図　事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合の格納容器雰囲気温度の推移

第3.1.3－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用できない場合）（1／3）

| 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，ＬＯＣＡ発生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，原子炉冷却材喪失（ＬＯＣＡ）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。<br>格納容器圧力が 13.7kPa［gage］に到達したことによりＬＯＣＡが発生したことを確認する。<br>外部電源が喪失するとともに，非常用ディーゼル発電機等が機能喪失する。これにより，所内高圧系統（6.9kV）の母線が使用不能となり，全交流動力電源喪失を確認する。 | 125V 系蓄電池Ａ系<br>125V 系蓄電池Ｂ系 | － | 平均出力領域計装*<br>起動領域計装*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｃ電圧*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｄ電圧*<br>緊急用Ｍ／Ｃ電圧<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力 |
| 原子炉への注水機能喪失の確認 | 原子炉水位が原子炉水位異常低下（レベル２）設定点に到達後，原子炉隔離時冷却系が自動起動に失敗したことを確認する。 | － | － | 原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>原子炉隔離時冷却系系統流量* |
| 炉心損傷確認 | 大破断ＬＯＣＡ時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを格納容器雰囲気放射線モニタにより確認する。 | － | － | 格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｄ／Ｗ）<br>格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｓ／Ｃ） |
| 早期の電源回復不能判断及び対応準備 | 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等の起動ができず，非常用高圧母線（6.9kV）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。<br>これにより，常設代替交流電源設備，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備を開始する。 | － | － | － |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

第3.1.3－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用できない場合）（2／3）

| 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 |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水 | 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交流電源設備から緊急用母線を受電する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 緊急用M／C電圧 |
| | 緊急用母線の受電を確認後，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。 | 常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽 | － | ドライウェル雰囲気温度<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>低圧代替注水系格納容器スプレイ流量（常設ライン用）<br>代替淡水貯槽水位 |
| | 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開始した後，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を実施する。<br>ドライウェル雰囲気温度が原子炉圧力の飽和温度を超えた場合水位不明と判断し，原子炉底部から原子炉水位Ｌ０まで冠水させるために必要な注水量及び崩壊熱分の注水量を考慮し，原子炉注水流量に応じた必要注水時間の原子炉注水を実施する。 | 常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>西側淡水貯水設備<br>可搬型設備用軽油タンク | 可搬型代替注水中型ポンプ<br>タンクローリ | 原子炉圧力（ＳＡ）<br>原子炉圧力*<br>低圧代替注水系原子炉注水流量（常設ライン用）<br>原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>代替淡水貯槽水位<br>ドライウェル雰囲気温度 |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

第3.1.3－1表　「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の重大事故等対策について
（代替循環冷却系を使用できない場合）（3／3）

| 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 |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動 | 炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム－水反応等により水素が発生し，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，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保を実施後，中央制御室からの遠隔操作により水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 格納容器内水素濃度（ＳＡ）<br>格納容器内酸素濃度（ＳＡ） |
| 代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却 | 格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を実施する。<br>以降，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）の運転により格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲で制御する。<br>格納容器ベントに伴うサプレッション・プール水位上昇を考慮しても，サプレッション・プール水位がベントライン下端位置を超えないように格納容器スプレイを停止する。 | 常設代替交流電源設備<br>常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>軽油貯蔵タンク | － | ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>低圧代替注水系格納容器スプレイ流量（常設ライン用）<br>代替淡水貯槽水位<br>サプレッション・プール水位 |
| 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱 | サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した場合，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却の停止後，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を実施する。 | 格納容器圧力逃がし装置 | － | ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>サプレッション・プール水位<br>フィルタ装置圧力<br>フィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ） |

第3.1.3－2表　主要解析条件（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））
（代替循環冷却系を使用できない場合）（1／4）

| 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 | 定格原子炉熱出力として設定 |
| | 原子炉圧力<br>（圧力容器ドーム部） | 6.93MPa［gage］ | 定格原子炉圧力として設定 |
| | 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） | 通常運転時の原子炉水位として設定 |
| | 炉心流量 | 48,300t／h | 定格流量として設定 |
| | 燃　　料 | ９×９燃料（Ａ型） | － |
| | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI／ANS-5.1-1979<br>（燃焼度 33GWd／t） | 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<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 設計値 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値に基づき設定） |
| | 真空破壊装置作動差圧 | 3.45kPa（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 真空破壊装置の設定値 |
| | サプレッション・プール水位 | 6.983m（通常運転範囲の下限値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa［gage］ | 通常運転時の格納容器圧力を包含する値 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 |
| | ペデスタル（ドライウェル部）のプール水 | 考慮しない | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するが，格納容器の熱容量に寄与することから，格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価する設定として，ペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮しない |

第 3.1.3－2 表　主要解析条件（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））
（代替循環冷却系を使用できない場合）（2／4）

| 項目 | | 主要解析条件 | 条件設定の考え方 |
|---|---|---|---|
| 事故条件 | 起因事象 | 大破断ＬＯＣＡ<br>再循環系配管（出口ノズル）の破断 | 原子炉圧力容器から格納容器への冷却材流出を大きく見積もり，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点から厳しい設定として，原子炉圧力容器バウンダリに接続する配管のうち，口径が最大である再循環系配管（出口ノズル）における両端破断を設定 |
| | 安全機能の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能喪失及び低圧注水機能喪失 | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定 |
| | 外部電源 | 外部電源なし | 過圧及び過温への対策の有効性を総合的に判断する観点から，プラント損傷状態であるＬＯＣＡに全交流動力電源喪失を重畳することから，外部電源が喪失するものとして設定<br>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 |
| | 水素の発生 | ジルコニウム－水反応を考慮 | 水の放射線分解等による水素発生については，格納容器圧力及び雰囲気温度に与える影響が軽微であることから考慮していない |

第 3.1.3－2 表　主要解析条件（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））
（代替循環冷却系を使用できない場合）（3／4）

| 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 | 原子炉スクラム信号 | 原子炉水位低（レベル３）信号 | 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）信号にてスクラムするものとして設定 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁が閉止するものとして設定 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 |
| | 低圧代替注水系（常設） | 事象初期の原子炉注水実施時：<br>230m$^3$／h（一定）<br>原子炉水位ＬＯ到達判断後：<br>崩壊熱による蒸発を補う注水量（最大 50m$^3$／h）に制御 | 炉心冷却の維持に必要な流量として設定 |
| | 代替格納容器スプレイ冷却系（常設） | 事象初期の原子炉注水実施時：<br>130m$^3$／h（一定） | 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 |
| | | 格納容器圧力制御：<br>130m$^3$／h（一定） | サプレッション・プール水位の上昇が早くなり，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作までの操作時間余裕の観点で厳しい条件として，運転手順の流量調整範囲（102m$^3$／h～130m$^3$／h）における上限を設定 |
| | 格納容器下部注水系（常設） | 解析上考慮しない | 格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，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）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保操作についても考慮しない |
| | 格納容器圧力逃がし装置 | 格納容器圧力が 0.31MPa[gage]における排出流量 13.4kg／s に対して，第二弁を全開にて格納容器除熱 | 格納容器圧力逃がし装置の設計値を考慮して，格納容器圧力及び雰囲気温度を低下させるのに必要な排出流量として設定 |

第 3.1.3－2 表　主要解析条件（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））
（代替循環冷却系を使用できない場合）（4／4）

| 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 | 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作並びに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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 事象発生から 25 分後 | 中央制御室における常設代替交流電源設備，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備時間を考慮して設定 |
| | 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 | 格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合に開始<br>格納容器圧力が 0.400MPa［gage］以下となった時点で停止 | 格納容器圧力の抑制効果を踏まえて設定 |
| | 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作 | サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m 到達から 5 分後 | 中央制御室における操作所要時間を考慮して設定<br>操作開始条件は現場操作時間を考慮しても格納容器の限界圧力到達防止が可能な条件として設定 |

# 東海第二発電所の格納容器設計の特徴を踏まえた過圧破損防止対策について

## 1. はじめに

東海第二発電所の格納容器設計の特徴を踏まえた過圧破損防止対策について説明する。

## 2. 格納容器過圧破損防止対策及び格納容器ベント遅延対策の設計

設置許可基準規則第５０条では，ＢＷＲプラントに対し重大事故時の格納容器過圧破損防止対策として格納容器圧力逃がし装置の設置が要求されているが，格納容器圧力逃がし装置は意図的に格納容器内の蒸気を放出する対策であり，フィルタを介するものの放射性物質の環境への放出を伴う特徴がある。

また，東海第二発電所で採用しているＭａｒｋ－Ⅱ型格納容器設計の特徴から，重大事故時に他の格納容器型式の国内ＢＷＲプラントよりも事象発生から格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）までの時間が短くなる（別紙 1)。

そこで，事故後短期で格納容器ベントの実施に至ることを実質的になくすため，格納容器過圧破損防止対策として環境への放射性物質の放出を伴わない格納容器除熱系（代替循環冷却系）を優先使用する運用にするとともに，設置許可基準規則の要求以上の対応として，以下の対応を実施する。

①代替循環冷却系のさらなる信頼性向上のため，代替循環冷却系を多重化

②事故後の放射線水分解に伴う格納容器内の可燃性ガス濃度上昇を抑制するため，代替窒素封入系（可搬型窒素供給装置）を強化

（最終的には，格納容器圧力逃がし装置により可燃性ガスを排出し，格納容器内の水素爆発を防止）

それぞれの設備については，以下の方針にて設計する。

(1)　代替循環冷却系

格納容器過圧破損防止対策として優先して使用する代替循環冷却系は，重大事故時にその機能に確実に期待できるよう，設置許可基準規則第４３条及び第５０条に適合する設計とする。さらに，代替循環冷却系の信頼性向上のために多重化設計とするとともに，設計基準事故対処設備である残留熱除去系との多様性,独立性を確保し位置的分散を図ることで，共通要因により同時に機能喪失することを防止する設計とする（別紙 2)。

(2)　代替窒素封入系（可搬型窒素供給装置）

代替窒素封入系（可搬型窒素供給装置）は，放射線水分解による格納容器内の酸素濃度上昇時に格納容器内に窒素封入することで，格納容器内の酸素濃度の上昇を抑制する設計とする。

(3)　格納容器圧力逃がし装置

格納容器圧力逃がし装置は，残留熱除去系及び代替循環冷却系との多様性，独立性を確保し位置的分散を図ることで，共通要因により同時に機能喪失することを防止する設計とする。また，サプレッション・チェンバ側及びドライウェル側のいずれからも格納容器内の非凝縮性ガス等の排気を可能とし，排気中に含まれる放射性物質を低減するためのフィルタ装置を設置する設計とする。

3.　代替循環冷却系の信頼性

代替循環冷却系のシステム非信頼度は以下のとおりである。代替循環冷却系の多重化により，システム非信頼度を１桁程度低減することが可能である（別紙 3)。

・　代替循環冷却系 2 系列（Ａ系及びＢ系）　：約 $3\times10^{-4}$／demand

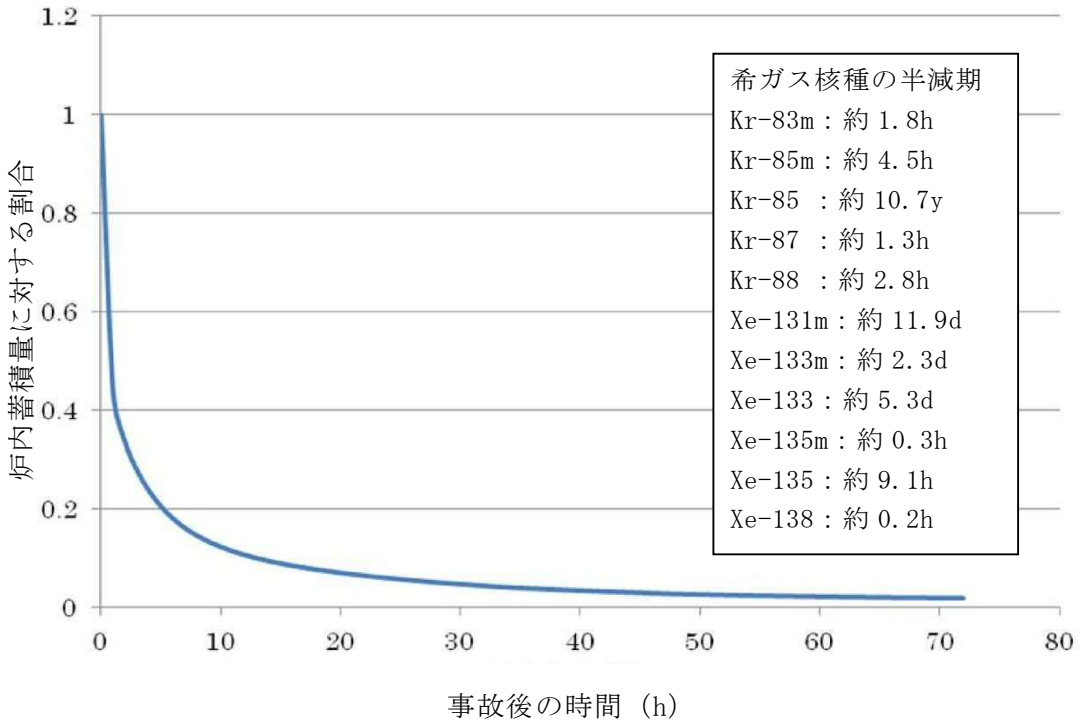
・　代替循環冷却系１系列（Ａ系のみの場合）：約 $2\times10^{-3}$／demand

さらに，代替循環冷却系のサポート系である緊急用海水系は，残留熱除去系海水系との多様性，独立性を確保し位置的分散を図ることで，共通要因により同時に機能喪失することを防止する設計とするとともに，緊急用海水系の機能喪失を仮定した場合においても，代替残留熱除去系海水系に期待することで格納容器の過圧破損防止が可能である（別紙 4)。以上より，東海第二発電所では，代替循環冷却系だけでなくそのサポート系についても信頼性向上に配慮した設計としている。

4.　代替循環冷却系による格納容器ベント遅延効果について（別紙 5）

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損)」の有効性評価において，代替循環冷却系により格納容器除熱を実施する場合の可燃性ガス排出のための格納容器ベント時間は，事故後約 46 日後となる。また，放射線水分解の不確かさ（Ｇ値の不確かさ）を考慮した場合においても，代替循環冷却系により格納容器ベントの実施時期を事故後約 5 日後（約 122 時間後）に遅延することができる。

一方，代替循環冷却系を使用できない場合には，サプレッション・プールの水位上昇によって格納容器ベントに至り，格納容器過圧破損防止のための格納容器ベント時間が事故後約 24 時間後（約 24.6 時間後）となる。この結果から，代替循環冷却系の設置により格納容器ベントの実施時期を大幅に遅延し，格納容器ベントによる放射性物質の放出を低減することができる（第 1 図)。




第１図　炉内蓄積量に対する割合の時間変化（希ガス核種合計）

5.　まとめ

東海第二発電所では，代替循環冷却系について設置許可基準規則第４３条及び第５０条に適合する設計とする等，重大事故時に代替循環冷却系の機能に確実に期待できるよう配慮する。また，格納容器圧力逃がし装置よりも環境への放射性物質の放出を伴わない代替循環冷却系を優先して使用する運用とする。

ただし，Ｍａｒｋ－Ⅱ型格納容器を採用している東海第二発電所では，他の格納容器型式の国内ＢＷＲプラントよりも格納容器ベントまでの時間が短くなることを踏まえ，設置許可基準規則の要求以上の対応として，代替循環冷却系のさらなる信頼性向上のために代替循環冷却系を多重化し，格納容器内の可燃性ガス濃度上昇を抑制するために代替窒素封入系（可搬型窒素供給装置）の強化を実施する。

これらにより，重大事故時の短期の格納容器ベント実施を実質的になくす

ことが可能であり，格納容器ベント時間は事故後約 46 日後（放射線水分解の不確かさ（Ｇ値の不確かさ）を考慮した場合でも事故後約 5 日後）に遅延することが可能である。

# 東海第二発電所の格納容器ベント時間について

## 1.　東海第二発電所の格納容器設計の特徴

放射性物質の最終障壁となる格納容器設計（設計基準事故対処設備）の特徴は以下のとおりである。

① 改良標準化（施設定期検査時作業スペースの拡大等を採用）以前の設計であるＭａｒｋ－Ⅱ型格納容器であり，原子炉熱出力に対する格納容器の自由体積が小さい

② 格納容器の最高使用圧力は 0.31MPa[gage]であり，Ｍａｒｋ－Ｉ型／Ｉ改型の 0.427MPa[gage]に比べて低い

③ ＡＢＷＲプラントでは格納容器除熱系として残留熱除去系（3 系列）を設置する設計としているが，ＢＷＲ５プラントでは残留熱除去系（2 系列）を設置する設計

東海第二発電所は，上記①及び②の格納容器設計の特徴から，重大事故等の格納容器過圧事象発生時には，他の格納容器型式の国内ＢＷＲプラントよりも格納容器ベントまでの時間が短くなる。このため，その特徴を踏まえた格納容器過圧破損防止対策の設計を採用している。

## 2.　ＲＣＣＶ型格納容器（柏崎刈羽原子力発電所６・７号炉）との差異の理由

東海第二発電所は，設計基準事故対処設備としての格納容器設計の特徴から，重大事故等の格納容器過圧事象発生時には，他の格納容器型式の国内ＢＷＲプラントよりも格納容器ベントまでの時間が短くなる。その理由を以下に説明する。

・東海第二発電所は柏崎刈羽原子力発電所６・７号炉に比べ原子炉熱出力に対する格納容器の自由体積が小さく，格納容器からの除熱機能喪失に

よる過圧事象発生時の格納容器の圧力上昇が早い（第１表）。

・東海第二発電所は柏崎刈羽原子力発電所６・７号炉に比べサプレッション・チェンバの自由体積が小さく，有効性評価においてベントラインの水没防止の観点から設定している格納容器への外部水源の持ち込み可能量（サプレッション・プールの通常運転水位から外部水源の持ち込み制限高さまでの水量）が少ない（第２表）。このため，格納容器過圧事象発生時の外部水源を用いた格納容器スプレイによる圧力抑制可能期間が短い。

第１表　原子炉熱出力に対する格納容器の自由体積

| 発電所 | 格納容器の自由体積／原子炉熱出力 |
|---|---|
| 東海第二発電所 | 9,800m$^3$／3,293MW≒3.0 |
| 柏崎刈羽原子力発電所６・７号炉 | 13,310m$^3$／3,926MW≒3.4 |

第２表　外部水源の持ち込み可能量

| 発電所 | 外部水源の持ち込み可能量 |
|---|---|
| 東海第二発電所 | 約 2,800m$^3$※ |
| 柏崎刈羽原子力発電所６・７号炉 | 約 4,700m$^3$※ |

※　東海第二発電所において，仮に外部水源の持ち込み可能量が 4,700m$^3$（1,900m$^3$増加）となった場合，格納容器スプレイ流量：130m$^3$／h での連続スプレイを想定しても，15 時間程度圧力抑制期間が長くなる

3.　Ｍａｒｋ－Ｉ型／Ｉ改型格納容器との差異の理由

・東海第二発電所はＭａｒｋ－Ｉ型／Ｉ改型格納容器プラントに比べ原子炉熱出力に対する格納容器の自由体積が小さく，格納容器からの除熱機能喪失による過圧事象発生時の格納容器の圧力上昇が早い。

・格納容器の最高使用圧力（1Pd：0.31MPa[gage]）がＭａｒｋ－Ｉ型／Ｉ改型の 0.427MPa[gage]に比べて低く，炉心損傷後の格納容器スプレイの実施基準（1.5Pd 到達）における格納容器圧力の絶対値が低いため格納容器スプレイの効果が小さいことに加えて，上記のとおり格納容器の過圧事象発生時の格納容器圧力の上昇が早いことから，圧力上昇を抑制するために必要な格納容器スプレイ量が多くなる。

# 代替循環冷却系の設計

## 1. 概要

代替循環冷却系の概要は以下のとおり。また，第 1 図に代替循環冷却系の系統概要図，第 2 図に代替循環冷却系の補機冷却系である緊急用海水系の系統概要図，第 3 図にこれらの系統における単線結線図，代替循環冷却系の主要機器の仕様及び健全性を参考 1 に示す。

・サプレッション・チェンバを水源とし，代替循環冷却系ポンプによる原子炉及び格納容器の循環冷却が可能な系統

・系統水はサプレッション・チェンバから残留熱除去系ポンプを経由して残留熱除去系熱交換器を通り，代替循環冷却系ポンプに供給され，代替循環冷却系ポンプにより原子炉への注水及び格納容器スプレイ等を実施

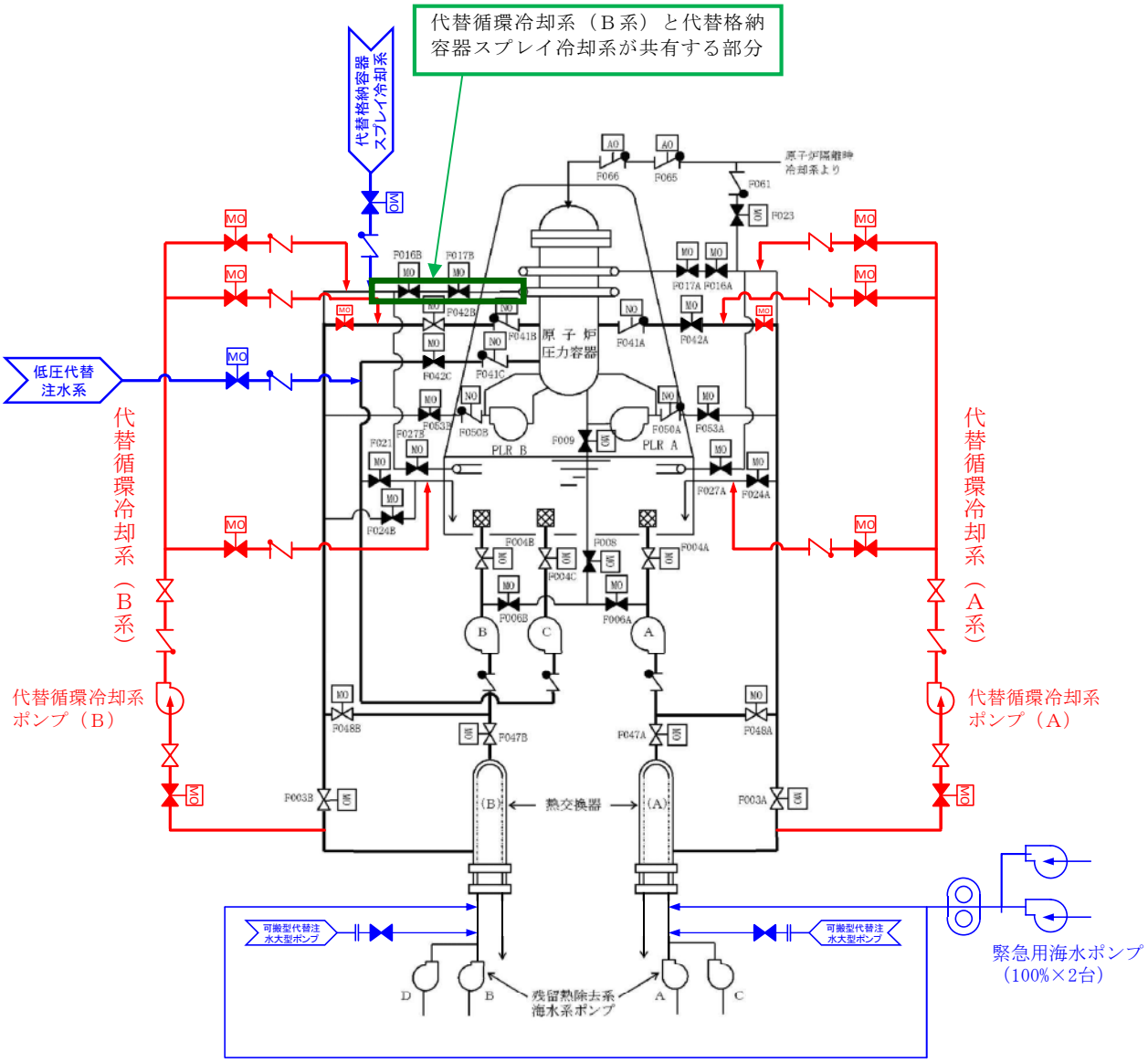
・本系統は代替循環冷却系（Ａ系）及び代替循環冷却系（Ｂ系）の 2 系列の設計

・本系統は，全交流動力電源喪失した場合でも，発電所構内に配備した常設代替高圧電源装置 2 台からの給電により起動可能な設計

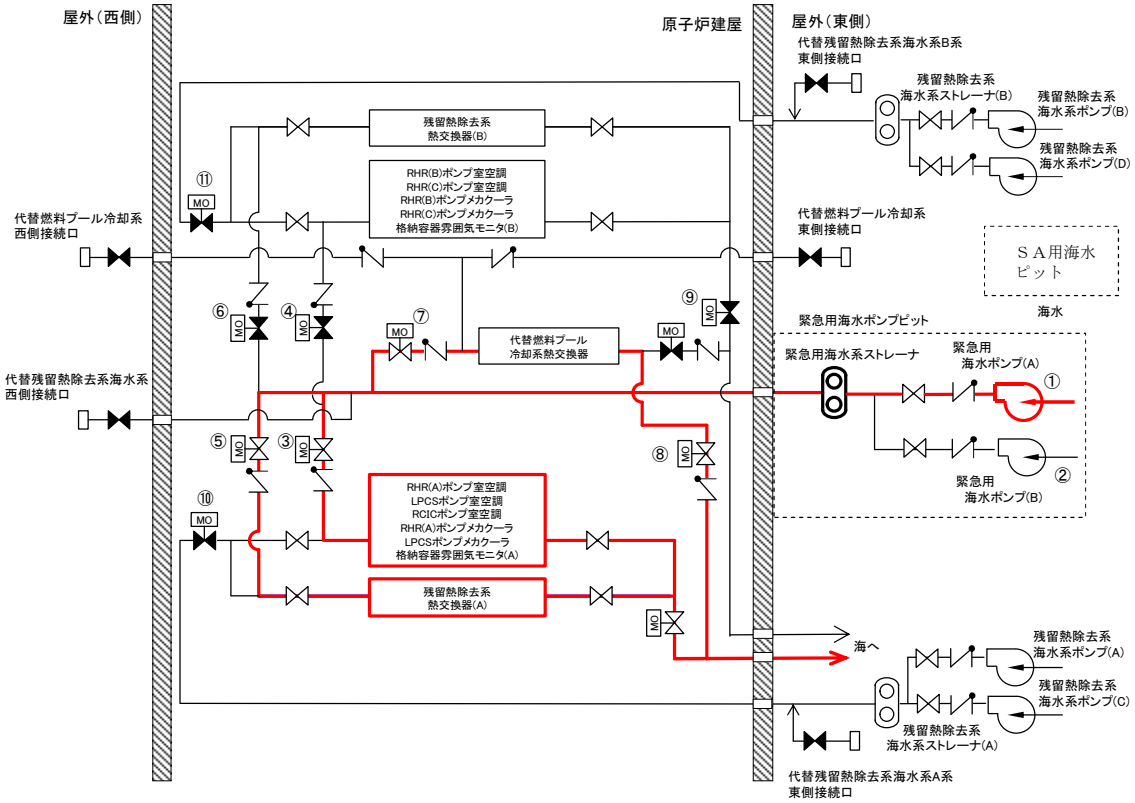
・代替循環冷却系の使用時には，残留熱除去系海水系，常設設備である緊急用海水系又は可搬型設備である代替残留熱除去系海水系からの冷却水の供給により，残留熱除去系熱交換器を介した冷却機能を確保（第 2 図：緊急用海水系の系統概要図）

・第 1 図に示すとおり，代替循環冷却系（Ｂ系）の格納容器スプレイラインと代替格納容器スプレイ冷却系のラインが一部共有

・サポート系である緊急用海水系を含め，運転操作は中央制御室での遠隔操作が可能な設計



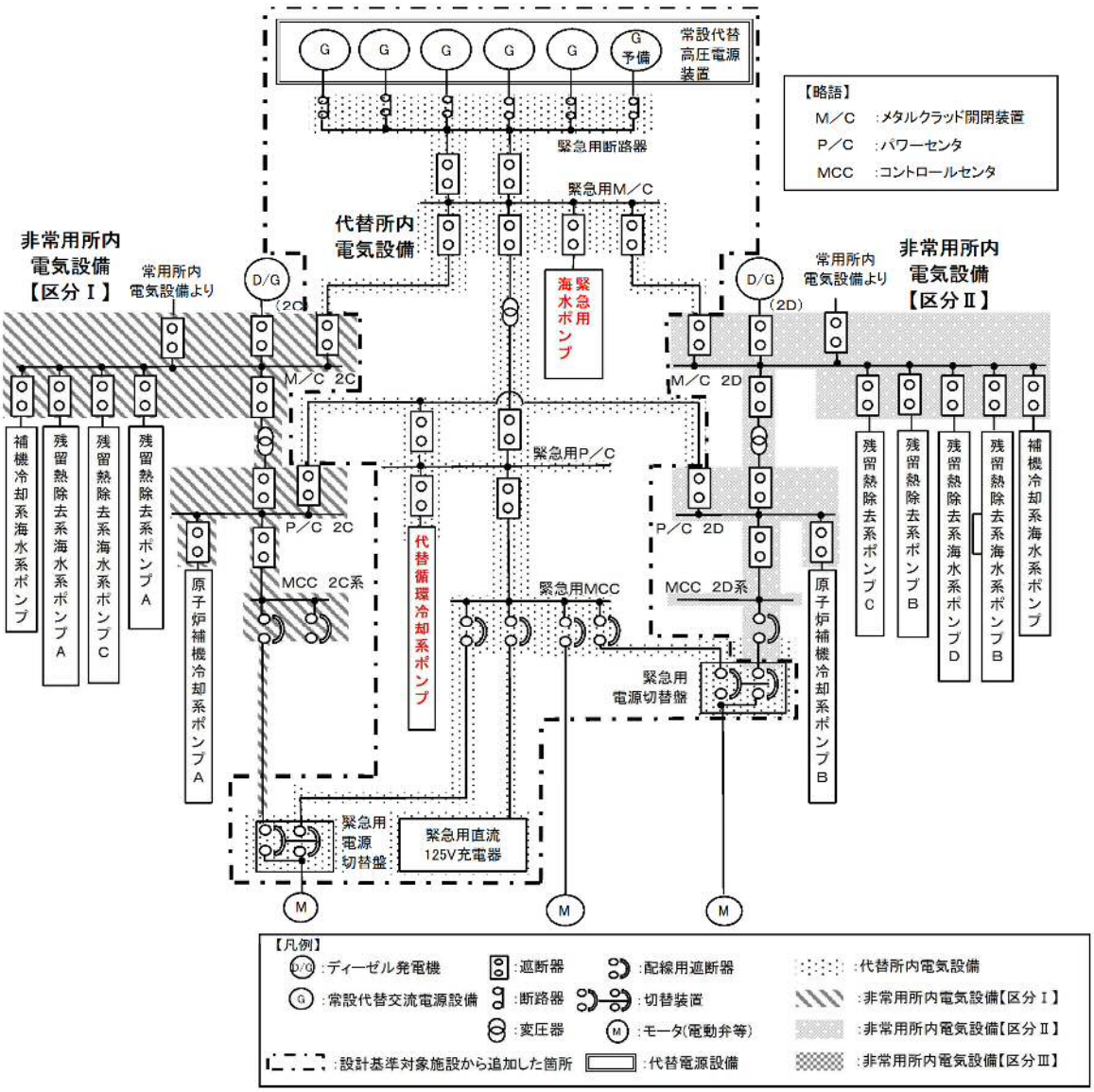

第１図　代替循環冷却系の系統概要図




| | 機器名称 | | 機器名称 |
|---|---|---|---|
| ① | 緊急用海水ポンプ（Ａ） | ⑦ | 緊急用海水系代替ＦＰＣ系隔離弁 |
| ② | 緊急用海水ポンプ（Ｂ） | ⑧ | 緊急用海水系代替ＦＰＣ系出口弁（Ａ）系 |
| ③ | 緊急用海水系ＲＨＲ　Ａ系熱交換器隔離弁 | ⑨ | 緊急用海水系代替ＦＰＣ系出口弁（Ｂ）系 |
| ④ | 緊急用海水系ＲＨＲ　Ｂ系熱交換器隔離弁 | ⑩ | 残留熱除去系－緊急用海水系系統分離弁（Ａ）系 |
| ⑤ | 緊急用海水系ＲＨＲ　Ａ系補機隔離弁 | ⑪ | 残留熱除去系－緊急用海水系系統分離弁（Ｂ）系 |
| ⑥ | 緊急用海水系ＲＨＲ　Ｂ系補機隔離弁 | | |

第２図　緊急用海水系の系統概要図

（残留熱除去系海水系Ａ系供給時）


常設代替
高圧電源
装置
G
予備
【略語】
M／C :メタルクラッド開閉装置
P／C :パワーセンタ
MCC :コントロールセンタ
緊急用断路器
緊急用M／C
代替所内
電気設備
緊急用
海水ポンプ
非常用所内
電気設備
【区分Ⅰ】
常用所内
電気設備より
D/G
(2C)
(2D)
M／C 2C
M／C 2D
非常用所内
電気設備
【区分Ⅱ】
補機冷却系海水系ポンプ
残留熱除去系海水系ポンプA
残留熱除去系海水系ポンプC
残留熱除去系ポンプA
残留熱除去系ポンプC
残留熱除去系ポンプB
残留熱除去系海水系ポンプD
残留熱除去系海水系ポンプB
緊急用P／C
P／C 2C
P／C 2D
代替循環冷却系ポンプ
原子炉補機冷却系ポンプA
原子炉補機冷却系ポンプB
MCC 2C系
MCC 2D系
緊急用MCC
緊急用
電源切替盤
緊急用
電源
切替盤
緊急用直流
125V充電器
M
【凡例】
D/G :ディーゼル発電機
G :常設代替交流電源設備
:遮断器
:断路器
:変圧器
:配線用遮断器
:切替装置
M :モータ(電動弁等)
:代替所内電気設備
:非常用所内電気設備【区分Ⅰ】
:非常用所内電気設備【区分Ⅱ】
:非常用所内電気設備【区分Ⅲ】
:設計基準対象施設から追加した箇所
:代替電源設備

第３図　単線結線図

2.　設置許可基準規則上の位置付け

代替循環冷却系は，重大事故時において格納容器の破損を防止する目的から格納容器内の圧力及び温度を低下させるための設備であり，設置許可基準規則第５０条（原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備）の重大事故等対処設備として位置付ける。

3.　格納容器過圧破損防止対策としての代替循環冷却系の基本設計方針

【設置許可基準規則】

（重大事故等対処設備）

第四十三条　重大事故等対処設備は、次に掲げるものでなければならない。

一　想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重その他の使用条件において、重大事故等に対処するために必要な機能を有効に発揮するものであること。

二　想定される重大事故等が発生した場合において確実に操作できるものであること。

三　健全性及び能力を確認するため、発電用原子炉の運転中又は停止中に試験又は検査ができるものであること。

四　本来の用途以外の用途として重大事故等に対処するために使用する設備にあっては、通常時に使用する系統から速やかに切り替えられる機能を備えるものであること。

五　工場等内の他の設備に対して悪影響を及ぼさないものであること。

六　想定される重大事故等が発生した場合において重大事故等対処設備の操作及び復旧作業を行うことができるよう、放射線量が高くなるおそれが少ない設置場所の選定、設置場所への遮蔽物の設置その他の適切な措置を講じたものであること。

２　重大事故等対処設備のうち常設のもの（重大事故等対処設備のうち可搬型のもの（以下「可搬型重大事故等対処設備」という。）と接続するものにあっては、当該可搬型重大事故等対処設備と接続するために必要な発電用原子炉施設内の常設の配管、弁、ケーブルその他の機器を含む。以下「常設重大事故等対処設備」という。）は、前項に定めるもののほ

か、次に掲げるものでなければならない。

一　想定される重大事故等の収束に必要な容量を有するものであること。

二　二以上の発電用原子炉施設において共用するものでないこと。ただし、二以上の発電用原子炉施設と共用することによって当該二以上の発電用原子炉施設の安全性が向上する場合であって、同一の工場等内の他の発電用原子炉施設に対して悪影響を及ぼさない場合は、この限りではない。

三　常設重大事故防止設備は、共通要因によって設計基準事故対処設備の安全機能と同時にその機能が損なわれないよう、適切な措置を講じたものであること。

(1)　環境条件等（第43条　第1項　第1号，第6号）

代替循環冷却系ポンプ，サプレッション・チェンバ及び残留熱除去系熱交換器は，重大事故等時における設置場所の環境条件を考慮した設計とする。

代替循環冷却系ポンプの操作は，中央制御室で可能な設計とする。

残留熱除去系熱交換器は海水を通水するため，耐腐食性材料を使用する設計とする。

(2)　操作性の確保（第43条　第1項　第2号，第4号）

代替循環冷却系ポンプ，サプレッション・チェンバ及び残留熱除去系熱交換器を使用する代替循環冷却系は，中央制御室の制御盤の操作スイッチで操作が可能な設計とする。また，通常時の系統から弁操作等にて速やかに切替え可能な設計とする。

(3)　試験・検査性（第43条　第1項　第3号）

代替循環冷却系ポンプ及び残留熱除去系熱交換器は，機能・性能の確

認及び漏えいの確認が可能な系統設計とする。

また，代替循環冷却系ポンプは，分解が可能な設計とする。

残留熱除去系熱交換器は，内部の確認が可能なようにフランジを設ける設計とする。

(4)　悪影響防止（第43条　第1項　第5号）

代替循環冷却系ポンプ，サプレッション・チェンバ，緊急用海水ポンプ及び残留熱除去系熱交換器を使用する代替循環冷却系は，弁操作等によって，設計基準事故対処設備として使用する系統構成から重大事故等対処設備としての系統構成とすることで，他の設備に悪影響を及ぼさない設計とする。また，サプレッション・プール水に含まれる核分裂生成物の系外放出を防止するため，代替循環冷却系は閉ループにて構成する設計とする。

(5)　容量等（第 43 条　第 2 項　第 1 号）

代替循環冷却系ポンプは，格納容器の過圧破損防止に必要なポンプ流量を有する設計とする。

サプレッション・チェンバは，設計基準事故時の非常用炉心冷却設備の水源と兼用しており，設計基準事故時に使用する場合の容量が，格納容器の過圧破損防止に必要な容量に対して十分であるため，設計基準事故対処設備と同仕様で設計する。

残留熱除去系熱交換器は，設計基準事故時の残留熱除去系海水系の機能と兼用しており，設計基準事故時に使用する場合の伝熱容量が，格納容器の過圧破損防止に必要な容量に対して十分であるため，設計基準事故対処設備と同仕様で設計する。

(6)　共用の禁止（第 43 条　第 2 項　第 2 号）

敷地内に二以上の発電用原子炉施設はないため，代替循環冷却系の共

用はない。

(7)　多様性，位置的分散等（第 43 条　第 2 項　第 3 号）

代替循環冷却系は常設重大事故緩和設備であり，設置許可基準規則（第 43 条第 2 項第 3 号）に基づき共通要因による設計基準事故対処設備（残留熱除去系）との同時の機能喪失防止が要求されるものではないが，代替循環冷却系の信頼性向上のため，以下のとおり残留熱除去系との多様性，独立性及び位置的分散を図った設計とする。

ポンプについては，残留熱除去系ポンプと異なる区画に設置し，位置的分散を考慮した設計とする（第 4 図）。代替循環冷却系ポンプのサポート系として，冷却水は不要（自然冷却）とすることで，残留熱除去系ポンプの冷却水（残留熱除去系海水系）と同時に機能喪失しない設計とする。電源については，常設代替高圧電源装置を使用することで，残留熱除去系ポンプの電源（非常用ディーゼル発電機）と同時に機能喪失しない設計とする。電動弁については，駆動部に設けるハンドルにて手動操作も可能な設計とすることで，電動駆動に対し多様性を持った設計とする。（第 1 表）

残留熱除去系と代替循環冷却系の独立性については，第 2 表で示すとおり，地震，津波，火災及び溢水により同時に故障することを防止するために，独立性を確保する設計とする。

第１表　多様性及び位置的分散

| 項目 | 残留熱除去系 | 代替循環冷却系 |
|---|---|---|
| ポンプ | 残留熱除去系ポンプ | 代替循環冷却系ポンプ |
| | 原子炉建屋原子炉棟地下2階<br>残留熱除去系（Ａ）及び（Ｂ）<br>ポンプ室 | 原子炉建屋原子炉棟地下2階<br>残留熱除去系（Ａ）及び（Ｂ）<br>熱交換器室 |
| 水源 | サプレッション・チェンバ | サプレッション・チェンバ |
| | 原子炉建屋原子炉棟地下2階 | 原子炉建屋原子炉棟地下2階 |
| 駆動用空気 | 不要 | 不要 |
| 潤滑油 | 不要（内包油） | 不要（内包油） |
| 冷却水 | 残留熱除去系海水系 | 不要（自然冷却） |
| 駆動電源 | 非常用ディーゼル発電機 | 常設代替交流電源設備 |
| | 原子炉建屋付属棟地下1階 | 屋外 |

第２表　設計基準事故対処設備との独立性

| 項目 | | 残留熱除去系 | 代替循環冷却系 |
|---|---|---|---|
| 共通要因故障 | 地震 | 設計基準事故対処設備の残留熱除去系は耐震Ｓクラス設計とし，代替循環冷却系は基準地震動$S_S$で機能維持できる設計とすることから，基準地震動$S_S$が共通要因となり故障することのない設計とする。 | |
| | 津波 | 設計基準事故対処設備の残留熱除去系は防潮堤及び浸水防止設備の設置により，また，代替循環冷却系は防潮堤及び浸水防止設備の設置に加え，原子炉建屋原子炉棟の水密化されたエリアに設置により，津波が共通要因となって故障することのない設計とする。 | |
| | 火災 | 代替循環冷却系と設計基準事故対処設備の残留熱除去系は火災が共通要因となり故障することのない設計とする。 | |
| | 溢水 | 代替循環冷却系と設計基準事故対処設備の残留熱除去系は溢水が共通要因となり故障することのない設計とする。 | |

第４図　代替循環冷却系ポンプの配置図

【設置許可基準規則】

（原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備）

第五十条　発電用原子炉施設には、炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉格納容器の過圧による破損を防止するため、原子炉格納容器バウンダリを維持しながら原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下させるために必要な設備を設けなければならない。

２　発電用原子炉施設（原子炉格納容器の構造上、炉心の著しい損傷が発生した場合において短時間のうちに原子炉格納容器の過圧による破損が発生するおそれがあるものに限る。）には、前項の設備に加えて、原子炉格納容器内の圧力を大気中に逃がすために必要な設備を設けなければならない。

３　前項の設備は、共通要因によって第一項の設備の過圧破損防止機能（炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉格納容器の過圧による破損を防止するために必要な機能をいう。）と同時にその機能が損なわれるおそれがないよう、適切な措置を講じたものでなければならない。

(1)　代替循環冷却系の設置

炉心の著しい損傷が発生した場合において格納容器の破損を防止するため，格納容器内の圧力及び温度を低下させるために代替循環冷却系を設ける。

代替循環冷却系は，サプレッション・チェンバを水源とし，代替循環冷却系ポンプによる原子炉圧力容器への注水及び格納容器スプレイが可能な設計とする。

## 4.　代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合の評価

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)」では，代替循環冷却系と代替格納容器スプレイ冷却系（常設）を同時に使用しないため，代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合でも事故進展に影響はない。

一方，格納容器破損モード「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」では，原子炉圧力容器破損後に代替循環冷却系（Ａ系）と代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による同時の格納容器スプレイを実施する条件で解析しているが，1.に記載のとおり，代替循環冷却系（Ｂ系）と代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による同時の格納容器スプレイは実施できないことから，代替循環冷却系（Ｂ系）のみを使用※した条件でのＭＡＡＰ解析を実施した。

※　外部水源の持ち込みを制限し，サプレッション・プール水位の上昇抑制による格納容器ベント遅延を図り，可能な限り外部への影響を軽減する観点から，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）より代替循環冷却系（Ｂ系）を優先して使用することを想定

第3表及び第4表に格納容器破損モード「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」の評価シーケンスにおける代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合と代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合の解析条件及び解析結果の比較を示す。また，格納容器圧力挙動及び温度挙動を第5図から第8図に示す。

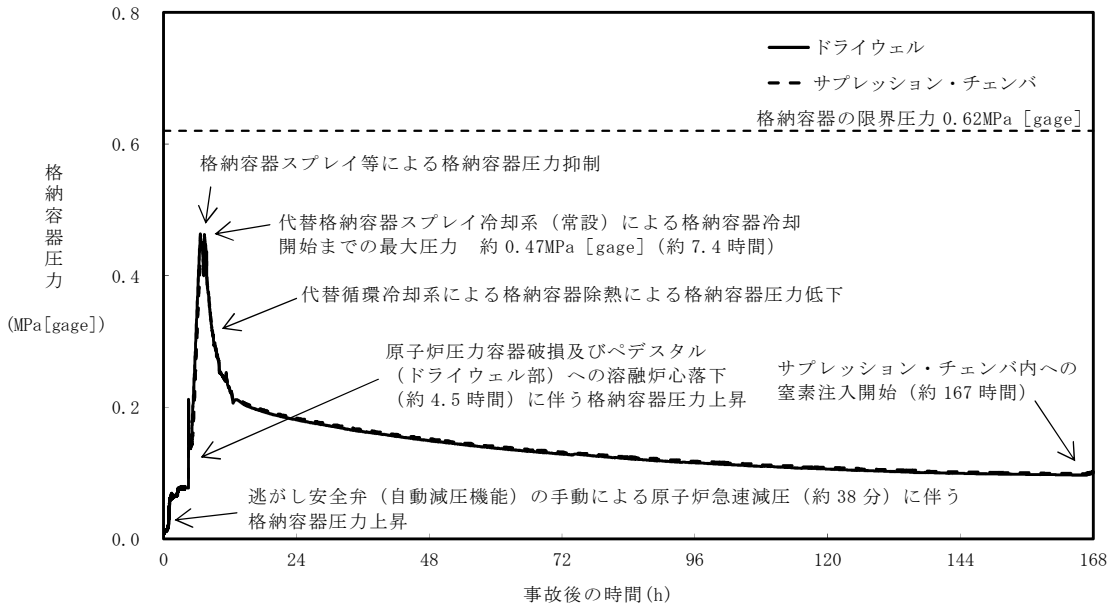
代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合においても，有効性評価の評価項目である格納容器温度200℃以下,圧力0.62MPa[gage]以下に抑えられることを確認した。

## 第３表　解析条件の比較

| | 代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合（有効性評価における代替循環冷却系を使用した場合のケース） | 代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合（今回の評価ケース） |
|---|---|---|
| 注水，スプレイ等を実施する系統 | ・原子炉注水<br>代替循環冷却系（Ａ系）<br>・格納容器スプレイ<br>代替循環冷却系（Ａ系）<br>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）<br>・ペデスタル（ドライウェル部）注水<br>格納容器下部注水系（常設） | ・原子炉注水<br>代替循環冷却系（Ｂ系）<br>・格納容器スプレイ<br>代替循環冷却系（Ｂ系）<br><br>・ペデスタル（ドライウェル部）注水<br>格納容器下部注水系（常設） |
| 代替循環冷却系の機器条件・操作条件 | ・事象発生 90 分後から 250m$^3$／h でドライウェルスプレイを実施<br>・ＲＰＶ破損後に格納容器圧力が低下傾向に転じて 30 分後，150m$^3$／h でドライウェルスプレイ，100m$^3$／h で原子炉注水を実施 | 代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合と同じ |
| 代替格納容器スプレイ冷却系（常設）の機器条件・操作条件 | ・原子炉圧力容器破損＋6 分後から 300m$^3$／h でドライウェルスプレイを実施し，ＲＰＶ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<br>・その後，間欠スプレイ（格納容器圧力 0.400～0.465MPa[gage]）を実施 | （実施しない） |
| 格納容器下部注水系（常設）の機器条件・操作条件 | ・原子炉圧力容器破損後＋7 分後から 80m$^3$／h で格納容器下部水位制御（水位 2.25～2.75m）を実施 | 代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合と同じ |

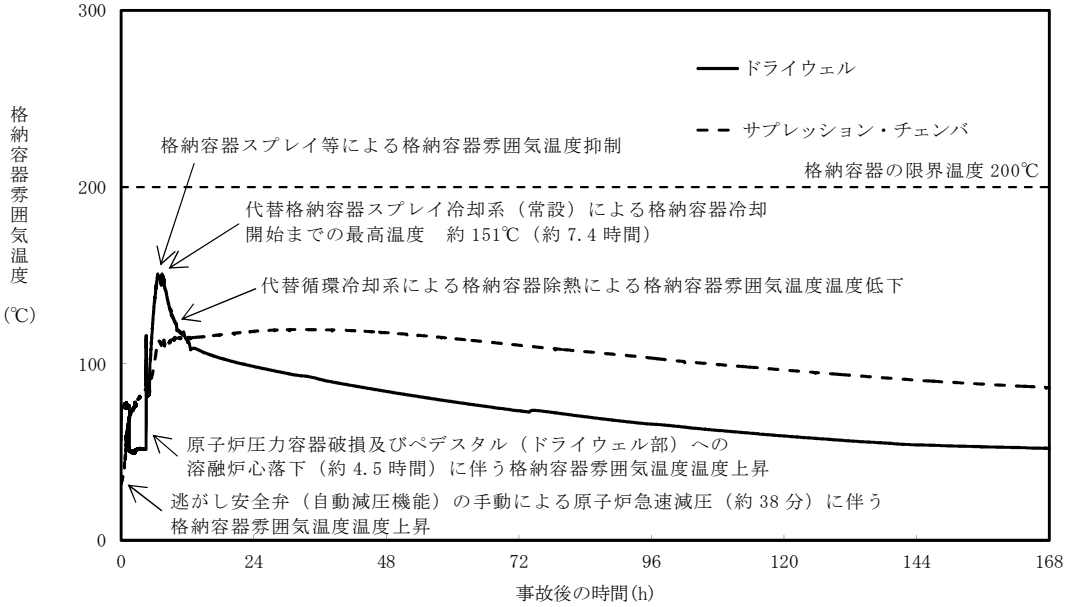
## 第４表　解析結果の比較

| | 代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合（有効性評価における代替循環冷却系を使用した場合のケース） | 代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合（今回の評価ケース） |
|---|---|---|
| 格納容器圧力の最高値 | 0.47MPa[gage] | 約 0.58MPa[gage] |
| 格納容器雰囲気温度の最高値 | 151℃ | 162℃ |



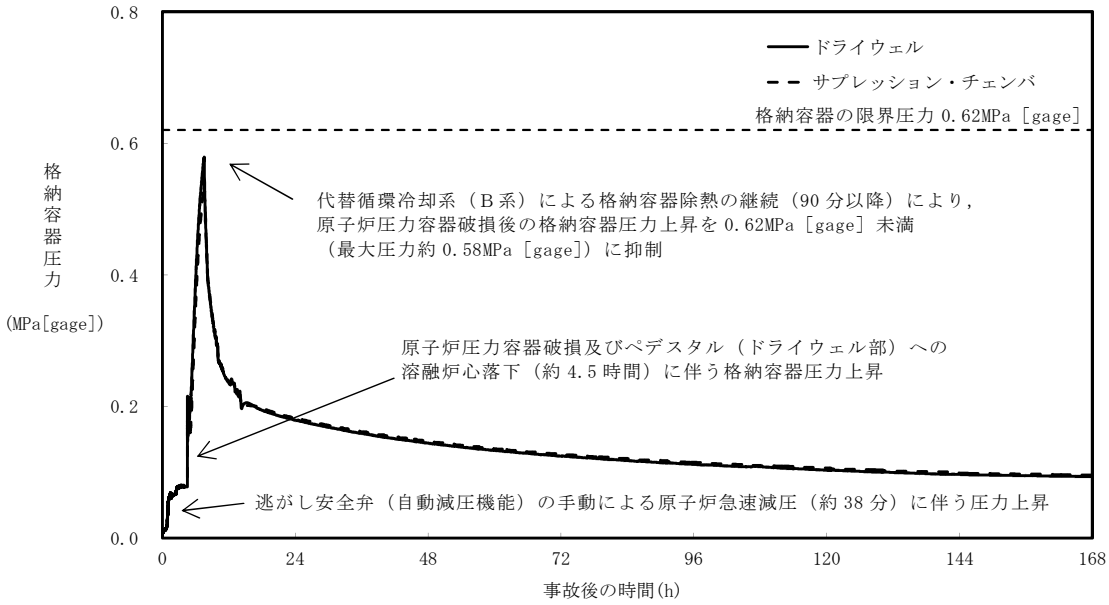

第５図　「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」における

代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合の格納容器圧力の推移



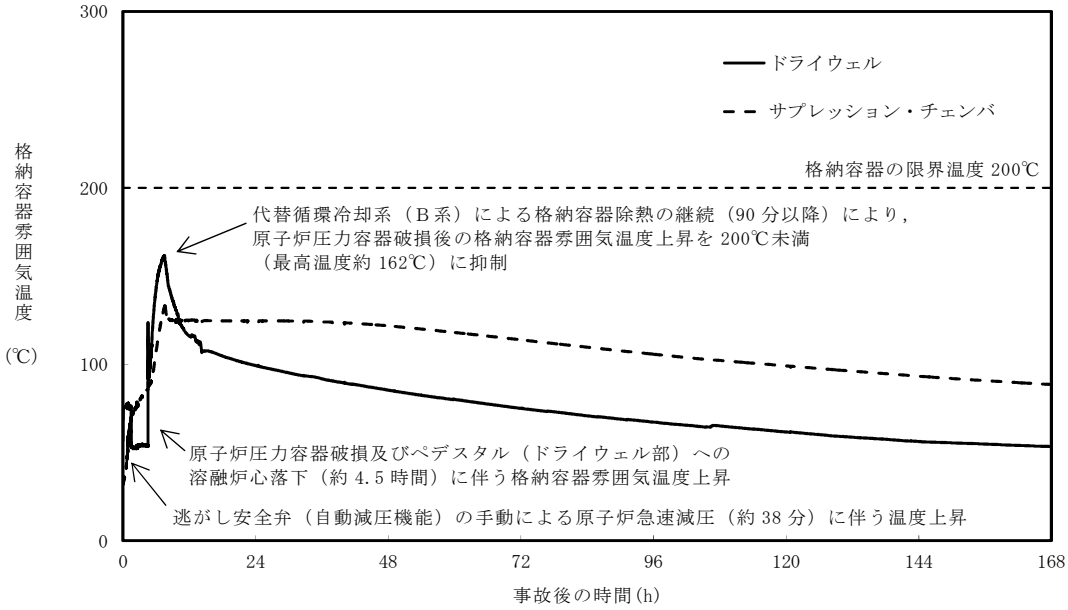

第６図　「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」における

代替循環冷却系（Ａ系）を使用した場合の格納容器雰囲気温度の推移




第７図　「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」における

代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合の格納容器圧力の推移




第８図　「ＤＣＨ，ＦＣＩ，ＭＣＣＩ」における

代替循環冷却系（Ｂ系）を使用した場合の格納容器雰囲気温度の推移

# 代替循環冷却系の主要機器の仕様及び健全性について

## 1. 主要機器の仕様

### (1) 代替循環冷却系ポンプ

型　　式　：ターボ形

台　　数　：1（予備1）

容　　量　：約250m$^3$／h（1台当たり）

全　揚　程　：約120m

最高使用圧力　：3.45MPa[gage]

最高使用温度　：80℃

### (2) 残留熱除去系熱交換器

型　　式　：縦型Uチューブ式

基　　数　：2

最高使用圧力　：3.45MPa[gage]

最高使用温度　：249℃

伝熱容量　：約19.4×10$^3$kW（1基当たり）

（原子炉停止時冷却モード）

## 2. 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について，「代替循環冷却系ポンプの健全性」，「残留熱除去系ポンプの健全性」，「シール材の信頼性」の観点から評価する。なお，残留熱除去系熱交換器については，最高使用温度が249℃で設計されているため，健全性に問題はない。

### (1) 代替循環冷却系ポンプの健全性

0.62MPa[gage](2Pd)においては，サプレッション・プール水の温度は

0.62MPa[gage]（2Pd）における飽和温度167℃となる。サプレッション・プール水は残留熱除去系ポンプを経由し，残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプからの海水を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後，代替循環冷却系ポンプにて原子炉及びドライウェルに注水を行う。ここでは，残留熱除去系熱交換器において冷却したサプレッション・プール水の温度が，代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を超えないことを確認する。評価条件は以下のとおり。

緊急用海水ポンプ流量　　：600m$^3$／h

代替循環冷却系ポンプ流量　　：250m$^3$／h

海水温度　　：32℃

サプレッション・プール水温度：167℃

上記の条件で残留熱除去系熱交換器出口温度を評価した結果，出口温度は約70℃と評価され，代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を下回る。なお，代替循環冷却系ポンプの運転に伴うポンプ入熱による影響及びサプレッション・プール水中の核分裂生成物による発熱による影響については，代替循環冷却系ポンプの入口側に残留熱熱交換器が設置されており，代替循環冷却系ポンプの運転によって，残留熱除去系熱交換器により冷却された水に入れ替わることから影響はないものと考える。

以上より，2Pdの条件下においても，代替循環冷却系ポンプの健全性については問題ない。

(2)　残留熱除去系ポンプの健全性

代替循環冷却系については，残留熱除去系ポンプ（最高使用圧力：3.51MPa，最高使用温度：182℃）を流路として使用する。

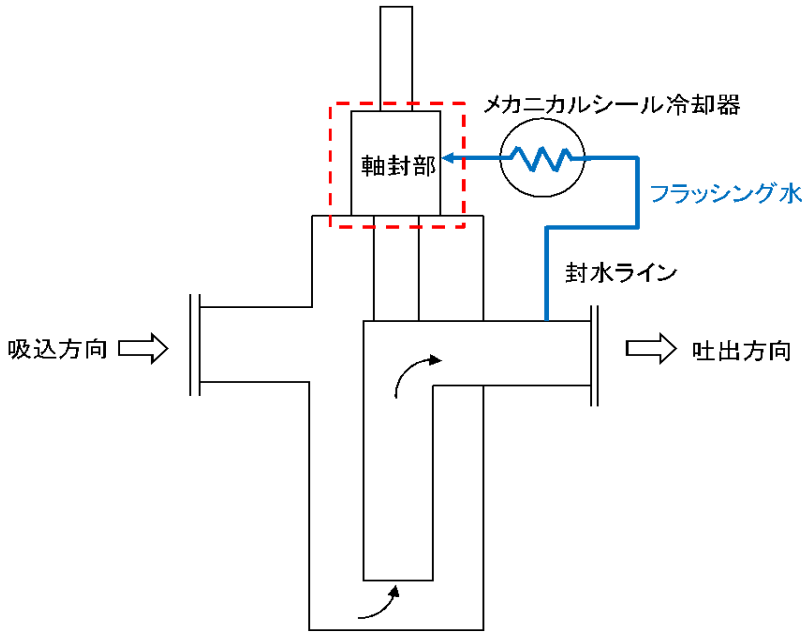
代替循環冷却系は代替循環冷却系ポンプでサプレッション・チェンバの水を循環させる系統構成となっており，残留熱除去系が機能喪失している前提で使用する設備であるため，残留熱除去系ポンプは，停止している状態でポンプ内を系統水が流れることとなる。残留熱除去系ポンプの軸封部はメカニカルシールで構成されており，ポンプ吐出側から分岐して送水される冷却水（フラッシング水）により温度上昇を抑える設計としている（第1図）。

ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては，通常どおりメカニカルシールに冷却水（フラッシング水）が送水されないことが考えられるため，その際のシール機能への影響について確認した。

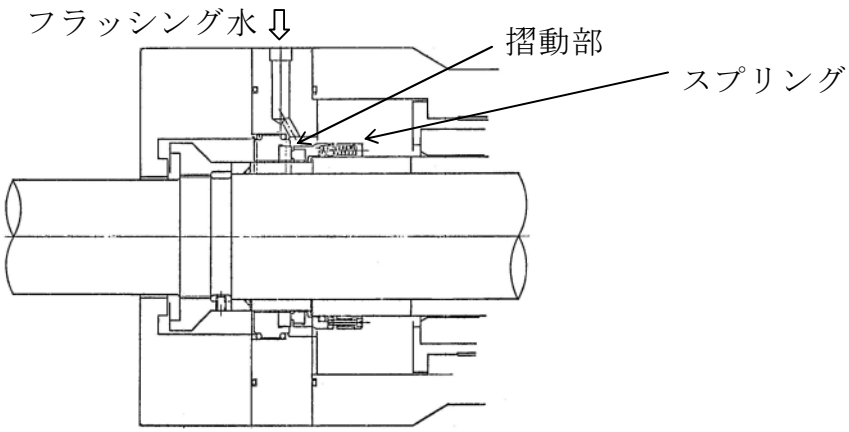
残留熱除去系ポンプのメカニカルシールは，スプリングによって摺動部を押さえつける形でシールする構造となっている（第2図）。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが停止している状態であるため，通常のポンプ運転時のように冷却水（フラッシング水）が封水ラインを通じてメカニカルシール部に通水されないことが想定されるが，上述のとおり，冷却水（フラッシング水）はメカニカルシールの摺動による温度上昇を抑えるためのものであり，ポンプが停止している状態では冷却の必要がなく，特にメカニカルシールの機能に影響はない

なお，軸封部及び封水ラインにおいては，代替循環冷却系ポンプ運転時には残留熱除去系ポンプが停止していることから，ポンプの吐出圧力に相当する圧力がかかることはなく,格納容器圧力である0.62MPa[gage]（2Pd）であるため，軸封部への影響はないと考える。

したがって，代替循環冷却系運転時において軸封部からの系統水の著しい漏えいはないと考えており，残留熱除去系ポンプの最高使用温度以下で通水されることから健全性については問題ない。




第１図　残留熱除去系ポンプ 概要図




第２図　残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(3)　シール材の健全性について

代替循環冷却系を使用する場合に，系統内の弁，配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響，放射

線影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は，重大事故時に炉心損傷した状況で系統を使用することとなる。このため，高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れることから，高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち，配管フランジガスケット及び弁グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等の金属材料が用いられている。これらは，耐熱性があること及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響はないか極めて小さい。このため，これらについては評価温度である200℃以上の耐熱性を有することに加え，放射線による影響についても，耐放射線性能が確認されたシール材を用いることから，シール性能が維持されるものと考える。

残留熱除去系ポンプのバウンダリを構成する部材（メカニカルシール，ケーシングシール等）のシール材には，エチレンプロピレンゴム（ＥＰＤＭ）やフッ素ゴムが用いられており，高温環境下での使用による影響及び放射線による影響を受けて劣化することが考えられるため，200℃の環境下において７日間の高耐熱性を有し，耐放射線性に優れた改良ＥＰＤＭ製シール材への取替えを今後行うことにより，耐熱性及び耐放射線性を確保する。

また，代替循環冷却系ポンプのバウンダリを構成する部材（ケーシングシール等）のシール材についても同様に，耐熱性及び耐放射線性に優れた材料を適用する。

② 核分裂生成物による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能

性がある物質として，アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち,アルカリ金属のセシウムについては,水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが,膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく，また，ＥＰＤＭについても耐アルカリ性を有する材料であることから，セシウムによるシール機能への化学的影響はないものと考える。

一方，ハロゲン元素のよう素については，無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが，有機材料であるＥＰＤＭでは影響が生じる可能性がある。設備での使用を考慮している改良ＥＰＤＭについては，電力共同研究により，よう素による影響の確認を行っており，炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約450mg／$m^3$）よりも高濃度のよう素環境下（約1,000mg／$m^3$）においても，圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。また,ガスケットメーカにおいて，よう素に対するＥＰＤＭ材の耐性として,第1表に示すとおり，5段階評価（ランク1が最も耐性がある）のうち，ランク2に位置づけられており，よう素に対する耐性があるものと考える。

このように，よう素に対する性能が確認された材料を用いることにより，漏えい等の影響が生じることはないものと考える。

第１表　ＥＰＤＭの特性

| 薬品 | 耐性ランク |
|---|---|
| よう素 | 2 |

＜耐性ランクの凡例＞
1：動的部分にも使用可能で体積変化率は 10%以内。
2：動的部分にも条件により使用可能，体積変化率は 20%以内。
3：静的部分には使用可能，体積変化率は 30%以内。
4：静的部分には条件により使用可能，体積変化率は 100%以内。
5：使用できない，体積変化率は 100%以上。

出典：日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

格納容器圧力逃がし装置を使用する際，サプレッション・プール水の酸性化を防止すること及びサプレッション・プール水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉することにより，よう素の放出量の低減を図るため，サプレッション・プール水ｐＨ制御装置を自主的な取組みとして設ける計画である。サプレッション・プール水ｐＨ制御装置の使用により，アルカリ薬液である水酸化ナトリウムを格納容器へ注入することとなるため，アルカリ薬液によるシール性への影響が懸念されるが，耐アルカリ性を有する改良ＥＰＤＭを使用することにより，格納容器バウンダリのシール機能には影響はない。

# 代替循環冷却系のシステム非信頼度について

## 1. はじめに

フォールトツリー手法を用いて，代替循環冷却系のシステム非信頼度を評価する。

## 2. 評価条件

評価条件は第 1 表のとおり。

第 1 表　代替循環冷却系のシステム非信頼度の評価条件

| | |
|---|---|
| システム非信頼度の評価範囲 | 代替循環冷却系，緊急用海水系及び常設代替交流電源設備 |
| 代替循環冷却系の成功基準 | 2 系列中 1 系列 |
| 緊急用海水系の成功基準 | ポンプ 2 台中 1 台 |
| 常設代替交流電源設備の成功基準 | 常設代替高圧電源装置 5 台中 2 台 |
| システム非信頼度の評価 | 機器のランダム故障を対象<br>使命時間 24 時間 |

## 3. 評価結果

代替循環冷却系のシステム非信頼度を，第 1 図のフォールトツリーを用いて評価した。その結果，第 2 表に示すとおり，代替循環冷却系 2 系列（Ａ系及びＢ系）のシステム非信頼度は約 $3\times10^{-4}$／demand，1 系列を想定した場合（Ａ系のみの場合）の非信頼度は約 $2\times10^{-3}$／demand となり，代替循環冷却系の多重化設計により，システム非信頼度は 1 系列時に比べて 1 桁程度低減する。

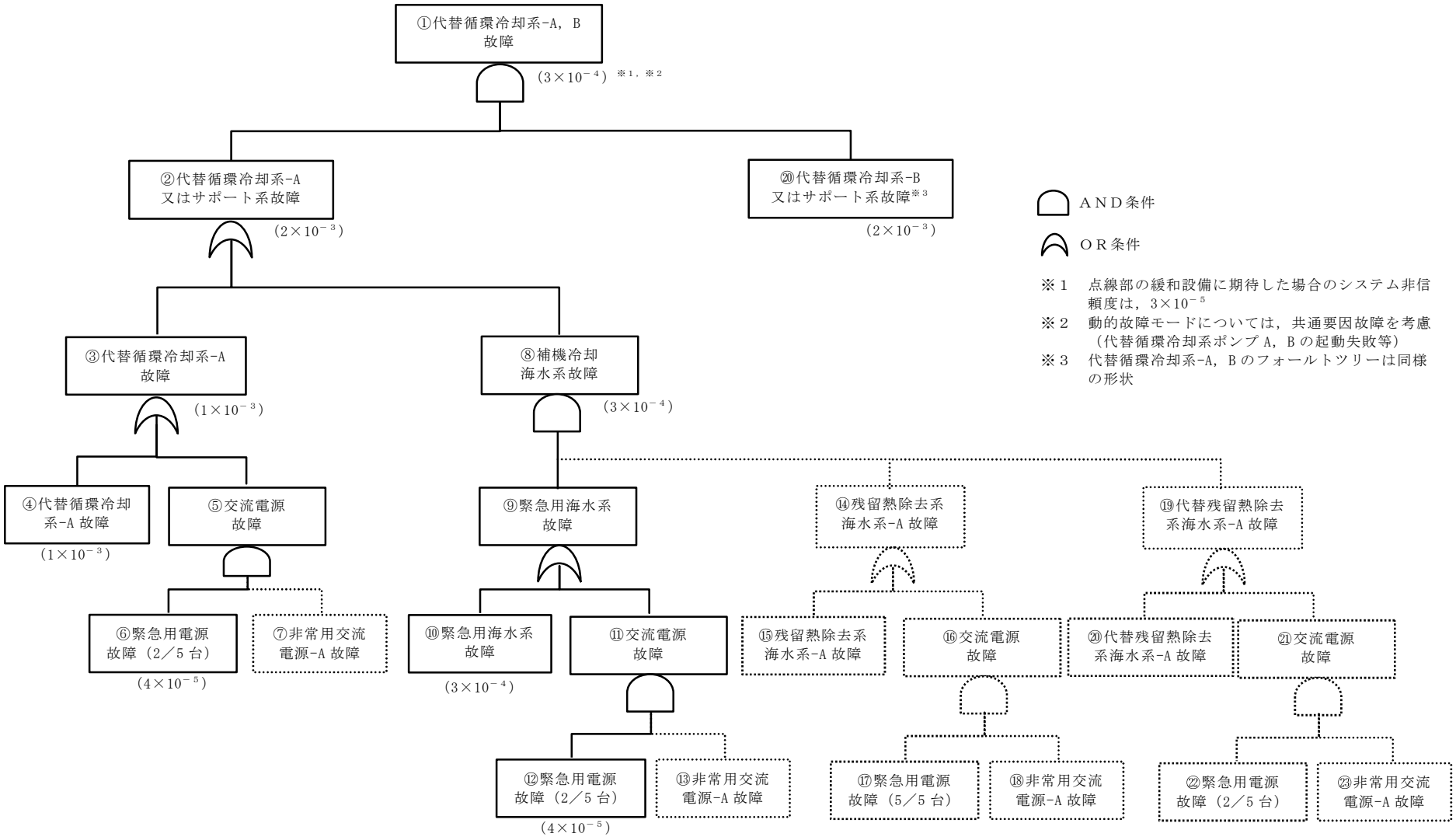
なお，代替循環冷却系のサポート系として残留熱除去系海水系，代替残留

熱除去系海水系及び非常用交流電源が使用可能な場合のシステム非信頼度は約 $3\times10^{-5}$／demand となり，代替循環冷却系を多重化することでシステム非信頼度は 2 桁程度低減する。

第 2 表　代替循環冷却系のシステム非信頼度

| | システム非信頼度（／demand） | |
|---|---|---|
| | サポート系として緊急用海水系，常設代替交流電源設備を考慮した場合 | 他のサポート系にも期待した場合（参考※） |
| 代替循環冷却系 1 系列 | 約 $2\times10^{-3}$ | 約 $1\times10^{-3}$ |
| 代替循環冷却系 2 系列 | 約 $3\times10^{-4}$ | 約 $3\times10^{-5}$ |
| 低減割合（代替循環冷却系 2 系列／代替循環冷却系 1 系列） | ≒0.2 | ≒0.03 |

※　設計基準事故対処設備としての残留熱除去海水系，非常用電源及び代替残留熱除去系海水系の使用を考慮した場合の参考評価




第１図　システム非信頼度の評価に用いたフォールトツリー

# 代替残留熱除去系海水系を用いた場合の評価

## 1. 代替残留熱除去系海水系の位置づけ

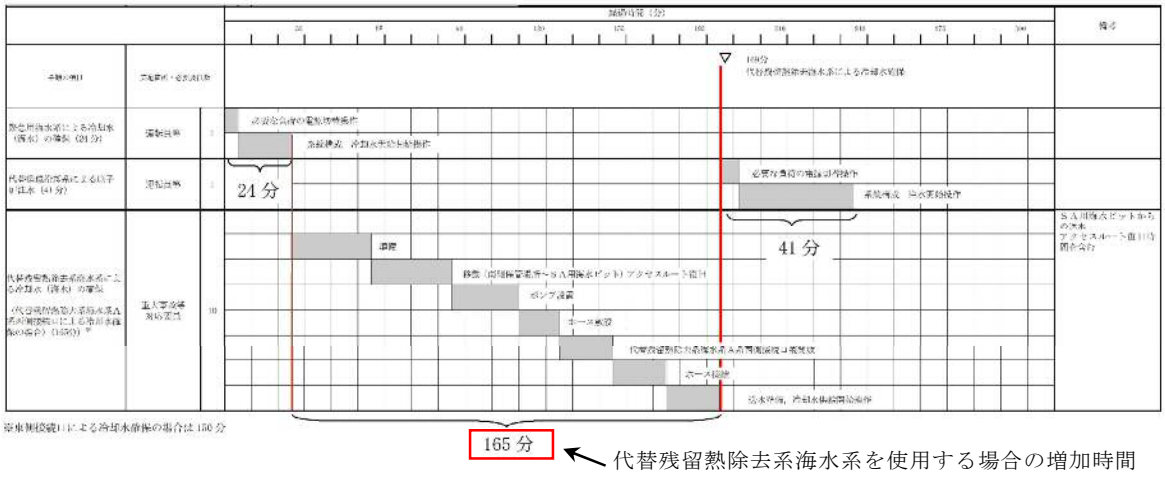
代替残留熱除去系海水系は，残留熱除去系及び代替循環冷却系のサポート系であり，残留熱除去系海水系の機能喪失又は全交流動力電源喪失時において，緊急用海水系の後備の対応手段として位置付けている。

## 2. 代替残留熱除去系海水系を用いた場合の有効性評価への影響

上述のとおり，残留熱除去系海水系の機能喪失又は全交流動力電源の喪失により残留熱除去系海水系が機能喪失し，緊急用海水系が使用できない場合において,代替残留熱除去系海水系の起動準備等手順に着手する。そのため，第 1 図に示すとおり，緊急用海水系が使用できる場合に比べ，最大約 165 分程度（約 2.8 時間）の代替循環冷却系の起動遅れが想定される。

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損)」の有効性評価における代替循環冷却系を使用する場合では，事象発生 90 分後（1.5 時間後）に代替循環冷却系を起動しているが，代替残留熱除去系海水系を用いた場合には，上記の起動遅れを踏まえると事象発生 255 分後（約 4.3 時間後）に代替循環冷却系を起動することになり，起動までの間に格納容器圧力及び雰囲気温度は相対的に高く推移することとなる。ただし，代替循環冷却系が起動せずに約 3.9 時間後に格納容器圧力が 0.465MPa［gage］(1.5Pd) に到達すれば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，約 4.3 時間後以降は代替循環冷却系を用いた内部水源による格納容器スプレイに切り替えることで，格納容器圧力及び雰囲気温度は限界圧力 0.62MPa［gage］(2Pd) 及び限界温度 200℃を下回ることとなる。なお，有効性評価において代替循環冷却系を使用する場合では，事象

発生 90 分後からの代替循環冷却系による格納容器除熱により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ことはないが，代替残留熱除去系海水系に期待する場合には，事象発生約 3.9 時間後から代替循環冷却系の想定起動時間の事象発生約 4.3 時間後までの間は代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による外部水源を用いた格納器冷却を実施することになる。このことから，有効性評価において代替循環冷却系を使用する場合よりも外部水源の持ち込み量が多くなり，格納容器の自由体積が減少することに伴い，格納容器内の酸素濃度の上昇が早くなることが考えられる。しかしながら，第 1 表に示すとおり，サプレッション・プール通常水位でのサプレッション・チェンバの空間容積（4,100m$^3$）に対する外部水源の持ち込み量は，有効性評価において代替循環冷却系を使用する場合と比較しても約 200m$^3$程度の増加であり，格納容器ベント時間に与える影響は軽微であると考えられる。




第１図　代替残留熱除去系を起動する場合のタイムチャート

（ホース敷設にホース運搬車を使用する場合，高所西側接続口への送水）

第１表　外部水源持込量の比較

| | | 外部水源の持ち込み量 | | |
|---|---|---|---|---|
| | | 事象発生～1.5 時間後 | 1.5 時間後～4.3 時間後 | 合計 |
| 有効性評価において代替循環冷却系を使用する場合 | 原子炉注水 | 250m$^3$ | 0m$^3$ | 400m$^3$ |
| | 格納容器スプレイ | 150m$^3$ | 0m$^3$ | |
| 代替残留熱除去系海水系を使用する場合 | 原子炉注水 | 250m$^3$ | 140m$^3$※1 | 592m$^3$ |
| | 格納容器スプレイ | 150m$^3$ | 52m$^3$※2 | |

※1　事象発生から６時間後までの平均崩壊熱相当の注水流量である 50m$^3$／h の原子炉注水を実施するものとして算出

※2　格納容器圧力 0.465MPa［gage］（1.5Pd）に到達する約 3.9 時間後から最大スプレイ流量である 130m$^3$／h の格納容器スプレイを実施するものとして算出

# 代替循環冷却系による格納容器ベント遅延効果

## 1. はじめに

重大事故時に代替循環冷却系を使用する場合，代替循環冷却系による格納容器除熱をすることにより事故後短時間での格納容器ベントは回避されることが期待される。ここでは，代替循環冷却系を使用できない場合の格納容器ベント時間を評価し，代替循環冷却系を使用する場合の格納容器ベント時間と比較することで，代替循環冷却系を使用する場合の格納容器ベントの遅延効果を確認する。

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の有効性評価のうち代替循環冷却系を使用できない場合においては，中央制御室の居住性評価や中央制御室待避室の遮蔽設計等を保守的に行うため，代替循環冷却系を使用できないことにより早期に格納容器ベントに至る条件を設定している（ケース②：ベースケース）。具体的には参考 2 に示すが，代替循環冷却系による格納容器ベントの遅延効果を評価するための評価条件と比べて，格納容器スプレイ温度等について保守的な評価条件を用いた。

一方，ここでは，代替循環冷却系を使用できない場合の格納容器ベント時間の評価に当たって，実手順等を踏まえた条件を採用し，現実的な格納容器ベント時間を評価することとする（ケース①：実手順等を踏まえたケース）。

## 2. 代替循環冷却系に期待する場合

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の有効性評価における代替循環冷却系を使用する場合では，代替循環冷却系により格納容器除熱を実施し，重大事故相当のＧ値を想定した条

件としており，可燃性ガス排出のための格納容器ベント基準となる格納容器内酸素濃度 4.3vol％（ドライ条件）に到達する時間は事故後約 46 日後となる。

また，酸素濃度が早く上昇する場合の影響を確認するため，酸素濃度上昇を厳しくする設計基準事故相当のＧ値を想定した感度解析ケースでは，可燃性ガス排出のための格納容器ベント基準となる格納容器内酸素濃度 4.3vol％（ドライ条件）に到達する時間は事故後約 5 日後（約 122 時間後）となる。

なお，代替循環冷却系を使用する場合には，格納容器内に窒素注入を実施することにより格納容器内酸素濃度の上昇を抑制し，格納容器ベントの開始時間を大幅に遅延させる手順とする。格納容器内への窒素注入手順としては，格納容器バウンダリの健全性に対する裕度の確保及び格納容器漏えいの影響を考慮し，格納容器圧力 0.31MPa[gage]（1Pd）までの注入を基本とするが，本感度解析のように 1Pd まで窒素を注入しても早期の格納容器ベント（事故後 7 日以内を想定）に至る場合には，0.465MPa[gage]（1.5Pd）までの追加の窒素注入を実施することで，可能な限り格納容器ベントを遅延させ，環境への影響を低減させることとする。

窒素注入条件を第 1 表及び第 2 表に示す。また，重大事故相当のＧ値及び設計基準事故相当のＧ値を想定した場合の格納容器圧力等の推移を第 1 図から第 8 図に示す。

上記の格納容器ベント時間と「3. 代替循環冷却系を使用できない場合」における格納容器ベント時間を比較することで，代替循環冷却系による格納容器ベント遅延効果を確認する。

## 第１表　重大事故相当のＧ値を想定した場合の窒素注入条件

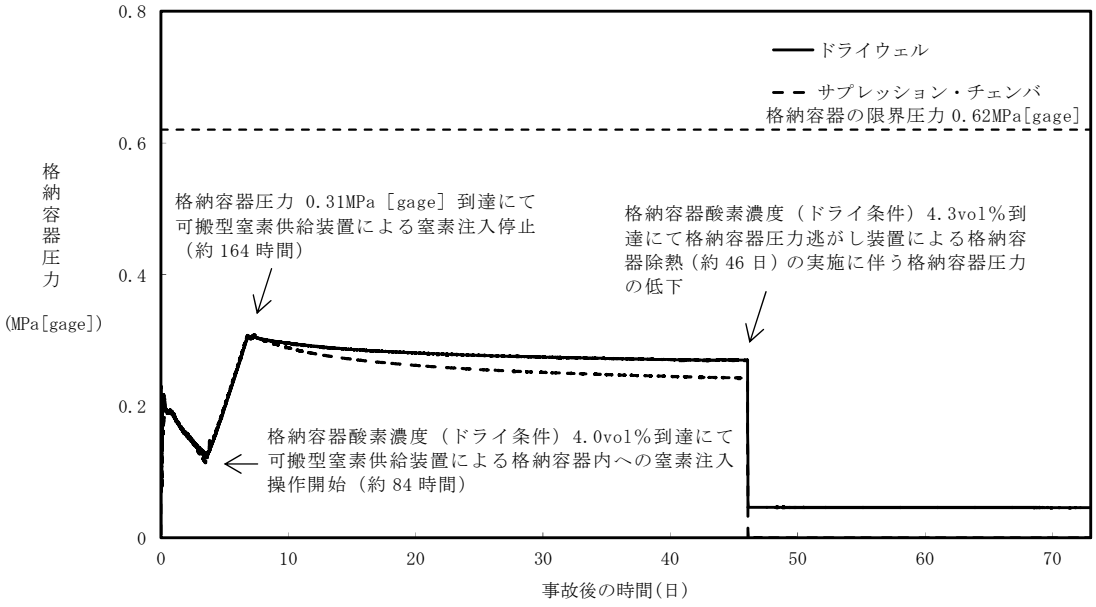
| 時間 | | 窒素注入条件 |
|---|---|---|
| ① | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始 |
| ② | PCV 圧力 0.31MPa[gage]到達 | S/C への窒素注入を停止 |

※　PCV：格納容器，S/C：サプレッション・チェンバ，D/W：ドライウェル

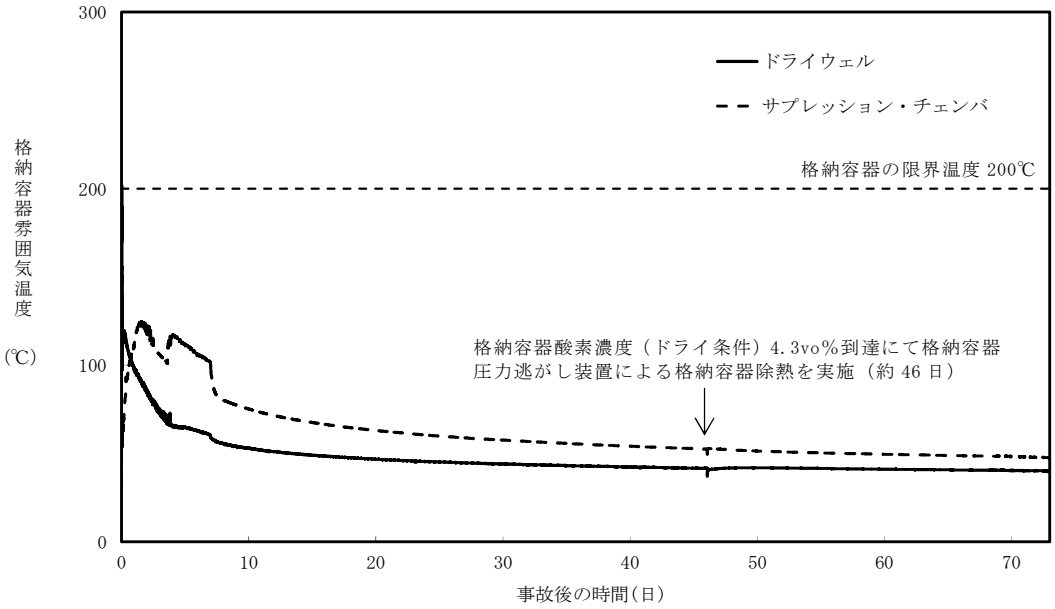
## 第２表　重大事故相当のＧ値を超える酸素濃度上昇を想定した場合の窒素注入条件（設計基準事故相当のＧ値）

| 時間 | | 窒素注入条件 |
|---|---|---|
| ① | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始 |
| ② | 酸素濃度が上昇傾向<br>（解析上は①実施の 30 分後） | S/C への窒素注入は継続したまま，追加で D/W への窒素注入<br>（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始<br>（合計で窒素 396m$^3$／h，酸素 4m$^3$／h を格納容器内に注入） |
| ③ | PCV 圧力 0.31MPa[gage]到達 | S/C 及び D/W への窒素注入を停止 |
| ④ | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始 |
| ⑤ | 酸素濃度が上昇傾向<br>（解析上は④実施の 30 分後） | S/C への窒素注入は継続したまま，追加で D/W への窒素注入<br>（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始<br>（合計で窒素 396m$^3$／h，酸素 4m$^3$／h を格納容器内に注入） |
| ⑥ | PCV 圧力 0.465MPa[gage]到達 | S/C 及び D/W への窒素注入を停止 |

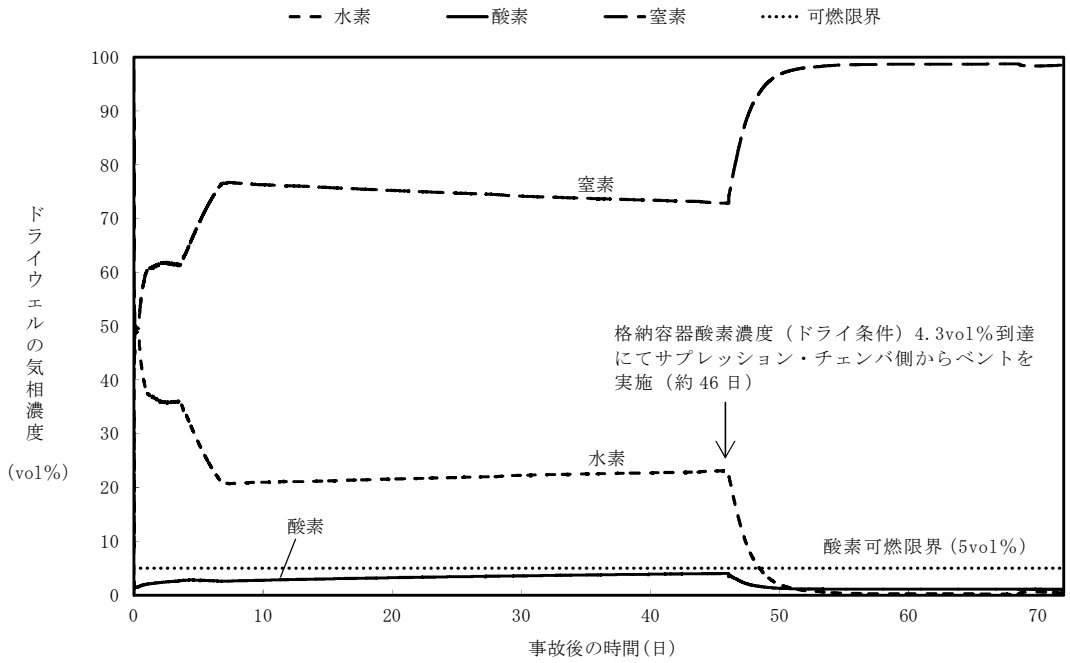
※　PCV：格納容器，S/C：サプレッション・チェンバ，D/W：ドライウェル



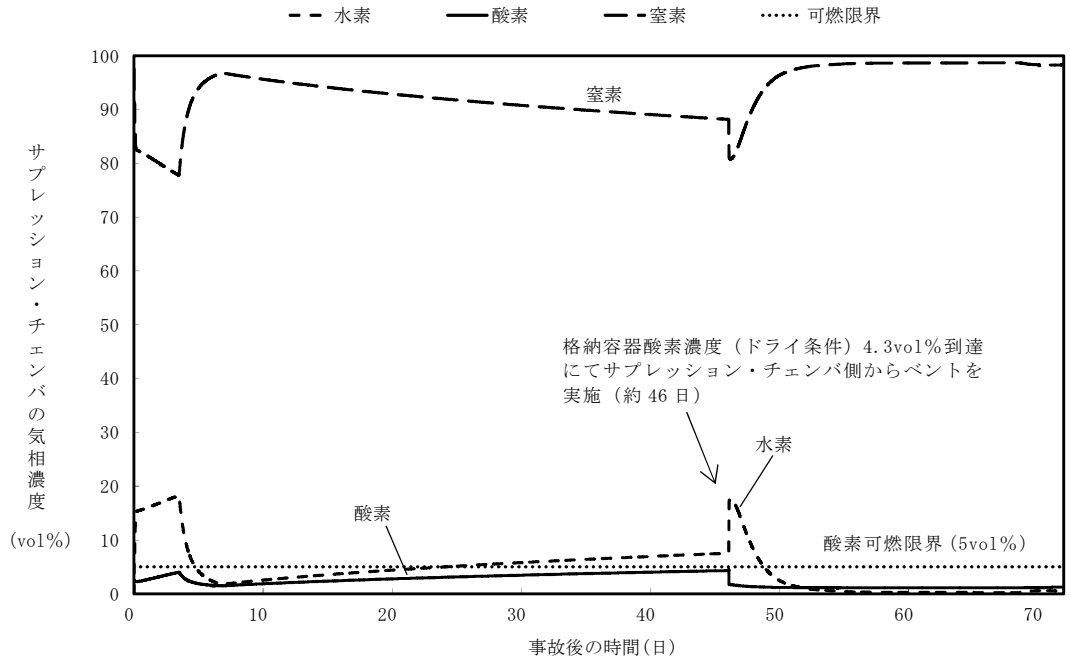

第１図　格納容器圧力の推移（重大事故相当のＧ値を想定）



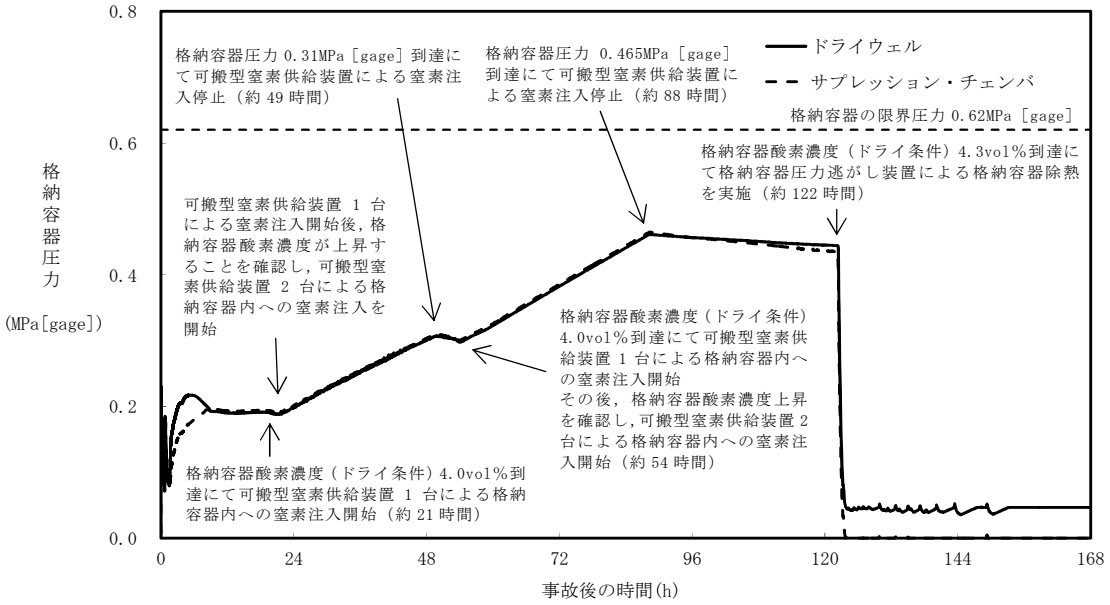

第２図　格納容器雰囲気温度の推移（重大事故相当のＧ値を想定）



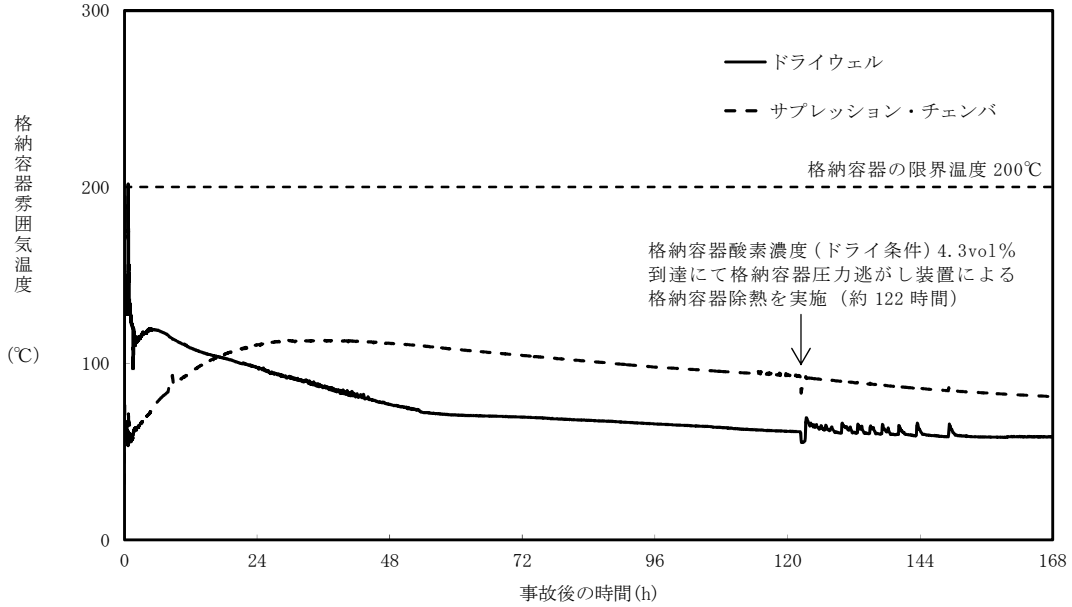

第３図　ドライウェルの気相濃度の推移（重大事故相当のＧ値を想定）




第４図　サプレッション・チェンバの気相濃度（重大事故相当のＧ値を想定）

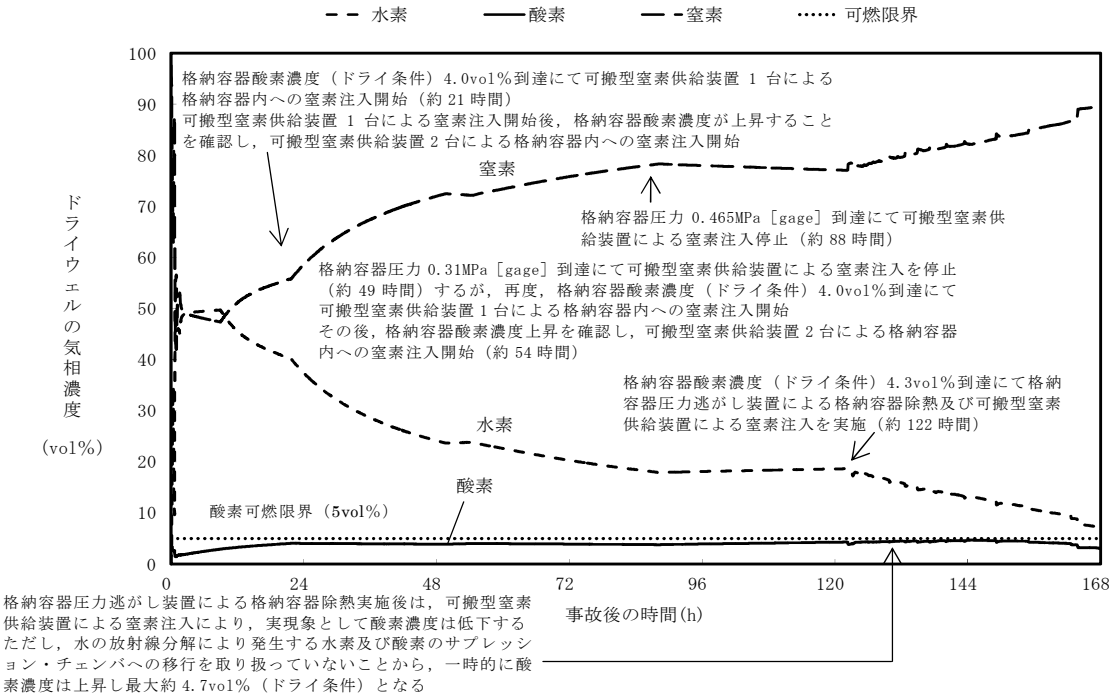



第５図　格納容器圧力の推移（設計基準事故相当のＧ値を想定）



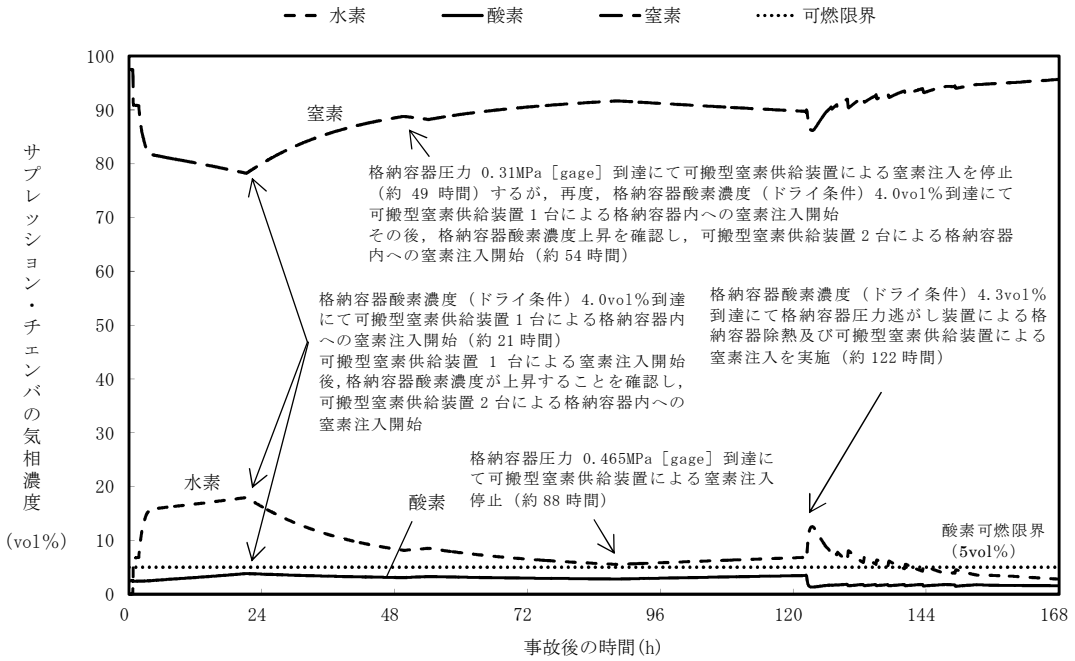

第６図　格納容器雰囲気温度の推移

（設計基準事故相当のＧ値を想定）




第 7 図　ドライウェルの気相濃度の推移

（設計基準事故相当のＧ値を想定）




第 8 図　サプレッション・チェンバの気相濃度

（設計基準事故相当のＧ値を想定）

## 3.　代替循環冷却系を使用できない場合

### (1)　評価結果について

代替循環冷却系による格納容器ベントの遅延効果を評価する観点から，代替循環冷却系を使用できない場合の格納容器ベント時間を評価した。評価に当たっては，実手順を踏まえた場合の現実的な格納容器ベント時間を評価するため，第3表に示すとおり，格納容器スプレイ流量の実手順等を踏まえた評価条件とした（「(2)ケース①：実手順等を踏まえたケースの妥当性について」参照)。この結果，格納容器ベント基準となるサプレッション･プール水位通常水位＋6.5mに到達する時間が事故後約24時間後（約24.6時間後）となり，「2.代替循環冷却系を使用する場合」で示す格納容器ベント時間と比較すると，代替循環冷却系を使用することで格納容器ベントの実施時期を大幅に遅延することが可能となる。各評価ケースの格納容器ベント時間を第4表に，格納容器圧力及び雰囲気温度の推移を第9図及び第10図に示す。

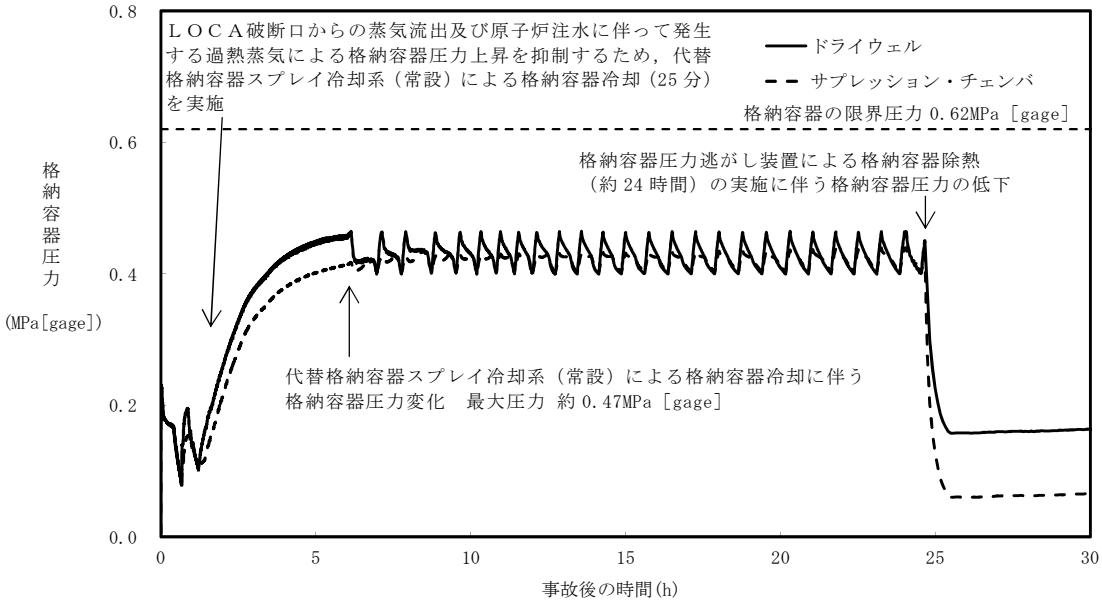
## 第３表　ケース①：実手順等を踏まえたケースの評価条件

| | 評価条件 | 設定理由 |
|---|---|---|
| 外部水源温度<br>（スプレイ温度） | 20℃※ | ケース②：ベースケースでは 35℃一定としているが，地下式タンクを水源としており，約 20℃以下の水温になることが想定されるため，ケース①：実手順等を踏まえたケースでは水源補給されるまでは 20℃を設定 |
| 格納容器<br>スプレイ流量 | ・格納容器圧力 0.465MPa[gage]<br>（1.5Pd）到達<br>102m$^3$／h にて流量調整<br>・格納容器圧力 0.400MPa[gage]<br>（1.3Pd）到達<br>格納容器スプレイ停止 | ケース②：ベースケースでは 1.3～1.5Pd での間欠スプレイ時の流量として最大である 130m$^3$／h としているが，ケース①：実手順等を踏まえたケースではスプレイ液滴径 2mm が確保される最低流量として 102m$^3$／h を設定 |
| ペデスタル<br>（ドライウェル部）水位 | 1m | ケース②：ベースケースではペデスタル（ドライウェル部）の水張りを考慮していないが，格納容器の熱容量に寄与し格納容器ベント遅延効果があるため，ケース①：実手順等を踏まえたケースでは考慮して設定 |

※　代替淡水貯槽の水量が 1,000m$^3$ 到達以降は西側淡水貯水設備からの補給が開始されるため，補給開始以降は水温の条件は変更となるが，補給開始が格納容器ベント開始以降となることから，本評価においては 20℃一定とした

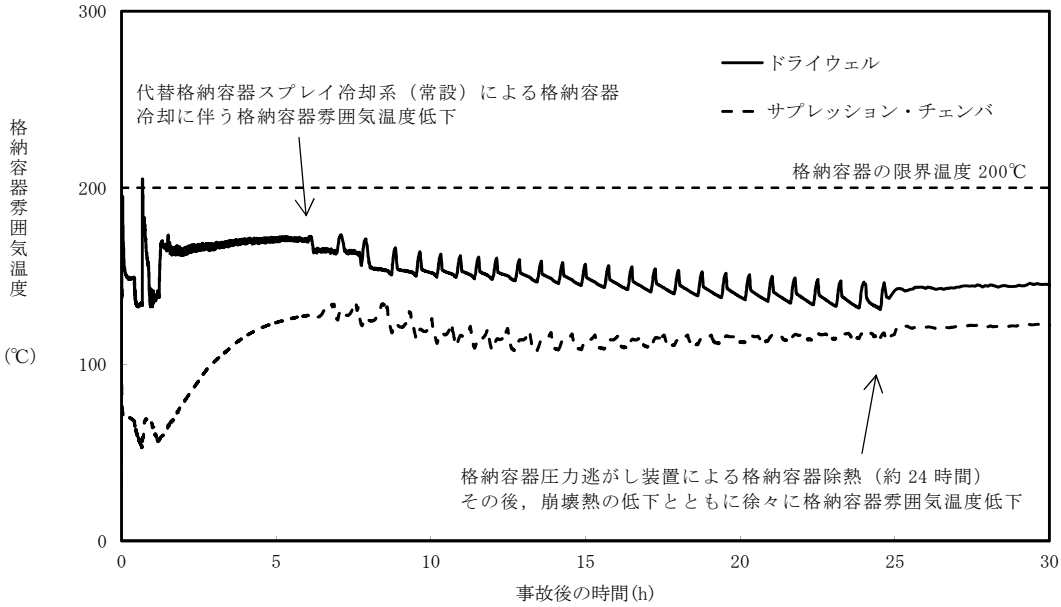
## 第４表　評価結果

| | 代替循環冷却系を使用する場合 | | 代替循環冷却系を使用できない場合<br>（ケース①：実手順等を踏まえたケース） |
|---|---|---|---|
| | 重大事故相当のＧ値を想定した場合 | 設計基準事故相当のＧ値を想定した場合 | |
| 格納容器<br>ベント時間 | 約 46 日（約 1105 時間） | 約 5 日（約 122 時間） | 約 24 時間（約 24.6 時間） |




第 9 図　格納容器圧力の推移

（代替循環冷却系を使用できない場合）




第 10 図　格納容器雰囲気温度の推移

（代替循環冷却系を使用できない場合）

(2)　ケース①：実手順等を踏まえたケースの妥当性について

①外部水源温度（スプレイ温度）

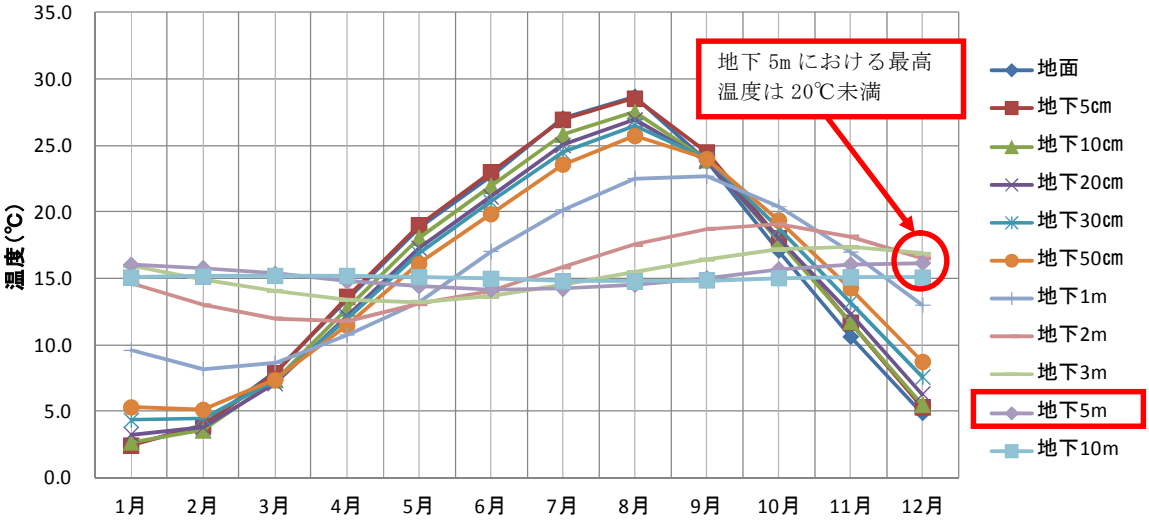
代替格納容器スプレイ冷却系（常設）の水源となる代替淡水貯槽は地下式のタンクであり，最大水位が地下 6m 位置であること及び第 11 図に示すとおり地下 5m の地中温度の最高が 20℃未満であることを踏まえ，代替淡水貯槽の温度を 20℃とした。

②格納容器スプレイ流量

スプレイ液滴径 2mm が確保される最低流量として 102m$^3$／h を設定した（参考 3）。

③ペデスタル（ドライウェル部）の水位

ペデスタル（ドライウェル部）の水位は，ＭＡＡＰ解析において格納容器内の熱容量に寄与する。これを踏まえ，ケース①：実手順等を踏まえたケースでは，実運用に沿った水位として 1m とした。




第 11 図　地中温度の年間月別平均温度の変動（水戸市）

（「地中温度等に関する資料」（農業気象資料第 3 号，1982）に基づく）

参考 2

# 中央制御室の居住性評価等の評価条件について

以下の 2 ケースについて,評価条件,格納容器ベント時間等を第 1 表に示す。

ケース①：実手順等を踏まえたケースの評価条件

ケース②：ベースケース

ケース①の格納容器ベント時間は事故後約 24 時間後,ケース②の格納容器ベント時間は事故後約 19 時間後となり,中央制御室の居住性評価や中央制御室待避室の遮蔽設計等における評価条件（ケース②）はケース①に比べて格納容器ベント時間が短くなっている。

第 1 表　解析条件及び格納容器ベント時間

| 評価ケース | 評価条件 | 評価目的 | 格納容器ベント時間 |
|---|---|---|---|
| ケース①：実手順等を踏まえたケース | ・外部水源温度（スプレイ温度）：20℃※<br>・格納容器スプレイ流量：<br>格納容器圧力 0.465MPa[gage]（1.5Pd）到達 102m$^3$／h にて流量調整<br>格納容器圧力 0.400MPa[gage]（1.3Pd）到達 格納容器スプレイ停止<br>・ペデスタル（ドライウェル部）水位：1m | 代替循環冷却系に期待できない場合における実手順等を踏まえた場合の格納容器ベント時間を評価し，代替循環冷却系による格納容器ベント遅延効果を確認するため | 約 24 時間 |
| ケース②：ベースケース | ・外部水源温度（スプレイ温度）：35℃<br>・格納容器スプレイ流量：<br>格納容器圧力 0.465MPa[gage]（1.5Pd）到達 130m$^3$／h にて流量調整<br>格納容器圧力 0.400MPa[gage]（1.3Pd）到達 格納容器スプレイ停止<br>・ペデスタル（ドライウェル部）水位：0m | 中央制御室の居住性評価，現場作業の成立性，環境条件設定，中央制御室待避室の遮蔽設計，格納容器圧力逃がし装置の設計を保守的な条件で行うため | 約 19 時間 |

※　代替淡水貯槽の水量が 1,000m$^3$ 到達以降は西側淡水貯水設備からの補給が開始されるため，補給開始以降は水温の条件は変更となるが，補給開始が格納容器ベント開始以降となることから，本評価においては 20℃一定とした

(1)　影響評価

ケース①：実手順等を踏まえたケースについては，中央制御室の居住性評価や中央制御室待避室の遮蔽設計等を保守的な条件設定のための評価（ケース②：ベースケース）に対して，第 2 表に示すとおり，スプレ

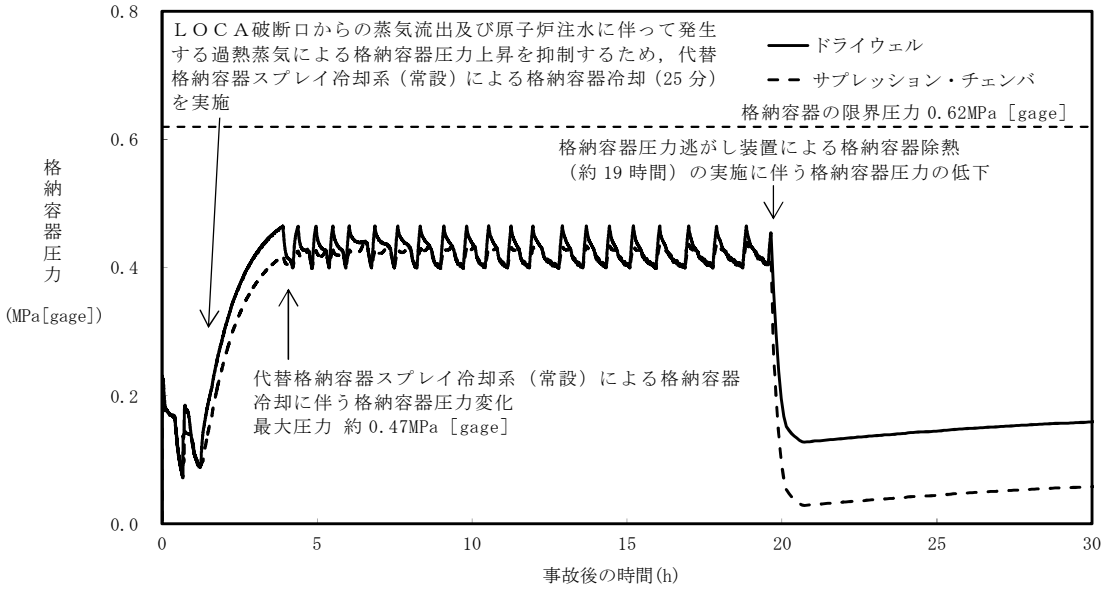
イ流量を低下させていること及びベント開始を遅延させていることについて相違点がある。この相違点を考慮した場合の影響について確認する。

第２表　相違点と影響評価について

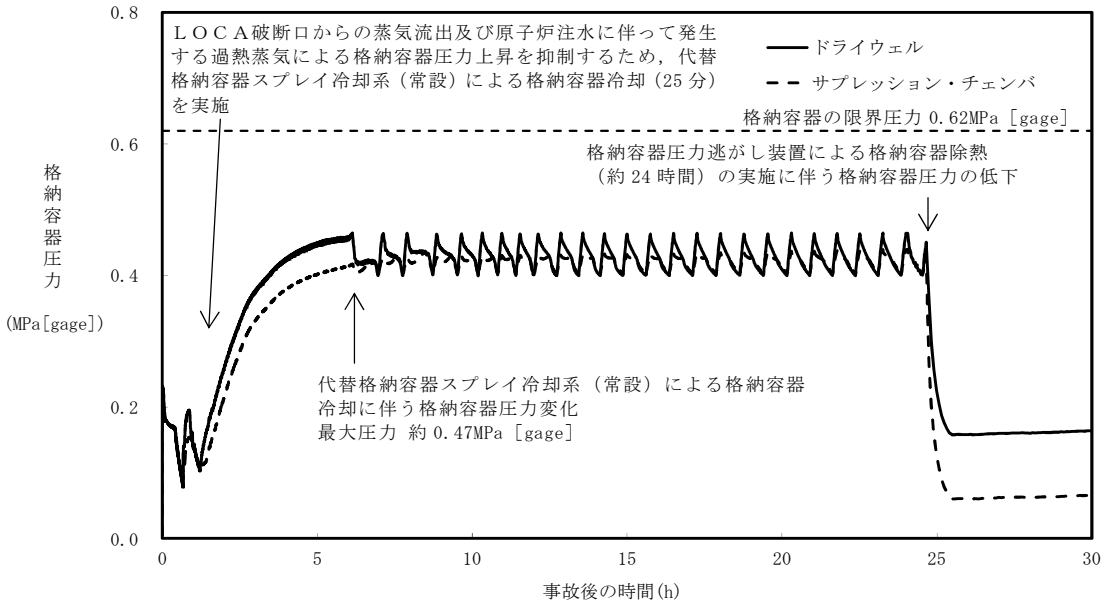
<table>
<tr><th>相違点</th><th>項目</th><th>評価</th></tr>
<tr><td rowspan="3">スプレイ流量の低下</td><td>格納容器圧力低下効果の不足</td><td rowspan="2">影響評価①</td></tr>
<tr><td>格納容器温度低下効果の不足</td></tr>
<tr><td>エアロゾル除去効果の低下</td><td>影響評価②</td></tr>
<tr><td>ベント開始の遅延</td><td>格納容器ベント開始時間が遅くなることによる格納容器からの放射性物質の漏えい量の増加</td><td>影響評価③</td></tr>
</table>

ａ．影響評価①

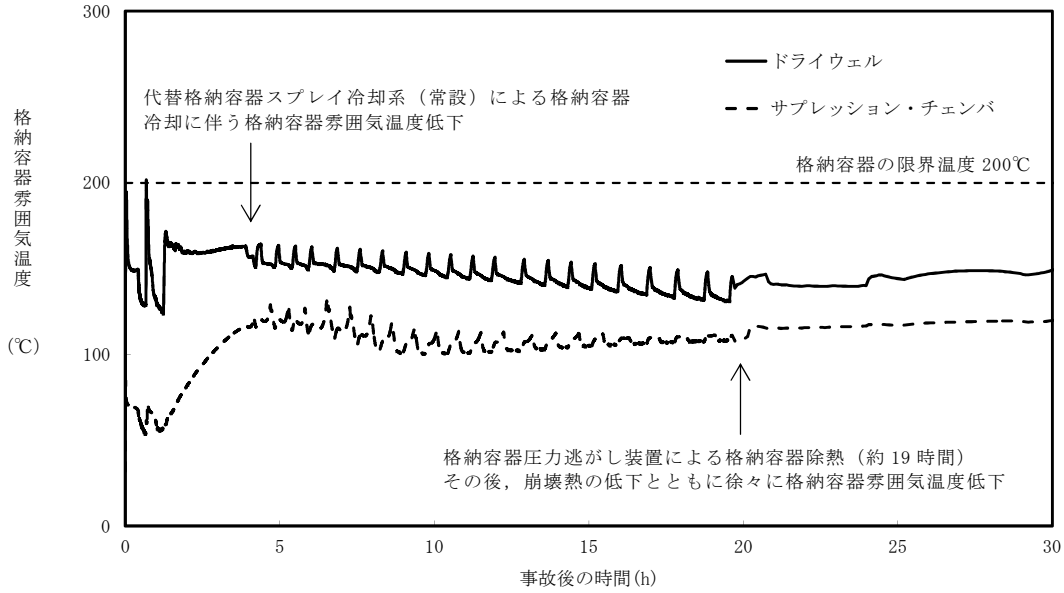
第１図から第４図に示すとおり，格納容器圧力及び雰囲気温度について，いずれも同様の結果となり，格納容器圧力及び雰囲気温度に与える影響がないことを確認した。



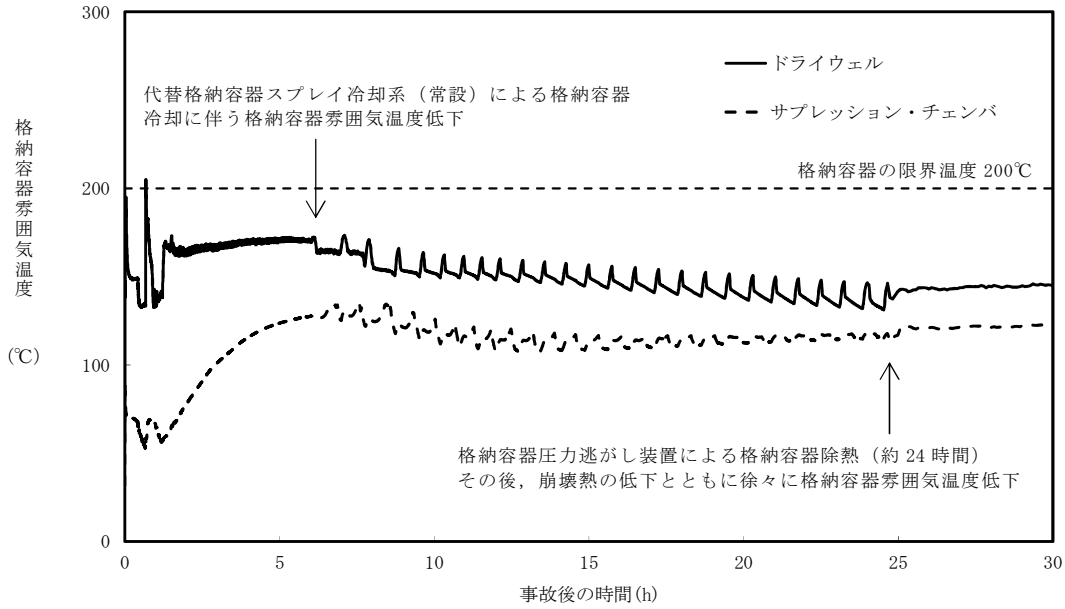

第１図　ケース②における格納容器圧力の推移（30 時間）




第２図　ケース①における格納容器圧力の推移（30 時間）




第 3 図　ケース②における格納容器雰囲気温度の推移（30 時間）




第 4 図　ケース①における格納容器雰囲気温度の推移（30 時間）

ｂ．影響評価②

スプレイ流量を低下させた場合，液滴数が減少することでエアロゾル除去効率が下がり，格納容器内に浮遊するエアロゾル濃度が上昇することで，格納容器から原子炉建屋へ漏えいするエアロゾル量及びフィルタ装置へ移行するエアロゾル量が多くなるおそれがある。

(a)　評価条件

格納容器ベントを実施する直前時点におけるケース②：ベースケースとケース①：実手順等を踏まえたケースの格納容器気相部のエアロゾル濃度を比較する。

第３表にケース②：ベースケースとケース①：実手順等を踏まえたケースのエアロゾル濃度を示す。

第３表　格納容器気相部のエアロゾル濃度の比較

| 核種グループ | エアロゾルの濃度（kg／m$^3$） | | 比較（①／②） |
|---|---|---|---|
| | ケース② | ケース① | |
| ＣｓＩ類 | 1.61E-07 | 5.39E-08 | 3.35E-01 |
| ＣｓＯＨ類 | 4.06E-07 | 1.43E-07 | 3.52E-01 |
| Ｓｂ類 | 9.64E-08 | 8.81E-08 | 9.14E-01 |
| ＴｅＯ$_2$類 | 4.26E-08 | 2.08E-09 | 4.88E-02 |
| ＳｒＯ類 | 6.36E-05 | 1.91E-06 | 3.00E-02 |
| ＢａＯ類 | 7.85E-05 | 1.57E-05 | 2.00E-01 |
| ＭｏＯ$_2$類 | 9.47E-05 | 1.32E-04 | 1.39E+00 |
| ＣｅＯ$_2$類 | 5.55E-05 | 1.81E-06 | 3.26E-02 |
| Ｌａ$_2$Ｏ$_3$類 | 6.42E-05 | 1.30E-06 | 2.02E-02 |
| 合計 | 3.57E-04 | 1.53E-04 | 4.29E-01 |

(b)　評価結果

ケース①：実手順等を踏まえたケースではケース②：ベースケースと比較して，$MoO_2$類を除く核種グループにおいて格納容器気相部のエアロゾル濃度が減少し，$MoO_2$類についてはほぼ同等のエアロゾル濃度となった。これは，ケース①：実手順等を踏まえたケースでは比較的スプレイ実施期間が長くなったことに伴い，エアロゾルの除去効果が長い期間得られたためと考えられる。また，全核種を合計した格納容器全体のエアロゾル濃度については，ケース①：実手順等を踏まえたケースがケース②：ベースケースに比べて半分以下まで低下する結果となった。

以上のことから，エアロゾル除去効果については，ケース②：ベースケースの方がより保守的な結果であることを確認した。

c．影響評価③

ケース①：実手順等を踏まえたケースでは，格納容器ベント開始時間が遅くなることで，格納容器から原子炉建屋へ漏えいする希ガス，有機よう素及びエアロゾル量が増加するおそれがあるものの，格納容器ベント時に大量に放出される希ガスの減衰に期待できる。放射性物質の放出による被ばく影響については，格納容器ベント時に大量に放出される希ガスの影響が支配的であるため，格納容器ベント開始時間が遅くなることで，格納容器から原子炉建屋へ漏えいする放射性物質の量が多くなる影響は軽微と考えられる。

なお，Ｃｓ－137 の放出量については，その放出量に対して支配的である格納容器から原子炉建屋への漏えい量（7 日間）についてケース①：実手順等を踏まえたケースとケース②：ベースケースを比較した結果，

ケース②：ベースケースが約 14.3TBq に対してケース①：実手順等を踏まえたケースは約 17.2TBq となった。これは，ケース①：実手順等を踏まえたケースの方が格納容器ベント時間が遅延したことによる影響と考えられるが，本ケースにおいても有効性評価の評価項目（100TBq を下回ること）を満足する。

参考 3

# 格納容器スプレイの流量調整について

## 1. 格納容器スプレイの流量調整における方針

外部水源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制御のための格納容器スプレイ時は，可能な限り格納容器ベントを遅延させる目的から以下の手順とする。

(1) 格納容器スプレイの流量調整範囲は 102～130$m^3$／h とし，可能な限り連続スプレイとなるよう流量を少なくする。

(2) (1)の流量調整範囲において連続スプレイとなる場合,格納容器圧力制御範囲（炉心損傷前：0.7Pd(0.217MPa［gage］)～0.9Pd(0.279MPa［gage］)，炉心損傷後：1.3Pd(0.400MPa［gage］)～1.5Pd(0.465MPa［gage］)）で，可能な限り高い圧力に維持するよう流量調整し，格納容器スプレイ効率を高くする。

(3) (1)の流量調整範囲において間欠スプレイとなる場合,格納容器圧力制御範囲（炉心損傷前：0.7Pd(0.217MPa［gage］)～0.9Pd(0.279MPa［gage］)，炉心損傷後：1.3Pd(0.400MPa［gage］)～1.5Pd(0.465MPa［gage］)）で，最低流量である 102$m^3$／h で間欠スプレイを実施し格納容器への持ち込み水量の抑制を図る。

## 2. 格納容器スプレイ流量下限値の設定

### (1) 設計上の流量調整の下限値

外部水源を用いた格納容器圧力制御のための格納容器スプレイでは常設低圧代替注水系ポンプを用いるが，弁キャビテーションを防止する観点から設定する流量調整の下限値は 70$m^3$／h である。

(2)　スプレイ液滴径について

格納容器スプレイ流量は液滴径と相関があり，格納容器スプレイ流量を低下させた場合，液滴径が大きくなることでエアロゾル除去効率が低下するおそれがあるが，格納容器スプレイ流量とスプレイ液滴径の関係における実験[1]による知見に基づき，格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の有効性評価では，スプレイ液滴径を 2mm に設定している。

実験における記録ではスプレイ液滴径にばらつきがあるが，第 1 図に示すノズル当たりの流量が[redacted]以上の場合，最大の液滴径は 2mm 以下となる。東海第二におけるスプレイヘッダのノズル数を考慮すると，スプレイ液滴径 2mm 以下を確保するための最低流量は 102m$^3$／h となる。

・東海第二発電所におけるスプレイヘッダのノズル数：[redacted]ノズル

・最低流量＝[redacted]（L／min／ノズル）×[redacted]（ノズル）

＝1,700（L／min）

＝102（m$^3$／h）

(3)　運用上の流量調整の下限値

上述の設計上の流量調整の下限値及びスプレイ液滴径 2mm を確保するための最低流量を考慮し，運用上の流量調整の下限値は 102m$^3$／h とする。

第１図　スプレイ液滴径の実験結果

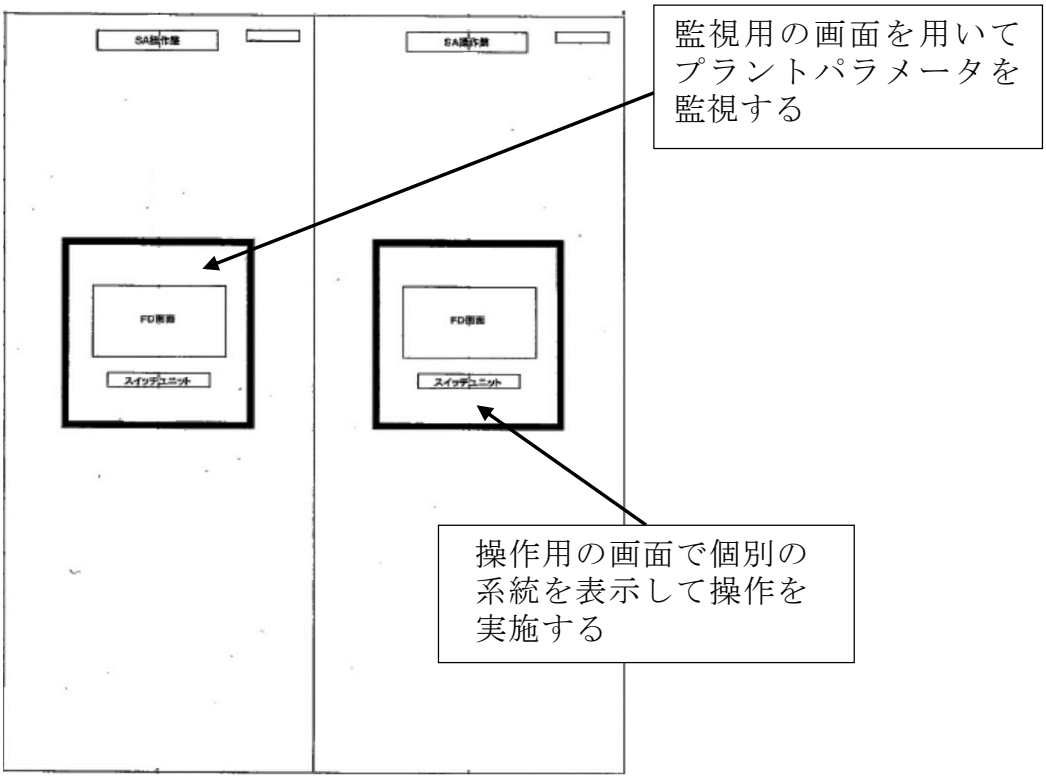
（ノズル当たりの流量 ）

[1]　共同研究報告書，放射能放出低減装置に関する開発研究（PHASE2）（平成５年３月）

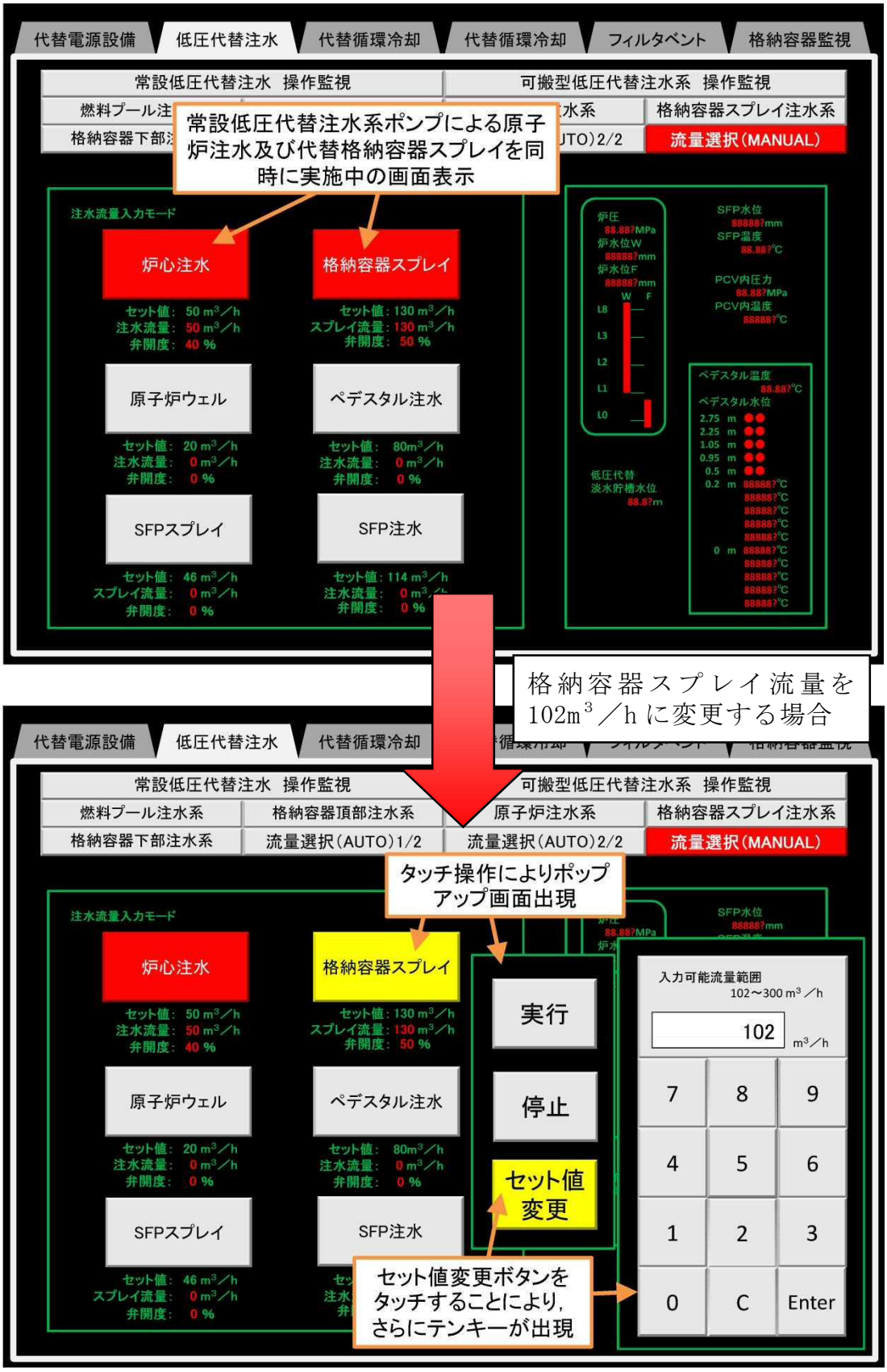
3.　格納容器スプレイの流量調整のための設計方針

代替格納容器スプレイ冷却系（常設）は低圧代替注水系（常設）や格納容器下部注水系（常設）等の系統を一部共用しており，さらに，同一の水源（代替淡水貯槽）及びポンプ（常設低圧代替注水系ポンプ）の設計となる。そのため，各系統を同時に使用する場合を踏まえ，各注水流路に流量調整弁（電動駆動弁）を設置することとし，必要な流量調整が可能な設計とする。

格納容器スプレイの流量調整は，第２図に示すＳＡ監視操作盤（概念図）により運転員により実施し，第３図の監視操作画面（概念図）により目標とする流量（セット値）を入力操作することで，自動で流量制御が可能な設計とする。




第２図　ＳＡ監視操作盤（概念図）




第 3 図　監視操作画面（概念図）

# 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

## 1.　炉心損傷の判断基準

### 1.1　炉心損傷の判断基準について

炉心損傷に至るケースとしては，注水機能喪失により原子炉水位が燃料有効長頂部（以下「ＴＡＦ」という。）以上に維持できない場合において，原子炉水位が低下し，炉心が露出し冷却不全となる場合が考えられる。

炉心損傷の判断基準は非常時運転手順書Ⅱ（徴候ベース）において，原子炉への注水系統を十分に確保できず原子炉水位がＴＡＦ未満となった場合，格納容器雰囲気放射線モニタを用いてドライウェル及びサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率の状況を確認し，第１図に示す設計基準事故における原子炉冷却材喪失※1時の追加放出量（以下「追加放出量」という。）に相当する指示値の 10 倍以上となった場合を，炉心損傷の判断としている。炉心損傷により燃料被覆管から原子炉内に放出される希ガス等の核分裂生成物（以下「ＦＰ」という。）が，逃がし安全弁等を介して格納容器内に流入する事象進展を踏まえて，格納容器内のガンマ線線量率の値の上昇を，運転操作における炉心損傷の判断及び炉心損傷の進展割合の推定に用いる。

※１　設計基準事故の中で格納容器内の核分裂生成物の存在量が最大となる事象

また，格納容器内雰囲気放射線モニタが使用不能の場合は，原子炉圧力容器温度 300℃以上を炉心損傷判断基準として手順に追加する。原子炉圧力容器温度は，炉心が冠水している場合には，逃がし安全弁動作圧力（安全弁機能の最大約 8.31MPa[gage]）における飽和温度約 299℃を超えることなく，300℃以上にはならない。一方，炉心損傷が進展し，溶融炉心が原子炉圧力容器下部に移行する場合には，原子炉圧力容器温度は飽和温度を超えて上昇す

るため，300℃以上になると考えられる。上記より，炉心損傷の判断基準を300℃以上としている。

なお，炉心損傷判断は格納容器内雰囲気放射線モニタが使用可能な場合には，当該計装設備にて判断を行う。

## 1.2　炉心損傷の判断基準の根拠について

炉心損傷の判断基準は，設計基準事故の状態を有意に超えるとともに，炉心損傷の判断が遅くならないよう，追加放出量の10倍に相当するＦＰが燃料から放出された状態を設定しており，以下の理由から妥当と考えている。

① 東海第二発電所では，設計基準事故における原子炉冷却材喪失時の評価では燃料棒の破裂は発生していない。そのため，設計基準事故時の追加放出量を超える放出量を確認した場合には，設計基準事故を超える状態と判断されること。

② 炉心冷却が不十分な事象において，格納容器雰囲気モニタのガンマ線線量率が追加放出量の10倍に相当する値に至る場合には，その後，ごく短時間で10倍に相当する値を大きく上回る線量率に至っていること。また，これは，大量のＦＰが格納容器内に放出されたことを意味しており，これ以降，格納容器の健全性を確保することが極めて重要となること（第1図の線量率の上昇を参考※2）。

③ 追加放出量の10倍のＦＰが放出された時点では，有効性評価における評価項目（燃料被覆管最高温度1,200℃以下，酸化量15%以下）に至っていない可能性もあるが，上記②のとおり，炉心冷却が不十分な事象において，追加放出量の10倍に相当するＦＰが放出された以降の事象進展は非常に早く，有効性評価において炉心損傷と判断する時間との差異が小さいと考えられること。

第１図　炉心損傷判定図

## 1.3　格納容器雰囲気放射線モニタについて

格納容器雰囲気放射線モニタのガンマ線線量率の測定レンジは，$10^{-2}$～$10^{5}$Sv／h であり，この測定レンジにおいて「設計基準事故における燃料からの追加放出による放射線量率」，「炉心損傷の判断目安（追加放出量相当の 10 倍）」並びに「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」の評価事故シーケンスにおける最大放射線量率を測定可能である（第 1 表参照）。

格納容器雰囲気放射線モニタは連続計測しており，計器の指示値は換算不要で第 1 図の炉心損傷の判断目安と対比可能であるため，指示値が上昇すればすぐに炉心損傷を判断可能と考える。格納容器雰囲気放射線モニタの検出器は，ドライウェル内の対角位置に 2 カ所，サプレッション・チェンバ内の雰囲気の対角位置に 2 カ所の合計 4 カ所に設置している。炉心損傷後のＦＰの原子炉圧力容器内から格納容器への移行は，大破断ＬＯＣＡ等の直接ドライウェル側に放出される場合と，原子炉圧力容器が健全で逃がし安全弁を介してサプレッション・チェンバ側に放出される場合があるが，いずれの場合においても，格納容器雰囲気放射線モニタにて炉心損傷に伴うガンマ線線量率の上昇を測定可能である。

また，炉心の損傷割合と燃料被覆管から放出される希ガス等の放出割合は比例すると仮定し，手順では原子炉停止後の経過時間とガンマ線線量率により炉心損傷の進展割合を推定することとしている。

第１表　事故時の放射線量と炉心損傷判断の関係

| 項　目 | 放射線量 | 計器 | 炉心損傷の判断 |
|---|---|---|---|
| 設計基準事故の追加放出 | $10^{-1}$～$10^{1}$Sv／h 未満<br>（原子炉停止後の経過時間が，0.1 時間後から 100 時間後の値） | 格納容器雰囲気放射線モニタ※ | 無 |
| 炉心損傷の判断目安<br>（設計基準事故の追加放出量相当 10 倍） | $10^{0}$～$10^{2}$Sv／h 程度<br>（原子炉停止後の経過時間が，0.1 時間後から 100 時間後の値） | 格納容器雰囲気放射線モニタ※ | 有 |
| 【参考】<br>審査ガイドによる制限 | 敷地境界での実効線量を評価し，周辺の公衆に対して著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと<br>（発生事故当たりおおむね 5mSv 以下） | － | － |
| 【参考】<br>格納容器雰囲気放射線モニタ使用不可時の炉心損傷判断の基準 | 300℃以上 | 原子炉圧力容器温度 | 有 |
| 「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」の評価事故シーケンスにおける最大放射線量率<br>（早期に炉心損傷した方が核分裂生成物の減衰が少なく放射線量率は高くなる傾向にあり，重大事故の中でも早期に炉心損傷する例） | $10^{4}$Sv／h 程度<br>（事故時の最大値） | 格納容器雰囲気放射線モニタ※ | 有 |

※　格納容器雰囲気放射線モニタ計測レンジ（計器の仕様）：$10^{-2}$～$10^{5}$Sv／h

## 2.　炉心損傷判断前後における運転操作の差異

### 2.1　原子炉圧力容器への注水について

ＢＷＲの場合，炉心損傷判断後においても，炉心損傷前と同様に原子炉注水を実施するマネジメントを実施する。原子炉注水により，炉心損傷前であれば，冷却による炉心損傷の発生防止が図られ，また，炉心損傷後であれば，冷却による炉心損傷の進展の抑制及び原子炉圧力容器の破損防止が図られる。

### 2.2　格納容器ベント及び格納容器スプレイについて

格納容器ベント及び格納容器スプレイについては，炉心損傷を判断基準に運転操作を変更する（第２表）。

格納容器ベントについて，炉心損傷前の実施判断基準である 1Pd（格納容器最高使用圧力 0.31MPa［gage］）到達に対し，炉心損傷後はサプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m 到達により格納容器スプレイを停止した時点に変更となり，格納容器ベントのタイミングは 2Pd（最高使用圧力の２倍（0.62MPa［gage］））到達前となる。炉心損傷前は環境へ放出される核分裂生成物の放出量が低く，格納容器の健全性を確保することを目的に設計上の最高使用圧力（1Pd）を実施基準としているが，炉心損傷後は，燃料に何らかの破損が生じ，設計基準事故の追加放出量相当を超えるＦＰが格納容器内に移行している可能性が高く，より長く格納容器内でＦＰを保持した方が減衰により環境へ放出する放射能量を低減できることから，2Pd 到達前であるサプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達した時点を実施基準としている。

また，格納容器ベントの判断基準が変わることで，格納容器スプレイの判断基準も変更となる。原子炉スクラム後における，炉心損傷の前後の格納容器ベント及び格納容器スプレイの実施基準の差異を第 2 表に示す。

第２表　炉心損傷判断前後における格納容器スプレイ及び格納容器ベントの実施基準の差異

| | 炉心損傷前 | 炉心損傷後 |
|---|---|---|
| 格納容器スプレイ | （圧力基準）<br>格納容器の健全性を維持し，格納容器からの放射性物質の漏えいを可能な限り抑えるために格納容器の最高使用圧力（0.31MPa［gage］）以下で制御することを目的に，格納容器圧力が設計圧力（0.279MPa［gage］）に到達した時点で開始する。 | （圧力基準）<br>炉心損傷後の格納容器スプレイは，格納容器の最高使用圧力の２倍（0.62MPa［gage］）未満に維持しつつ，可能な限り格納容器ベントを遅延させることを目的に，格納容器圧力 0.465MPa［gage］（1.5Pd）に到達した時点で開始する。<br>この基準は炉心損傷前に比べて高い圧力での格納容器スプレイの実施になるが，格納容器スプレイ効率が高くなることで，格納容器への持ち込み水量を抑制できる。 |
| | （温度基準）<br>格納容器最高使用温度は，ドライウェル 171℃，サプレッション・チェンバ 104℃であり，雰囲気温度がこれらの温度に到達する前に，格納容器スプレイを行う。 | （温度基準）<br>評価項目である 200℃に至らないように，ドライウェル又はサプレッション・チェンバの雰囲気温度が 171℃以上になった場合に，格納容器スプレイを行う。 |
| 格納容器ベント | 格納容器圧力が上昇し，格納容器最高使用圧力の 0.31MPa［gage］に到達する場合には，格納容器の健全性を維持するために，サプレッション・チェンバからの格納容器ベントを優先として格納容器圧力逃がし装置等により格納容器ベントを行う。 | サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m 到達により格納容器スプレイを停止した時点で，格納容器の過圧による破損を防止することを目的に，サプレッション・チェンバからの格納容器ベントを優先として格納容器圧力逃がし装置により格納容器ベントを行う。 |

## 3.　ＭＡＡＰ解析における炉心損傷判定値と運転操作における炉心損傷判定基準について

有効性評価のＭＡＡＰ解析においては，炉心損傷の解析上の判定基準を，有効性評価の評価項目(「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」を踏まえた要件）の燃料被覆管最高温度 1,200℃（約 1,473K）よりも低い，1,000K（約 727℃）と設定している。

この 1,000K は，PHEBUS-FPT0 実験で，燃料被覆管温度が約 1,000K に達したときにＦＰの放出が開始されたことを踏まえて設定されたものであり，ＭＡＡＰ解析上の判定基準である。

一方，実際の運転操作においては，炉心損傷の状況を直接的に監視可能な計装設備は原子炉内に設置されておらず，このため，燃料の損傷により放出される希ガス等のガンマ線線量率の上昇を格納容器雰囲気放射線モニタによって監視し，運転操作における炉心損傷の判断に用いている。上記より，ＭＡＡＰ解析上の炉心損傷の判定基準である 1,000K(約 727℃)は，その後の運転操作に影響を与えるものではない。

なお，ＭＡＡＰ解析において，約 727℃（ＭＡＡＰ解析における炉心損傷判定温度）から 1200℃（審査ガイドにおける炉心の著しい損傷の評価項目における要件）に上昇するまでの時間は 5 分程度であり，炉心損傷判断の時間に有意な差異が生じることはない。

別添

炉心損傷判定図及び炉心損傷割合の推定図について

炉心損傷判定図における追加放出相当のガンマ線線量率の推移は，設計基準事故の中で格納容器内の核分裂生成物の存在量が最大となる原子炉冷却材喪失時を想定したものであり，線量率として支配的である希ガスの追加放出量を基に評価されたものである。炉心損傷はドライウェル又はサプレッション・チェンバのγ線線量率が追加放出量相当のガンマ線線量率の 10 倍以上の領域に到達した場合に判断する。

また，炉心損傷割合の推定図における炉心損傷割合は，希ガスの炉内内蔵量に対する格納容器への放出割合を示しており，ドライウェル及びサプレッション・チェンバにそれぞれ希ガスが放出されたものとして，各炉心損傷割合のガンマ線線量率の推移を示している。

第 1 図に炉心損傷判定図及び炉心損傷割合の推定図を示す。

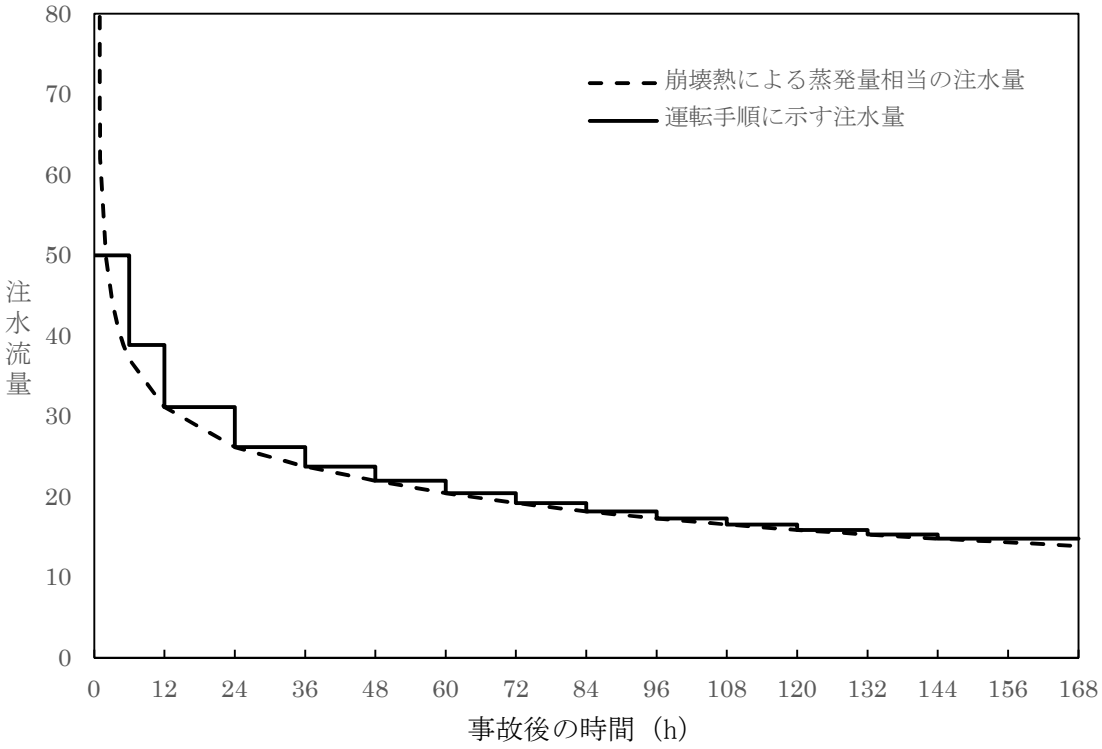
第 1 図　炉心損傷判定図及び炉心損傷割合の推定図（ドライウェル）

# 崩壊熱による蒸発量相当の注水量について

外部水源を用いた原子炉注水を実施する場合，炉心冷却を継続する目的から崩壊熱による蒸発量以上の注水量で原子炉注水を実施する必要があるが，崩壊熱による蒸発量を大きく上回る注水量とする場合はサプレッション・プール水位の上昇により格納容器ベント配管を水没させるおそれがあるため，崩壊熱による蒸発量相当の注水量に調整する手順を設定する。

崩壊熱は運転時間やスクラム後の経過時間にも影響を受けることから，事前にスクラム後の崩壊熱の推移を把握し，崩壊熱による蒸発量に相当する注水量を手順に反映する。具体的には，運転手順に第 1 図のような崩壊熱による蒸発量相当の注水量を示すことで，必要な注水量を把握することとする。

第 1 図に示すとおり，事象発生 12 時間までは崩壊熱の変化が大きいため，6 時間間隔で注水量を変更するが，12 時間以降においては，12 時間以上の時間間隔で流量調整を実施することとする。ただし，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の実施により一時的に中央制御室待避室に退避する場合には，直前にその時点での崩壊熱による蒸発量に相当する注水量に調整することで退避中の注水量の調整操作を不要とする。




第１図　崩壊熱による蒸発量相当の注水量

# 格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137 の放出量評価

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）におけるＣｓ－137 の放出量評価に当たっては，「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137」及び「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量をそれぞれ評価し，評価結果を合計することで算出している。本資料では，「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137」の放出量評価について示す（「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量評価は，添付資料 3.1.3.5 参照）。なお，「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137」の放出量評価では，格納容器から原子炉建屋への漏えいがないものとして評価した方が，漏えいがある場合と比べて，格納容器から格納容器圧力逃がし装置への移行量が増加（大気中への放出量も増加）するため，保守的に漏えいはないものとして評価した。

## 1.　評価条件

放出量評価条件（格納容器圧力逃がし装置から放出）を第 1 表，大気中への放出過程及び概略図を第 1 図及び第 2 図に示す。

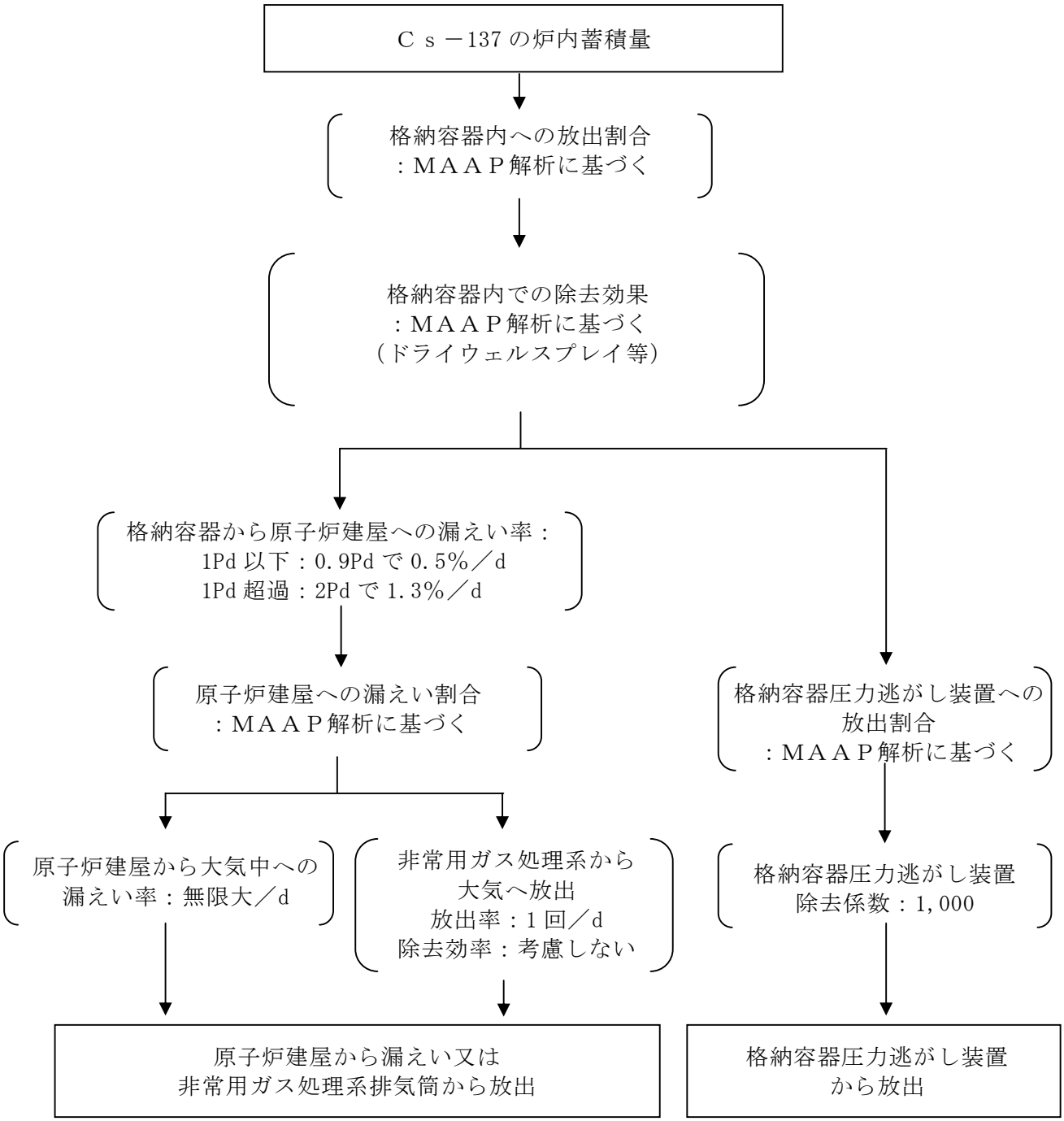
第 1 表　放出量評価条件（1／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 評価事象 | 「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」（代替循環冷却系を使用できない場合）（全交流動力電源喪失の重畳を考慮） | ― |
| 炉心熱出力 | 3,293MW | 定格熱出力 |
| 運転時間 | 1 サイクル当たり<br>10,000 時間（416 日） | 1 サイクル 13 ヶ月（395 日）を考慮して設定 |

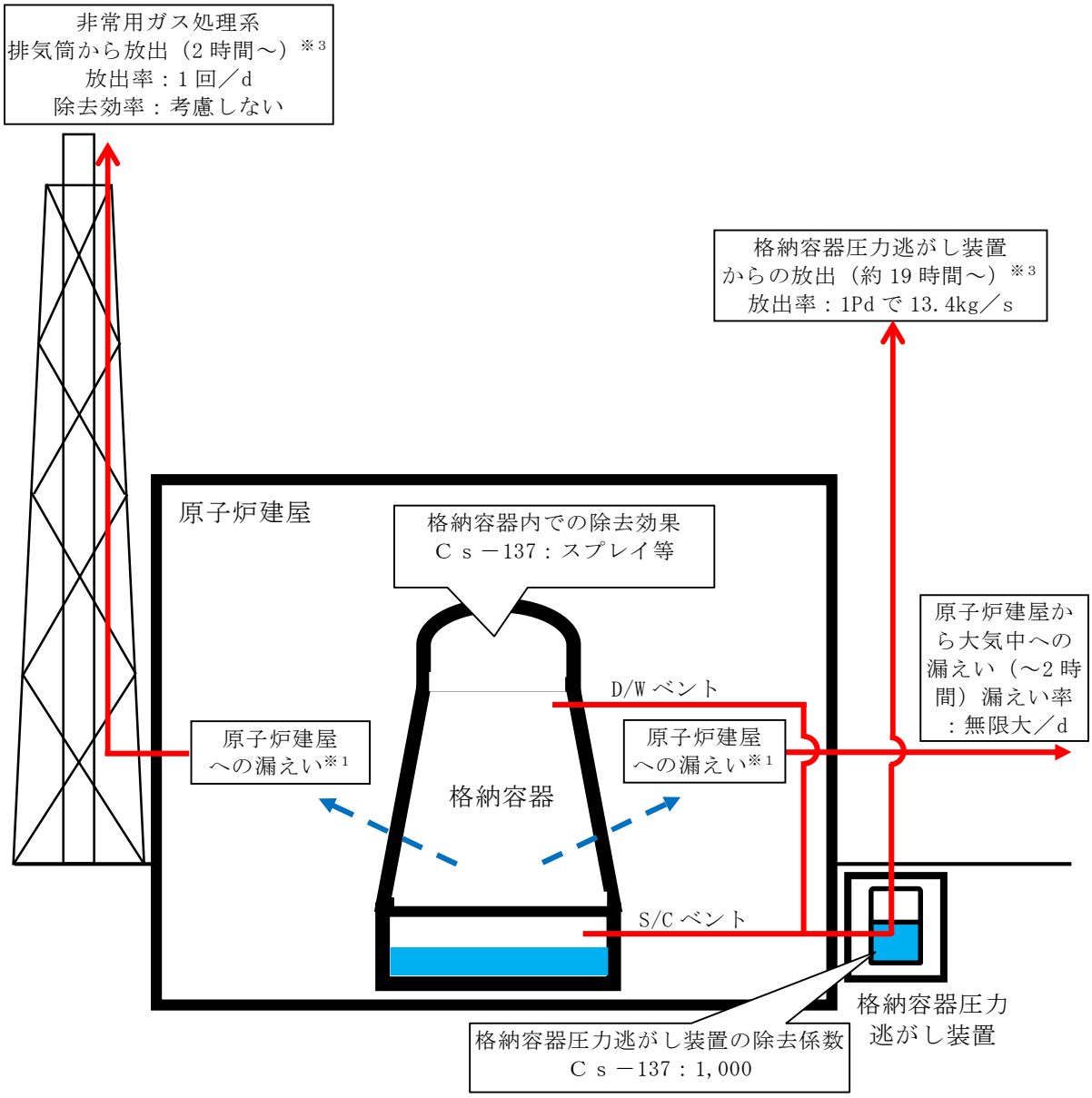
第１表　放出量評価条件（2／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 取替炉心の<br>燃料装荷割合 | 1サイクル：0.229<br>2サイクル：0.229<br>3サイクル：0.229<br>4サイクル：0.229<br>5サイクル：0.084 | 取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定 |
| 炉内蓄積量<br>（Ｃｓ－137）<br>（$Bq_{Cs137}$） | 約$4.36\times10^{17}$Bq | 「単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）」×「3,293MW（定格熱出力）」（単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）は，ＢＷＲ共通条件として，東海第二と同じ装荷燃料（９×９燃料（Ａ型）），上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したＡＢＷＲのサイクル末期の値※を使用） |
| 放出開始時間 | 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）：事象発生から約19時間後 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器内への放出割合<br>（Ｃｓ－137） | 0.37 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器内での除去効果 | ＭＡＡＰ解析に基づく（沈着，サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイ） | ＭＡＡＰのＦＰ挙動モデル |
| 格納容器内ｐＨ制御の効果 | 考慮しない | サプレッション・プール水ｐＨ制御設備は，重大事故等対処設備と位置付けていないため，保守的に設定 |
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい率 | 考慮しない | 格納容器圧力逃がし装置への移行量を多く評価するため保守的に設定 |
| 格納容器圧力逃がし装置への放出割合（$F_{Cs}$） | 【Ｓ／Ｃベント】<br>ＣｓＩ類　：$4.33\times10^{-7}$<br>ＣｓＯＨ類：$2.42\times10^{-7}$<br>【Ｄ／Ｗベント】<br>ＣｓＩ類　：$1.13\times10^{-4}$<br>ＣｓＯＨ類：$9.05\times10^{-3}$ | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器圧力逃がし装置の除去係数（DF） | 1,000 | 設計値に基づき設定 |

※　東海第二発電所（ＢＷＲ５）に比べて炉心比出力が大きく，単位熱出力当たりの炉内蓄積量を保守的に評価するＡＢＷＲの値を使用。




第 1 図　Ｃｓ－137 の大気放出過程




※1　格納容器から原子炉建屋への漏えい率
（原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137の漏えい量評価時のみ）
1Pd以下：0.9Pdで0.5%／d，1Pd超過：2Pdで1.3%／d

| 大気への放出経路 | 0h　▼2h※2　▼19h※3　168h▼ |
|---|---|
| 原子炉建屋から大気中への漏えい | |
| 非常用ガス処理系排気筒から放出 | |
| 格納容器圧力逃がし装置からの放出 | |

※2　非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため，事象発生2h以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
※3　事象発生後19時間以降は，「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

第2図　大気放出過程概略図（イメージ）

2.　放出量評価

(1)　評価方法

格納容器圧力逃がし装置を介して放出される大気中へのＣｓ－137 の放出量は，第１表の放出量評価条件及び以下の式により算出する。

［Ｃｓ－137 の放出量］$=F_{Cs}\cdot Bq_{Cs137}\cdot(1/DF)$・・・(1)

$F_{Cs}$：格納容器から格納容器圧力逃がし装置へ放出されるＣｓ－137 の放出割合

$Bq_{Cs137}$：Ｃｓ－137 の炉内蓄積量［$4.36\times10^{17}$Bq］

DF：格納容器圧力逃がし装置の除去係数［1,000］

$F_{Cs}$について，ＭＡＡＰ解析では，ＣｓはＣｓＩ又はＣｓＯＨとして存在しているため，以下の式により$F_{Cs}$を算出する。

$F_{Cs}=(M_{CsI}+M_{CsOH})/M_{Cs}$　・・・・・・・・・・・・・(2)

$M_{CsI}=M_I\cdot W_{Cs}/W_I\cdot F_{CsI}$　・・・・・・・・・・・・・・(3)

$M_{CsOH}=(M_{Cs}-M_I\cdot W_{Cs}/W_I)\cdot F_{CsOH}$・・・・・・・・・(4)

(2)，(3)及び(4)式により，

$F_{Cs}=F_{CsOH}+M_I/M_{Cs}\cdot W_{Cs}/W_I\cdot(F_{CsI}-F_{CsOH})$・・・・(5)

$F_{CsI}$：格納容器から格納容器圧力逃がし装置へ放出されるＣｓＩの放出割合［S／C ベント：$4.33\times10^{-7}$，D／W ベント：$1.13\times10^{-4}$］

$F_{CsOH}$：格納容器から格納容器圧力逃がし装置へ放出されるＣｓＯＨの放出割合［S／C ベント：$2.42\times10^{-7}$，D／W ベント：$9.05\times10^{-3}$］

$M_{CsI}$：格納容器から格納容器圧力逃がし装置へ放出されるＣｓＩに含まれるＣｓ量［kg］

$M_{CsOH}$:格納容器から格納容器圧力逃がし装置へ放出されるＣｓＯＨに含まれるＣｓ量[kg]

$M_{Cs}$：Ｃｓの初期重量[321.2kg]

$M_I$：Ｉの初期重量[24.4kg]

$W_I$：Ｉの分子量[131g/mol]

$W_{Cs}$：Ｃｓの分子量[133g/mol]

(2)　評価結果

サプレッション・チェンバから格納容器圧力逃がし装置を介して大気中に放出されるＣｓ－137 の放出量は，(1)式及び(5)式により，以下のとおりとなる。

$$F_{Cs}=F_{CsOH}+M_I/M_{Cs}\cdot W_{Cs}/W_I\cdot(F_{CsI}-F_{CsOH})$$
$$=2.42\times10^{-7}+(24.4/321.2)\cdot(133/131)\cdot(4.33\times10^{-7}-2.42\times10^{-7})$$
$$=2.57\times10^{-7}$$

$$[\text{Ｃｓ－137 の放出量}]=F_{Cs}\cdot Bq_{Cs137}\cdot(1/DF)$$
$$=2.57\times10^{-7}\cdot4.36\times10^{17}\cdot(1/1,000)$$
$$=1.2\times10^{8}[Bq]$$
$$=1.2\times10^{-4}[TBq]$$

また，ドライウェルから格納容器圧力逃がし装置を介して大気中に放出されるＣｓ－137 の放出量は，(1)式及び(5)式により，以下のとおりとなる。

$F_{Cs}=F_{CsOH}+M_I/M_{Cs}\cdot W_{Cs}/W_I\cdot(F_{CsI}-F_{CsOH})$

$=9.05\times10^{-3}+(24.4/321.2)\cdot(133/131)\cdot(1.13\times10^{-4}-9.05\times10^{-3})$

$=8.36\times10^{-3}$

［Ｃｓ－137 の放出量］$=F_{Cs}\cdot Bq_{Cs137}\cdot(1/DF)$

$=8.36\times10^{-3}\cdot4.36\times10^{17}\cdot(1/1,000)$

$=3.7\times10^{12}$[Bq]

$=3.7$[TBq]

事象発生 7 日間以降の影響を確認するために評価した，事象発生 30 日間及び 100 日間における格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137 の放出量は，サプレッション・チェンバからのベントの場合は約 $1.3\times10^{-4}$TBq（事象発生 30 日間）及び約 $1.5\times10^{-4}$TBq（事象発生 100 日間），ドライウェルからのベントの場合は約 4.1TBq（事象発生 30 日間）及び約 4.1TBq（事象発生 100 日間）である※1。

なお，事象発生 7 日以降の長期解析においては，事象発生約 19 時間後に格納容器ベントを実施し，事象発生 100 日まで格納容器ベントを継続しているが，格納容器の除熱機能，格納容器への窒素注入機能及び格納容器内の可燃性ガスの濃度制御系機能が確保できた場合には，格納容器ベントを停止する運用とする。

※1 Ｃｓ－137 は長半減期核種となるが，事象発生 30 日間及び 100 日間におけるＣｓ－137 の放出量は，長期的な放出量を評価する観点から，減衰効果を考慮し評価した。

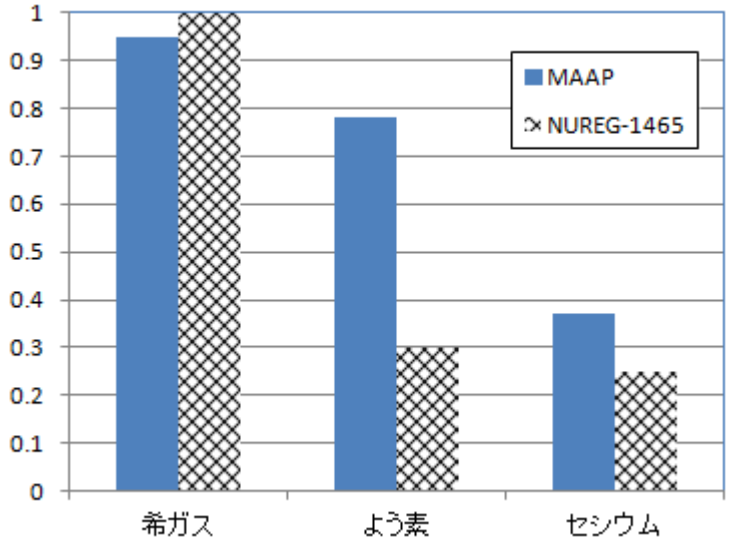
また，大気へのＣｓ－137 の放出量の評価において，格納容器内へのＣｓ－137 の放出割合としてＭＡＡＰ解析結果を用いている。第 3 図のとおり，米国の代表的なソースタームであるＮＵＲＥＧ－1465※2 で示された値（ＢＷＲプラント，「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値の和）とＭＡＡＰ解析結果を比較すると，よう素及びセシウムの放出割合については，ＭＡＡＰ解析の方が大きい結果となる。希ガスについては，ＮＵＲＥＧ－1465 の方が大きいが，これは東海第二の想定シナリオでは原子炉注水により炉心を再冠水させることで，炉心の終状態においても炉心内に自立した状態の燃料が一部存在するためである（添付資料 3.1.2.6 参照）。

仮にセシウムの格納容器内への放出割合としてＮＵＲＥＧ－1465 の値を参照した場合，セシウムの放出量として代表的又は典型的な値が評価されると考えられるが，本評価では，評価対象とする事故シーケンス「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」のＭＡＡＰ解析結果が得られており，また，その値がＮＵＲＥＧ－1465 と比べて大きいことから，ＭＡＡＰ解析結果を参照することは適切であると考えられる。

※2　ＮＵＲＥＧ－1465 では，ＮＵＲＥＧ－1150（米国の代表プラントのＰＲＡ）で検討された全ての事故シーケンスについてレビューを行い，さらに，いくつかのシーケンスに対するソースタームコードパッケージ（ＳＴＣＰ）やＭＥＬＣＯＲコードによる追加解析が行われて，ソースタームが検討されている（第 2 表参照）。検討された事故シーケンスは，本評価で対象としている「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」シナリオと同様，炉心が溶融し原子炉圧力容器が低圧で破損する事故シーケンスである。

また，ＮＵＲＥＧ－1465 では，当該文章中に示された格納容器への

放出割合は，保守的に選ばれた損傷燃料からの放射性物質の初期放出を除いて，低圧での炉心溶融事故に関する保守的又は限界的な値を意図しているものではなく，代表的又は典型的な値を意図しているものとしている。

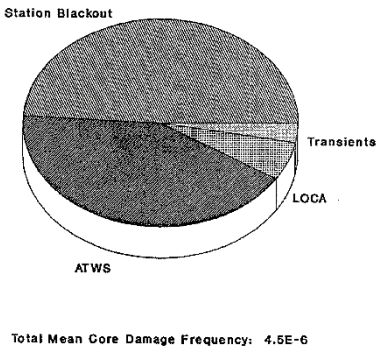



第３図　格納容器内への放出割合の比較

第２表　ＮＵＲＥＧ－1465 で検討された事故シーケンス（ＢＷＲ）

| プラント | シーケンス | 説明 |
|---|---|---|
| Ｐｅａｃｈ Ｂｏｔｔｏｍ | ＴＣ１ | ＡＴＷＳ（原子炉減圧なし） |
| | ＴＣ２ | ＡＴＷＳ（原子炉減圧あり） |
| | ＴＣ３ | ＴＣ２（ウェットウェルベントあり） |
| | ＴＢ１ | ＳＢＯ（バッテリー枯渇） |
| | ＴＢ２ | ＴＢ１（ペッセル破損時に格納容器破損） |
| | Ｓ２Ｅ１ | ＬＯＣＡ（2″），ＥＣＣＳ及びＡＤＳ不作動 |
| | Ｓ２Ｅ２ | Ｓ２Ｅ１，玄武岩系コンクリート |
| | Ｖ | 格納容器外ＲＨＲ配管破断 |
| | ＴＢＵＸ | ＳＢＯ（全ＤＣ電源喪失） |
| ＬａＳａｌｌｅ | ＴＢ | ＳＢＯ（後期格納容器破損） |
| Ｇｒａｎｄ Ｇｕｌｆ | ＴＣ | ＡＴＷＳ（早期格納容器破損によるＥＣＣＳ故障） |
| | ＴＢ１ | ＳＢＯ（バッテリー枯渇） |
| | ＴＢ２ | ＴＢ１，$H_2$燃焼による格納容器破損 |
| | ＴＢＳ | ＳＢＯ（ＥＣＣＳ不作動，原子炉減圧あり） |
| | ＴＢＲ | ＴＢＳ，ペッセル破損後のＡＣ復旧 |

ＳＢＯ　全交流動力電源喪失　　ＬＯＣＡ　原子炉冷却材喪失事故
ＲＣＰ　原子炉冷却系ポンプ　　ＲＨＲ　残留熱除去系
ＡＤＳ　自動減圧系　　ＡＴＷＳ　スクラム失敗




Peach Bottom の内的事象の炉心損傷頻度平均値の内訳（NUREG-1150）

# 原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137 の漏えい量評価等について

本資料では，「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量評価及び「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137」の放出量評価結果（添付資料 3.1.3.4 参照）を合計した結果について示す。

なお，本評価では，原子炉建屋ガス処理系が起動するまでの間，格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質は，瞬時に原子炉建屋から大気中へ漏えいするものとして，放出量を保守的に評価しているが，下記のとおり，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の一部は，原子炉建屋内で沈着又は時間減衰するため，大気中への放出量は本評価結果より少なくなると考えられる。

・格納容器が健全な場合，格納容器内の放射性物質は，格納容器圧力に応じて原子炉建屋へ漏えいするものとしている。漏えいした放射性物質の一部は,原子炉建屋内での重力沈降等に伴い,原子炉建屋内に沈着すると考えられる。

・原子炉建屋内の換気空調系が停止している場合，原子炉建屋内外における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多くないと考えられるため，漏えいした放射性物質の一部は原子炉建屋内に滞留し，時間減衰すると考えられる。

## 1.　評価条件

放出量評価条件を第 1 表に示す。(大気中への放出過程及び概略図は，添付資料 3.1.3.4 の第 1 図及び第 2 図参照)

第１表　放出量評価条件（1／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 評価事象 | 「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」（代替循環冷却系を使用できない場合）（全交流動力電源喪失の重畳を考慮） | ― |
| 炉心熱出力 | 3,293MW | 定格熱出力 |
| 運転時間 | 1サイクル当たり<br>10,000時間（416日） | 1サイクル13ヶ月（395日）を考慮して設定 |
| 取替炉心の燃料装荷割合 | 1サイクル：0.229<br>2サイクル：0.229<br>3サイクル：0.229<br>4サイクル：0.229<br>5サイクル：0.084 | 取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定 |
| 炉内蓄積量（Ｃｓ－137） | 約$4.36\times10^{17}$Bq | 「単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）」×「3,293MW(定格熱出力)」（単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）は，ＢＷＲ共通条件として，東海第二と同じ装荷燃料（９×９燃料（Ａ型）），上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したＡＢＷＲのサイクル末期の値※1を使用） |
| 放出開始時間 | 格納容器漏えい：事象発生直後<br>格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）：事象発生から約20時間後※2 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器内への放出割合（Ｃｓ－137） | 0.37 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器の漏えい孔における捕集効果 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| 格納容器内での除去効果 | ＭＡＡＰ解析に基づく（沈着，サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイ） | ＭＡＡＰのＦＰ挙動モデル（添付資料3.1.3.6参照） |
| 格納容器内ｐＨ制御の効果 | 考慮しない | サプレッション・プール水ｐＨ制御設備は，重大事故等対処設備と位置付けていないため，保守的に設定 |

※1 東海第二発電所（ＢＷＲ５）に比べて炉心比出力が大きく，単位熱出力当たりの炉内蓄積量を保守的に評価するＡＢＷＲの値を使用。

※2 格納容器から原子炉建屋への漏えいを考慮しない「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137 の放出量評価」と比べて，原子炉建屋へ漏えいする分格納容器圧力の上昇が抑制され，結果として格納容器ベント開始タイミングが遅くなる（格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137 の放出量評価における格納容器ベント開始タイミング：約 19 時間後）。

第１表　放出量評価条件（2／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい率 | 1Pd以下：0.9Pdで0.5％／d<br>1Pd超過：2Pdで1.3％／d | ＭＡＡＰ解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし，格納容器の設計漏えい率（0.9Pd で 0.5％／d）及びＡＥＣの式等に基づき設定（添付資料 3.1.2.5 参照） |
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい割合 | ＣｓＩ類　：約$6.15\times10^{-5}$<br>ＣｓＯＨ類：約$3.05\times10^{-5}$ | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 原子炉建屋から大気への漏えい率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前） | 無限大／d（地上放出）<br>（格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は，瞬時に大気へ漏えいするものとして評価） | 保守的に設定 |
| 非常用ガス処理系から大気への放出率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後） | 1 回／d（排気筒放出） | 設計値に基づき設定<br>（非常用ガス処理系のファン容量） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間 | 事象発生から 2 時間後 | 起動操作時間（115 分）＋負圧達成時間（5 分）（起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが，保守的に負圧達成時間として 5 分を想定） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| ブローアウトパネルの開閉状態 | 閉状態 | 原子炉建屋原子炉棟内の急減な圧力上昇等によるブローアウトパネルの開放がないため |

2.　評価結果（原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137）

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，約 14.3TBq（事象発生 7 日間）である。なお，添付資料 3.1.2.4 に示す「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のＣｓ－137 の漏えい量（約 7.5TBq）より 2 倍程度大きい結果となっているが，これは格納容器ベント実施（約 19 時間）までの格納容器圧力（格納容器から原子炉建屋への漏えい率に寄与）の違いによる影響が大きい（下記参照）。

・代替循環冷却系を使用する場合

代替循環冷却系による格納容器除熱操作により圧力抑制されるため，0.31MPa［gage］（約 1Pd）以下で推移（第 3.1.2－11 図参照）

・代替循環冷却系を使用できない場合

0.465MPa［gage］到達後（約 3.9 時間），格納容器ベント実施（約 19 時間）まで格納容器圧力を 0.400MPa［gage］～0.465MPa［gage］の範囲で維持（第 3.1.3－10 図参照）

また，事象発生 7 日間以降の影響を確認するために評価した，事象発生 30 日間，100 日間における原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，約 14.4TBq（事象発生 30 日間）及び約 15.5TBq（事象発生 100 日間）である。

なお，事象発生 7 日以降の長期解析においては，事象発生約 20 時間後に格納容器ベントを実施し，事象発生 100 日まで格納容器ベントを継続しているが，格納容器の除熱機能，格納容器への窒素注入機能及び格納容器内の可燃性ガスの濃度制御系機能が確保できた場合には，格納容器ベントを停止する運用とする。

3.　Ｃｓ－137 の放出量

「格納容器圧力逃がし装置を用いて大気中へ放出されるＣｓ－137」及び「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量評価結果を第 2 表に示す。

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量（約 14.3TBq）にサプレッション・チェンバのラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置から大気への放出量（約 $1.2\times10^{-4}$TBq）を加えた場合の放出量は約 15Bq であり，評価項目である 100TBq を下回っている。なお，ドライウェルのラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置から大気への放出量（約 3.7TBq）を加えた場合でも約 18TBq であり，100TBq を下回っている。

また，事象発生 7 日間以降の影響について，原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量に，サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置から大気への放出量を加えた場合の放出量は，事象発生 30 日間で約 15TBq，事象発生 100 日間で約 16TBq であり，いずれの場合においても 100TBq を下回っている。

第 2 表　大気中へのＣｓ－137 の放出量

| | 事象発生 7 日間 | 事象発生 30 日間 | 事象発生 100 日間 |
|---|---|---|---|
| 建屋漏えい | 約 14.3TBq | 約 14.4TBq | 約 15.5TBq |
| ベント放出※1 | 約 $1.2\times10^{-4}$TBq※2<br>（約 3.7TBq※3） | 約 $1.3\times10^{-4}$TBq※2<br>（約 4.1TBq※3） | 約 $1.5\times10^{-4}$TBq※2<br>（約 4.1TBq※3） |
| 合計 | 約 15TBq※2<br>（約 18TBq※3） | 約 15TBq※2<br>（約 19TBq※3） | 約 16TBq※2<br>（約 20TBq※3） |

※1　ベント放出量においては，保守的に格納容器からの漏えいをしない場合のＭＡＡＰ解析により算出している。
※2　サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の評価結果
※3　ドライウェルのラインを経由した場合の評価結果

# 格納容器内での除去効果について

ＭＡＡＰにおけるＣｓ－137 に対する格納容器内の除去効果として，沈着，サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイを考慮している。また，沈着については，重力沈降，拡散泳動，熱泳動，慣性衝突，ＦＰガス凝縮/再蒸発で構成される。(「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」の「第５部　ＭＡＡＰ」（抜粋）参照)

「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」の「第５部　ＭＡＡＰ」（抜粋）

(2) ＦＰの状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のＦＰは雰囲気の温度に依存して凝固し，エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のＦＰの輸送においては，熱水力計算から求まる体積流量からＦＰ輸送量を計算する。ＦＰがガス状とエアロゾル状の場合は，気体の流れに乗って，原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したＦＰの場合は，区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また，炉心あるいは溶融炉心中のＦＰの場合は，溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。

ＦＰの輸送モデルは上述の仮定に基づいており，炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては，次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたＦＰは，原子炉圧力容器破損前にはＬＯＣＡ破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また，原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からＦＰが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたＦＰはスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたＦＰは，気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内での気体，エアロゾル及び構造物表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のＦＰ輸送モデル概要を図3.3-15に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては，重力沈降，拡散泳動，熱泳動，慣性衝突，ＦＰガス凝縮，ＦＰガス再蒸発を模擬している。なお，沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は，Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて，浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお，Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり，この相関式を使用したＭＡＡＰのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は，水蒸気凝縮により生じるStefan流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は，Epsteinのモデルを用い，沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は，原子炉格納容器内でのみ考慮され，流れの中にある構造物に，流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し，沈着率は重力沈降の場合と同様にSmoluchowski方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

ＦＰガスの凝縮は，ＦＰガスの構造物表面への凝縮であり，雰囲気中の気体状ＦＰ圧力がＦＰ飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

5-66

ＦＰガスの再蒸発は，凝縮と逆であり，気体状ＦＰの圧力がＦＰの飽和蒸気圧を下回ると，蒸発が起こると仮定している。

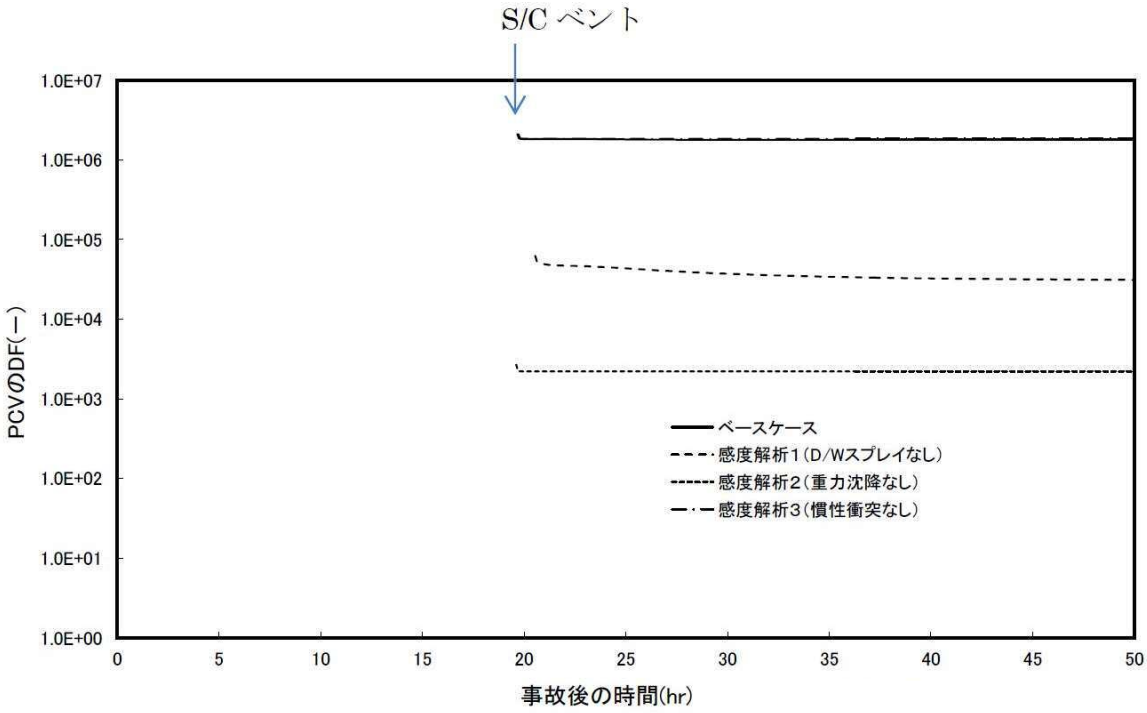
エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては，スクラビングによる除染係数（ＤＦ）を設定し，エアロゾル除去効果が計算される。ＤＦの値は，クエンチャ，垂直ベント，水平ベントの３つの種類のスクラビング機器に対し，詳細コードSUPRA[9]を用いて，圧力，プール水深，キャリアガス中の水蒸気質量割合，プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており，これらのデータから求める。

また，格納容器スプレイによるＦＰ除去も模擬しており，スプレイ液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率，スプレイの液滴径，流量及び落下高さから計算する。

1.　沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため，感度解析を行った。解析結果を第１図に示す。なお，感度解析では，以下の式により格納容器内の除去効果（除染係数（以下「ＤＦ」という。））を算出している。

格納容器内ＤＦ＝格納容器内へのＣｓＩ放出割合／ベントラインから大気へのＣｓＩ放出割合




第１図　エアロゾルに対する格納容器内の除去効果（感度解析結果）

第１図より，ベースケースにおけるＤＦ（$10^6$オーダー）との比較から，重力沈降のＤＦは $10^3$程度，ドライウェルスプレイのＤＦは 10～$10^2$程度であることがわかる。これより，重力沈降及びドライウェルスプレイ両方によるＤＦは $10^4$～$10^5$程度となるため，Ｃｓ－137 に対する格納容器内の除去効果は，重力沈降及びドライウェルスプレイの影響が大きいと考える。

## 2.　サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果

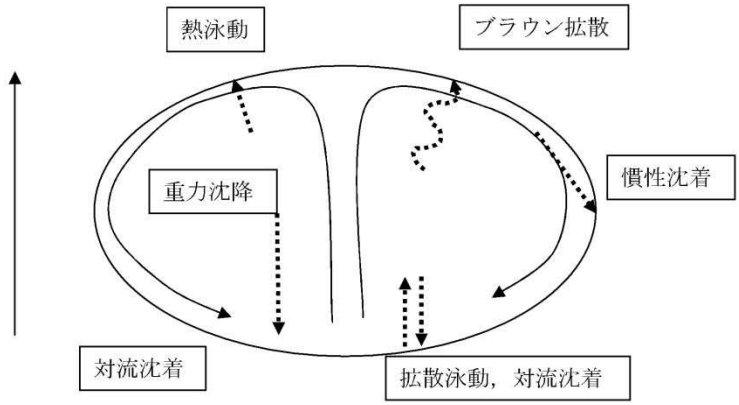
### (1)　スクラビング効果について

スクラビングは，エアロゾルを含む気体がプール内に移行する場合，気泡が分裂しながら上昇していく過程においてエアロゾルが気泡界面に到達した時点で水に溶解して気体から除去される現象である。スクラビングにおけるエアロゾル除去のメカニズムは，プールへの注入時の水との衝突や気泡がプール水中を上昇していく過程における慣性衝突等が考えられる。

### (2)　ＭＡＡＰ解析上の扱いについて

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

ＳＵＰＲＡコードでは，スクラビングに伴う初期気泡生成時及び気泡上昇時のエアロゾルの除去効果をモデル化しており，気泡挙動（気泡サイズ及び気泡上昇速度），初期気泡生成時のＤＦ，気泡上昇時のＤＦを評価式により与えている。第２図に，気泡中のエアロゾルが気泡界面に到達するまでの過程を示す。気泡上昇時における各過程の除去速度を評価することでエアロゾルのＤＦを与えている。




第２図　スクラビングによるエアロゾル捕集効果

(3)　ＳＵＰＲＡコードによる計算結果と実験結果の比較について

ＳＵＰＲＡコードによる計算結果については，電力共同研究※1にて実験結果との比較検討が行われている。試験条件及び試験装置の概要を第１表及び第３図に示す。また，試験結果を第４図から第10図に示す。

試験結果より，ＳＵＰＲＡコードによる計算結果と実験結果について，キャリアガス流量等のパラメータ値の増減によるＤＦ値の傾向はおおむね一致していることを確認した。

また，粒径[redacted]μｍまでの粒子について，ＳＵＰＲＡコードによる計算結果が実験結果より小さいＤＦ値を示しており，保守的な評価であることを確認した。

一方，粒径[redacted]μｍの粒子について，ＳＵＰＲＡコードによる計算結果が実験結果より大きいＤＦ値を示しているが，これは実験とＳＵＰＲＡコードで用いている粒子の違い（実験：ＬＡＴＥＸ粒子（密度[redacted]g／cm$^3$），ＳＵＰＲＡコード：ＣｓＯＨ（密度[redacted]g／cm$^3$））が影響しているためである。ＳＵＰＲＡコードの計算結果を密度補正※2した第７図及び第９図では，ＳＵＰＲＡコードによる計算結果は実験結果よりおおむね小さいＤＦ値を示すことが確認できる。

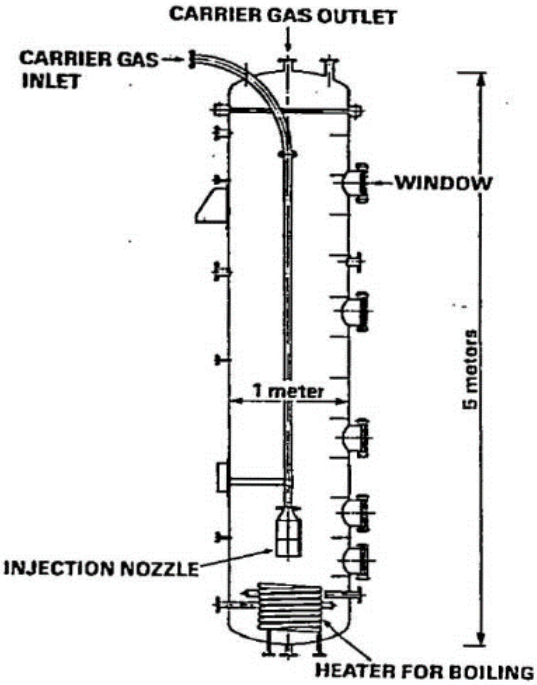
以上より，ＳＵＰＲＡコードにより計算されたＤＦ値を用いることは妥当と考える。

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

※2　実験ではＬＡＴＥＸ粒子を用いているため，その粒径は[redacted]となる。一方，ＳＵＰＲＡコードではＣｓＯＨの粒径を基にしているため，粒径に粒子密度（[redacted]g／$cm^3$）の平方根を乗じることにより[redacted]に換算する。

第１表　試験条件

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




第３図　試験装置の概要

第４図　キャリアガス流量に対するＤＦの比較

第５図　プール水温に対するＤＦの比較

第６図　水蒸気割合に対するＤＦの比較

第７図　水蒸気割合に対するＤＦの比較（密度補正）

第８図　スクラビング水深に対するＤＦの比較

第９図　スクラビング水深に対するＤＦの比較（密度補正）

第 10 図　ガス温度に対するＤＦの比較

(4)　沸騰による除去効果への影響について

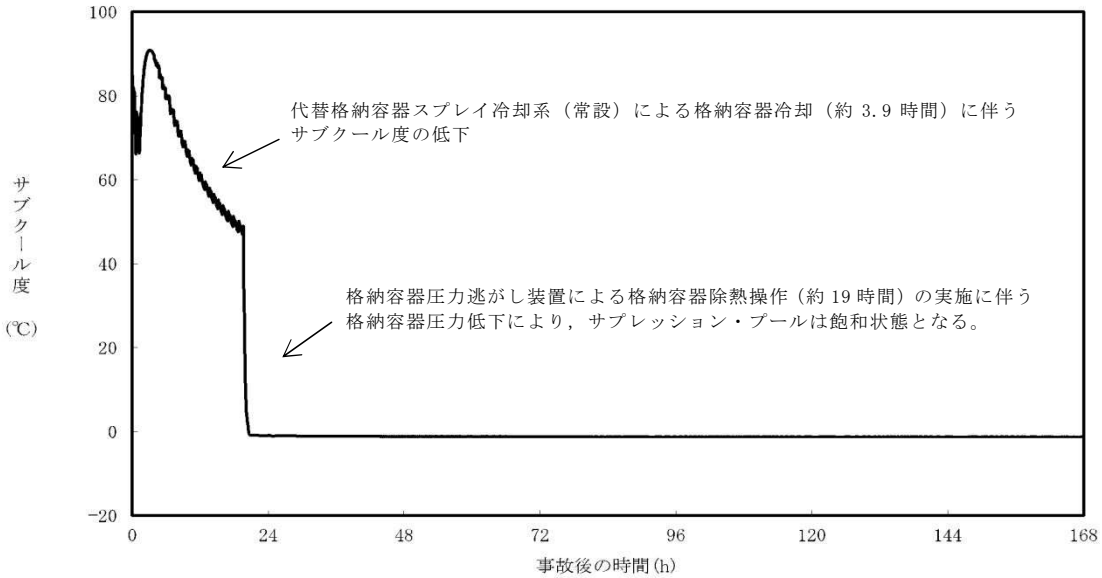
「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合では，第 11 図のとおり，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下，「格納容器ベント」という。）の実施に伴いサプレッション・プールは飽和状態（沸騰状態）になるため，サプレッション・プールの沸騰による除去効果への影響を確認した。ＭＡＡＰ解析条件及び評価結果を第 2 表及び第 3 表に示す。なお，エアロゾルの粒径については，スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果，第 3 表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし，「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合では，第 12 図のとおり，原子炉圧力

容器内のＣｓ－137 は，大破断ＬＯＣＡにより生じた破断口より格納容器内気相部へ移行し，その後重力沈降等により，事象発生５時間程度で大部分が格納容器内液相部へ移行するため，本評価においてサプレッション・プールの沸騰による除去効果の減少の影響はほとんどないと考える。

なお，ＣｓＩ，ＣｓＯＨの沸点はそれぞれ 1,280℃，272.3℃以上※3であり，シビアアクシデント時に格納容器内でＣｓＩ，ＣｓＯＨが揮発することは考えにくいが，サプレッション・プールの沸騰に伴い液相部中のＣｓＩ，ＣｓＯＨの一部が気相部へ移行する可能性がある。ただし，その場合でも，ドライウェルから格納容器圧力逃がし装置を介した場合のＣｓ－137 放出量（事象発生７日間で約 18TBq）に包絡されると考えられる。

※3　化合物の辞典　髙本 進･稲本直樹･中原勝儼･山﨑 昶［編集］ 1997 年 11 月 20 日




第 11 図　サプレッション・プールのサブクール度の推移

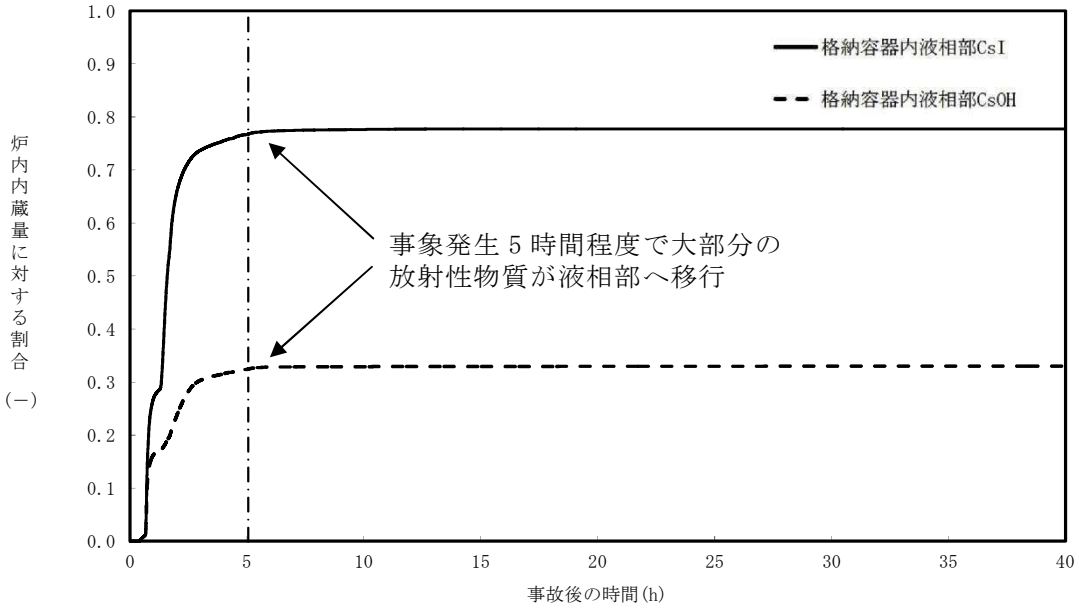
第２表　評価条件

| 項目 | 評価条件※ | 選定理由 |
|---|---|---|
| 蒸気割合 | ％ | 格納容器ベント実施前のドライウェルにおける蒸気割合（約55％）相当 |
| 格納容器圧力 | kPa［gage］ | 格納容器ベント実施前の格納容器圧力（400kPa［gage］～465kPa［gage］）相当 |
| サプレッション・プール水深 | m | 実機では水深3m以上のため，設定上限値を採用 |
| サブクール度 | ℃ | 未飽和状態として設定（設定上限値） |
| | ℃ | 飽和状態として設定（設定下限値） |
| エアロゾルの粒径（半径） | μm | スクラビング前において，最も割合が多い粒径 |
| | μm | スクラビング後において，最も割合が多い粒径 |

※　ＳＵＰＲＡコードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用

第３表　評価結果

| 粒径 | ＤＦ | |
|---|---|---|
| | 未飽和状態（サブクール度　℃） | 飽和状態（サブクール度　℃） |
| μm | | |
| μm | | |




第12図　格納容器内液相部中の存在割合

# 安定状態について（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できない場合））

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」時の安定状態については以下のとおり。

原子炉安定停止状態：
事象発生後，重大事故等対処設備を用いた損傷炉心冷却により，損傷炉心の冠水が維持可能であり，また，冷却の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，安定停止状態が確立されたものとする。

格納容器安定状態：
損傷炉心を冠水させた後に，重大事故等対処設備を用いた格納容器除熱機能（代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置）により，格納容器圧力及び雰囲気温度が安定又は低下傾向に転じ，また，除熱の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。

【安定停止状態の確立について】

原子炉安定状態の確立について

低圧代替注水系（常設）における注水継続により損傷炉心が冠水し，損傷炉心の冷却が維持され，原子炉安定停止状態が確立される。

格納容器安定状態の確立について

炉心冷却を継続し，格納容器圧力 0.62MPa［gage］到達までに格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱を開始することで，格納容器圧力及び雰囲気温度は安定又は低下傾向になり，格納容器雰囲気温度は 150℃を下回り，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，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】

上記の格納容器破損防止対策により安定状態を確立できる。

代替循環冷却系を用いて又は残留熱除去系を復旧させ，除熱を行うことにより，安定状態の維持が可能となる。安定状態の維持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又は残留熱除去系の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内への窒素注入
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 3.1.2.9 別紙参照）

# 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できない場合））

## 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）<br>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。<br>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。<br>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。<br>・TQUV，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<br>・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，炉心溶融開始時間に与える影響は小さいことを確認している。<br>原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却に併せ，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，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。<br>また，格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達した場合の格納容器スプレイ操作については，炉心ヒートアップの感度解析では，格納容器圧力及び雰囲気温度への影響は小さい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，格納容器圧力及び雰囲気温度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。 |
| | 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） | TQUX 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。<br>・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 コードの方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，その後の注水操作による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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コード SAFER の評価結果との差異は小さいことを確認している。<br>原子炉注水操作については，ＬＯＣＡが発生し，高圧・低圧注水機能の喪失により炉心損傷したと判断した場合，速やかに代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却及び低圧代替注水系（常設）による原子炉注水（電源の確保含む）を行う手順となっており，原子炉水位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。 | 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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，注水操作による燃料有効長頂部までの水位回復時刻は解析コード SAFER の評価結果との差異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。 |
| | 気液分離（水位変化）・対向流 | | | | |
| 原子炉圧力容器 | ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む） | 安全系モデル（非常用炉心冷却系）<br>安全系モデル（代替注水設備） | 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。 |

# 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 |
|---|---|---|---|---|---|
| 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，格納容器圧力及び雰囲気温度について，温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。<br>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。<br>格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，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雰囲気温度の傾向を適切に再現できていることから，格納容器圧力を操作開始の起点としている代替格納容器スプレイ冷却系（常設）に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。<br>また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，CSTF 実験解析により格納容器温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，格納容器圧力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）に係る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雰囲気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。<br>また，格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導の不確かさにおいては，CSTF 実験解析により格納容器温度及び非凝縮性ガスの挙動は測定データと良く一致することを確認しており，その差異は小さいことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 | | | | |
| | 気液界面の熱伝達 | | | | |
| | スプレイ冷却 | 安全系モデル(格納容器スプレイ)<br>安全系モデル(代替注水設備) | 入力値に含まれる。<br>スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。 | 「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。 |
| | 格納容器ベント | 格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル) | 入力値に含まれる。<br>MAAP コードでは格納容器ベントについては，設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え，格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。 | 「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。 |
| 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。<br>・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。<br>・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。本評価事故シーケンスでは，炉心の損傷状態を起点に操作開始す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開始時間に与える影響は小さいことを確認しており，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |
| | 構造材との熱伝達 | | | | |
| | 原子炉圧力容器内 FP 挙動 | 核分裂生成物（FP）挙動モデル | PHEBUS-FP 実験解析により，FP 放出の開始時刻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，この原因は実験における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考えられる。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは PHEBUS-FP 実験解析により原子炉圧力容器内への FP 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。PHEBUS-FP 実験解析では，燃料被覆管破裂後の FP 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 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，運転員等操作時間に与える影響はない。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは PHEBUS-FP 実験解析により原子炉圧力容器内への FP 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。PHEBUS-FP 実験解析では，燃料被覆管破裂後の FP 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。 |
| 格納容器(炉心損傷後) | 格納容器内 FP 挙動 | 核分裂生成物（FP）挙動モデル | ABCOVE 実験解析により，格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは ABCOVE 実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正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，炉心損傷後の格納容器内 FP 挙動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。 | 核分裂生成物（FP）挙動モデルは ABCOVE 実験解析により格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認している。したがって，大気中への Cs-137 の放出量の観点で評価項目となるパラメータに与える影響はない。なお，本評価事故シーケンスにおける格納容器圧力逃がし装置による大気中への Cs-137 の放出量は，評価項目（100TBq を下回っていること）に対して，サプレッション・チェンバのベントラインを経由した場合は約 $1.2\times10^{-4}$TBq（7 日間），ドライウェルのベントラインを経由した場合は約 3.7TBq（7 日間）であり，評価項目に対して余裕がある。 |

# 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(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～<br>約3,293MW<br>（実績値） | 定格原子炉熱出力として設定 | 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<br>（圧力容器ドーム部） | 6.93MPa[gage] | 約6.91MPa[gage]～<br>約6.94MPa[gage]<br>（実績値） | 定格原子炉圧力として設定 | 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得るが，大破断LOCAに伴い原子炉は急速に減圧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には，ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが，大破断LOCAに伴い原子炉は急速に減圧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<br>（セパレータスカート下端から＋126cm） | 通常運転水位<br>約－4cm～約＋6cm<br>（セパレータスカート下端から約＋122cm～約＋132cm）<br>（実績値） | 通常運転時の原子炉水位として設定 | 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3mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約4cm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3mであるのに対してゆらぎによる水位低下量は約4cm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<br>（定格流量（100%）） | 定格流量の<br>約86%～約104%<br>（実績値） | 定格流量として設定 | 炉心の反応度補償のため初期値は変化するが，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。 | 炉心の反応度補償のため初期値は変化するが，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<br>（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，燃料棒最大線出力密度の保守性に包絡されることから，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。 |
| | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI/ANS-5.1-1979<br>燃焼度33GWd／t | ANSI/ANS-5.1-1979<br>平均的燃焼度<br>約31GWd／t<br>（実績値） | 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には，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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（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圧力逃がし装置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。 | 最確条件とした場合には，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，それに伴う原子炉冷却材の放出も少なくなることから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は格納容器スプレイ及び格納容器ベントにより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。 |
| | 格納容器体積<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 5,700$m^3$<br>（設計値） | 設計値 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 空間部：<br>約4,092$m^3$～<br>約4,058$m^3$<br>液相部：<br>約3,308$m^3$～<br>約3,342$m^3$<br>（実績値） | 設計値<br>（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値に基づき設定） | 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得るが，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎ（0.087m）による水量変化は約42$m^3$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。 | 最確条件とした場合には，格納容器体積（サプレッション・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，サプレッション・プール水位が6.983mの時の水量は3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎによる水量変化（0.087m）は約42$m^3$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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 真空破壊装置作動差圧 | 3.45kPa<br>（ドライウェル－サプレッション・チェンバ間差圧） | 3.45kPa<br>（ドライウェル－サプレッション・チェンバ間差圧）（設計値） | 真空破壊装置の設定値 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

## 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 | サプレッション・プール水位 | 6.983m（通常運転範囲の下限値） | 約 7.000m～約 7.070m（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 | 最確条件とした場合には，サプレッション・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，ゆらぎによる水量変化（0.087m）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。 | 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，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 約 15℃～約 32℃（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定しているサプレッション・プール水温度よりも低くなるため，格納容器圧力上昇が遅くなり，格納容器スプレイ及び格納容器ベント操作の開始が遅くなるが，その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，解析条件で設定しているサプレッション・プール水温度よりも低くなるため，格納容器の熱容量は大きくなり，格納容器ベントに至るまでの時間が長くなるが，その影響は小さいことから，評価項目となるパラメータのパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 約 2.2kPa[gage]～約 4.7kPa[gage]（実績値） | 通常運転時の格納容器圧力を包含する値 | 最確条件とした場合には，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，その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，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，その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。 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 約 25℃～約 58℃（実績値） | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 | 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得るが，格納容器雰囲気温度は格納容器スプレイにより飽和温度となり，初期温度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。 | 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，格納容器雰囲気温度は格納容器スプレイにより飽和温度となり，初期温度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。 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 35℃以下 | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している水温よりも低くなる可能性があり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に対する代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなり，間欠スプレイの間隔に影響する。しかし，流量調整範囲においてスプレイ流量を調整することで間欠スプレイの間隔を調整できることから，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，解析条件で設定している水温よりも低くなる可能性があり，炉心の再冠水までの挙動に影響する可能性はあるが，この顕熱分の影響は小さく，燃料被覆管温度の上昇に与える影響は小さい。また，格納容器圧力上昇に対する代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による圧力及び雰囲気温度上昇の抑制効果は大きくなり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は遅くなるが，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 外部水源の容量 | 約 8,600m$^3$ | 8,600m$^3$以上（西側淡水貯水設備＋代替淡水貯槽） | 西側淡水貯水設備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 | 起因事象 | 大破断 LOCA<br>再循環系配管（出口ノズル）の破断 | － | 原子炉圧力容器から格納容器への冷却材流出を大きく見積もり，格納容器内の圧力上昇及び温度上昇の観点から厳しい設定として，原子炉圧力容器バウンダリに接続する配管のうち，口径が最大である再循環系配管（出口ノズル）における両端破断を設定 | Excessive LOCA を考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，操作手順（速やかに格納容器冷却手段を準備すること）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。<br>（添付資料 3.1.2.12） | Excessive LOCA を考慮した場合，原子炉冷却材の流出量が増加することにより炉心損傷開始等が早くなるが，格納容器へ放出されるエネルギは大破断 LOCA の場合と同程度であり，格納容器圧力は 0.62MPa[gage]，格納容器バウンダリにかかる温度は 200℃を下回っていることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。<br>（添付資料 3.1.2.12） |
| | 安全機能の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能喪失及び低圧注水機能喪失 | － | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定 | － | － |
| | 外部電源 | 外部電源なし | － | 過圧及び過温への対策の有効性を総合的に判断する観点から，プラント損傷状態であるLOCAに全交流動力電源喪失を重畳することから，外部電源が喪失するものとして設定<br>ただし，原子炉スクラムについては，外部電源有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 | 仮に，外部電源がある場合は，注水開始時間が早くなり，格納容器圧力・温度の挙動は低く推移することから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。 | 仮に，外部電源がある場合は，注水開始時間が早くなり，格納容器圧力・温度の挙動は低く推移することから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 水素の発生 | ジルコニウム－水反応を考慮 | ジルコニウム－水反応を考慮 | 水の放射線分解等による水素発生については，格納容器圧力及び雰囲気温度に対する影響が軽微であることから考慮していない | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| 機器条件 | 原子炉スクラム信号 | 原子炉水位低<br>（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には，原子炉熱出力の低下が早くなり，原子炉冷却材の放出が少なくなるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（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には，原子炉熱出力の低下が早くなり，原子炉冷却材の放出が少なくなるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 原子炉保護系電源喪失又は原子炉水位異常低下（レベル２）信号 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁閉止するものとして設定 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（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には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 電源喪失によるポンプ停止（事象発生と同時） | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

# 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 | 低圧代替注水系（常設） | 事象初期の原子炉注水実施時：230m$^3$／h（一定）<br>原子炉水位Ｌ０到達判断後：崩壊熱による蒸発を補う注水量（最大50m$^3$／h）に制御 | 事象初期の原子炉注水実施時:230m$^3$／h以上（一定）<br>原子炉水位Ｌ０到達判断後：崩壊熱による蒸発を補う注水量（最大50m$^3$／h）に制御 | 炉心冷却の維持に必要な流量として設定 | 実際の注水量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復が早くなる。溶融炉心の冠水後の操作として崩壊熱による蒸発を補う注水量に制御するが，注水後の流量調整操作であることから，運転員等操作時間に与える影響はない。 | 実際の注水流量が解析より多い場合（注水特性（設計値）の保守性），原子炉水位の回復は早くなり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に有意な影響を与えないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 代替格納容器スプレイ冷却系（常設） | 事象初期の原子炉注水実施時：<br>130m$^3$／h（一定） | 130m$^3$／h（一定） | 格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制可能な流量として，運転手順に基づき設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| | | 格納容器圧力制御：<br>130m$^3$／h（一定） | 102m$^3$／h～130m$^3$／h | サプレッション・プール水位の上昇が早くなり，格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱操作（サプレッション・チェンバ側）までの操作時間余裕の観点で厳しい条件として，運転手順の流量調整範囲（102m$^3$／h～130m$^3$／h）における上限を設定 | 最確条件とした場合，サプレッション・プール水位の上昇が緩和されることから，サプレッション・プール水位を操作開始の起点とする格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器除熱操作の開始時間が遅くなり，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。 | 西鶴条件とした場合でも，格納容器圧力を 0.400MPa[gage]から0.465MPa[gage]の範囲内に維持することに変わりはないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 格納容器下部注水系（常設） | 解析上考慮しない | 80m$^3$／h（一定） | 格納容器雰囲気温度の挙動を厳しく評価するため，初期条件としてペデスタル（ドライウェル部）のプール水を考慮していないことから，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）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保操作についても考慮しない | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するため，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が緩和されるが，操作手順（代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却を実施すること）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。 | ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時からプール水が存在するため，格納容器の熱容量が増え，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が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。 |
| | 格納容器圧力逃がし装置 | 格納容器圧力が0.31MPa[gage]における排出流量13.4kg／sに対して，第二弁を全開にて格納容器除熱 | 格納容器圧力が0.31MPa[gage]における排出流量13.4kg／sに対して，第二弁を全開にて格納容器除熱 | 格納容器圧力逃がし装置の設計値を考慮して，格納容器圧力及び雰囲気温度を低下させるのに必要な排出流量として設定 | 実際の流量が解析より多い場合，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作を実施すること）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。 | 実際の流量が解析より多い場合，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，格納容器圧力の最高値は代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による納容器スプレイ時の操作開始圧力であり，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作時のピーク圧力は格納容器圧力の最大値を下回ることから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |

# 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（1／4）

| 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 | 常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作並びに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操作及び低圧代替注水系（常設）による原子炉注水操作 | 事象発生<br>25 分後 | 中央制御室における常設代替高圧電源装置，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び低圧代替注水系（常設）の準備時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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等の電源回復ができない場合，早期の電源回復不能と判断し，これにより，常設代替高圧電源装置による緊急用母線の受電操作及び低圧代替注水系（常設）等の起動操作を開始する手順としている。この認知に係る時間として 10 分間を想定しているため，認知遅れにより操作時間に与える影響はなし。<br>【要員配置】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>非常用ディーゼル発電機等の手動復旧操作（失敗），常設代替高圧電源装置の起動操作，緊急用母線の受電操作，低圧代替注水系（常設）等起動操作を行う当直運転員の操作内容及び操作所要時間は以下のとおり。これらの作業は一連の操作として行うため，操作所要時間は最長で 15 分間となる<br>●非常用ディーゼル発電機等の手動起動操作（失敗）に係る時間として 2 分を想定<br>●常設代替高圧電源装置の起動操作及び緊急用母線の受電操作として 4 分を想定<br>●低圧代替注水系（常設）等の起動操作として 9 分を想定<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 状況判断から原子炉注水操作までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定していることから，運転員等操作時間に与える影響はない。<br>また，原子炉注水によって原子炉水位が原子炉水位ＬＯまで回復した場合，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水流量を崩壊熱による蒸発を補う流量に変更するとともに，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停止する。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。当該操作は，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。 | 解析条件は操作所要時間に時間余裕を含めて設定されており，原子炉水位の回復は早くなる可能性があるが，ジルコニウム－水反応量により発熱量が増加する等の影響があるため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇に大きな差異はない。<br>また，代替格納容器スプレイ操作と原子炉注水操作は，流量分配により同時に実施する操作であり，事象進展はほぼ変わらないことから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 | 事象発生から 50 分後（操作開始時間の 25 分の遅れ）までに常設代替高圧電源装置からの受電操作を行い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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水が開始できれば，損傷炉心は炉心位置に保持され，評価項目を満足する結果となることから，時間余裕がある。<br>なお，格納容器ベント時におけるＣｓ放出量は炉心損傷の程度の影響を受けるが，格納容器ベント開始時間はほぼ同等であることから，放出量に与える影響は小さい。<br>（添付資料 3.1.3.9） | 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。<br>解析上においては，低圧代替注水系（常設）等起動操作まで 25 分としているところ，訓練実績では約 25 分。<br>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。 |

## 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（2／4）

| 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 | 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操作 | 格納容器圧力が0.465MPa[gage]に到達した場合に開始<br>格納容器圧力が0.400MPa[gage]に到達した時点で停止 | 格納容器圧力の抑制効果を踏まえて設定 | 【認知】<br>事故時には重要監視パラメータである格納容器圧力を継続監視しており，また，格納容器圧力が0.465MPa[gage]に到達する時間は事象発生から約3.9時間後であり，それまでに格納容器圧力の上昇を十分に認知できる時間があるため，認知遅れにより操作時間に与える影響はなし。<br>【要員配置】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>注水流量調整の操作は，流量調整弁の操作であり，操作装置による操作のため簡易であり，格納容器の緩やかな圧力上昇に対して操作開始時間は十分に短い。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>中央制御室の制御盤の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。 | 格納容器圧力の上昇は緩慢であり，継続監視していることから，操作開始の起点である格納容器圧力0.465MPa［gage］到達時点で速やかに操作を実施可能であり，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。<br>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くなる可能性があるが，中央制御室で行う操作であり，他の操作と重複もないことから，他の操作に与える影響はない。 | 格納容器圧力の上昇は緩慢であり，継続監視していることから，操作開始の起点である格納容器圧力0.465MPa［gage］到達時点で速やかに操作を実施可能であり，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。 | 操作開始までの時間は，事象発生から約3.9時間あり，準備時間が確保できるため，時間余裕がある。<br>なお，操作が大幅に遅れるような場合でも，格納容器圧力が限界圧力0.62MPa[gage］に到達するまでの時間は事象発生後約14時間後であり，時間余裕がある。<br>（添付資料3.1.3.9） | 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。<br>訓練では，格納容器圧力465kPa[gage]到達時に，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）を実施，スプレイ操作は約4分。<br>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。 |

# 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（3／4）

| 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 | 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱 | サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m到達から5分後 | 中央制御室における操作所要時間を考慮して設定<br>操作開始条件は現場操作時間を考慮しても格納容器の限界圧力到達防止が可能な条件として設定 | 【認知】<br>事故時には重要監視パラメータであるサプレッション・プール水位を継続監視しており，また，格納容器ベントの操作実施基準に到達するのは，事象発生の約19時間後であり，それまでにサプレッション・プール水位の上昇を十分に認知できる時間があるため，認知遅れにより操作時間に与える影響はなし。<br>【要員配置】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>なお，中央制御室における操作が失敗した場合を想定して現場操作を行うための要員を配置する。他の現場操作を行う重大事故等対応要員とは独立して，格納容器ベントを行う重大事故等対応要員を配置していることから，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>なお，中央制御室における操作が失敗した場合を想定して現場操作を行うための要員を配置する。重大事故等対応要員は，サプレッション・プール水位が通常水位から5.5m高い位置に到達する事象発生から約16時間後に災害対策本部から操作現場へ移動する。移動に係る所要時間は約1時間以内であり，格納容器ベント開始時間の事象発生から約19時間後までに余裕時間があることから，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作所要時間】<br>制御盤のスイッチによる操作のため簡易であり，サプレッション・プール水位の緩やかな上昇に対して操作開始時間は十分に短い。<br>なお，中央制御室における操作が失敗した場合を想定して現場操作を行うための要員を配置する。重大事故等対応要員の現場操作は，フレキシブルシャフトを用いた1弁の手動操作であり，30分を想定している。本操作は，中央制御室による格納容器ベントが実施不可と判断した場合に開始し，格納容器圧力が0.62MPa[gage]に到達する予定時刻の40分以上前から実施する。よって，操作開始時間与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>なお，中央制御室における操作が失敗した場合を想定して現場操作を行うための要員を配置する。他の現場操作を行う重大事故等対応要員とは独立して，格納容器ベントを行う重大事故等対応要員を配置していることから，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>中央制御室における操作は，制御盤の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。<br>なお，中央制御室における操作が失敗した場合を想定して現場操作を行うための要員を配置する。現場操作は，作業の成立性や要員の安全のため3人1組で実施することとしており，誤操作は起こりにくく，誤操作等により操作時間が長くなる可能性は低い。 | サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5mに到達するのは，事象発生の約19時間後である。<br>また，格納容器ベントの準備操作はサプレッション・プール水位の上昇傾向を監視しながらあらかじめ操作が可能であり，格納容器ベント操作の操作所要時間は時間余裕を含めて設定されていることから，実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m到達時に速やかに格納容器除熱操作をすることが可能であるため，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。<br>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くなる可能性があるが，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。 | 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。 | 格納容器ベント開始までの時間は事象発生から約19時間後の操作であり，準備時間が確保できるため，時間余裕がある。 | 中央制御室での操作は，シミュレータ（模擬操作含む。）にて訓練を取得。<br>中央制御室における格納容器ベントは，スイッチによる1弁の操作に約2分の操作時間を要した。<br>また，格納容器ベント実施時に遠隔操作に失敗した場合は現場操作にて対応するが，現場モックアップ等による実績では，約25分で操作を実施できた。<br>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。 |

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（4／4）

| 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 | 西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプによる代替淡水貯槽への補給操作 | 事象発生から45.6時間後 | 代替淡水貯槽への水源補給操作は，解析条件ではないが，解析で想定している操作の成立や継続に必要な作業<br>代替淡水貯槽の枯渇が発生しないよう設定 | 代替淡水貯槽は，水源補給を実施しない場合においても約92時間枯渇しないため，代替淡水貯槽への水源補給までの時間は，十分な時間余裕がある。 | － | － | － | 代替淡水貯槽への補給は，想定所要時間180分のところ，訓練実績等により約164分に実施可能なことを確認した。 |
| | タンクローリによる燃料給油操作 | 事象発生から47.1時間以降，適宜 | 可搬型代替注水中型ポンプへの燃料給油操作は，解析条件ではないが，解析で想定している操作の成立や継続に必要な操作・作業<br>各機器の使用開始時間を踏まえて設定 | 代替淡水貯槽は，水源補給を実施しない場合においても約92時間枯渇しないため，可搬型代替注水中型ポンプへの燃料給油までの時間は，十分な時間余裕がある。 | － | － | － | 可搬型設備用軽油タンクからタンクローリへの給油は，想定所要時間90分のところ，訓練実績等により約80分に実施可能なことを確認した。 |

# 注水操作が遅れる場合の影響について

## 1. はじめに

評価事故シーケンス「大破断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の重畳を考慮）では，大破断ＬＯＣＡ時に非常用炉心冷却系等の機能及び全交流動力電源が喪失するため，原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心は露出し，事象発生約 9 分後に燃料被覆管の最高温度は 1,200℃に到達する。有効性評価では，事象発生から 25 分経過した時点で，常設代替高圧電源装置からの給電により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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を開始することで，原子炉圧力容器破損に至ることなく，水位は回復し，炉心は冠水する評価結果となっている。

本事象進展について，運転員による格納容器冷却操作及び原子炉注水操作が有効性評価よりも遅れた場合の評価項目への影響について評価した。

## 2. 評価項目への影響

操作遅れを想定し，注水開始時間をベースケースにおける設定よりも 25 分遅延（事象発生 50 分後に原子炉注水開始）した場合について，原子炉圧力容器の健全性及び格納容器破損防止対策の有効性に係る感度解析を行った。

### (1) 原子炉圧力容器の健全性への影響

原子炉圧力容器の健全性の観点から，炉心内でのデブリの移行（リロケーション）※の発生有無を評価した。第 1 表に感度解析の評価結果を示す。また，操作 25 分遅れケースの炉心損傷状態を第 1 図に示す。

操作25分遅れの場合においても，損傷した燃料は炉心位置に保持され，リロケーションは発生しないことから，原子炉圧力容器の健全性は確保される。

※　ここでのリロケーションとは，炉心損傷後，溶融炉心が炉心下部プレナムへ移行した状態を指す。

(2)　格納容器破損防止対策の有効性への影響

格納容器破損防止対策の有効性の観点から，格納容器冷却開始時間及び評価項目となる格納容器圧力・温度の到達時間を評価した。第2表に感度解析の評価結果を示す。また，操作25分遅れケースにおいても，格納容器冷却開始後は格納容器圧力及び雰囲気温度は制御され，評価項目となる格納容器限界圧力・限界温度に到達することはない。また，サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5mに到達する時間は約21時間後であり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇傾向への影響はほとんどない。

3.　まとめ

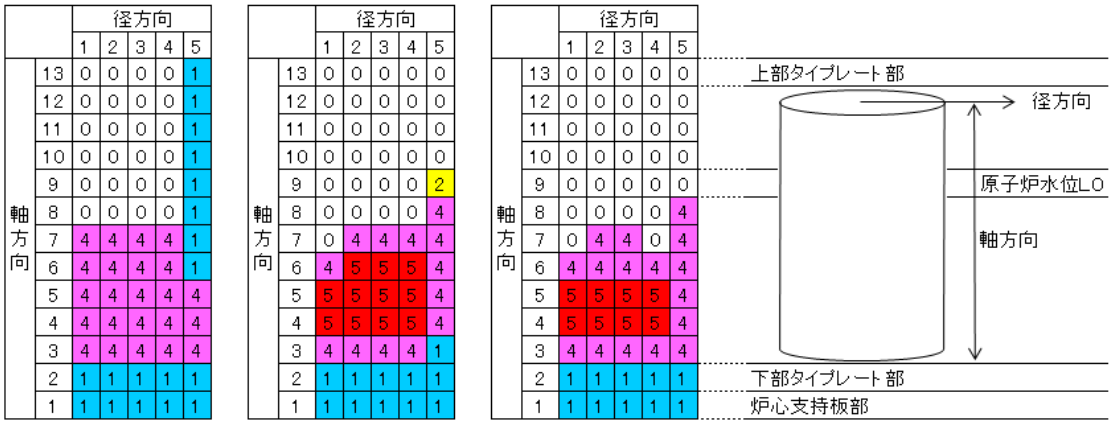
操作25分遅れケースにおいても，ベースケースと同様に原子炉圧力容器の健全性及び格納容器破損防止対策の有効性は維持される。したがって，原子炉注水操作は，ベースケースに対して25分の遅れの余裕があることを確認した。

第１表　原子炉圧力容器の健全性に関する感度解析結果

| ケース | 損傷炉心の位置 |
|---|---|
| ベースケース<br>（事象発生 25 分後に注水） | 炉心位置に保持<br>（リロケーション発生せず） |
| 操作 25 分遅れ<br>（事象発生 50 分後に注水） | 炉心位置に保持<br>（リロケーション発生せず） |

第２表　格納容器破損防止対策の有効性に関する感度解析結果

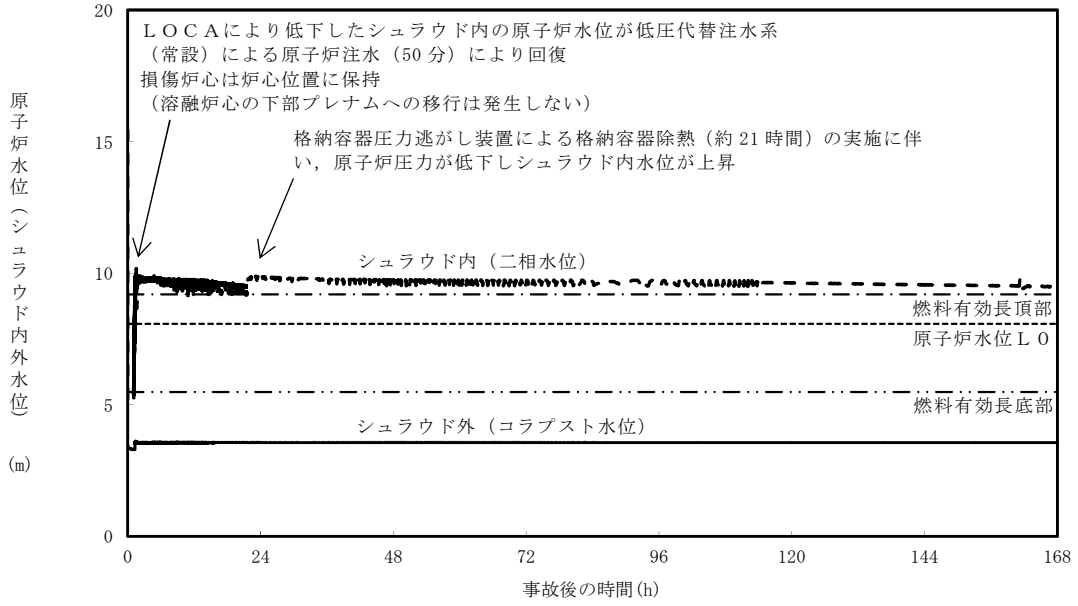
| ケース | 代替格納容器<br>スプレイ開始時間 | 通常水位＋6.5m 到達時間<br>（ベント開始時間） |
|---|---|---|
| ベースケース | 約 3.9 時間 | 約 19 時間 |
| 操作 25 分遅れ | 約 5.1 時間 | 約 21 時間 |



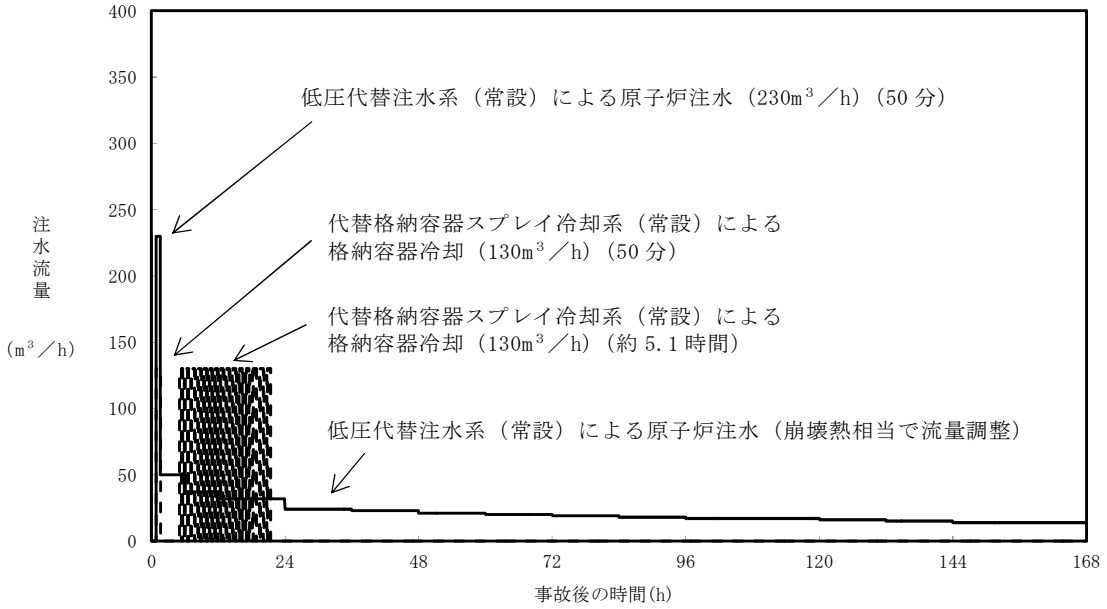

事象発生 50 分後　　事象発生 2.8 時間後（最大状態）　　終状態

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

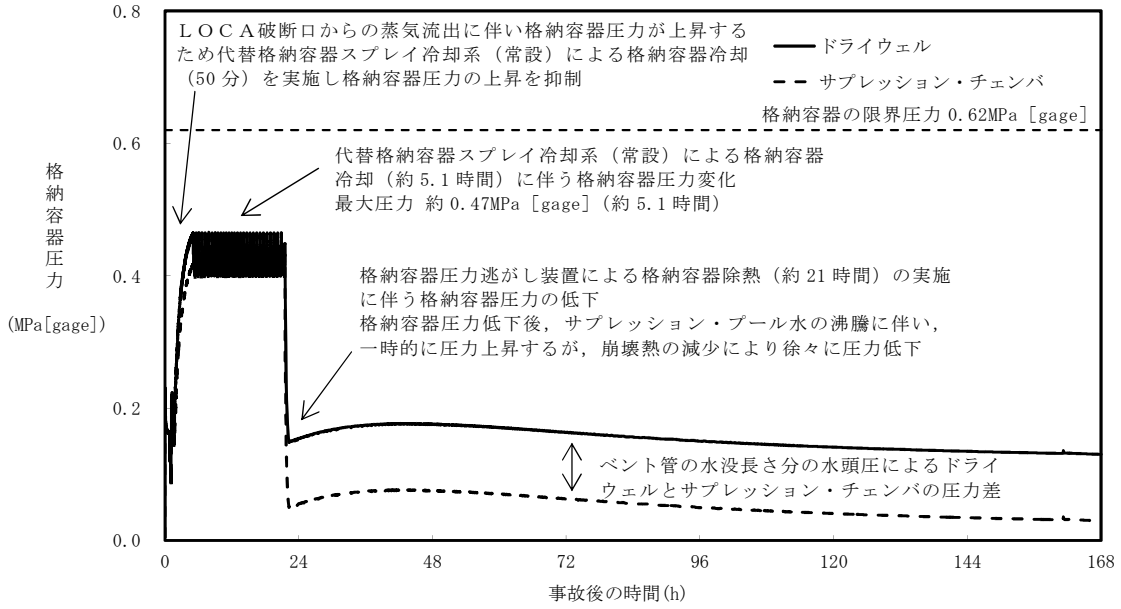
第１図　炉心の損傷状態



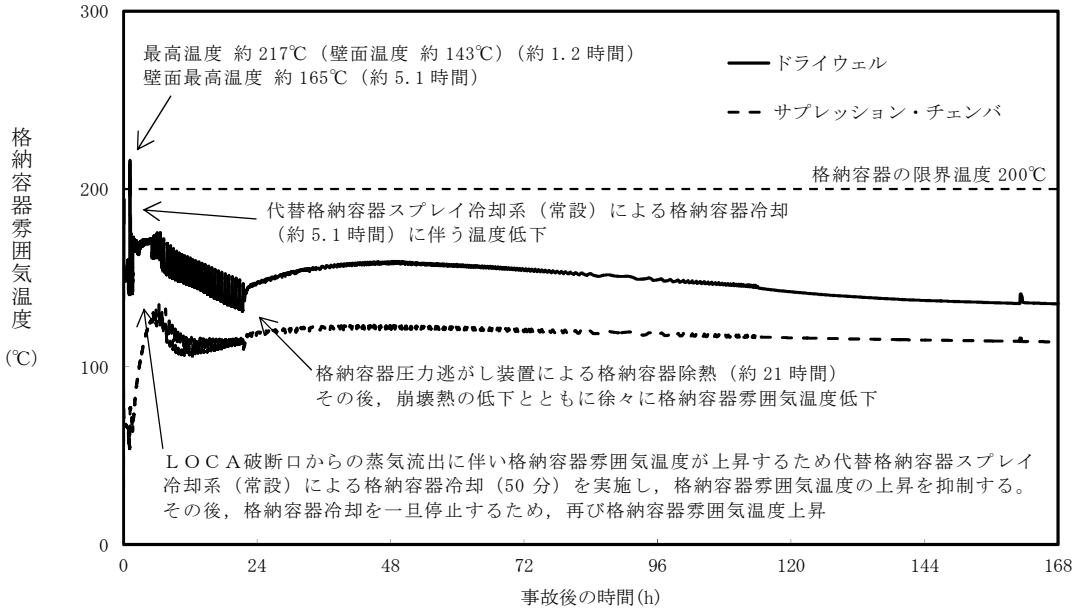

第 2 図　操作 25 分遅れにおける原子炉水位の推移




第 3 図　操作 25 分遅れにおける注水流量の推移




第 4 図　操作 25 分遅れにおける格納容器圧力の推移




第 5 図　操作 25 分遅れにおける格納容器雰囲気温度の推移

# 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できない場合））

1.　水源に関する評価

①　淡水源（有効水量）

・代替淡水貯槽　　：約 4,300m$^3$

・西側淡水貯水設備：約 4,300m$^3$

2.　水使用パターン

①　常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水

事象発生 25 分後，定格流量で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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を実施する。

炉心水位回復後は，崩壊熱除去に相当する流量で注水する。

②　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

事象発生 25 分後から炉心水位回復まで，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）による格納容器冷却を実施する。

格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達する事象発生約 3.9 時間後，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）による格納容器冷却を実施する。その後，格納容器圧力 0.465MPa[gage]到達で冷却開始，

0.400MPa[gage]で停止の操作を継続する。

サプレッション・プール水位が通常水位＋6.5m に到達後，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。

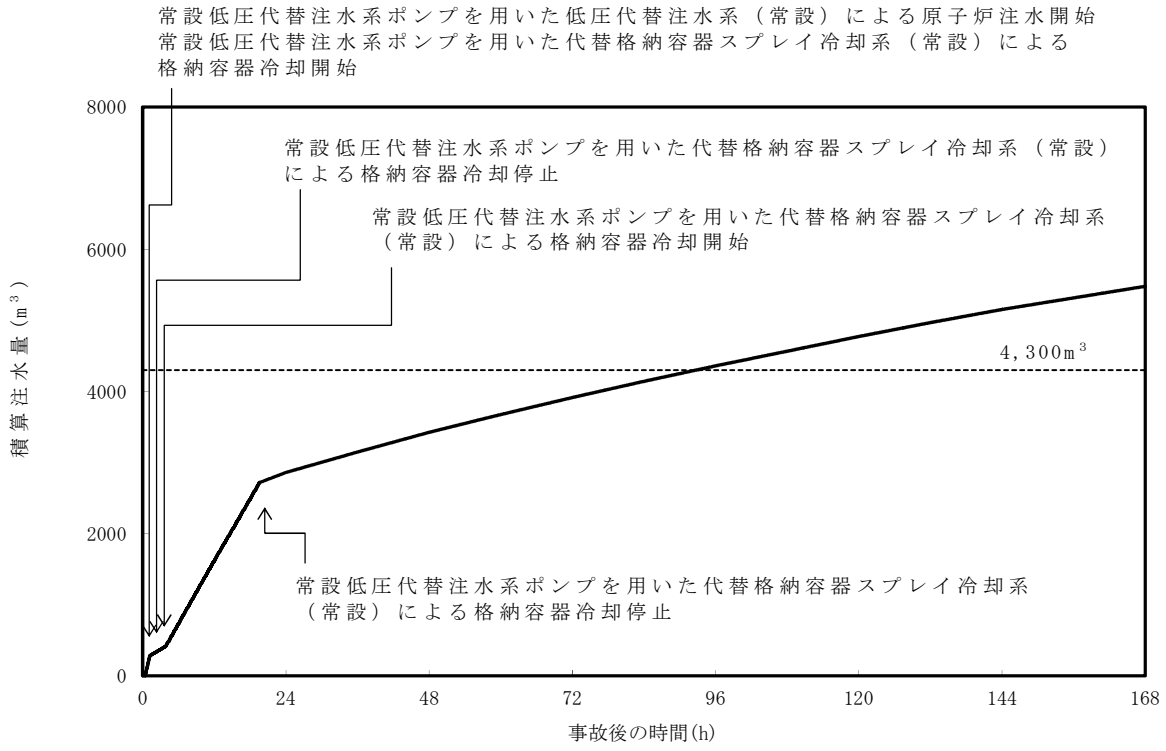
③　西側淡水貯水設備から代替淡水貯槽への補給

事象発生約 42.6 時間（代替淡水貯槽の残量 1,000m$^3$到達時点）以降から可搬型代替注水中型ポンプによる水源補給準備を開始し，準備完了後に西側淡水貯水設備の水を代替淡水貯槽へ補給する。

3.　時間評価

原子炉注水等によって，代替淡水貯槽の水量は減少する。

可搬型代替注水中型ポンプによる水源補給の準備が完了する事象発生 45.6 時間時点で代替淡水貯槽は枯渇していない。その後，西側淡水貯水設備から代替淡水貯槽への補給を実施するため，代替淡水貯槽は枯渇することがない。




第１図　外部水源による積算注水量

（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

（代替循環冷却系を使用できない場合））

4.　水源評価結果

時間評価の結果から，代替淡水貯槽が枯渇することはない。また，7日間の対応を考慮すると，合計約5,490m³の水が必要となる。代替淡水貯槽及び西側淡水貯水設備に合計約 8,600m³の水を保有することから必要水量を確保している。このため，安定して冷却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

# （雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

# （代替循環冷却系を使用できない場合））

保守的に全ての設備が，事象発生直後から 7 日間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<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>420.0L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×5 台（運転台数）<br>＝約 352.8kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>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 |
| 可搬型代替注水中型ポンプ　1 台起動<br>（西側淡水貯水設備から代替淡水貯槽への補給）<br>35.7L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 6.0kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 6.0kL | 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 |
| 緊急時対策所用発電機　1 台起動<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>411L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 70.0kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 70.0kL | 緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクの容量は約 75kL であり，7 日間の対応可能 |

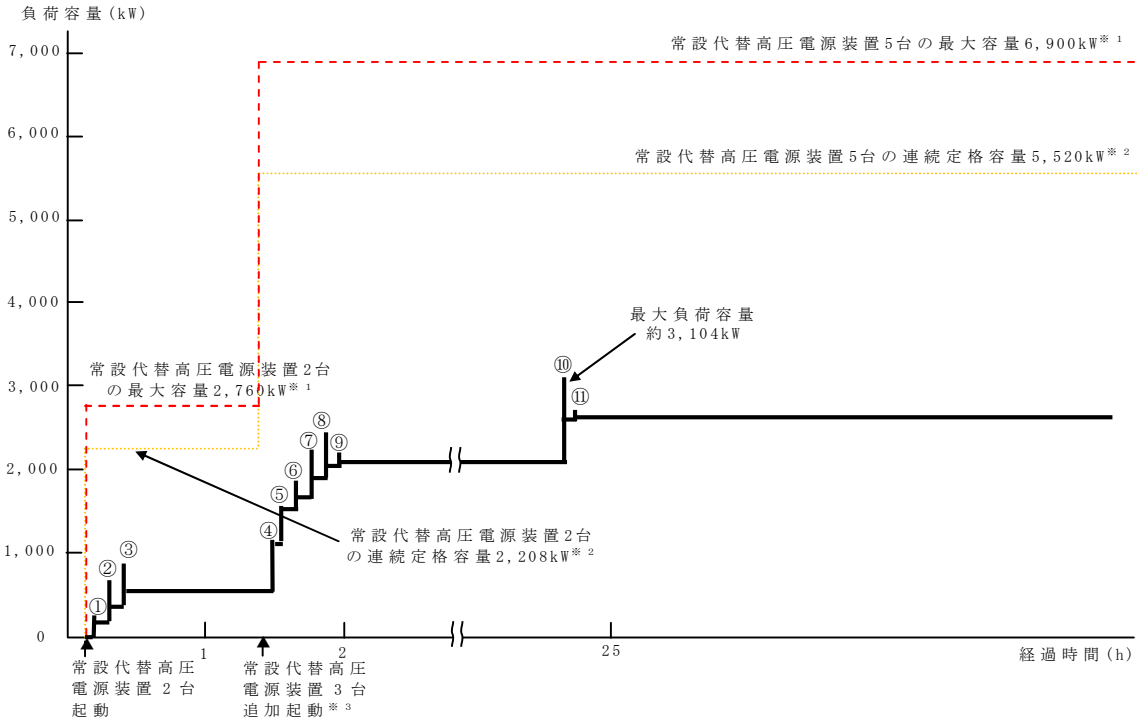
# 常設代替交流電源設備の負荷

# （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できない場合））

## 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<br>(kW) | 負荷起動時の最大負荷容量<br>(kW) | 定常時の連続最大負荷容量<br>(kW) |
|---|---|---|---|---|
| ① | 緊急用母線自動起動負荷<br>・緊急用直流125V充電器<br>・その他必要な負荷 | 約 120<br>約 97 | 約 245 | 約 217 |
| ② | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 702 | 約 407 |
| ③ | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 892 | 約 597 |
| ④ | 非常用母線２Ｃ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ａ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ａ<br>・その他必要な負荷<br>・その他不要な負荷※4 | 約 79<br>約 108<br>約 134<br>約 14<br>約 234 | 約 1,179 | 約 1,166 |
| ⑤ | 非常用母線２Ｄ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ｂ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ｂ<br>・その他不要な負荷※4 | 約 60<br>約 86<br>約 134<br>約 135 | 約 1,586 | 約 1,581 |
| ⑥ | 非常用ガス再循環系排風機<br>非常用ガス処理系排風機<br>その他必要な負荷<br>停止負荷 | 約55<br>約8<br>約95<br>約－52 | 約 1,875 | 約 1,687 |
| ⑦ | 中央制御室換気系空気調和機ファン<br>中央制御室換気系フィルタ系ファン<br>その他必要な負荷 | 約45<br>約8<br>約183 | 約 2,264 | 約 1,923 |
| ⑧ | 蓄電池室排気ファン<br>その他必要な負荷 | 約8<br>約154 | 約 2,477 | 約 2,085 |
| ⑨ | ほう酸水注入ポンプ | 約37 | 約 2,212 | 約 2,122 |
| ⑩ | 緊急用海水ポンプ<br>その他必要な負荷 | 約510<br>約4 | 約 3,104 | 約 2,636 |
| ⑪ | 代替燃料プール冷却系ポンプ | 約30 | 約 2,745 | 約 2,666 |




常設代替高圧電源装置の負荷積算イメージ

※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
※4　有効性評価で期待していないが電源供給される不要な負荷

# 非凝縮性ガスの影響について

## 1. はじめに

格納容器過圧・過温破損を防止するための対策の確認においては，ＭＡＡＰコードを使用して「大破断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の重畳を考慮）を評価事故シーケンスとして選定している。ＭＡＡＰコードの水素発生量に関する妥当性については，ＴＭＩ及びＰＨＥＢＵＳ試験により確認しており，当該解析にＭＡＡＰコードを用いることは妥当である[1]。

一方，ＭＥＬＣＯＲコードでは流路閉鎖が発生しにくいモデルとなっており，その場合には炉心内を通過する冷却材流量が増えるため，ジルコニウム－水反応による水素が発生しやすい傾向となる。

ＭＥＬＣＯＲコードとＭＡＡＰコードにおける流路閉塞モデルの差異の影響を確認するため，以下のとおり感度解析を実施した。

## 2. 解析条件

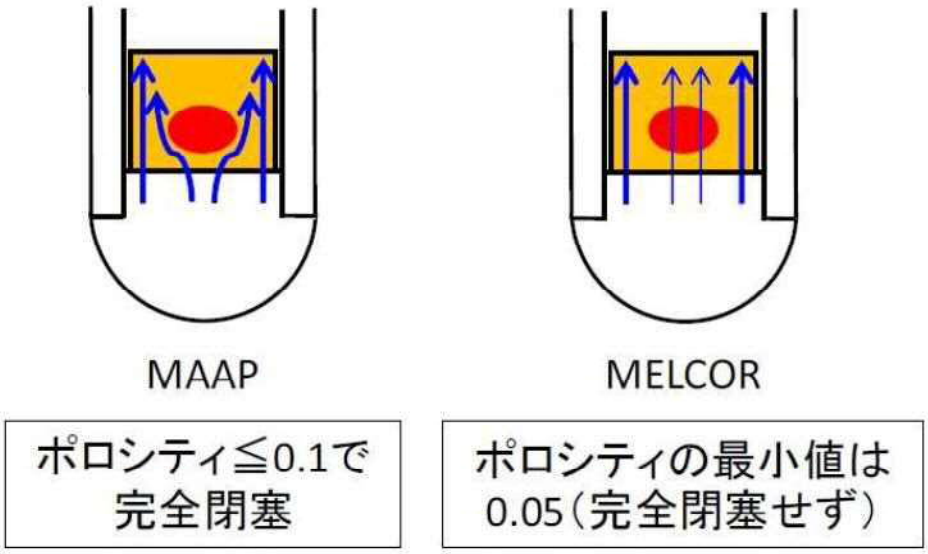
ＭＡＡＰコードとＭＥＬＣＯＲコードにおける流路閉塞モデルの差異を第１図に示す。炉心内で溶融炉心の移行（リロケーション）が発生し，それが冷却材流路に堆積して閉塞を起こした場合，ＭＡＡＰ解析では流路閉塞を起こしたノードの空隙率（ポロシティ）が 0.1 以下になるとそのノードは完全に閉塞したものとみなされ，それ以降は流体が閉塞部分を通過することができなくなる。一方，ＭＥＬＣＯＲの場合，流路閉塞を起こしたノードの空隙率の最小値は 0.05 に設定されており，完全閉塞は発生しない。したがって，流路閉塞した場合，炉心で発生する非凝縮性ガスはＭＡＡＰの方が少なくなる傾向にある。

水素発生量に対する感度を確認するため，ＭＡＡＰにおいて流路の完全閉塞が発生しない条件として，流体が閉鎖部分を通過できなくなるノードの空隙率（ポロシティ）を 0.0 以下と設定し感度解析を行う。なお，ポロシティの設定以外の条件についてはベースケースと同様とした。

3.　解析結果

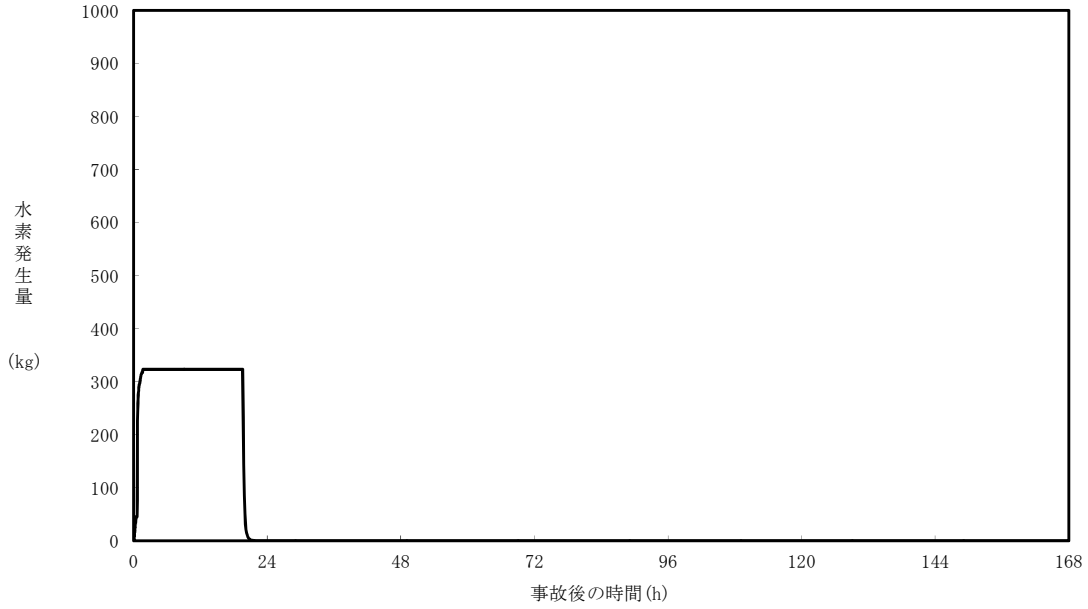
第 2 図から第 6 図に解析結果を示す。第 2 図より，ベースケースでの水素発生量が約 324kg に対して感度解析では約 288kg となり，水素発生量は約 11％減少している。これは，感度解析ではより炉心部への蒸気流入量は多くなる一方で，溶融炉心の冷却効果により，ジルコニウム－水反応が抑えられたためと考えられる。なお，第 3 図に示すとおり格納容器圧力の制御は可能であり，保守的な条件として非凝縮性ガスが変化するような場合においても，当該操作に大きな影響はない。

[1]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）

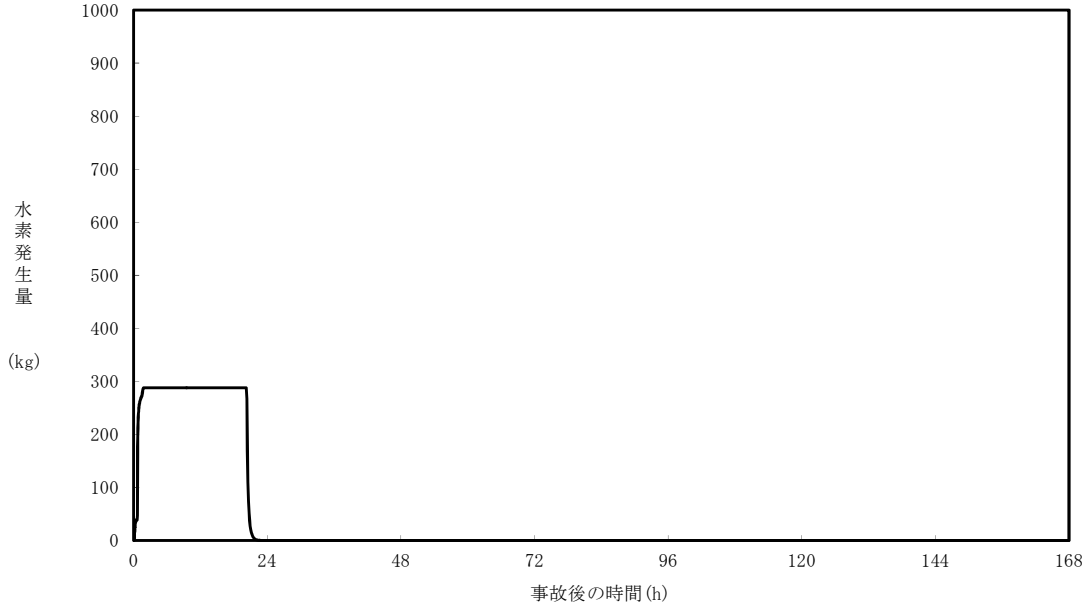



第１図　炉心内流路閉鎖モデルの概念図

（「ＭＡＡＰ5.01 及びＭＥＬＣＯＲ2.1 を用いた軽水炉プラントの苛酷事故解析」，電力中央研究所，平成 26 年 6 月　抜粋）

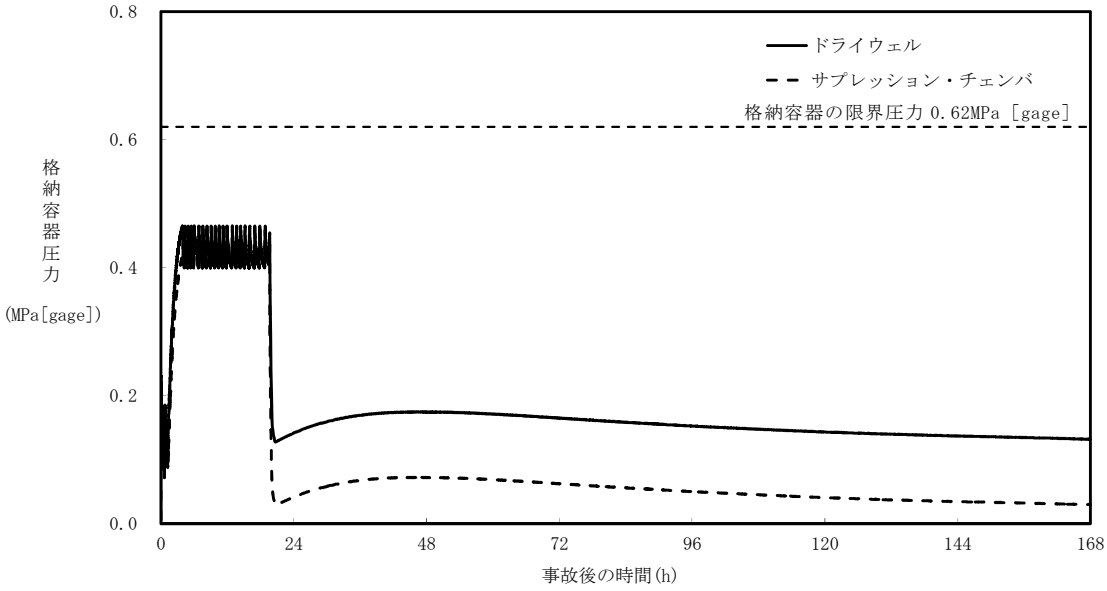



大破断ＬＯＣＡ解析（ベースケース：空隙率 0.1 以下で完全閉塞）

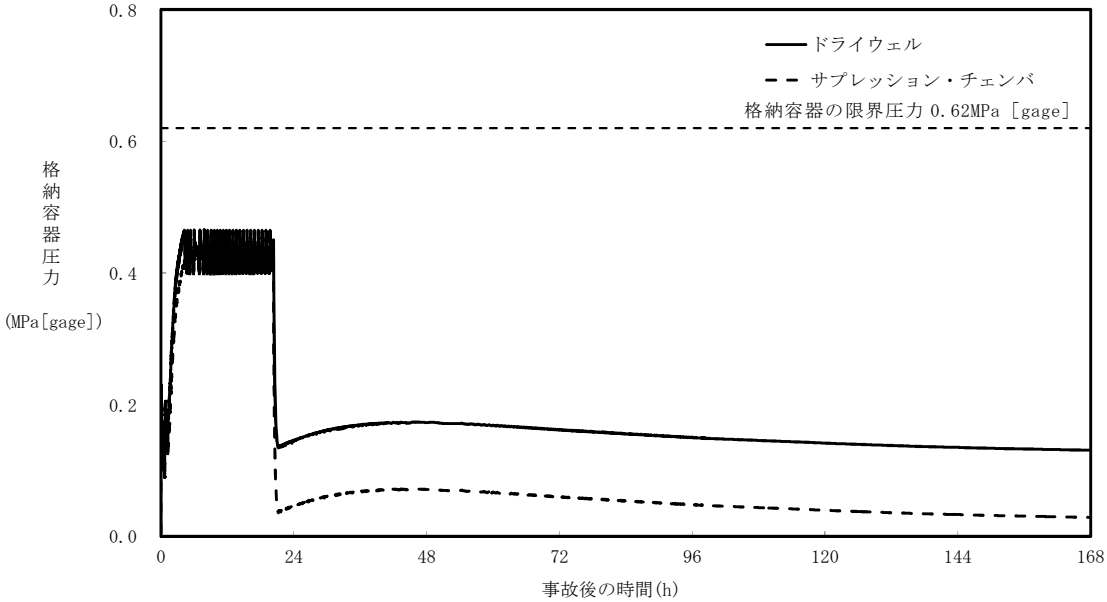



大破断ＬＯＣＡ解析（感度解析：空隙率 0.0 で完全閉塞）

第 2 図　水素発生量の比較

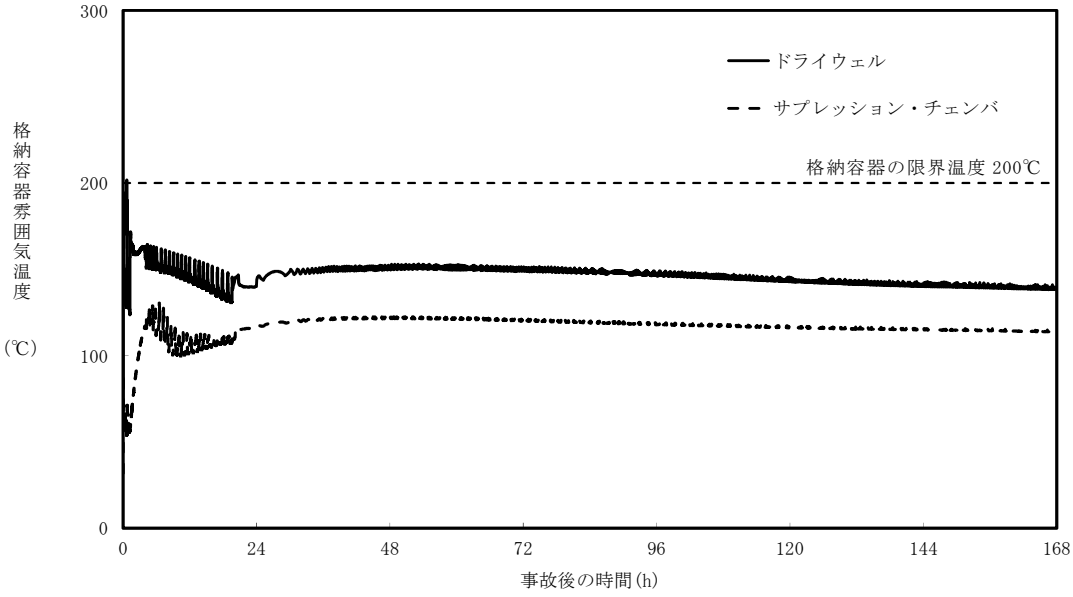



大破断ＬＯＣＡ解析（ベースケース：空隙率 0.1 以下で完全閉塞）

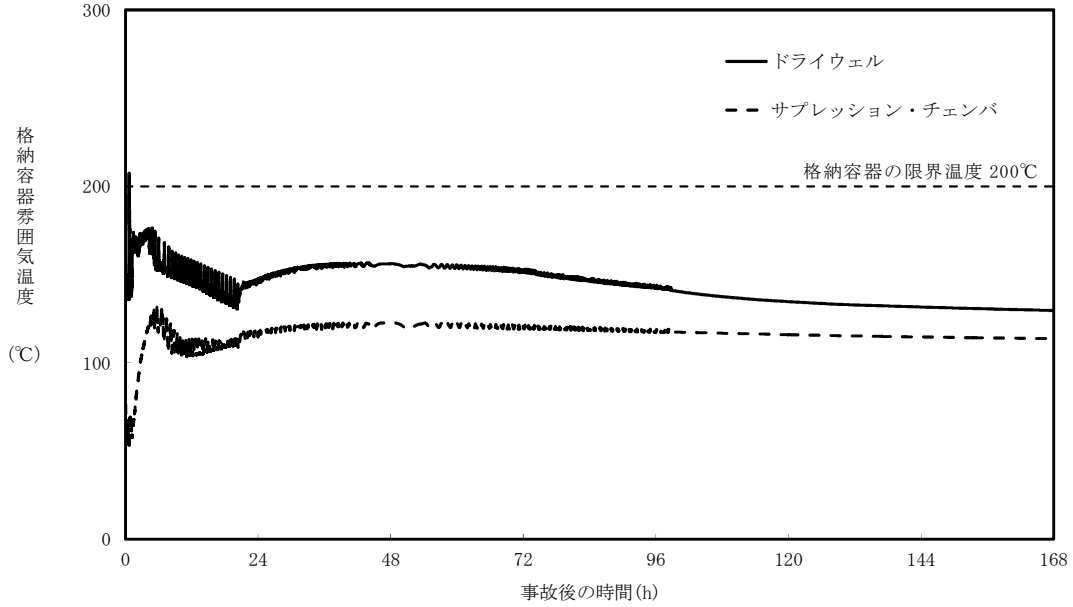



大破断ＬＯＣＡ解析（感度解析：空隙率 0.0 で完全閉塞）

第 3 図　格納容器圧力の比較

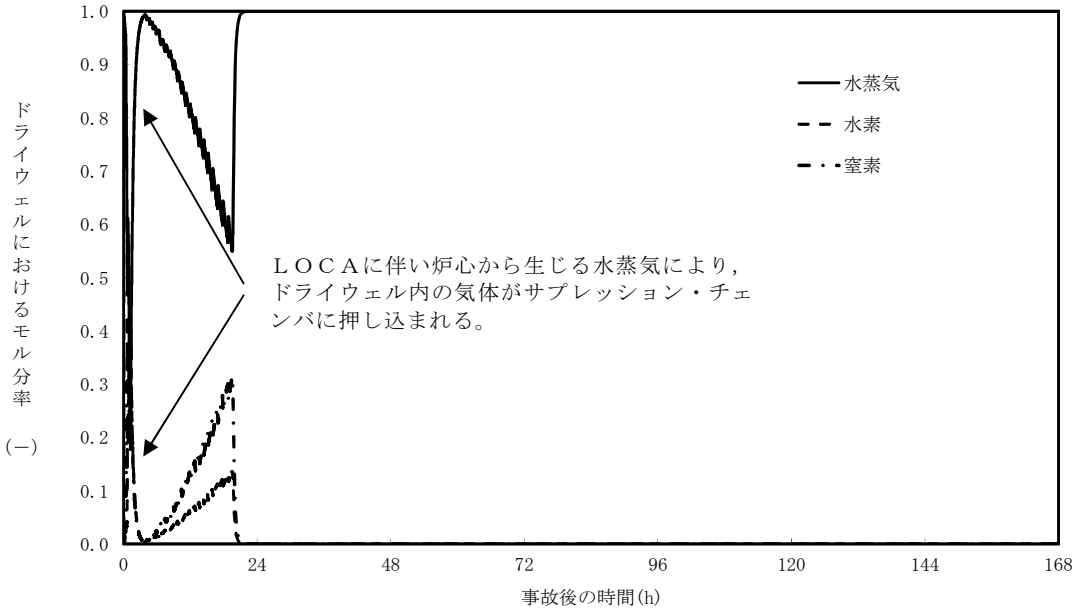



大破断ＬＯＣＡ解析（ベースケース：空隙率 0.1 以下で完全閉塞）

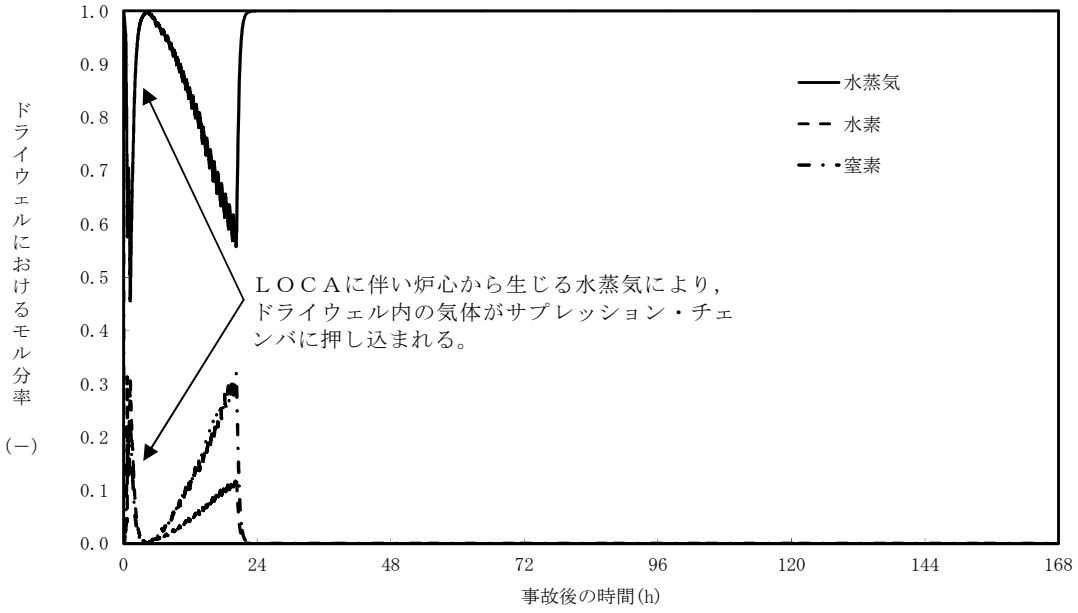



大破断ＬＯＣＡ解析（感度解析：空隙率 0.0 で完全閉塞）

第 4 図　格納容器雰囲気温度の比較

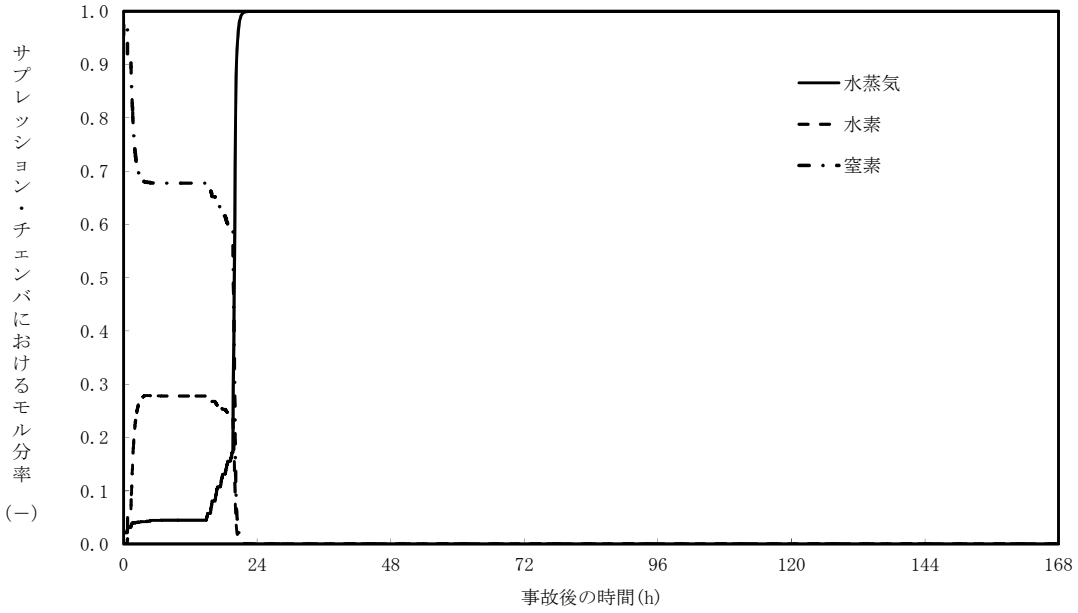



大破断ＬＯＣＡ解析（ベースケース：空隙率 0.1 以下で完全閉塞）

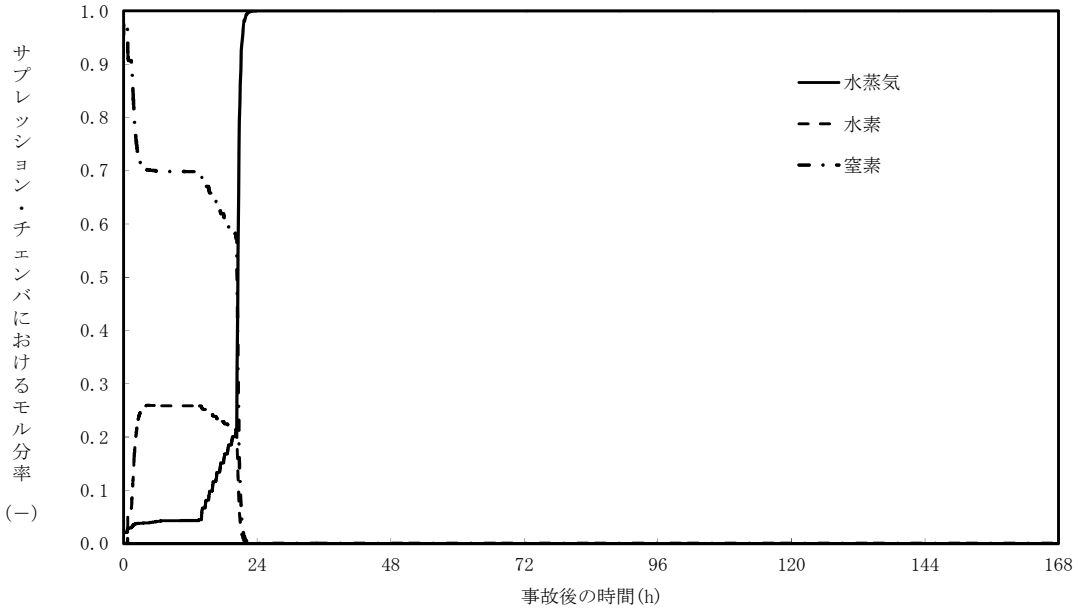



大破断ＬＯＣＡ解析（感度解析：空隙率 0.0 以下で完全閉塞）

第 5 図　ドライウェル気相濃度の比較




大破断ＬＯＣＡ解析（ベースケース：空隙率 0.1 以下で完全閉塞）

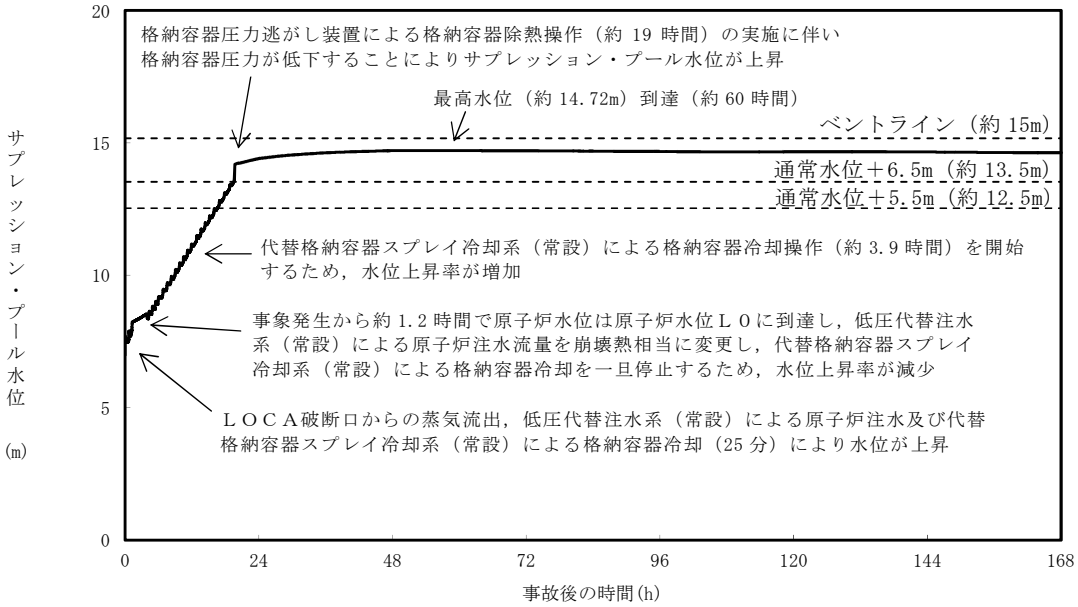



大破断ＬＯＣＡ解析（感度解析：空隙率 0.0 で完全閉塞）

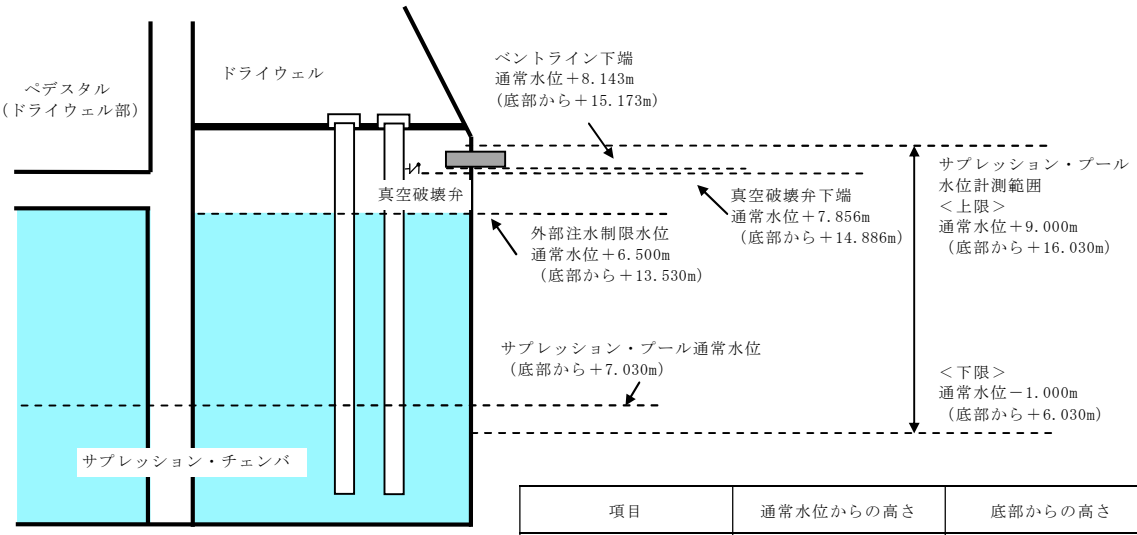
第 6 図　サプレッション・チェンバ気相濃度の比較

# サプレッション・プール水位上昇による真空破壊弁への影響について

サプレッション・プール水位上昇によって真空破壊弁が水没した場合，サプレッション・チェンバとドライウェルが隔離されることにより，サプレッション・チェンバの圧力が上昇するおそれがある。しかし，有効性評価シナリオにおいて，最もサプレッション・プール水位が上昇する「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧･過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)」においても，第 1 図に示すとおり，サプレッション・プール水位は最高で約 14.72m であり，真空破壊弁の下端高さ約 14.88m に到達しないため，真空破壊弁が水没することはない（第 2 図）。




第 1 図　サプレッション・プール水位の推移




| 項目 | 通常水位からの高さ | 底部からの高さ |
|---|---|---|
| 水位計計測範囲（上限） | 9.000m | 16.030m |
| ベントライン（下端） | 8.143m | 15.173m |
| 真空破壊弁（下端） | 7.856m | 14.886m |
| 外部注水制限 | 6.500m | 13.530m |
| 通常水位 | 0.000m | 7.030m |
| 水位計計測範囲（下端） | －1.000m | 6.030m |

第２図　サプレッション・プール水位に係る位置関係概要図

## 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，ＴＢＵ及びＴＢＤ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の破損に至る。

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，格納容器下部注水系（常設）によってペデスタル（ドライウェル部）に溶融炉心の冷却に必要な水位及び水量を確保するとともに，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，代替循環冷却系による格納容器除熱を継続し，コリウムシールド及び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，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，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。

さらに，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに，格納容器内へ窒素を注入することによって，格納容器内における水素燃焼による格納容器の破損を防止する。

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。一方，本格納容器破損モードに対しては，原子炉圧力容器破損後の格納容器破損防止のための重大事故等対策の有効性についても評価するため，原子炉圧力容器破損後は重大事故等対策に係る手順に基づきプラント状態を評価することとする。したがって，本評価では原子炉圧力容器破損後も原子炉圧力容器内に残存する放射性物質の冷却のために原子炉に注水する対策及び手順を整備することから，これを考慮した有効性評価を実施することとする。

(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雰囲気温度の上昇を抑制し，逃がし安全弁（自動減圧機能）の環境条件を緩和する観点から緊急用

海水系による冷却水（海水）の確保手段及び代替循環冷却系による格納容器除熱手段を整備し，原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制する観点から，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，緊急用海水系による冷却水（海水）の確保手段及び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。

さらに，長期的な格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する観点から，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備する。

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ｑ．に示すとともに，ａ．からｑ．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ｈ．，ｊ．及びｋ．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（1／5）及び第 3.2－1 図（2／5）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，事象発生 2 時間までの重大事故等対策に必要な要員は，災害対策要員（初動）20 名である。その内訳は次のとおりである。中央制御室の運転員は，当直発電長 1 名，当直副発電長 1 名及び運転操作対応を行う当直運転員 4 名である。発電所構内に常駐している要員のうち，通報連絡等を行う要員は 4 名，現場操作を行う重大事故等対応要員は 10 名である。

また，事象発生 2 時間以降に追加で必要な参集要員は，タンクローリによる燃料給油操作を行うための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 3.2－3 図に示す。

なお，評価事故シーケンス以外の事故シーケンスについては，作業項目を評価事故シーケンスと比較し，必要な要員数を確認した結果，20 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。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は，平均出力領域計装等である。

全交流動力電源喪失を確認する。

全交流動力電源喪失を確認するために必要な計装設備は，Ｍ／Ｃ　２Ｃ電圧等である。

ｂ．原子炉への注水機能喪失確認

原子炉スクラム後，原子炉水位は低下し続け，原子炉水位異常低下（レベル２）で原子炉隔離時冷却系が自動起動に失敗したことを確認する。

原子炉隔離冷却系の自動起動に失敗したことを確認後，中央制御室からの遠隔操作により原子炉隔離時冷却系の手動起動を試みるが失敗したことを確認する。

原子炉への注水機能喪失を確認するために必要な計装設備は，原子炉隔離時冷却系系統流量等である。

ｃ．早期の電源回復不能判断及び対応準備

中央制御室からの操作により外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機等の起動ができず，非常用高圧母線（6.9kV）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，常設代替交流電源

設備による緊急用母線の受電準備を開始する。

d．常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電

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交流電源設備から緊急用母線を受電する。

常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電を確認するために必要な計装設備は，緊急用M／C電圧である。

e．緊急用海水系による冷却水（海水）の確保

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。

緊急用海水系による冷却水（海水）の確保を確認するために必要な計装設備は，緊急用海水系流量（残留熱除去系熱交換器）である。

f．代替循環冷却系による格納容器除熱

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，代替循環冷却系による格納容器除熱※を開始する。

代替循環冷却系による格納容器除熱を確認するため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，ドライウェル圧力及びサプレッション・チェンバ圧力である。

※　格納容器内の温度を低下させ，逃がし安全弁の環境条件を緩和する目的で実施する操作。

g．炉心損傷確認

原子炉水位が更に低下し，炉心が露出し，炉心損傷したことを確認する。炉心損傷の判断は，ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上と

なった場合とする。

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）及び格納容器雰囲気放射線モニタ（Ｓ／Ｃ）である。

また，炉心損傷判断後は，格納容器内のｐＨ制御のため薬品注入の準備を行う。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。

ｈ．逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧

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 個を手動で開放し，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（燃料域），原子炉圧力等である。

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 3.2.1）

ｉ．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）水位の確保（解析上考慮しない操作）

代替循環冷却系による格納容器除熱を開始後，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）の水位調整を行う。

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）水

位の確保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，格納容器下部水位等である。

なお，有効性評価の解析条件としては，ペデスタル（ドライウェル部）には事象初期から約 1m の水位を形成していることから，本操作を考慮しないものとする。

ｊ．水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動

炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム－水反応等により水素が発生し，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，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保を実施後，中央制御室からの遠隔操作により水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認する。

格納容器内の水素濃度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（ＳＡ）及び格納容器内酸素濃度（ＳＡ）である。

ｋ．原子炉圧力容器破損確認

原子炉圧力容器破損の兆候として，原子炉水位の低下，制御棒位置の指示値の喪失数増加，原子炉圧力容器温度（下鏡部）の 300℃到達といったパラメータの変化を確認する。原子炉圧力容器温度（下鏡部）が300℃に到達した場合には，原子炉圧力容器の破損を速やかに判断するために格納容器下部水温を継続監視する。

格納容器下部水温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。

原子炉圧力容器の破損判断に必要な計装設備は，格納容器下部水温等である。

（添付資料 3.2.2）

l．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）

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り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開始する。

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）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スプレイ流量（常設ライン用）等である。

m．溶融炉心への注水

溶融炉心の冷却を維持するため，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冷却（原子炉圧力容器破損後）を実施後，中央制御室からの遠隔操作により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）注水を水位 2.75m まで実施する。以降は，ペデスタル（ドライウェル部）満水付近で溶融炉心の冠水状態を維持するとともに，サプレッション・プール水位の上昇を抑制し，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱の遅延を図り，可能な限り外部への影響を軽減する観点から，2.25m から 2.75m の範囲に水位を維持する。

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）注水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，低圧代替注水系格納容器下部注水流量のほか，格納容器下部水位によっても確認することができる。

（添付資料 3.2.3）

n．代替循環冷却系による格納容器除熱（原子炉圧力容器破損後）

原子炉圧力容器破損後，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）により格納容器圧力が低下することを確認した後は，中央制御室からの遠隔操作により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。

代替循環冷却系による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は，代替循環冷却系原子炉注水流量であり，格納容器除熱を確認するため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，ドライウェル圧力及びサプレッション・チェンバ圧力，サプレッション・プール水温度等である。

o．代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却（格納容器圧力制御）

代替循環冷却系による格納容器除熱（原子炉圧力容器破損後）を実施後，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一旦停止する。

格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合，中央制御室からの遠隔操作により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再開し，格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲で制御する。

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スプレイ流量（常設ライン用）等である。

p．可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入

格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合，可搬型窒素供給装置を用いて格納容器内へ窒素を注入することで，格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する。

可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を確認するために必要な計装設備は，格納容器内酸素濃度（ＳＡ）である。

ｑ．タンクローリによる燃料給油操作

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窒素供給装置に燃料給油を実施する。

### 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ＴＱＵＸ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＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋ＤＣＨ）」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，原子炉圧力容器破損に至る前提とした。

※　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，代替循環冷却系による原子炉注水を行うものとする。

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。

さらに，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

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，ＬＯＣＡ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ＬＯＣＡ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で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，ＬＯＣＡ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残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系のみならず，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機能が作動せず，全ての低

圧注水機能が失われている場合の手順に従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－水反応等が著しくなる前に原子炉を減圧することで水素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，過渡時自動減圧機能は低圧注水機能の起動が作動条件の一つであるため，低圧注水機能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象進展は，「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象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

期待する点が異なる。手順に従う場合，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，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，格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」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・ボイド率変化及び気液分離（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）並びに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ＦＣＩ（溶融炉心細粒化），原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達），構造材との熱伝達，下部プレナムでの溶

融炉心の熱伝達及び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)　安全機能等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残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を想定する。また，非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，全交流動力電源喪失の重畳を考慮するものとする。

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※ものとする。これは，原子炉を減圧できない状況を想定するためである。

※　原子炉圧力容器破損前における低圧代替注水系（常設）及び代替循環冷却系による原子炉注水の機能喪失を想定する。格納容器下部注水系（常設）等，原子炉注水以外の緩和機能には期待する。なお，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，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。

（添付資料 3.2.4）

(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基に評価する。

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)　主蒸気隔離弁

主蒸気隔離弁は，事象発生と同時に閉止するものとする。

(c)　再循環系ポンプ

再循環系ポンプは，事象発生と同時に停止するものとする。

(d)　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 個を使用するものとし，容量として，1 個当たり定格主蒸気流量の約 6%を処理するものとする。

(e)　格納容器下部注水系（常設）

原子炉圧力容器が破損して溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）に落下した後は，溶融炉心の冠水継続が可能な流量を考慮し，80m$^3$／h にてペデスタル（ドライウェル部）に注水を行うものとする。

(f)　代替格納容器スプレイ冷却系（常設）

原子炉圧力容器破損後は，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制に必要なスプレイ流量を考慮し，300m$^3$／h にて格納容器内にスプレイする。格納容器圧力の低下を確認した後は，一旦格納容器スプレイを停止するが，再度格納容器圧力が上昇し，格納容器圧力 0.465MPa［gage］に到達した場合は，格納容器圧力及び雰囲気温度上昇の抑制に必要なスプレイ流量を考慮し，130m$^3$／h にて格納容器内にスプレイする。

(g)　代替循環冷却系

代替循環冷却系の循環流量は，全体で 250m$^3$／h とし，ドライウェルへ 250m$^3$／h で連続スプレイを実施する。原子炉圧力容器破損後に格納容器圧力の低下を確認した後は，ドライウェルへ 150m$^3$／h，原子炉へ 100m$^3$／h にて流量分配し，それぞれ連続スプレイ及び連続注

水を実施する。

(h)　緊急用海水系

代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量は，熱交換器の設計性能に基づき約 14MW（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において）とする。

(i)　可搬型窒素供給装置

可搬型窒素供給装置による格納容器内窒素注入は，ガス温度 30℃，純度 99vol％にて 200m$^3$／h（窒素 198m$^3$／h 及び酸素 2m$^3$／h）で格納容器内に注入するものとする。

(j)　コリウムシールド

材料は，コンクリートの侵食を抑制する観点から，ジルコニア耐熱材を設定する。侵食開始温度は，ジルコニア耐熱材の侵食試験結果に基づき，2,100℃を設定する。

（添付資料 3.5.1）

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」に示す分類に従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従い，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。

(b)　緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，事象発生 90 分後から開始するものとする。

原子炉圧力容器破損後は，格納容器圧力が低下に転じて 30 分後に，ドライウェルと原子炉へ流量分配し，それぞれ連続スプレイ及び連続注水を実施するものとする。

(c) 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後）は，原子炉圧力容器破損の判断に必要な時間等を考慮し，原子炉圧力容器破損の 6 分後に開始する。また，格納容器冷却による格納容器圧力の低下から 30 分後に停止するものとする。その後，格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合に再開し，格納容器圧力が 0.400MPa［gage］まで低下した場合に停止するものとする。

(d) 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）注水操作は，操作実施に必要な時間を考慮し，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後）の 1 分後に開始するものとする。また，ペデスタル（ドライウェル部）水位が 2.75m に到達した場合に停止するものとする。その後は，ペデスタル（ドライウェル部）水位が 2.25m まで低下した場合に注水を開始し，2.75m に到達した場合に停止することで水位を維持する。

(e) 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合にサプレッション・チェンバ内へ窒素注入を開始するものとする。

(3) 有効性評価（Ｃｓ－137 の放出量評価）の条件

ａ．事象発生直前まで，定格出力の 100％で長時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※されるものとする。

※　セシウムの格納容器内への放出割合については，本評価事故シーケンスにおいては解析コードＭＡＡＰの評価結果の方が代表的なソースタームに関する報告書である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・チェンバのプール水でのスクラビング等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基に評価する。

(b)　原子炉建屋ガス処理系による原子炉建屋原子炉棟内の負圧が維持されていることを想定し，非常用ガス処理系の設計換気率 1 回／d 相当を考慮する。なお，非常用ガス処理系フィルタトレイン及び非常用ガス再循環系フィルタトレインによる放射性物質の除去効果については，期待しないものとする。

(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）及び原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を第 3.2－4 図から第 3.2－6 図に，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度，サプレッション・プール水位，サプレッション・プール水温度及び注水流量の推移を第 3.2－7 図から第 3.2－16 図に，ペデスタル（ドライウェル部）の水位，ペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリート侵食量並びにドライウェ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）の推移を第 3.2－17 図から第 3.2－27 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 35 分後に炉心損傷に至る。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 38 分後）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 個を手動で開放することで，原子炉急速減圧を実施する。原子炉減圧後の低圧代替注水系（常設）及び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 4.5 時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

事象発生から 90 分後，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雰囲気温度の上昇を抑制する。

原子炉圧力容器が破損し，溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）の水位約 1m の水中に落下する際に，溶融炉心からペデスタル（ドライウェル部）プール水への伝熱が起こり，水蒸気が発生することに伴う圧

力上昇が生じる。

溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）に落下した後は，格納容器下部注水系（常設）によりペデスタル（ドライウェル部）に 80m$^3$／h の注水を行い，溶融炉心を冠水維持し，冷却する。

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。事象発生から 90 分後に代替循環冷却系による格納容器除熱により 250m$^3$／h の格納容器スプレイを実施すること，原子炉圧力容器破損を判断した時点で，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）により 300m$^3$／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。

格納容器圧力の低下を確認した時点で，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）を停止するとともに，代替循環冷却系の循環流量を調整し，格納容器スプレイ 150m$^3$／h，原子炉注水 100m$^3$／h に分配する。その後，格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した時点で，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却（130m$^3$／h の格納容器スプレイ）を再開する。これらによって，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇は抑制され，その後，徐々に低下するとともに，ペデスタル（ドライウェル部）の溶融炉心は安定的に冷却される。

また，格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した時点で，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を実施することで，格納容器内酸素濃度の上昇が抑制される。窒素注入により格納容器圧力は上昇するが，格納容器圧力 0.31MPa［gage］到達時点で窒素注入操作を停止する手順としているため，一時的な圧力上昇であり，代替

循環冷却系による格納容器除熱を継続することから，格納容器内の安定した減圧及び除熱への影響はない。

なお，事象発生から約 4.5 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 2.0MPa［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）を通ってサプレッション・チェンバへ放出される高温流体や格納容器雰囲気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

原子炉圧力容器破損直前の原子炉圧力は約 0.3MPa［gage］であり，2.0MPa［gage］以下に低減されている。

格納容器圧力は，第 3.2－7 図及び第 3.2－9 図に示すとおり，格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため徐々に上昇するが，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代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことによって，圧力上昇は抑制される。その結果，格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は約 0.47MPa［gage］となり，格納容器の限界圧力 0.62MPa［gage］を超えない。なお，格納容器バウンダリにかかる圧力が最大となる事象発生約 7.4 時間後において，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素は，格納容器内の非凝縮性ガスに占める割合の 1%未満であるため，その影響は無視し得る程度である。

（添付資料 3.2.7）

格納容器雰囲気温度は，第 3.2－8 図及び第 3.2－10 図に示すとおり，格納容器内に崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気等が放出されるため

徐々に上昇するが，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代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことによって，温度上昇は抑制される。その結果，格納容器バウンダリにかかる温度の最高値は約 151℃となり，格納容器の限界温度 200℃を超えない。

格納容器内の水素濃度は，第 3.2－26 図及び第 3.2－27 図に示すとおり，ジルコニウム－水反応等により発生した水素が格納容器へ放出されることで 13vol％（ドライ条件）を上回るが，第 3.2－24 図及び第 3.2－25 図に示すとおり，格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した時点で可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を行うことによって，酸素濃度の最高値は約 4.0vol％（ドライ条件）にとどまることから，可燃限界である 5vol％（ドライ条件）を下回る。なお，コリウムシールドによってペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリートの侵食は抑制されることから，溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生しない。

第 3.2－9 図及び第 3.2－10 図に示すとおり，事象発生から約 4.5 時間後に溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）へ落下するが，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，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代替循環冷却系による格納容器除熱を行うことで，第 3.2－7 図及び第 3.2－8 図に示すとおり，格納容器圧力及び雰囲気温度は低下し，ペデスタル（ドライウェル部）に落下した溶融炉心及び格納容器雰囲気は安定して除熱される。事象を通じて格納容器の限界圧力に到達せず，格納容器圧力逃がし装置を使用することなく，格納容器が過圧・過温破損に至らないことを確認した。なお，第 3.2-28 図に示すとおり，格納容器内の酸素濃

度上昇により，長期的には格納容器圧力逃がし装置を用いて可燃性ガスを排出する。

「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 $3.2\times10^{-2}$TBq（7 日間）となり，100TBq を下回る。

事象発生からの 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 $3.4\times10^{-2}$TBq（30 日間）及び約 $3.9\times10^{-2}$TBq（100 日間）であり，100TBq を下回る。

（添付資料 3.2.5，3.2.8）

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(1)から(4)，(6)及び(7)の評価項目並びにペデスタル（ドライウェル部）に落下した溶融炉心及び格納容器の安定状態の維持について，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。

### 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並びに緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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現象の不確かさとしては，溶融炉心落下流量，溶融ジェット径，溶融炉心粒子化割合，冷却材とデブリ粒子の伝熱，炉心ヒートアップ，炉心崩壊挙動，溶融炉心と上面水プールとの伝熱，溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達，原子炉圧力容器破損判定が挙げられる。

これらの不確かさに対して，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度，溶融ジェット径，エントレインメント係数，デブリ粒子径，ジルコニウム－水反応速度，限界熱流束に係る係数，下部プレナムギャップ除熱量に係る係数，溶接部破損時の最大ひずみを変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。

また，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減圧を行うといった，兆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，炉心溶融開始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ま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に期待しない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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して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，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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）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。

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，炉心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。本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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 3.2.9）

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，炉心溶融開始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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して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，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開始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。

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（溶融炉心細粒化）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。

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，炉心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僅かであることから，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 3.2.9）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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。

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 3.2.9）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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 3.2.9）

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 38 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事象発生から約 38 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。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，実態の操作開始時間が早まる可能性があるが，状況判断から代替循環冷却系運転までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，運転員等操作時間に与える影響も小さい。

（添付資料 3.2.9）

(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。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，格納容器圧力及び雰囲気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 3.2.9）

(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，操作開始時間（事象発生から約 38 分後）に対して余裕があるため，準備時間が確保できることから，時間余裕がある。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり時間余裕があるが，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 時間の余裕があることから，時間余裕がある。

（添付資料 3.2.9）

(4)　原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を考慮しない場合の影響評価

重大事故等対処設備による原子炉注水に対する仮定として，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への注水を考慮しないものとしているが，故障により原子炉注水ができない状態であった場合，故障要因を除去できないまま，原子炉圧力容器破損後も原子炉へ注水できないことも考えられる。この影響を考慮した感度解析を実施した。格納容器圧力の推移を第3.2－29図，格納容器雰囲気温度の推移を第3.2－30図に示す。原子炉圧力容器破損後に原子炉へ注水できない場合においても，格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度の観点では大きな影響はないことから，評価項目となるパラメータに対する影響は小さい。

（添付資料3.2.10）

(5)　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。また，原子炉圧力容器破損後も原子炉へ注水できない場合の感度解析を実施した。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」において，重大事故等対策時における事象発生 2 時間までに必要な要員は，「3.2.1(3) 格納容器破損防止対策」に示すとおり 20 名である。「6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果」で説明している災害対策要員（初動）の 39 名で対処可能である。

また，事象発生 2 時間以降に必要な参集要員は 2 名であり，発電所構外から 2 時間以内に参集可能な要員の 72 名で確保可能である。

(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

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）注水及び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は，7 日間の対応を考慮すると，合計約 380m$^3$の水が必要である。水源として，代替淡水貯槽に約 4,300m$^3$の水を保有している。これにより，必要な水源は確保可能である。

代替循環冷却系による格納容器除熱については，サプレッション・チェンバのプール水を水源として注水することから，水源が枯渇することはないため，7 日間の注水継続実施が可能である。

（添付資料 3.2.11）

b．燃　　料

常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給については，保守的に事象発生直後からの運転を想定すると，7 日間の

運転継続に合計約 352.8kL の軽油が必要となる。軽油貯蔵タンクにて約 800kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入については，保守的に事象発生直後からの可搬型窒素供給装置の運転を想定すると，7 日間の運転継続に約 18.5kL の軽油が必要となる。可搬型設備用軽油タンクにて約 210kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入について，7 日間の継続が可能である。

緊急時対策所用発電機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 70.0kL の軽油が必要となる。緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクにて約 75kL の軽油を保有しており，この使用が可能であることから，緊急時対策所用発電機による電源供給について，7 日間の継続が可能である。

（添付資料 3.2.12）

c．電　　源

常設代替交流電源設備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 2,769kW 必要となるが，常設代替交流電源設備（常設代替高圧電源装置 5 台）の連続定格容量は約 5,520kW であり，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

また，緊急時対策所用発電機及び可搬型窒素供給装置の窒素供給装置用電源車についても，必要負荷に対しての電源供給が可能である。

（添付資料 3.2.13）

### 3.2.5　結　　論

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，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，原子炉圧力容器が高い圧力の状況で損傷し，溶融炉心，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の破損に至ることが特徴である。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」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）の手動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「高圧溶融物放出／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＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋ＤＣＨ）」について有効性評価を行った。

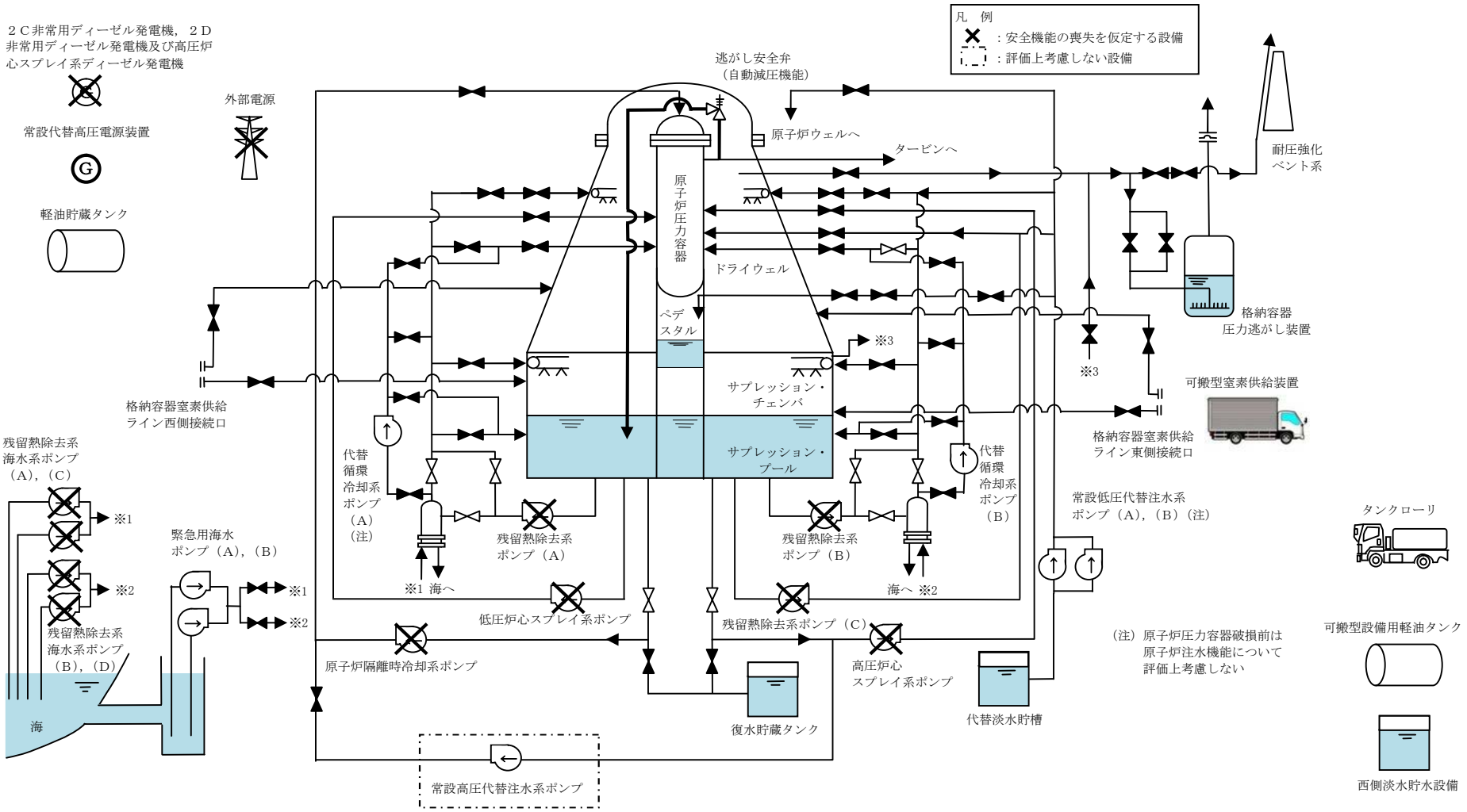
上記の場合においても，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作による原子炉減圧により，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力を 2.0MPa［gage］以下に低減することが可能である。また，格納容器バウンダリにかかる圧力，格納容器バウンダリにかかる温度，放射性物質の総放出量，水素の爆轟及び可燃性ガスの蓄積，燃焼の観点でも評価項目を満足することから，安定状態を維持できる。

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。

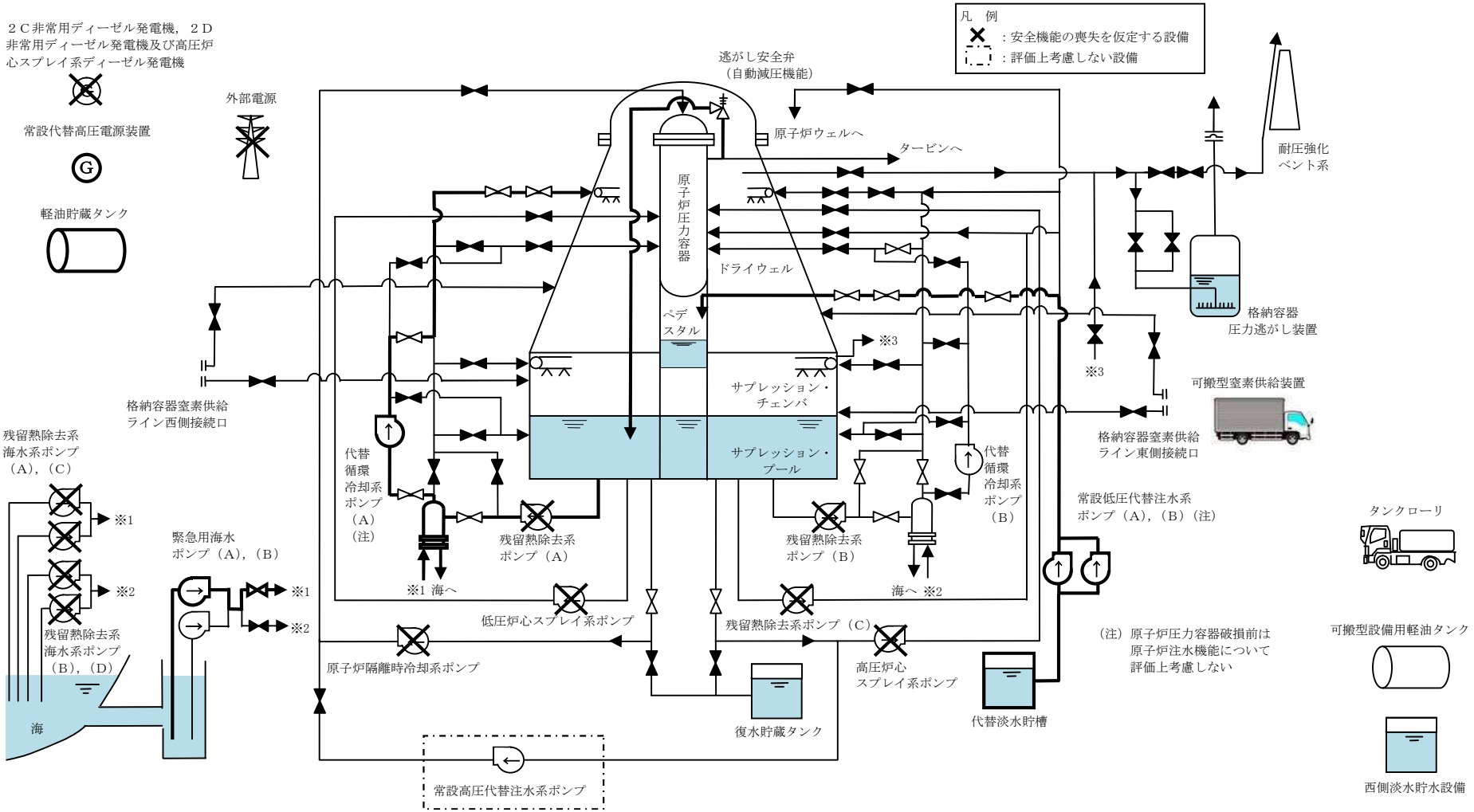
重大事故等対策時に必要な要員は，災害対策要員にて確保可能である。また，必要な水源，燃料及び電源を供給可能である。

以上のことから，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作による原子

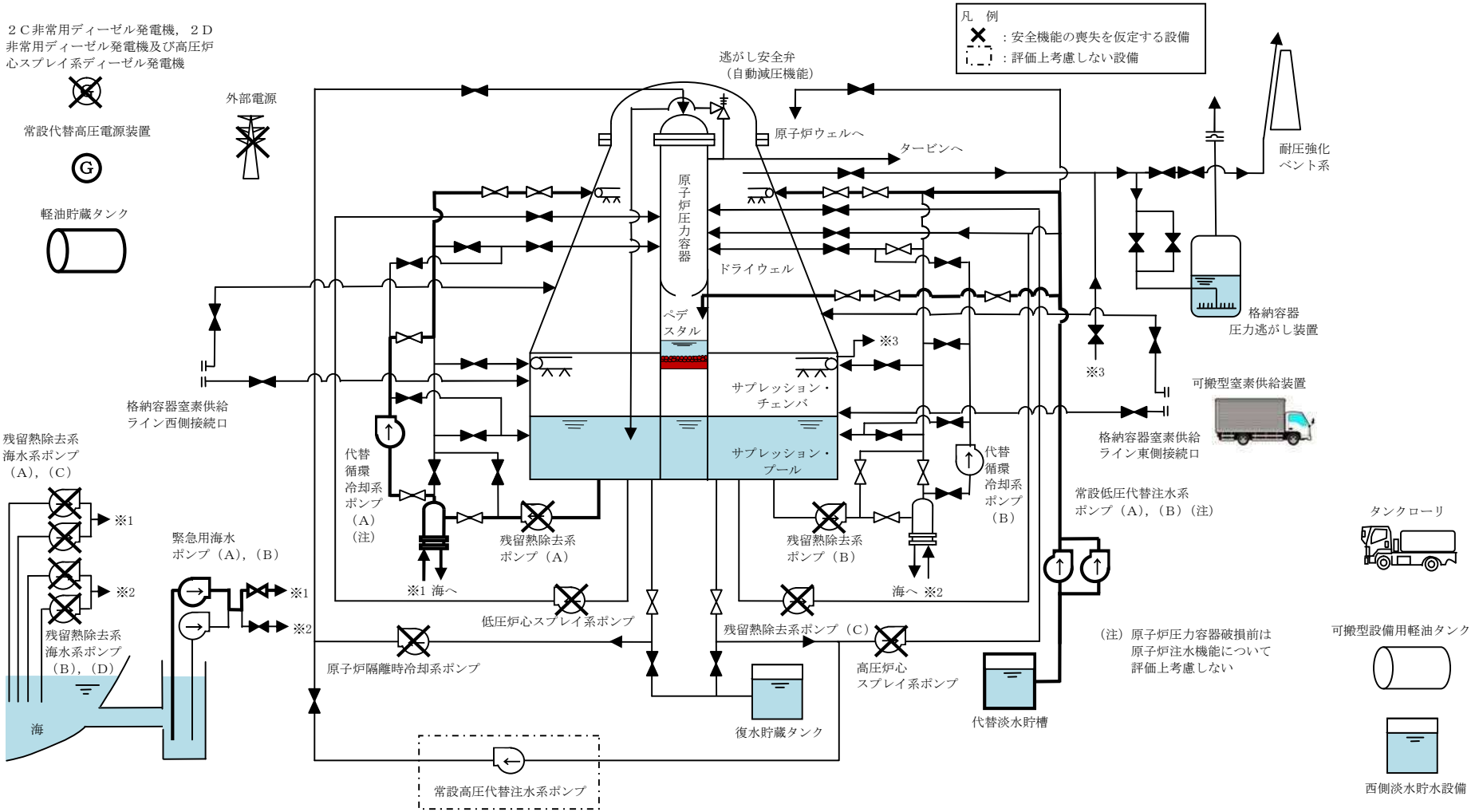
炉減圧の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対して有効である。



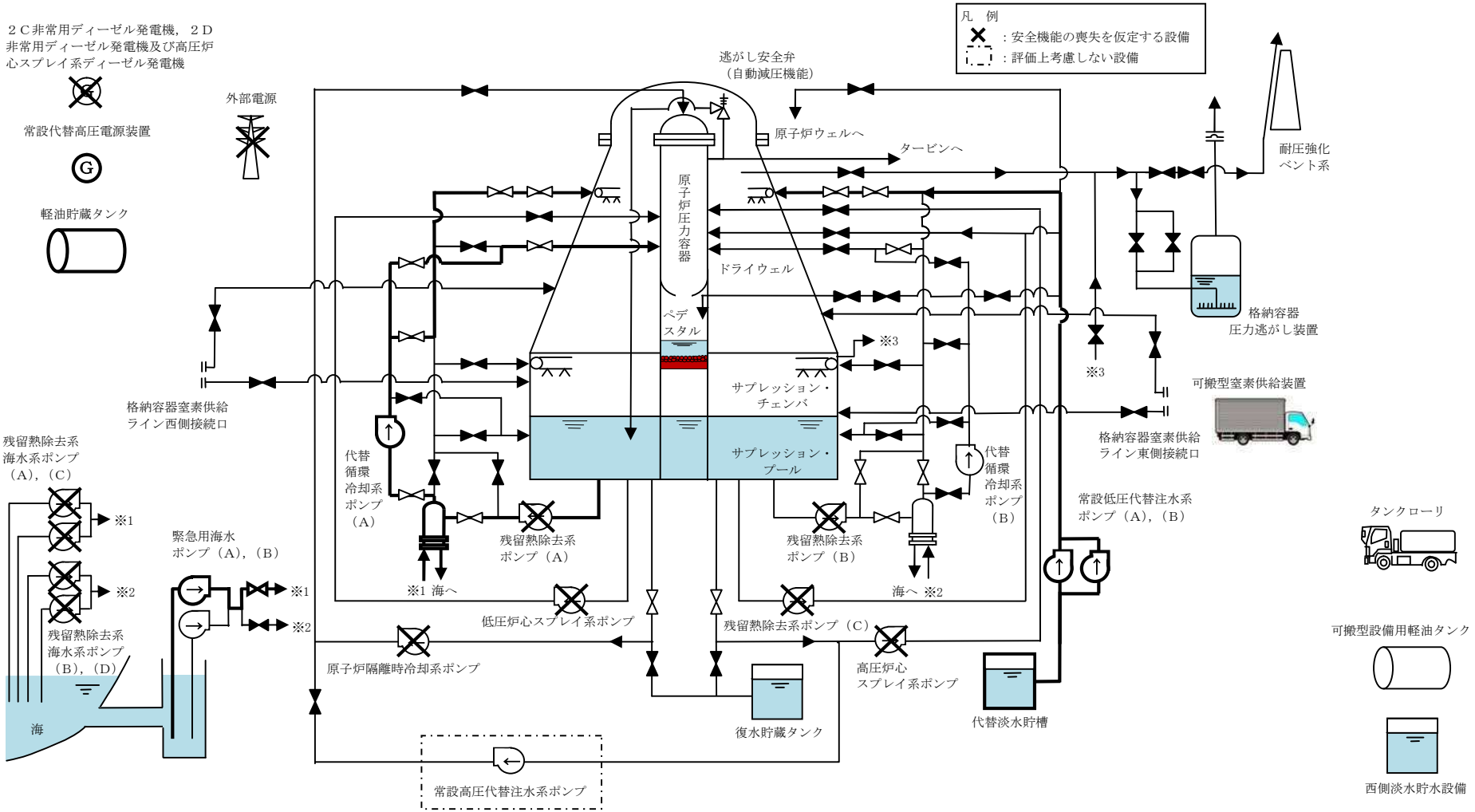

第 3.2－1 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故等対策の概略系統図（1／5）
（原子炉圧力容器破損前の逃がし安全弁（自動減圧機能）による原子炉減圧段階）



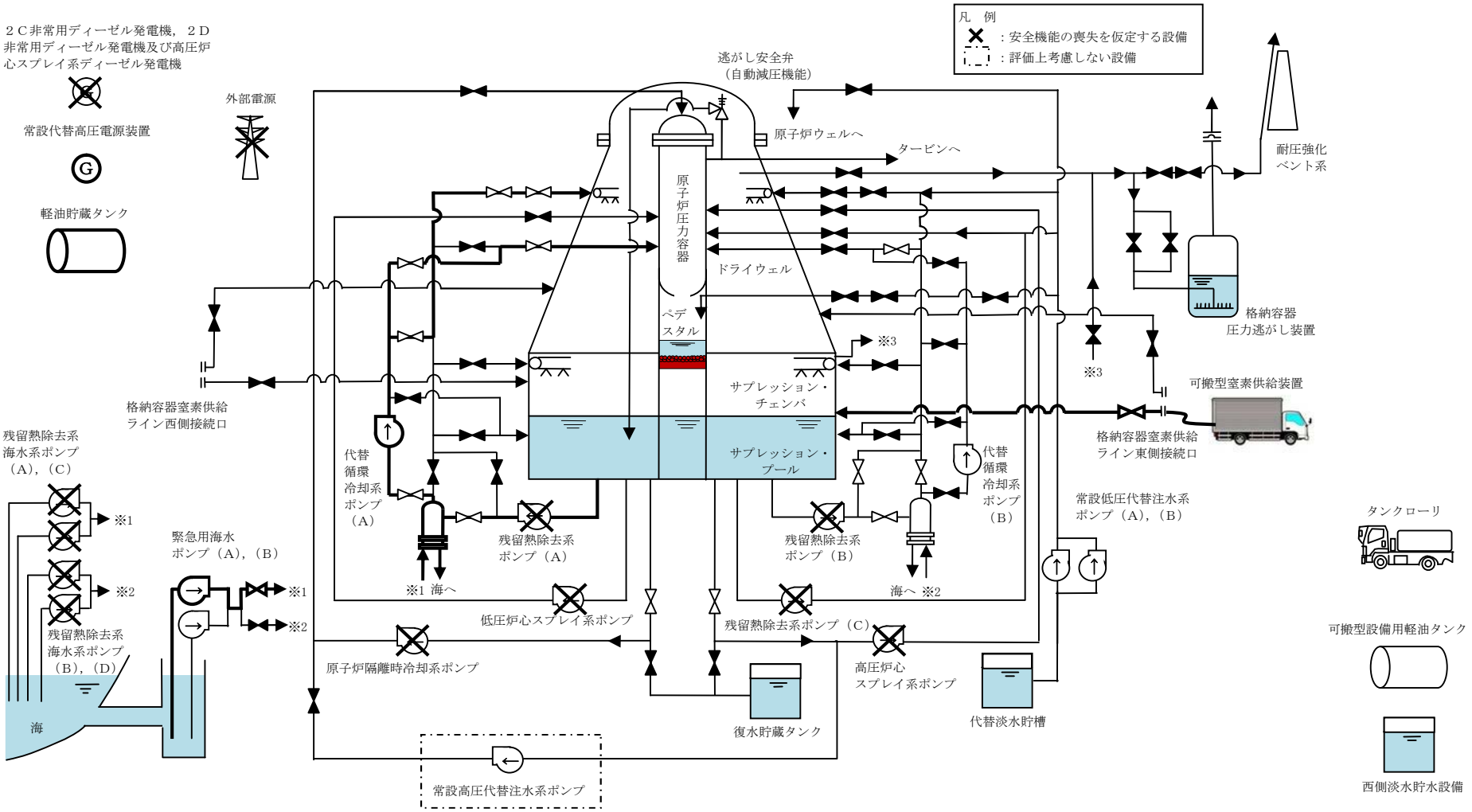

第 3.2－1 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故等対策の概略系統図（2／5）
（原子炉圧力容器破損前の代替循環冷却系による格納容器除熱及び
格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保段階）



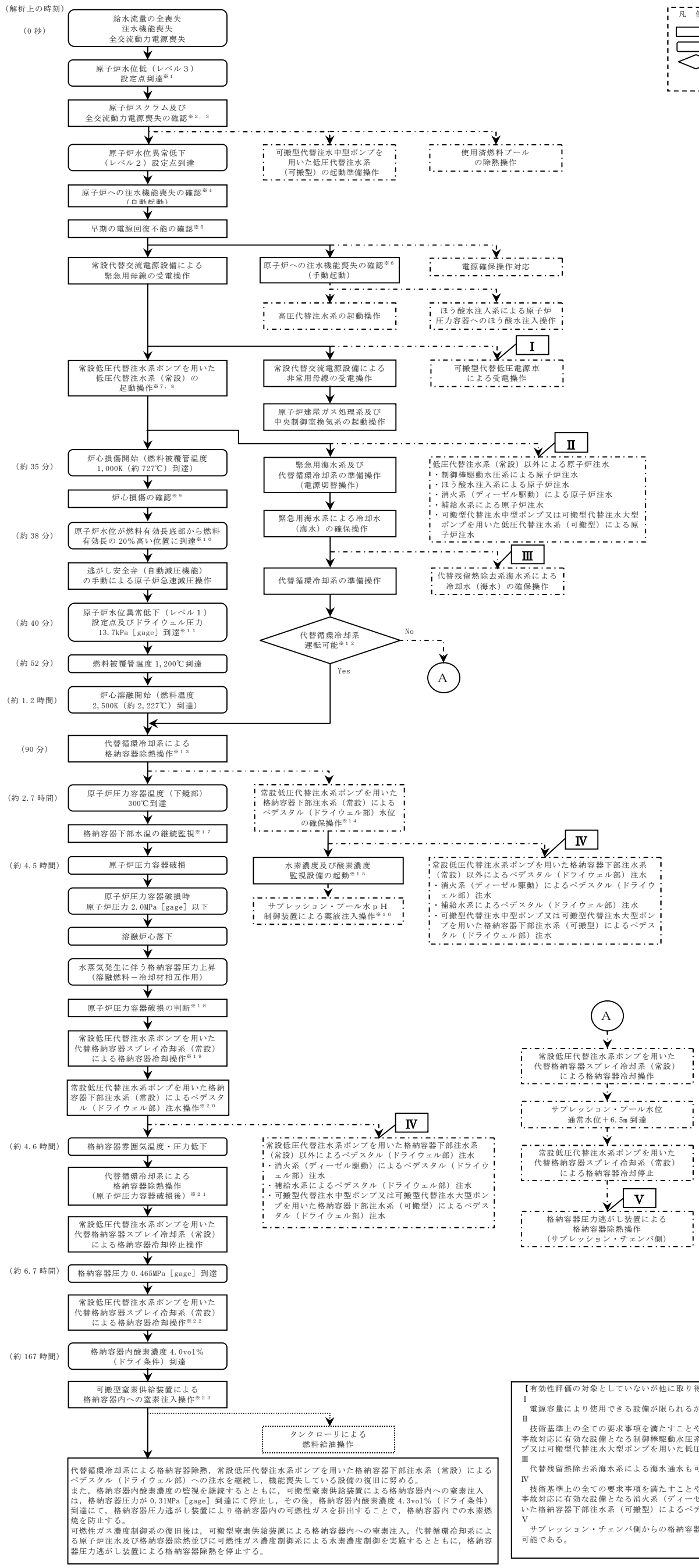

第 3.2－1 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の重大事故等対策の概略系統図（3／5）
（原子炉圧力容器破損後の代替循環冷却系による格納容器除熱，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）注水段階）




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等対策の概略系統図（4／5）
（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等対策の概略系統図（5／5）
（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，
可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入段階）




凡　例

- ：操作・確認（運転員）
- ：プラント状態（解析）
- ：判断
- ：解析上考慮しない操作
- ：重大事故等対応要員（現場）の作業
- ：運転員と重大事故等対応要員（現場）の共同作業

※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系ポンプ停止となるが，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系ポンプ停止については，外部電源喪失時とする。

※２　重大事故等発生を通信連絡設備により確認した現場作業員は退避を実施する。

※３　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。

※４　全交流動力電源喪失及び原子炉隔離時冷却系の自動起動失敗により原子炉への注水機能が喪失する。

※５　外部電源の受電及び非常用ディーゼル発電機等の起動ができず，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。

※６　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。

※７　常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）の起動操作は，以下により判断する。
・ＬＯＣＡ発生の確認なし，かつ，高圧・低圧注水機能喪失

※８　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考慮しないものと仮定する。

※９　炉心損傷は，以下により判断する。
・ドライウェル又はサプレッション・チェンバ内のガンマ線線量率が設計基準事故相当のガンマ線線量率の 10 倍以上
なお，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の判断ができない場合は，原子炉圧力容器温度により判断する。

※10　原子炉注水の手段が全くない場合，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で，原子炉急速減圧操作の実施を判断する。
「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。

※11　原子炉水位異常低下（レベル１）設定点及びドライウェル圧力 13.7kPa［gage］到達により，床ドレン制限弁，機器ドレン制限弁及び原子炉補機冷却水制限弁が自動閉止することを確認する。

※12　残留熱除去系熱交換器への海水通水並びに代替循環冷却系の系統構成及び起動が問題なく行われたことをもって，代替循環冷却系の運転可能を判断する。

※13　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による格納容器除熱操作を実施する。
格納容器スプレイ流量は 250m$^3$／h で開始する。

※14　ペデスタル（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，非常用母線からの負荷切替操作，注水開始操作，水位上昇及び注水停止操作を考慮した時間（約 24 分）で実施する。その後，サプレッション・チェンバへの排水により水位が約 1m となった後，床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁は自動閉止する。

※15　炉心損傷を確認した場合，水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，他のパラメータ同様，格納容器内水素濃度及び酸素濃度を継続して監視する。

※16　サプレッション・プール水ｐＨ制御装置（自主対策設備）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。

※17　原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したことにより原子炉圧力容器の破損徴候を確認し，原子炉圧力容器の破損の速やかな判断のために格納容器下部水温を継続監視する。
原子炉圧力容器の破損徴候判断パラメータは以下のとおり。
・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」
・原子炉圧力容器温度（下鏡部）が「300℃到達」

※18　原子炉圧力容器破損の判断は，以下の破損判断パラメータにより行う。
・格納容器下部水温の「上昇」又は「喪失」
併せて，格納容器下部水温（20cm 位置）の指示変化（オーバースケールやダウンスケール）により溶融炉心の多量落下を判断する。

※19　原子炉圧力容器が破損したことにより，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（原子炉圧力容器破損後）を実施する。
格納容器スプレイ流量は 300m$^3$／h で開始し，格納容器圧力が低下傾向に転じた後，スプレイを停止する。

※20　溶融炉心の多量落下に伴い，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）注水操作を実施する。
ペデスタル（ドライウェル部）注水流量は 80m$^3$／h で開始し，ペデスタル（ドライウェル部）水位が 2.75m に到達後，注水を停止する。その後はペデスタル（ドライウェル部）水位を約 2.25m～約 2.75m の範囲に制御する。なお，実手順としては，作業員及びペデスタル（ドライウェル部）への注水弁に対する負荷低減の観点から，全炉心の崩壊熱による蒸発量相当の注水量で注水を実施する。ただし，全炉心の崩壊熱による蒸発量相当の注水量が格納容器下部注水系（常設）の最低流量を下回る場合は，最低流量にて注水する運用とする。

※21　原子炉圧力容器の破損後に格納容器圧力の低下傾向を確認した後，代替循環冷却系による格納容器除熱操作（原子炉圧力容器破損後）を実施するとともに，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操作を停止する。
代替循環冷却系による原子炉注水流量は 100m$^3$／h とし，格納容器スプレイ流量は 150m$^3$／h とする。

※22　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は，解析上は 130m$^3$／h 一定流量で，格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲に維持するよう間欠運転としているが，実際には運転手順に従い格納容器圧力を 0.400MPa［gage］から 0.465MPa［gage］の範囲に維持するよう 102～130m$^3$／h の範囲でスプレイ流量を調整する。

※23　可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作は，格納容器内酸素濃度が 4.0vol%に到達した時点でサプレッション・チェンバへの窒素注入を実施する。ただし，窒素供給後に格納容器内酸素濃度の上昇が継続する場合には，追加でドライウェルへの窒素注入を実施する。なお，可搬型窒素供給装置の起動準備操作は，格納容器内酸素濃度が 3.5vol%に到達した時点で開始する。

【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が限られるが，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低圧電源車により受電する。

Ⅱ
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる制御棒駆動水圧系，ほう酸水注入系，消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）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
技術基準上の全ての要求事項を満たすことや全てのプラント状況において使用することは困難であるが，プラント状況によっては，事故対応に有効な設備となる消火系（ディーゼル駆動），補給水系及び可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプを用いた格納容器下部注水系（可搬型）によるペデスタル（ドライウェル部）注水も実施可能である。

Ⅴ
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 3.2－2 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

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・必要要員数<br>【　】は他作業後移動してきた要員<br>責任者 | 当直発電長 | 1人 | 中央監視<br>運転操作指揮 | 操作の内容 | 経過時間（分）<br>10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120 130 140 150 160 170 180 190 200 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 補佐 | 当直副発電長 | 1人 | 運転操作指揮補佐 | | | |
| | 指揮者等 | 災害対策要員<br>（指揮者等） | 4人 | 初動での指揮<br>発電所内外連絡 | | | |
| | 当直運転員<br>（中央制御室） | 当直運転員<br>（現場） | | 重大事故等対応要員<br>（現場） | | | |
| | | | | | | ▽事象発生<br>▽原子炉スクラム<br>▽プラント状況判断<br>▽約35分<br>炉心損傷開始（燃料被覆管温度 1,000K 到達）<br>▽約52分<br>燃料被覆管温度 1,200℃到達<br>▽約1.2時間<br>炉心溶融開始（燃料温度 2,500K 到達）<br>▽約 38 分<br>原子炉水位が燃料有効長底部から<br>燃料有効長の 20%高い位置に到達<br>▽2 時間<br>原子炉建屋ガス処理系及び<br>中央制御室換気系の起動による負圧達成 | |
| 状況判断 | 2人<br>A，B | － | － | － | ●原子炉スクラムの確認<br>●タービン停止の確認<br>●外部電源喪失の確認<br>●再循環系ポンプ停止の確認<br>●主蒸気隔離弁閉止及び逃がし安全弁（安全弁機能）による原子炉圧力制御の確認<br>●非常用ディーゼル発電機等の自動起動失敗の確認<br>●原子炉への注水機能喪失の確認（自動起動） | 10 分 | |
| 早期の電源回復不能の確認 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 1 分 | |
| | 【1人】<br>B | － | － | － | ●非常用ディーゼル発電機の手動起動操作（失敗） | 2 分 | |
| 電源確保操作対応 | － | － | 2人<br>a，b | | ●電源回復操作 | 適宜実施 | 解析上考慮しない |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●常設代替高圧電源装置 2 台の起動操作及び緊急用母線の受電操作 | 4 分 | |
| 原子炉への注水機能喪失の確認（手動起動） | 【1人】<br>A | － | － | － | ●原子炉隔離時冷却系の手動起動操作（失敗） | 2 分 | |
| 中央制御室からの高圧代替注水系の起動操作※ | 【1人】<br>A | － | － | － | ●高圧代替注水系による原子炉注水の系統構成操作及び起動操作 | 4 分 | 解析上考慮しない |
| 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）及び低圧代替注水系（常設）の起動操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●常設低圧代替注水系ポンプを用いた低圧代替注水系（常設）による原子炉注水及び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必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | 原子炉注水は解析上考慮しない |
| | 【1人】<br>A | － | － | － | ●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低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の系統構成操作及び起動操作 | 3 分 | |
| 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●緊急用海水系による海水通水に必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | |
| | | | | | ●緊急用海水系による海水通水の系統構成操作及び起動操作 | 20 分　海水通水開始後，適宜状態監視 | |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱操作 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●代替循環冷却系による格納容器除熱に必要な負荷の電源切替操作 | 6 分 | 原子炉注水は解析上考慮しない |
| | | | | | ●代替循環冷却系による格納容器除熱の系統構成操作及び起動操作 | 35 分　格納容器除熱開始後，適宜状態監視 | |
| 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）水位の確保操作 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●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）注水に必要な負荷の電源切替操作 | 4 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | | ●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）水位の確保操作 | 20 分　水位確保後，適宜状態監視 | |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動操作 | 8 分　適宜，格納容器内水素濃度及び酸素濃度の監視 | 通常運転時は外部電源で常時暖気状態であり，交流電源喪失時は代替交流電源設備により緊急用母線受電後，暖気が自動的に開始される |
| サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 【1人】<br>A | － | － | － | ●サプレッション・プール水ｐＨ制御装置による薬液注入操作 | 15 分 | 解析上考慮しない |
| 炉心損傷確認 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●炉心損傷確認 | 2 分 | |
| 逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●逃がし安全弁（自動減圧機能）2個の手動開放操作 | 1 分 | |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電準備操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●非常用母線の受電準備操作（中央制御室） | 35 分 | |
| | － | 2人<br>C，D | － | | ●非常用母線の受電準備操作（現場） | 75 分 | |
| 常設代替交流電源設備による非常用母線の受電操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●常設代替高圧電源装置 3 台の追加起動操作 | 8 分 | |
| | | | | | ●非常用母線の受電操作 | 5 分 | |
| 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 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●原子炉建屋ガス処理系の起動操作 | 5 分　起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| | | | | | ●中央制御室換気系の起動操作 | 6 分　起動操作実施後，適宜状態監視 | |
| ほう酸水注入系による原子炉圧力容器へのほう酸水注入操作 | 【1人】<br>B | － | － | － | ●ほう酸水注入系の起動操作 | 2 分 | 解析上考慮しない |
| | | | | | ●ほう酸水注入系の注入状態監視 | ほう酸水全量注入完了まで適宜状態監視 | |

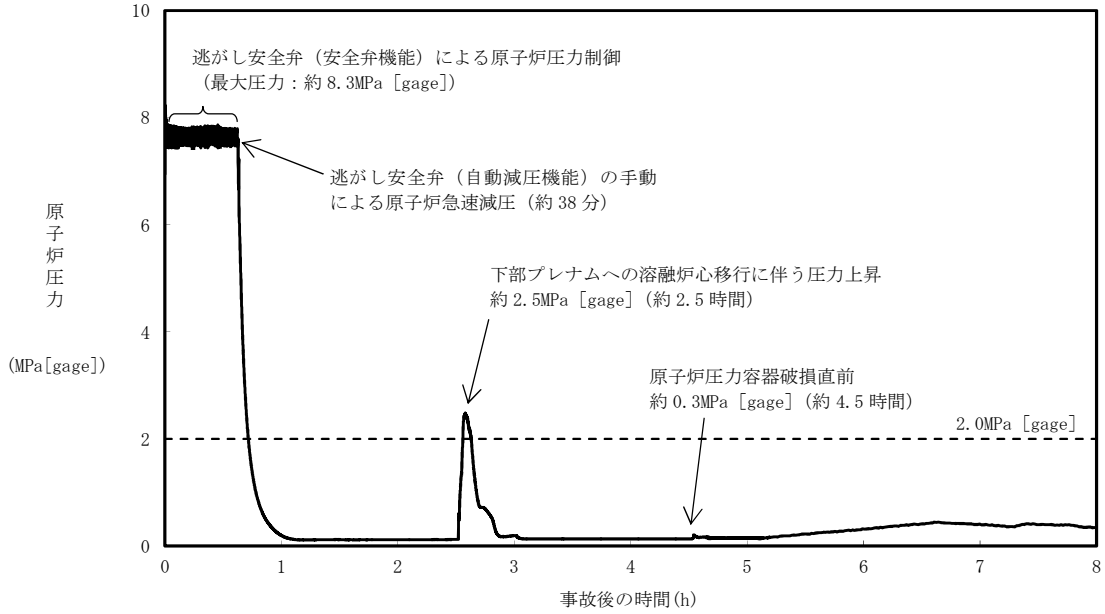
※　本格納容器破損モードにおいては機能に期待しないこととする。

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（1／2）

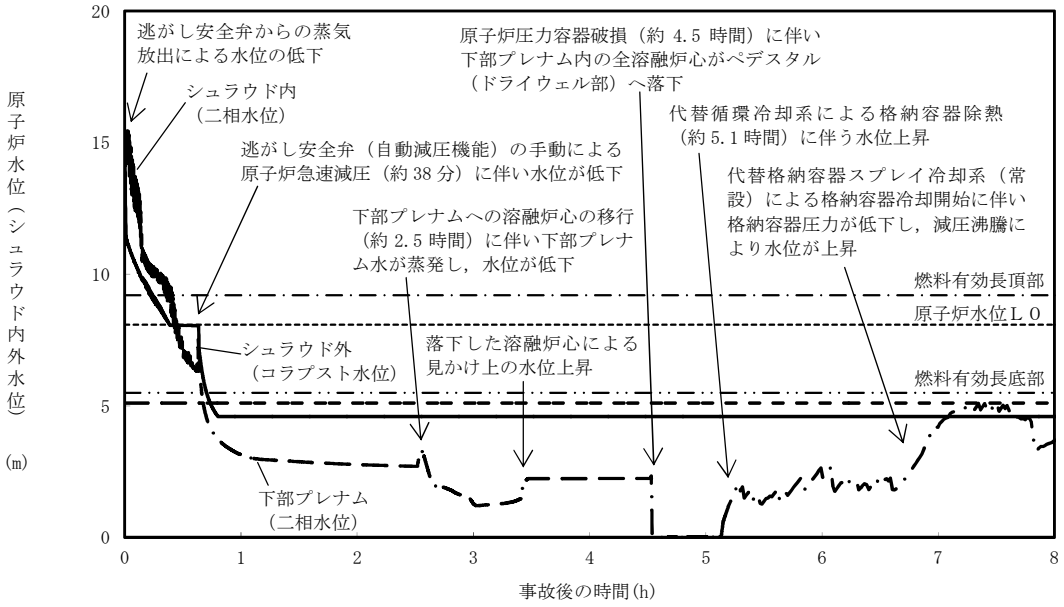
高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

| 操作項目 | 実施箇所・必要要員数<br>【　】は他作業後移動してきた要員<br>当直運転員（中央制御室） | 当直運転員（現場） | 重大事故等対応要員（現場） | 操作の内容 | 経過時間（時間）<br>1　2　3　4　5　25　124　167 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 原子炉圧力容器破損の判断 | 【1人】<br>A | － | － | ●原子炉圧力容器破損の判断<br>●溶融炉心の堆積量の確認 | 破損判断パラメータ（格納容器下部水温）の継続監視　5分 | |
| 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後） | 【1人】<br>A | － | － | ●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後） | 1分　適宜状態監視 | |
| 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）注水操作 | 【1人】<br>A | － | － | ●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）注水操作及び水位制御操作 | 1分　注水開始後，水位制御を継続 | 解析上では，約10分以上の間隔でペデスタル水位が変動するが，実運用上では崩壊熱相当の注水量に変更することで可能な限り連続注水する手順とし，並行した操作を極力減らすこととする |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱操作（原子炉圧力容器破損後） | 【1人】<br>A | － | － | ●代替循環冷却系による原子炉注水操作<br>●代替循環冷却系による格納容器冷却操作 | 原子炉注水中，適宜状態監視<br>格納容器冷却中，適宜状態監視 | |
| 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 | 【1人】<br>A | － | － | ●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 | 適宜実施 | 解析上では，約6分以上の間隔で格納容器圧力が変動するが，実運用上ではスプレイ流量を調整することで可能な限り連続スプレイする手順とし，並行した操作を極力減らすこととする |
| 使用済燃料プールの除熱操作 | 【1人】<br>A | － | － | ●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<br>●代替燃料プール冷却系の起動操作 | 適宜実施<br>15分 | 解析上考慮しない<br>スロッシングによる水位低下がある場合は代替燃料プール冷却系の起動までに実施する<br>解析上考慮しない<br>約25時間までに実施する |
| 可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系（可搬型）の起動準備操作 | － | － | 8人<br>c～j | ●可搬型代替注水中型ポンプの移動，ホース敷設等の操作 | 170分 | 解析上考慮しない<br>炉心損傷により屋外放射線量が高い場合は屋内に待機し，モニタ指示を確認しながら作業を行う |
| 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作 | － | － | 【6人】<br>c～h | ●可搬型窒素供給装置の移動，接続操作及び起動操作 | 180分　可搬型窒素供給装置起動後，適宜状態監視 | |
| タンクローリによる燃料給油操作 | － | － | 2人<br>（参集） | ●可搬型設備用軽油タンクからタンクローリへの給油操作<br>●可搬型窒素供給装置への給油操作 | 90分<br>適宜実施 | タンクローリ残量に応じて適宜軽油タンクから給油する |
| 必要要員合計 | 2人<br>A，B | 2人<br>C，D | 10人　a～j<br>及び参集2人 | | | |

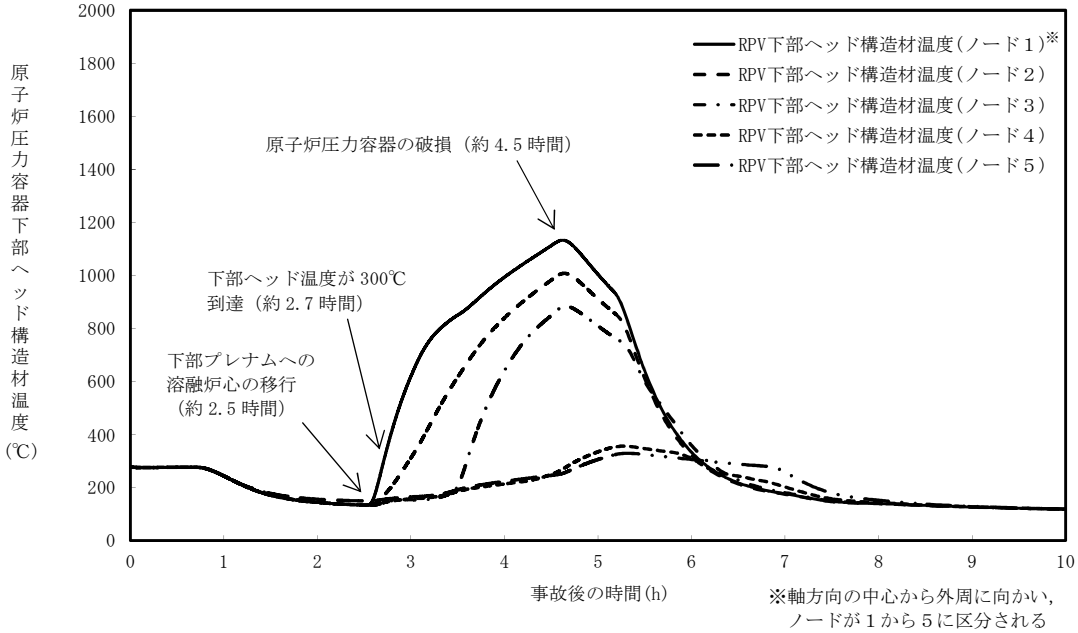
第 3.2－3 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の作業と所要時間（2／2）



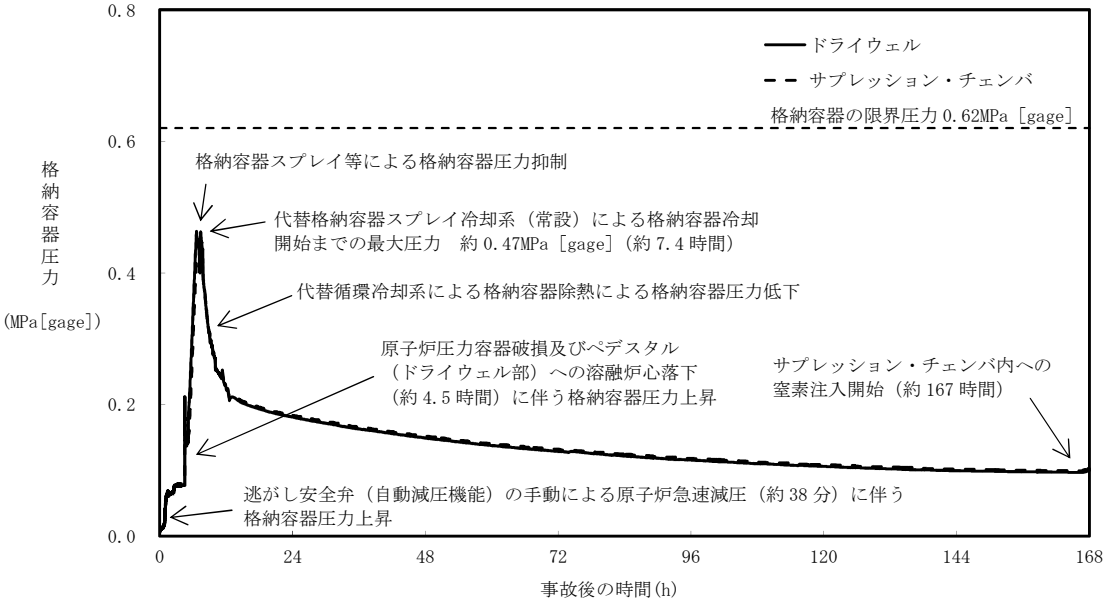

第 3.2－4 図　原子炉圧力の推移



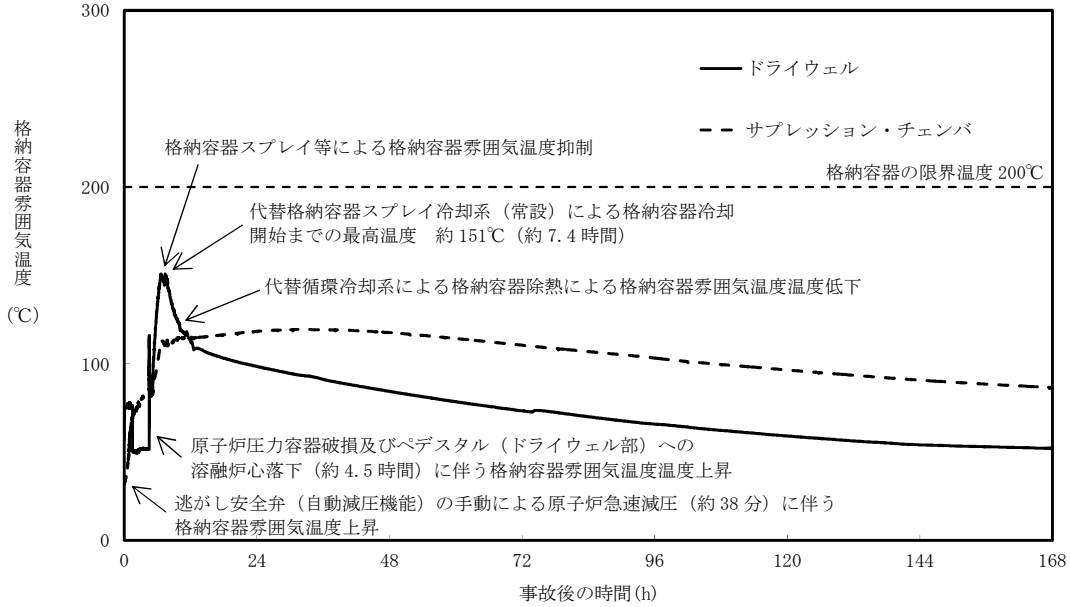

第 3.2－5 図　原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移



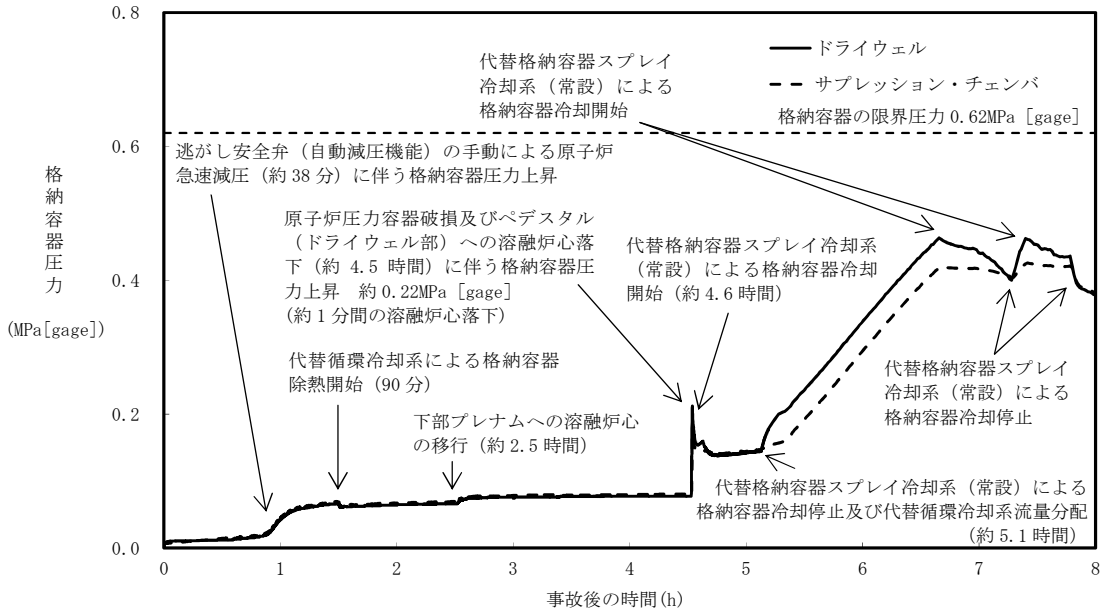

第 3.2－6 図　原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移



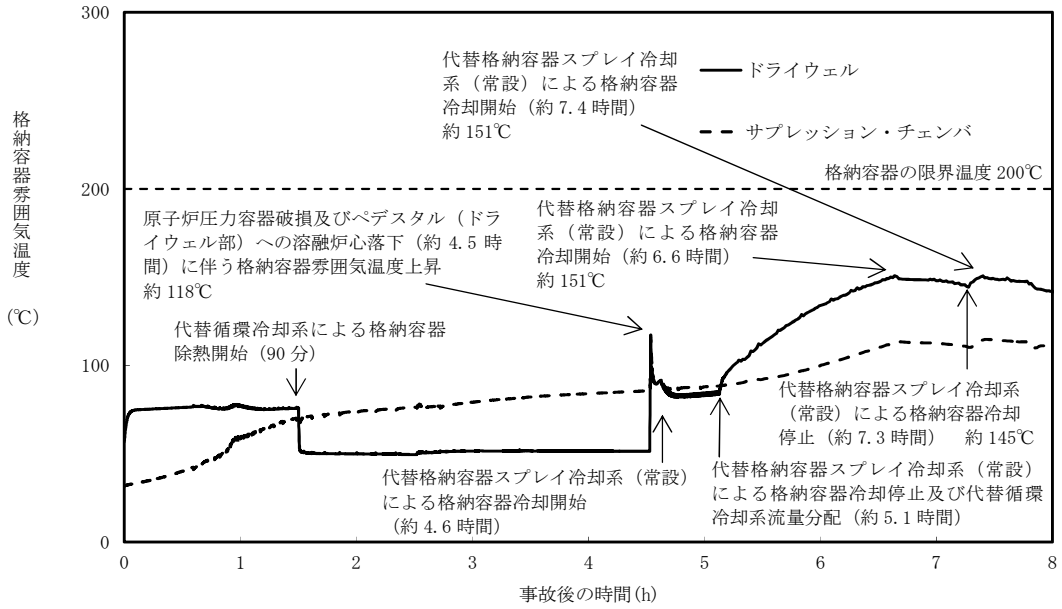

第 3.2－7 図　格納容器圧力の推移



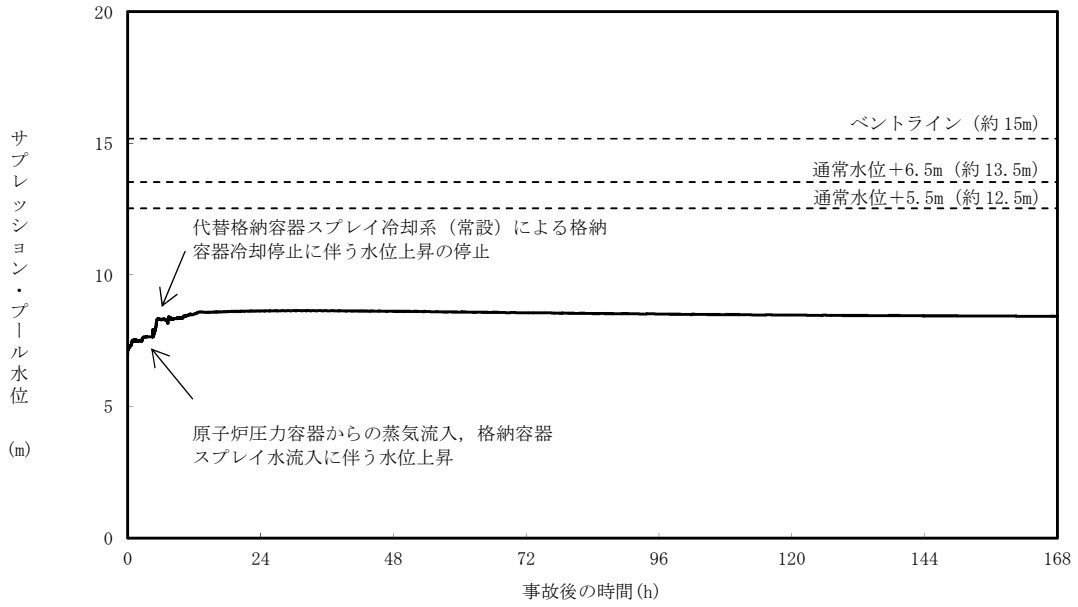

第 3.2－8 図　格納容器雰囲気温度の推移



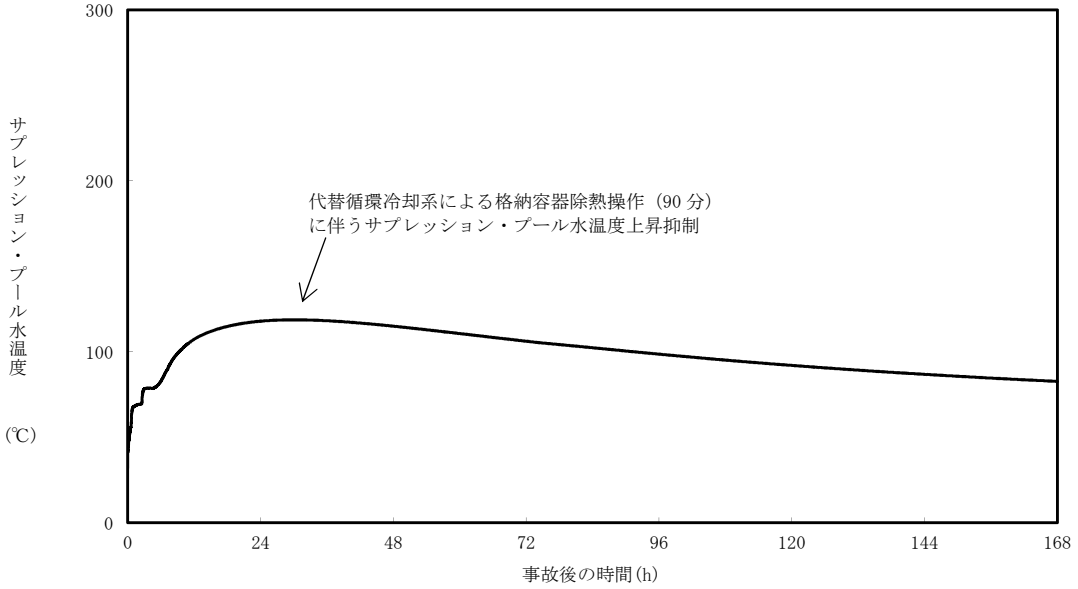

第 3.2－9 図　格納容器圧力の推移（～8 時間）



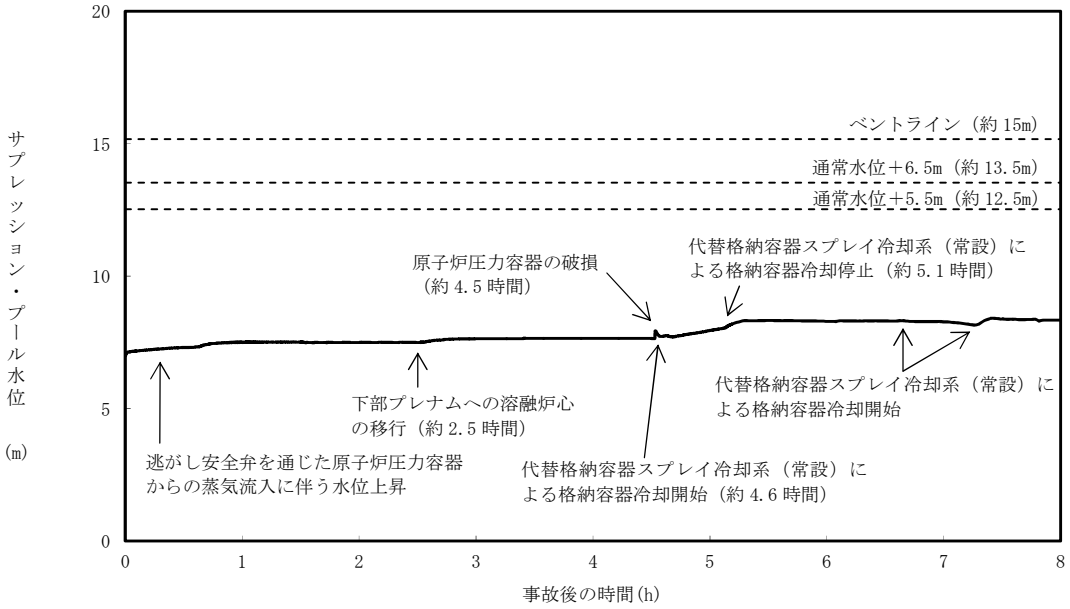

第 3.2－10 図　格納容器雰囲気温度の推移（～8 時間）



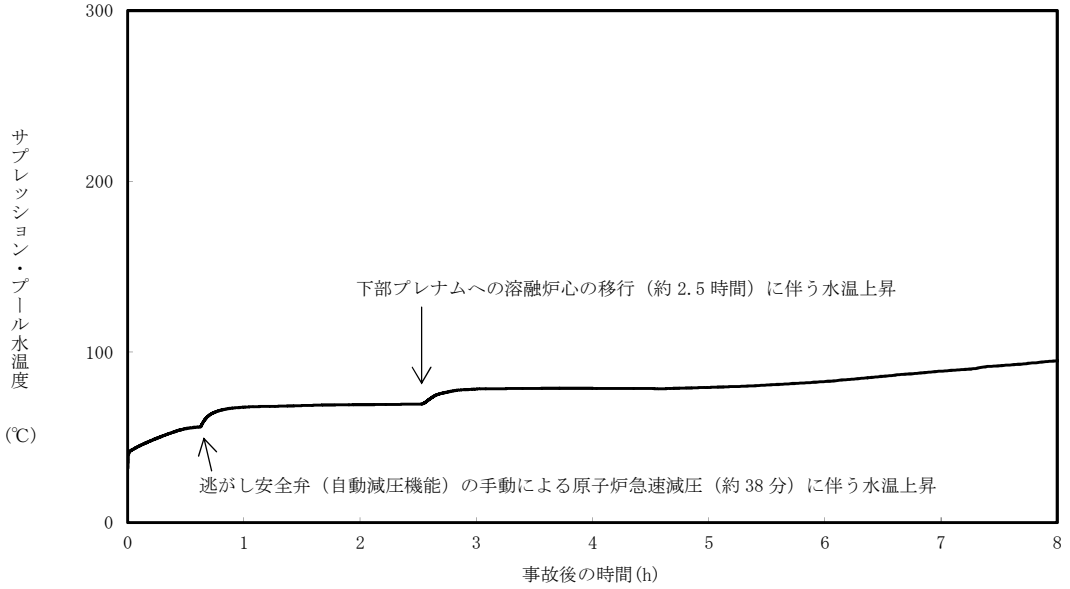

第 3.2－11 図　サプレッション・プール水位の推移



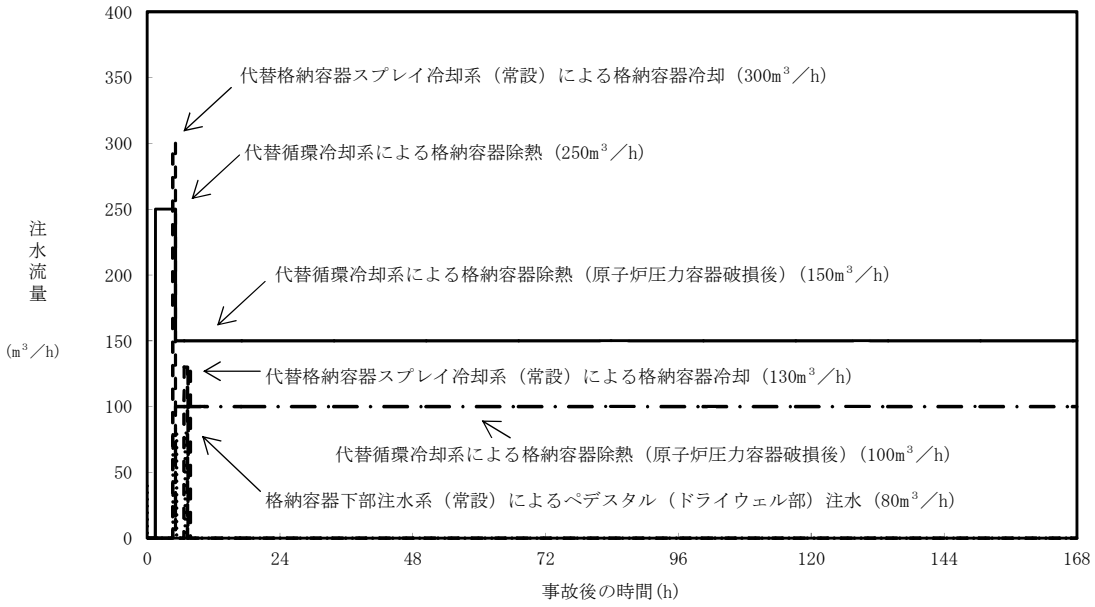

第 3.2－12 図　サプレッション・プール水温度の推移



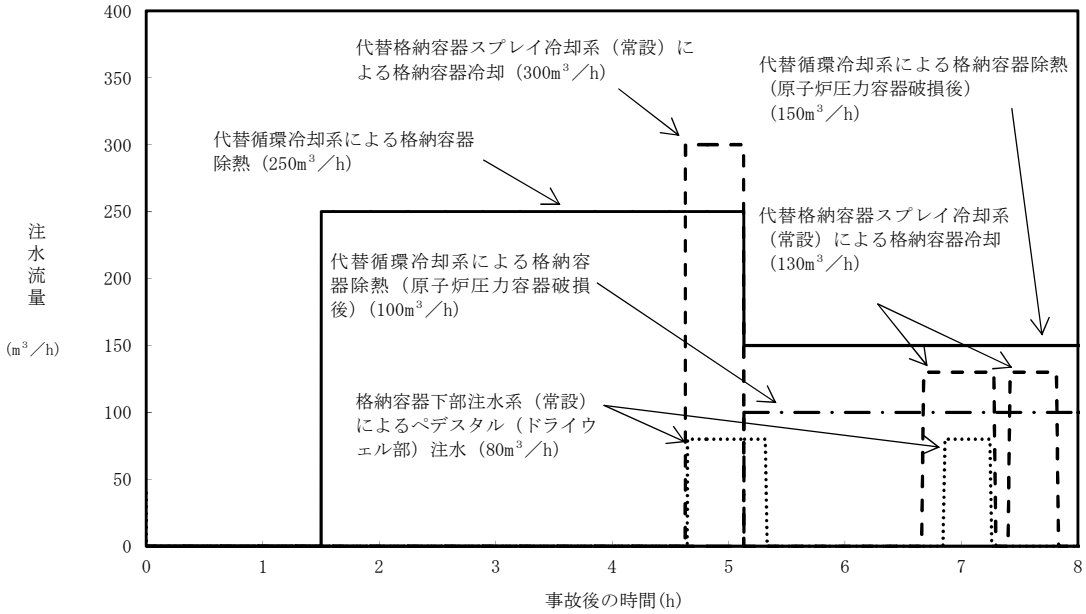

第 3.2－13 図　サプレッション・プール水位の推移（～8 時間）



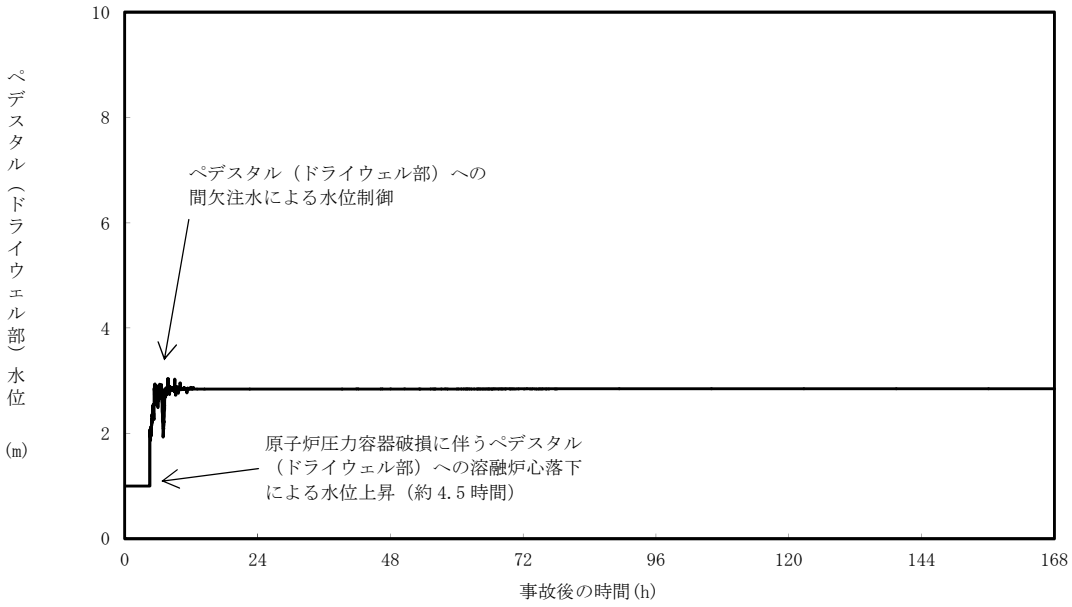

第 3.2－14 図　サプレッション・プール水温度の推移（～8 時間）



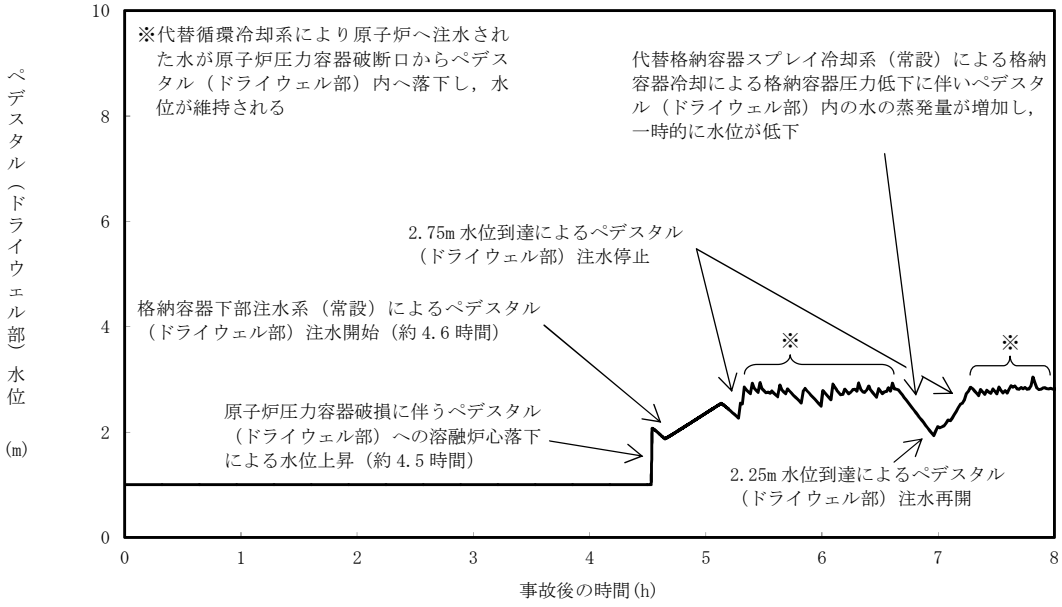

第 3.2－15 図　注水流量の推移



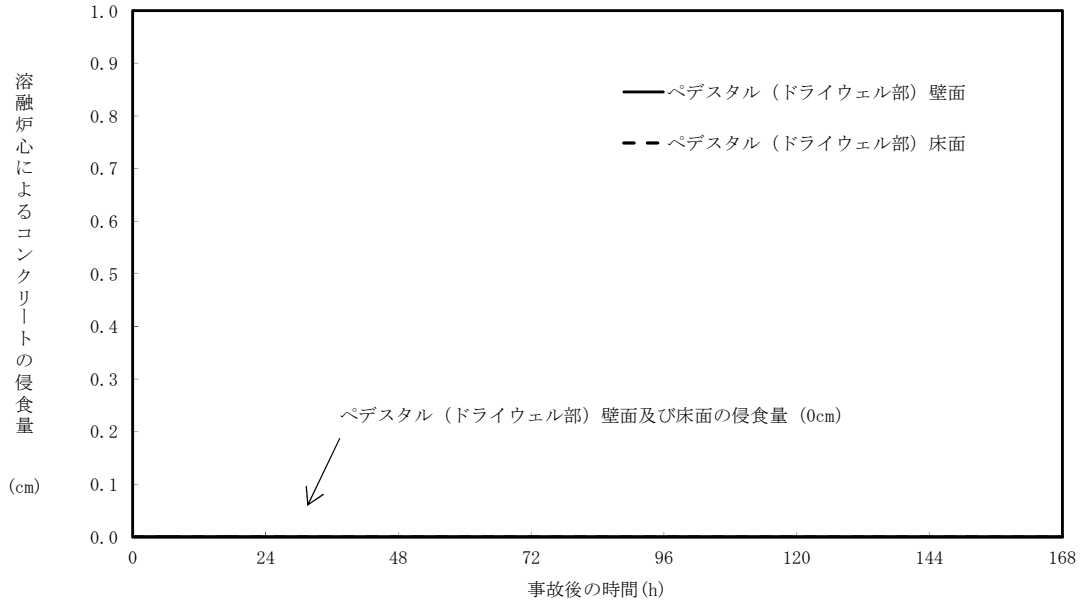

第 3.2－16 図　注水流量の推移（～8 時間）



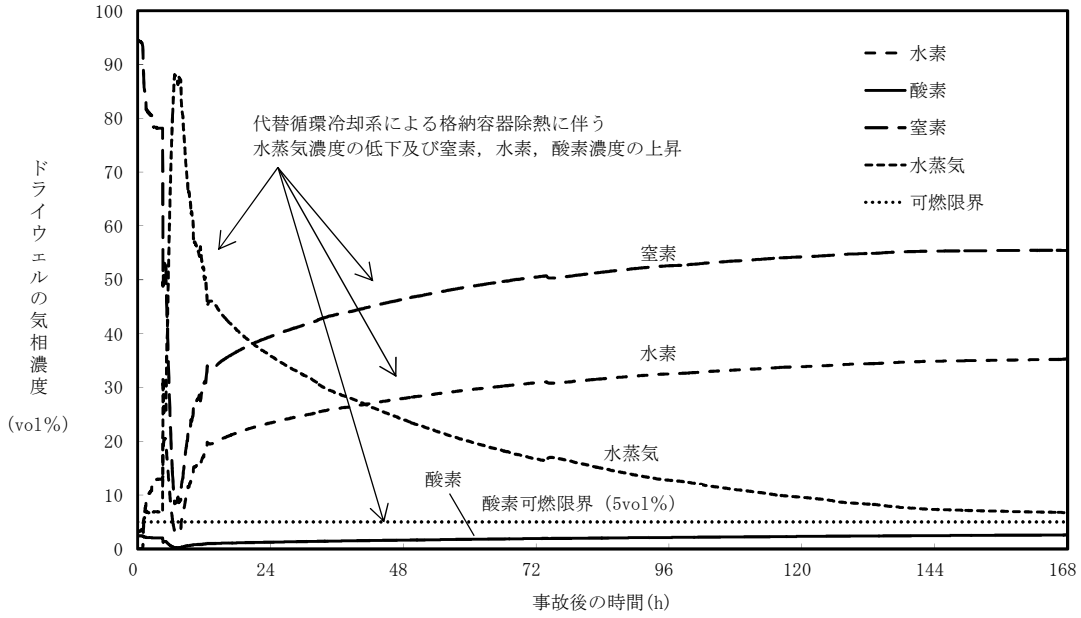

第 3.2－17 図　ペデスタル（ドライウェル部）の水位の推移



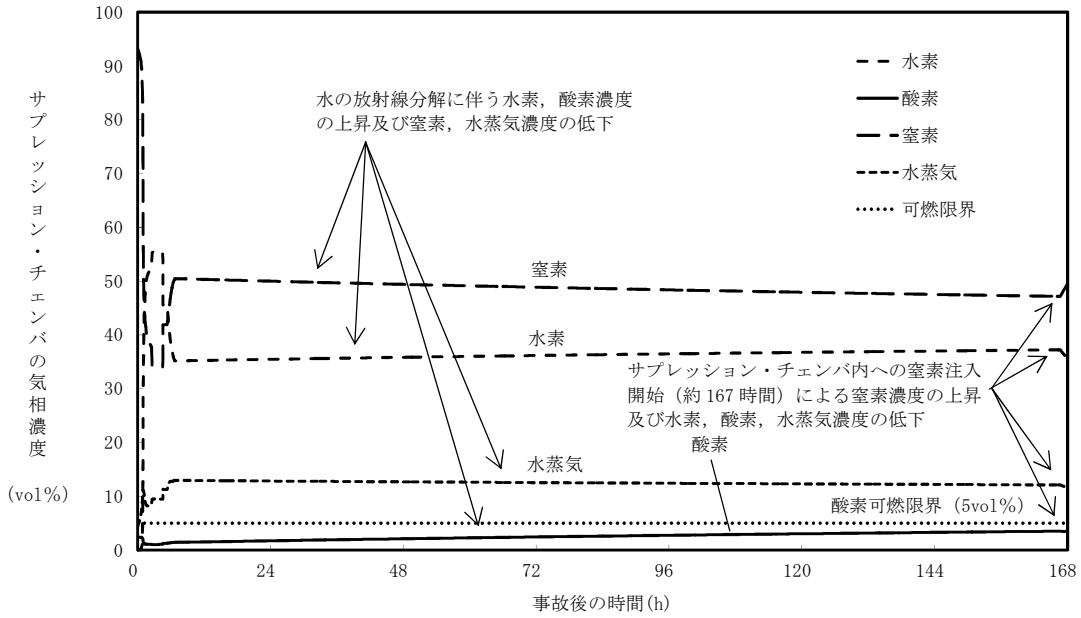

第 3.2－18 図　ペデスタル（ドライウェル部）の水位の推移（～8 時間）



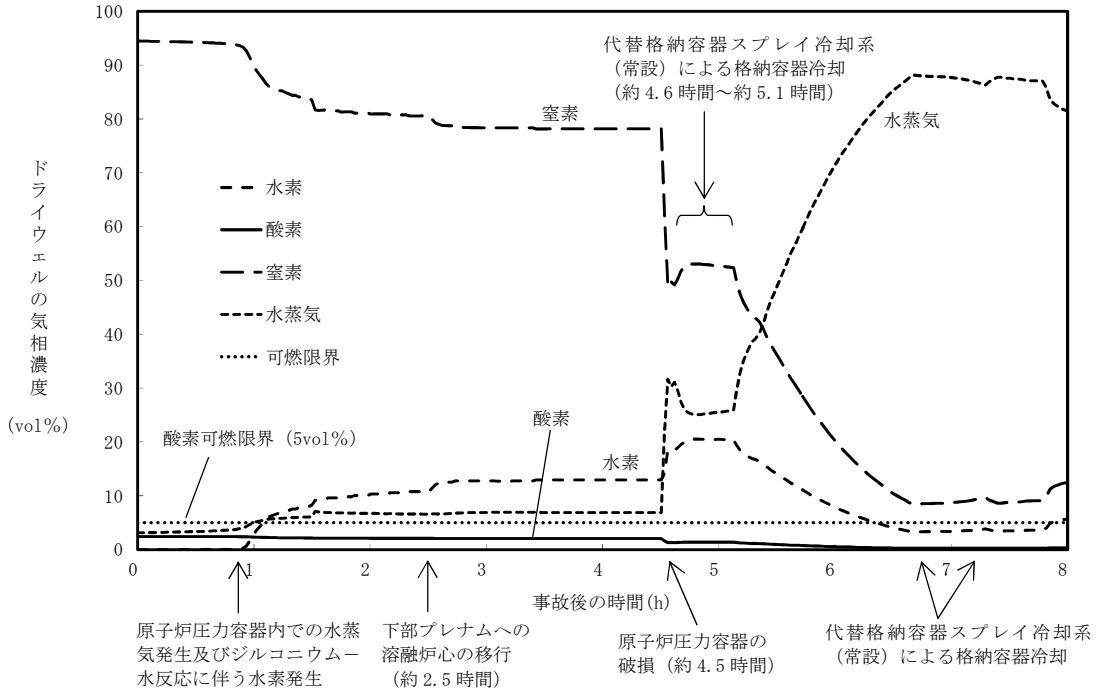

第 3.2－19 図　ペデスタル（ドライウェル部）の
壁面及び床面のコンクリート侵食量の推移



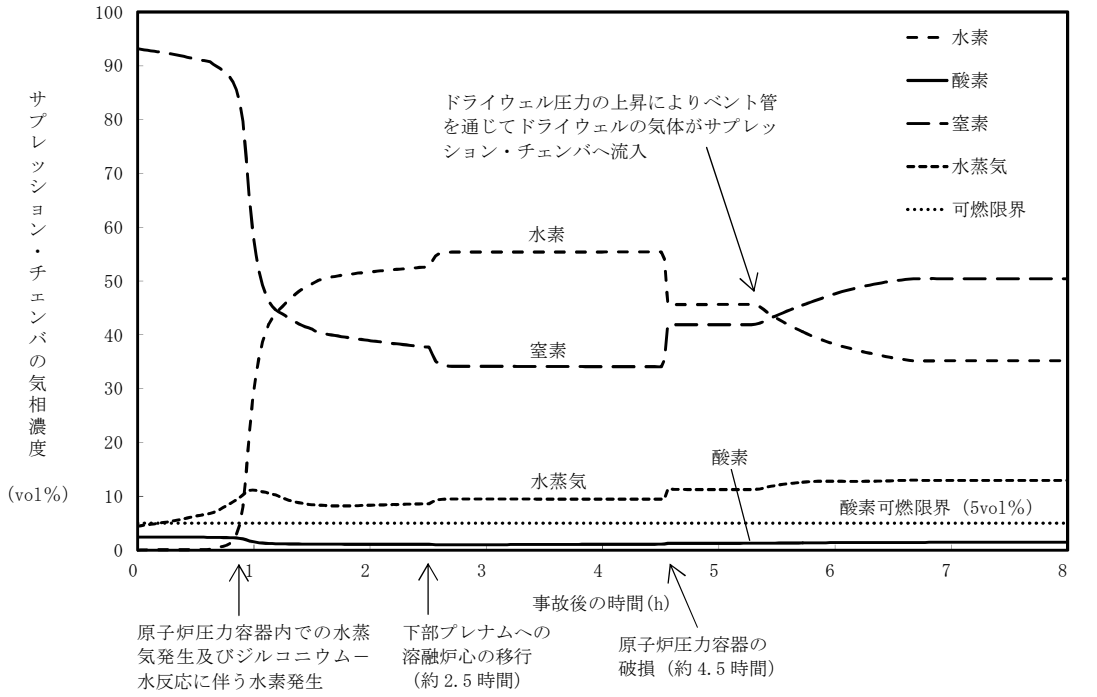

第 3.2－20 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ウェット条件）



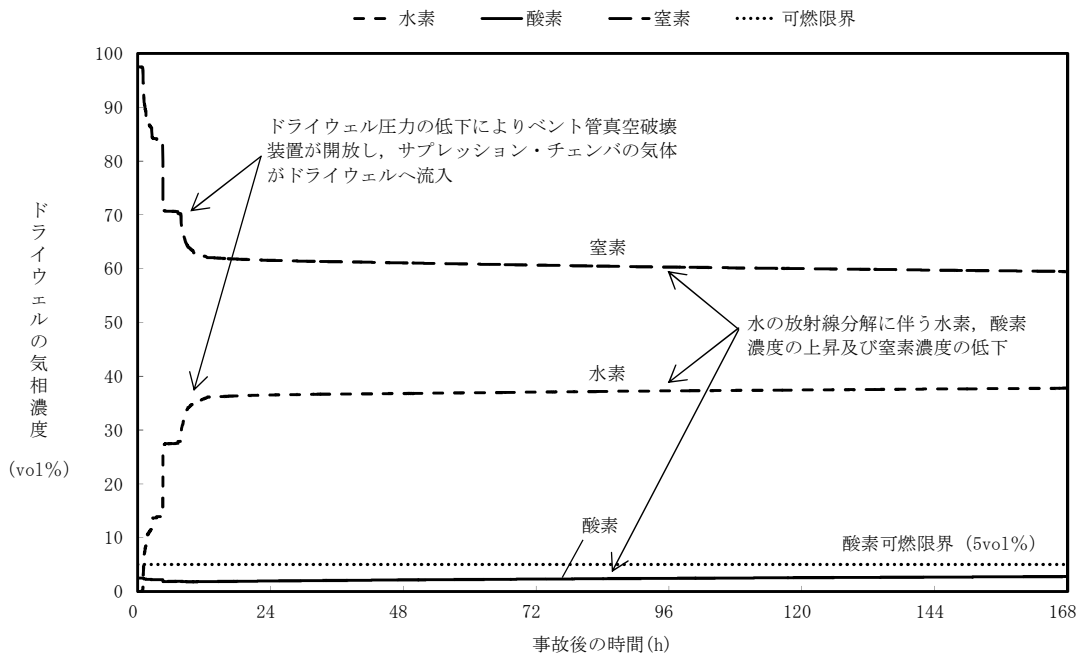

第 3.2－21 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ウェット条件）



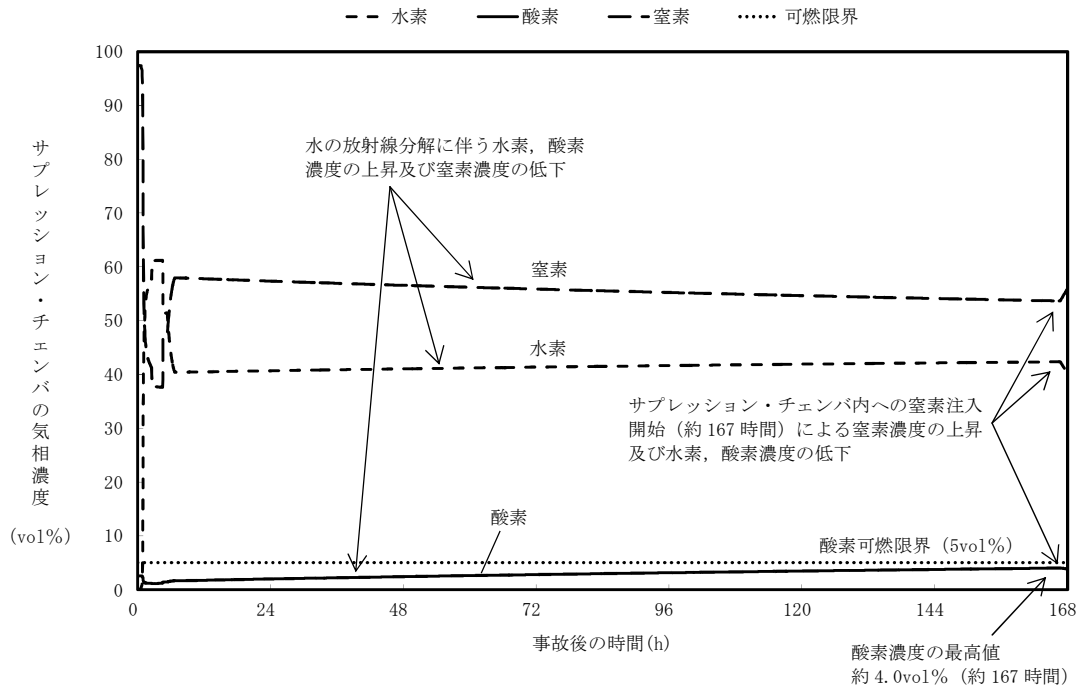

第3.2－22図　ドライウェルの気相濃度の推移(ウェット条件)
(～8時間)



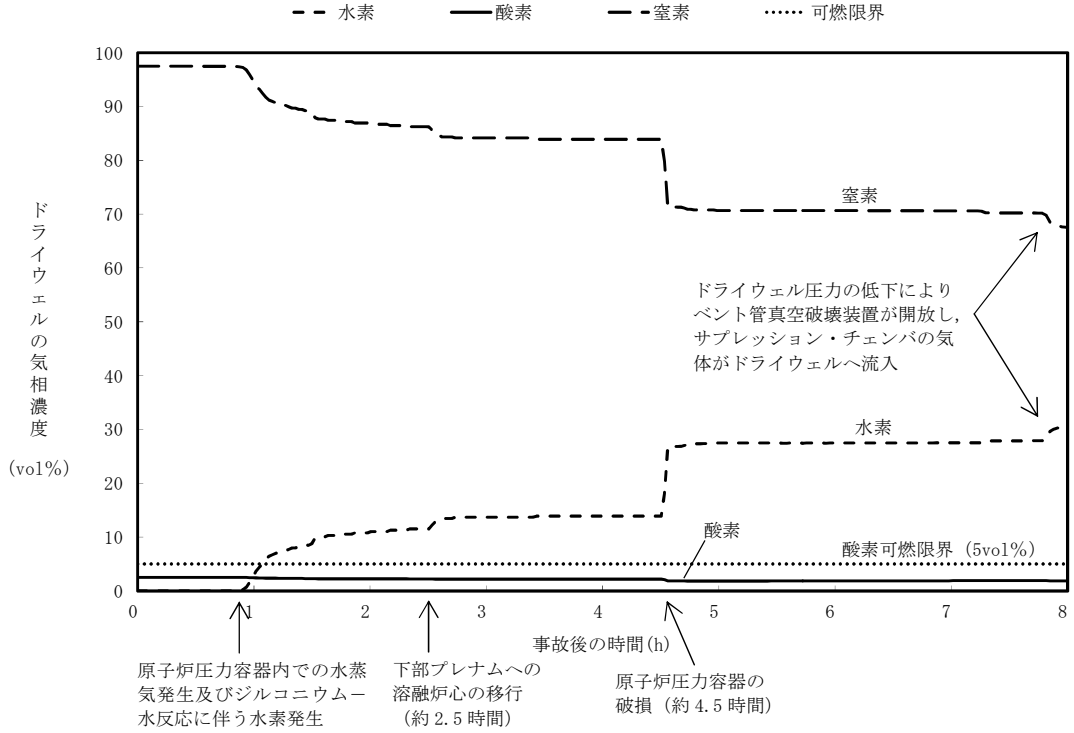

第3.2－23図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)
(～8時間)



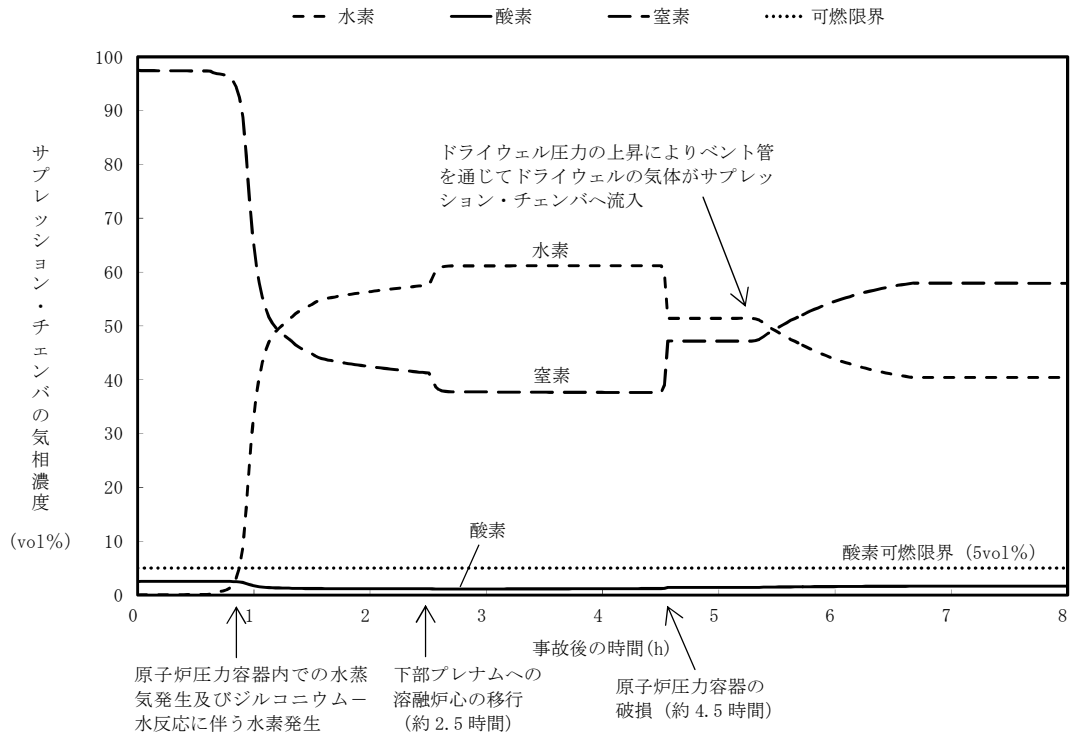

第 3.2－24 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）



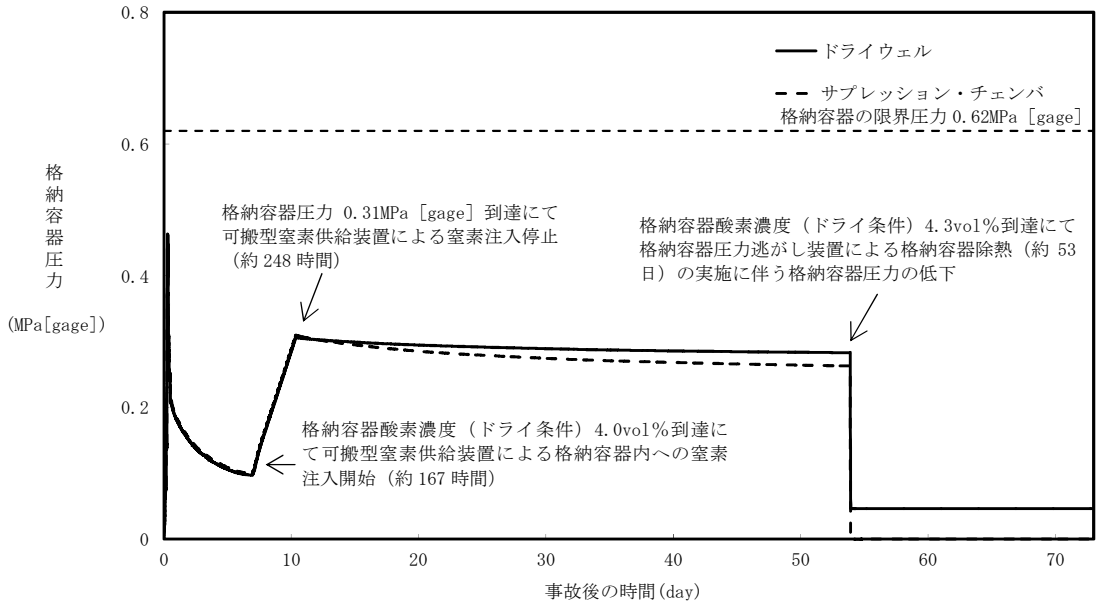

第 3.2－25 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）



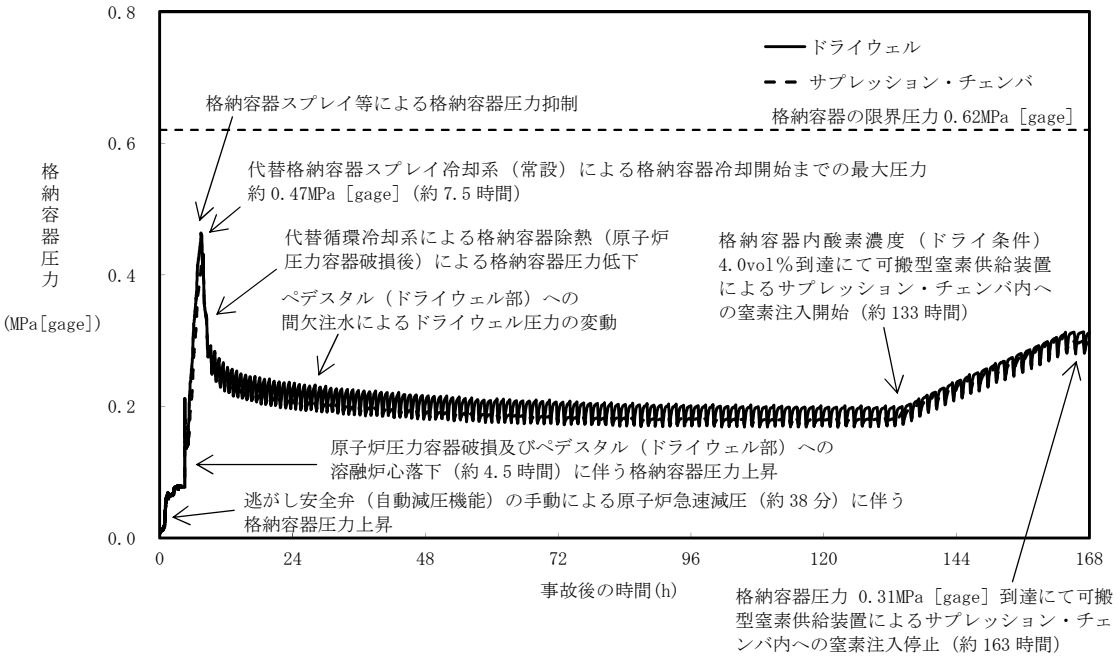

第 3.2－26 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）
（～8 時間）



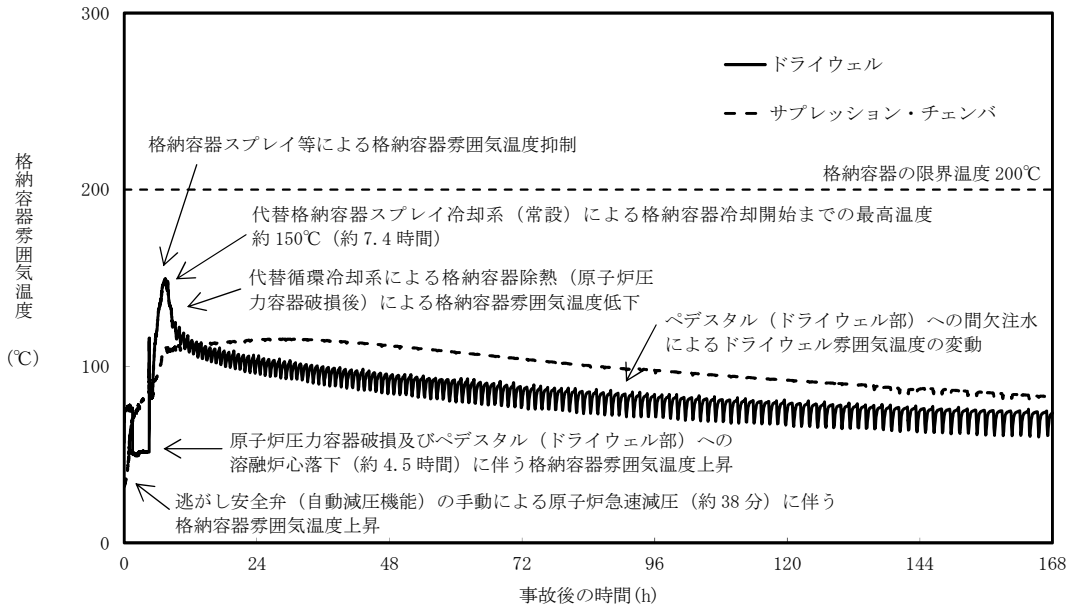

第 3.2－27 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）
（～8 時間）




第 3.2－28 図　格納容器圧力の推移（～73 日間）




第 3.2－29 図　原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の
格納容器圧力の推移




第 3.2－30 図　原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の
格納容器雰囲気温度の推移

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（1／5）

| 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。<br>全交流動力電源喪失を確認する。 | 125V系蓄電池Ａ系<br>125V系蓄電池Ｂ系 | － | 平均出力領域計装*<br>起動領域計装*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｃ電圧*<br>Ｍ／Ｃ　２Ｄ電圧*<br>緊急用Ｍ／Ｃ電圧 |
| 原子炉への注水機能喪失確認 | 原子炉スクラム後，原子炉水位は低下し続け，原子炉水位異常低下（レベル２）で原子炉隔離時冷却系が自動起動に失敗したことを確認する。<br>原子炉隔離時冷却系の自動起動に失敗したことを確認後，中央制御室からの遠隔操作により原子炉隔離時冷却系の手動起動を試みるが失敗したことを確認する。 | － | － | 原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>原子炉隔離時冷却系系統流量* |
| 早期の電源回復不能判断及び対応準備 | 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等の起動ができず，非常用高圧母線（6.9kV）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，常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電準備を開始する。 | － | － | － |
| 常設代替交流電源設備による緊急用母線の受電 | 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交流電源設備から緊急用母線を受電する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 緊急用Ｍ／Ｃ電圧 |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

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（2／5）

| 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 |
| 高圧代替注水系による原子炉注水 | 高圧代替注水系を起動し原子炉水位を回復する。 | 高圧代替注水系<br>サプレッション・チェンバ*<br>緊急用 125V 系蓄電池 | － | 原子炉水位（ＳＡ広帯域）<br>原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（広帯域）*<br>原子炉水位（燃料域）*<br>高圧代替注水系系統流量 |
| 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保 | 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，中央制御室にて非常用母線の負荷となっている緊急用海水系及び代替循環冷却系の弁を対象に，緊急用母線から電源が供給されるよう電源切替操作を実施する。また，中央制御室からの遠隔操作により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。 | 常設代替交流電源設備<br>緊急用海水ポンプ<br>軽油貯蔵タンク | － | 緊急用海水系流量（残留熱除去系熱交換器） |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱 | 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，代替循環冷却系による格納容器除熱を開始する。 | 常設代替交流電源設備<br>代替循環冷却系ポンプ<br>サプレッション・チェンバ*<br>軽油貯蔵タンク | － | 代替循環冷却系格納容器スプレイ流量<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>サプレッション・プール水温度 |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

：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（3／5）

| 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 |
| 炉心損傷確認 | 原子炉水位が更に低下し，炉心が露出し，炉心損傷したことを格納容器雰囲気放射線モニタにより確認する。 | － | － | 格納容器雰囲気放射線モニタ（D／W）<br>格納容器雰囲気放射線モニタ（S／C） |
| 逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧 | 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手動操作により逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を開放し，原子炉を急速減圧する。 | 125V 系蓄電池Ａ系<br>125V 系蓄電池Ｂ系<br>逃がし安全弁（自動減圧機能）* | － | 原子炉水位（ＳＡ燃料域）<br>原子炉水位（燃料域）*<br>原子炉圧力（ＳＡ）<br>原子炉圧力* |
| 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）水位の確保 | 代替循環冷却系による格納容器除熱を開始後，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）への注水を実施する。 | 常設代替交流電源設備<br>常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>軽油貯蔵タンク | － | 低圧代替注水系格納容器下部注水流量<br>格納容器下部水位<br>代替淡水貯槽水位 |
| 水素濃度及び酸素濃度監視設備の起動 | 炉心損傷が発生すれば，ジルコニウム－水反応等により水素が発生し，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，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保を実施後，中央制御室からの遠隔操作により水素濃度及び酸素濃度監視設備を起動し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を確認する。 | 常設代替交流電源設備<br>軽油貯蔵タンク | － | 格納容器内水素濃度（ＳＡ）<br>格納容器内酸素濃度（ＳＡ） |
| 原子炉圧力容器破損確認 | 原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達した場合には，原子炉圧力容器の破損を速やかに判断するために格納容器下部水温を継続監視する。<br>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。 | － | － | 原子炉圧力容器温度<br>格納容器下部水温 |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

：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（4／5）

| 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 |
| 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） | 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り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開始する。 | 常設代替交流電源設備<br>常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>軽油貯蔵タンク | － | 低圧代替注水系格納容器スプレイ流量（常設ライン用）<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>代替淡水貯槽水位 |
| 溶融炉心への注水 | 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）を実施後，中央制御室からの遠隔操作により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）注水をペデスタル（ドライウェル部）水位 2.75m まで実施する。以降は，2.25m から 2.75m の範囲に水位を維持する。ただし，高さ 0.2m までの溶融炉心堆積が検知されない場合は，0.5m から約 1m の範囲に水位を維持する。 | 常設代替交流電源設備<br>常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>軽油貯蔵タンク<br>コリウムシールド | － | 低圧代替注水系格納容器下部注水流量<br>格納容器下部水温<br>格納容器下部水位<br>代替淡水貯槽水位 |
| 代替循環冷却系による格納容器除熱（原子炉圧力容器破損後） | 原子炉圧力容器破損後，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）により格納容器圧力が低下することを確認した後は，中央制御室からの遠隔操作により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。 | 常設代替交流電源設備<br>代替循環冷却系ポンプ<br>サプレッション・チェンバ*<br>軽油貯蔵タンク | － | 代替循環冷却系原子炉注水流量<br>代替循環冷却系格納容器スプレイ流量<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>サプレッション・プール水温度 |

＊　既許可の対象となっている設備を重大事故等対処設備に位置付けるもの

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（5／5）

| 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 |
| 代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却 | 代替循環冷却系による格納容器除熱（原子炉圧力容器破損後）を実施後，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一旦停止する。ただし，格納容器圧力が上昇し，0.465MPa［gage］に到達した場合は，中央制御室からの遠隔操作により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開始し，格納容器圧力が 0.400MPa［gage］到達により格納容器冷却を停止する。 | 常設代替交流電源設備<br>常設低圧代替注水系ポンプ<br>代替淡水貯槽<br>軽油貯蔵タンク | － | 低圧代替注水系格納容器スプレイ流量（常設ライン用）<br>ドライウェル圧力<br>サプレッション・チェンバ圧力<br>代替淡水貯槽水位 |
| 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達した場合，可搬型窒素供給装置を用いて格納容器内へ窒素を注入することで，格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する。 | － | 可搬型窒素供給装置 | 格納容器内酸素濃度（ＳＡ） |
| タンクローリによる燃料給油操作 | 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窒素供給装置に燃料給油を実施する。 | 可搬型設備用軽油タンク | タンクローリ | － |

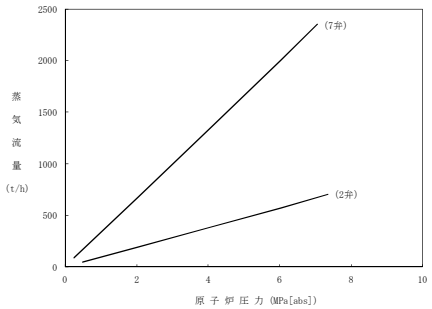
第 3.2－2 表　主要解析条件（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（1／5）

| 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 | 定格原子炉熱出力として設定 |
| | 原子炉圧力<br>（圧力容器ドーム部） | 6.93MPa［gage］ | 定格原子炉圧力として設定 |
| | 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） | 通常運転時の原子炉水位として設定 |
| | 炉心流量 | 48,300t／h | 定格流量として設定 |
| | 燃料 | ９×９燃料（Ａ型） | － |
| | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI／ANS-5.1-1979<br>燃焼度 33GWd／t | 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として設定 |
| | 格納容器体積<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 設計値 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値に基づき設定） |
| | 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） | 真空破壊装置の設計値 |
| | サプレッション・プール水位 | 6.983m（通常運転範囲の下限値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa［gage］ | 通常運転時の格納容器圧力を包絡する値 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 |

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

| 項目 | | 主要解析条件 | 条件設定の考え方 |
|---|---|---|---|
| 初期条件 | 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） | 過去の知見に基づき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 |
| | コンクリート以外の構造材の扱い | 鉄筋は考慮しない | 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 |
| | 原子炉圧力容器下部及びペデスタル（ドライウェル部）内構造物の扱い | ペデスタル（ドライウェル部）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 |
| | ペデスタル（ドライウェル部）水張り水位 | ペデスタル（ドライウェル部）床面から 1m | 炉心損傷後の原子炉圧力容器破損による原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用及び溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和効果を考慮し設定 |
| 事故条件 | 起因事象 | 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 |
| | 安全機能等の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能，低圧注水機能及び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 | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定するとともに，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を設定 |
| | 外部電源 | 外部電源なし | 安全機能の喪失に対する仮定に基づき設定<br>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 |
| | 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（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（3／5）

| 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 | 原子炉スクラム信号 | 原子炉水位低（レベル３）信号 | 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）信号にてスクラムするものとして設定 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁が閉止するものとして設定 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 |
| | 逃がし安全弁 | 安全弁機能<br>7.79MPa［gage］×2 個，385.2t／h（1 個当たり）<br>8.10MPa［gage］×4 個，400.5t／h（1 個当たり）<br>8.17MPa［gage］×4 個，403.9t／h（1 個当たり）<br>8.24MPa［gage］×4 個，407.2t／h（1 個当たり）<br>8.31MPa［gage］×4 個，410.6t／h（1 個当たり） | 逃がし安全弁の安全弁機能の設計値として設定 |
| | | 逃がし安全弁（自動減圧機能）の 2 個を開することによる原子炉急速減圧<br>＜原子炉圧力と逃がし安全弁 2 個の蒸気流量の関係＞<br>  <br> | 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 |

第 3.2－2 表　主要解析条件（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）（4／5）

| 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 | 代替格納容器スプレイ冷却系（常設） | 原子炉圧力容器破損後：<br>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：<br>130m$^3$／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 |
| | 格納容器下部注水系（常設） | 80m$^3$／h にてペデスタル（ドライウェル部）へ注水 | 溶融炉心の冠水が継続可能な流量として設定 |
| | 代替循環冷却系 | 原子炉圧力容器破損前：<br>格納容器スプレイ：250m$^3$／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を考慮して設定 |
| | | 原子炉圧力容器破損後：<br>総循環流量：250m$^3$／h<br>　格納容器スプレイ：150m$^3$／h<br>　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 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：約 14MW<br>（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において） | 熱交換器の設計性能に基づき，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 |
| | 可搬型窒素供給装置 | 総注入流量：200m$^3$／h<br>　窒素：198m$^3$／h<br>　酸素：2m$^3$／h<br>ガス温度：30℃ | 総注入流量は格納容器内の酸素濃度上昇抑制に必要な流量として設定<br>酸素注入流量は純度 99vol%を考慮して残り全てを酸素として設定<br>ガス温度は気象条件を考慮して設定 |
| | コリウムシールド | 材料：ジルコニア耐熱材<br>侵食開始温度：2,100℃ | 材料は，コンクリートの侵食を抑制する観点から設定<br>侵食開始温度は，ジルコニア耐熱材の侵食試験結果に基づき設定 |

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

| 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設定 |
| | 緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作 | 事象発生から 90 分後 | 緊急用海水系及び代替循環冷却系の操作所要時間を踏まえて設定 |
| | 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後） | 原子炉圧力容器破損 6 分後に開始し，格納容器圧力の低下から 30 分後に停止 | 原子炉圧力容器破損の判断及び操作実施に必要な時間を考慮して設定 |
| | 格納容器下部注水系によるペデスタル（ドライウェル部）注水操作 | 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後）開始から 1 分後に開始し，ペデスタル（ドライウェル部）水位 2.75m に到達した時点で停止<br>その後は，2.25m まで低下した時点で開始し，2.75m に到達した時点で停止 | 操作実施に必要な時間を考慮して設定<br>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設定 |
| | 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（格納容器圧力制御） | 格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達した場合に開始<br>格納容器圧力が 0.400MPa［gage］以下となった時点で停止 | 格納容器圧力の抑制効果を踏まえて設定 |
| | 可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達した場合に開始 | 格納容器内酸素濃度がベント基準である 4.3vol%（ドライ条件）に到達することを防止する観点で設定 |

# 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

原子炉への注水手段がなく原子炉圧力容器の破損に至るおそれがある場合には，原子炉圧力容器高圧破損防止のための原子炉手動減圧を実施する必要がある。この際，蒸気冷却による燃料の冷却効果に期待するために原子炉減圧を遅らせ，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％上の位置」（以下「ＢＡＦ＋20％」という。）に到達した場合に，逃がし安全弁（自動減圧機能）2個で原子炉の減圧を実施する手順としている。

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

(1)　原子炉手動減圧のタイミングについて

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「Ｌ１」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。減圧に用いる逃がし安全弁（自動減圧機能）の弁の個数は，7個（逃がし安全弁（自動減圧機能）全て），2個及び1個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，それぞれの弁の個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，おおむねＬ１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，Ｌ１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の個数について

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，逃がし安全弁（自動減圧機能）1個の場合の水素発生量が大きくなっている。また，減圧時の炉内蒸気流量の観点では，逃がし安全弁（自動減圧機能）7個の場合よりも逃がし安全弁（自動減圧機能）2個の場合の方が，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考える。

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，弁の個数が少ないほど長くなるが，いずれの場合も原子炉圧力容器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溶融炉心落下量など，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の個数は逃がし安全弁（自動減圧機能）2個とした。

(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に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蒸気冷却効果，水素発生量及び被覆管に対する負荷の観点から定めているものであり，妥当であると考える。

(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ＢＡＦ＋20％に到達する時点（事象発生から約 38 分後）では，原子炉圧力容器内の気相部温度は飽和温度を超えているが，ドライウェル内の気相部温度は 80℃程度であることから，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炉心損傷を判断した時点で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。

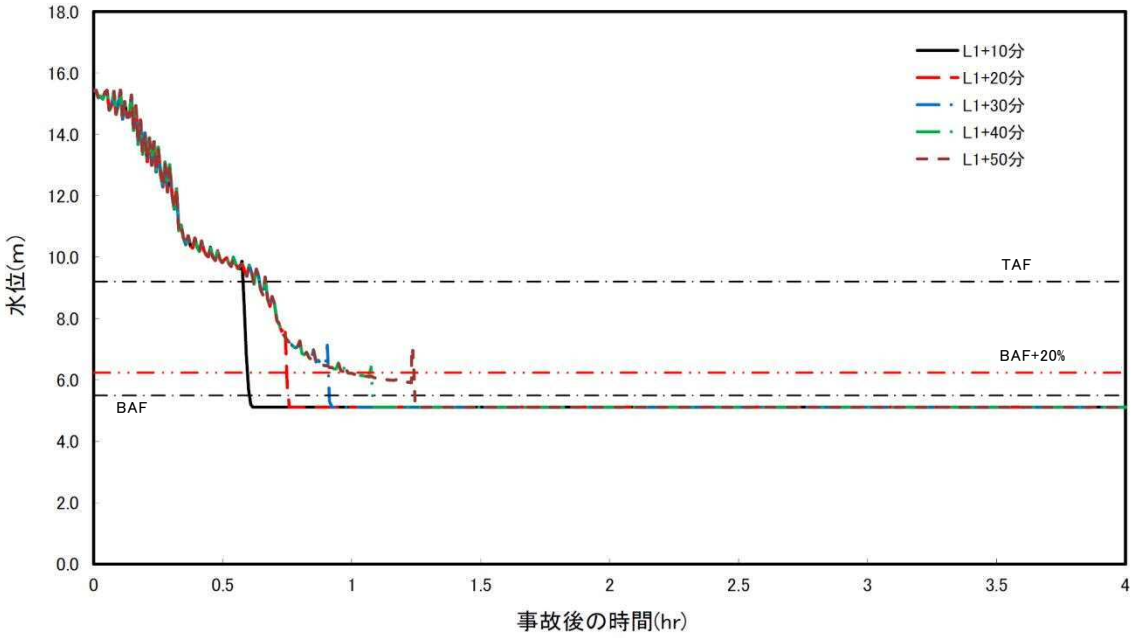
[1] “ABWR Design Control Document [Tier2, Chapter18, Human Factors Engineering]”, GE Nuclear Energy, Mar.1997.

第１表　原子炉手動減圧に関する解析結果

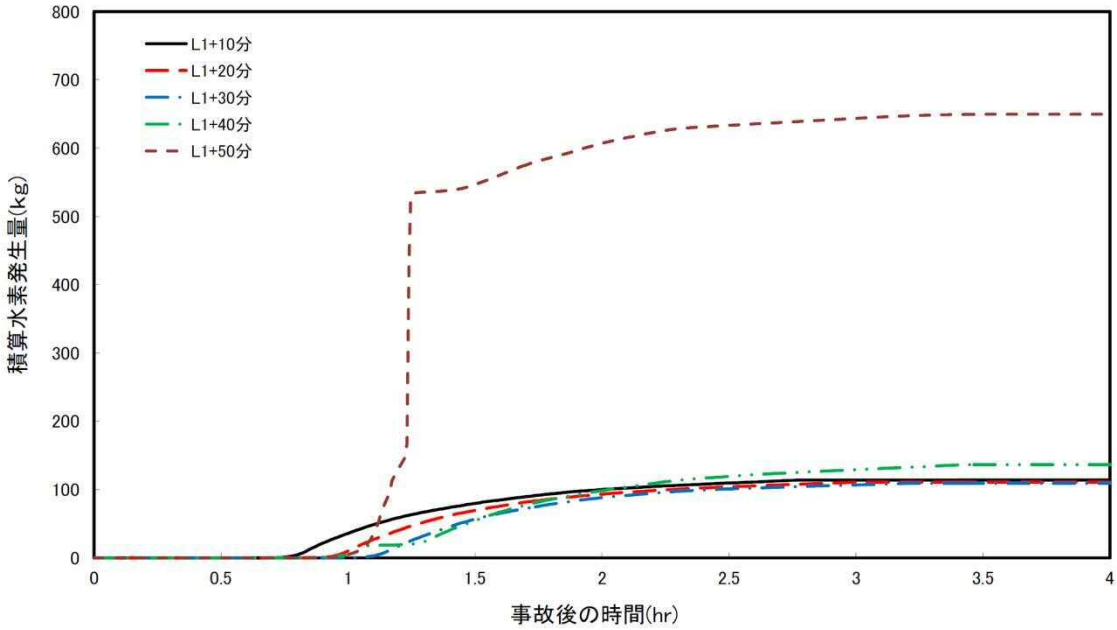
| 減圧弁数 | L1 到達後の時間遅れ[分] | 水素発生量[kg] | 被覆管への荷重* |
|---|---|---|---|
| 逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個 | 10 | 114 | 87 |
| | 20 | 111 | 78 |
| | 30 | 109 | 163 |
| | 40 | 137 | 119 |
| | 50 | 650 | 68 |
| 逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個 | 10 | 272 | 40 |
| | 20 | 253 | 106 |
| | 30 | 295 | 92 |
| | 35 | 295 | 51 |
| | 40 | 578 | 98 |
| 逃がし安全弁（自動減圧機能）1 個 | 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]

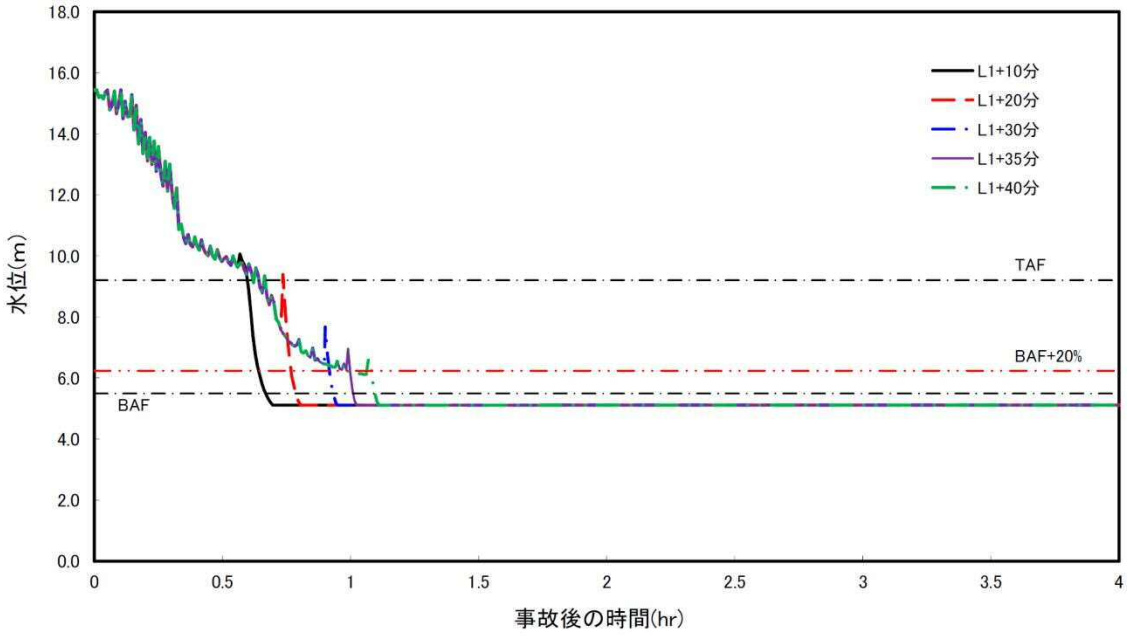
（減圧時に燃料被覆管が受ける荷重としては，燃料被覆管内外の圧力差による応力等が考えられ，蒸気流量の増加とともに大きくなると考えられることから，加わる荷重の指標として蒸気流量を参考としている）



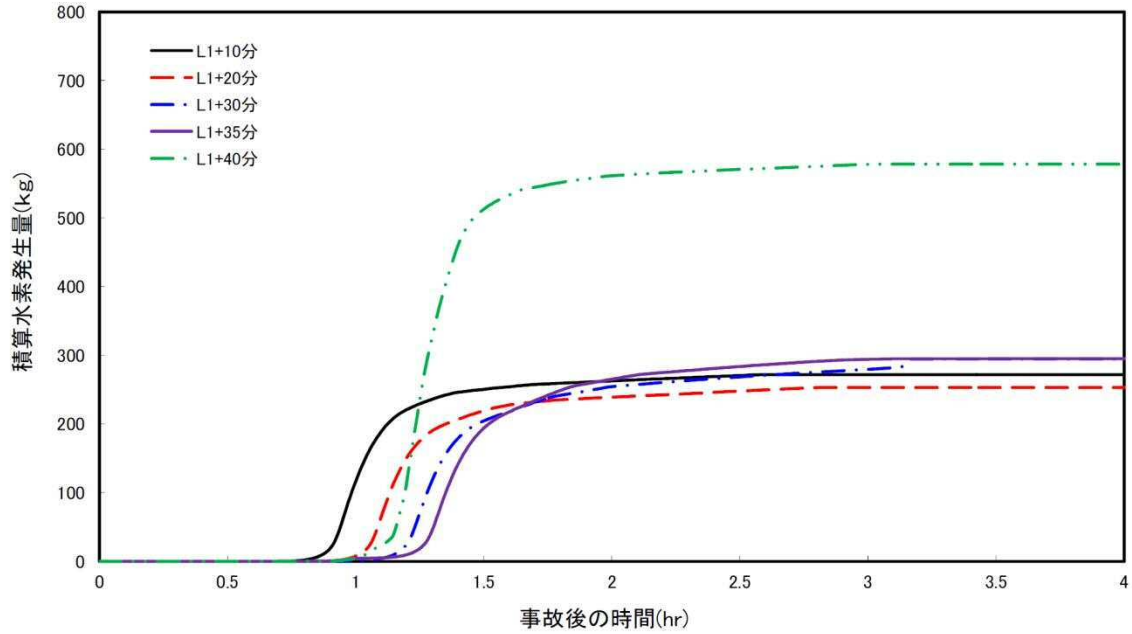

第１図　原子炉水位の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）７個）



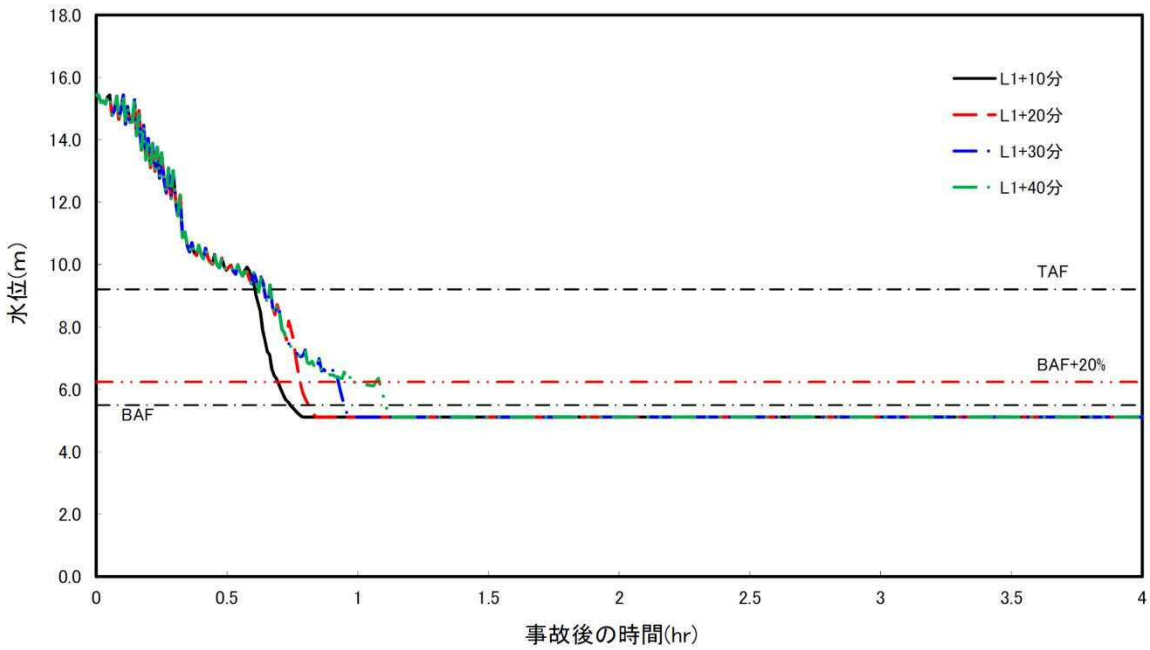

第２図　積算水素発生量の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）７個）



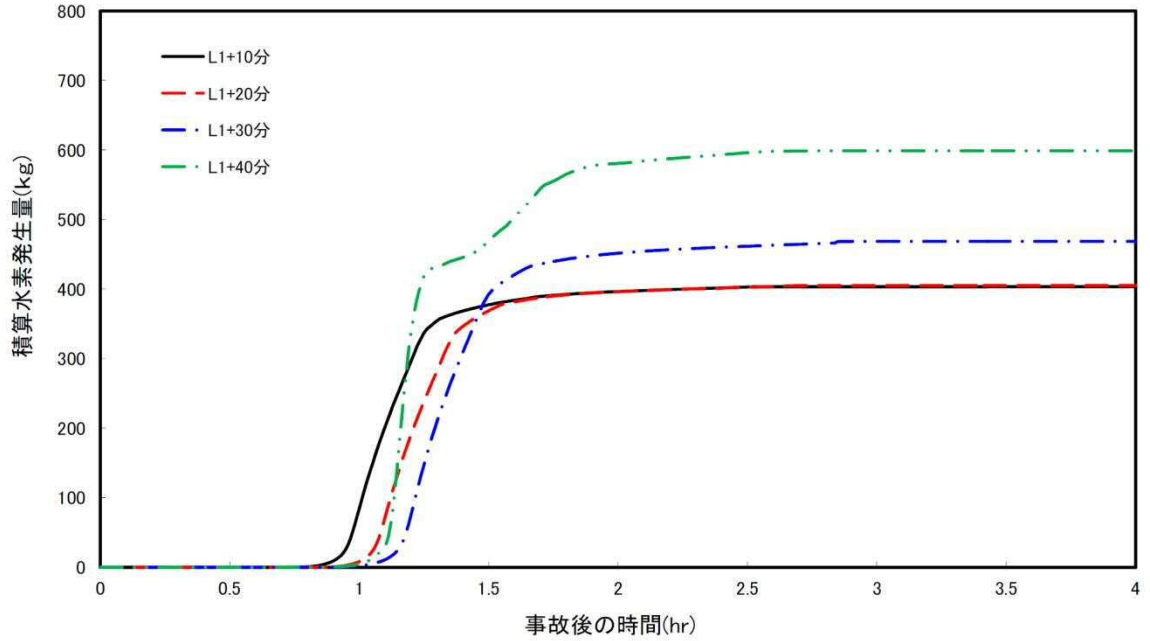

第３図　原子炉水位の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）２個）




第４図　積算水素発生量の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）２個）




第５図　原子炉水位の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）１個）




第６図　積算水素発生量の時間変化（逃がし安全弁（自動減圧機能）１個）

# 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，溶融炉心が原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）の炉心下部プレナムに落下（リロケーション）し，その後ＲＰＶが破損することとなるが，リロケーション後のＲＰＶ破損のタイミングには不確かさが存在する。ＲＰＶ破損後は，ペデスタル（ドライウェル部）に溶融炉心が落下することにより，ペデスタル（ドライウェル部）のプール水の蒸発及び水蒸気発生に伴う格納容器圧力上昇が生じることから，格納容器スプレイ及びペデスタル(ドライウェル部)注水を実施するために，ＲＰＶ破損を速やかに判断する必要がある。

このため，ＲＰＶ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，ＲＰＶ破損の徴候を検知し，徴候を検知した以降のＲＰＶ破損に至るまでの間はＲＰＶ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，ＲＰＶ破損の速やかな判断が可能となるようにする。

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。

①ＲＰＶ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，ＲＰＶ破損と同様の傾向を示すことがないパラメータ（ＲＰＶ破損の誤検知防止）（別添）

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（ＲＰＶ破損の速やかな判断）

※　原子炉注水機能が喪失した状態でＲＰＶが破損した場合には，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，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（ドライウェル部）へ落下する可能性が高いと考えられる。ただし，ＲＰＶ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（ドライウェル部）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，ＲＰＶ破損の速やかな判断を可能とする。

【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」

・ＲＰＶ下鏡部温度（第１図）が「300℃到達」

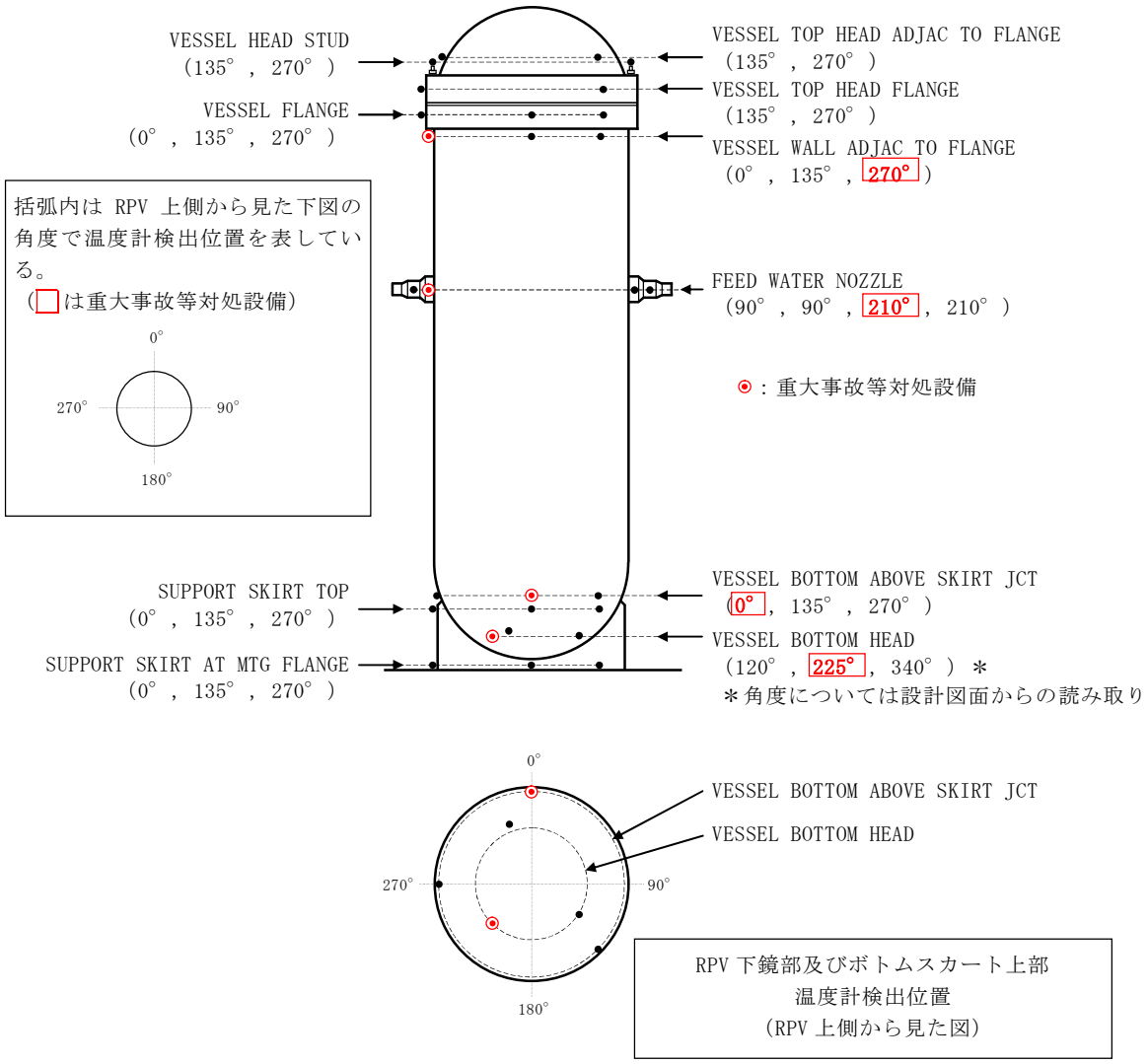
【破損判断パラメータ】

・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”“ドライウェル圧力の上昇”“ペデスタル（ドライウェル部）雰囲気温度の上昇”“ドライウェル雰囲気温度の上昇”等を破損判断パラメータ（ＲＰＶ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（ＲＰＶ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ＲＰＶ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ＲＰＶ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，溶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，ＲＰＶ破損を誤検知する可能性や速やかな判断に支障を来す可能性がある。このため，ＲＰＶ破損の判断パラメータから除外するとともに，新規にペデスタル（ドライウェル部）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 | ・ＲＰＶ下鏡部温度により破損徴候を判定した以降，ペデスタル（ドライウェル部）の水温が顕著に上昇するのはＲＰＶ破損時のみであり，ＲＰＶ破損の誤検知のおそれはない。<br>・少量の溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）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破損の速やかな判断が可能。 |
| 【従来の破損判断パラメータ等】 | |
| ・原子炉圧力<br>・ドライウェル圧力<br>・ドライウェル雰囲気温度<br>・ペデスタル（ドライウェル部）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<br>（・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。<br>又は<br>・少量の溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）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

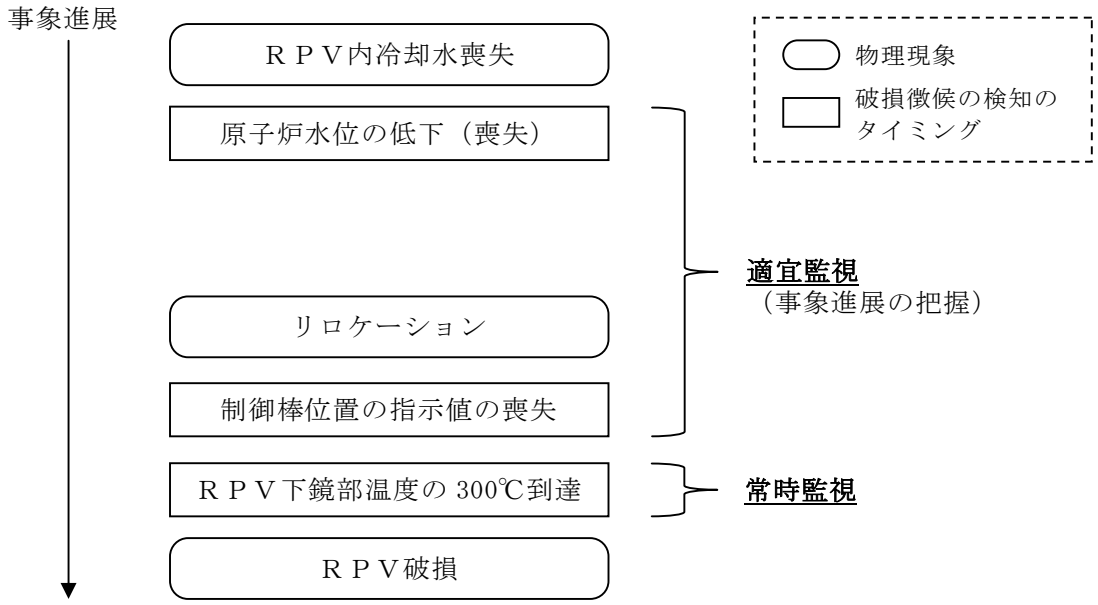
3.　個別パラメータによる検知の考え方について

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

(1)　ＲＰＶ破損の徴候の検知方法について

第２図のとおり，事象発生後は，ＲＰＶ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“ＲＰＶ下鏡部温度の 300℃到達”が検知され，その後ＲＰＶ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，“ＲＰＶ下鏡部温度の 300℃到達”を検知すればやがてＲＰＶ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　ＲＰＶ破損までの事象進展

(2)　ＲＰＶ破損の検知方法について

ＲＰＶ破損の誤検知防止及びＲＰＶ破損の速やかな判断の観点から，“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，ＲＰＶ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，測温部に高温の溶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，溶融炉心との反応に伴い測温部の導線周囲の絶縁材（ＭｇＯ）の溶融等が発生すると，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)　ＲＰＶ下鏡部温度の監視に使用する計器について

ＲＰＶ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，重大事故等時の耐環境性を有していない等の理由により，重大事故等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等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 箇所に設置することから，重大事故等対処設備の計器の監視によりＲＰＶ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ＲＰＶ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ＲＰＶ破損判断の遅れを

防止する観点から，ＲＰＶ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ＲＰＶ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，重大事故等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，重大事故等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ＲＰＶ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）”，“ＲＰＶ下鏡部温度の 300℃到達”）により事象の進展及びＲＰＶ破損の徴候が確認可能であり，“ＲＰＶ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，重大事故等時に制御棒位置の指示値が確認できない場合でも，ＲＰＶ破損判断の成立性に与える影響はない。

4.　ＲＰＶ破損の判断時間について

上述のとおり，“ＲＰＶ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ＲＰＶが破損して溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）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ＲＰＶが破損したタイミング」から「ＲＰＶ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，ＲＰＶ破損から７分後にペデスタル（ドライウェル部）への注水を開始する設定としている。

なお，添付資料 3.2.14 に記載のとおり，ペデスタル（ドライウェル部）水位を 1m とした場合，ＲＰＶ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 21 分間，事象進展の早い大破断ＬＯＣＡ事象の場合で約 15 分間であり，ＲＰＶ破損から７分後にペデスタル（ドライウェル部）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）によるペデスタル（ドライウェル部）注水流量は 80m$^3$／h であり，溶融炉心からの崩壊熱による蒸散量より十分多いため，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 14 分間（21 分－７分），大破断ＬＯＣＡ事象の場合で約８分間（15 分－７分）である。

別添

# 事象進展を踏まえたＲＰＶ破損判断の成立性

## 1.　はじめに

ＲＰＶ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，ＲＰＶ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ＲＰＶ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，ＲＰＶ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。“ＲＰＶ下鏡部温度の300℃到達”は，リロケーションに伴うＲＰＶ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，ＲＰＶ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，ＬＯＣＡ事象のそれぞれについて，ＲＰＶ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

ＲＰＶ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)　ＬＯＣＡ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 | ＲＰＶ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 | ＲＰＶ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】 | | | |
| ドライウェル圧力 | 有意な変化なし | 上昇 | ＲＰＶ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，ドライウェル圧力に有意な変化はない |
| ドライウェル雰囲気温度 | 有意な変化なし | 上昇 | ＲＰＶ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，ドライウェル雰囲気温度に有意な変化はない |
| ペデスタル（ドライウェル部）雰囲気温度 | 有意な変化なし | 上昇 | ペデスタル（ドライウェル部）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（ＬＯＣＡ事象）

| パラメータ | 破断口からの蒸気流出 | ＲＰＶ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 | ＲＰＶ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】 | | | |
| ドライウェル圧力 | 上昇 | 上昇 | 同様の傾向を示す |
| ドライウェル雰囲気温度 | 上昇 | 上昇 | 同様の傾向を示す |
| ペデスタル（ドライウェル部）雰囲気温度 | 上昇 | 上昇 | 同様の傾向を示すが，ＲＰＶ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 |

# ペデスタル（ドライウェル部）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デスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」という。）内の水位管理対策の内容を以下に示す。

## 1. ペデスタルの構造及び設備概要

東海第二発電所のペデスタルの概要図を第１図(a)及び(b)に示す。

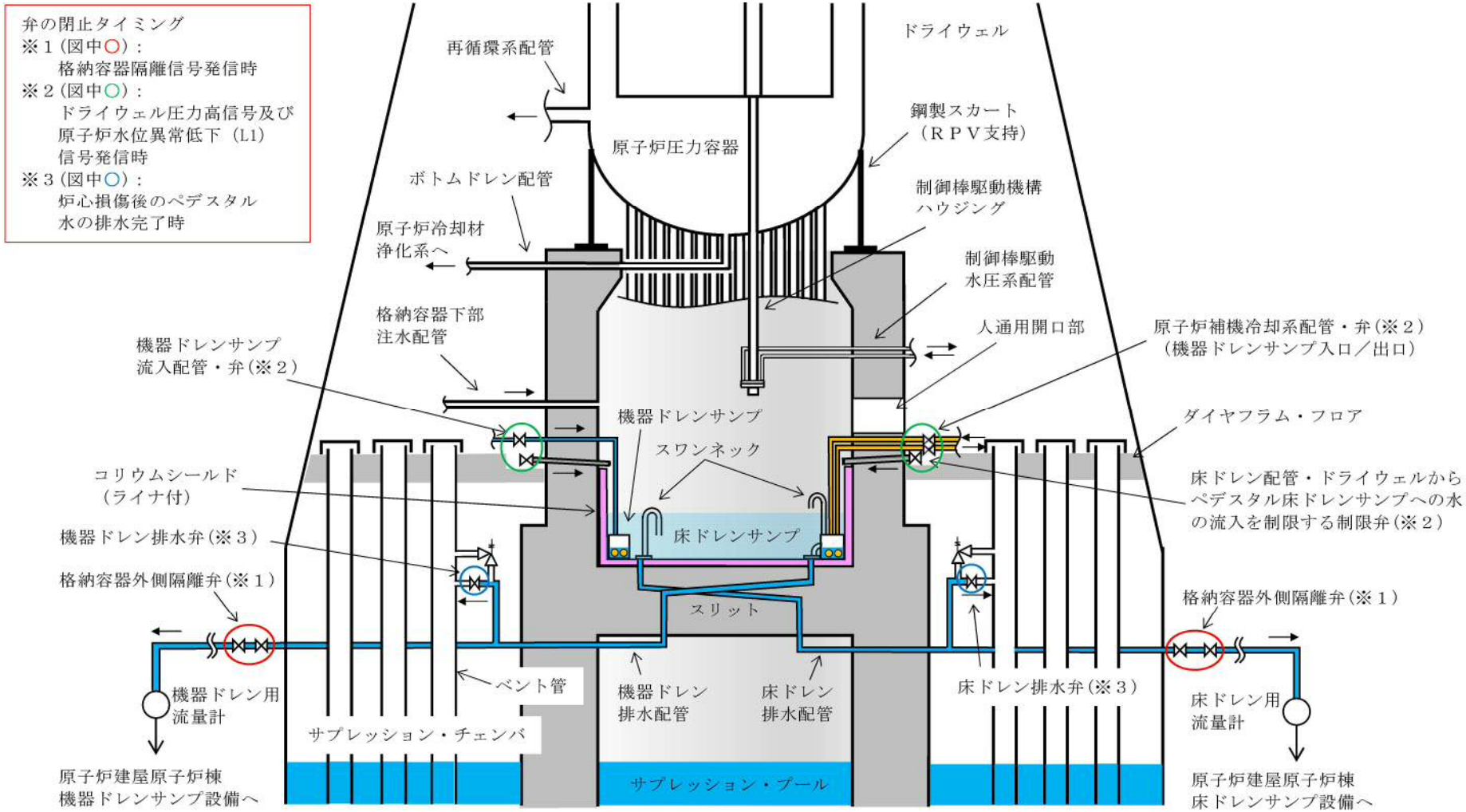
ペデスタル内の底面及び側面には，原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）が破損し溶融炉心（以下「デブリ」という。）が落下した際のペデスタル構造健全性確保のため，$ZrO_2$製のコリウムシールドを設置する。また，コリウムシールド内は床ドレンサンプとして用いるために，コリウムシールド表面にＳＵＳ製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに，その内側に機器ドレンサンプを設置する。

ドライウェ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サンプを冷却するための冷却水は，第１図(a)及び(b)のようにペデスタル側壁の貫通孔を通る配管により各ドレンサンプへ導かれる。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デスタル内へ接続し，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。

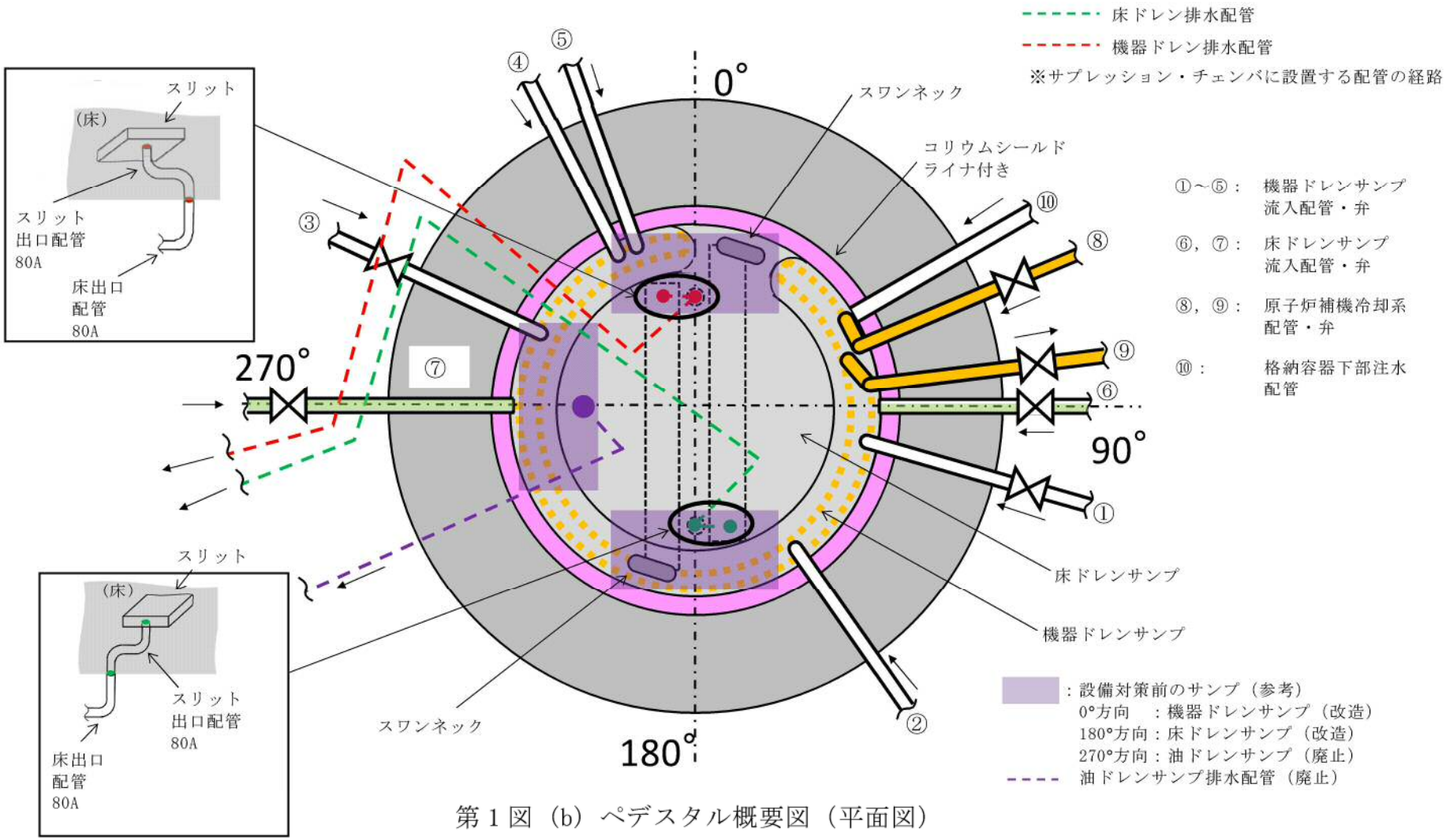
床ドレンサンプ内に流入した水は，1m に立ち上げたスワンネックから流出させ，スリット及び配管を通じて原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ排水する。また，排水配管を分岐させベント管へ接続することで，事故時においてペデスタルからサプレッション・チェンバへ排水する経路を設ける。

ペデスタルの側壁は鋼製スカートを介してＲＰＶを支持しており，ＲＰＶ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，ペデスタル内には制御棒駆動水圧系配管が敷設されている。




第１図（a）ペデスタル概要図（断面図）




第１図（b）ペデスタル概要図（平面図）

2.　水位管理方法

通常運転時及び事故時におけるペデスタル内水位の管理方法を以下に示す。

(1)　原子炉起動前及び通常運転時

原子炉起動前において，通常運転時のペデスタル床ドレンサンプの排水性を確保するため，消火系，補給水系又は純水系を使用して必要によりペデスタル内への事前水張りを行い，ペデスタル内水位を約 1m（約 27m$^3$）にし，通常運転時のペデスタルへの流入水の計測を可能とする。

通常運転時におけるペデスタル内へ流入する発生源が明らかな漏えい水として格納容器内のドライウェル内ガス冷却装置から発生する凝縮水等があり，これらが床ドレン水（ドライウェルエアークーラードレン含む。）として格納容器内の床ドレン配管からペデスタル内へ流入(2004 年 4 月 30 日～2011 年 3 月 11 日の通常運転時における実測値　多量時：約 6.8L／h，少量時：約 0.2L／h）する。なお，通常運転時に発生する格納容器内床ドレン水の放射能濃度は約 3.7Bq／ml である。

ペデスタル内へ流入した床ドレン水は,ペデスタル内水位が約 1m の状態で流入し，スワンネックから原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ排水されるため，その排水状況を格納容器床ドレン流量により確認することで，ペデスタル内水位が約 1m に維持されていることを確認できる。また，ペデスタル内水位が約 1m に維持されていることを格納容器下部水位にて確認することもできる。

原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の漏えいが発生した場合において，スワンネックから原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備に排水される過程で，格納容器床ドレン流量により原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の漏えい水を検出することが可能である。

(2)　事故発生からＲＰＶ破損まで

ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル１）信号により，ペデスタル内へ流入する配管（床ドレン配管，機器ドレン配管及び原子炉補機冷却系配管）に対してペデスタル外側に設置した制限弁を自動閉止し，ペデスタル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プレッション・チェンバへ排水され，ＲＰＶ破損までにペデスタル内水位は 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，ＲＰＶ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 30 分程度(注水開始操作に要する時間（17 分），水位 10cm 分の注水に要する時間（3 分），注水停止操作に要する時間（4 分）及び 5cm 分の排水に要する時間（5 分）に余裕を加味した時間）と想定され，炉心損傷後のペデスタル注水開始からＲＰＶ破損までの約 1.8 時間（事象進展の早い大破断ＬＯＣＡ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ＲＰＶ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・チェンバ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ＲＰＶ破損前に閉とし，ＲＰＶ破損後のペデスタル水のサプレッション・チェンバへの流出を防止する。

(3)　ＲＰＶ破損後

ＲＰＶ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，80m$^3$／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。

別添 1

# ペデスタル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「ＳＥ」という。）によるペデスタル構造への影響抑制のため，ＲＰＶ破損時のペデスタル水位を 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）によるペデスタル注水を実施する手順としており，注水開始後には 1m を超える水位がペデスタル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破損及びペデスタル注水開始後のペデスタル内の状況を推定し，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デスタル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デスタル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，溶融燃料－冷却材相互作用や溶融炉心・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 の溶融デブリが約 30 秒間でペデスタルへ全量落下する結果となっている。

3.　ＲＰＶ破損後のペデスタル内の水の状態とＳＥ発生抑制の考え方

ペデスタル内の初期水量及びペデスタル注水量と，ＲＰＶから落下するデブリの保有熱の関係より，ペデスタル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ＳＥ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，ＲＰＶ破損時にペデスタル内に存在する水量（水深 1m）は約 27m$^3$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，ペデスタルを満水（水深約 2.8m）とする水量は約 81m$^3$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。このデブリ量がペデスタル内に堆積した場合，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，ペデスタル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，ＲＰＶ破損後のペデスタル注水は 80m$^3$／h にて実施するが，デブリからペデスタル水への伝熱速度の観点からは，熱流束を 800kW／m$^2$一定※，伝熱面積をデブリ拡がり面積である 27m$^2$とすると，180m$^3$／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，ＲＰＶ破損後にはペデスタル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デスタル満水相当(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デスタル内の水は飽和状態に維持されるため，ＳＥの発生は抑制されると考えられる。

ペデスタル満水相当（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，水位を 2.25m から 2.75m の範囲に維持するようペデスタル注水を実施することで，サブクール度を小さく保ちＳＥの発生を抑制しながら，デブリの冷却を継続する。

また，ＲＰＶ破損後にＲＰＶ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ＲＰＶの破損口からペデスタルへ落下しペデスタル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ＳＥの発生は抑制されると考えられる。

・ＲＰＶからペデスタルへの落下水はＲＰＶ内に残存するデブリにより加熱され，また，ペデスタル内の水はペデスタルに落下したデブリにより加熱されているため，ペデスタル内の水は飽和状態を維持する

・ＲＰＶからペデスタルへの流入水のサブクール度が大きい場合，ＲＰＶ内の残存デブリは冷却されており，ペデスタルへ落下する可能性は低い

ただし，ペデスタル注水手順は，先述のＲＰＶ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デスタルへ落下してくる可能性を考慮しても，ＳＥ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／$m^3$） | [redacted] | 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（℃） | | |
| デブリ冷却後温度（℃） | 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　ペデスタル水の評価条件

| 項目 | 値 | 備考 |
|---|---|---|
| ペデスタル水密度（kg／$m^3$） | 1,000 | 概略値を使用 |
| ペデスタル水比熱（J／kgK） | 4,180 | |
| ペデスタル水初期温度（℃） | 35 | 外部水源温度 |
| ペデスタル水飽和温度（℃） | 135 | ＲＰＶ破損時のドライウェル圧力の包絡値（0.3MPa）における飽和温度 |
| ペデスタル水半径（m） | 2.936 | コリウムシールド厚さを15cmとした場合の，コリウムシールド内半径 |

別紙

デブリ少量落下時のＳＥ発生可能性を考慮したペデスタル注水管理について

原子炉注水機能が喪失しＲＰＶ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デスタル内の水は飽和状態となりＳＥの発生は抑制されると考えられることから，ＲＰＶ破損の検知後には，確実なデブリ冠水及び冷却のため，ペデスタル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)　ＲＰＶ破損前

ペデスタル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)　ＲＰＶ破損後

ＲＰＶ破損を判断した場合には，ペデスタル満水相当の水位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，水位を2.25mから2.75mの範囲に維持するようペデスタル注水を実施し，サブクール度を小さく保ちＳＥの発生を抑制する。

一方，ＲＰＶ破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等に，少量のデブリがペデスタルに落下し残りの大部分がＲＰＶ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，ペデスタル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ＲＰＶ内に残存したデブリが落下した際に万が一ＳＥ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)の手順によりペデスタルへの注水を管理す

ることとする。

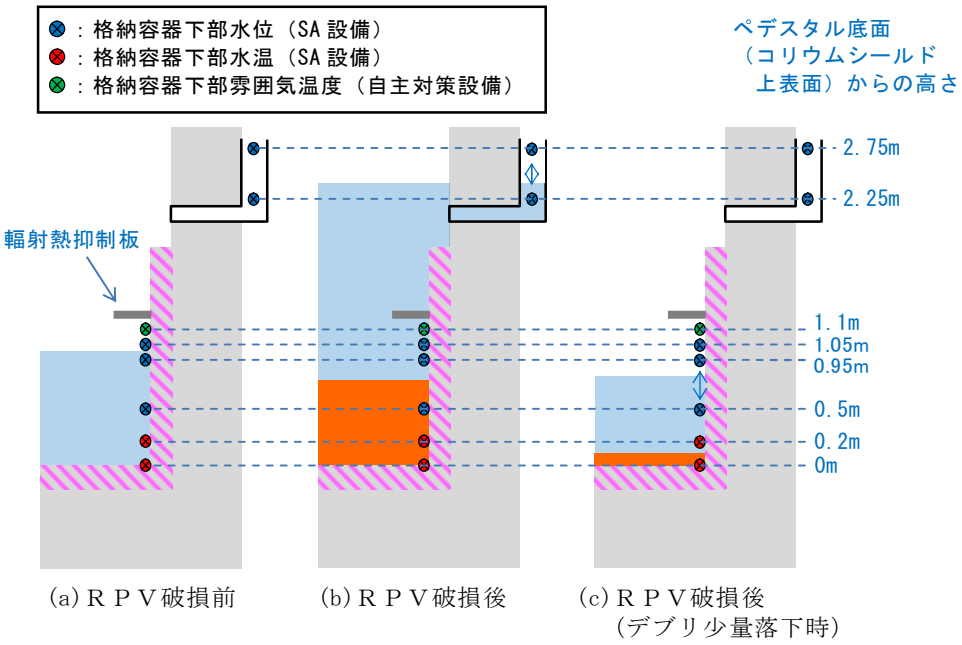
(c)　ＲＰＶ破損後（デブリの落下量が少量の場合）

ペデスタル満水（水深約 2.8m，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，ペデスタル底面から 0.2m 高さにデブリ検知器を設置し，ＲＰＶ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 までペデスタル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ＳＥ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，水位を 0.5m から 1m の高さで維持している間にデブリの冠水状態が維持されていることが別のパラメータにより参考情報として得られるよう，1m より上部に格納容器下部雰囲気温度を設置し，格納容器下部雰囲気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。万が一，デブリの冠水状態が維持されずに格納容器下部雰囲気温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当を超えて上昇する場合には，ペデスタルへの注水を判断する。

なお，人通用開口部下端（ペデスタル底面から約 2.8m 高さ）付近に設置されているターンテーブル等の構造物にデブリが付着した際にも，輻射熱の影響により格納容器下部雰囲気温度の指示が上昇することが考えられる。この格納容器下部雰囲気温度の指示上昇を抑制し，ペデスタル床面に落下したデブリの冠水状態が維持されずに気相部に露出したデブリからの輻射熱による雰囲気温度の上昇のみを計測可能とするため，格納容器下部雰囲気温度は蒸気密度が高い水面付近（ペデスタル底面から約 1.1m）に設置するとともに，検出部の上部に輻射熱抑制板を設置する。

ただし，構造物へのデブリの付着量や形状によっては，輻射熱の影響により格納容器下部雰囲気温度が機能喪失する可能性も考えられることから，格納容器下部雰囲気温度及び輻射熱抑制板は自主対策設備として設置する。




第１図　ペデスタル水位管理の概念図

別添 2

# ペデスタル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ＲＰＶ破損まで及びＲＰＶ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ペデスタル内床ドレンサンプ

・ドライウェ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）

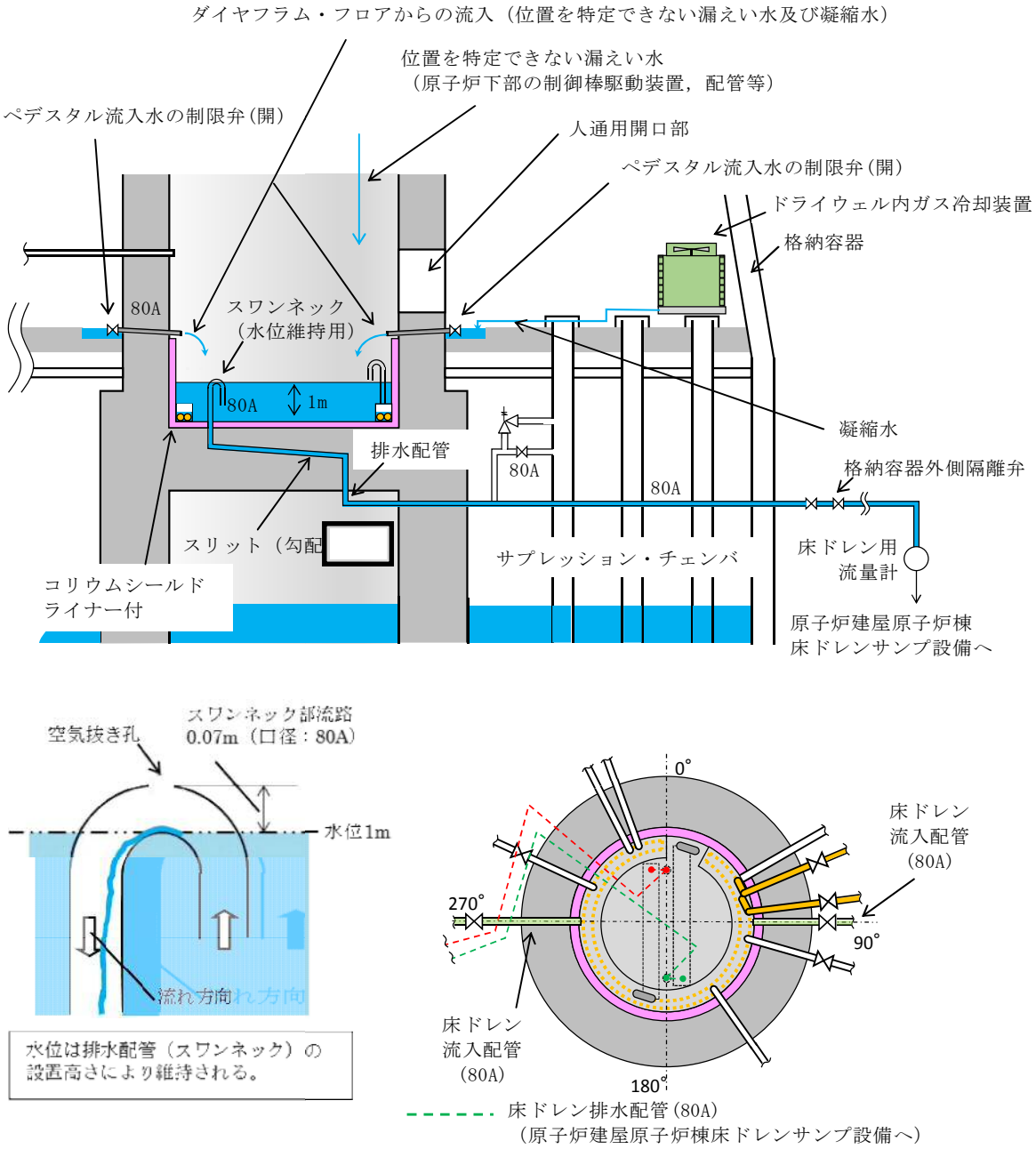
・サンプの水位は，サンプから排水する排水配管の入口（スワンネック）高さを床面から 1m に設定することで，常時 1m の水位を保つことが可能な設計とする。（第 1 図）

・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ェ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$m^3$／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ＲＰＶ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[redacted]を短くする観点から，スリットの勾配を[redacted]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　ペデスタル床ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図

②ペデスタル内機器ドレンサンプ

・再循環系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）

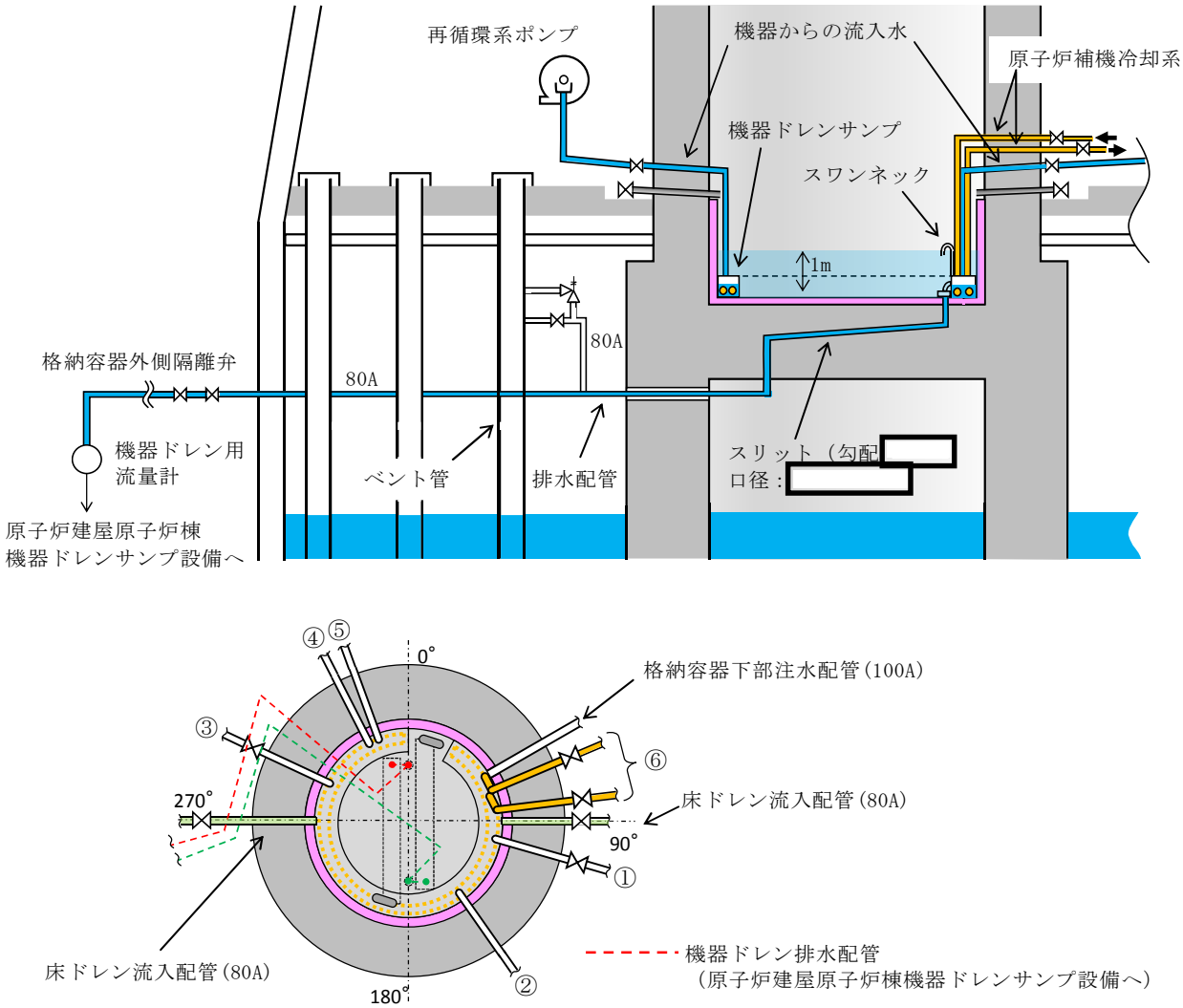
・ドレン水は，サンプ内で冷却（原子炉補機冷却系配管により）され，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプへ全量排出される設計とする。（第２図）

・原子炉補機冷却系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，5.70m$^3$／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[redacted]）を短くする観点から，スリットの勾配を[redacted]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 | 再循環系ポンプ(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 | 再循環系ポンプ(A)点検時のドレン(50A)(*2) | 常時排水なし |
| ③ | 再循環系ポンプ(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 | 再循環系ポンプ(B)点検時のドレン(50A)(*2) | 常時排水なし |
| ⑥ | 原子炉補機冷却系配管(50A) | 常時通水 |

*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　ペデスタル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，ペデスタル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

・ペデスタル床ドレンサンプへの流入水を遮断するため，ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル１）信号により，ペデスタル流入水の制限弁(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デスタル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・チェンバへ排水される設計とする。（第 3 図(a)(c)(d)）

b．ペデスタルへの流入水の排出

・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，ペデスタル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・チェンバへ自然排水される設計とする。（第 3 図(a)(c)(d)）

・事故時のペデスタル床ドレンサンプへの流入水により，ペデスタル床ドレンサンプの水位は上昇するが，ＲＰＶ破損までの間に，ペデスタル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デスタル床のコンクリート表面より [redacted] 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

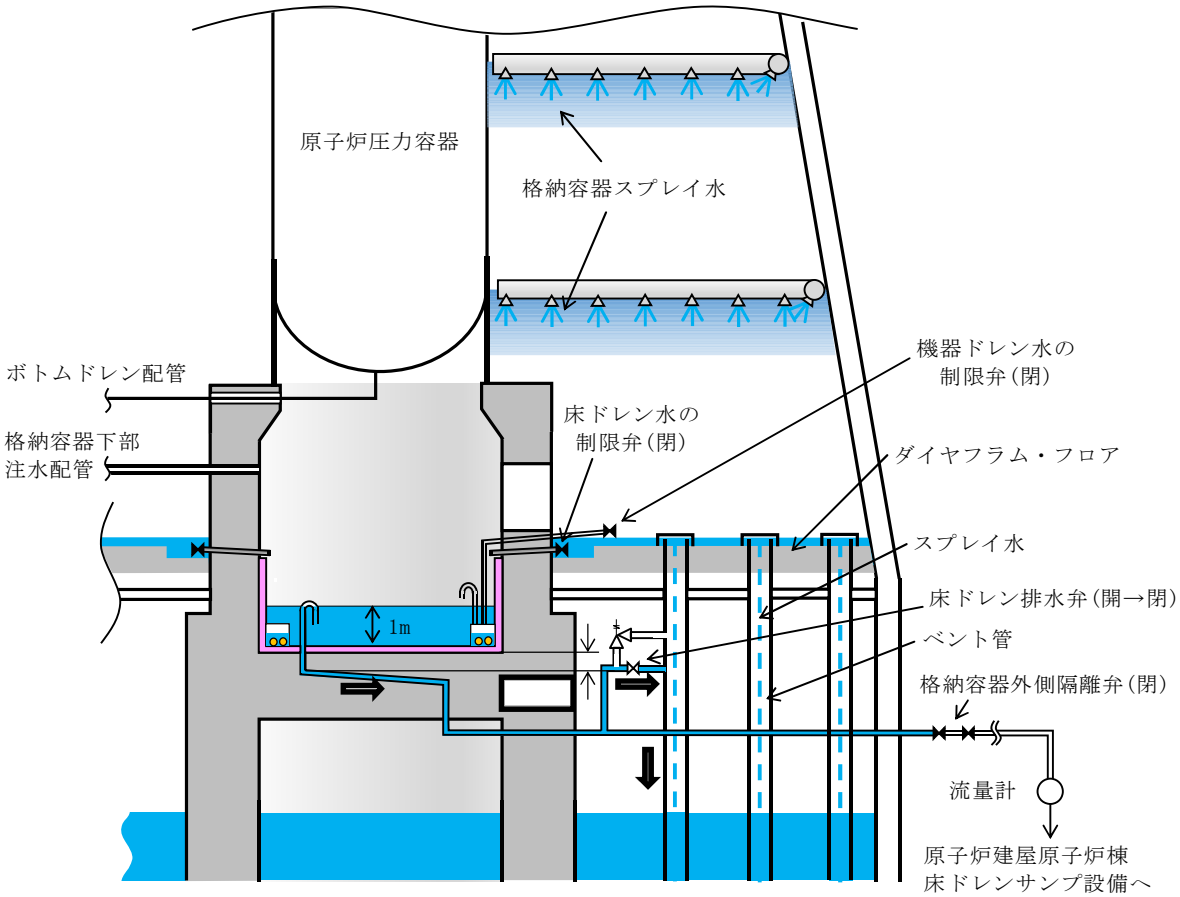
排水流量を確保する観点からは低い方が望ましいが，スリット内部でのデブリ凝固の確実性向上の観点からは，スリット内に水を保有させるためスリットより高くする必要がある。このため，床ドレン排水配管のベント管への接続高さは，床ドレン排水配管の下端位置がスリット高さ方向の流路（10mm）の上端の位置になるように設置する設計とする。（第３図(a)）

- 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，コリウムシールドな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（ペデスタル床のコンクリート表面から[redacted]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，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破損前のペデスタル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破損後のペデスタル水のサプレッション・チェンバ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破損後のペデスタル水がサプレッション･チェンバ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)）

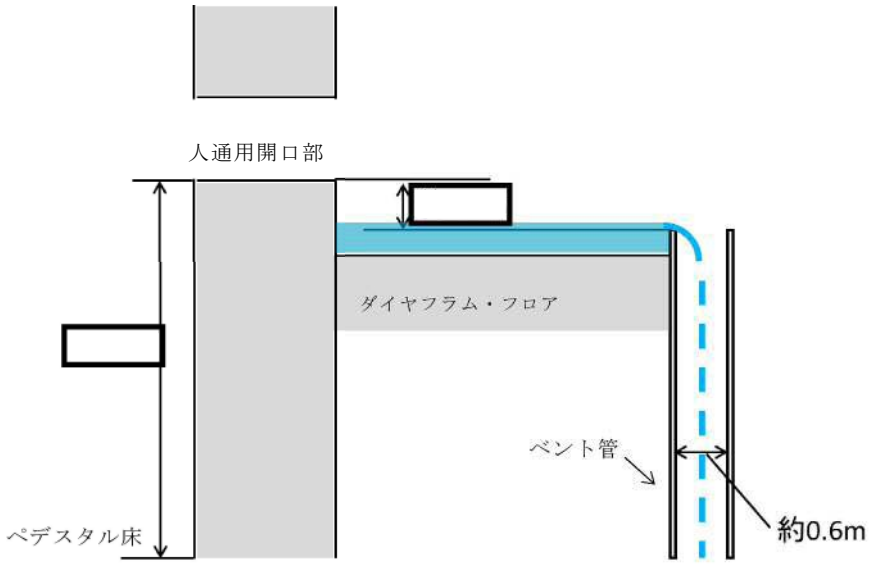



ペデスタルに流入した水はベント管（真空破壊弁が設置されていないもの）を介してサプレッション・チェンバへ排水される。ベント管は，格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが，ベント管は個数が 108 本あり，約 0.6m の直径を有していることから，ベント管の単位面積当たりに流れる格納容器スプレイ水等の流量は僅かであり，ペデスタルへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

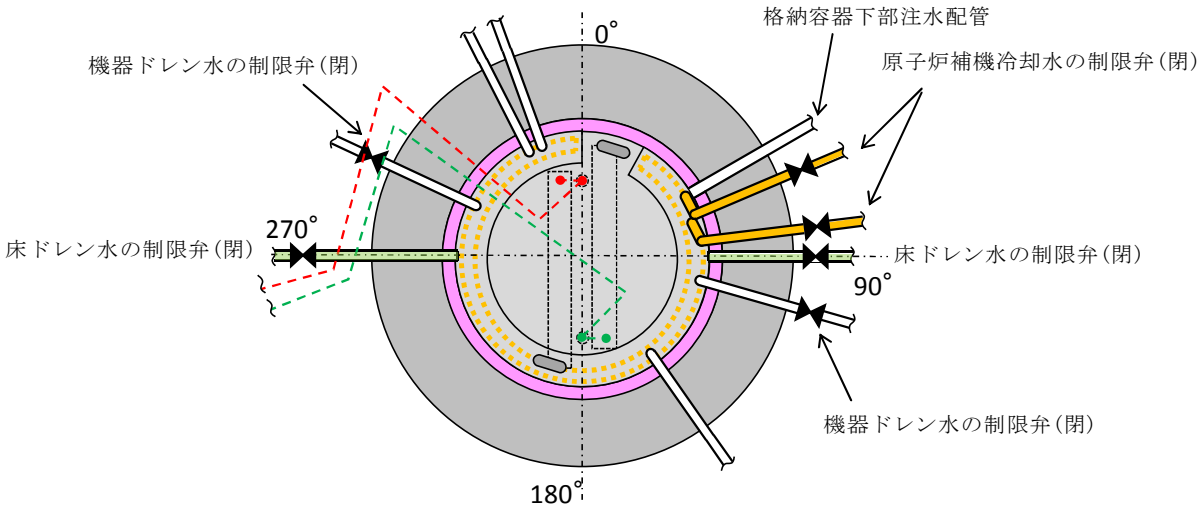
サプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は，ペデスタル床のコンクリート表面より[redacted]下であり，排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし，格納容器ベント中のサプレッション・プール水の最高水位は，ペデスタル床のコンクリート表面より約 0.62m 下であり，床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため，格納容器ベント中でも床ドレン排水配管が水没することはない。

【参考】最も高い位置の真空破壊弁はペデスタル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デスタル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）ペデスタル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



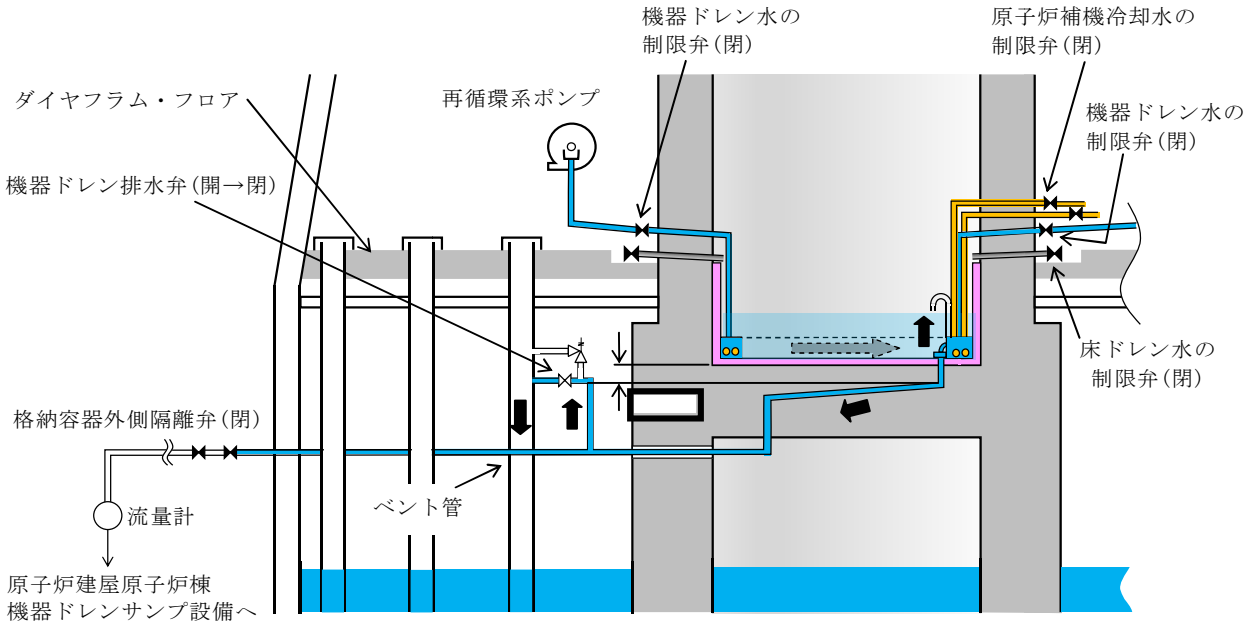

第 3 図（b）ペデスタル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要




第 3 図（c）ペデスタル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　ペデスタル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　ペデスタル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）ペデスタル床ドレンサンプの水位1m維持対策概要




第3図（e）ペデスタル床ドレンサンプの水位1m維持対策概要

(3)　ＲＰＶ破損後

①ＲＰＶ破損後に達成すべき条件

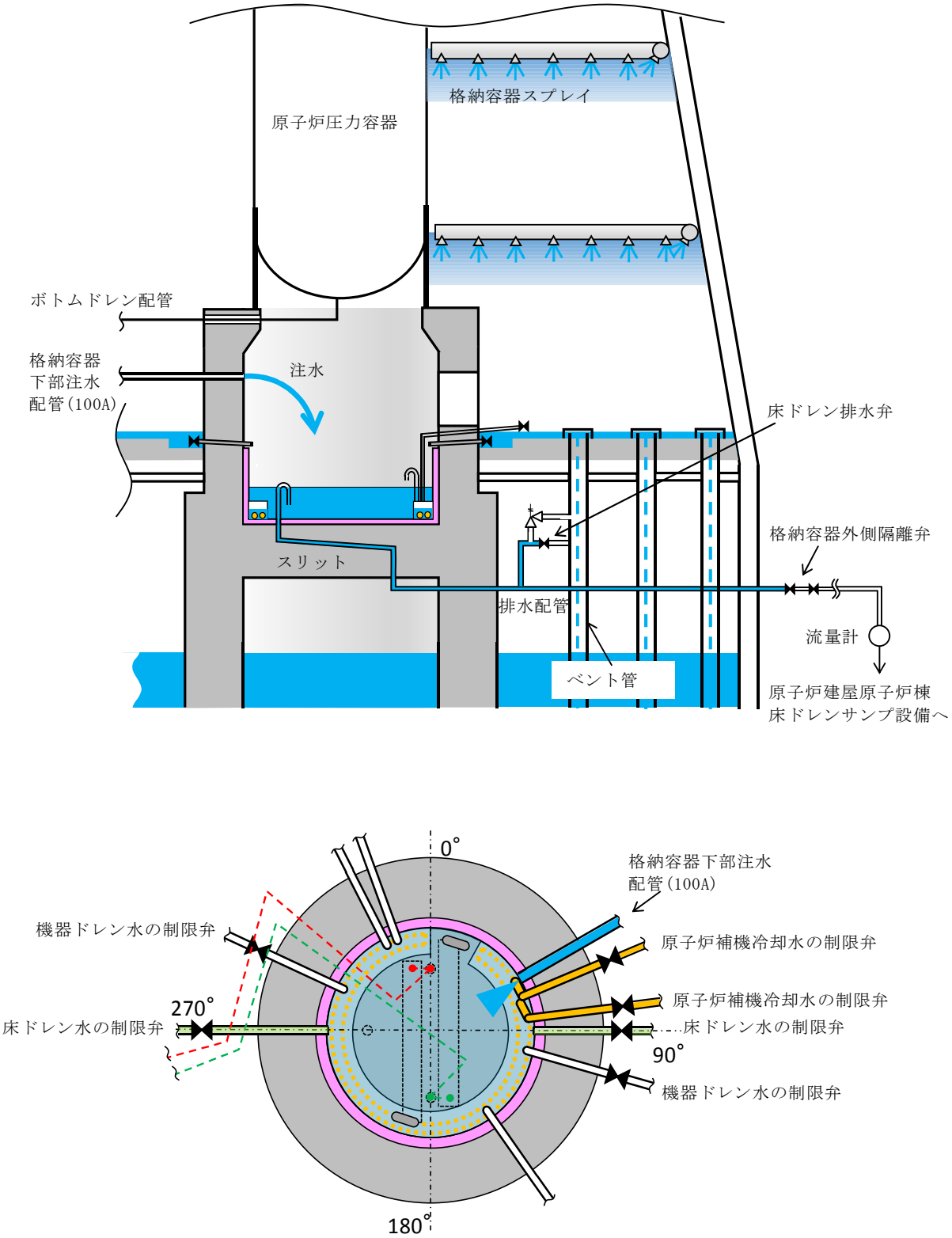
・ペデスタル床ドレンサンプへ落下したデブリを冷却するために，注水できること。

・ペデスタル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

・ＲＰＶ破損後，デブリが機器ドレン配管及び原子炉補機冷却系配管を溶融することにより，当該配管からペデスタル内へ内包水が流入することを防止するため，ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル１）信号により，ペデスタル流入水の制限弁（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）

・ＲＰＶ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　ペデスタル床ドレンサンプ注水概要図

別紙

事故発生からＲＰＶ破損までのペデスタル流入水の排水評価について

ＲＰＶが破損しデブリがペデスタルへ落下する際には，ＳＥの影響を抑制するためペデスタル内水位を 1m とすることとしている。これに対して，事故発生後にペデスタル内への水の流入があった場合でも，ＲＰＶ破損までにペデスタル内水位が 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デスタル内構造（添付資料 3.2.3 本文第 1 図参照）を基に，事故発生からＲＰＶ破損までの間にペデスタル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ＬＯＣＡ

ＲＰＶ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く，ＲＰＶ破損までに格納容器スプレイを実施することはない。一方で，大破断ＬＯＣＡ時に注水機能が喪失する事象（以下「ＬＯＣＡ事象」という）では，ドライウェル内への水の流出やＲＰＶ破損までの格納容器スプレイの実施により，ペデスタル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ＬＯＣＡ

ＲＰＶ破損を想定する評価事故シーケンスのうち，ペデスタル内におけるボトムドレンＬＯＣＡが生じた場合，ＲＰＶからペデスタル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ＳＥの発生可能性は極めて低く，万一ＳＥが発生した場合

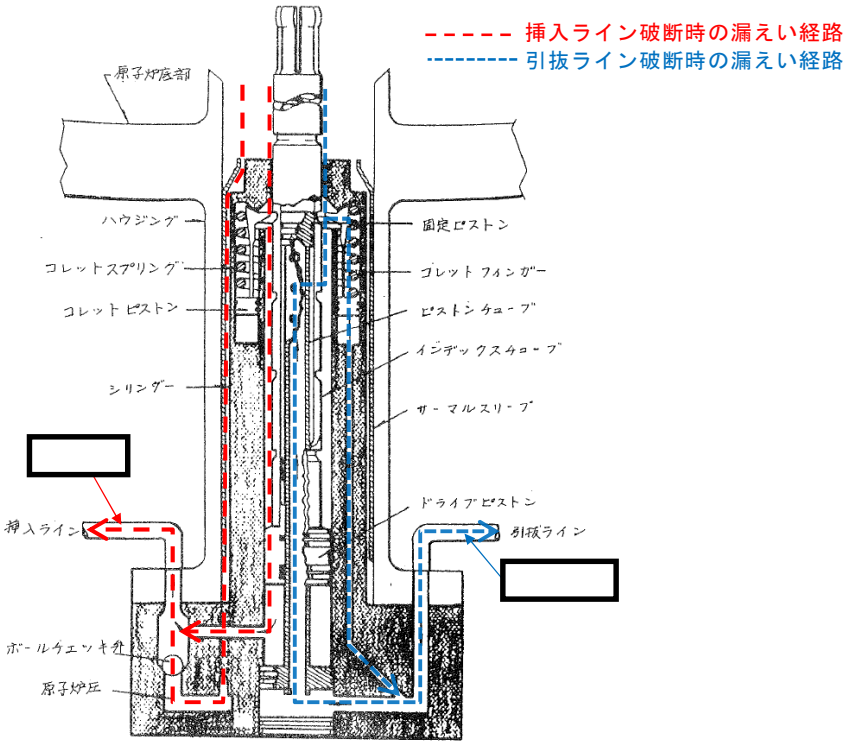
の発生エネルギも小さいと考えられることから，排水評価の対象事象とする必要はないと考える。ただし，排水性能の保守性を確認する観点から参考として排水可能性を評価する（参考 1）。

(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，ＲＰＶ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ＲＰＶ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，ＲＰＶ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機冷却系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ＲＰＶ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ＬＯＣＡ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

・ＬＯＣＡ事象発生時，ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル１）信号によりペデスタル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ェルからの流入水は制限されるが，ここでは事故発生５分間はペデスタルへの流入が継続すると仮定する。また，ドライウェルからの流入量を多く評価する観点から，ダイヤフラム・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，ドライウェルからペデスタルへの流入量は，以下のように計算され，これをＲＰＶ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［$m^3$］，$v_{in}$：流入速度［m／s］，

Ａ：流入口面積［約 $8.6 \times 10^{-3}$ $m^2$］

（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／$s^2$］，

h：流入水水頭［約 0.36m］

（ベント管上端高さ[redacted]－流入配管高さ[redacted]）

・設備対策に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・チェンバ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･チェンバ内圧は考慮しない。

・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$m^3$／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。

圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

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

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／s$^2$］，λ：管摩擦係数［-］，K：圧損係数［-］，

Q：流量［m$^3$/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＝[redacted]) | 個 | | | |
| 弁 *5 (L'／D＝[redacted]) | 個 | | | |
| 管入口 *5 (λ・(L'／D)＝[redacted]) | 個 | | | |
| 開放端 *5 (λ・(L'／D)＝[redacted]) | 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([redacted]個)，直管[redacted]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([redacted]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[redacted]とする。

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

*4　流量は[redacted]とした。第１表は流量を[redacted]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＝[redacted]

[redacted]

K＝[redacted]

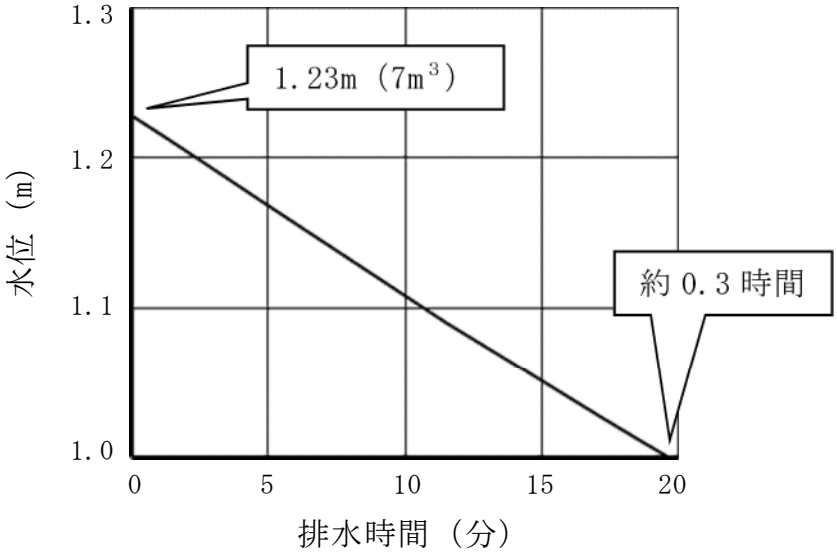
（流量[redacted]における配管圧損は，K×$Q^2$＝[redacted]）

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 7$m^3$ |
| 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。

・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 [redacted] 時の圧力損失は合計 [redacted] である。

5.　異物による影響

ペデスタル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，ペデスタル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破損前にペデスタル内の水位 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

がペデスタル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[redacted]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（1／3）

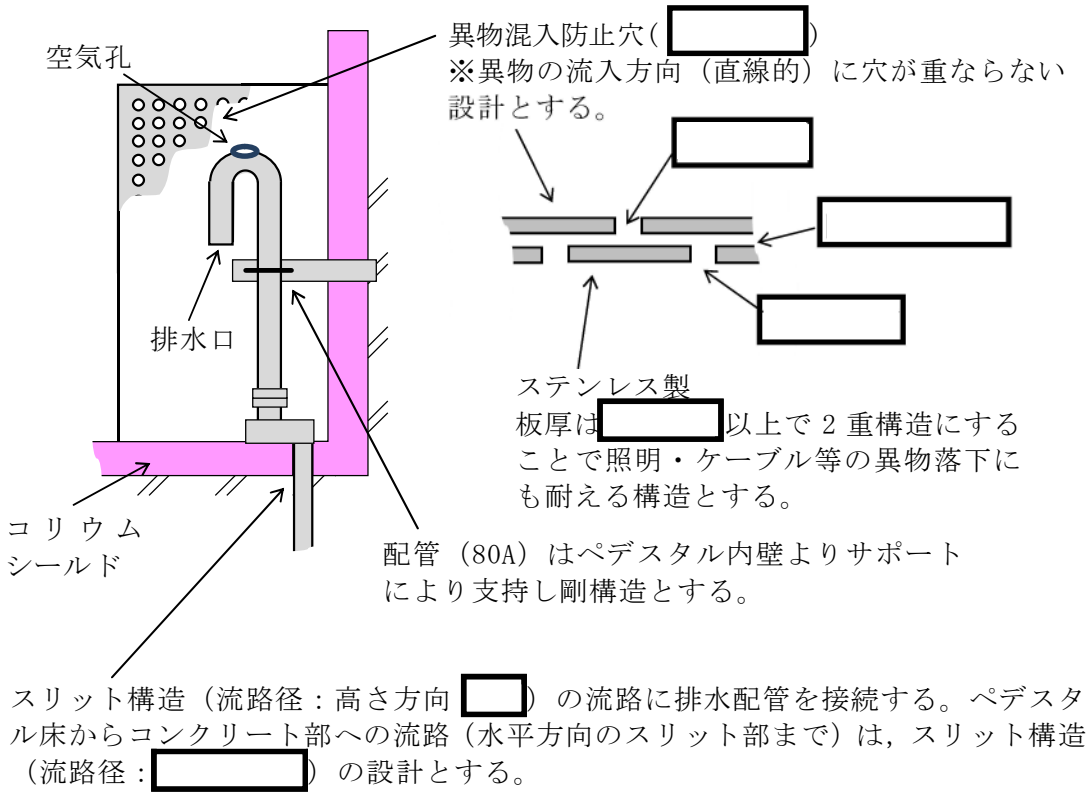
| 想定異物 | 異物による排水性への影響 |
|---|---|
| 核計装用及び照明用等のケーブル（管路含む） | 【発生源】ペデスタル内<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>落下あり／流入あり<br>ペデスタル上部には，ケーブルが設置されており，落下の可能性がある。<br>【影響評価】<br>・落下による影響<br>スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒するおそれはない。また，周囲に鋼製の柵を設置することから，スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについては，サンプ自体を十分な強度を有する設計とするため，破損するおそれはない。<br>（次頁へ続く） |

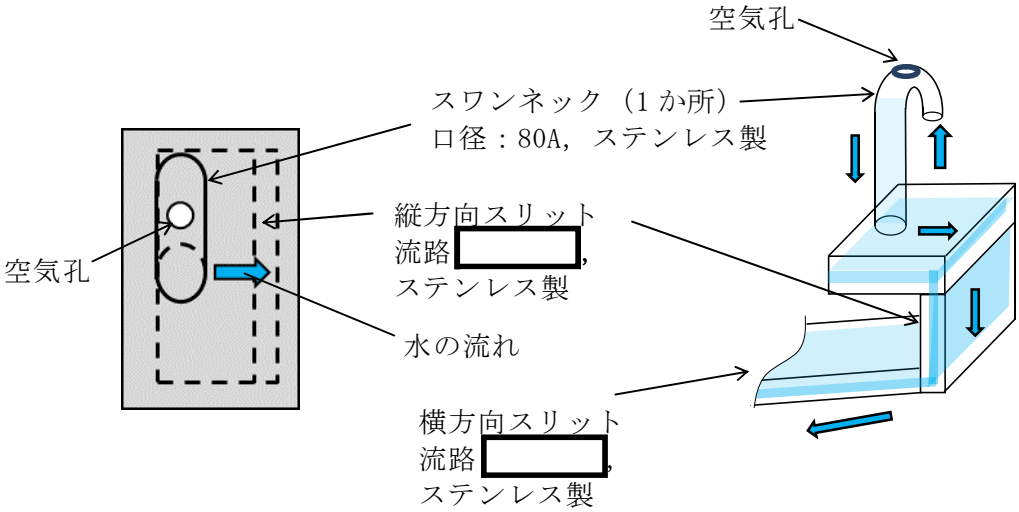
第３表　想定異物と影響評価（2／3）

| 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） | ・流入による影響<br>　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，何らかの要因で被覆片が生じたとしても，機器ドレンサンプと床ドレンサンプ各々のスワンネックは対向して配置され，かつ前述のとおり各々の周囲を柵（第３図参照）にて囲うため，共通要因による排水性への影響はない。 |
| 保温材 | 【発生源】ペデスタル外<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>　落下なし／流入あり<br>　ペデスタル床ドレンサンプ内に保温材はない。<br>　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。<br>【影響評価】<br>　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。 |
| 塗料片 | 【発生源】ペデスタル内・外<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>　落下あり／流入あり<br>　ペデスタル内・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。<br>【影響評価】<br>・落下による影響<br>　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・転倒するおそれはない。また，同様に機器ドレンサンプへの影響もない。<br>・流入による影響<br>　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デスタル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。 |

第３表　想定異物と影響評価（3／3）

| 想定異物 | 異物による排水性への影響 |
|---|---|
| スラッジ（鉄錆） | 【発生源】ペデスタル外<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>落下なし／流入あり<br>スラッジ（鉄錆）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。<br>【影響評価】<br>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デスタル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。 |
| サポート | 【発生源】ペデスタル内<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>落下なし／流入なし<br>ペデスタル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。<br>【影響評価】<br>排水性への影響はない。 |
| 照明 | 【発生源】ペデスタル内<br>【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】<br>落下あり／流入あり<br>ペデスタル内には照明が設置されているため，落下の可能性がある。<br>【影響評価】<br>・落下による影響<br>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・転倒するおそれはない。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，破損するおそれはない。<br>・流入による影響<br>照明は，床に沈降することから，排水性に影響はない。 |




第 3 図　排水配管に対する異物対策概要

参考１

# ボトムドレンＬＯＣＡを想定した場合の排水評価

ボトムドレンＬＯＣＡ時にＲＰＶからペデスタルへ流入する水は飽和状態であることから，ＲＰＶ破損及びデブリ落下時のＳＥの発生可能性は極めて低く，また，万が一ＳＥが発生した場合の発生エネルギ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，ペデスタル内の水位が最も高くなる事象であるボトムドレンＬＯＣＡ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

・ペデスタル内におけるボトムドレンＬＯＣＡ時には，ペデスタル床ドレンサンプ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･チェンバ内圧は考慮しない。

・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（22m$^3$／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

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。

圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

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

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／$s^2$］，λ：管摩擦係数［-］，K：圧損係数［-］，

Q：流量［$m^3$／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= ) | 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（[redacted]個），直管[redacted]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（[redacted]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[redacted]とする。

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

*4　必要排水量約 59m$^3$を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m$^3$／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×Q$^2$＝[redacted]）

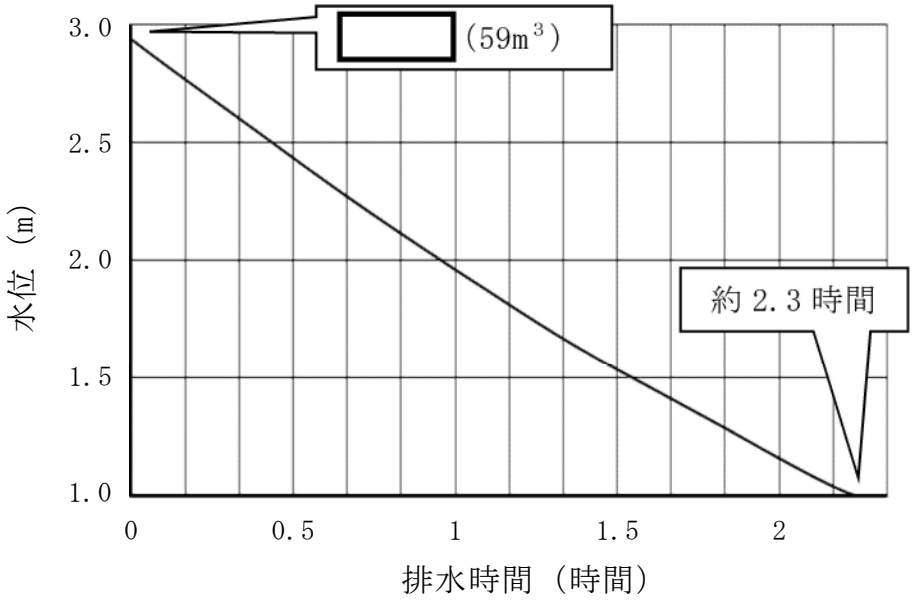
2.　評価結果

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 6.172m，高さ　　の水の体積）




第１図　ペデスタル水位満水から水位 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 59m$^3$ 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 22m$^3$／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ベント用のスワンネックを有し,通常運転中の機器ドレンと床ドレンの混入防止のため,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)<br>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 | [redacted] | | |
| 流量 *4 | $m^3$／h | 22 | 22 | 22 |
| 流速 | m／s | [redacted] | | |
| 管摩擦係数：λ | － | | | |
| 配管長 | m | | | |
| 配管 L／D | － | | | |
| 90°ショートエルボ *5<br>(L'／D＝[redacted]) | 個 | | | |
| 弁 *5 (L'／D＝[redacted]) | 個 | | | |
| 管入口 *5<br>(λ・(L'／D)＝[redacted]) | 個 | | | |
| 開放端 *5<br>(λ・(L'／D)＝[redacted]) | 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([redacted]個)，直管[redacted]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([redacted]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[redacted]とする。

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

*4　必要排水量約 59$m^3$を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22$m^3$／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]

[redacted]

K＝[redacted]

（流量[redacted]における配管圧損は，K×$Q^2$＝[redacted]）

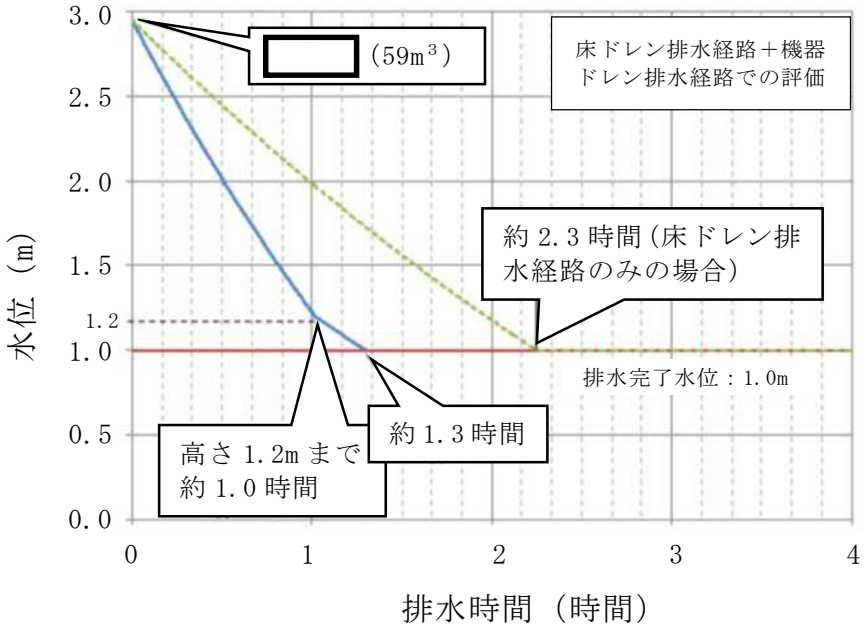
・床ドレン排水経路と機器ドレン排水経路を併用した排水評価結果

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 59$m^3$ ※ |
| 排水時間 | 約 1.3 時間 |

※　必要排水範囲の水量（内径 6.172m，高さ[redacted]の水の体積）



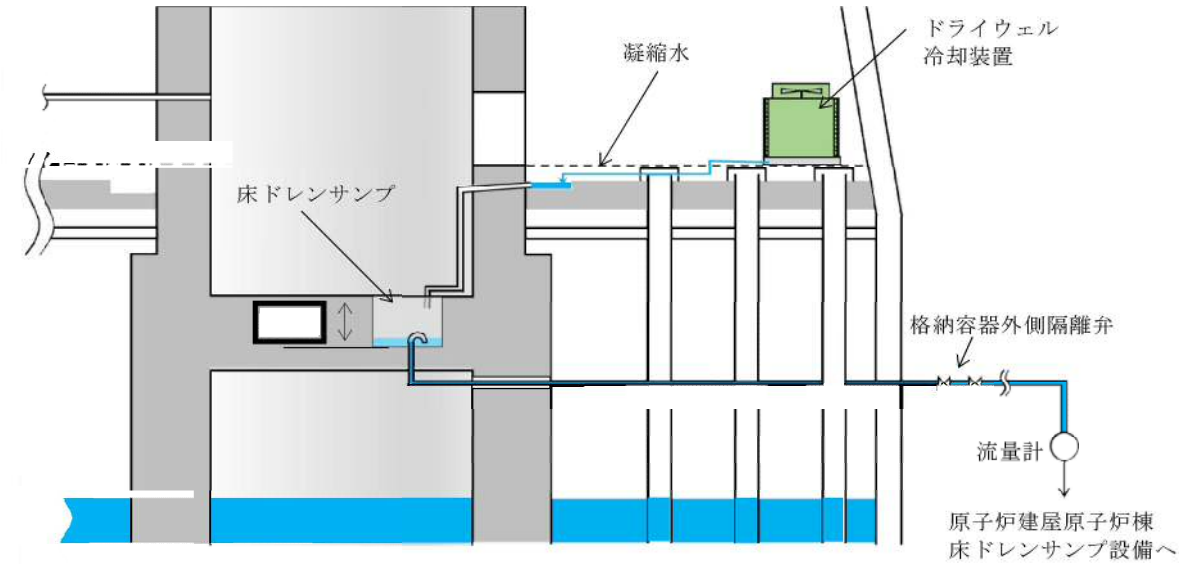

第２図　ペデスタル水位満水から水位 1m までの排水時間

参考 2

ペデスタル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

改造前のペデスタル床ドレンサンプは，ペデスタル床下に設置されており，水深[redacted]の深さ及び水面の表面積が[redacted]のサンプである。改造後は，ペデスタル床ドレンサンプの水深は 1m，かつ，表面積は[redacted]であり，漏えい水によるペデスタル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ェル冷却装置のクーラー部より凝縮水が発生するため，常時ペデスタル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，ペデスタル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）

別添 3

# ペデスタル内に設置する計器について

ペデスタル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) ＲＰＶ破損前までの水位管理

①格納容器下部水位（ペデスタル床面高さ＋1.05m 検知用）

ペデスタル底面から 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ＲＰＶ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，水位 1.05m 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) ＲＰＶ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（ペデスタル床面高さ 0m 検知用）

ペデスタル底部に温度計を設置し，指示値の上昇又は喪失によりＲＰＶ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，ペデスタルにデブリが落下した際の水温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，ＲＰＶ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，ＲＰＶ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，ＲＰＶ破損を判断する。

③格納容器下部水温（ペデスタル床面高さ＋0.2m 検知用）

ペデスタル底面から 0.2m の高さに測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，ペデスタル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，ＲＰＶ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）した場合にペデスタル満水までの注水を判断する。また，ＲＰＶ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，ＲＰＶ破損を判断する。

(3) ＲＰＶ破損後の水位管理（デブリ堆積高さ≧0.2m の場合）

④格納容器下部水位（ペデスタル床面高さ＋2.25m 及び 2.75m 満水管理用）

ペデスタル底面から 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）においてペデスタル水位を 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デスタル注水開始及び停止を判断する。

ペデスタル側壁の貫通孔を通じたペデスタル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デスタル注水開始,2.75m 到達を検知した場合にペデスタル注水停止を判断する。

(4) ＲＰＶ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（ペデスタル床面高さ＋0.50m 検知用）

ペデスタル底面から 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）においてペデスタル水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため，水位 0.5m 未満を検知しペデスタル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（ペデスタル床面高さ＋0.95m 検知用）

ペデスタル底面より 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）においてペデスタル水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため，水位 0.95m 到達を検知しペデスタル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 0.95m 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

自主対策設備としてペデスタル底面から 1.1m の高さに温度計を設置し，デブリの少量落下時にペデスタル水位を 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。

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。また，各計器の構造図及び設置概略図を第 4 図に示す。ペデスタル内に設置する各計器の検出部及びケーブル（MI ケーブル）は耐熱性の高い無機物で構成し，ペデスタル外に取り出したケーブル（MI ケーブル）をペネトレーシ

ョンボックス内にてペネトレーションのケーブルと直ジョイントで接続する。

これらの計器は，重大事故等時の環境条件下において耐性を有する設計とする。ペデスタル内のSA環境条件としては，格納容器破損防止対策の有効性評価において示している各解析結果の最高値は約 212℃－約 1 秒間，0.465MPa[gage]であり，これを包絡するペデスタル内環境条件200℃（ピーク温度215℃－1分間），0.62MPa[gage]を設定している。また，ペデスタル内はＲＰＶ破損後のデブリの落下に配慮した設計とする。

・各計器のMIケーブルは，第5図に示すとおり，チャンネル毎に別ルートで敷設し，デブリの落下に伴うペデスタル内構造物等の落下物を考慮した場合においても，複数のチャンネルが同時に損傷し，機能喪失することがない設計とする。

・ＲＰＶからデブリが大量に落下した場合は，デブリはペデスタル内の構造物に付着せずに，ペデスタル下部のプールに落下すると考えられる。仮に，ＲＰＶから少量のデブリが落下した場合に僅かなデブリが構造物に付着したとしても，プールから発生する蒸気や構造物との伝熱によって冷却されるため，輻射熱による各計器への影響は小さいと考えられる。ただし，各計器の検出部及びMIケーブルに対して金属製の保護カバーを設置（デブリ検知用水温計検出部を除く）することで，ＲＰＶ破損後のペデスタル内計器の健全性に配慮した設計とする。

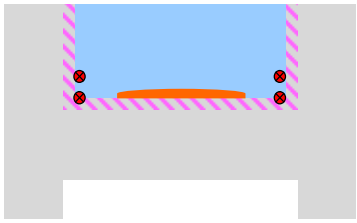
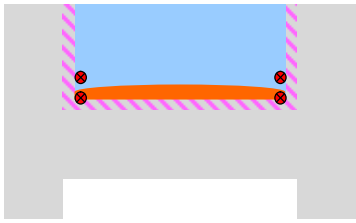
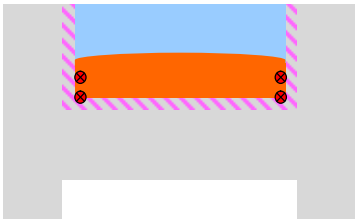
なお，ペデスタル内の検出器・MIケーブル，保護カバーは無機物で構成されており，放射線による影響はない。

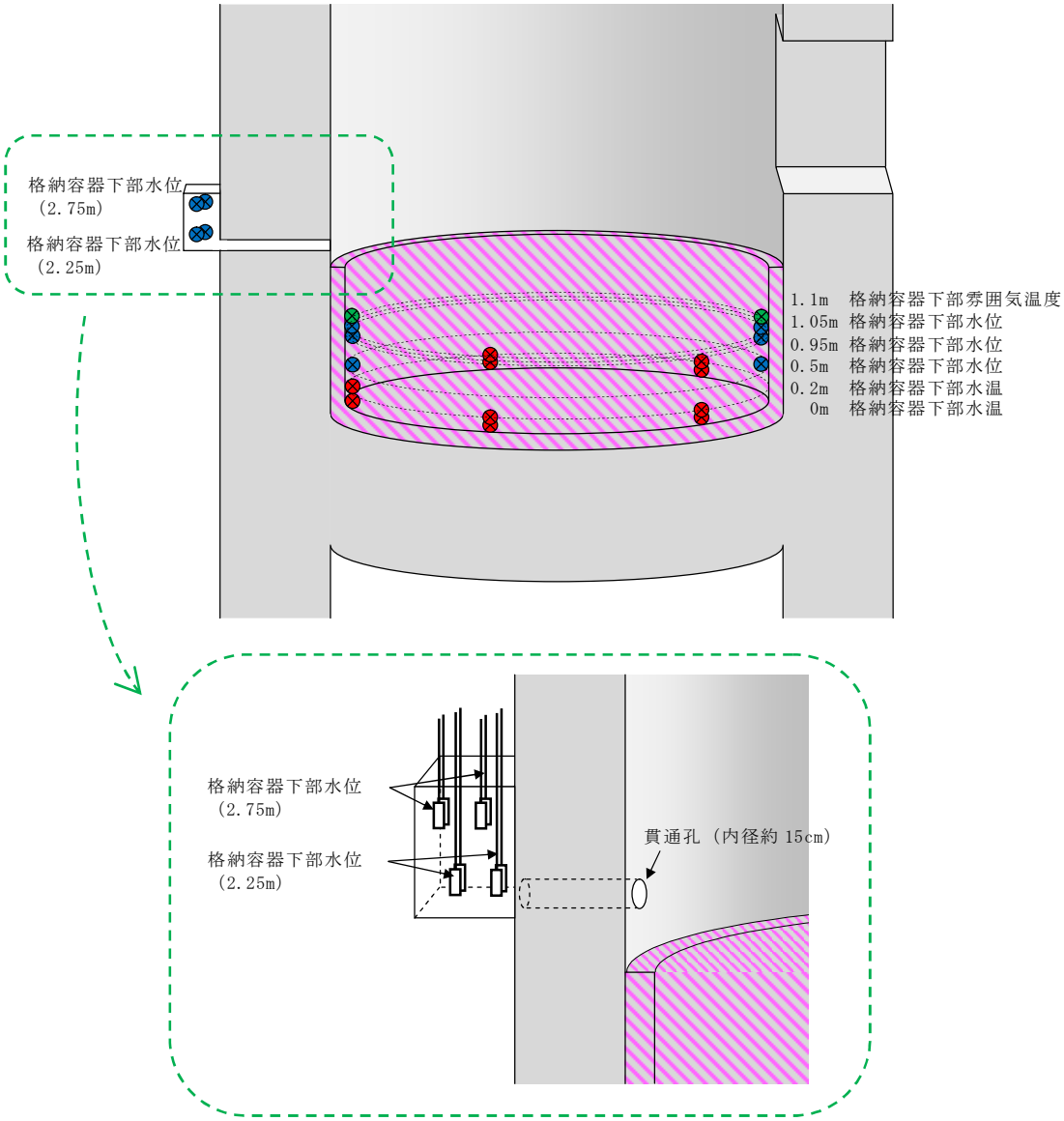
第１表　ペデスタル内計器の概要

| | 設置高さ※1 | 設置数 | 計器種別 |
|---|---|---|---|
| 格納容器下部<br>水温 | 0m | 各高さに５個 | 測温抵抗体式<br>温度計 |
| | 0.2m | | |
| 格納容器下部<br>水位 | 0.5m | 各高さに２個 | 電極式<br>水位計 |
| | 0.95m | | |
| | 1.05m | | |
| | 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　ＲＰＶ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 | | 判断 |
|---|---|---|---|
| | 0m 位置 | 0.2m 位置 | |
|  | 上昇 | 上昇 | ＲＰＶ破損，<br>デブリ少量落下 |
|  | 上昇／喪失 | 上昇 | ＲＰＶ破損，<br>デブリ少量落下 |
|  | 上昇／喪失 | 上昇／喪失 | ＲＰＶ破損，<br>デブリ多量落下 |

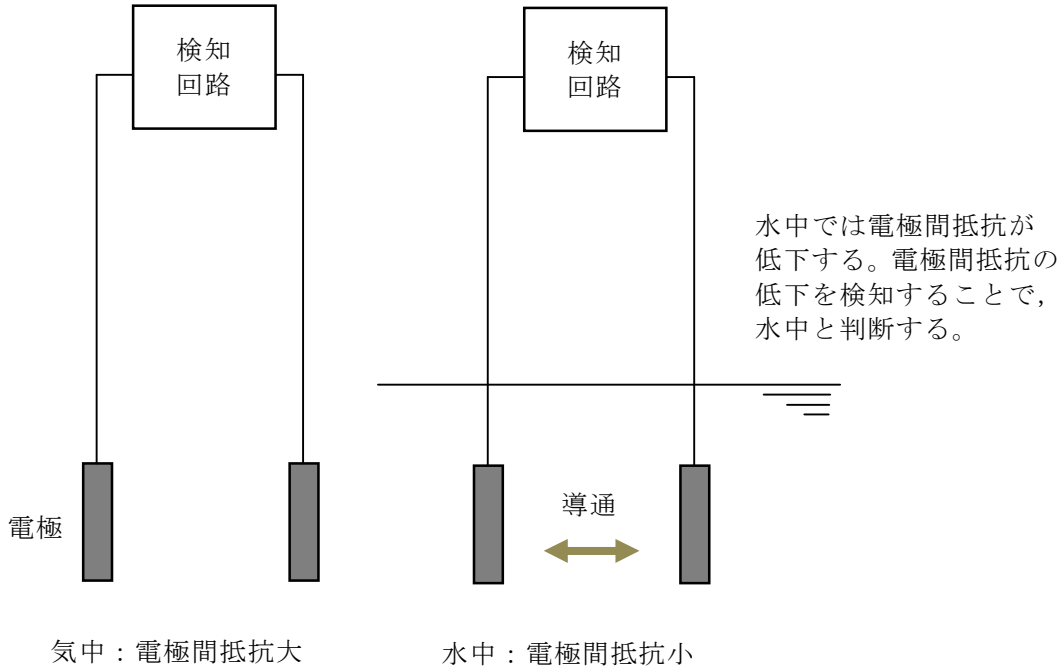



第１図　ペデスタル内の計器設置図

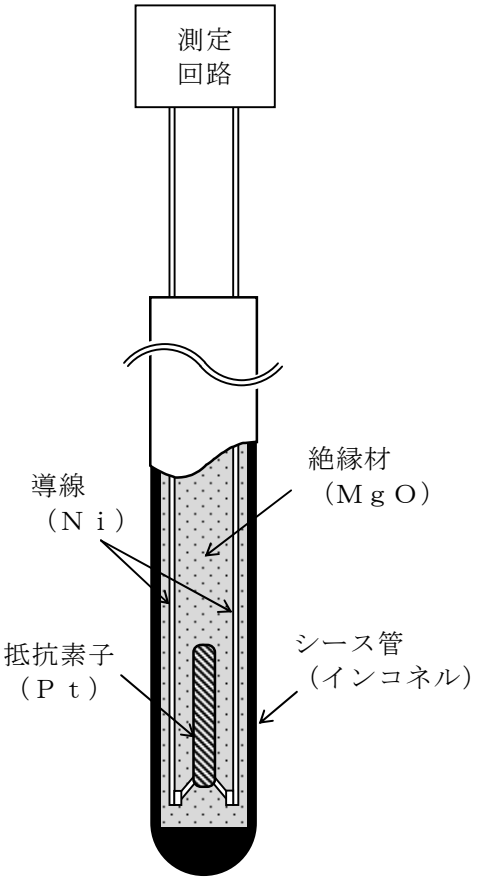
第３表　検出部の仕様等

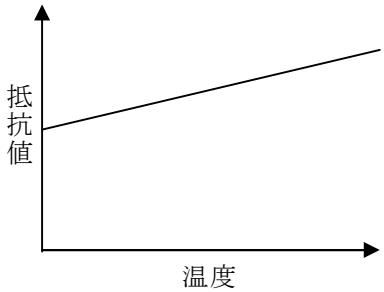
| 計器種別 | 測定レンジ | 測定誤差 | 耐環境性 |
|---|---|---|---|
| 測温抵抗体式<br>温度計 | -200℃～500℃ | ±(0.3＋0.005\|t\|)<br>t：測定温度 | 温度：短期 230℃,<br>長期 200℃<br>圧力：620kPa[gage]<br>放射線：－※2 |
| 電極式<br>水位計 | －<br>（レベルスイッチ） | ±10mm | 温度：短期 230℃,<br>長期 200℃<br>圧力：620kPa[gage]<br>放射線：－※2 |

※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基に温度測定を行う。

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

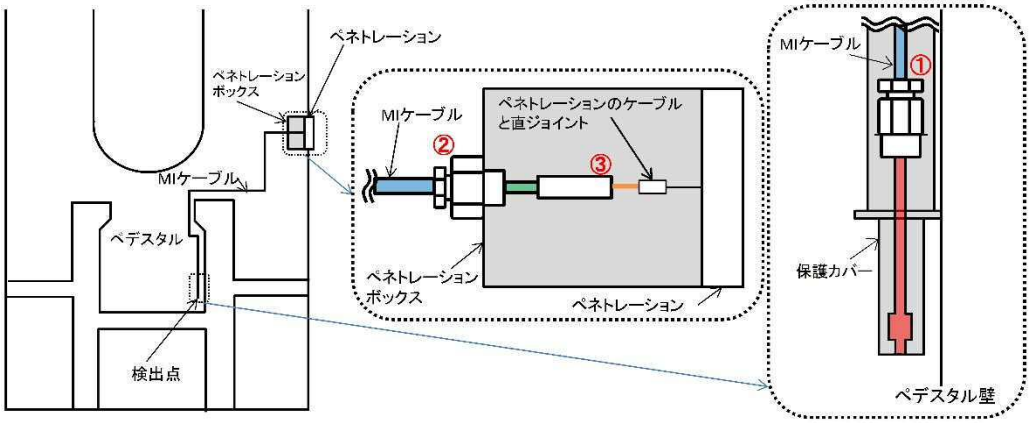
測温抵抗体構成材料の融点

| | 材質 | 融点 |
|---|---|---|
| シース管 | インコネル<br>(NCF600) | 1,370℃～<br>1,425℃ |
| 導線 | Ｎｉ | 1,455℃ |
| 抵抗素子 | Ｐｔ | 1,768℃ |
| 絶縁材 | ＭｇＯ※ | 約 2,800℃ |

※　デブリ中のＺｒ等により還元されると，融点約 650℃，沸点約 1,100℃のＭｇとなり，溶融又は蒸発する。

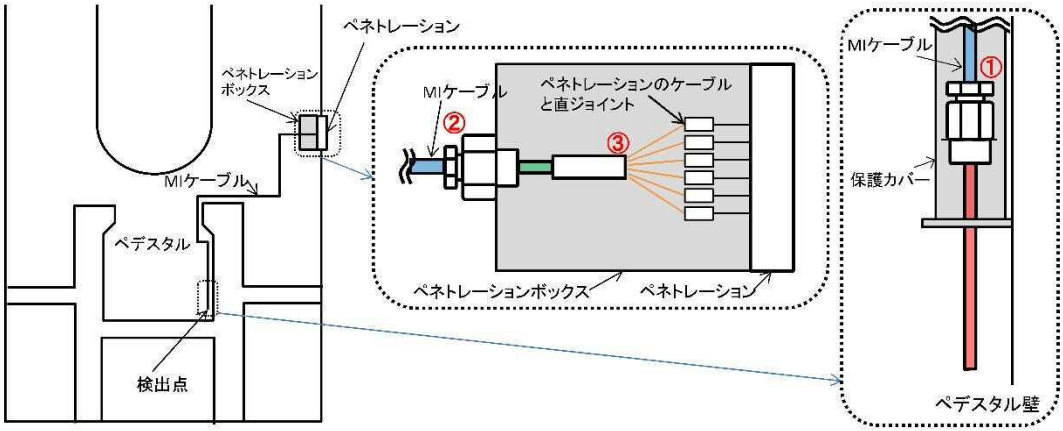
第 3 図　測温抵抗体式温度計の動作原理

格納容器下部水位（電極式）構造図



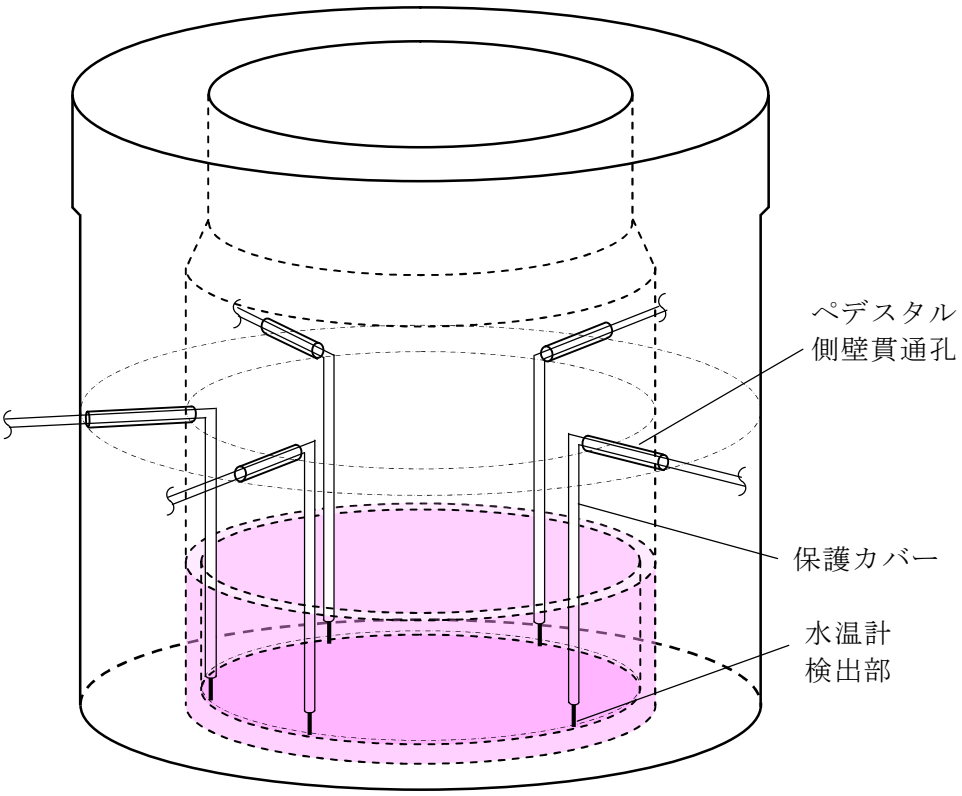

格納容器下部水位の設置概略図

格納容器下部水温（測温抵抗体式）構造図

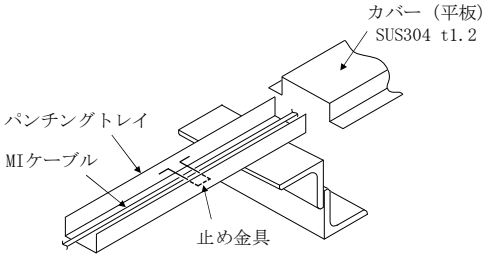



格納容器下部水温の設置概略図

第４図　格納容器下部水位及び格納容器下部水温の構造図及び設置概略図




図は格納容器下部水温（0m）の場合のイメージ




保護カバー概略図

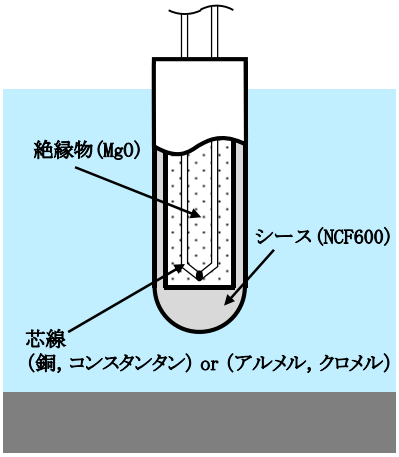
第５図　ペデスタル内検出器及びケーブル（MI ケーブル）設置概略図

別紙 1

# 格納容器下部水温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。

熱電対の構造図，仕様，構成材料の融点を以下に示す。




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℃）<br>0.75%（133～350℃） | ±2.5℃（-40～333℃）<br>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 | コンスタンタン | 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℃ | － |

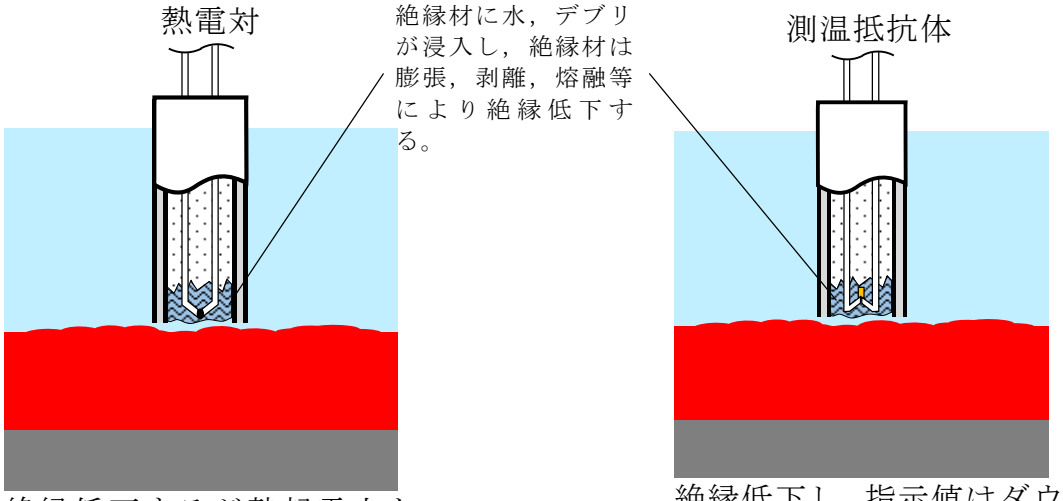
(1)　耐環境性

熱電対式及び測温抵抗体式の検出器は耐熱性の高い無機物により構成されており，いずれも重大事故等時の格納容器雰囲気下において，十分な耐性を有する。

(2)　デブリと水温計の接触により発生する現象

熱電対式及び測温抵抗体式の検出器がデブリと接触した場合に発生する現象を①～②に示す。

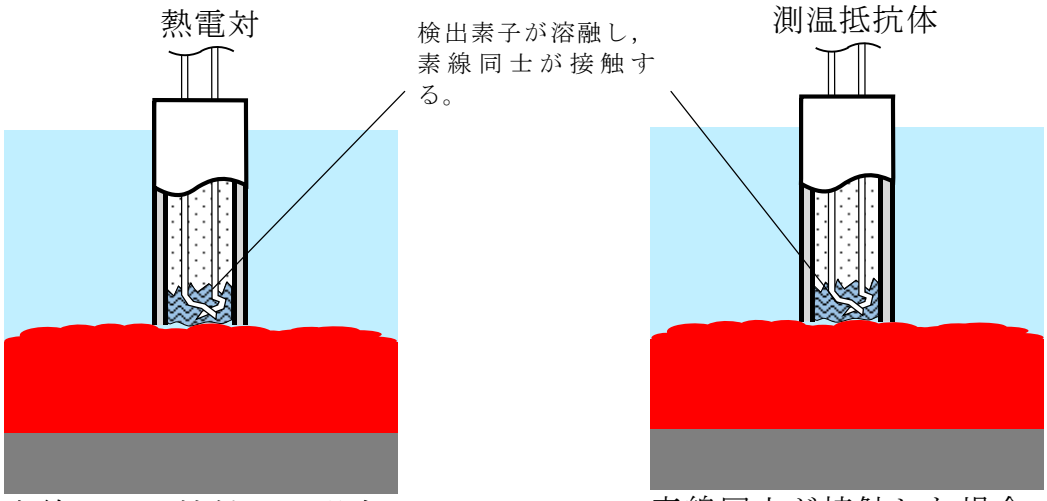
① デブリが検出器外郭（シース）に接触，シースは溶融し，絶縁材が露出する。




絶縁低下するが熱起電力を発生。

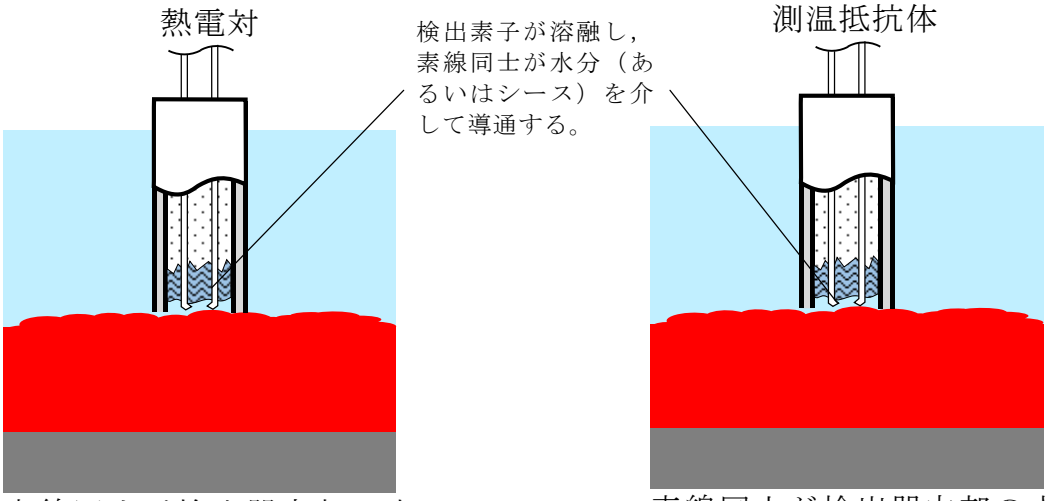
絶縁低下し，指示値はダウンスケールする。

② デブリが検出素子に接触し，熔融する。




素線同士が接触した場合，熱起電力を発生。

素線同士が接触した場合，ダウンスケールする。




素線同士が検出器内部の水分（あるいはシース）を介して導通した場合，熱起電力を発生。

素線同士が検出器内部の水分（あるいはシース）を介して導通した場合，ダウンスケールする。

以上より，検出器とデブリが接触すると，測温抵抗体式の場合はダウンスケール，熱電対式の場合は指示値の急変及び発生する熱起電力による不確実な指示値を示すこととなる。

(3)　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。

(4)　まとめ

熱電対式，測温抵抗体式のいずれの検出器とした場合も，耐環境性を有し，デブリと接触した場合には特徴的な指示傾向を示し，測定回路が故障した際には可搬型計測器による測定が可能である。ただし，熱電対式の場

合には，指示値の急変及び不確実な指示値によりデブリとの接触を判断することとなるが，デブリとの接触後においても不確実な指示値が出力されることから，仮にデブリ接触前に近い指示値となった場合は，デブリとの接触の判断に迷う可能性がある。一方で，測温抵抗体式の場合にはオーバースケールやダウンスケールの有無で判断が可能であり，デブリとの接触の判断に迷う可能性はない。したがって，採用に当たっては上記の観点から測温抵抗体式が望ましいと考える。

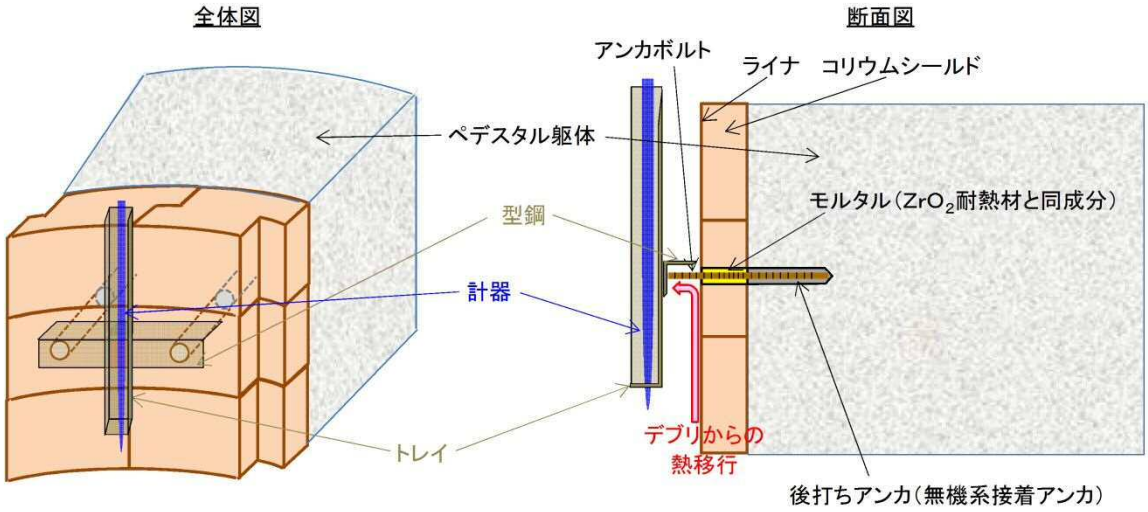
別紙２

ペデスタル内計器の設置方法について

ペデスタル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，計器はペデスタル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　ペデスタル内計器の設置概念図

# 高温ガスによる原子炉冷却材圧力バウンダリからの漏えい可能性と事象進展等に与える影響について

## 1. はじめに

格納容器破損防止対策の有効性評価のうち,「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（以下「ＤＣＨ」という。）では，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧手段の有効性を確認する観点で，原子炉圧力を厳しく評価するよう高温ガスによるクリープ破損や漏えい等の影響を考慮しない解析条件を設定している。

ＤＣＨに対する有効性評価では，原子炉圧力を厳しく評価する観点から過渡事象＋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」を評価事故シーケンスとしている。当該シーケンスにおいては，主蒸気隔離弁が閉止することにより原子炉圧力が上昇し，逃がし安全弁（安全弁機能）による圧力制御により原子炉圧力の上昇は抑制されるものの高圧状態が維持される。その後，運転員による逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧によって格納容器圧力付近まで減圧される。逃がし安全弁からの冷却材流出により，原子炉水位が低下することで，やがて炉心露出に至り，その結果，原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）内に存在する蒸気及び水素が過熱されることで高温ガスが発生する。この高温ガスの影響によって原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する機器が損傷する可能性がある。

ここでは，高温ガスに対する原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性を現実的に評価し，漏えいが生じた場合の事象進展への影響について検討する。

## 2.　原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性及び漏えい影響の検討

原子炉設備概要図を第１図に示す。福島第一原子力発電所事故に係る報告[1],[2]では，炉心から発生する高温ガスの影響によって，炉内計装用案内管（ドライチューブ），逃がし安全弁フランジ等からの気相漏えい発生の可能性について言及されている。また，原子炉冷却材バウンダリの内外圧力差が大きい状態で，構造部材が高温化する場合，クリープ破損が発生する可能性がある。さらに，ＳＢＯ条件下では再循環系ポンプ（以下「ＰＬＲポンプ」という。）のメカニカルシール部からの漏えいが発生する可能性がある。

### (1) 評価対象部位の抽出

以下に，原子炉冷却材バウンダリの健全性評価が必要と考えられる部位を示す。なお，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は添付資料 3.2.6 に示している。

#### ａ．炉内計装用案内管

炉内計装用案内管はＲＰＶ下部の貫通口より炉心に挿入されており，炉内で発生する高温ガスによって炉内計装用案内管が損傷した場合，炉内計装用案内管を介してＲＰＶよりペデスタル（ドライウェル部）への漏えいが発生する可能性がある。

#### ｂ．逃がし安全弁フランジ

逃がし安全弁フランジはガスケットによりシールされていることから，原子炉減圧に伴う高温ガスの通過によって過熱した場合，変形等によるシール性能の劣化が生じ，漏えいが発生する可能性がある。

#### ｃ．主蒸気隔離弁フランジ

主蒸気隔離弁フランジはガスケットによりシールされていることから，高温ガスの影響により設計条件を上回る場合，変形等によるシール性能の劣化が生じ，漏えいが発生する可能性がある。

ｄ．主蒸気配管

原子炉減圧に伴い主蒸気配管内を高温ガスが通過するため，構造部材が高温化し，さらに，配管の内外圧差による応力が大きい場合，クリープ破損による漏えいが発生する可能性がある。

ｅ．ＲＰＶ上蓋フランジ

ＲＰＶ上蓋フランジはＯリングによりシールされており，ＲＰＶ上蓋フランジの構造部材温度がＯリングの設計条件を上回る場合，変形等によるシール性能の劣化が生じ，漏えいが発生する可能性がある。

ｆ．ＰＬＲポンプシール部

ＳＢＯ時には制御棒駆動水圧系及び原子炉補機冷却系が停止し，シールパージラインからの封水注入停止により，メカニカルシール部が高温の原子炉冷却材にさらされ，シール性能が損なわれる可能性がある。

(2) 健全性及び漏えい影響の評価

格納容器破損モードＤＣＨに対する有効性評価における原子炉圧力容器気相部温度，原子炉圧力，原子炉圧力容器上蓋構造部材表面温度，再循環系配管内流体温度の推移を第 2 図から第 5 図に示す。

ａ．炉内計装用案内管

解析コードＭＡＡＰの評価結果では,事象発生から約 35 分で燃料被覆管温度が 1,000K（約 727℃）に到達し，炉心損傷が開始する。炉内計装用案内管の融点は 1,700K（約 1427℃）程度であることから，炉心損傷後の事象進展に伴い炉内計装用案内管が損傷し，漏えいが生じる可能性があるが，事象発生から約 38 分後には，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧を開始することから，漏えいによる事象進展への影響は小さい。

b．逃がし安全弁フランジ

逃がし安全弁フランジに使用されているガスケットの耐熱温度は450℃である。逃がし安全弁には原子炉減圧に伴い高温ガスが通過する。第2図に示すとおり，ＲＰＶ気相部温度は事象発生から約2時間でガスケットの耐熱温度に到達するため，シール性能の劣化により漏えいが生じる可能性がある。しかし，第3図に示すとおり，ガスケット耐熱温度到達の約2時間より早く，逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧を開始することから，漏えいによる事象進展への影響は小さい。

c．主蒸気隔離弁フランジ

主蒸気隔離弁フランジに使用されているガスケットの耐熱温度は450℃である。主蒸気隔離弁は事象発生より閉止されることから，流体の流れは遮断され，高温ガスが直接的に主蒸気隔離弁まで到達はすることはない。このため，事象進展への影響はない。

d．主蒸気配管

第2図に示すとおり，炉心冷却が損なわれることにより，原子炉圧力が上昇し，逃がし安全弁（安全弁機能）が作動することで，原子炉圧力容器気相部温度が上昇し，原子炉冷却材バウンダリの最高使用温度である302℃を超過する。しかしながら，事象発生から約38分後に開始する逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動による原子炉急速減圧により，原子炉圧力が格納容器圧力近傍まで減圧されるまでの最高温度は約 369℃にとどまり，著しい高温・高圧の状態が継続しないため，主蒸気配管のクリープ破損までには至らないと考えられる。また，原子炉減圧の実施後，下部プレナムへの溶融炉心移行に伴い一時的に原子炉圧力が上昇するものの主蒸気配管の最高使用圧力 8.62MPa[gage]よりも十分に低い約

2.5MPa[gage]にとどまり，同時にＲＰＶ内で発生する蒸気により，原子炉圧力容器内気相部温度は一時的に低下することから，この期間においても主蒸気配管のクリープ破損までには至らないと考えられる。このため，事象進展への影響はない。

ｅ．ＲＰＶ上蓋フランジ

ＲＰＶ上蓋フランジＯリングの耐熱温度は 650℃である。第 4 図に示すとおり，ＲＰＶ破損時点でのＲＰＶ上蓋フランジ構造部材の温度はＯリングの耐熱温度を下回ることから，Ｏリングは損傷に至らない。このため，事象進展への影響はない。

ｆ．ＰＬＲポンプシール部

第 5 図に示すとおり，再循環系配管内の温度は逃がし安全弁（自動減圧機能）により原子炉が減圧されるまで，約 290℃程度で推移する。シールパージラインからの封水注入が停止した状態となるため，高温水がメカニカルシールへ浸入し，Ｏリングの一部が損傷するものの，その損傷部分を通り外部へ漏えいする経路により漏えい量は制限されると考えられる。このため，事象進展への影響は小さい。

(3) 原子炉冷却材バウンダリからの漏えいによる格納容器健全性への影響

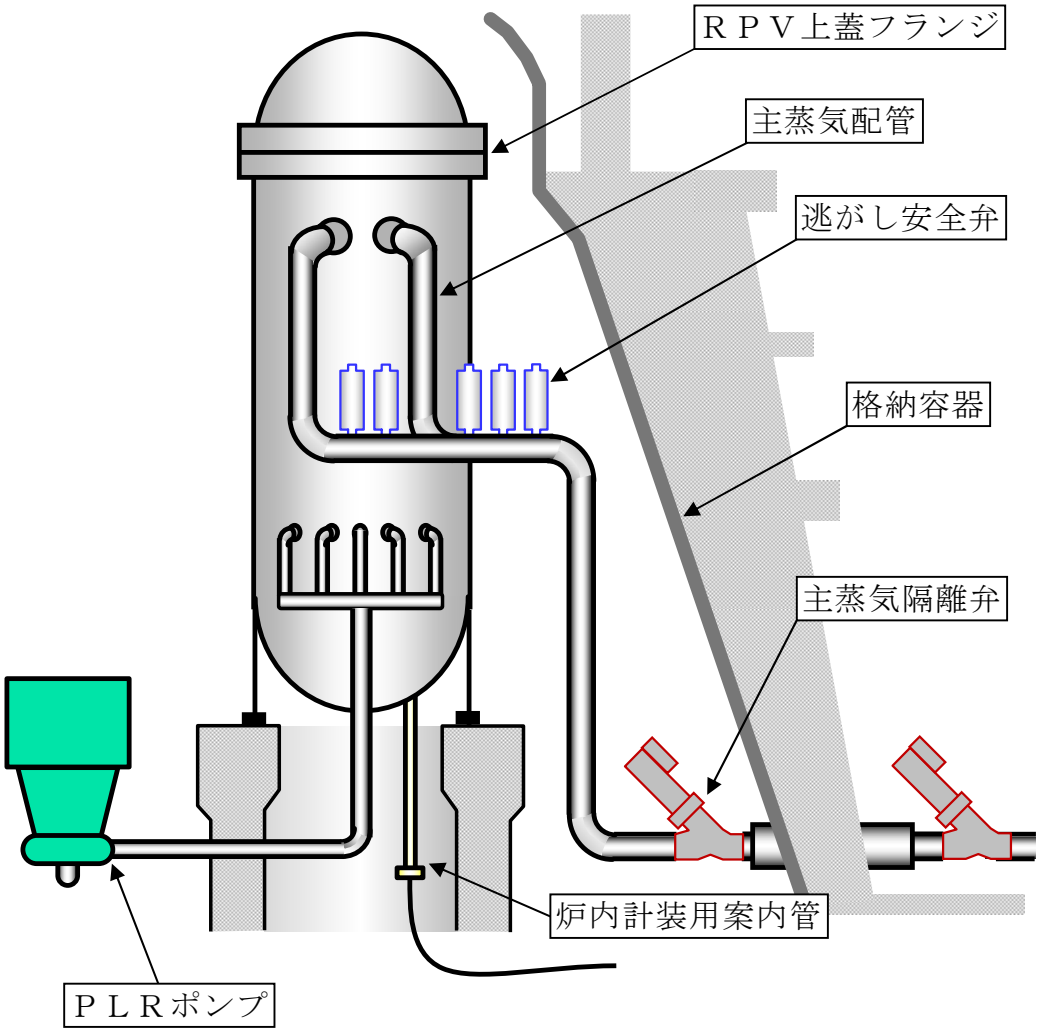
炉心損傷に伴って発生する高温ガスにより，原子炉冷却材バウンダリから漏えいが生じた場合，原子炉圧力の減圧を促進されることから，ＤＣＨの回避に対して有効に寄与する。一方で，漏えい発生による格納容器圧力・温度への影響が考えられるが，有効性評価では，大規模な原子炉冷却材バウンダリの喪失を仮定した大破断ＬＯＣＡ（破断面積約 0.24m$^2$）を起因とする事故シーケンスへの対策の有効性を確認していることから，高温ガスによる原子炉冷却材バウンダリの漏えいの影響は有意なものとはならない

と考えられる。

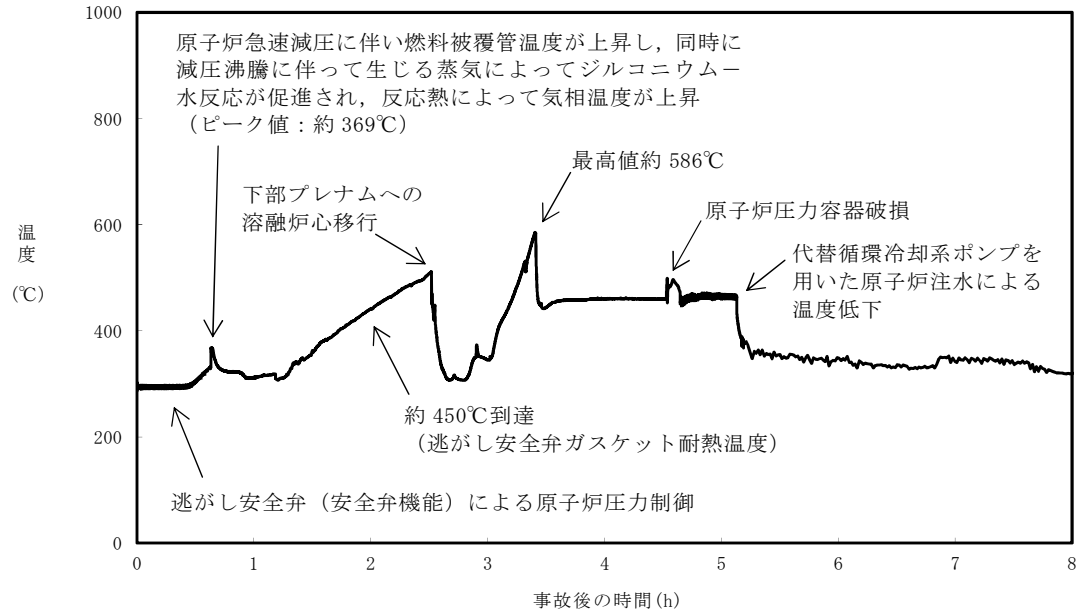
参考文献

[1] 東京電力株式会社，福島原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 3 回進捗報告，平成 27 年 5 月 20 日

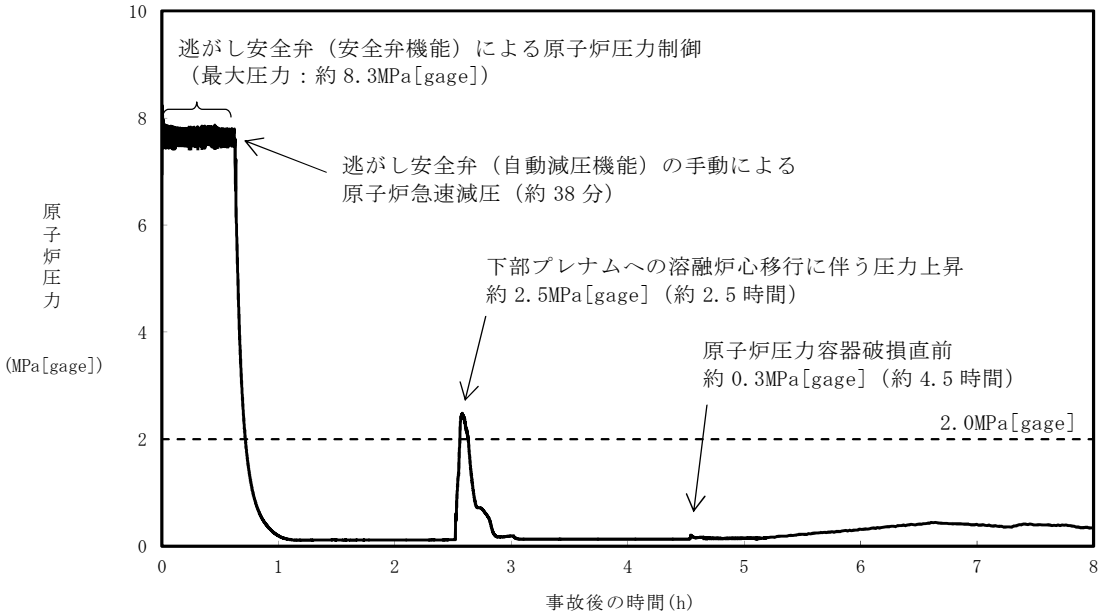
[2] 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会，最終報告（資料編），平成 24 年 7 月 23 日



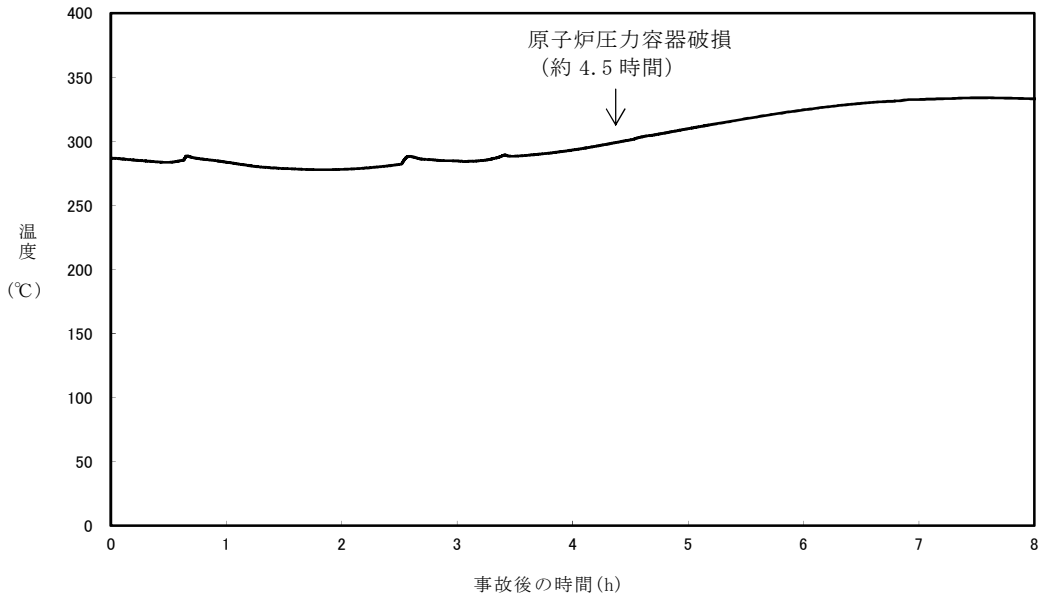

第１図　原子炉設備概要図



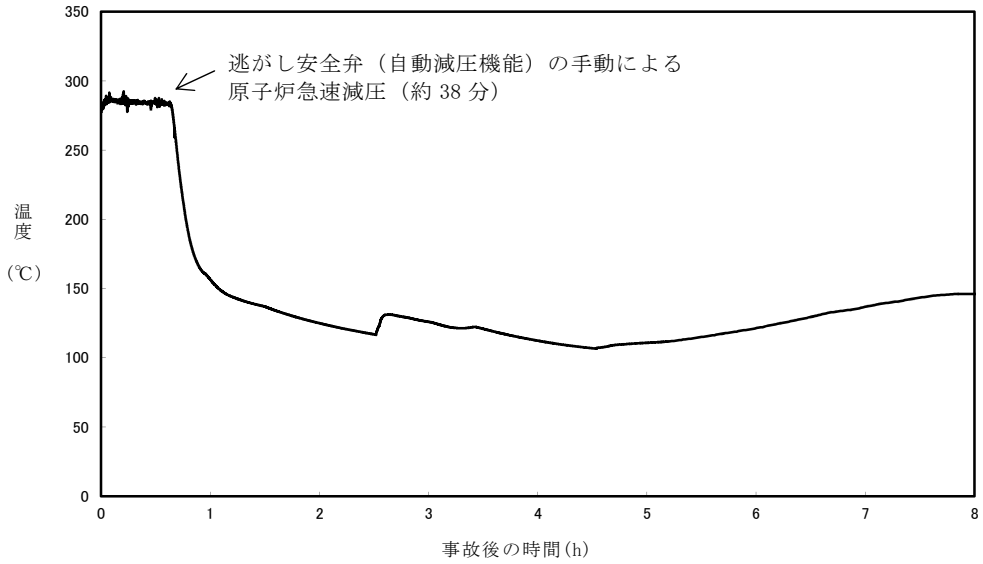

第 2 図　原子炉圧力容器気相部温度の推移




第 3 図　原子炉圧力の推移




第 4 図　原子炉圧力容器上蓋構造部材表面温度の推移




第 5 図　再循環系配管内流体温度の推移

# 原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137 の漏えい量評価について

本資料では，「原子炉建屋から大気中へ漏えいするＣｓ－137」の放出量評価について示す。

なお，本評価では，原子炉建屋ガス処理系（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系で構成）が起動するまでの間，格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質は,瞬時に原子炉建屋から大気中へ漏えいするものとして,放出量を保守的に評価しているが，下記のとおり，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の一部は，原子炉建屋内で沈着又は時間減衰するため,大気中への放出量は本評価結果より少なくなると考えられる。

・格納容器が健全な場合，格納容器内の放射性物質は，格納容器圧力に応じて原子炉建屋へ漏えいするものとしている。漏えいした放射性物質の一部は，原子炉建屋内での重力沈降等に伴い，原子炉建屋内に沈着すると考えられる。

・原子炉建屋内の換気空調系が停止している場合，原子炉建屋内外における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多くないと考えられるため，漏えいした放射性物質の一部は原子炉建屋内に滞留し，時間減衰すると考えられる。

## 1. 評価条件

放出量評価条件を第 1 表，大気中への放出過程及び概略図を第 1 図及び第 2 図に示す。

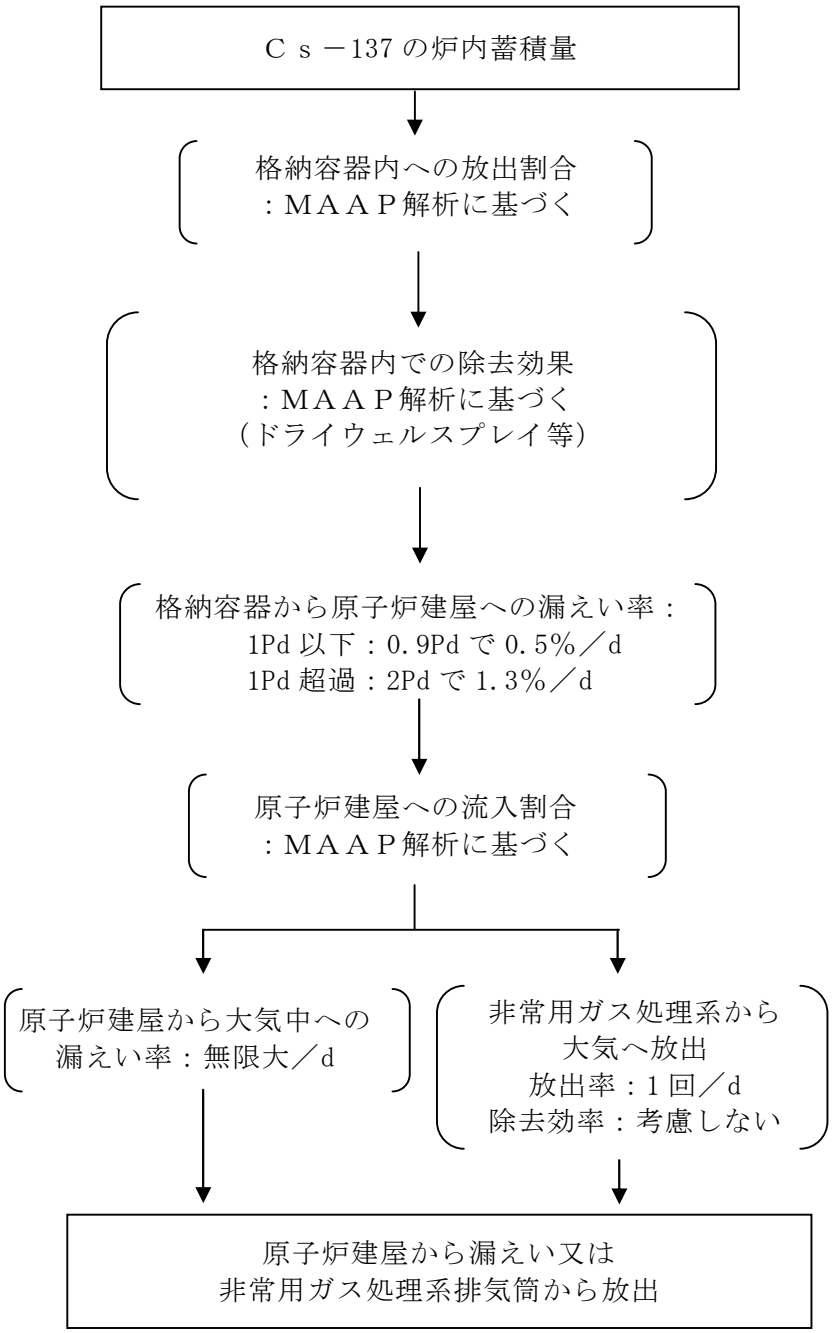
第１表　放出量評価条件（1／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 評価事象 | 「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」（全交流動力電源喪失の重畳を考慮） | － |
| 炉心熱出力 | 3,293MW | 定格熱出力 |
| 運転時間 | 1サイクル当たり<br>10,000時間（416日） | 1サイクル13ヶ月（395日）を考慮して設定 |
| 取替炉心の<br>燃料装荷割合 | 1サイクル：0.229<br>2サイクル：0.229<br>3サイクル：0.229<br>4サイクル：0.229<br>5サイクル：0.084 | 取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定 |
| 炉内蓄積量<br>（Ｃｓ－137） | 約$4.36\times10^{17}$Bq | 「単位熱出力当たりの炉内蓄積量（Bq／MW）」×「3,293MW（定格熱出力）」<br>（単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq／MW)は，ＢＷＲ共通条件として，東海第二と同じ装荷燃料(９×９燃料(Ａ型))，上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したＡＢＷＲのサイクル末期の値※を使用） |
| 放出開始時間 | 格納容器漏えい：事象発生直後 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器内への<br>放出割合<br>（Ｃｓ－137） | 約0.73 | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 格納容器の漏えい孔における捕集効果 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| 格納容器内での<br>除去効果 | ＭＡＡＰ解析に基づく（沈着，サプレッション・プール及びペデスタル（ドライウェル部）水プールでのスクラビング並びにドライウェルスプレイ） | ＭＡＡＰのＦＰ挙動モデル |
| 格納容器内ｐＨ<br>制御の効果 | 考慮しない | サプレッション・プール水ｐＨ制御設備は，重大事故等対処設備と位置付けていないため，保守的に設定 |

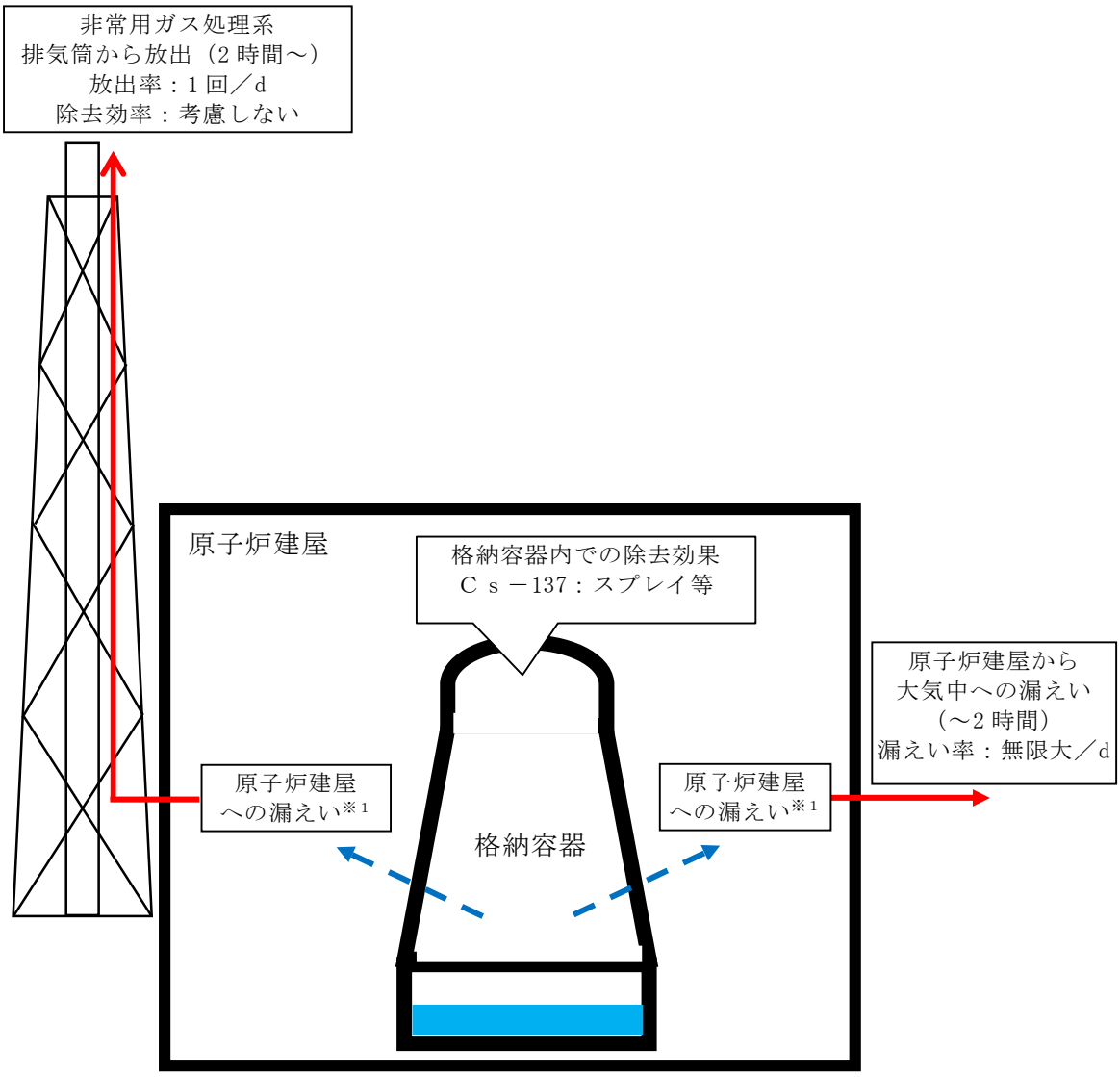
※　東海第二発電所（ＢＷＲ５）に比べて炉心比出力が大きく，単位熱出力当たりの炉内蓄積量を保守的に評価するＡＢＷＲの値を使用。

第１表　放出量評価条件（2／2）

| 項　目 | 評価条件 | 選定理由 |
|---|---|---|
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい率 | 1Pd以下：0.9Pdで0.5％／d<br>1Pd超過：2Pdで1.3％／d | ＭＡＡＰ解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし，格納容器の設計漏えい率（0.9Pd で0.5％／d）及びＡＥＣの式等に基づき設定（添付資料 3.1.2.5 参照） |
| 格納容器から原子炉建屋への漏えい割合 | ＣｓＩ類　：約$2.07\times10^{-7}$<br>ＣｓＯＨ類：約$6.17\times10^{-8}$ | ＭＡＡＰ解析結果 |
| 原子炉建屋から大気への漏えい率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前） | 無限大／d（地上放出）<br>（格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は，瞬時に大気へ漏えいするものとして評価） | 保守的に設定 |
| 非常用ガス処理系から大気への放出率（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後） | 1 回／d（排気筒放出） | 設計値に基づき設定<br>（非常用ガス処理系のファン容量） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間 | 事象発生から 2 時間後 | 起動操作時間（115 分）＋負圧達成時間（5 分）<br>（起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが，保守的に負圧達成時間として 5 分を想定） |
| 非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率 | 考慮しない | 保守的に設定 |
| ブローアウトパネルの開閉状態 | 閉状態 | 原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等によるブローアウトパネルの開放がないため |




第 1 図　Ｃｓ－137 の大気放出過程




※1　格納容器から原子炉建屋への漏えい率
　　1Pd 以下：0.9Pd で 0.5％／d，1Pd 超過：2Pd で 1.3％／d

| 大気への放出経路 | 0h　▼2h※2　▼19h　168h▼ |
|---|---|
| 原子炉建屋から大気中への漏えい | |
| 非常用ガス処理系排気筒から放出 | |

※2　非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため，事象発生 2 時間以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。

第 2 図　大気放出過程概略図（イメージ）

2.　評価結果

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量を第 2 表に示す。

原子炉建屋から大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，約 $3.2\times10^{-2}$TBq（事象発生 7 日間）であり，評価項目の 100TBq を下回っている。なお，本評価事象では，原子炉圧力容器破損に伴いペデスタル（ドライウェル部）にデブリが移行するが，ペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリからのＣｓ－137 放出は，デブリがペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートを侵食した際に発生するガスに随伴して生じるものであり，東海第二発電所ではコリウムシールドの設置によりコンクリートの侵食は生じないため，ペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリ内に含まれるＣｓ－137 の放出は考慮していない。ペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリ内からのＣｓ－137 が全て放出されたと仮定した場合でも，高揮発性核種であるＣｓ－137 は，炉心損傷に伴い大部分が炉内から放出されるため，ペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリ内に含まれるＣｓ－137 は少なく，Ｃｓ－137 放出量への影響はほとんどない。（第 3 表参照）

また，添付資料 3.1.2.4 に示す「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のＣｓ－137 の漏えい量（約 7.5TBq）より $10^{-2}$程度小さい結果となっているが，これは事象初期におけるＣｓ－137 の原子炉圧力容器から格納容器への放出経路の違いによる影響が大きい（下記参照）。

・格納容器から原子炉建屋へ放出するＣｓ－137 の放出量に対する格納容器圧力の違いによる影響は小さい（格納容器内の除去効果を受けない希ガスに対する格納容器から原子炉建屋への放出割合※に大きな差がなく，高揮発性核種であるＣｓも同様と考える）

※「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」：約 0.04

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」：約 0.03

・「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」では，ＬＯＣＡ破断口から格納容器気相部へ直接放出されるのに対し，「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では，原子炉圧力容器破損前まで（事象発生約 4.5 時間），逃がし安全弁（自動減圧機能）を介してサプレッション・プールへ移行した後，格納容器気相部へ放出されるため，サプレッション・プールにおいてスクラビングによる除去効果を受ける。

また，事象発生 7 日間以降の影響を確認するため評価した，事象発生 30 日間，100 日間における大気中へのＣｓ－137 の漏えい量は，約 $3.4\times10^{-2}$TBq（事象発生 30 日間）及び約 $3.9\times10^{-2}$TBq（事象発生 100 日間）であり，いずれの場合においても 100TBq を下回っている。

なお，事象発生 7 日以降の長期解析においては，事象発生約 53 日後※に格納容器内水素燃焼防止の観点で格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱（以下「格納容器ベント」という。）を実施し，事象発生 100 日まで格納容器ベントを継続しているが，格納容器の除熱機能，格納容器への窒素注入機能及び格納容器内の可燃性ガスの濃度制御系機能が確保できた場合には，格納容器ベントを停止する運用とする。

※　第 3.2-28 図に示す格納容器圧力の推移では，格納容器の圧力を高く評価するために格納容器からの漏えいを考慮していないが，約 53 日後に酸素濃度が 4.3vol％に到達し格納容器ベントを実施している

第２表　大気中へのＣｓ－137 の漏えい量

| 事象発生７日間 | 事象発生 30 日間 | 事象発生 100 日間 |
|---|---|---|
| 約 $3.2\times10^{-2}$TBq | 約 $3.4\times10^{-2}$TBq | 約 $3.9\times10^{-2}$TBq※ |

※　格納容器圧力逃がし装置から大気中への放出量を含む（事象発生約 53 日後から事象発生 100 日まで格納容器ベント実施）

第３表　原子炉圧力容器から格納容器へのＣｓ－137 の放出割合及びペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリ内に含まれるＣｓ－137 の割合

| 原子炉圧力容器から格納容器へのＣｓ－137 の放出割合※ | ペデスタル（ドライウェル部）に移行したデブリ内に含まれるＣｓ－137 の割合 |
|---|---|
| 約 0.73 | 約 0.03 |

※　原子炉圧力容器から格納容器への放出経路は以下のとおり。

・原子炉圧力容器から逃がし安全弁（自動減圧機能）を介したサプレッション・プールへの放出

・原子炉圧力容器破損箇所から格納容器気相部への放出

# 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

## 1. はじめに

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。）内に高温の過熱蒸気が発生する。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（以下「ＤＣＨ」という。）を防止するためには，その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。

ＳＲＶは本体と補助作動装置から構成されているが，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の開保持機能に影響を及ぼすおそれがある。

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する環境下においても，ＳＲＶの開保持機能が損なわれないことを評価する。

## 2. 評価方法

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，設計基準事故を包含する保守的な環境条件として，「171℃において 3 時間継続の後，160℃において 3 時間継続した状態」でのＳＲＶ機能維持について確認されている（以下「ＳＲＶ環境試験」という。）。また，長期の機能維持の観点から，126℃において試験開始 24 時間後から 15 日後までの機能維持を確認している。第 2 図にＳＲＶ環境試験条件を示す。

このため，解析コードＭＡＡＰによるＤＣＨ有効性評価解析より得られた環境温度条件を入力として，３次元熱流動解析コード（ＳＴＡＲ－ＣＣＭ＋）によりＳＲＶの温度を評価し，ＳＲＶ環境試験の温度条件に包含されること

を確認することで，重大事故時においてもＳＲＶの開保持機能が維持されることを確認する。

なお，３次元熱流動解析は保守的な温度条件を設定した定常解析にて実施するが，下部プレナムへの溶融炉心の落下に伴いＲＰＶ内の気相温度が急激に上昇する期間に対しては，ＳＲＶの温度上昇をより現実的に評価するため非定常解析を実施する。

3.　評価条件

(1)　温度条件

第３図及び第４図に，ＭＡＡＰ解析結果のＲＰＶ内気相平均温度及びドライウェル内気相平均温度を示す。このＭＡＡＰ解析結果を踏まえ，以下に示す２通りの温度条件を設定する。第１表に評価条件を示す。

・温度条件①（定常解析）

ＲＰＶ内気相温度については，事象発生から下部プレナムへの溶融炉心移行中の期間を代表する温度条件として，この期間における最高温度を考慮し512℃を設定する。

また，ドライウェル内気相温度については，手順に従い実施する代替循環冷却系による格納容器除熱操作（格納容器スプレイの冷却効果）を考慮することとし，格納容器除熱を開始した以降，ＲＰＶ破損までの最高温度を考慮し53℃を設定する。なお，格納容器除熱を開始するまでの初期のドライウェル内気相温度は 53℃よりも高い 80℃程度で推移するが，この期間におけるＲＰＶ内気相温度は定常解析の温度条件である512℃より十分に低いことから，ＳＲＶ開保持機能維持の観点で，初期のドライウェル内気相温度の影響は，ＲＰＶ内気相温度条件の保守性に包含される。

・温度条件②（非定常解析）

下部プレナムへの溶融炉心移行に伴うＲＰＶ内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件として，温度条件①で設定した期間以降のＲＰＶ内気相温度の最高値到達までの温度条件として，512℃から586℃の温度履歴を設定する。

また，ドライウェル内気相温度については，温度条件①と同様に53℃を設定する。

(2)　評価部位

ＳＲＶ（自動減圧機能）の開保持には，電磁弁コイルを励磁することで，補助作動装置のピストン部へ窒素を供給し，ＳＲＶ本体スプリングの閉止力を上回る駆動力を発生させ，ピストンを押上げた状態とする必要がある。ＳＲＶの開保持機能維持の観点では，高温影響を受けやすい以下の部位について評価する必要がある。

①電磁弁（下部コイルハウジング）

電磁弁のコイルは熱容量が小さく，高温影響を受けやすい。電磁弁のコイルが熱によって損傷した場合，電磁弁のコイルが消磁することで，補助作動装置のピストンへの窒素供給が遮断されるとともに，流路が排気側へ切り替わることから，ピストンを押上げていた窒素が排出され，ＳＲＶ本体スプリングの閉止力によってＳＲＶ（自動減圧機能）が閉止する。このため，電磁弁を評価の対象とするが，その中でも高温配管に近く，最も温度が高くなりやすい下部コイルハウジングの温度を評価する。

②ピストン（シール部）

ピストンのシール部にはフッ素ゴム製のＯリングが用いており，高

温影響を受けやすい。ピストンのシール部が熱によって損傷した場合，シール部よりピストンを押上げていた窒素が排出され，ＳＲＶ本体スプリングの閉止力によってＳＲＶ（自動減圧機能）が閉止する。このため，ピストンの温度を評価する。

(3)　評価モデル

ＳＲＶ（自動減圧機能）が最も近く隣接するバルブＢ及びバルブＨを含む範囲をモデル化する。実際の事故対応では互いに離れた位置のＳＲＶ2弁を開操作する手順とするが，電磁弁及びピストンのシール部の温度条件を厳しく評価する観点より，本評価では，隣接した 2 弁を同時に開状態とする評価モデルとする。第 5 図にＳＲＶ配置図及びモデル化範囲を，第 6 図にモデル図及び断面メッシュ図を示す。

4.　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。

事象発生から下部プレナムへの溶融炉心移行中の期間を代表する温度条件を適用した温度条件①の定常解析では，下部コイルハウジングの最高温度はバルブＢの約 120℃，ピストン部の最高温度はバルブＢの約 124℃であり，ＳＲＶ環境試験温度である 160℃を下回る。

また，下部プレナムへの溶融炉心移行に伴うＲＰＶ内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件②の非定常解析では，下部コイルハウジングの最高温度はバルブＢの約 124℃, ピストン部の最高温度はバルブＢの約 124℃であり，ＳＲＶ環境試験温度である 160℃を下回る。

なお，ＳＲＶ環境試験では，160℃以上の温度条件において 6 時間の機能維持が確認されている。この試験の初期の温度条件として 171℃を与えている

ことを踏まえると，160℃以下の温度条件では約 7.6 時間の機能維持が可能※であると考えられる。したがって，逃がし安全弁（自動減圧機能）の開保持機能が要求される，事象発生から原子炉圧力容器破損までの時間（約 4.5 時間）に対して，十分な余裕がある。

以上のとおり，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状況を想定した環境下でも，ＳＲＶ開保持機能は維持されると考えられる。

※　ＳＲＶは,「171℃において 3 時間継続の後，160℃において 3 時間継続（合計 6 時間）」という環境条件での機能維持がＳＲＶ環境試験によって確認されている。この初期の熱負荷（171℃において 3 時間継続）をアレニウス則に基づき，160℃の熱負荷に換算すると，160℃において約 4.6 時間継続となり，これを後段の試験時間と合計すると約 7.6 時間は機能維持が可能となる。

5.　本体部の温度上昇による影響

前述のとおり,重大事故時においてもＳＲＶの開保持機能は維持されるが,ここではＳＲＶ強制開機能に対する温度上昇の影響について評価する。

閉状態のＳＲＶを強制開とするためには，補助作動装置の駆動力がＳＲＶ本体の閉止力を上回る必要がある。第 3 表に温度上昇の影響を示す。ＳＲＶ本体の閉止力に対する温度上昇の影響は，いずれも強制開の妨げとなることはない。

第１表　３次元熱流動解析での温度条件

| 項　目 | 温度条件①【定常解析】 | 温度条件②【非定常解析】 |
|---|---|---|
| ＲＰＶ内<br>気相平均温度 | 512℃ | 512℃→586℃ |
| ドライウェル内<br>気相平均温度 | 53℃ | 53℃ |

第２表　３次元熱流動解析での評価結果

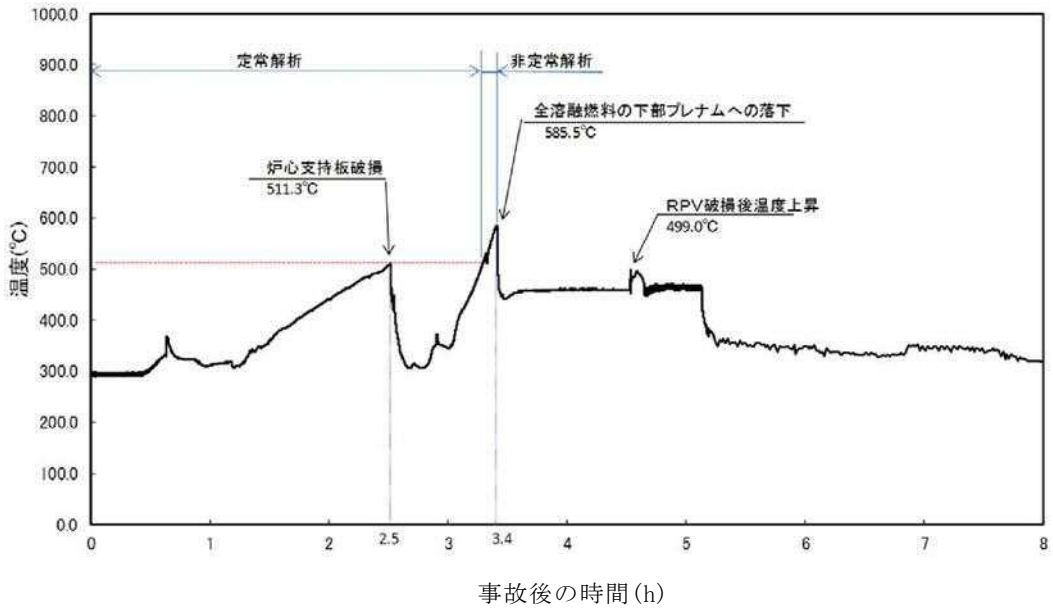
| 項　目 | 温度条件①【定常解析】 | | 温度条件②【非定常解析】 | |
|---|---|---|---|---|
| | バルブＢ | バルブＨ | バルブＢ | バルブＨ |
| 下部コイル<br>ハウジング<br>最高温度 | 約 120℃ | 約 112℃ | 約 124℃ | 約 116℃ |
| ピストン部<br>最高温度 | 約 124℃ | 約 113℃ | 約 124℃ | 約 113℃ |

第３表　ＳＲＶ本体の抵抗力に対する温度上昇の影響

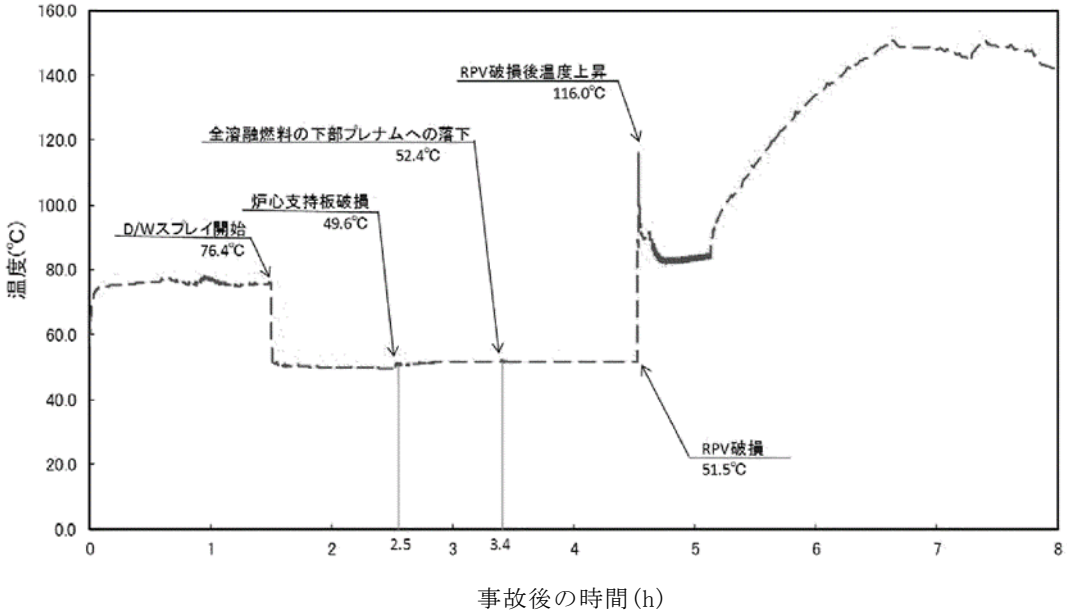
| 項　目 | 温度上昇の影響 |
|---|---|
| ＳＲＶスプリング閉止力 | 温度上昇に伴い，低下する方向にある。また，補助作動装置はスプリング閉止力に対して十分な駆動力を有している。 |
| 弁棒・アジャスタリング<br>摺動抵抗 | 主蒸気流路から離れた位置にあり，温度上昇幅は小さく，ＳＲＶ強制開機能には影響を及ぼさない。 |
| 弁棒・ネッキブッシュ<br>摺動抵抗 | 弁棒はＳＵＳ431，ネッキブッシュはニッケルブロンズと，入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており，ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。 |
| バランスピストン・ブッシュ<br>摺動抵抗 | バランスピストンはＳＵＳ403，ブッシュはニッケルブロンズと，入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており，ネッキ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<br>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１図　ＳＲＶ構造図（開状態）

第２図　ＳＲＶ環境試験条件




第３図　原子炉圧力容器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　ＳＲＶ配置図及びモデル化範囲

第６図　モデル図及び断面メッシュ図

第７図　定常解析結果（温度条件①バルブＢ）

第８図　定常解析結果（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　非定常解析結果（温度条件②）

# 水の放射線分解を考慮した場合の格納容器過圧に対する影響について
# （高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

## 1. はじめに

シビアアクシデント解析コードＭＡＡＰでは，水の放射線分解を考慮するモデルとなっていないことから，水の放射線分解による水素及び酸素の発生については，解析コードＭＡＡＰに基づく溶融炉心及び核分裂生成物の崩壊熱から放射線吸収割合及びＧ値を考慮して算出している（添付資料 3.4.1 参照）。

ここでは，解析コードＭＡＡＰでは考慮していない水の放射線分解により発生する水素及び酸素が，格納容器圧力に与える影響を評価する。

## 2. 評価結果

解析コードＭＡＡＰにより評価した結果，格納容器圧力が最高値の約 0.47MPa[gage]を示す事象発生約 7.4 時間後の格納容器内の非凝縮ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量は約 $6.2\times10^{5}$mol である。

また，添付資料 3.4.1 に従い算出される水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量の和は，事象発生約 7.4 時間後時点で約 $2.7\times10^{3}$mol 以下である。

以上から，解析コードＭＡＡＰで評価した非凝縮ガス（水素，酸素及び窒素）の物質量に対する，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の物質量の比は 1%未満であることから，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素が格納容器圧力に与える影響は 5kPa[abs]未満であり，無視し得る程度と考えられる。

# 安定状態について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」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：
重大事故等対処設備を用いた格納容器除熱機能（代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置）により，格納容器圧力及び雰囲気温度が安定又は低下傾向に転じ，また，溶融炉心・コンクリート相互作用によるペデスタル（ドライウェル部）床面及び壁面の侵食が防止されるとともに，格納容器の除熱及び侵食の防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】
代替循環冷却系による格納容器除熱により格納容器圧力及び雰囲気温度は安定又は低下傾向になり，格納容器雰囲気温度は 150℃を下回るとともに，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）注水及び代替循環冷却系による格納容器除熱により溶融炉心は冷却維持され，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，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】
上記の格納容器破損防止対策により安定状態を確立できる。
代替循環冷却系を用いて又は残留熱除去系を復旧させ，除熱を行うことにより，安定状態の維持が可能となる。安定状態の維持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の使用又は残留熱除去系復旧による冷却へ移行
②格納容器内の水素及び酸素排出を目的とした格納容器ベント（窒素注入）並びに格納容器内の水素・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
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（温度・圧力）に対し，適切な地震力に対する格納容器の頑健性の確保

# 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）<br>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。<br>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。<br>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。<br>・TQUV，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<br>・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。<br>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，炉心溶融開始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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損ま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に期待しない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。<br>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，炉心溶融開始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。<br>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。 |
| | 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） | TQUX 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。<br>・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 コードの方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，その後の注水操作による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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して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 | | | | |
| 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。 |

# 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 |
|---|---|---|---|---|---|
| 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<br>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<br>・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。<br>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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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開始時間に与える影響は小さいことを確認している。<br>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。<br>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。<br>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 | | 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 事故分析結果と良く一致することを確認した<br>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。 | 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。<br>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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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。<br>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。 | 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僅かであることから，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） | 定格原子炉熱出力として設定 | 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(圧力容器ドーム部) | 6.93MPa[gage] | 約6.91MPa[gage]～約6.94MPa[gage]（実績値） | 定格原子炉圧力として設定 | 最確条件とした場合には，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には，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） | 通常運転水位約－4cm～約＋6cm（セパレータスカート下端から約＋122cm～約＋132cm）（実績値） | 通常運転時の原子炉水位として設定 | 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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約4cm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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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） | 定格流量として設定 | 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，燃料棒最大線出力密度の保守性に包絡されることから，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 | ANSI/ANS-5.1-1979 平均的燃焼度約 31GWd/t（実績値） | 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として設定 | 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後に原子炉圧力派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（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 5,700$m^3$（設計値） | 設計値 | 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り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り直接的な影響はない。 |
| | 格納容器体積（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$ 液相部：3,300$m^3$ | 空間部：約 4,092$m^3$～約 4,058$m^3$ 液相部：約 3,308$m^3$～約 3,342$m^3$（実績値） | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定） | | |
| | 真空破壊装置 | 3.45kPa（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 3.45kPa（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧）（設計値） | 真空破壊装置の設定値 | | |

# 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 | サプレッション・プール水位 | 6.983m<br>（通常運転水位－4.7cm） | 約 7.000m～<br>約 7.070m<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 | 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り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り直接的な影響はない。 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 約 15℃～約 32℃<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 | | |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 約 2.2 kPa[gage]～<br>約 4.7kPa[gage]<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器圧力を包絡する値 | | |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 約 25℃～約 58℃<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 | | |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 35℃以下 | 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破損ま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に期待しないことで原子炉圧力容器破損に至ることを想定しており，水温の影響はない。 | 本シナリオは原子炉圧力容器破損ま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に期待しないことで原子炉圧力容器破損に至ることを想定しており，水温の影響はない。 |
| | 外部水源の容量 | 約 8,600$m^3$ | 8,600$m^3$以上<br>（西側淡水貯水設備＋代替淡水貯槽） | 西側淡水貯水設備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<br>（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 | 起因事象 | 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た場合は，減圧操作が不要となる。 | 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た場合は，減圧操作が不要となる。 |
| | 安全機能等の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能，低圧注水機能及び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 | － | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定するとともに，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を設定 | － | － |
| | 外部電源 | 外部電源なし | － | 安全機能の喪失に対する仮定に基づき設定<br>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絡する条件として，機器条件に示すとおり設定 | | |
| | 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 | 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 | 高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏えい等が生じる原因として炉心ヒートアップによる影響と推定できるが，本シナリオではクリープ破損や漏えい等の発生前に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操作を実施することから，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ない。<br>（添付資料 3.2.4） | 高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏えい等が生じる原因として炉心ヒートアップによる影響と推定できるが，本シナリオではクリープ破損や漏えい等の発生前に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操作を実施することから，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ない。<br>（添付資料 3.2.4） |
| 機器条件 | 原子炉スクラム信号 | 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）信号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，発生する蒸気流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。 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 原子炉保護系電源喪失又は原子炉水位異常低下（レベル２）信号 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁閉止するものとして設定 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少するが，，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には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少するが，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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 電源喪失によるポンプ停止（事象発生と同時） | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

# 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 | 逃がし安全弁 | 安全弁機能<br>7.79 MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2ｔ／h（1個当たり）～<br>410.6t／h（1個当たり） | 安全弁機能<br>7.79MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2t／h（1個当たり）～<br>410.6t／h（1個当たり）<br>（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個を開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）の２個を開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 | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／h | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／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を考慮して設定 | 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。 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約 14MW<br>（サプレッション・プール水温度100℃，海水温度32℃において） | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約 14MW 以上<br>（サプレッション・プール水温度100℃，海水温度32℃以下において） | 熱交換器の設計性能に基づき，代替循環冷却系の除熱性能を厳しくする観点で，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 | | |
| | 可搬型窒素供給装置 | 総注入流量：200m$^3$／h<br>・窒素 198m$^3$／h<br>・酸素 2m$^3$／h<br>ガス温度：30℃ | 総注入流量：200m$^3$／h<br>・窒素 198m$^3$／h<br>・酸素 2m$^3$／h<br>ガス温度：0～58℃ | 総注入流量は格納容器内の酸素濃度上昇抑制に必要な流量として設定<br>酸素注入流量は純度 99vol％を考慮して残り全てを酸素として設定<br>ガス温度は気象条件を考慮して設定 | 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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，本評価事故シーケンスでは，格納容器雰囲気温度を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。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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。 | 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。30℃より高い場合は，格納容器雰囲気温度が上昇する可能性があるが，窒素注入は事象発生から約 84 時間後に開始するため，代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作によって格納容器雰囲気は除熱されており，窒素温度は格納容器雰囲気温度よりも低いことから，窒素注入によって格納容器雰囲気温度が上昇することはなく，評価項目となるパラメータに与える影響はない。30℃未満の場合は，注入される窒素の密度が大きくなり窒素注入開始後の格納容器圧力の上昇が速くなるが，操作手順（格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）に変わりはないことから，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |

# 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 38 分後） | 炉心損傷後の酸化反応の影響緩和を考慮し設定 | 【認知】<br>原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の 20%上野位置に到達するまでには事象発生から約 38 分の時間余裕があり，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は考えにくい。よって，認知遅れによる操作開始時間に与える影響はなし。<br>【要員配置】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>原子炉急速減圧操作は制御盤の操作スイッチによる操作のため，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 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 38 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。<br>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。 | 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。 | 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，操作開始時間（事象発生から約 38 分後）に対して余裕があるため，準備時間が確保できることから，時間余裕がある。 | 中央制御室における操作のため，シミュレータにて訓練実績を取得。<br>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 分で原子炉急速減圧操作を開始。<br>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。 |
| | 緊急用海水系による冷却水の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作 | 事象発生 90 分後 | 緊急用海水系及び代替循環冷却系の操作所要時間を踏まえて設定 | 【認知】<br>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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>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。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>中央制御室の制御盤の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。 | 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，操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，実態の操作開始時間が早まる可能性があるが，状況判断から代替循環冷却系運転までは一連の操作として実施し，同一の運転員による並列操作はなく，運転員等操作時間に与える影響も小さい。 | 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，格納容器圧力及び雰囲気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。 | 格納容器除熱開始までの時間は操作所要時間を踏まえて解析上の想定時間を設定したものであり，時間余裕があるが，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。<br>訓練では緊急用海水系起動に約16分。代替循環冷却系起動に約 27 分。<br>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。 |

# 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 | 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後） | 原子炉圧力容器破損6分後に開始（約4.6時間後） | 原子炉圧力容器破損の判断及び操作実施に必要な時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>中央制御室内における格納容器スプレイは，注入弁1弁の開操作による注水であり，1操作に1分間を想定している。当該操作は，中央制御室の制御盤の操作スイッチによる操作のため，操作時間に与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>中央制御室の制御盤の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。 | 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，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，格納容器スプレイ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，当直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当直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。<br>（添付資料3.2.2） | 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。 | 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，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合においても，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。<br>（添付資料3.2.14） | 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。<br>訓練では，条件成立を前提として約1分間で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。<br>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。 |
| | 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）注水操作 | 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後）開始から1分後に開始（約4.6時間後） | 操作実施に必要な時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>中央制御室内におけるペデスタル（ドライウェル部）への注水は，注入弁1弁の開操作による注水であり，1操作に1分間を想定している。当該操作は，中央制御室の制御盤の操作スイッチによる操作のため，操作時間に与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>中央制御室の制御盤の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。 | 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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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くなる可能性があるが，中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>（添付資料3.2.2） | 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。 | 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，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合においても，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。<br>（添付資料3.2.14） | 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。<br>訓練では，条件成立を前提として約1分間で格納容器下部注水系（常設）による注水を開始。<br>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。 |

# 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 | 可搬型窒素供給装置を用いた格納容器内への窒素注入操作 | 格納容器内酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）到達時 | 格納容器内酸素濃度がベント基準である 4.3vol%（ドライ条件）到達を防止する観点で設定 | 【認知】<br>事故時には重要監視パラメータである格納容器内酸素濃度を継続監視しており，また，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は，格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）に到達する事象発生から約 124 時間後に開始となるのに対して，窒素注入操作の実施基準（格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件））に到達するのは事象発生約 167 時間後であり，比較的緩やかなパラメータ変化であることから，認知遅れが操作開始時間に影響を及ぼす可能性は非常に小さい。<br>【要員配置】<br>現場での操作は，中央制御室の当直運転員とは別に現場操作を行う重大事故等対応要員を配置している。これらの要員は，操作の実施期間中に他の操作を担っていないことから，要員配置が操作開始時間に与える影響はなし。<br>【移動】<br>窒素注入に用いる可搬型窒素供給装置は車両であり，自走にて作業場所へ移動することを想定している。仮に地震等の外部事象が起因事象で，アクセスルートに被害がある場合でも，ホイールローダ等にて必要なアクセスルートを復旧できる体制としている。重大事故等対応要員は，格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）に到達する事象発生から約 124 時間後に移動を開始するが，移動にかかる所要時間は約 1 時間であり，窒素注入開始時間の事象発生から約 167 時間後までに余裕時間があることから，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作所要時間】<br>作業場所への移動完了後，可搬型窒素供給装置の準備，ホース敷設等として 120 分を想定している。本操作は，作業場所への移動完了後に開始し，格納容器内酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達する予定時刻の約 43 時間前から実施する。よって，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【他の並列操作有無】<br>他の並列操作はないことから操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>重大事故等対応要員の現場操作は，操作の信頼性向上や要員の安全のため 2 人 1 組で実施することとしており，誤操作は起こりにくく，誤操作等により操作開始時間に影響を及ぼす可能性は小さい。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約 167 時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約 124 時間後）に開始し約 3 時間で準備完了するため，十分な余裕時間があることから，操作開始時間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。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約167時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約124時間後）に開始し約 3 時間で準備完了するため，十分な余裕時間があることから，操作開始時間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。 | 格納容器内への窒素注入の実施基準である格納容器内酸素濃度 4.0vol%（ドライ条件））到達は事象発生から約167時間後であるのに対し，可搬型窒素供給装置の移動及びホース敷設等は格納容器内酸素濃度が 3.5vol%（ドライ条件）到達時（事象発生から約124時間後）に開始し約 3 時間で準備完了するため，十分な準備時間が確保できることから，時間余裕がある。 | 格納容器内への窒素注入は，想定所要時間 180 分のところ，訓練実績等により約176分に実施可能なことを確認した。 |
| | タンクローリによる燃料給油操作 | 事象発生から 167 時間以降，適宜 | 可搬型窒素供給装置への燃料給油操作は，解析条件ではないが，解析で想定している操作の成立や継続に必要な操作・作業<br>各機器の使用開始時間を踏まえて設定 | 可搬型窒素供給装置への燃料給油操作開始までの時間は，事象発生から約 167 時間あり十分な時間余裕がある。 | － | － | － | 可搬型窒素供給装置への燃料補給は，想定所要時間 90 分のところ，訓練実績等により約 80 分に実施可能なことを確認した。 |

# 代替循環冷却系による原子炉注水を考慮しない場合の影響評価について

## 1. はじめに

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」に対する格納容器破損防止対策の有効性評価においては，原子炉圧力容器破損後の事象進展を評価する観点より，原子炉圧力容器破損まで設計基準事故対処設備の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を含む全ての低圧注水機能が失われている状態を仮定しており，原子炉圧力容器破損後に代替循環冷却系による原子炉注水を開始するものとしている。

一方で，一度機能喪失した設備の復旧には，ある程度時間を要することが考えられる。ここでは，念のため原子炉圧力容器が破損した以降においても重大事故等対処設備を含めた原子炉注水を考慮しない場合の影響を感度解析により確認する。

## 2. 感度解析条件

第 1 表に本評価の感度解析条件を示す。

第 1 表　感度解析条件（代替循環冷却系）

| 基本ケース<br>（原子炉注水あり） | 感度解析ケース<br>（原子炉注水を考慮しない） |
|---|---|
| 総循環流量：250m$^3$／h<br>・250m$^3$／h の流量で格納容器へスプレイ<br>（原子炉圧力容器破損前）<br>・150m$^3$／h の流量で格納容器へスプレイ<br>及び 100m$^3$／h の流量で原子炉へ注水<br>（原子炉圧力容器破損後） | 総循環流量：250m$^3$／h<br>・250m$^3$／h の流量で格納容器へスプレイ |

3.　感度解析結果

第 2 表及び第 1 図から第 15 図に,原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を考慮しない場合の感度解析結果を基本ケースと併せて示す。

格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度の最高値を比較した場合，基本ケースで約 0.47MPa[gage]及び約 151℃であるのに対し，感度解析ケースでは約 0.47MPa[gage]及び約 150℃であるため，原子炉圧力容器破損後に原子炉注水を考慮しない場合も，格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度に与える影響は小さい。

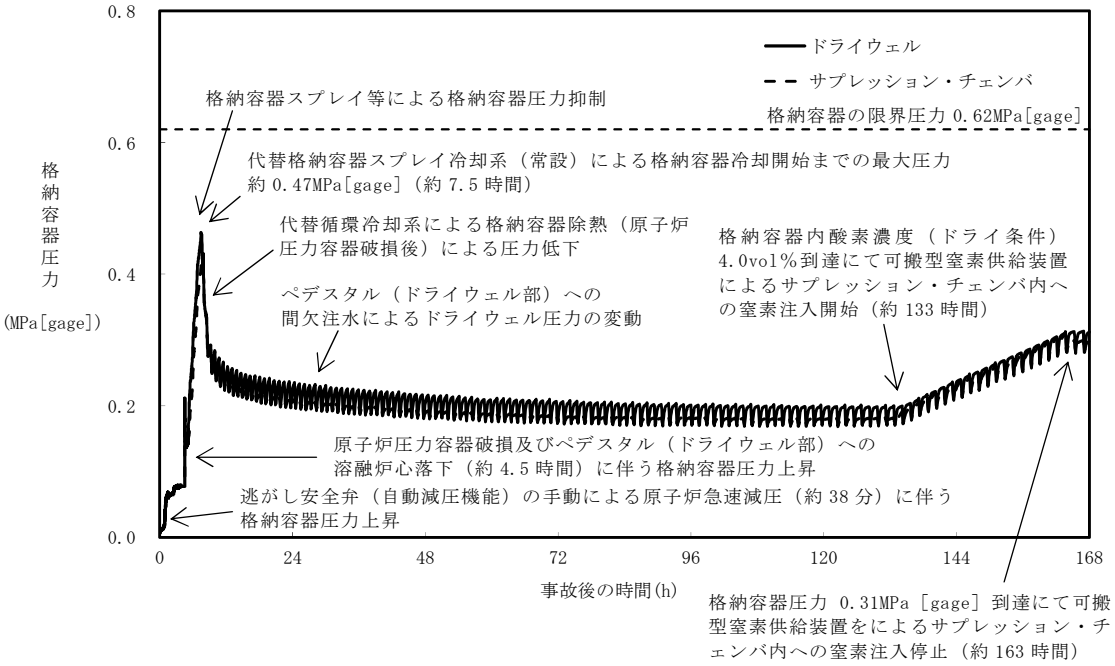
また，ペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリートの侵食量は，基本ケース及び感度解析ケースともに，0cm であり，原子炉注水の有無の影響はない。

サプレッション・プール水位については，感度解析ケースでは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）注水により徐々に上昇するが，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の判断基準である通常水位＋6.5m に 7 日間は到達しない。

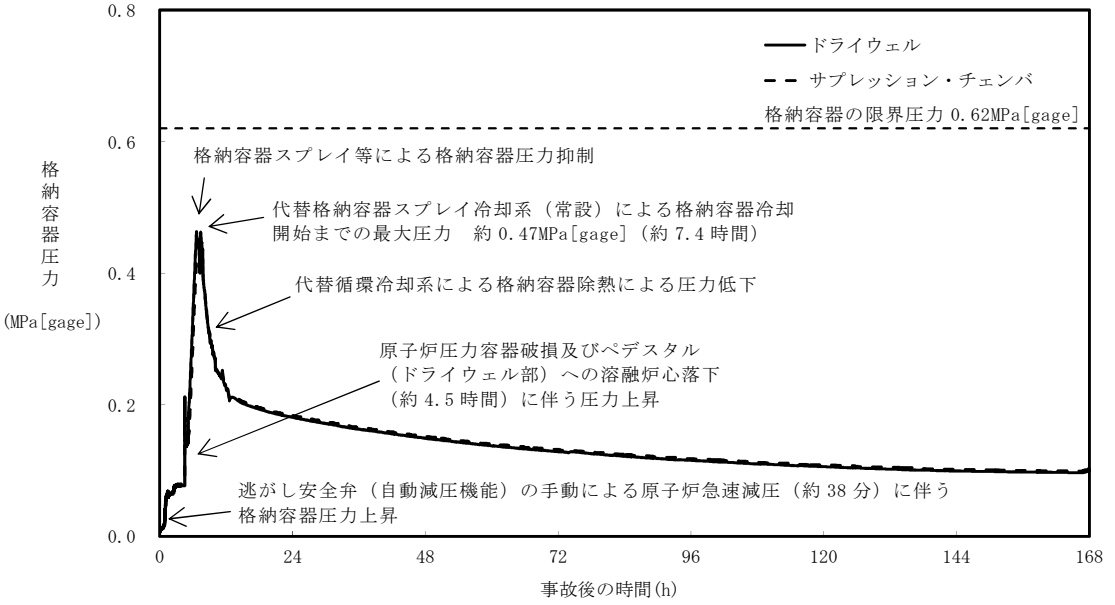
格納容器内水素濃度及び酸素濃度については，感度解析ケースにおいてもジルコニウム－水反応によって水素濃度は 13vol％を大きく上回るが，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を事象発生後約 133 時間より開始することで，酸素濃度は可燃限界濃度である 5vol％を下回るため，格納容器内での水素燃焼は発生しない。

第２表　感度解析結果

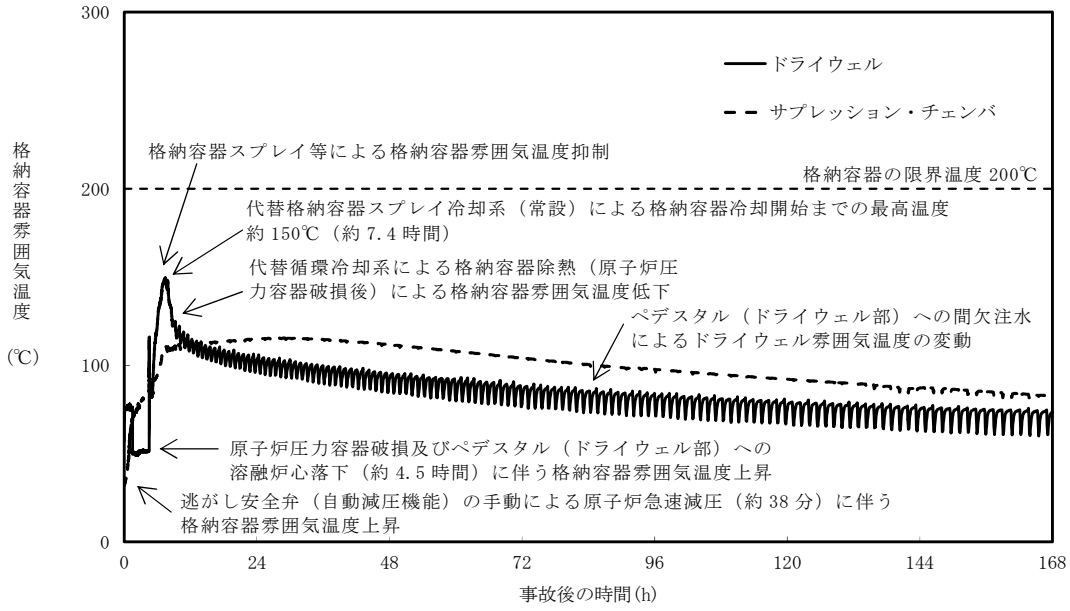
| 項　目 | 基本ケース | 感度解析ケース |
|---|---|---|
| 格納容器圧力（最高値） | 約 0.47MPa[gage]<br>（約 7.4 時間） | 約 0.47MPa[gage]<br>（約 7.5 時間） |
| 格納容器雰囲気温度（最高値） | 約 151℃<br>（約 7.4 時間） | 約 150℃<br>（約 7.4 時間） |
| コンクリート侵食量<br>（壁面及び床面） | 0cm | 0cm |



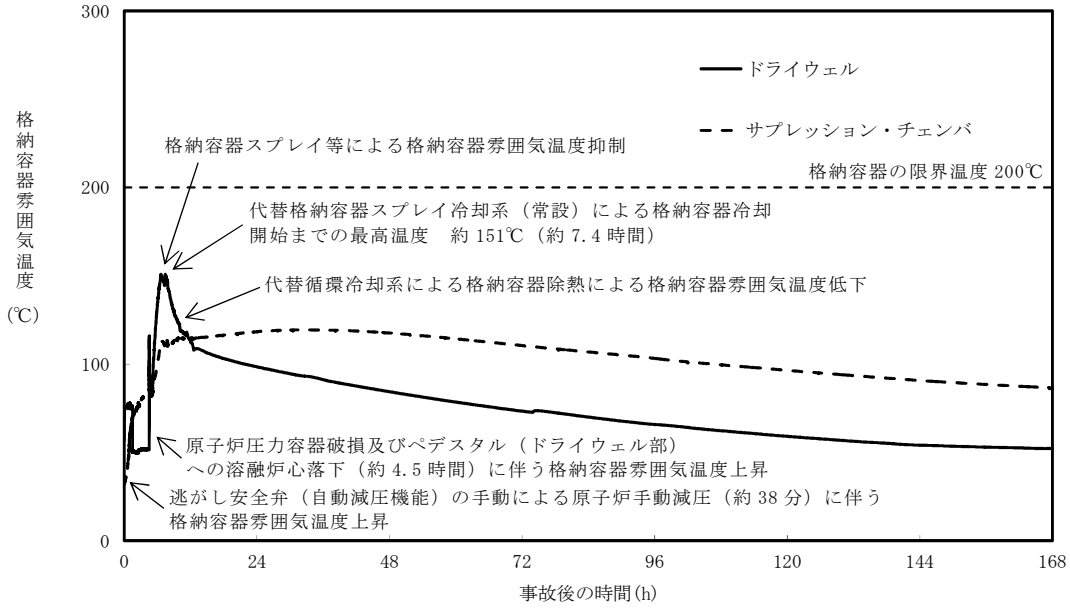

第１図　格納容器圧力の推移（感度解析ケース）



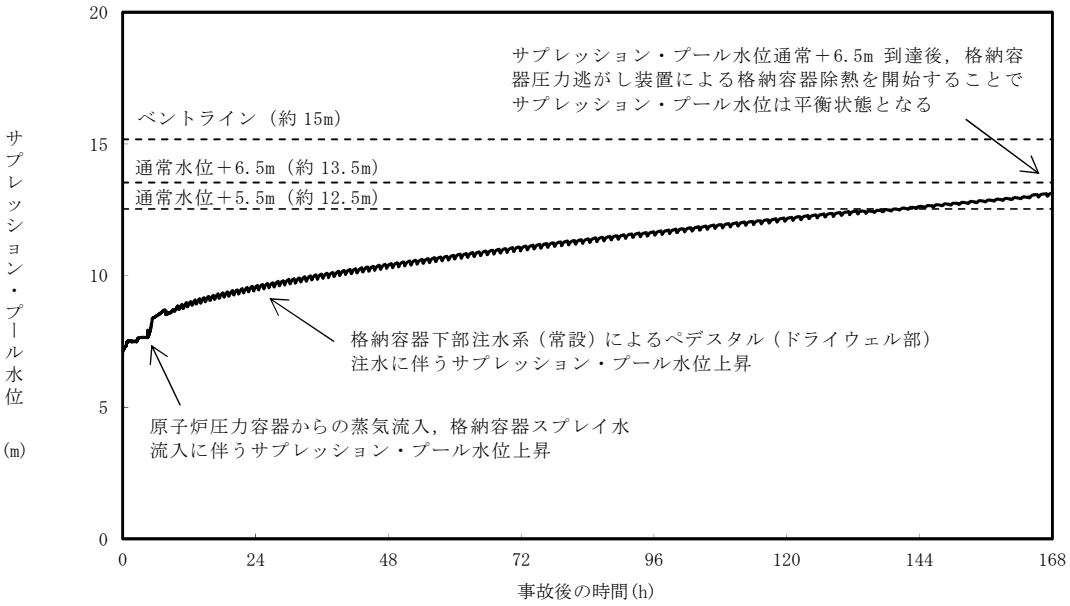

第２図　格納容器圧力の推移（基本ケース）



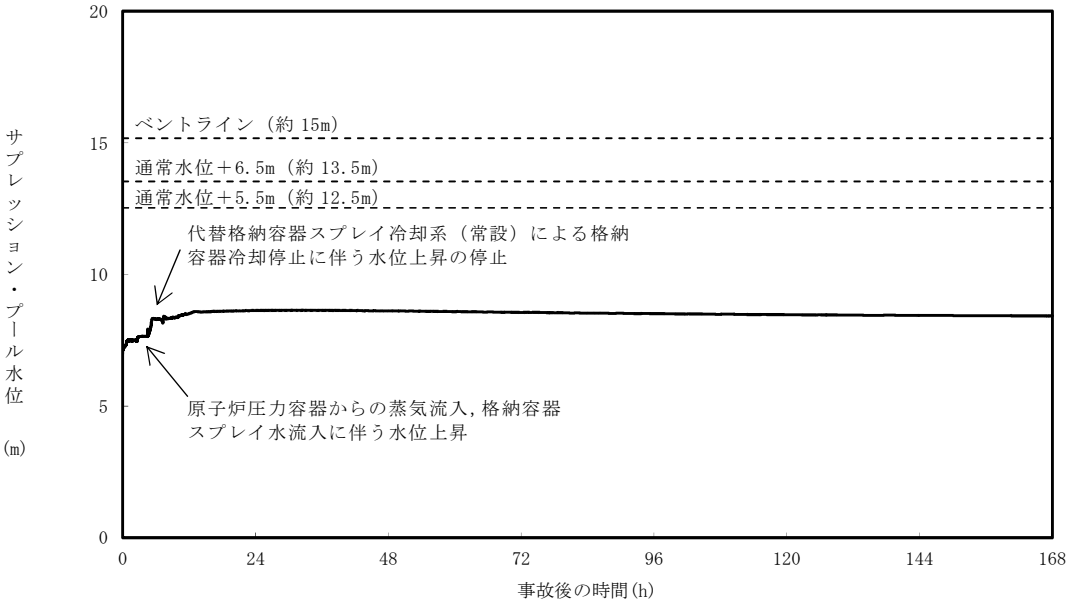

第 3 図　格納容器雰囲気温度の推移（感度解析ケース）



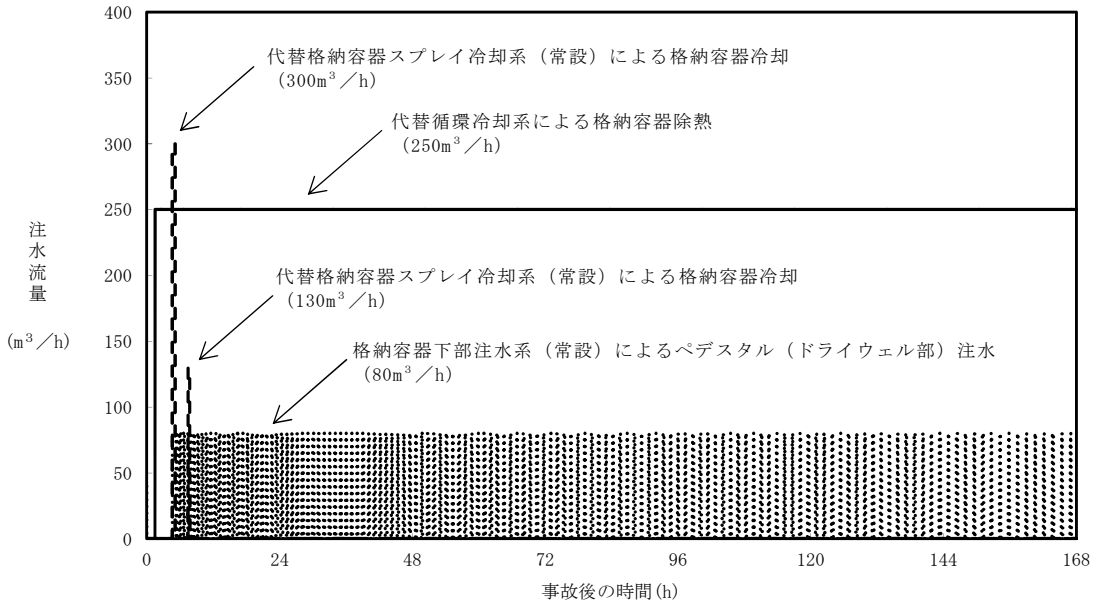

第 4 図　格納容器雰囲気温度の推移（基本ケース）



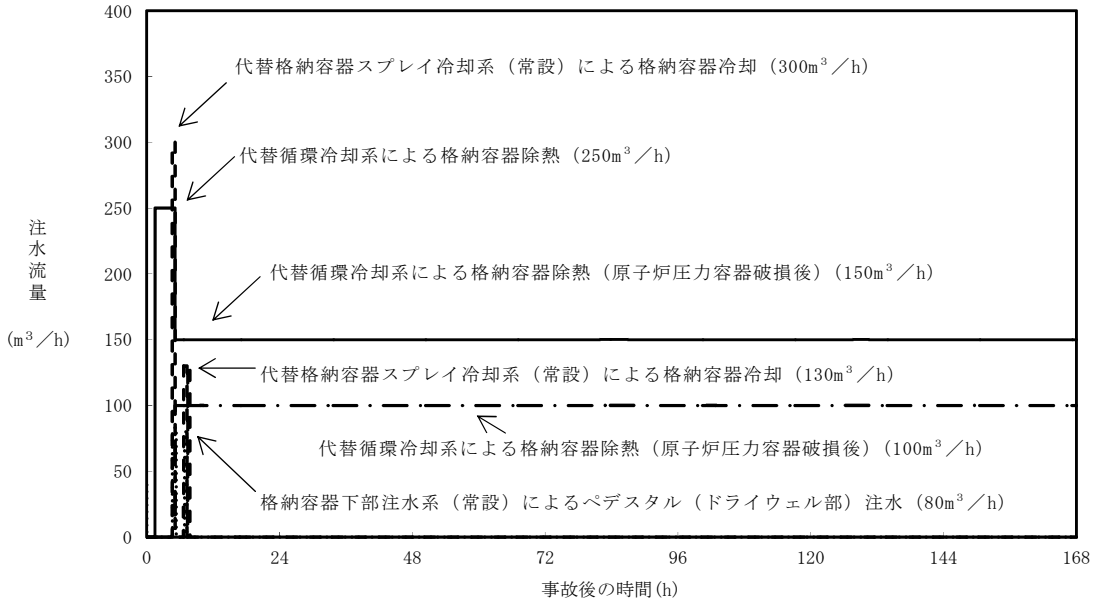

第５図　サプレッション・プール水位の推移（感度解析ケース）



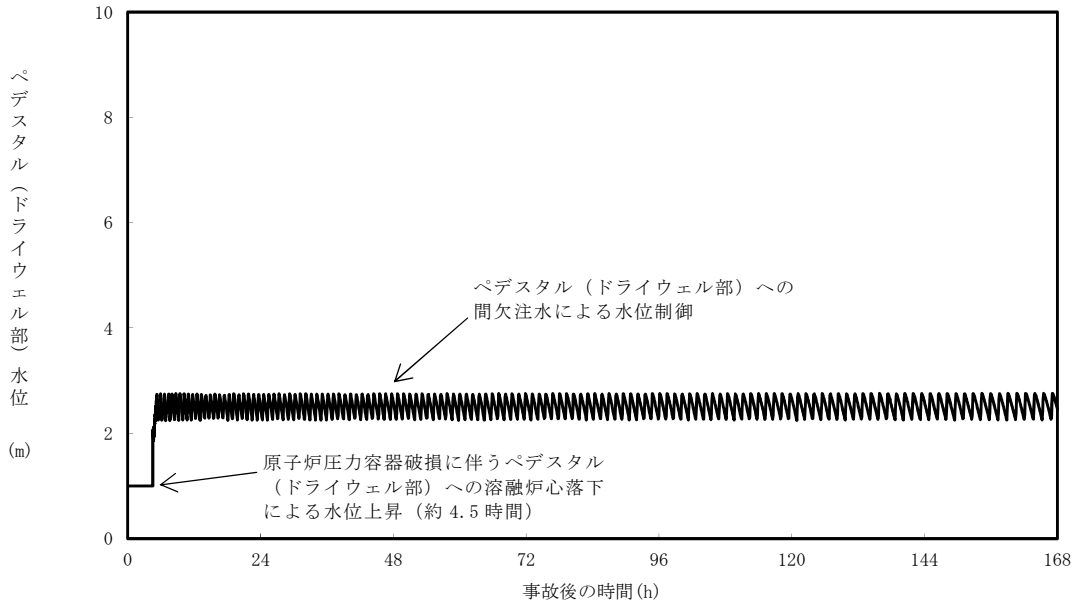

第６図　サプレッション・プール水位の推移（基本ケース）



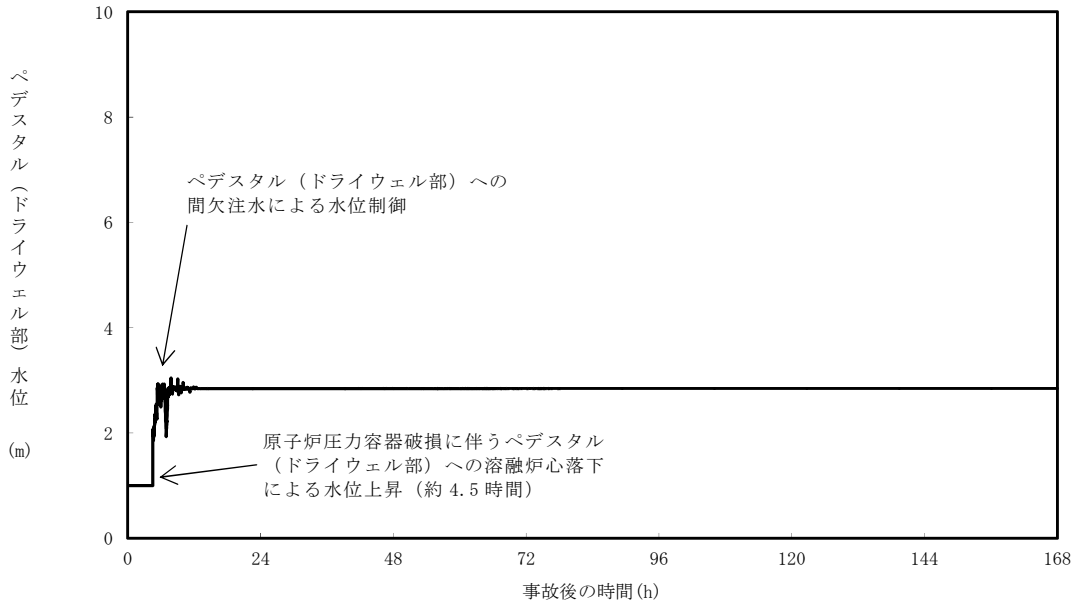

第７図　注水流量の推移（感度解析ケース）



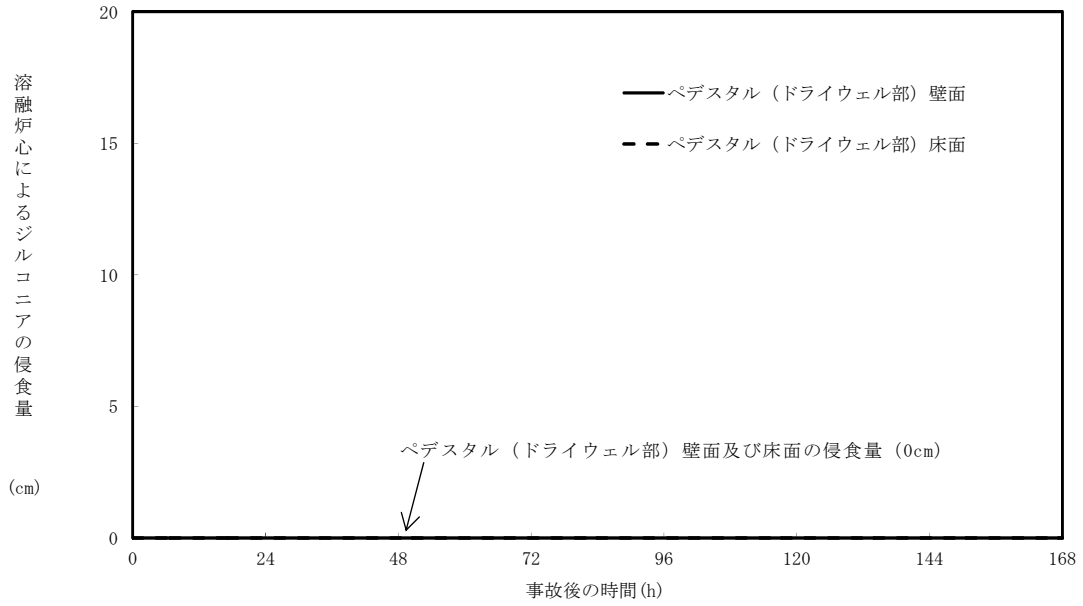

第８図　注水流量の推移（基本ケース）



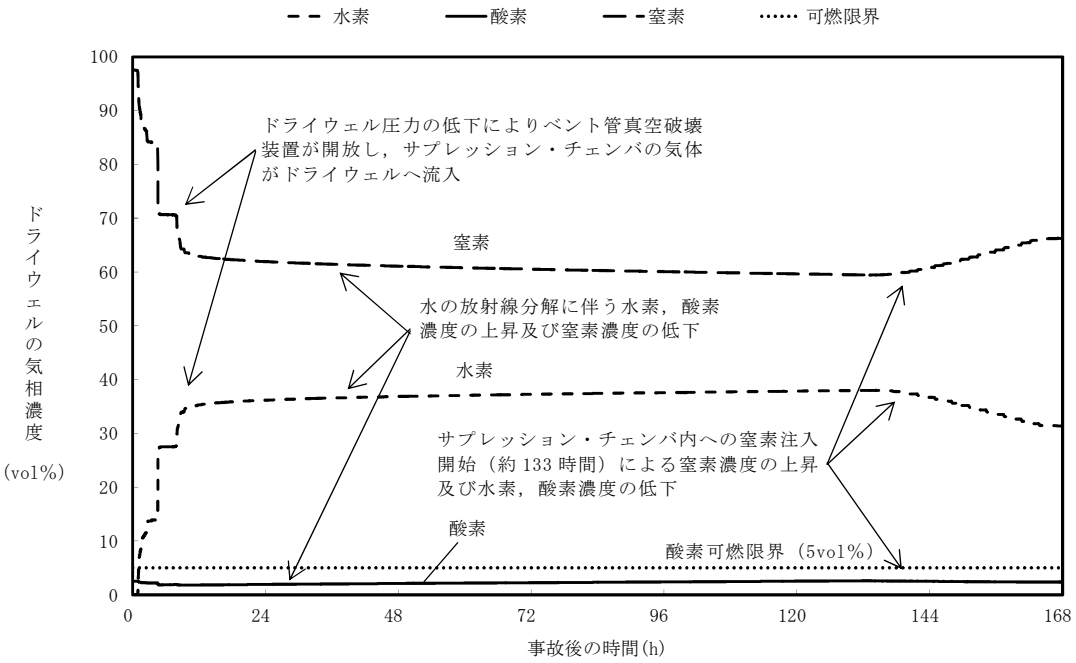

第 9 図　ペデスタル（ドライウェル部）の水位の推移（感度解析ケース）



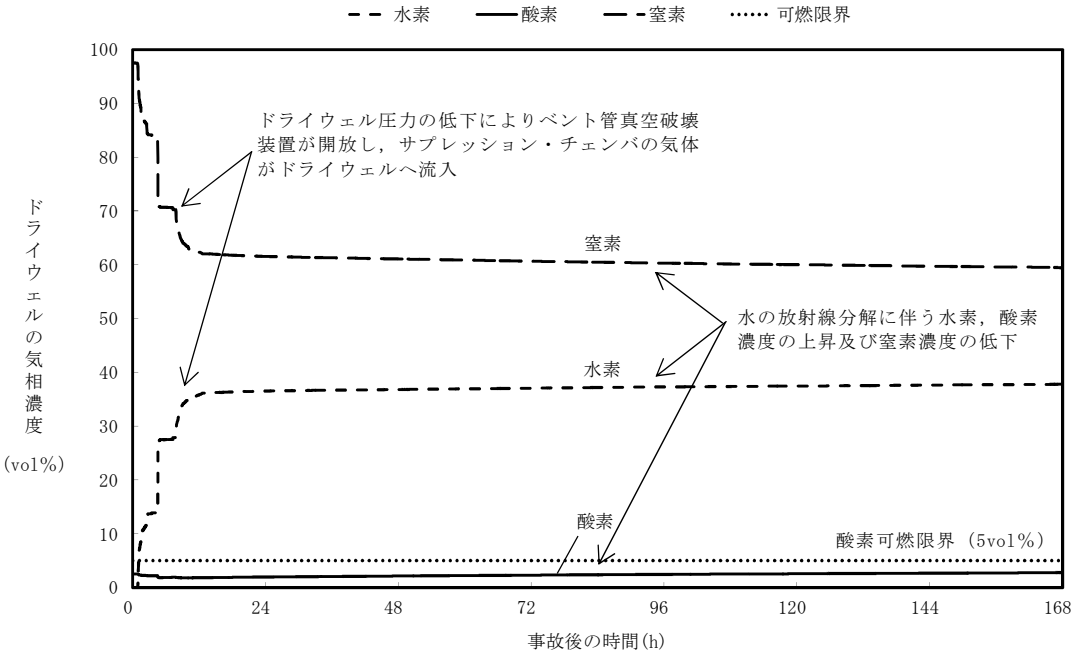

第 10 図　ペデスタル（ドライウェル部）の水位の推移（基本ケース）



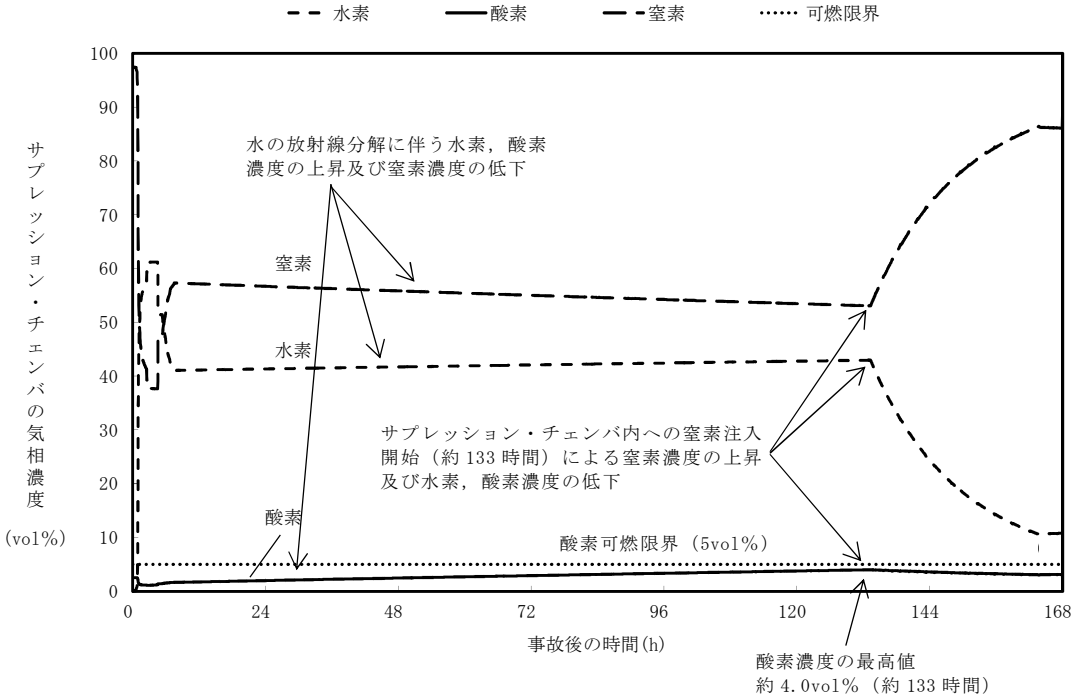

第 11 図　ペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面の
コンクリート侵食量の推移（感度解析ケース）



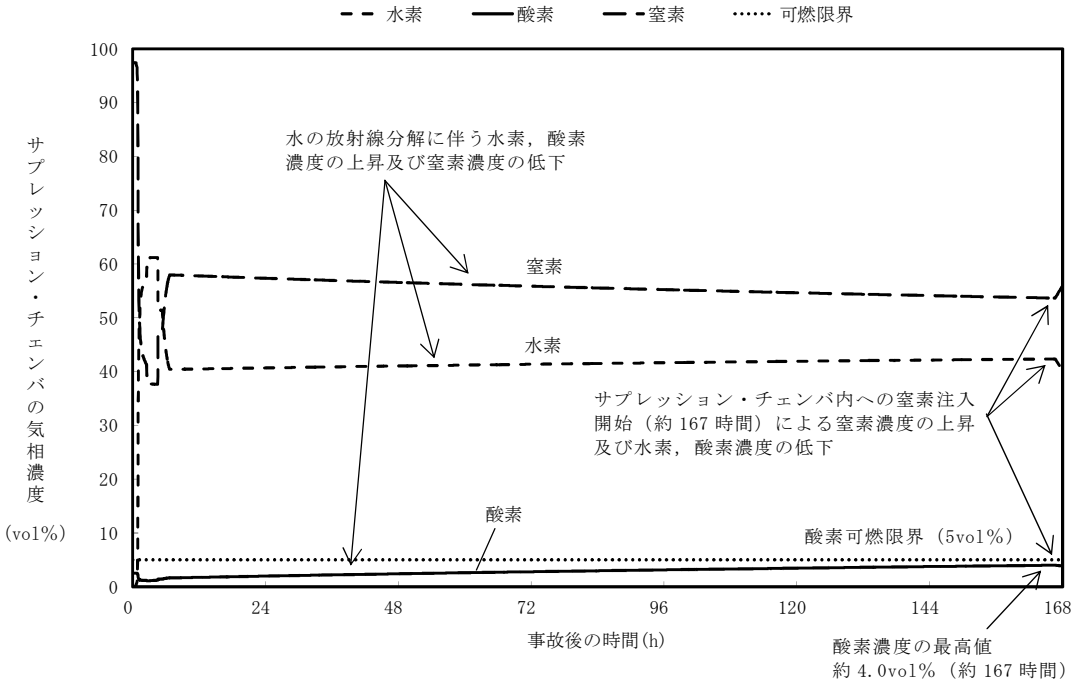

第 12 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）
（感度解析ケース）




第 13 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）
（基本ケース）




第 14 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）
（感度解析ケース）




第 15 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）
（基本ケース）

# 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 4,300m$^3$

## 2.　水使用パターン

①　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

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）による格納容器冷却を実施する。格納容器圧力が低下傾向に転じた後は，格納容器圧力 0.465MPa[gage]到達で冷却開始，0.400MPa[gage]で停止の操作を継続する。

②　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）注水

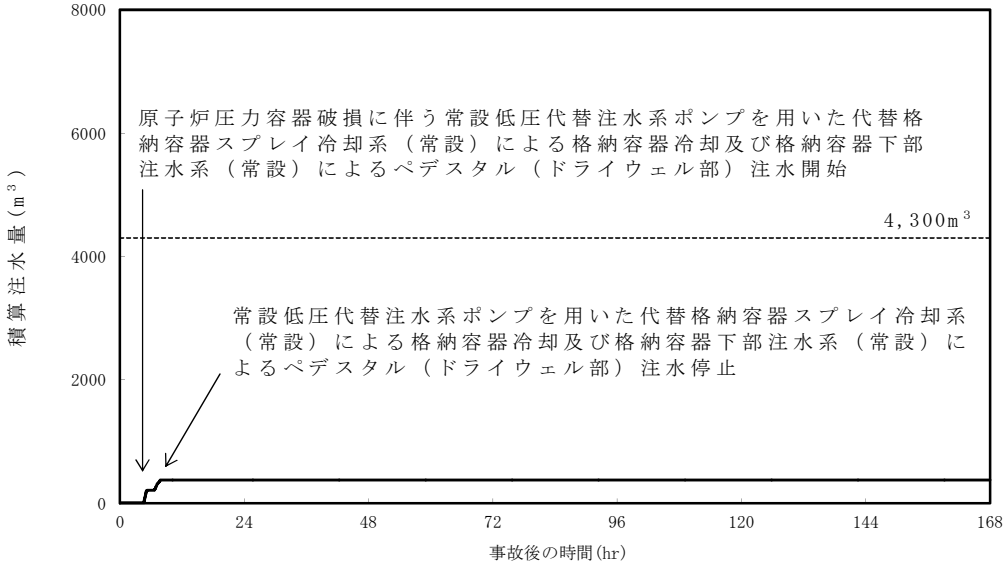
原子炉圧力容器破損後，代替淡水貯槽を水源とした常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）注水を実施する。その後，ペデスタル（ドライウェル部）に落下した溶融炉心を冠水維持させるため，格納容器下部水位 2.25m 以下でペデスタル（ドライウェル部）注水を開始，2.75m 到達で停止の操作を継続する。

3.　時間評価

格納容器冷却等によって，代替淡水貯槽の水量は減少する。

事象発生90分後までに代替循環冷却系による格納容器除熱を実施し，代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却等を停止するため，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380m$^3$である。




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380m$^3$の水が必要となるが，代替淡水貯槽に約 4,300m$^3$の水を保有することから必要水量を確保している。このため，安定して冷却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）

保守的に全ての設備が，事象発生直後から 7 日間燃料を消費するものとして評価する。

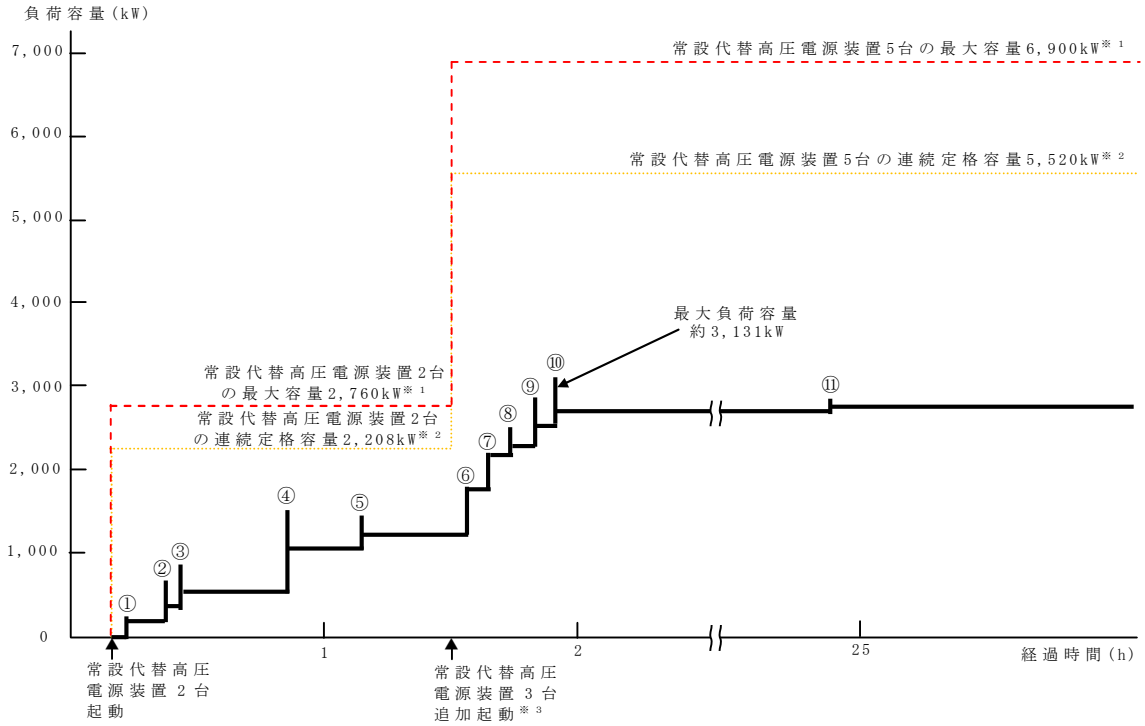
| 時系列 | 合計 | 判定 |
|---|---|---|
| 常設代替高圧電源装置　5 台起動<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>420.0L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×5 台（運転台数）<br>＝約 352.8kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 352.8kL | 軽油貯蔵タンクの容量は約 800kL であり，7 日間対応可能 |
| 可搬型窒素供給装置用電源車　1 台起動<br>（格納容器内への窒素注入）<br>110.0L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 18.5kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 18.5kL | 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 |
| 緊急時対策所用発電機　1 台起動<br>（燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定）<br>411L／h（燃料消費率）×168h（運転時間）×1 台（運転台数）<br>＝約 70.0kL | 7 日間の<br>軽油消費量<br>約 70.0kL | 緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンクの容量は約 75kL であり，7 日間の対応可能 |

# 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<br>(kW) | 負荷起動時の最大負荷容量<br>(kW) | 定常時の連続最大負荷容量<br>(kW) |
|---|---|---|---|---|
| ① | 緊急用母線自動起動負荷<br>・緊急用直流125V充電器<br>・その他必要な負荷 | 約 120<br>約 97 | 約 245 | 約 217 |
| ② | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 702 | 約 407 |
| ③ | 常設低圧代替注水系ポンプ | 約 190 | 約 892 | 約 597 |
| ④ | 緊急用海水ポンプ<br>その他必要な負荷 | 約510<br>約4 | 約 1,579 | 約 1,111 |
| ⑤ | 代替循環冷却系ポンプ | 約140 | 約 1,468 | 約 1,251 |
| ⑥ | 非常用母線２Ｃ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ａ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ａ<br>・その他必要な負荷<br>・その他不要な負荷※4 | 約 79<br>約 108<br>約 134<br>約 14<br>約 234 | 約 1,833 | 約 1,820 |
| ⑦ | 非常用母線２Ｄ自動起動負荷<br>・直流125V充電器Ｂ<br>・非常用照明※4<br>・120／240V計装用主母線盤２Ｂ<br>・その他不要な負荷※4 | 約 60<br>約 86<br>約 134<br>約 135 | 約 2,240 | 約 2,235 |
| ⑧ | 非常用ガス再循環系排風機<br>非常用ガス処理系排風機<br>その他必要な負荷<br>停止負荷 | 約55<br>約8<br>約95<br>約－52 | 約 2,529 | 約 2,341 |
| ⑨ | 中央制御室換気系空気調和機ファン<br>中央制御室換気系フィルタ系ファン<br>その他必要な負荷 | 約45<br>約8<br>約183 | 約 2,918 | 約 2,577 |
| ⑩ | 蓄電池室排気ファン<br>その他必要な負荷 | 約8<br>約154 | 約 3,131 | 約 2,739 |
| ⑪ | 代替燃料プール冷却系ポンプ | 約30 | 約 2,848 | 約 2,769 |




常設代替高圧電源装置の負荷積算イメージ

※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
※4　有効性評価で期待していないが電源供給される不要な負荷

# 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「ＲＰＶ」という。）破損により落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）は，事前に水張りされていたペデスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」という。）の水中に落下し，冠水する。その後，ＲＰＶ破損から７分後に格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル注水を実施することとしているが，7 分の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

ＲＰＶ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ＬＯＣＡとした場合には事象進展が異なることから，ＲＰＶ破損時間が早くなる大破断ＬＯＣＡ時に注水機能が喪失する事象（以下「ＬＯＣＡ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。

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

$V_m$：溶融物体積[約 36m$^3$]

$V_s$：ペデスタル内構造物体積[約 4m$^3$]（別添 1 参照）

$\Phi_{ent}$：Ｒｉｃｏｕ－Ｓｐａｌｄｉｎｇ相関式に基づく粒子化割合[0.173]（別添 2 参照）

P：ポロシティ[0.5] 既往実験の知見から保守的に設定（別添 3 参照）

$S_{fz}$：コリウムシールドの設置を考慮した床面積[約 27.08m$^2$]

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 $H_{pool\text{-}ent}$ 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。

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

$H_{pool}$：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[約 29.92m$^2$]

式(1)からデブリ堆積高さ $H_{debri}$ は約 1.71m 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 $H_{pool\text{-}ent}$ は約 0.69m となる。

解析コードＭＡＡＰ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 800kW／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ペデスタル注水開始までの 7 分間におけるペデスタル水位低下量は，過渡事象の場合は約 0.34m，ＬＯＣＡ事象の場合は約 0.44m 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 21 分間，ＬＯＣＡ事象の場合で約 15 分間であることから，ペデスタル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Ｌｉｐｉｎｓｋｉ－０Ｄ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 3,300kW／$m^2$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 800kW／$m^2$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4参照）

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拡がり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0.56m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 0.32m，ＬＯＣＡ事象の場合は約0.41mであり,デブリの冠水が維持されることを確認した。

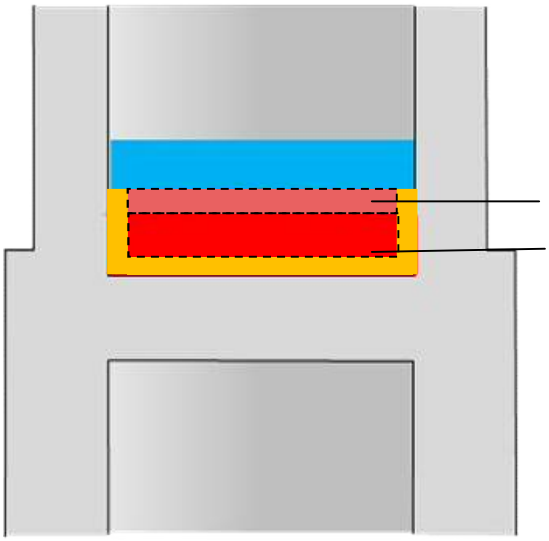
## 6.　機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価（別添５参照）

ペデスタル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。

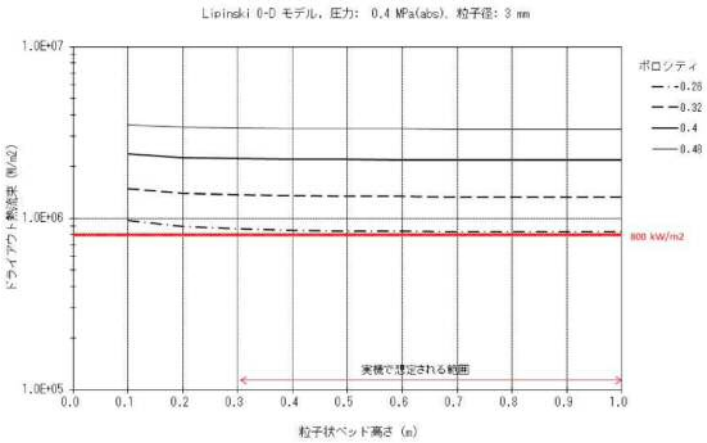
新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果，水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は，過渡事象の場合は約 0.34m，ＬＯＣＡ事象の場合は約 0.44m であり，デブリの冠水が維持されることを確認した。

## 7.　まとめ

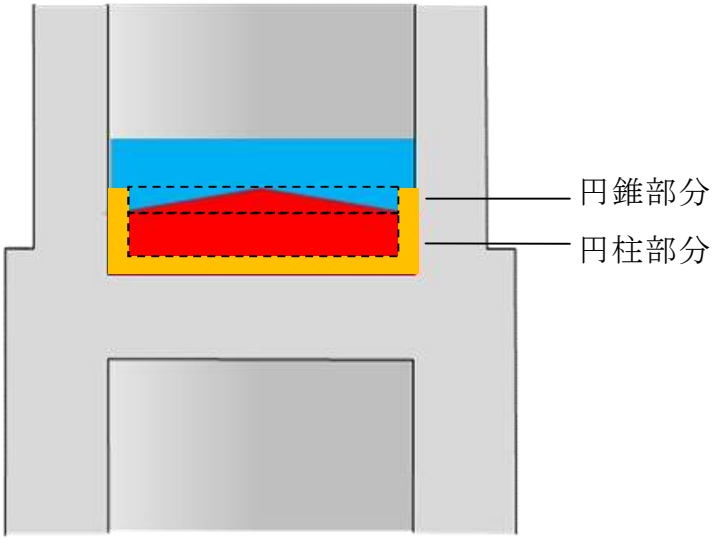
以上の評価から，過渡事象及びＬＯＣＡ事象いずれにおいても，ＲＰＶ破損から７分の間において，デブリの冠水状態が維持されることを確認した。



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）

別添 1

# デブリとして考慮するペデスタル内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては，第 1 表及び第 2 表に示すペデスタル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デスタル内構造物（既設）

| 構造物 | 体積[m$^3$] | 外観図 |
|---|---|---|
| ターンテーブル<br>（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<br>ハウジング（9本）※1 | | |
| 制御棒駆動機構（9本）※1 | | |
| 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<br>（ケーブル，サポート，配管等の構造物） | | |
| 合計 | | |

※1　ＭＡＡＰ解析におけるＲＰＶの最大の破損口径を包絡する本数を設定。ただし，制御棒駆動機構ハウジングは，ペデスタル内でサポートにより支持することで逸出を防止する設計となっている（添付資料 3.2.16 参照）。

第２表　デブリとして考慮したペデスタル内構造物（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 | |

※2　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 4m$^3$ とする。

# 粒子化割合の算出

粒子化割合は以下のＲｉｃｏｕ－Ｓｐａｌｄｉｎｇ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,

$\Phi_{ent}$ ：粒子化割合［-］

$E_0$ ：エントレインメント係数［-］

$\Delta H_{pool}$：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※1［m］

$\rho_{dj}$ ：デブリジェット密度［kg／$m^3$］

$\rho_w$ ：水密度［kg／$m^3$］

※1　解析コードＭＡＡＰによる破損口径の拡大（アブレーション）を考慮

評価条件は以下のとおり。

・プール水深：1m（ペデスタル水位）

・デブリジェット密度：[redacted]（ＭＡＡＰ計算結果※2）

・初期デブリジェット径：0.15m（ＣＲＤ案内管径）

※2　粒子化割合を大きく見積もる観点から，デブリ密度が小さい過渡事象シーケンスの値を使用

以上により評価した結果，粒子化割合は以下のとおり。

・エントレインメント係数[redacted]の場合：約 17.3%

（ＭＡＡＰ推奨範囲の最確値※3）

・エントレインメント係数[redacted]の場合：約 22.7%

（ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値※3）

※3　ＭＡＡＰコードにおけるエントレインメント係数は，ＦＡＲＯ実験のベンチマーク解析の不確かさの範囲から，[redacted]から[redacted]である。また，不確かさの範囲のうち，およそ中間となる[redacted]を推奨範囲の最確値としており，ＡＬＰＨＡ－ＭＪＢ実験の検証解析において，最確値を用いることで実験結果とよく一致する結果が得られている。

# ポロシティの設定について

ポロシティは，ドライアウト熱流束に係る実験[1]，粒子状デブリの冷却挙動に係る実験[2]及びＰＵＬｉＭＳ実験を踏まえ，平均的な値として 0.35 を最確条件に設定している。

粒子状デブリの冷却挙動に係る実験では，ＰＲＥＭＩＸ実験[3]で得られた粒子状デブリに誘導加熱用の鋼球を加えた，第 1 表に示すデブリ組成での実験を実施しており，ポロシティとして 0.38 を測定している。ドライアウト熱流束に係る実験では，第 2 表に示すとおり，スチールで模擬された粒子状デブリ組成を考慮した実験を実施しており，ポロシティは 0.327 から 0.368 に設定している。また，ＰＵＬｉＭＳ実験の知見よりポロシティは 0.29 から 0.37 が得られている。これらの実験より，0.3 から 0.4 程度のポロシティが観測されていることから，平均的なポロシティの値として 0.35 を最確条件として設定する。

これに対して，本評価においては，立方格子の堆積形状（第 1 図）を踏まえたポロシティの範囲として，0.26（面心立方格子）から 0.48（単純立方格子）を包絡する値として 0.5 を想定する。

第１表　デブリ組成

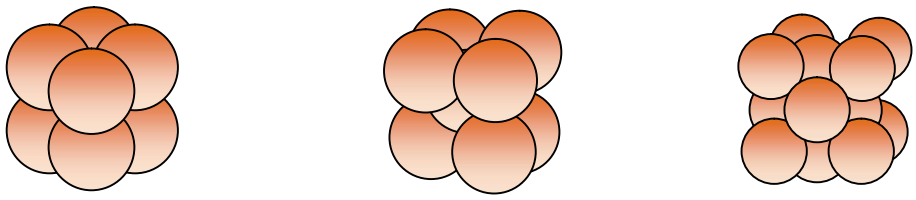
| Particles | Wt.(g) | Wt.(%) |
|---|---|---|
| 6mm steel spheres | 11,371.6 | 43.74 |
| 3mm steel spheres | 6442.5 | 24.78 |
| 5-10mm $Al_2O_3$ | 5410.9 | 20.81 |
| 2-5mm $Al_2O_3$ | 2775.0 | 10.67 |
| Total | 26,000.0 | 100.00 |

| | |
|---|---|
| Bed weight | 26.000kg |
| Bed volume | $8.47\times10^{-3}m^3$ |
| Avg.bed density | 3069kg／$m^3$ |
| Bed porosity(measured) | 0.38 |

第２表　試験における粒子組成

| | 1mm | 2mm | 3mm | $d_{eq}$ (mm)※ | ε |
|---|---|---|---|---|---|
| A | 66.7 (%) | 33.3 (%) | － | 1.2 | 0.364 |
| B | 33.3 | 66.7 | － | 1.5 | 0.360 |
| C | 11.1 | 88.9 | － | 1.8 | 0.368 |
| D | 50 | － | 50 | 1.5 | 0.337 |
| E | 25 | － | 75 | 2.0 | 0.327 |
| F | 10 | － | 90 | 2.5 | 0.357 |

※　$d_{eq} = (\Sigma m_i/d_i)^{-1}$



単純立方格子：0.48　　体心立方格子：0.32　　面心立方格子:0.26

第１図　立方格子とポロシティ

[1] Miyazaki,K.et al., “Dryout heat flux for core debris bed. (II) Effects of particle size mixing and coolant flow”, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, 23[9], pp. 769-778, (September 1986).

[2] P.P.Kulkarni,M.Rashid,R.Kulenovic,A.K.Nayak, “Experimental investigation of coolability behaviour of irregularly shaped particulate debris bed”, Nuclear Engineering and Design 240, pp.3067-3077, (October 2010).

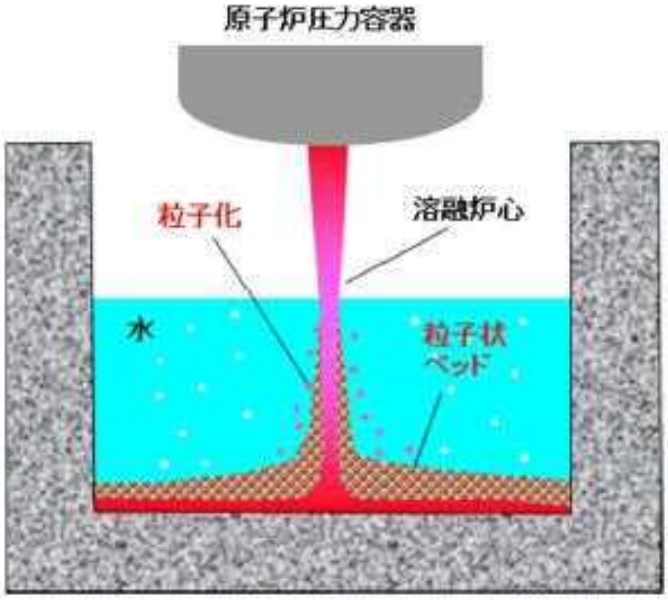
[3] A.Kaiser,W.Schutz,H.Will, “PREMIX Experiments PM12-PM18 to Investigate the Mixing of a Hot Melt with Water”, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, (2001).

別添 4

# 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デスタル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　ペデスタル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

ＰＵＬｉＭＳ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。ＰＵＬｉＭＳ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（付録３　重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて　第５部ＭＡＡＰ添付３溶融炉心とコンクリートの相互作用について　付録４(5)参照）。コリウムシールドを設置した場合のペデスタル半径が 2.936m 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。ＰＵＬｉＭＳ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は促進されると考えられる（第１表）。

・溶融物重量のＰＵＬｉＭＳ／実機値に対して冷却材重量のＰＵＬｉＭＳ／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は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，溶融物の床面到達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拡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，床面での溶融物温度が高めになり拡がり易くなることから，両者の相殺により表面張力が拡がりに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，溶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，拡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デスタル床表面に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，実機解析から溶融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから，床面熱伝達が拡がり挙動に与える影響はない。なお，表面のＳＵＳ製ライナが溶融した場合にはＺｒ$O_2$上での拡がりとなるが，溶融物拡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）によらず同様な拡がり挙動になることが確認されており，Ｚｒ$O_2$の場合でも拡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，溶融物の拡がり距離については，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り，不確かさを考慮しても実機条件ではより拡がり易く，床全面に拡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 | 溶融物 | $UO_2$-$ZrO_2$-SUS 等 | $Bi_2O_3$-$WO_3$ | － |
| | 溶融物重量[kg] | 約 $300\times10^{3}$ | 約 47 | 約 $0.16\times10^{-3}$ |
| | 液相線温度[K] | | 約 1,143 | － |
| | 固相線温度[K] | | 約 1,143 | － |
| | 溶融物過熱度[K] | | 70 | |
| | 比熱[J/kgK] | | 250～310 | |
| | 崩壊熱 | あり | なし | － |
| | 冷却材重量[kg] | 約 $27\times10^{3}$ | 40 | 約 $1.5\times10^{-3}$ |
| | サブクール度[K] | | 23 | |
| 溶融物冷却材中挙動 | $L/L_{br}$<br>（水深／ブレイクアップ長さ※）<br><br>※Taylor 相関式 | 約 0.08～約 0.23 | 約 0.35 | 約 1.5～4.4 |
| 溶融物床面上挙動 | 溶融物密度[kg/m$^3$] | | 約 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 | $ZrO_2$<br>(SUS 製ライナ) | SUS 材 | － |

(2)　粒子状ベッド

ＡＮＬで実施されたセルフレベリング実験では，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レベリング効果により,2 分～3 分程度で堆積厚さが均一化されている（付録３　重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて　第５部ＭＡＡＰ　添付３溶融炉心とコンクリートの相互作用について　付録４(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く，コリウムシールド高さ等の設計は，均一化されていることを前提としたもので問題ないと考えているが，デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施し影響を確認する観点から，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程度となっており，おおよそ1:16程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては，ポロシティやペデスタル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。

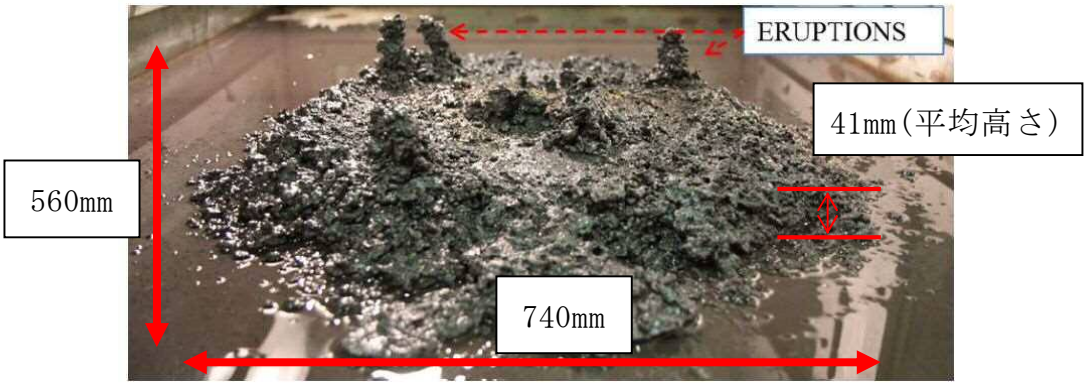
第２表　ＰＵＬｉＭＳ実験条件と結果

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

| Parameter | PULiMS tests | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | E1 | E2 | E3 | E4 | E5 |
| Melt material | $Bi_2O_3$-$WO_3$ | $B_2O_3$-CaO | $Bi_2O_3$-$WO_3$ | $Bi_2O_3$-$WO_3$ | $ZrO_2$-$WO_3$ |
| 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

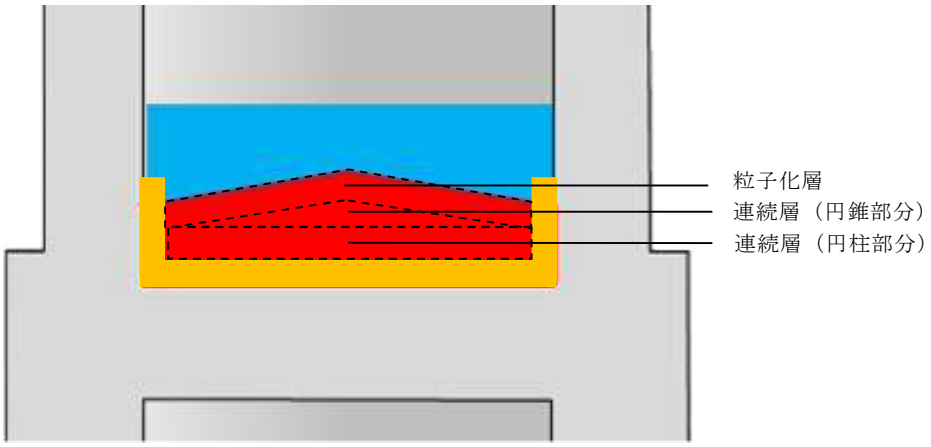
デブリ堆積高さの評価でのベースケース※（添付資料 3.2.16 参照）の堆積高さに対してアスペクト比を考慮した場合のデブリの堆積形状として，第 3 図のように連続層については円柱上に円錐が堆積した形状とし，その上に粒子化層が一様に堆積する形状を仮定する。

連続層の円錐部分については，堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であることから，コリウムシールド厚さを考慮したペデスタル直径 5.872m にアスペクト比を考慮すると，頂点部分の堆積高さは約 0.37m となる。円柱部分については，連続層デブリのうち円錐部分の体積を除いたものとなるため，堆積高さは約 1.09m となる。

粒子化層については，連続層の上に一様に堆積すると仮定するため，堆積高さは約 0.36m となる。

以上から，デブリの堆積高さは，連続層と粒子化層の体積高さの合計となることから，約 1.81m となる。

※　炉外溶融物体積：$3m^3$，ポロシティ：0.35 を設定




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0.173のデブリ量に対してポロシティ0.35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0.56m 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。有効性評価のＭＡＡＰ結果に基づく，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 0.31m，ＬＯＣＡ事象の場合は約 0.40m 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 0.32m，ＬＯＣＡ事象の場合は約 0.41m となるため，デブリの冠水は維持される。

別紙 1

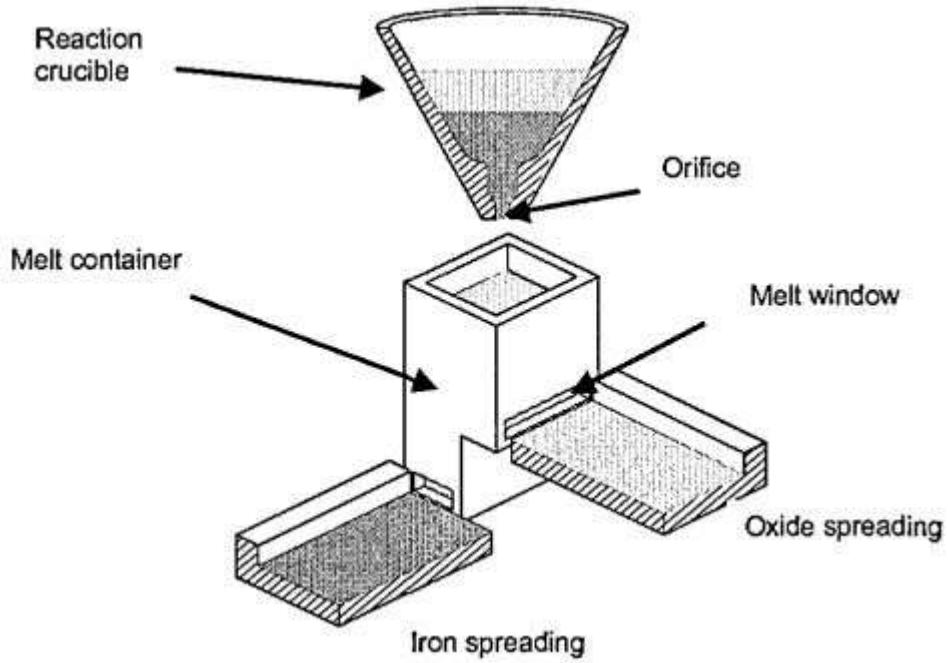
溶融物拡がりに関わる実験

ＣＥＡ／ＤＲＮ／ＤＴＰで行われたＣＯＲＩＮＥ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（ＦＺＫ）で実施されたＫＡＴＳ実験[2][3][4]では，溶融物としてテルミット（$Al_2O_3$約 150kg，Ｆｅ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。$Al_2O_3$とＦｅ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$Al_2O_3$が放出し，最後にＦｅ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。ＫＡＴＳ－１０とＫＡＴＳ－１１の実験条件はほぼ同様であるが，ＫＡＴＳ－１０の方は 1mm の水張りをしてあり，ＫＡＴＳ－１１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，ＫＡＴＳ－１２とＫＡＴＳ－１３の実験条件はほぼ同様であるが，ＫＡＴＳ－１２の方が床の材質がセラミックであり，ＫＡＴＳ－１３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。

ＣＥＡで実施されたＶＵＬＣＡＮＯ[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　　ＫＡＴＳ実験装置の概要図 [2]

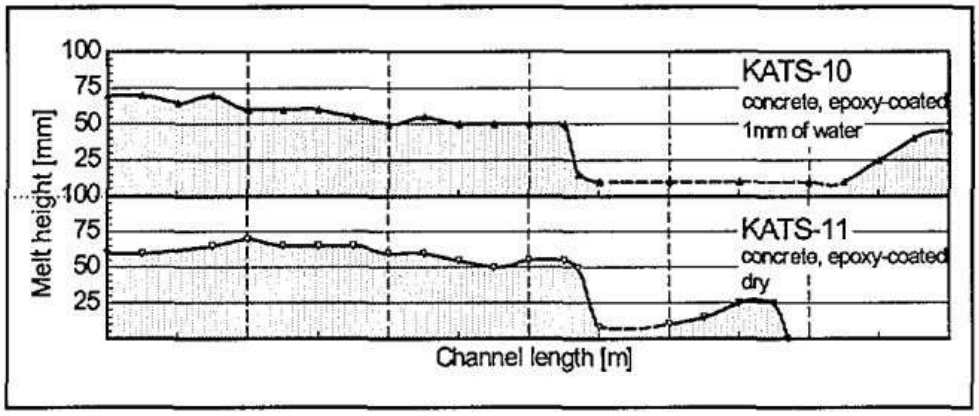
(1D)　　(2D)

第２図　　ＫＡＴＳ実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真[3]

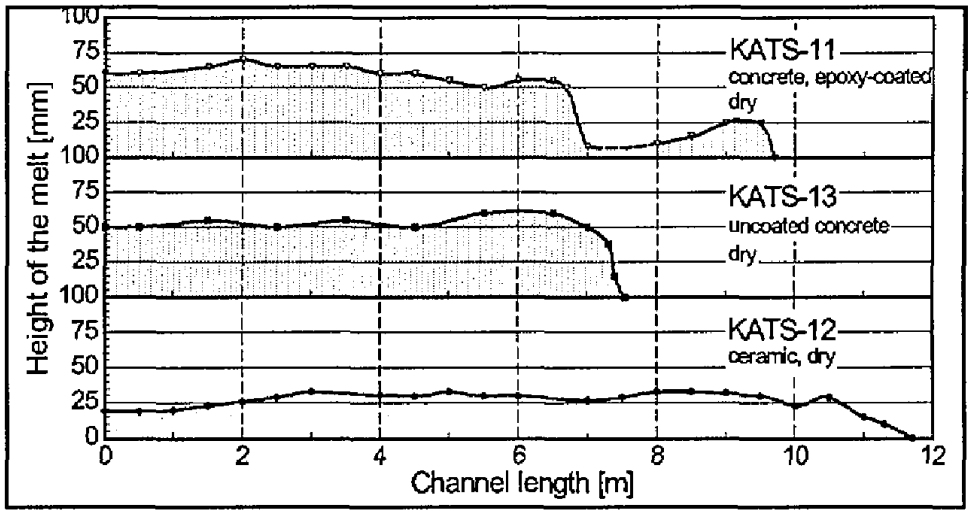
第１表　ＫＡＴＳ実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D 拡がり）[2]

| Test # | Substratum | Mass in channel (kg) | Tempera-ture 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 |

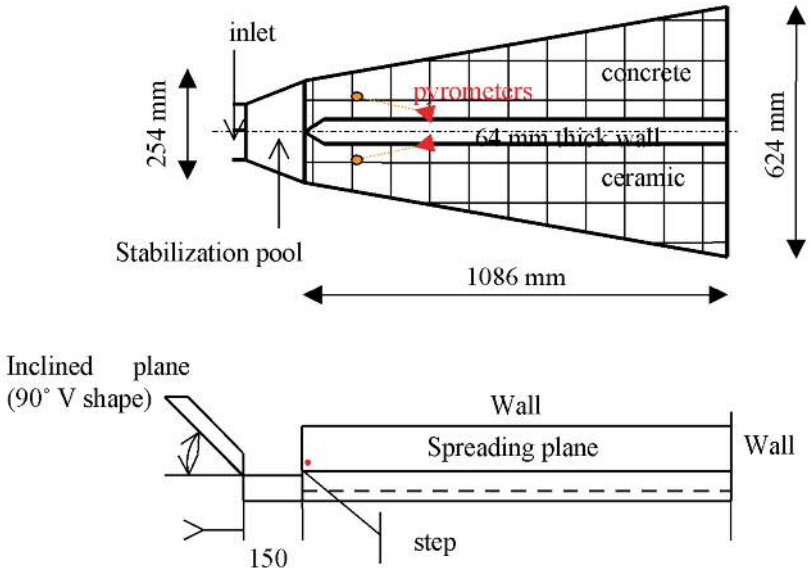
*) Cordierite ($Al_2O_3$ 37 wt%, $SiO_2$ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



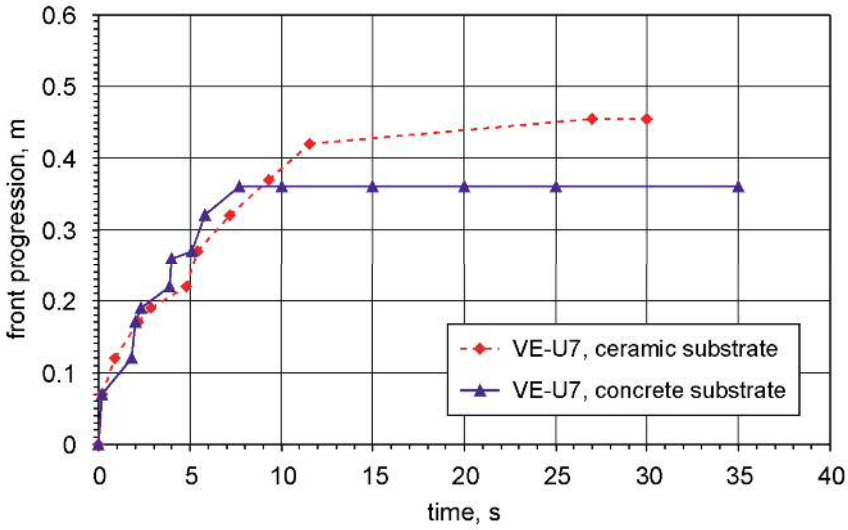

第３図　　ＫＡＴＳ実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）[2]




第４図　　ＫＡＴＳ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 VULCANO 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.

別紙 2

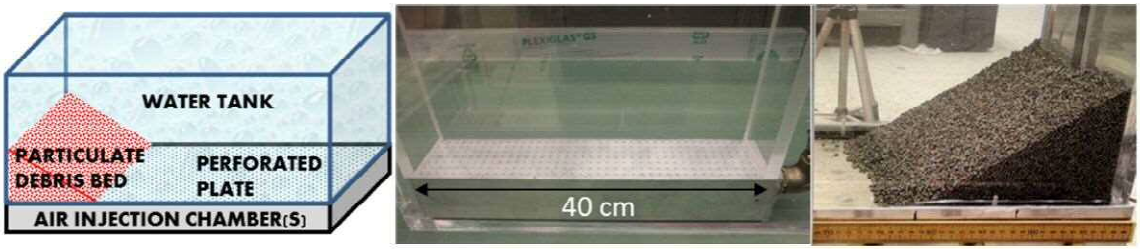
# ＰＤＳ実験について

## 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－Ｅ７～２３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。

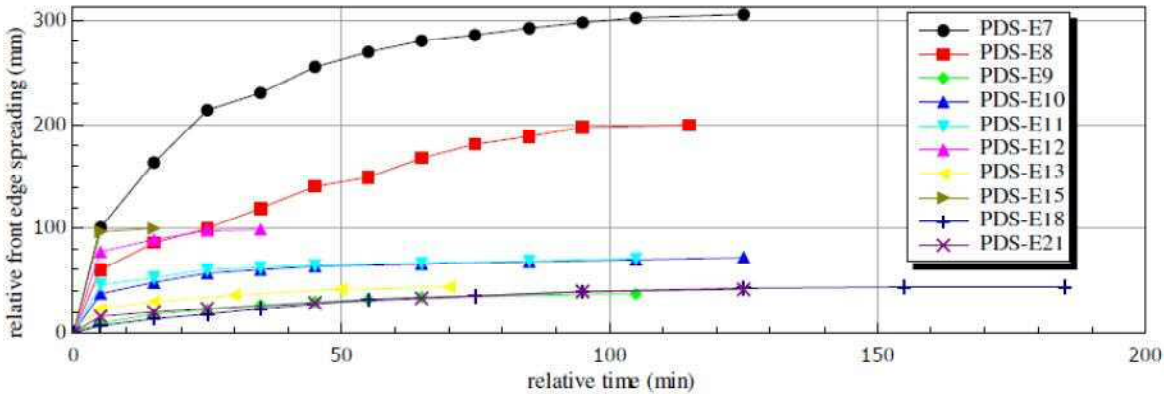
第１表　ＰＤＳ実験におけるパラメータ設定

| 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 (0º-15º) |
| H. | E10-E11 | Reproducibility tests |
| I. | C1-C12 | Tests on PDS-C facility at high superficial velocities (up to 1.2 m/s) |

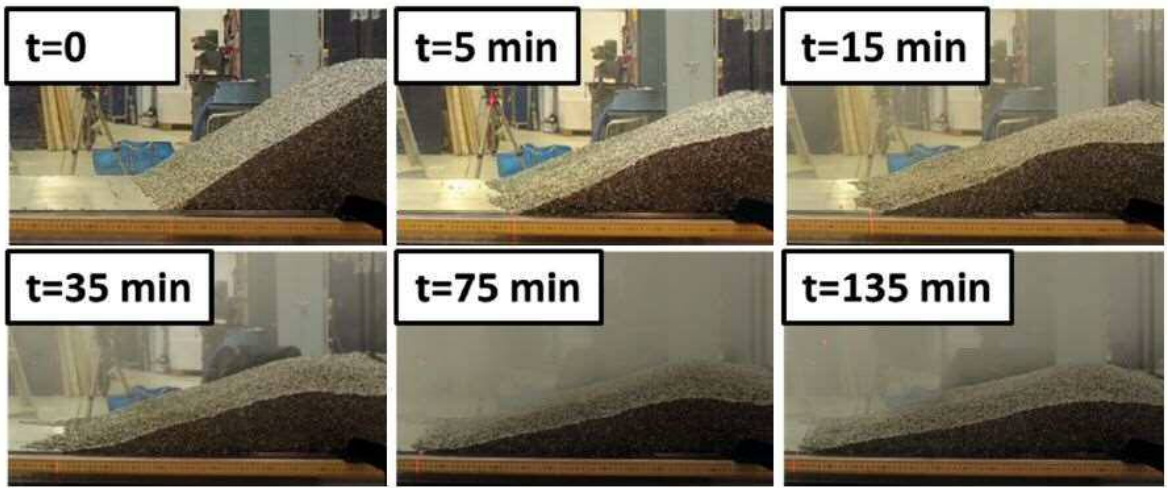
3.　実験結果

(1)　ＰＤＳ－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。ＰＤＳ－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　ＰＤＳ－Ｅ実験結果




第３図　ＰＤＳ－Ｅ７実験結果

第２表　ＰＤＳ－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<br>SS spheres | 160<br>40 | ~37 | 18 | F | | 100 | 100 |
| 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)　ＰＤＳ－Ｃ実験

実験マトリックスを第３表に示す。ＰＤＳ－Ｃ実験の気相流体速度は

0.34m／s～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.

別紙 3

主要解析条件（ＲＰＶ破損後のデブリ冠水維持に関連するもの）

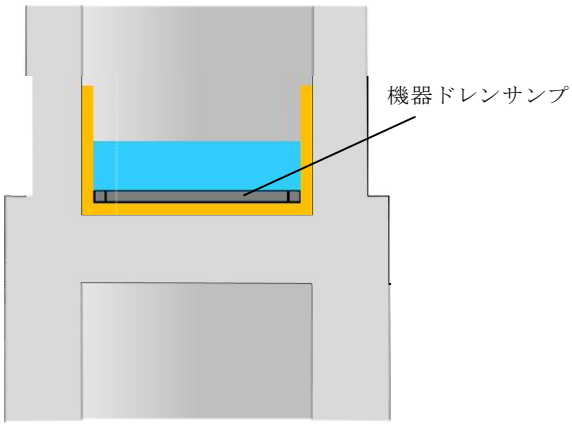
| 項目 | | 主要解析条件 | 条件設定の考え方 |
|---|---|---|---|
| 解析コード | | ＭＡＡＰ | － |
| 初期条件 | 原子炉停止後の崩壊熱 | ANSI／ANS-5.1-1979<br>燃焼度 33GWd／t | 1 サイクルの運転期間（13 ヶ月）に調整運転期間（約 1 ヶ月）を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 通常運転時の格納容器圧力を包含する値 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 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℃ | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 |
| | 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 | 原子炉水位の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） | 80$m^3$／h にてペデスタルへ注水開始（RPV 破損から 7 分後） | 溶融炉心の冠水が継続可能な流量として設定 |

# 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

ペデスタル内にはＳＵＳ製の機器ドレンサンプを設置する（第１図）。ＲＰＶ破損時のデブリ温度が 2,000℃以上であるのに対し，ＳＵＳ材の融点は 1,400℃前後であるため,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，ペデスタル内に均一に拡がると考えられる。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。

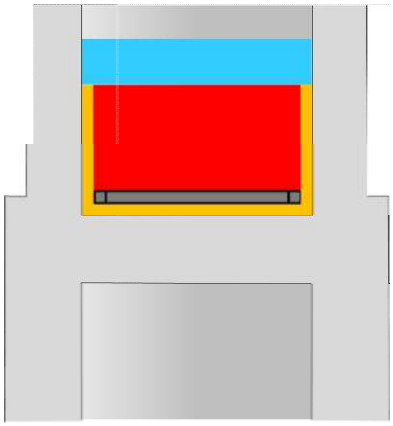
なお，設計の進捗により機器ドレンサンプの形状が変更となる可能性を考慮し，ここでは，機器ドレンサンプの体積を既設のサンプと同等の[redacted]とし，コリウムシールド内周全体に沿って設置した条件で評価を行う。




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ペデスタル注水開始までのペデスタル水位低下量は，過渡事象の場合は約 0.34m，ＬＯＣＡ事象の場合は約 0.44m 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，ペデスタル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 | 約 27m$^2$ | 約 27m$^2$ |
| ペデスタル側面及び床面 | | |
| 機器ドレンサンプ | | |
| 合計 | 約 86m$^2$ | 約 87m$^2$ |

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

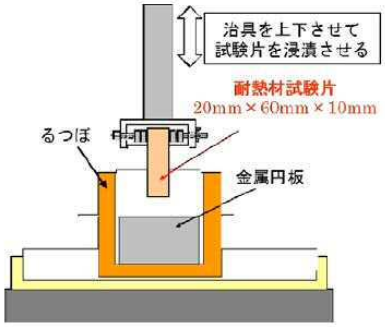
原子炉の過酷事故において，放射性物質が環境へ放出することを防ぐため，溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は，高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから，候補材としては，[redacted]，[redacted]，$ZrO_2$等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として，侵食試験を実施した。

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$ZrO_2$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[redacted]，[redacted]，$ZrO_2$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℃～2,200℃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[redacted]＞[redacted]＞$ZrO_2$となり，$ZrO_2$，[redacted]，[redacted]の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。

[redacted]

第２図　試験後の断面写真

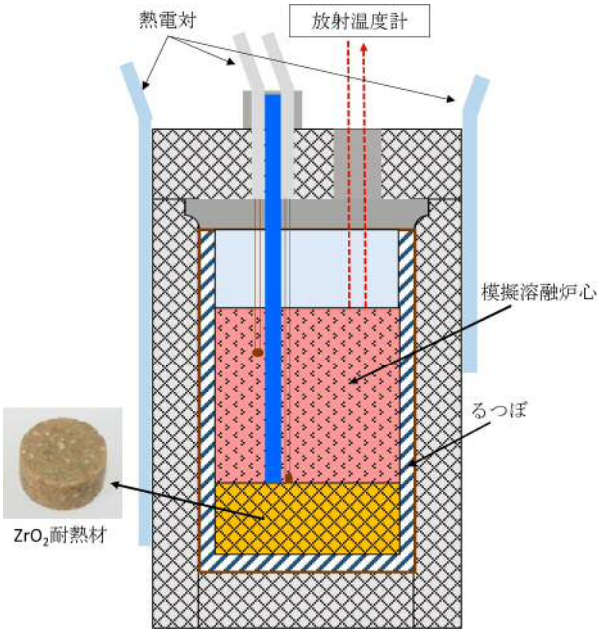
2.　模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した$ZrO_2$耐熱材と模

擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成はＵＯ$_2$－ＺｒＯ$_2$－Ｚｒ：30mol％－30mol％－40mol％とした。

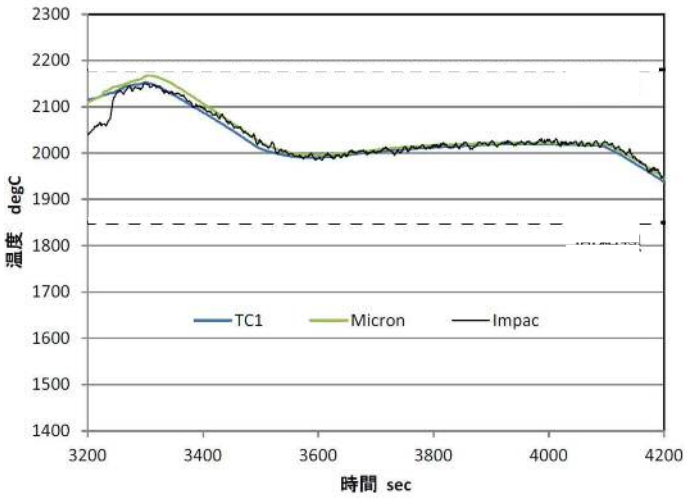
同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して，誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は，放射温度計により計測した。試験時の温度は，放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が，目標温度範囲（2,000℃～2,100℃）に入るように温度制御を行った。温度保持時間は 10 分とした。




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℃～2,050℃の範囲で，約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また，試験後のるつぼの断面写真を第 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，模擬溶融炉心による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

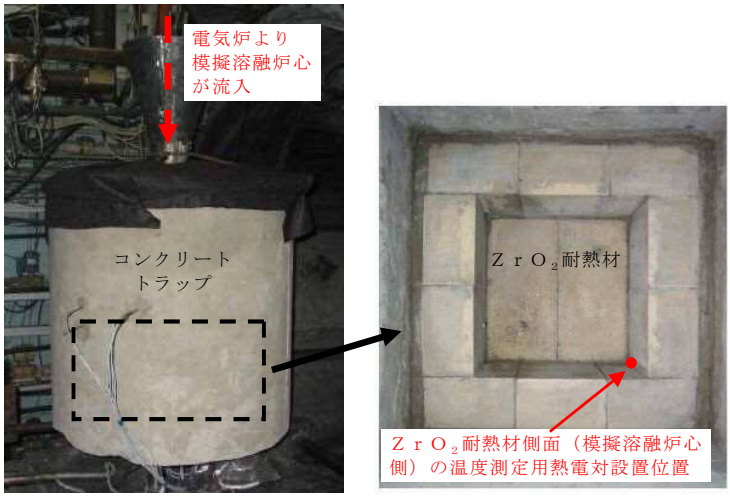
第５図　試験後の断面写真

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，ＺｒＯ$_2$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ＵＯ$_2$－ＺｒＯ$_2$－Ｚｒ：30mol％－30mol％－40mol％とした。ＺｒＯ$_2$耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し，電

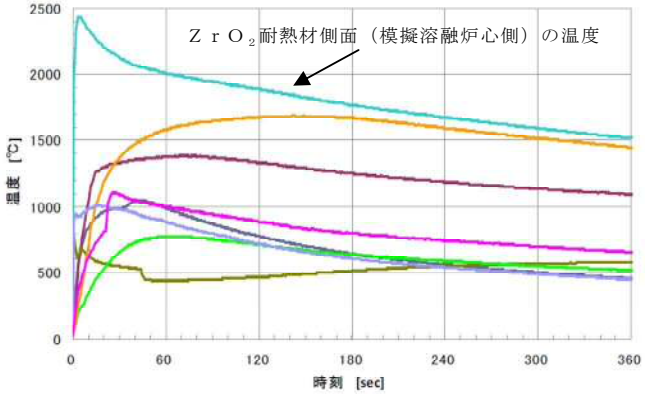
気炉により加熱した模擬溶融炉心をＺｒＯ$_2$耐熱材上に落下させ，コンクリートトラップに設置した熱電対によりＺｒＯ$_2$耐熱材の温度を測定した。




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




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$_2$には還元雰囲気で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり，変色する特性があることが知られている。試験においては，計測された模擬溶融炉心の温度が 2,450℃以上と高温であり，かつ模擬溶融炉心中には金属Ｚｒが存在することから，模擬溶融炉心中の金属ＺｒによってＺｒＯ$_2$耐熱材の表面で還元反応が起こり，酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら，黒色部についてＸ線回折分析を行った結果，耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから，欠損した酸素の量は微量であり，ＺｒＯ$_2$耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる（第９図）。

なお，ペデスタル（ドライウェル部）には水プールが存在するため，ペデスタル（ドライウェル部）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，ペデスタル（ドライウェル部）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，$ZrO_2$耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4.　まとめ

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$ZrO_2$（ジルコニア）耐熱材を，コリウムシールドに用いる材料として選定した。

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

# 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，ペデスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」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「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

ペデスタル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，ペデスタル外へ流出するおそれがある。そのため，デブリをペデスタル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デスタル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。ペデスタル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デスタル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，ペデスタル床から約 1.88m 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 1.88m 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，コンクリート侵食抑制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。

・ペデスタル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。ペデスタル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，ペデスタル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（連続層）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，粒子状デブリからの影響も緩和できるよう，粒子状デブリも含めたデブリ量を保有できるよう考慮する。

・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，ペデスタル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 1.88m 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

デブリ堆積高さ $H_{debri}$ は，式(1)及び式(2)で算定される。

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

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

$V_m$：溶融物体積[36m$^3$]

$V_s$：ペデスタル内構造物体積[4m$^3$]（添付資料 3.2.14 別添 1 参照）

$\Phi_{ent}$：粒子化割合[0.173]（添付資料 3.2.14 別添 2 参照）

P：ポロシティ[0.5]（添付資料 3.2.14 別添 3 参照）

$S_{fz}$：コリウムシールドの設置を考慮した床面積[m$^3$]

$L_{PD}$:ペデスタル床直径[6.172m]

$D_{CS}$：コリウムシールド厚さ[m]

堆積高さの計算においては，ベースとなる条件（別添 1）に対して不確かさを有すると考えられる項目として，以下のものが考えられる。

・連続層に対する不確かさ

－デブリとして考慮するペデスタル内構造物体積

・粒子化層に対する不確かさ

－デブリの粒子化割合（エントレインメント係数）

－ポロシティ

そこで，コリウムシールド厚さを算定するに当たっては，連続層に対する不確かさとしてペデスタル内構造物体積を，粒子化層に対する不確かさとしては堆積高さへの影響が大きいポロシティを，それぞれ考慮している。

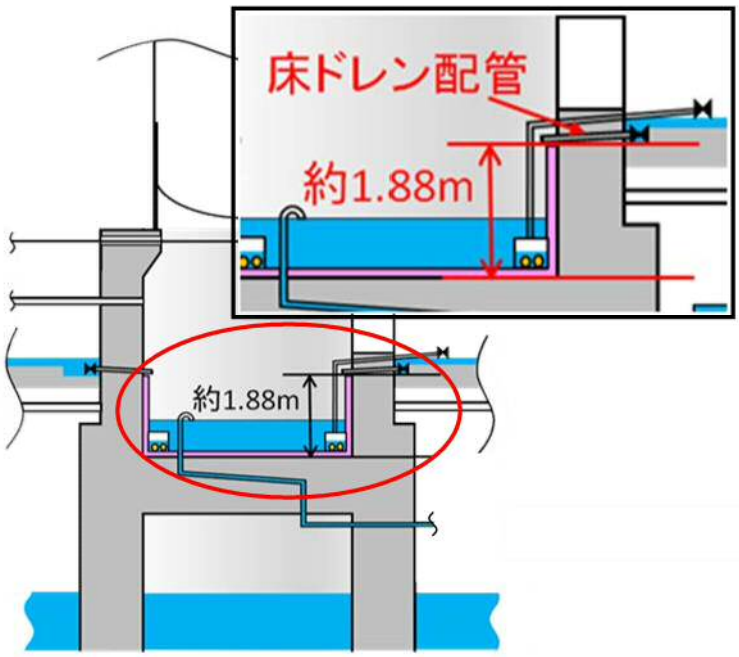
コリウムシールドの高さは，デブリ堆積高さと床に設置するコリウムシールドの厚さを加えた値となるため，式(1)において $H_{debri}$ を(1.88－$D_{CS}$)m として計算した結果，$D_{CS}$＝約 0.15m となる。よって，デブリ保有可能性を踏まえると，コリウムシールド厚さは 0.15m となる。

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 0.15m 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資料 3.5.1 にて確認している。また，添付資料 3.5.2 にて，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 0.15m 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溶融デブリに着目すると，デブリ全量（溶融物体積[約 36m$^3$]及びペデスタル内構造物体積[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 0.15m とする。




第 1 図　デブリがペデスタル外へ流出する可能性のある経路

別添 1

# コリウムシールド厚さ，高さの設定の妥当性について

コリウムシールド厚さを設定するに当たってのデブリ堆積高さの評価においては,最確条件のデブリ体積に対して保守性を見込んだベースケースを設定し，さらに，ベースケースの各条件に対して保守性を見込んだ感度条件を設定した上で評価を行っている（別紙 1）。

しかし，上記の感度条件が全て重畳した場合や，ＲＰＶの破損位置及びデブリの堆積形状（添付資料 3.2.14 別添 4 参照）の不確かさが重畳した場合を想定すると，粒子状デブリの一部がコリウムシールド高さを超える可能性が存在する（別紙 2，別紙 3）。

これに対して，粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えた状態を想定した場合でも，ペデスタルの側壁コンクリートや床ドレン配管等に与える影響が軽微であることを確認している（別紙 4）。

また，粒子状デブリの影響により万が一ペデスタル外側の床ドレン制限弁が損傷することを仮想した場合にも，デブリの冠水及び冷却は維持されることを確認している（別紙 3，別紙 5）。

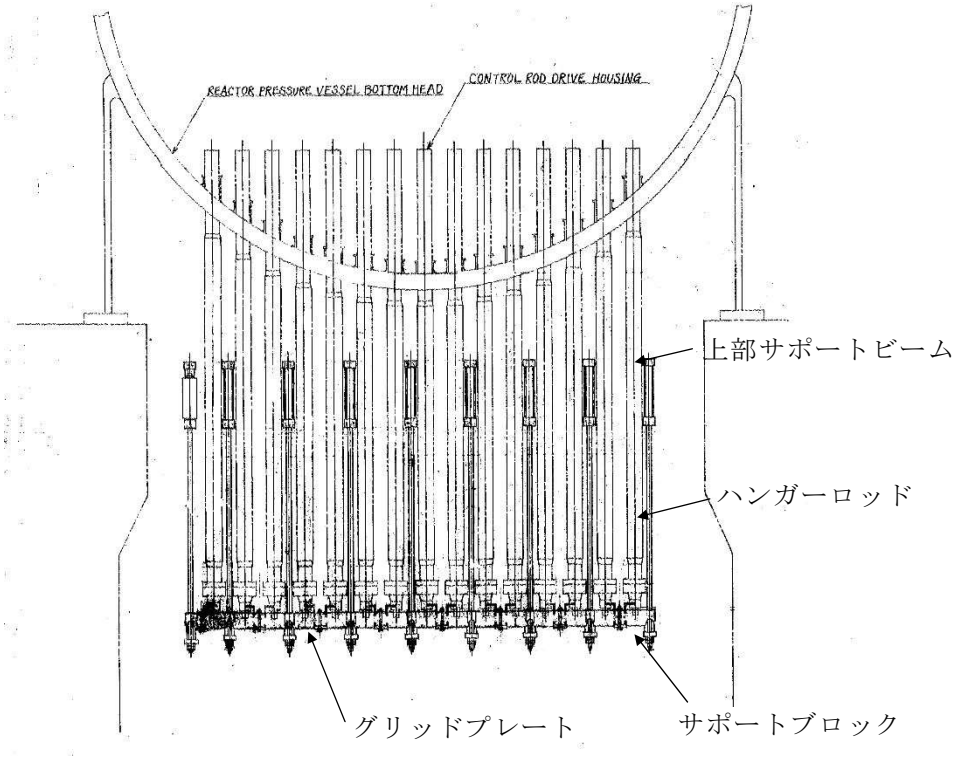
別紙１

# デブリ堆積高さの評価条件の設定について

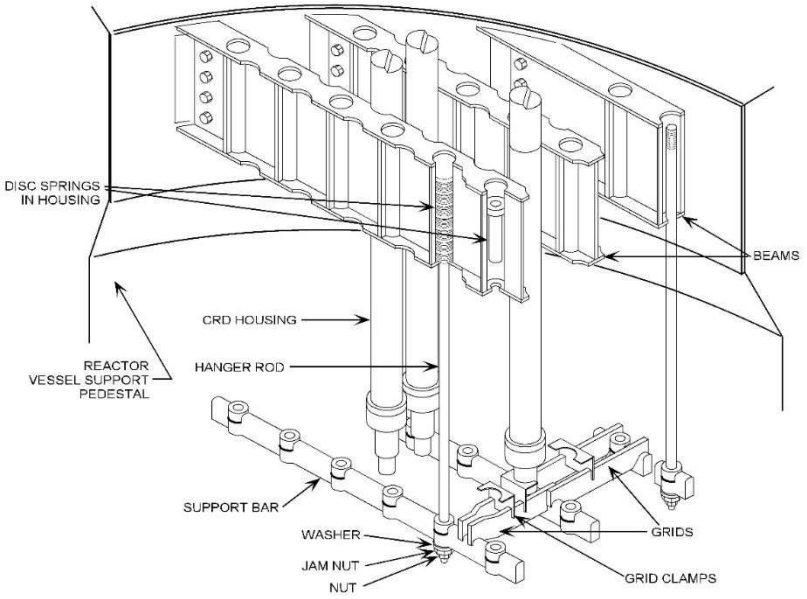
## 1.　原子炉圧力容器の破損箇所の想定

ＭＡＡＰコードによる有効性評価解析では，原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）破損時の格納容器への負荷を厳しくする観点から，ＲＰＶの破損形態として制御棒駆動機構（以下「ＣＲＤ」という。）ハウジングの逸出を想定している。しかし，第１図及び第２図に示すとおり，ＣＲＤハウジングは，ペデスタル内に設置されたＣＲＤハウジングサポートにより支持することで，逸出を防止する設計となっている。このため，現実的なＲＰＶ破損時の初期のデブリ流出箇所としては，ＣＲＤハウジングや核計装管とスタブチューブ上部との溶接部が溶融することで生じる間隙が考えられる（第３図）。その後，アブレーションにより口径が徐々に拡がるとともに，ＣＲＤハウジングサポートが溶融した場合にはＣＲＤハウジングの逸出が生じる状況になると考えられる。

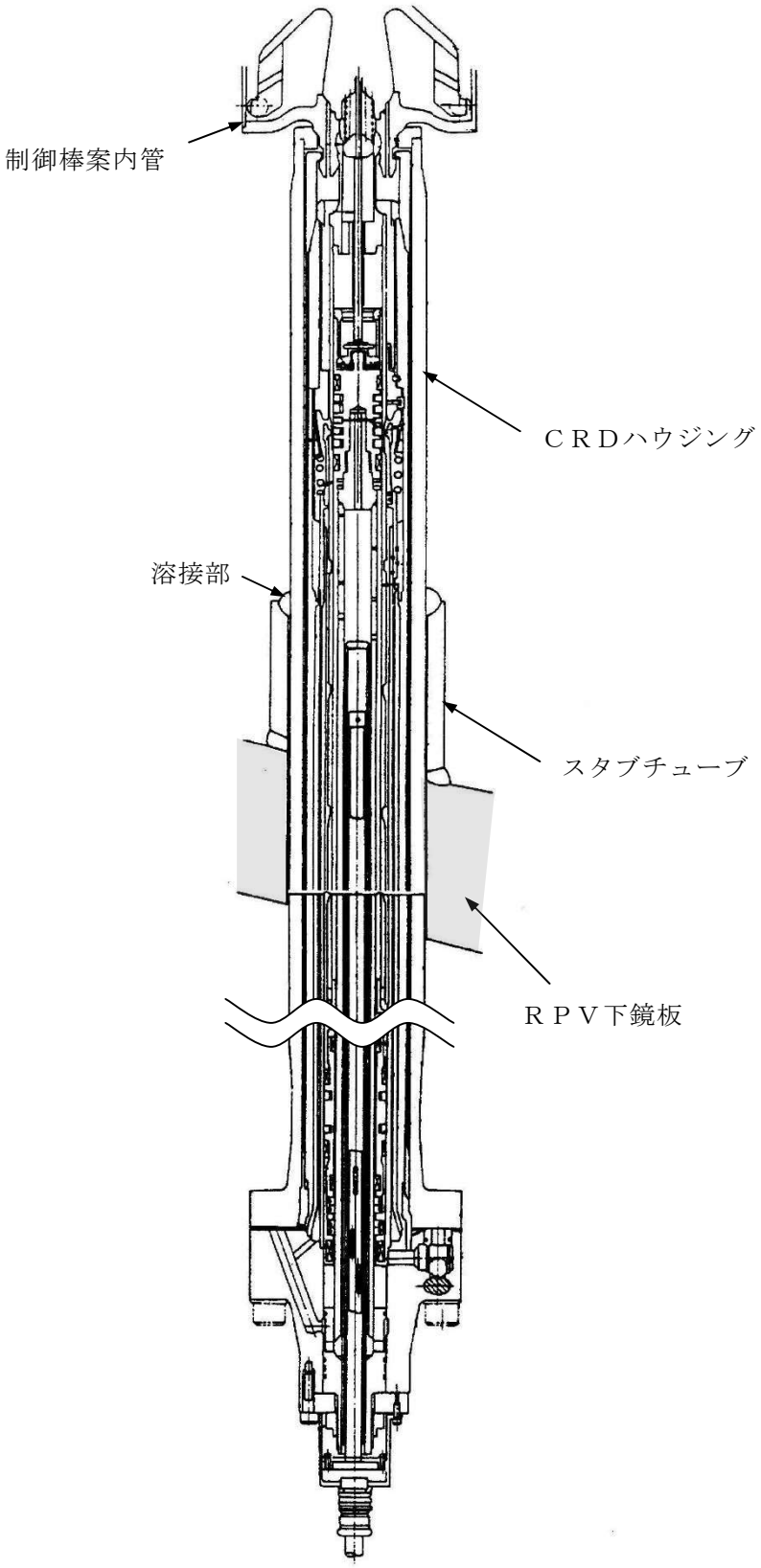
また，ＣＲＤハウジングや核計装管の溶接部は複数存在することから，デブリが滞留した下部プレナムの状況によっては，複数箇所からデブリが流出する可能性がある。ただし，ＲＰＶ下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム内のデブリ深さの減少を踏まえると，ＣＲＤから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから，外側のＣＲＤ及びその下部のＣＲＤハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。




第１図　東海第二発電所ＣＲＤハウジングサポート構造




第２図　ＣＲＤハウジングサポート構造俯瞰図（参考）[1]




第３図　ＣＲＤ概要図

2.　デブリとして考慮する構造物

ＲＰＶ内外において，溶融物となりペデスタルに堆積する可能性がある構造物として，第１表に示すものが考えられる。これを踏まえ，ペデスタルに堆積するデブリ体積の最確条件と，最確条件に保守性を加味したデブリ堆積高さ評価上のベースケース条件を第２表に示す。

ベースケースにおけるＣＲＤ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４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。

また，ＭＡＡＰコード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ＨＩＰＳ実験の結果と良く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ＲＰＶ破損口径の拡大を考慮したＣＲＤ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。

なお，ＲＰＶの破損形態として，米国における AP600／AP1000 の審査において，ヒンジ状破損（原子炉容器ベルトラインのほぼ全周にわたり裂け目が生じる大規模破損）を考慮した場合の流動の影響が議論されているが，ヒンジ状破損は他のＰＷＲと異なりＩＣＩＳ下部貫通部がない AP600／AP1000 の原子炉容器に対して考慮されるものであり，下部プレナムにＣＲＤハウジング等の溶接部がある国内ＢＷＲプラントに対して，ヒンジ状破損は支配的な原子炉容器破損モードにはならない。したがって，国内ＢＷＲプラントにおけるＲＰＶの破損形態としては，溶接部の溶融を考慮することで問題ないと

考える。

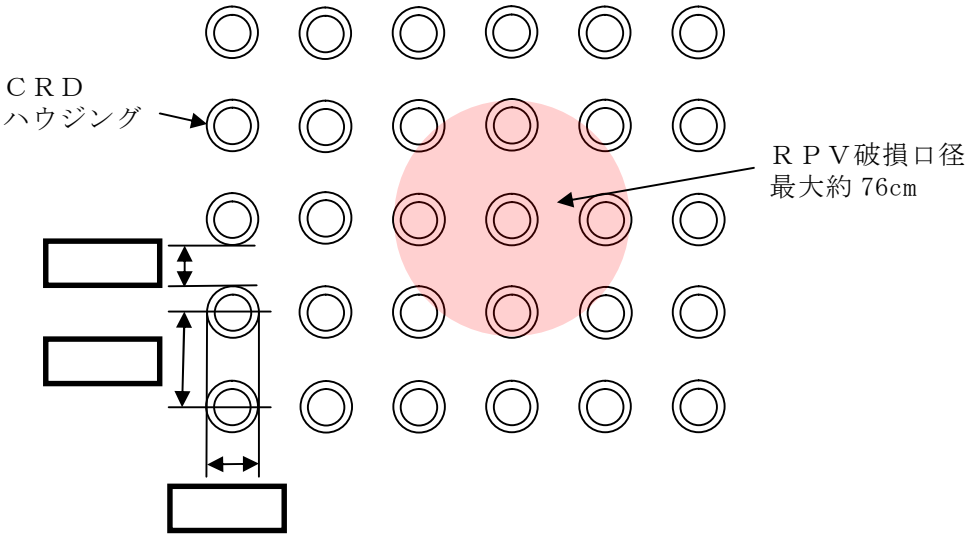
第１表　デブリとなる構造物の推測

| | 項目 | 考え方 |
|---|---|---|
| ＲＰＶ内 | 炉心位置に存在する構造物<br>（燃料集合体，下部炉心支持板，制御棒案内管等） | ・炉心位置に存在する構造物は，炉心損傷及び炉心溶融に伴い溶融すると考えられる。 |
| | 下部プレナムに存在する構造物<br>（ＲＰＶ下鏡部，ＣＲＤハウジング，核計装管，スタブチューブ）の一部 | ・ＣＲＤや核計装管の溶接部の溶融及び貫通までに，ＲＰＶ内のＲＰＶ下鏡部，ＣＲＤハウジング，核計装管等はある程度溶融すると考えられる。<br>・ただし，溶融炉心が下部プレナムに移行後も，一時的にＣＲＤハウジング内に存在する冷却水の冷却効果により，ＣＲＤハウジング及びＣＲＤ全てが溶融する可能性は低いと考えられる。 |
| ＲＰＶ外 | ＲＰＶ外側の構造物<br>（ＣＲＤハウジング，ＣＲＤハウジングサポート，核計装管）の一部 | ・ＲＰＶからのデブリ流出時，デブリはＣＲＤハウジング，ＣＲＤハウジングサポート，核計装管により冷却されること，デブリはこれらの構造物と一時的に接触後にペデスタル床面に落下することから，これらの構造物が全て溶融する可能性は低いと考えられる。 |
| | ＲＰＶからのデブリ流出箇所の直下に存在するペデスタル内構造物<br>（ケーブル，サポート，配管，新設設備等）の一部 | ・デブリはＲＰＶ下部の構造物と一時的に接触後にペデスタル床面に落下することから，デブリ流出箇所の直下に存在するペデスタル内構造物は一部溶融するものの，全て溶融する可能性は低いと考えられる。 |

第２表　デブリ堆積高さ評価上のデブリ体積の考え方

| 対象 | 最確条件 | ベースケース | 考え方 |
|---|---|---|---|
| 炉心位置に存在する構造物 | 全て考慮 | 同左 | 一部溶け残る可能性もあるが，全て溶融するものとして考慮する。 |
| ＲＰＶ下鏡部，ＣＲＤハウジング，ＣＲＤ，核計装管，ＣＲＤハウジングサポート | ＭＡＡＰ解析でのアブレーションによる最大口径：約0.76m の範囲※1を考慮し，ＣＲＤ6 本分※2設定 | ＭＡＡＰ解析でのアブレーションによる最大口径：約0.76m の範囲※1を考慮し，これを包絡するＣＲＤ9 本分を設定 | 複数箇所からのデブリ流出が生じ，各流出箇所のＣＲＤハウジング等の一部が溶融する可能性を考慮し，ＭＡＡＰ解析に基づきＲＰＶ下部中心位置における複数の炉内外のＣＲＤハウジング完全逸出で代表する。 |
| ケーブル，サポート，配管，新設設備等のペデスタル内構造物 | ターンテーブルより下部の構造物が溶融するものとして設定 | ＲＰＶより下部に存在するペデスタル内の構造物全てを保守的に考慮し設定 | ペデスタル上部の内壁付近の構造物は，位置的にデブリと接触し難いため，最確条件では考慮せず。<br>ベースケースでは全ての構造物を考慮する。 |

※1　第４図参照
※2　一部溶融のＣＲＤ4 本を計１本としてカウント




第４図　ＣＲＤ配置とＲＰＶ破損口径の関係

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.

3.　デブリ堆積高さの評価条件

デブリ堆積高さの評価における，最確条件，ベースケース条件及び感度条件について，第４表に示す。コリウムシールド厚さの設定においては，ベースケース条件に対して，デブリ体積及びポロシティの感度条件を重畳させた条件での堆積高さを考慮している。

第４表　デブリ堆積高さ評価の条件

<table>
<tr><th rowspan="2">ケース</th><th rowspan="2">デブリ体積</th><th colspan="2">粒子化層の堆積高さ</th></tr>
<tr><th>粒子化割合</th><th>ポロシティ</th></tr>
<tr><td>最確条件</td><td>約 2.2m$^3$<br>・ＣＲＤ6 本分の範囲<br>・ターンテーブルより下の構造物</td><td rowspan="2">17.3%<br>・エントレインメント係数：[redacted]<br>（ＭＡＡＰ推奨範囲の最確値）</td><td rowspan="2">0.35<br>・各種実験に基づく値</td></tr>
<tr><td>ベースケース</td><td>3m$^3$<br>・ＣＲＤ9 本分の範囲<br>・ペデスタル内の全ての構造物</td></tr>
<tr><td>感度条件</td><td>4m$^3$<br>・更なる保守性を考慮</td><td>22.7%<br>・エントレインメント係数：[redacted]<br>（ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値）</td><td>0.50<br>・更なる保守性を考慮</td></tr>
</table>

別紙 2

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

ＲＰＶの破損位置が中心軸から偏心し，デブリがペデスタルの中心から外れた位置で円錐状に堆積した場合の，コリウムシールド床面からのデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。

## 1. 評価条件

ここでは，デブリ堆積高さを評価する上での感度条件①，②，③を全て考慮した場合の例を示す。

・コリウムシールド内半径： 2.936m（設計値）

・円錐状デブリ頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離 ：0.6m
（最外周のＣＲＤ位置からコリウムシールド内壁面までの水平距離）

・円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径＝1：16
（ＰＵＬｉＭＳ実験にて確認されているアスペクト比）

・デブリ体積： 40m$^3$（炉内 36m$^3$＋炉外 4m$^3$（感度条件①））

・粒子化割合： 0.227（感度条件②）

・粒子状デブリのポロシティ： 0.50（感度条件③）

## 2. 評価方法

堆積高さの計算に当たっては，デブリを粒子化層（第 1 図 青部分），連続層の円錐部分（第 1 図 緑部分）及び連続層の円柱部分（第 1 図 赤部分）に分割してそれぞれの高さを合計する。

(1)　粒子化層（第１図 青部分）

粒子化層は円錐状に堆積した連続層上に一様な厚さで堆積すると考えると，その堆積高さは式(1)により計算できる。

$$H_p = \frac{V_m \times \Phi_{ent}}{(1-P) \times A_P} \qquad (1)$$

$H_p$：粒子化層の高さ　[m]

$V_m$：炉内デブリ体積　36[$m^3$]

$\Phi_{ent}$：粒子化割合　0.227[-]

$P$：粒子状デブリのポロシティ　0.50[-]

$A_P$：コリウムシールド内底面積　約 27.08[$m^2$]

(2)　連続層の円錐部分（第１図 緑部分）

円錐状デブリのアスペクト比を，高さ：直径＝1：16 と想定すると，その堆積高さは式(2)により計算できる。

$$H_{lcn} = R \times \frac{1}{8} \qquad (2)$$

$H_{lcn}$：連続層の円錐部分の高さ　[m]

$R$：連続層の円錐部分の半径　5.272[m]

(3)　連続層の円柱部分（第１図 赤部分）

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

①　連続層の円錐部分の体積の計算

第１図のように，連続層の円錐部分（緑部分）を上下に分割することを考える。

このとき，下部分は，コリウムシールド内を底面積とする高さＭの円柱を斜めに二等分した形状となるため,その体積は式(3)により計算できる。

$$V_{Blcn} = A_P \times M \times \frac{1}{2} \qquad (3)$$

$V_{Blcn}$：連続層の円錐部分の下側の体積　[m$^3$]

$A_P$：コリウムシールド内底面積　約 27.08[m$^2$]

$M$：連続層の円錐部分の下側の高さ　約 0.59[m]

（(2)で求めた円錐高さ，円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算）

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

$$V_{Tlcn} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H \times \left\{\frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}}\right\}^3 \qquad (4)$$

$$\left(k = \frac{H}{R},\ m = \frac{M}{L}\right)$$

$V_{Tlcn}$：連続層の円錐部分の上側の体積　[m$^3$]

$H$：連続層の円錐部分の高さ　約 0.66[m]

（円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算）

$R$：連続層の円錐部分の半径　5.272[m]

$M$：連続層の円錐部分の下側の高さ　約 0.59[m]

（(2)で求めた円錐高さ，円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算）

$L$：コリウムシールド内の直径　5.872[m]

② 連続層の円柱部分の体積の計算

連続層の円柱部分（第1図 赤部分）の体積は，粒子化しないデブリ全体の体積から,①で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり，式(5)により計算できる。

$$V_{lcy} = V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s - (V_{Blcn} + V_{Tlcn}) \qquad (5)$$

$V_{lcy}$：連続層の円柱部分の体積　[m$^3$]

$V_m$：炉内デブリ体積　36[m$^3$]

$\Phi_{ent}$：粒子化割合　0.227[-]

$V_m$：炉外デブリ体積　4[m$^3$]

$V_{Blcn}$：連続層の円錐部分の下側の体積　[m$^3$]

$V_{Tlcn}$：連続層の円錐部分の上側の体積　[m$^3$]

③ 連続層の円柱部分の高さの計算

②で求めた連続層の円柱部分の体積及びコリウムシールド内底面積より，連続層の円柱部分の高さは式(6)により計算できる。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_P} \qquad (6)$$

$H_{lcy}$：連続層の円柱部分の高さ　[m]

$V_{lcy}$：連続層の円柱部分の体積　[m$^3$]

$A_P$：コリウムシールド内底面積　約27.08[m$^2$]

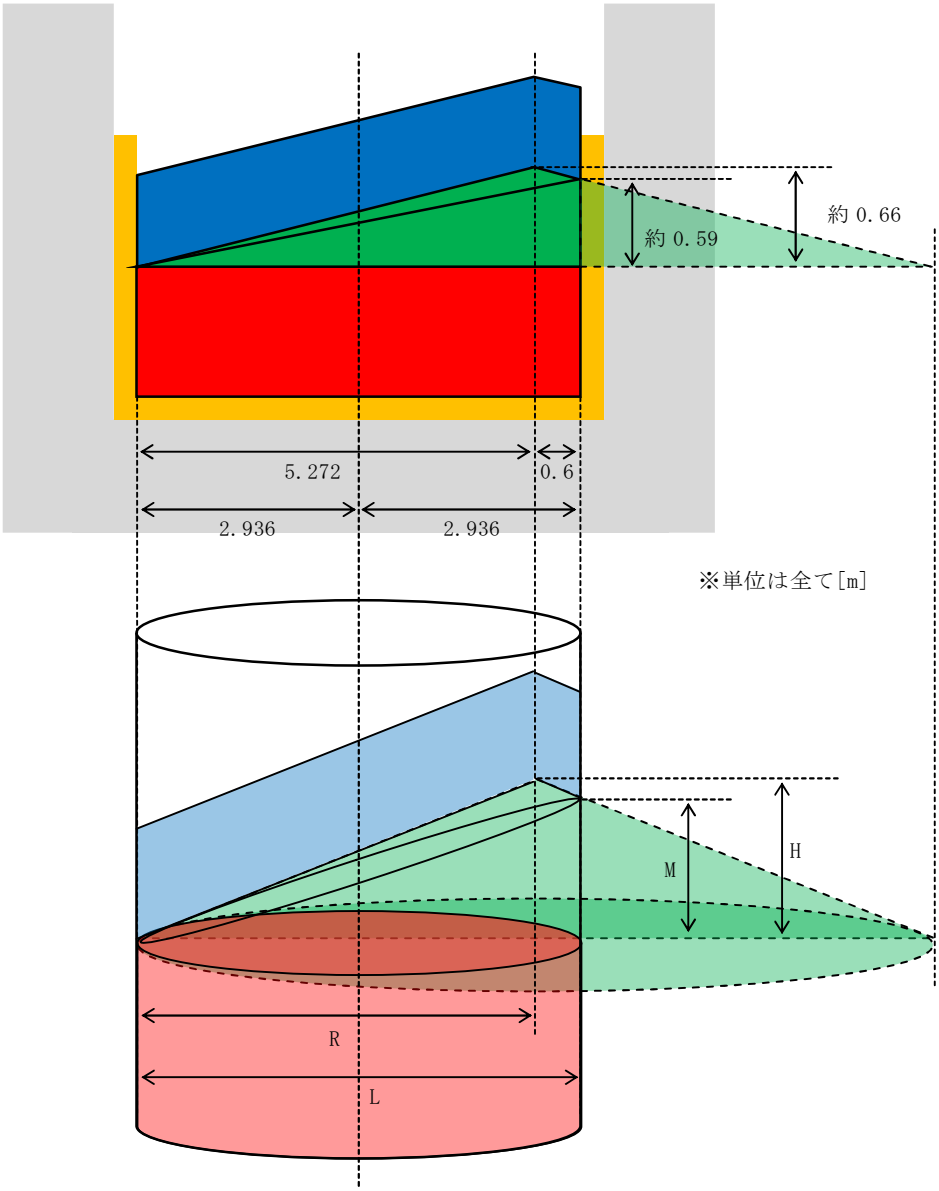
以上，(1)から(3)で求めた各部分の高さ（$H_p$，$H_{lcn}$，$H_{lcy}$）を合計することで，デブリ全体の堆積高さが計算される。

3.　評価の保守性について

本評価は，下記の点で保守性を有している。

・ＲＰＶ破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合，ＲＰＶの曲率を考慮すると，偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが，本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。

・デブリがコリウムシールド高さを超えた部分（第１図 青部分の右側）については，コリウムシールドの厚さの分，デブリが拡がることで高さが低くなるが，本評価ではその影響を考慮していない。




第１図　デブリ堆積状態の例

参考

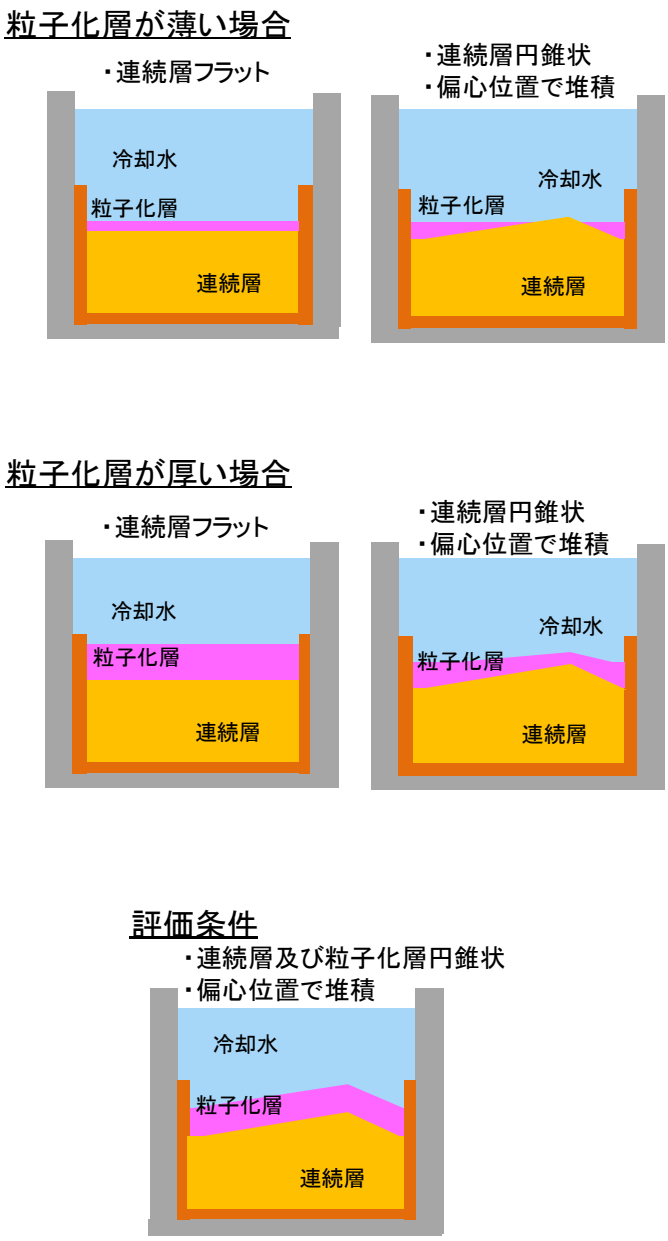
円錐状の堆積や偏心位置での堆積の想定について

円錐状の堆積や偏心位置での堆積の想定として，ＰＵＬｉＭＳの知見に基づく保守的な設定として 1:16 を採用している。堆積の想定に対する保守性を以下に示す。

・ＰＵＬｉＭＳは溶融物の拡がりを確認したものであり，実機より厳しい条件※でもアスペクト比が 1:16 程度

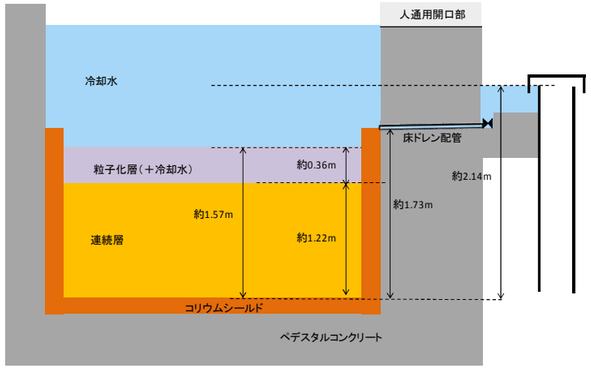
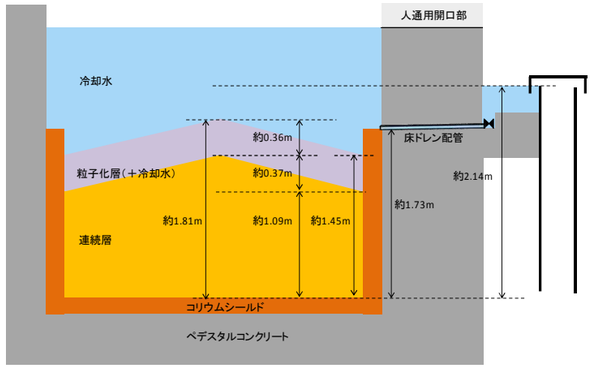
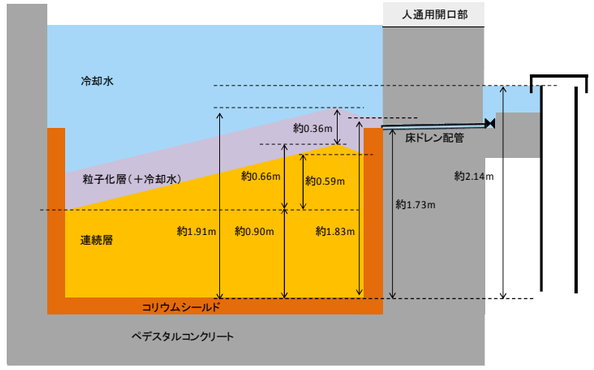
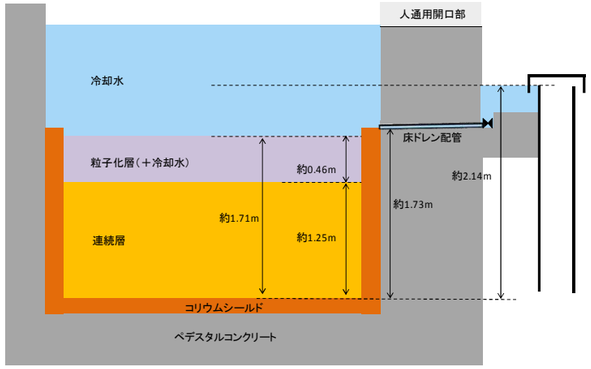
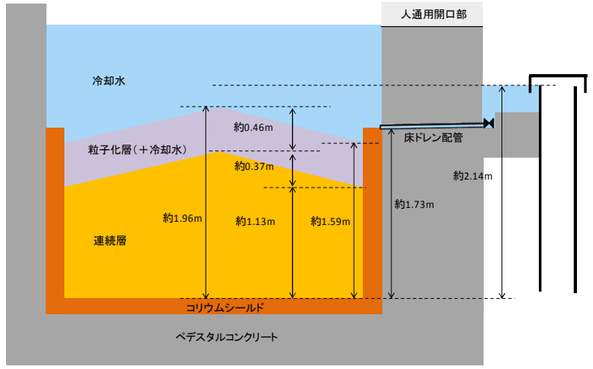
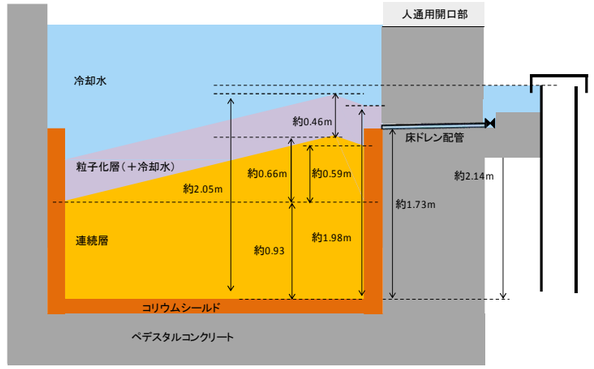
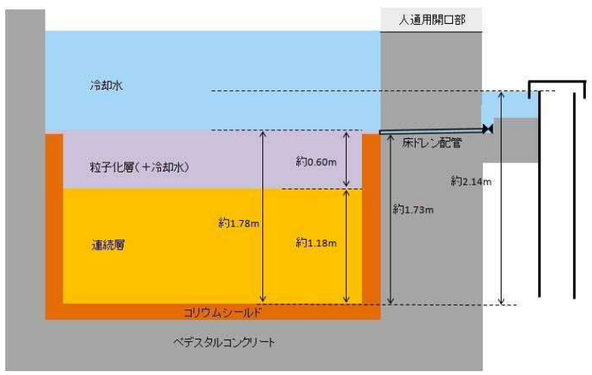
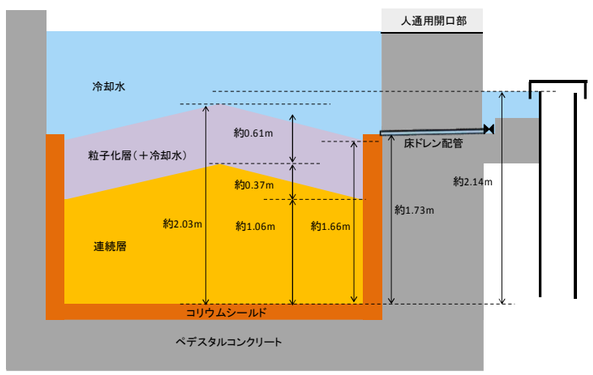
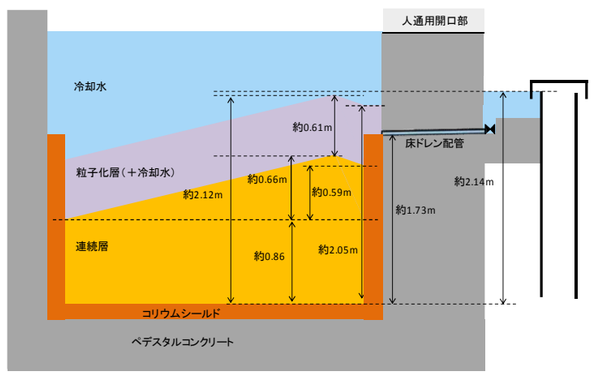
・粒子化層はより均一に拡がりやすく，実機で最も考え得る状態は，アスペクト比 1:16 より緩やかな凹凸のある連続層（溶融物）に粒子化層が被さった状態と考えられる

※　実機条件に比べて，ＰＵＬｉＭＳ実験条件は溶融物過熱度及び比熱が低くＰＵＬｉＭＳ実験条件の方がデブリが固化しやすいこと，ＰＵＬｉＭＳ実験では崩壊熱を模擬していないこと，実機では落下時の溶融物量が多く固化しにくいこと等

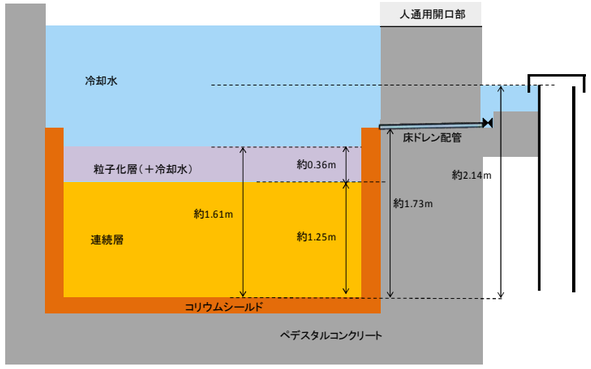
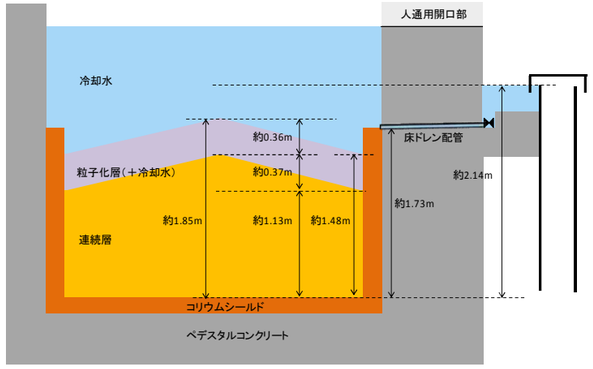
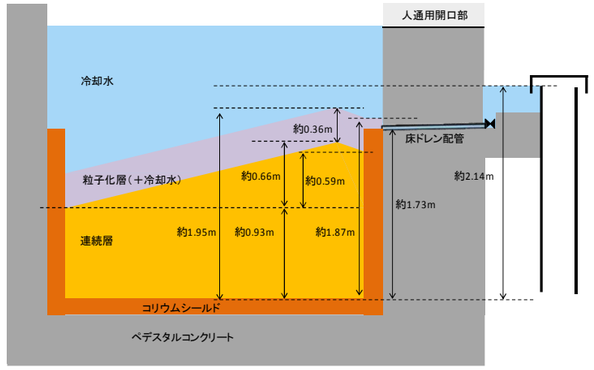
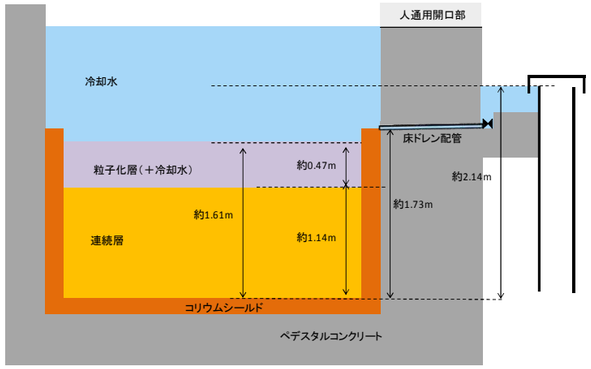
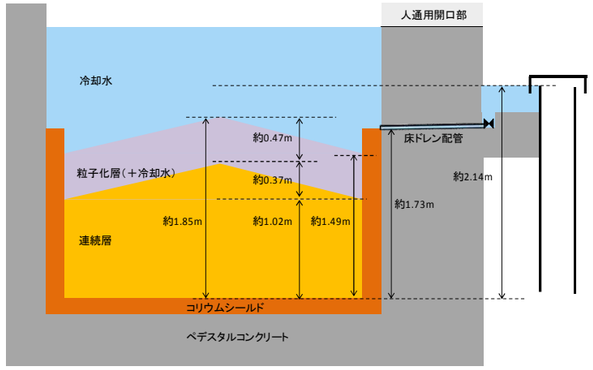
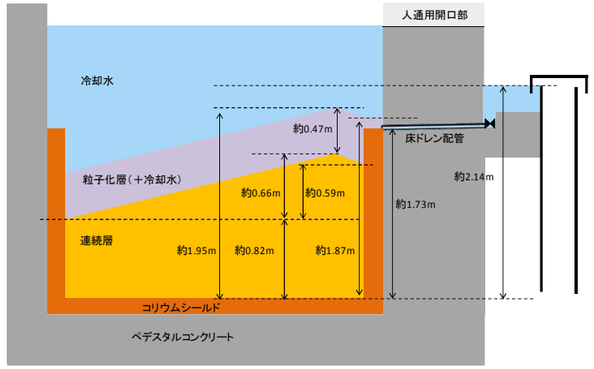
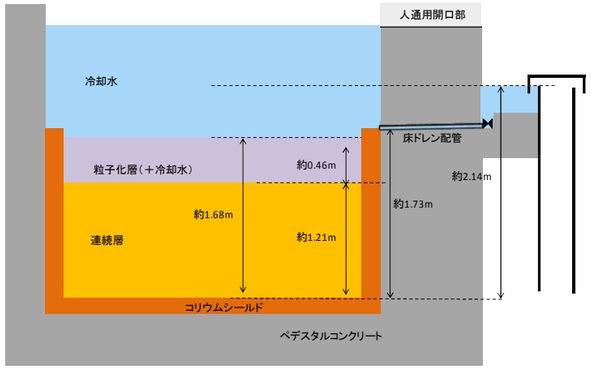
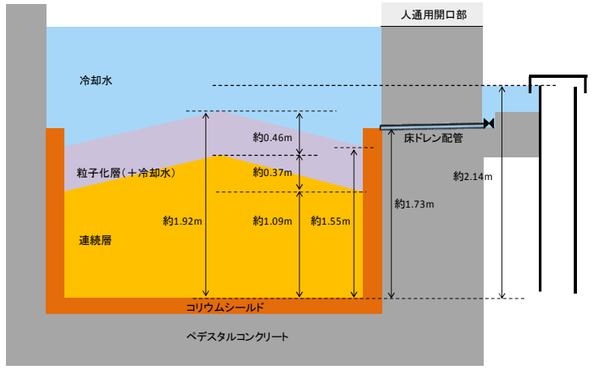
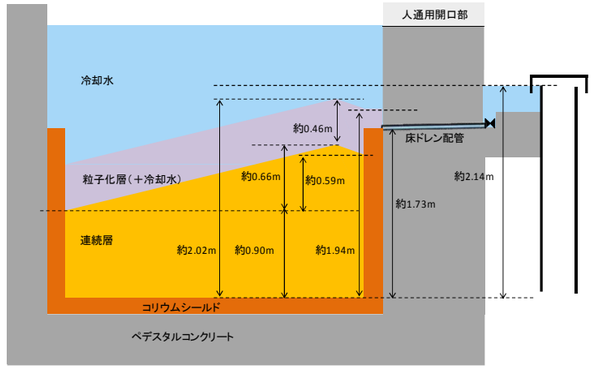

粒子化層が薄い場合
・連続層フラット
冷却水
粒子化層
連続層
・連続層円錐状
・偏心位置で堆積
冷却水
粒子化層
連続層
粒子化層が厚い場合
・連続層フラット
冷却水
粒子化層
連続層
・連続層円錐状
・偏心位置で堆積
冷却水
粒子化層
連続層
評価条件
・連続層及び粒子化層円錐状
・偏心位置で堆積
冷却水
粒子化層
連続層

第１図　堆積の想定

# 表　各ケースにおけるデブリ堆積高さ

| 形状 / 体積 | （1）ベース条件<br>均一化して堆積した場合 | （2）円錐状に堆積した場合<br>円錐部分のアスペクト比 1:16 | （3）偏心位置で堆積した場合<br>コリウムシールド壁面から 60cm 内側に偏心 |
|---|---|---|---|
| ベース条件<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：3m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.173<br>ポロシティ：<br>0.35 |  |  |  |
| | デブリ堆積高さ：約 1.57m(コリウムシールド上端に対して約 16cm の余裕)<br>(ベント管上端に対して約 57cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.45m(コリウムシールド上端から約 28cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.81m(ベント管上端から約 33cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.83m(コリウムシールド上端から約 10cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.91m(ベント管上端から約 23cm の余裕) |
| コリウムシールド高さ，厚さ設定条件ケース<br>（感度条件①＋③）<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：4m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.173<br>ポロシティ：<br>0.50 |  |  |  |
| | デブリ堆積高さ：約 1.71m(コリウムシールド上端に対して約 2cm の余裕)<br>(ベント管上端に対して約 43cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.59m(コリウムシールド上端から約 14cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.96m(ベント管上端から約 18cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.98m(コリウムシールド上端から約 25cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 2.05m(ベント管上端から約 9cm の余裕) |
| 感度条件①＋②＋③<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：4m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.227<br>ポロシティ：<br>0.50 |  |  |  |
| | デブリ堆積高さ：約 1.78m(コリウムシールド上端から約 5cm 超過)<br>(ベント管上端に対して約 36cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.66m(コリウムシールド上端から約 7cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 2.03m(ベント管上端から約 11cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 2.05m(コリウムシールド上端から約 32cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 2.12m(ベント管上端から約 2cm の余裕) |

（参考）　表　感度条件①～③における堆積高さ

| 形状<br>体積 | （１）ベース条件<br>均一化して堆積した場合 | （２）円錐状に堆積した場合<br>円錐部分のアスペクト比 1:16 | （３）偏心位置で堆積した場合<br>コリウムシールド壁面から 60cm 内側に偏心 |
|---|---|---|---|
| 感度条件①<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：4m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.173<br>ポロシティ：<br>0.35 |  <br> |  <br> |  <br> |
| | デブリ堆積高さ：約 1.61m(コリウムシールド上端に対して約 12cm の余裕)<br>(ベント管上端に対して約 53cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.48m(コリウムシールド上端から約 25cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.85m(ベント管上端から約 29cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.87m(コリウムシールド上端から約 14cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.95m(ベント管上端から約 19cm の余裕) |
| 感度条件②<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：3m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.227<br>ポロシティ：<br>0.35 |  <br> |  <br> |  <br> |
| | デブリ堆積高さ：約 1.61m(コリウムシールド上端に対して約 12cm の余裕)<br>(ベント管上端に対して約 53cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.49m(コリウムシールド上端から約 24cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.85m(ベント管上端から約 29cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.87m(コリウムシールド上端から約 14cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.95m(ベント管上端から約 19cm の余裕) |
| 感度条件③<br><br>溶融物量：<br>炉内：36m$^3$<br>炉外：3m$^3$<br>粒子化割合：<br>0.173<br>ポロシティ：<br>0.50 |  <br> |  <br> |  <br> |
| | デブリ堆積高さ：約 1.68m(コリウムシールド上端に対して約 5cm の余裕)<br>(ベント管上端に対して約 46cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.55m(コリウムシールド上端から約 18cm の余裕)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 1.92m(ベント管上端から約 22cm の余裕) | デブリ堆積高さ（壁面）：約 1.94m(コリウムシールド上端から約 21cm 超過)<br>デブリ堆積高さ（頂点）：約 2.02m(ベント管上端から約 12cm の余裕) |

別紙 4

# コリウムシールド高さを超えた粒子状デブリによる影響について

## 1. はじめに

デブリ堆積高さの評価条件（デブリ体積，デブリの粒子化割合，粒子化層のポロシティ）を全て保守的にした場合や，デブリが偏心位置に落下し円錐状に堆積した場合を想定すると，粒子状デブリがコリウムシールドの高さを超過する可能性が考えられる。

しかしながら，粒子状デブリは水により急速に冷却されるため，その温度は速やかに低下し，ペデスタル側壁コンクリートとの接触や床ドレン配管への流入が生じた場合でも，コンクリートや配管への影響はほとんど生じないと考えられる。

これに対して，粒子状デブリ上面からの除熱によってデブリが冷却されることを定量的に評価するとともに，万が一粒子状デブリの温度が高い状態でペデスタル側壁コンクリートと接触すること等を想定しても，側壁コンクリートや床ドレン配管等に与える影響が小さいことを評価する。

## 2. 粒子状デブリ上面からの除熱による冷却性評価

水プールによる上面からの除熱量を評価し，粒子状デブリの崩壊熱と比較する。

① デブリ条件

・デブリの堆積モデル：第 1 図

デブリが中心軸から偏心した位置に落下し円錐状に堆積した場合に，粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積するモデルを想定する

・評価シーケンス：大破断ＬＯＣＡ＋注水機能喪失

ＲＰＶ破損時の崩壊熱を高めに評価する設定

・ＲＰＶ破損時の崩壊熱：22.4MW

ＭＡＡＰ結果に基づくＲＰＶ破損時のデブリ全量（連続層を含む）の崩壊熱であるが，保守的に粒子化層の崩壊熱として設定

② 除熱量評価

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積するのは以下の 4 ケースであり，ドライアウト熱流束を厳しく設定する観点から，このうち最もポロシティの小さい「ベースケース，偏心位置で円錐状に堆積」のポロシティ：0.35 を想定する。

- ベースケース，偏心位置で円錐状に堆積
- コリウムシールド高さ，厚さ設定条件（感度条件①＋③），偏心位置で円錐状に堆積
- 感度条件①＋②＋③，均一化して堆積
- 感度条件①＋②＋③，偏心位置で円錐状に堆積

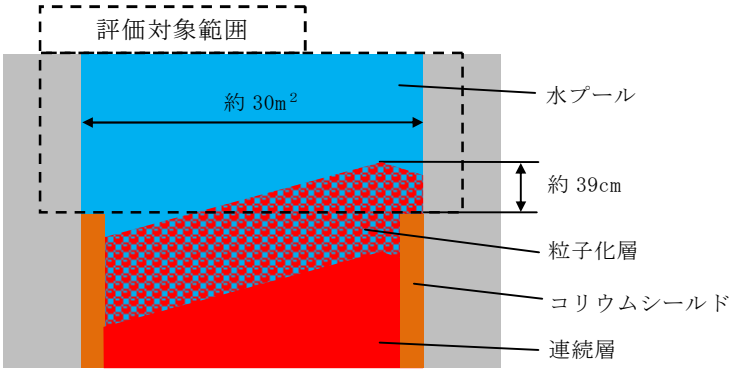
粒子状デブリ上面に水プールが存在する体系であることから，Lipinski-0D モデル(第 2 図)におけるポロシティ 0.35 での熱流束 1.4MW／$m^2$を設定し，除熱量を計算する。

粒子状デブリと水プールとの接触面積はコリウムシールドを設置していない場合の床面積約 30$m^2$と等しいため，

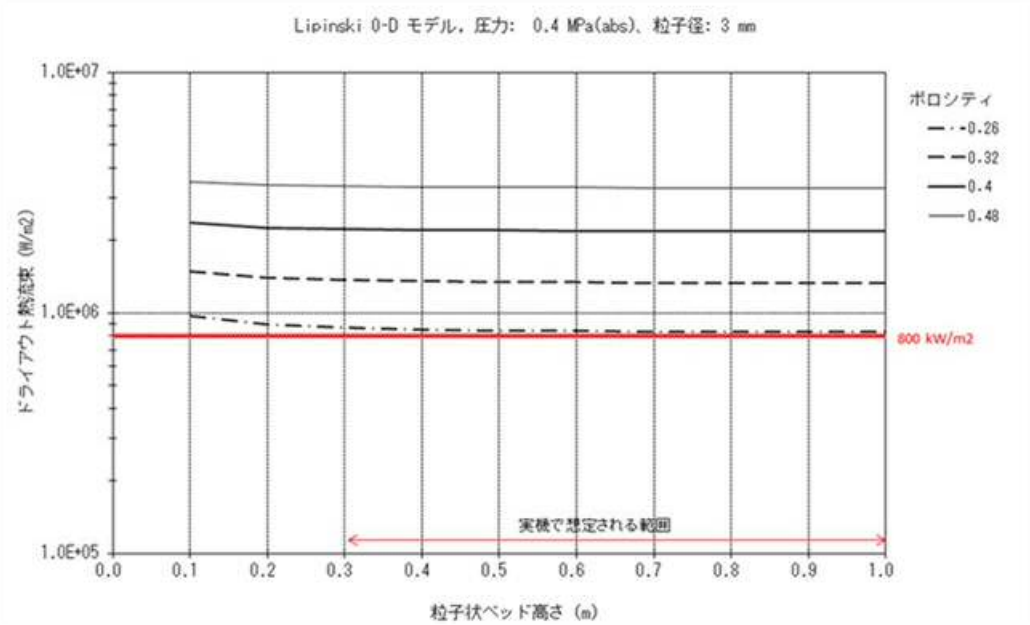
除熱量＝1.4MW／$m^2$×約 30$m^2$＝約 42MW

となる。

よって，粒子化層の崩壊熱を十分上回ることから，粒子状デブリは適切に冷却される。




第１図　冷却性評価モデル




第２図　Lipinski-0D モデル

3.　粒子状デブリによる側壁コンクリートへの影響

粒子状デブリは水により急速に冷却されるため，ペデスタル側壁のコンクリートに接触した場合でも，コンクリートの有意な侵食は生じないと考えられるが，デブリ堆積高さの影響評価として，側壁コンクリートの侵食量を解析コードＭＡＡＰにて評価する。

①　解析条件

・デブリの堆積モデル：第３図

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積する上記４ケースのうち，コリウムシールド高さを超えて堆積する粒子状デブリの体積が最も大きいのは感度条件①＋②＋③の偏心位置で円錐状に堆積したケースとなる。このケースにおいても，コリウムシールド高さを超えて堆積する粒子状デブリがペデスタル内に均一化して堆積した場合の堆積高さは10cm未満となることから,以下の４ケースを包絡する条件として,保守的にペデスタル内に粒子状デブリが10cm均一化して堆積するモデルとする

・崩壊熱：10cm堆積した粒子状デブリ（ポロシティ0.35）による崩壊熱

粒子状デブリの10cm均一化した堆積を想定する場合,ポロシティの小さい方がデブリの量は多くなるため，４ケースのうち最もポロシティの小さい「ベースケース，偏心位置で円錐状に堆積」のポロシティ：0.35を想定し，残りの65％のデブリによる崩壊熱を考慮する

・粒子状デブリから上面の水プールへの熱流束：1.4MW／$m^2$

Lipinski-0Dモデル（第２図）におけるポロシティ0.35での熱流束1.4MW／$m^2$を設定

・評価シーケンス：大破断ＬＯＣＡ＋注水機能喪失

ＲＰＶ破損時の崩壊熱を高めに評価する設定

・粒子状デブリの初期温度：約[redacted]℃

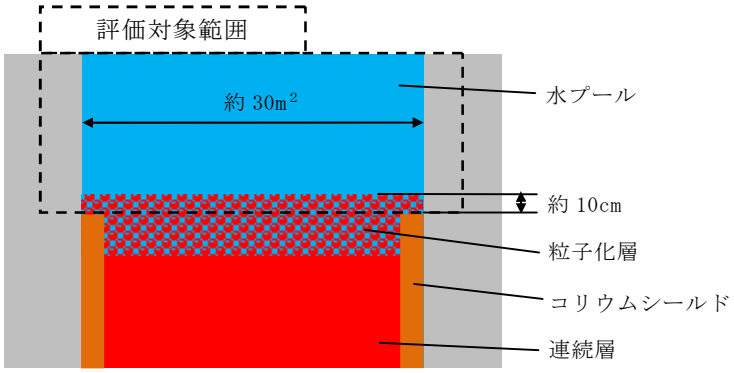
粒子状デブリは冷却固化していることから，固相線温度以下であるが，保守的に固相線温度（ＭＡＡＰ解析結果）を設定

・粒子状デブリと水プールの接触面積：約 30m$^2$

コリウムシールド高さより上部のペデスタルの断面積を設定

② 解析結果

崩壊熱に対して粒子状デブリから上面の水プールへの除熱量が大きいことから，側壁コンクリートの温度が融点に到達するまでにデブリ温度が低下することで，側壁コンクリートの侵食量は 0mm となった。




第 3 図　側壁コンクリートへの影響評価モデル

4.　粒子状デブリによる床ドレン配管等への影響

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積し，床ドレン配管上端高さを超過した場合でも，以下のとおり，床ドレン配管内への粒子状デブリの流入は少ないと考えられる。

・ＲＰＶが破損し，デブリがペデスタルに落下し堆積していく際には，密度の関係からデブリの上に冷却水が移行した状態でデブリの堆積高さが増える（＝水位が上昇する）

・床ドレン配管はほぼ水平（約１度の傾斜）であることから，床ドレン配管内はペデスタル水位の上昇に伴い，冷却水によりほぼ満たされた状態になると考えられる

・その後，粒子化層の堆積高さが床ドレン配管高さを超過した場合でも，粒子状デブリが床ドレン配管内の奥まで拡がるための駆動力は小さい※[1]ため，配管内への流入は少ないと考えられる

※1　セルフレベリングによる均一化は，連続層からの発生蒸気による駆動力が大きく，配管内では粒子状デブリの崩壊熱による発生蒸気のみが駆動力となることから，セルフレベリングによる配管内への侵入の効果は低減されると考えられる

また，粒子状デブリの配管内への流入を想定した場合でも，3.において粒子状デブリによるコンクリートの侵食は生じない結果となっていることから，コンクリートよりも融点の高い床ドレン配管及び床ドレン制限弁等の有意な侵食も生じないと考えられるが，3.の側壁コンクリートの侵食量評価の結果をもとに，床ドレン配管の侵食評価を行った。以下にその内容を示す。

(1)　評価条件

評価モデルは第４図に示すとおり，粒子状デブリがコリウムシールド高

さを超えて堆積している場合を想定し，床ドレン配管の中心高さまで粒子状デブリが一様に堆積したことを仮定する（実際は，上記のとおり床ドレン配管内への粒子状デブリの流入は少ないと考えられるが，参考１のとおり保守的に想定）。3.の側壁コンクリートの侵食量評価で得られた粒子状デブリの温度変化をもとに，粒子状デブリの温度が床ドレン配管の融点を下回るまでの配管への入熱量を計算し，配管の影響評価を実施する。

①　配管条件

・床ドレン配管内径：73.9mm

・床ドレン配管厚さ：7.6mm

・床ドレン配管初期温度($T_1$)：117℃

（ＭＡＡＰ結果におけるコンクリート壁面温度を設定）

・床ドレン配管融点：1,427℃（ＳＵＳの融点を設定）

・床ドレン配管熱伝導率($\lambda_1$)：16.5W／mK（ＳＵＳの熱伝導率を設定）

・床ドレン配管密度($\rho_1$)：7,890kg／$m^3$（ＳＵＳの密度を設定）

・床ドレン配管比熱($c_1$)：511J／kgK（ＳＵＳの比熱を設定）

②　デブリ条件

・デブリ初期温度($T_2$)：[redacted]℃（固相線温度（ＭＡＡＰ解析結果））

・デブリ熱伝導率($\lambda_2$)：[redacted] W／mK（ＭＡＡＰ解析結果）

・デブリ密度($\rho_2$)：[redacted] kg／$m^3$（ＭＡＡＰ解析結果）

・デブリ比熱($c_2$)：[redacted] J／kgK（ＭＡＡＰ解析結果）

③　デブリと配管の境界温度条件

デブリと配管の境界温度は，半無限固体の非定常熱伝導に係る表面熱流束の式(1)[1]を用いて計算する。

$$q = \frac{\lambda \times (T_S - T_0)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda}{\rho \times c} \times t}} \qquad (1)$$

$q$：表面熱流束，$T_S$：境界温度，$T_0$：床ドレン配管又はデブリの初期温度，$\lambda$：熱伝導率，$\rho$：密度，$c$：比熱，$t$：経過時間

ここで，デブリが配管に与える表面熱流束と配管がデブリから受ける表面熱流束は同じのため，式(2)が成立する。

$$q = \frac{\lambda_1 \times (T_S - T_1)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_1}{\rho_1 \times c_1} \times t}} = \frac{\lambda_2 \times (T_2 - T_s)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_2}{\rho_2 \times c_2} \times t}} \qquad (2)$$

Ts について式を整理すると式(3)のとおりとなり，境界温度 Ts は約890℃となる。

$$T_s = \frac{\sqrt{\lambda_1 \times \rho_1 \times c_1} \times T_1 + \sqrt{\lambda_2 \times \rho_2 \times c_2} \times T_2}{\sqrt{\lambda_1 \times \rho_1 \times c_1} + \sqrt{\lambda_2 \times \rho_2 \times c_2}} \qquad (3)$$

④　伝熱条件

デブリから配管への熱流束 q は式(2)により計算され,配管に与えられる熱量は式(4)により求められる。

$$Q = A \times q \times \Delta t \qquad (4)$$

$Q$：配管への伝熱量，$A$：伝熱面積（粒子状デブリの堆積を想定する床ドレン配管の中心高さまでの床ドレン配管内側の表面積），$\Delta t$：時間

熱流束 q については，配管への入熱量を保守的に評価するため，デブリ温度の低下及び床ドレン配管の温度上昇を考慮せず，デブリ初期温度($T_2$)及び床ドレン配管初期温度($T_1$)時の熱流束一定とし（実際は，デブリ温度の低下及び床ドレン配管温度の上昇により,熱流束は低下する)，配管に与えられる熱量を計算する際の時間Δt については，ペデスタル内の粒子状デブリの温度が床ドレン配管融点まで低下するまでの時間とする。具体的には，第 5 図に，3.にて側壁コンクリートの侵食量を解析コードＭＡＡＰで評価した場合のデブリ温度の時間変化を示すが，この

グラフにおいて床ドレン配管融点：1,427℃まで低下するまでの時間は40秒となる。

なお，ペデスタル内に存在する粒子状デブリと床ドレン配管内に流入した粒子状デブリはつながっており，ペデスタル内に存在する粒子状デブリが冷却されれば床ドレン配管内に流入した粒子状デブリも冷却されることで両粒子状デブリの温度は同一と考えられることから，床ドレン配管の侵食評価においては，第5図のデブリ温度の時間変化を床ドレン配管内に流入した粒子状デブリとして適用している。ただし，床ドレン配管内に流入した粒子状デブリはコンクリートと接触しないことから，第5図で考慮している側壁コンクリートへの伝熱を考慮しない場合を仮定すると，床ドレン配管融点：1,427℃まで低下するまでの時間は約 42秒以下※2となる。

※2　第5図の評価における側壁コンクリートへの熱流束は，初期は全熱流束（水プール及び側壁コンクリート）の約 5%であり，その後20秒程度で約1%まで低下する。側壁コンクリートの熱流束を保守的に約5%とし，これを考慮しない場合，第5図のデブリ温度の低下率は約5%遅くなる

(2)　評価結果

評価の結果，40秒間及び42秒間での配管への伝熱量は，それぞれ配管長さ1m当たり約4.6MJ及び約4.8MJとなる。

一方，デブリと接触している部分の配管が，床ドレン配管融点である1,427℃まで温度上昇するために必要な熱量は,配管長さ1m当たり約5.1MJとなるため，配管の温度は融点に至らず，侵食は生じない結果となった。

以上より，コリウムシールド高さを超える粒子状デブリがペデスタルの

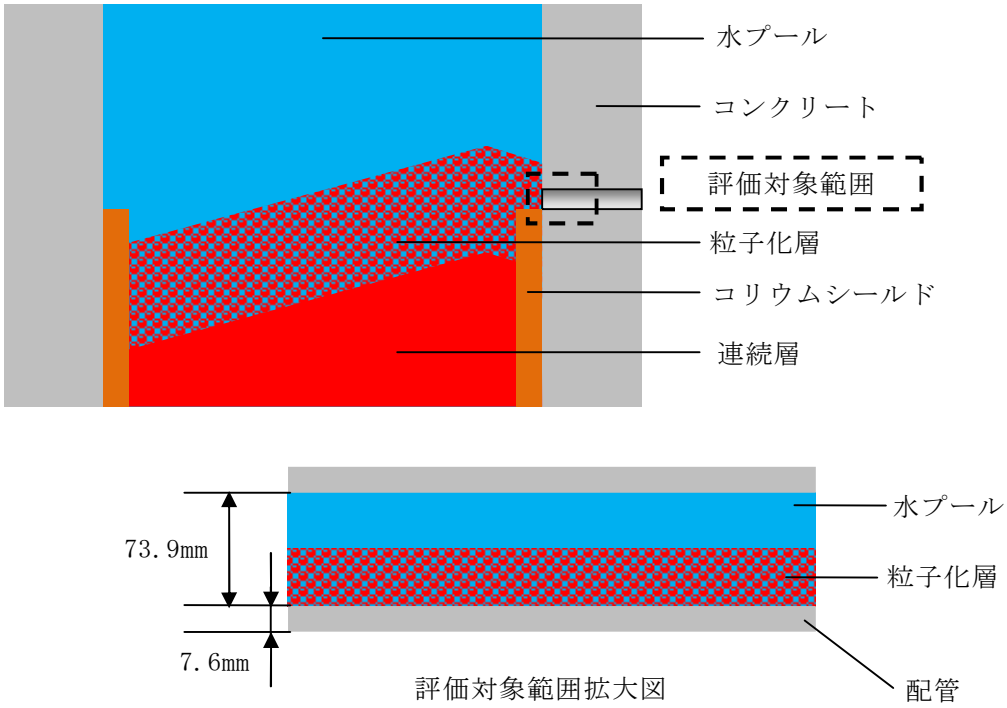
構造健全性に影響を与えることはないことを確認した。

## 5. まとめ

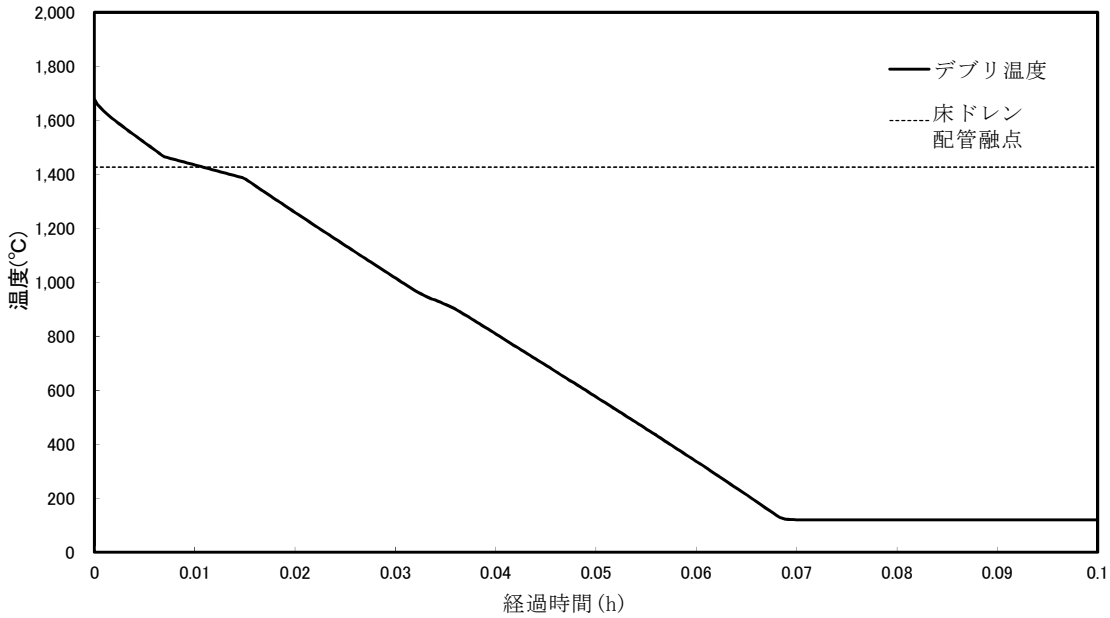
以上のとおり，コリウムシールド高さを超えた粒子状デブリにより，側壁コンクリート及び床ドレン配管の侵食は生じないことを確認した。したがって，コリウムシールド高さを超える粒子状デブリがペデスタルの構造健全性に影響を与えることはない。

## 参考文献

[1] 日本機械学会，“伝熱工学資料　改訂第４版”，(1986).




第４図　床ドレン配管侵食評価のイメージ




第５図　側壁コンクリート侵食量評価時のデブリ温度の時間変化

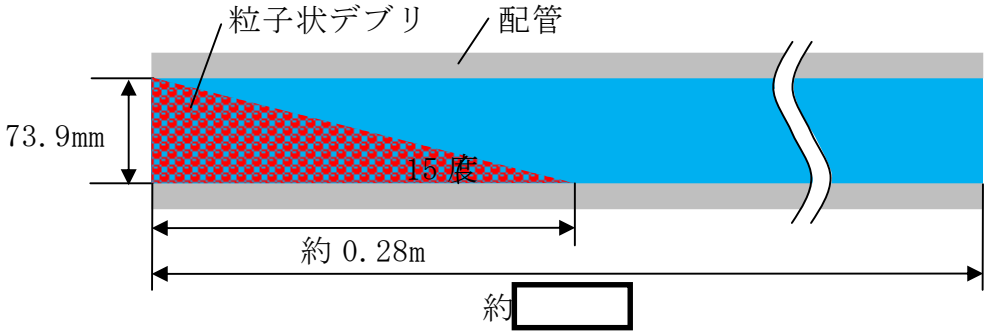
（ＭＡＡＰ解析結果）

参考 1

# 配管内に堆積する粒子状デブリ量について

粒子状デブリが，駆動源がない状態で傾斜をもって堆積するとき，その安息角は小さいものでも 20 度程度であることが報告されている[1]。床ドレン配管内に流入するデブリに対して,傾斜角度を上記より小さめに見積もった 15 度で堆積することを考えると，その流入距離は約 0.28m となり，床ドレン配管の長さを大きく下回る（第 1 図）。

これより，床ドレン配管内に一様に，配管の半分の高さまで粒子状デブリが堆積することを想定した場合，配管内に流入する粒子状デブリ量を実際よりも多く評価することとなり，配管に与えられる熱量の観点で保守的な条件となると考えられる。




第 1 図　配管内への粒子状デブリの流入イメージ

参考文献

[1] S.Basso, PARTICULATE DEBRIS SPREADING AND COOLABILITY, KTH, 2017.

別紙 5

# 床ドレン制限弁の損傷を仮想した場合のペデスタル内水位について

## 1. はじめに

床ドレン配管内への粒子状デブリの流入はほとんどなく，流入しても床ドレン配管入口付近のみに堆積すると考えられる。また，仮に床ドレン配管入口付近のみだけでなく，床ドレン配管の奥に粒子状デブリが流入した場合でも，東海第二発電所では，シビアアクシデント時においてＲＰＶ破損までに代替循環冷却系により格納容器スプレイを実施するため，ダイヤフラムフロアにスプレイ水が溜まり※，ドライウェルに近い配管及び制限弁は冷却される。したがって，ドライウェルに近い配管及び制限弁の侵食量は更に軽減されるため，これら設備が貫通することはないと考えられる。

※　事象発生 90 分後から代替循環冷却系によるドライウェルスプレイ（250m$^3$／h）を開始することとしているため，ＲＰＶ破損（最も早い大破断ＬＯＣＡ起因の場合，事象発生から約 3.3 時間後）までにベント管上端高さ相当の水位が形成される。

また，粒子状デブリが床ドレン配管の奥まで流入し，制限弁を損傷させることを仮想した場合にも，粒子化層の堆積高さはダイヤフラムフロアの床ドレンが集積する溝の高さの範囲内にとどまると考えられる。さらに，ダイヤフラムフロア上には，ベント管上端高さ（コリウムシールド上端から約 0.41m）までスプレイ水等が存在するため，流出した粒子状デブリの冷却は維持される。

ただし，床ドレン制限弁が損傷した場合，ペデスタル内の冷却水が床ドレン配管及び制限弁を介してダイヤフラムフロア上に流出し，ベント管よりサプレッション・チェンバに流入することで，ペデスタル内の水位が低下する

可能性がある。ここでは，代替循環冷却系によりペデスタル内に冷却水が供給される状態において，床ドレン制限弁2個が損傷したと仮想し，ペデスタル内の水位挙動について評価する。

## 2. 評価方法

ペデスタル水位は，床ドレン配管での圧力損失H分だけドライウェル側よりも高くなるため，圧力損失Hを評価する。

### (1) 水位条件

・ドライウェル側水位：コリウムシールド床面から2.14m

（流出水はベント管上端からサプレッション・プールへ移行）

・ペデスタル側最大水位：床から[redacted]（人通用開口部高さ）

### (2) 圧力損失評価方法

評価体系を第1図，評価条件を第1表に示す。以下の圧力損失計算式を用いて評価する。

・圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

$$H = \lambda \cdot (L/D) \cdot (v^2/2g) + \Sigma\, \lambda \cdot (L'/D) \cdot (v^2/2g)$$

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／$s^2$］，λ：管摩擦係数

配管傾斜は，上り勾配を考慮せず水平を仮定する。また，床ドレン制限弁は保守的に全開状態を想定する。

3.　評価結果

配管 1 本破損の場合 H＝約 5m，配管 2 本破損の場合 H＝約 1.2m となり，どちらもペデスタル水位は人通用開口部を超える結果となる。

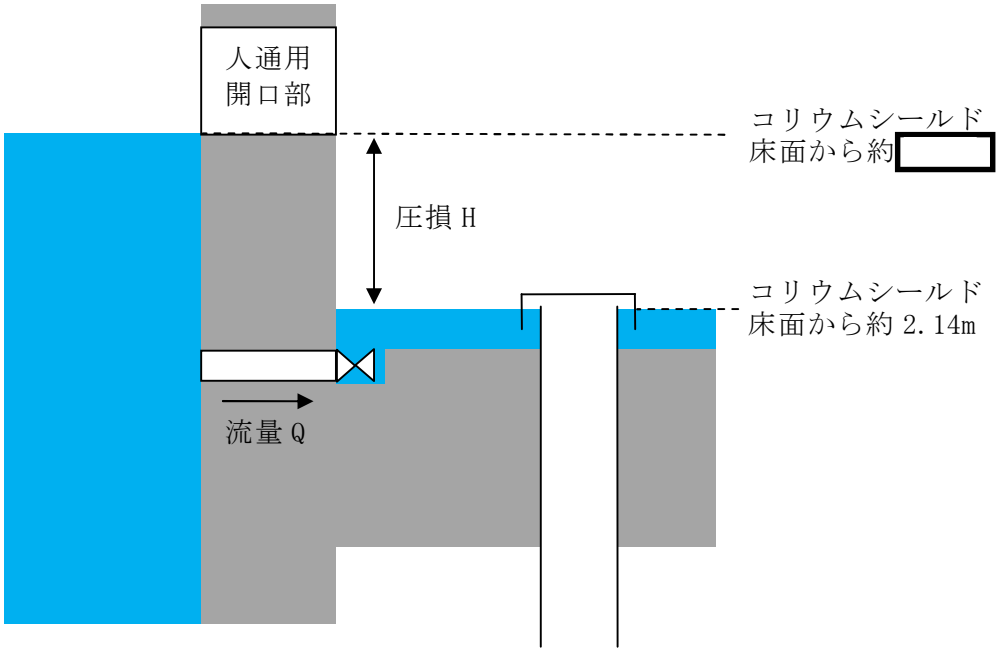
以上から，制限弁の破損を仮想し，ドライウェル側への流出を仮想した場合においても，代替循環冷却系による原子炉注水によって，ペデスタル水位は維持される結果となった。

なお，機器ドレン制限弁の損傷を想定し得るのは，機器ドレン配管付近でデブリが円錐状に堆積した場合であり，この場合，近くの床ドレン配管にもデブリの流入を想定し得るが，180 度反対方向の床ドレン配管付近及び機器ドレン配管付近は円錐状の裾野となるためデブリは流入せず，円錐状の頂上付近の床ドレン制限弁 1 個及び機器ドレン制限弁 1 個の損傷のみが想定し得る。このような場合においても，機器ドレン配管（50A）は床ドレン配管（80A）よりも細いことから，ドライウェルへの流出流量は床ドレン配管 2 個の場合に包絡され，代替循環冷却系による原子炉注水によって，ペデスタル水位は維持される。

第１表　圧力損失計算要素

| | 単位 | 配管１本 | 配管２本 |
|---|---|---|---|
| 配管内径：D | m | 0.0739 | 0.0739 |
| 流量 | $m^3$／h | 100 | 50 |
| 流速 | m／s | 6.48 | 3.24 |
| 管摩擦係数：λ | － | [redacted] | |
| 配管長 | m | | |
| 配管 L／D | － | | |
| 弁 *1 (L'／D＝[redacted]) | 個 | 1 | 1 |
| 管入口 *1 (λ・(L'／D)＝[redacted]) | 個 | 1 | 1 |
| 開放端 *1 (λ・(L'／D)＝[redacted]) | 個 | 1 | 1 |

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




第１図　評価体系

# 原子炉圧力容器の破損位置について

解析コードＭＡＡＰ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）デブリジェットの衝突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

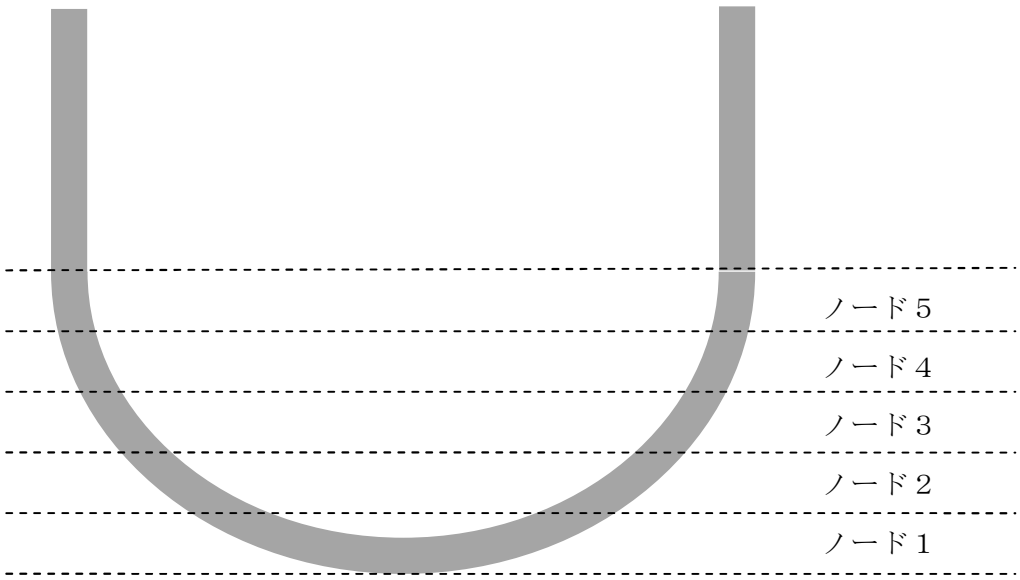
e）原子炉圧力容器のクリープ破損

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。

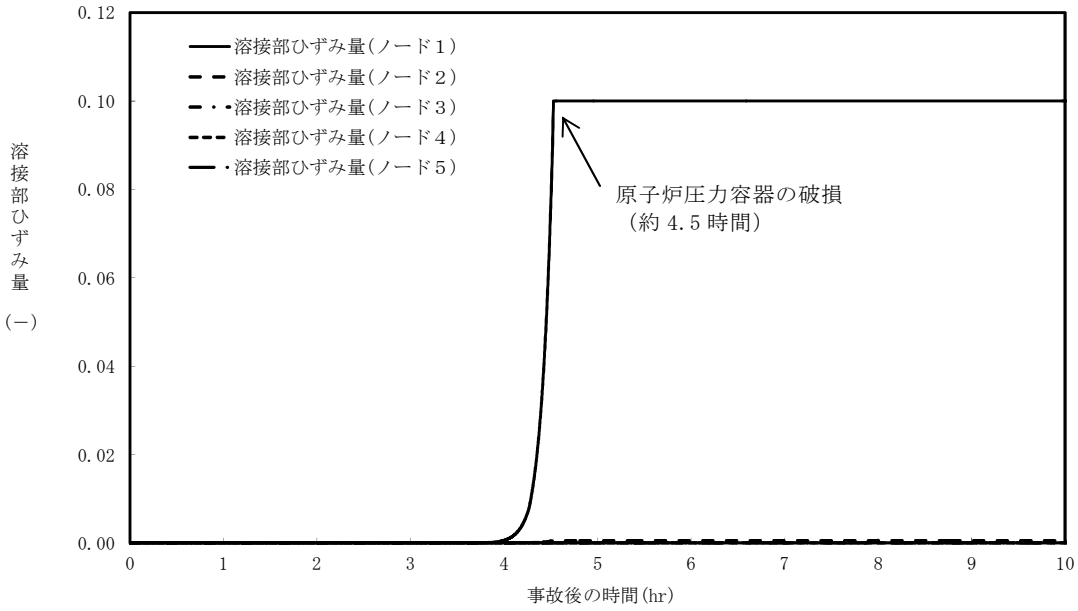
有効性評価のうち，3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱にて対象としている事故シーケンス「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗（＋ＤＣＨ）」（「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価事故シーケンスへの対応及び事象進展と同じ）においては，下部プレナムへ移行した溶融炉心からの加熱により，原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり，制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値（0.1）に至ることによる原子炉圧力容器破損（「b)下部ヘッド貫通部の逸出」に該当）が最初に判定される結果となっている。

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

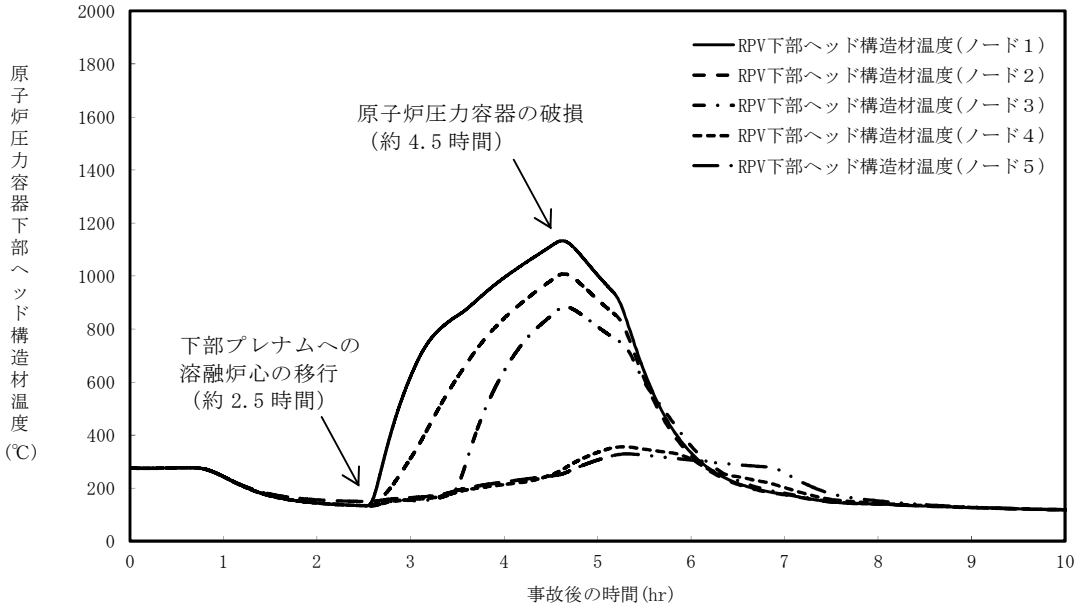
しきい値（0.1）に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また，第3図に示すとおり，ノード1が高温を長時間維持していることが確認された。




第1図　原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割（概念図）




第２図　径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量




第３図　径方向のノードごとの原子炉圧力容器下部ヘッド温度

# 格納容器内に注入する窒素温度条件について

## 1. 窒素温度による事象進展への影響

東海第二発電所では，格納容器内における水素燃焼を防止するため，格納容器内酸素濃度が4.0vol％（ドライ条件）に到達すれば格納容器内に窒素を注入することとしている。

有効性評価の解析においては，注入する窒素の流量以外に，注入する窒素温度を設定する必要があり，この窒素温度によって事象進展には次のような影響がある。

(1) 格納容器雰囲気温度

注入する窒素温度が高い方が，格納容器雰囲気温度が高くなる。

(2) 格納容器圧力

窒素注入時は，0.31MPa[gage]（200m$^3$／hでの窒素注入時）又は0.465MPa[gage]（400m$^3$／hでの窒素注入時）到達により窒素注入を停止することから，窒素温度による格納容器圧力への影響はない。

(3) 格納容器内酸素濃度

密度が大きくなる窒素温度が低い条件の場合，時間当たり注入する窒素の質量が大きく，窒素注入開始から格納容器圧力0.31MPa[gage]又は0.465MPa[gage]到達までの時間が短くなる。また，代替循環冷却系の起動後は格納容器圧力が低下傾向になるため，窒素注入開始から格納容器圧力0.31MPa[gage]又は0.465MPa[gage]到達までに要する時間が短い場合,注入する窒素の総質量が小さくなる。したがって，窒素温度の低い方が，窒素注入停止時点での格納容器内酸素濃度（ドライ条件及びウェット条件）は高くなる。

以上より,窒素温度の低い方が格納容器内酸素濃度4.3vol%(ドライ条件)到達までの時間が早くなり，事故発生後の格納容器ベントまでの時間が短くなる。

なお，注入する窒素温度は格納容器雰囲気温度よりも低いため，窒素温度の低い方が，格納容器内の蒸気をより凝縮することとなり，格納容器内酸素濃度（ウェット条件）は高くなる。

したがって，格納容器雰囲気温度と格納容器内酸素濃度に対しては，その挙動が厳しくなる窒素温度の条件が異なる。

2.　有効性評価における窒素温度について

水戸地方気象台での観測記録によれば最高気温は38.4℃であり，空気が可搬型窒素供給装置内の空気圧縮機を通過することにより温度が最大15℃上昇する可能性があることから，格納容器内に注入される窒素の最高温度としては55℃と想定する。

38.4＋15＝53.4≒55℃

一方で,水戸地方気象台での観測記録によれば最低気温は-12.7℃であるが,可搬型窒素供給装置内の空気圧縮機の通過及び建屋内温度による窒素注入配管内での暖気の影響を考慮し，格納容器内に注入される窒素の最低温度としては0℃と想定する。

以上を踏まえ，有効性評価における窒素温度は以下のとおりとしている。

(1) 有効性評価

上記の格納容器内に注入される窒素の最高温度(55℃)及び最低温度(0℃)の平均的な温度条件として30℃※1とする。

(55＋0)／2＝27.5≒30℃

※１　入力条件として，比熱と密度を設定する。比熱は，注入する窒素のエネルギを算出し，格納容器内のエネルギ増分を解析するために必要であり，高めの温度として30℃条件とする。密度は，注入する窒素の質量を算出し，格納容器圧力の増分を解析するために必要であり，格納容器酸素濃度（ドライ条件及びウェット条件）を高めに評価する観点から低めの温度として，最低温度である0℃条件とする。

(2) 窒素温度の感度解析条件

格納容器雰囲気温度に対しては，格納容器雰囲気温度を厳しく評価する観点で最大の窒素温度が厳しくなる。

格納容器内酸素濃度に対しては，窒素温度を低くすることで格納容器ベントまでの時間が短くなり放射性物質の放出量が多くなることが考えられるが，窒素注入開始時間は事故後約19時間よりも遅く，Ｃｓ－137放出量評価及び中央制御室の居住性評価の対象である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）」における代替循環冷却系を使用できない場合（事故後約19時間で格納容器ベントを実施）よりも格納容器ベントまでの時間は長くなる。Ｃｓ－137放出量評価及び中央制御室の居住性評価においては，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）」における代替循環冷却系を使用できない場合において判断基準を満足することを確認しており，窒素温度を低くした場合のＣｓ－137放出量評価及び中央制御室の居住性評価への影響はない。

以上から，窒素温度による格納容器雰囲気温度の影響を確認する観点から，感度解析条件として55℃※2とする。

38.4＋15＝53.4≒55℃

※２　比熱は 55℃の条件としており，格納容器雰囲気温度に影響しない密度についても 55℃の条件とする。

## 3.　窒素温度による事象進展の違いについて

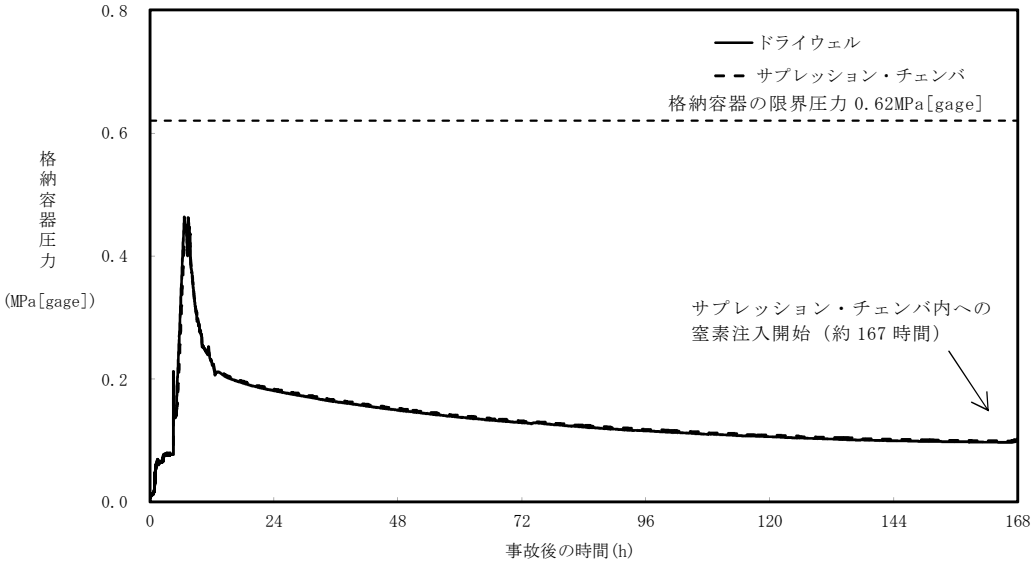
格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」におけるベースケースと原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の感度解析ケースについて，窒素温度を30℃及び55℃とした場合の格納容器圧力，格納容器雰囲気温度及び格納容器内の気相濃度の推移を第1図から第16図に示す。

ベースケース（第1図から第8図）では，両条件ともにほぼ同様の挙動である。

原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の感度解析ケース（第9図から第16図）では，窒素注入を開始する約133時間後までは両条件ともに同じ挙動であるが，窒素温度を30℃とした場合は窒素注入停止が約163時間後であり，55℃とした場合に比べて窒素注入の停止タイミングが早い。ただし，その他の挙動はほぼ同様であり，窒素温度による事象進展への影響は軽微である。

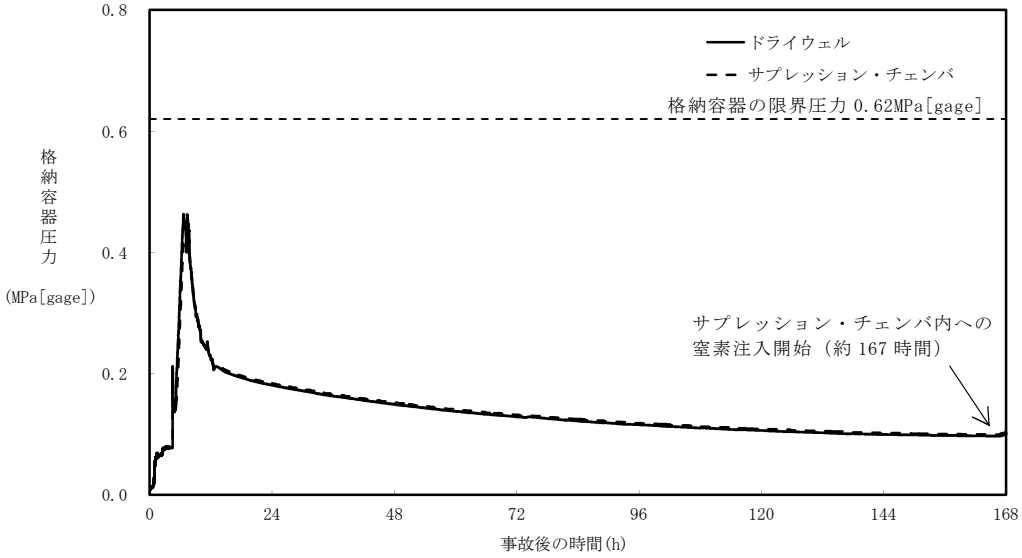
## 4.　まとめ

有効性評価においては，格納容器内に注入される窒素の平均的な温度条件として30℃条件としている。また，格納容器内に注入される窒素温度の感度を示すため，窒素温度を55℃とした場合の感度解析を実施した結果，事象進展への影響は軽微であることを確認した。



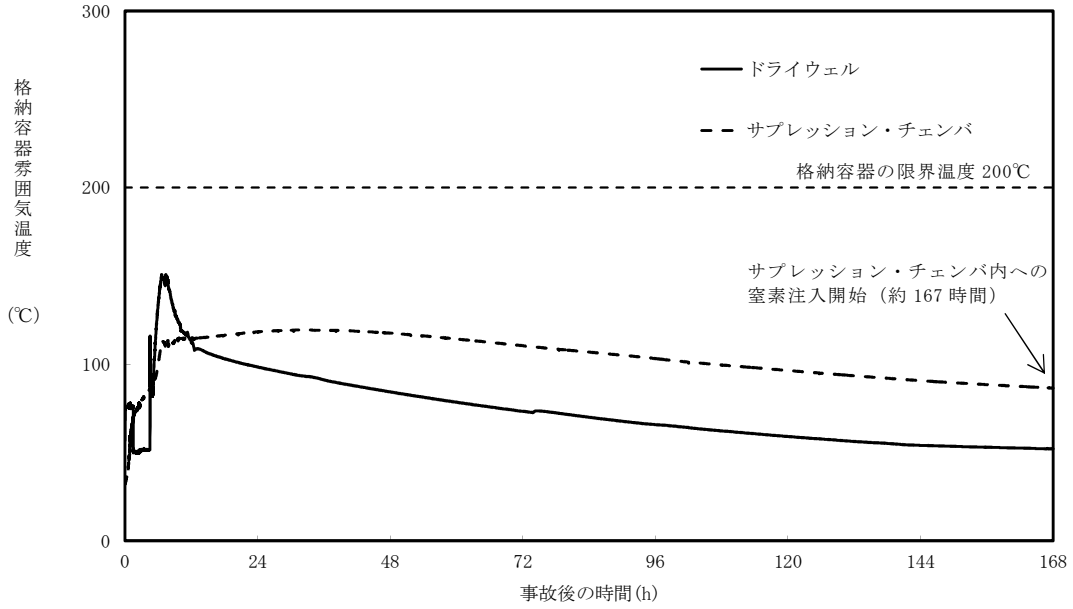

第１図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

格納容器圧力の推移（窒素注入温度：55℃）



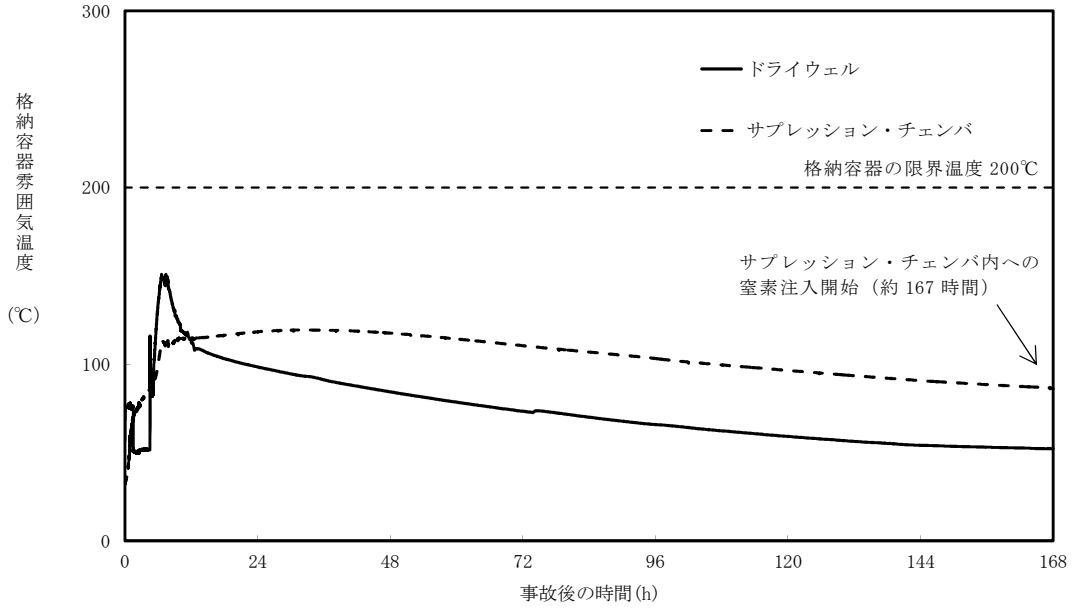

第２図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

格納容器圧力の推移（窒素注入温度：30℃）



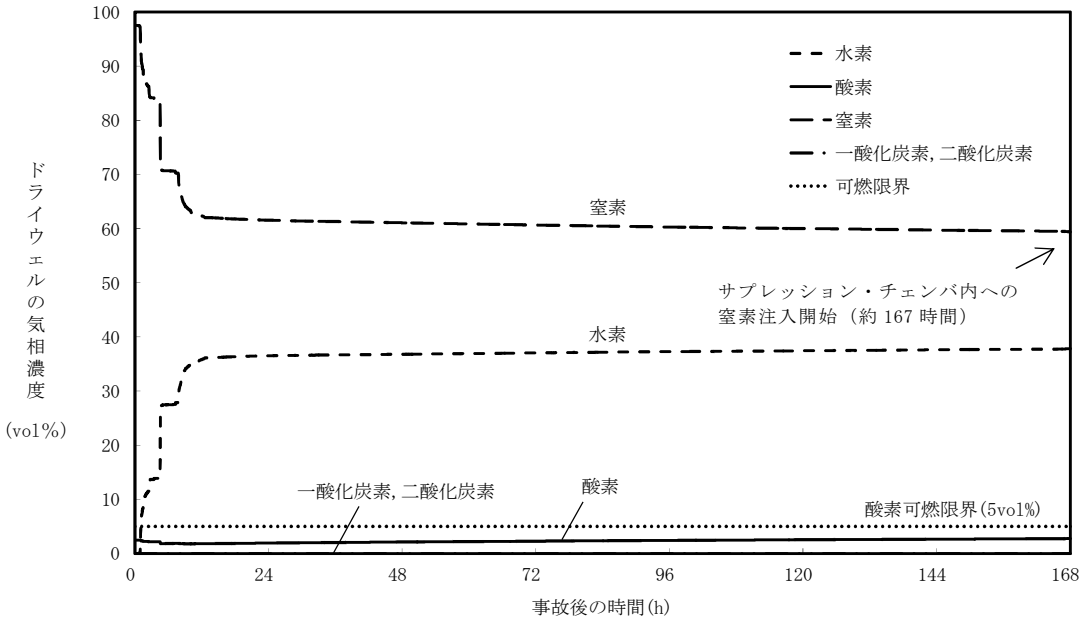

第 3 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

格納容器雰囲気温度の推移（窒素注入温度：55℃）




第 4 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

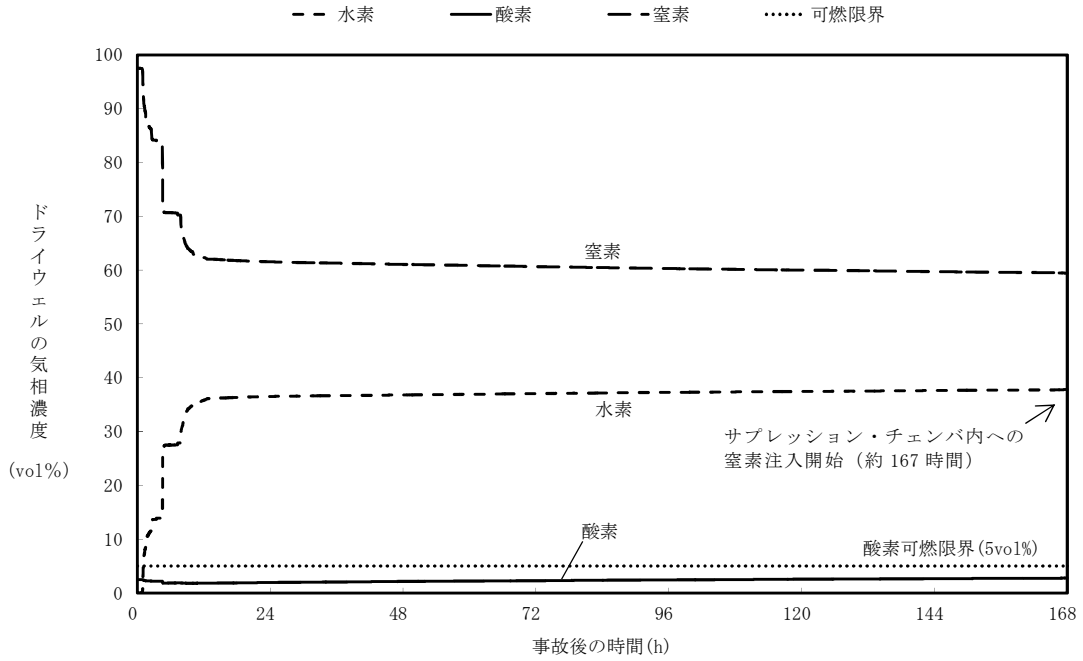
格納容器雰囲気温度の推移（窒素注入温度：30℃）




第５図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

ドライウェルの気相濃度推移（ドライ条件）

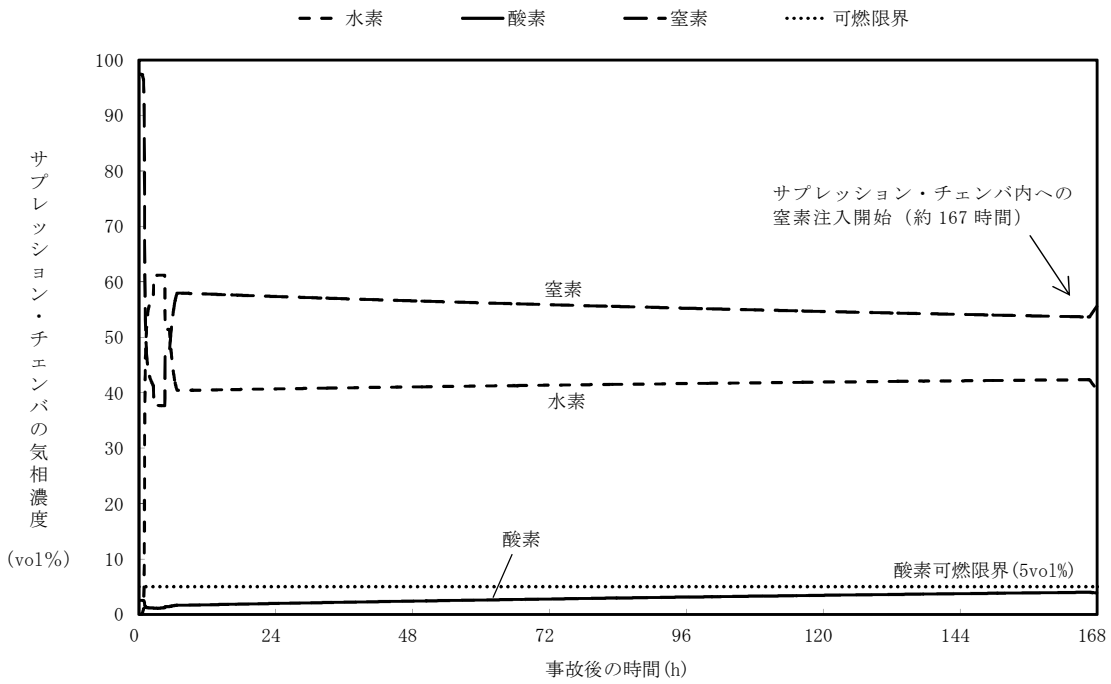
（窒素注入温度：55℃）




第６図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

ドライウェルの気相濃度推移（ドライ条件）

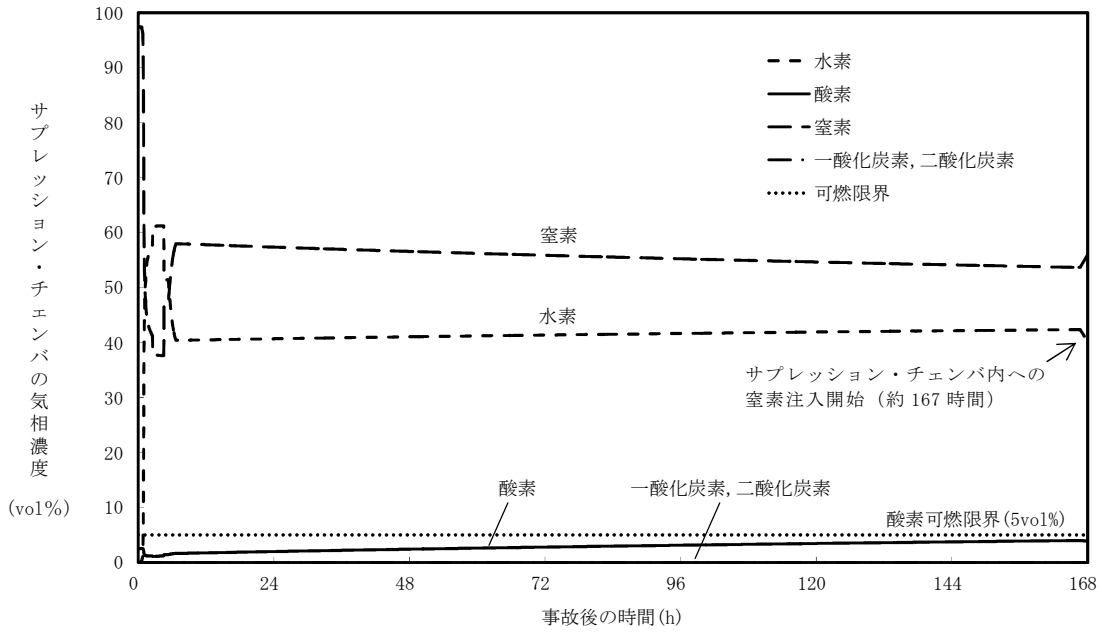
（窒素注入温度：30℃）




第７図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

サプレッション・チェンバの気相濃度推移

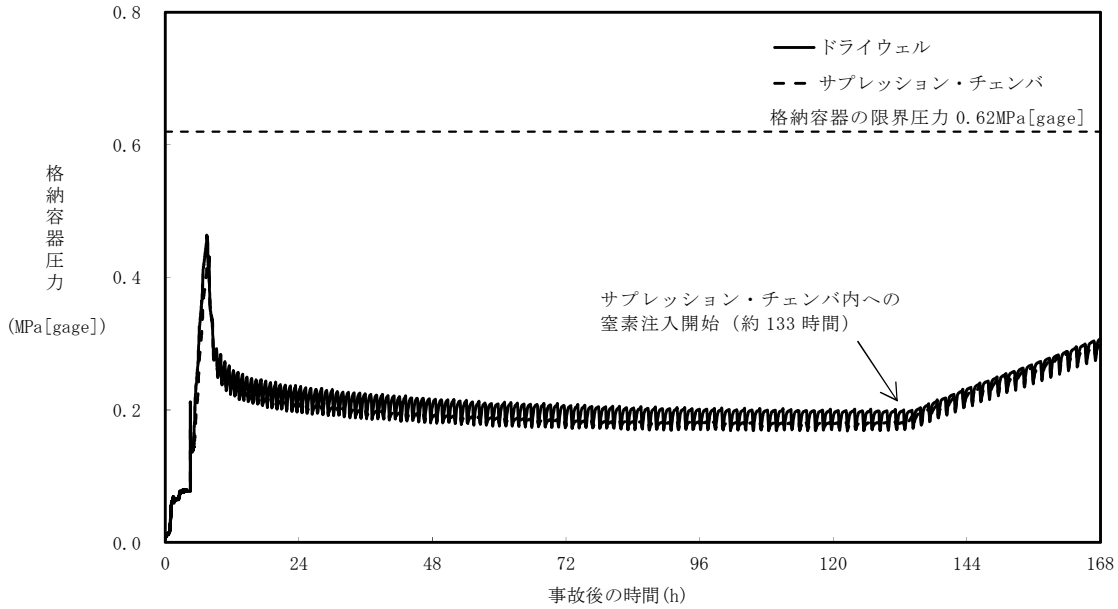
（窒素注入温度：55℃）




第８図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱における

サプレッション・チェンバの気相濃度推移

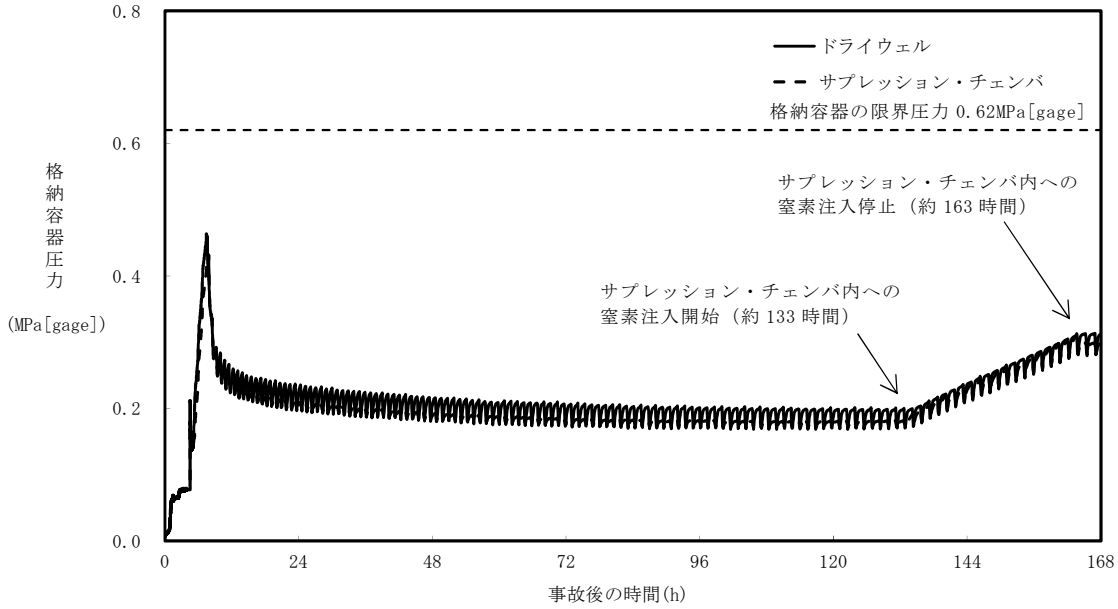
（窒素注入温度：30℃）




第 9 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において

原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の

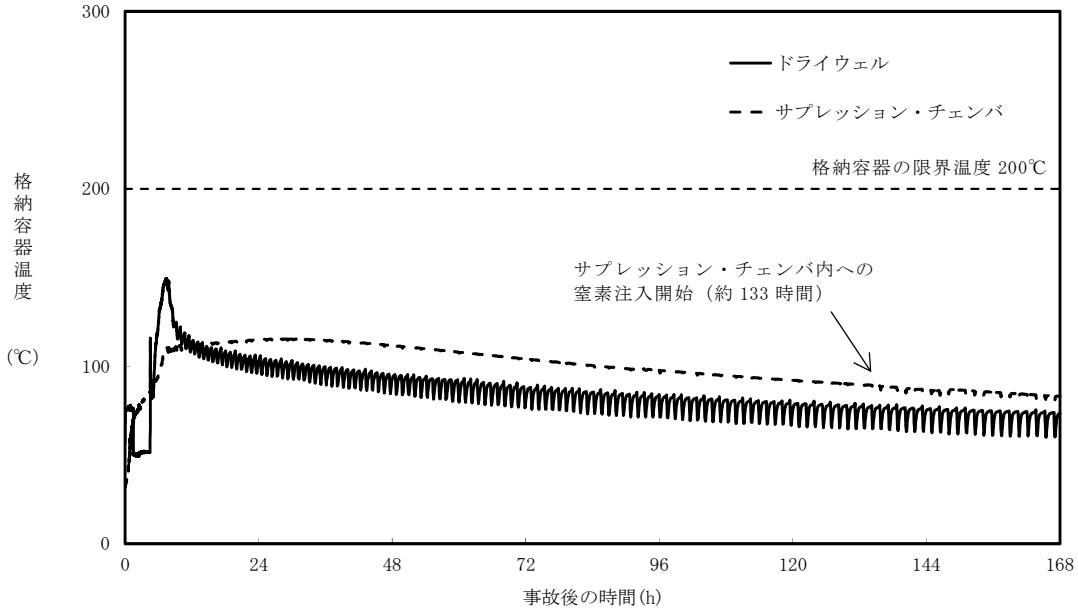
格納容器圧力の推移（窒素注入温度：55℃）




第 10 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において

原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の

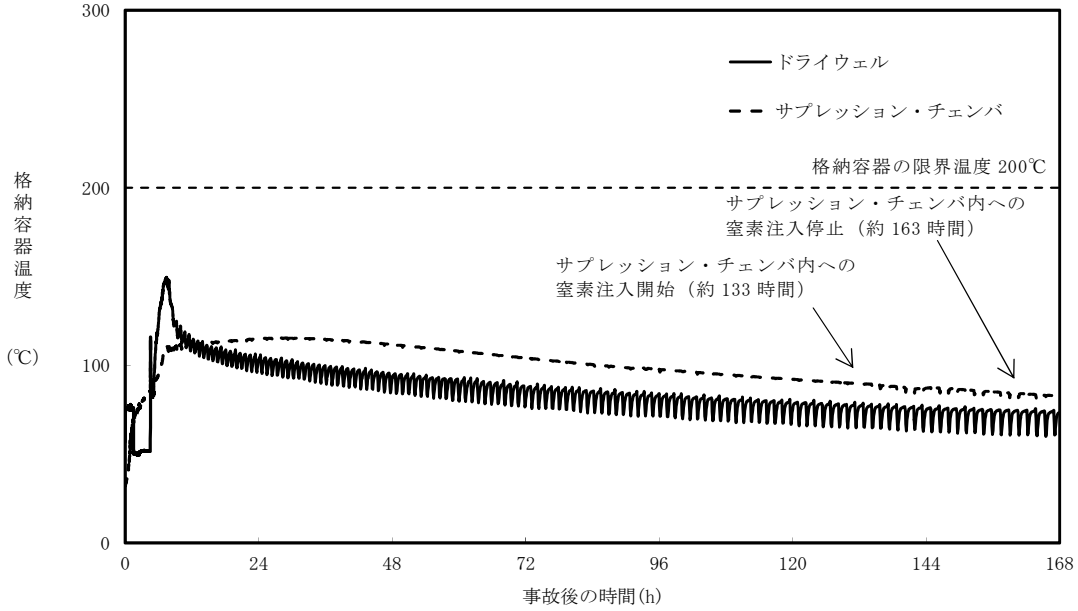
格納容器圧力の推移（窒素注入温度：30℃）




第 11 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において

原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の

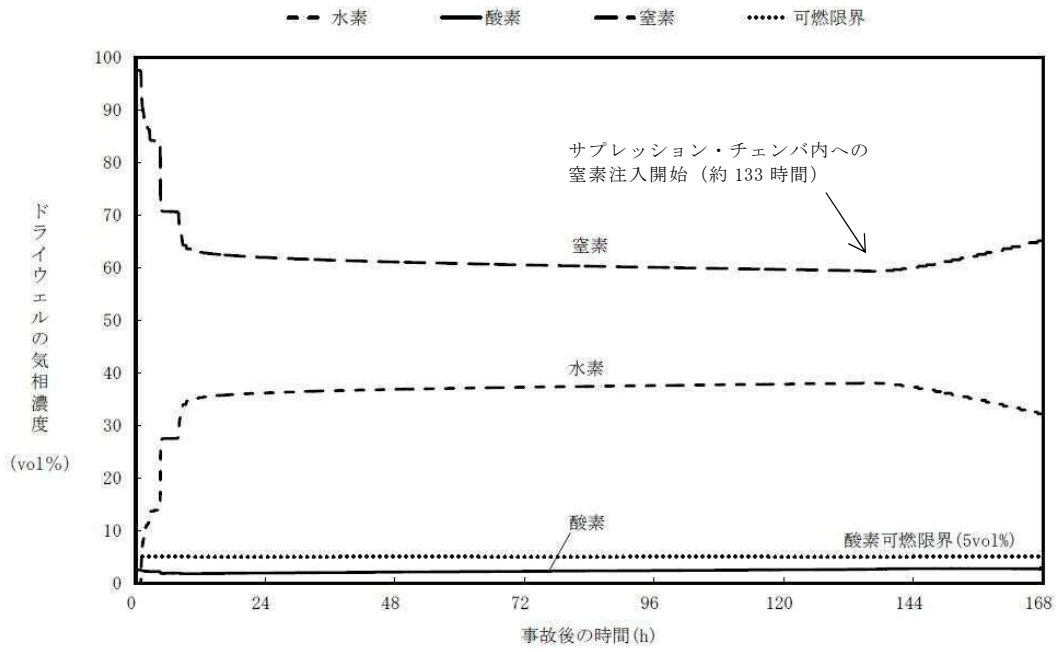
格納容器雰囲気温度の推移（窒素注入温度：55℃）




第 12 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において

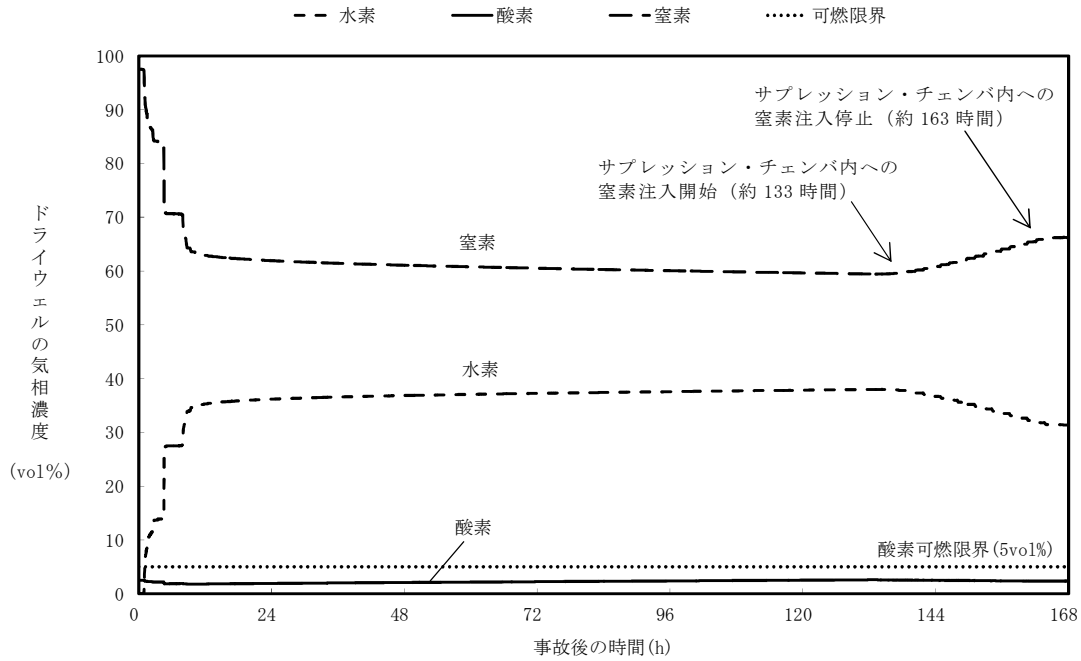
原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合の

格納容器雰囲気温度の推移（窒素注入温度：30℃）



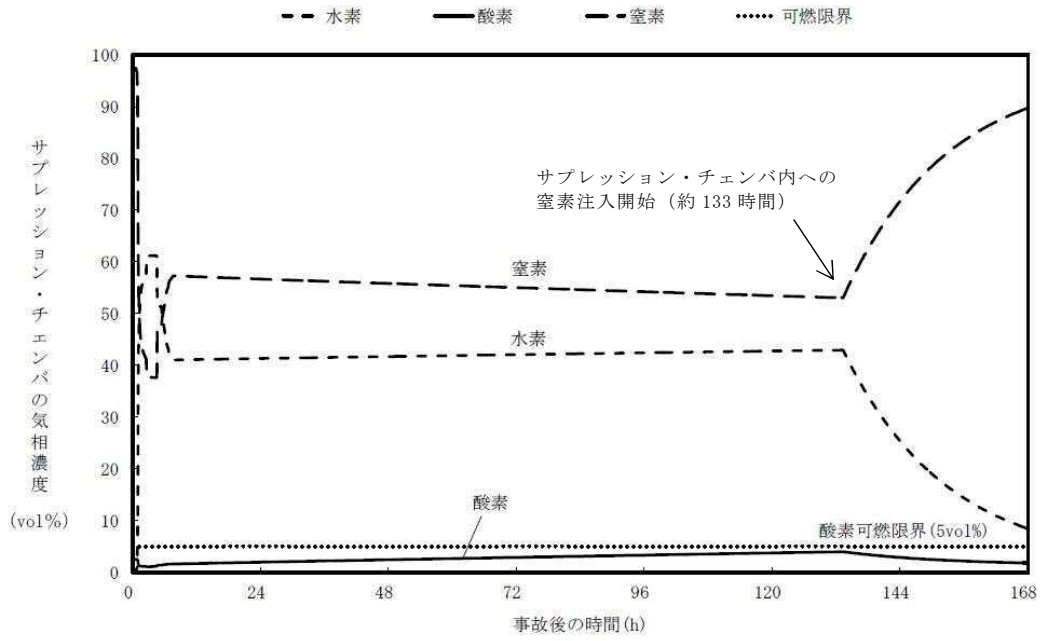

第 13 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合のドライウェルの気相濃度推移

（ドライ条件）（窒素注入温度：55℃）

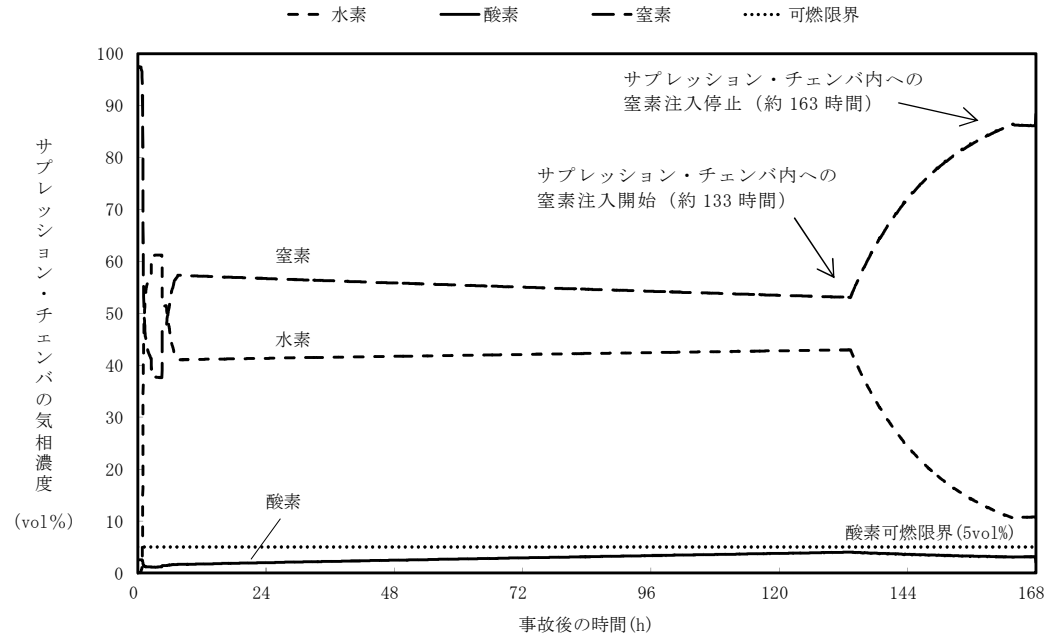



第 14 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合のドライウェルの気相濃度推移

（ドライ条件）（窒素注入温度：30℃）




第 15 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合のサプレッション・チェンバの気相濃度推移（ドライ条件）（窒素注入温度：55℃）




第 16 図　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱において原子炉圧力容器破損後に原子炉注水しない場合のサプレッション・チェンバの気相濃度推移（ドライ条件）（窒素注入温度：30℃）

## 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，ＴＱＵＶ，ＴＱＵＸ，ＬＯＣＡ，長期ＴＢ，ＴＢＵ，ＴＢＰ及びＴＢＤ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水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。ペデスタル（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，溶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「圧力スパイク」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，圧力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，溶融炉心からペデスタル（ドライウェル部）の水への伝熱による，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，溶融炉心の落下後は，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，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，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雰囲気温度を低下させる。

さらに，格納容器内における水素燃焼を防止するため，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに，格納容器内へ窒素を注入することによって，格納容器の破損を防止する。

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。一方，本格納容器破損モードに対しては，原子炉圧力容器破損後の格納容器破損防止のための重大事故等対策の有効性についても評価するため，原子炉圧力容器破損後は重大事故等対策に係る手順に基づきプラント状態を評価す

ることとする。したがって本評価では，原子炉圧力容器破損後も原子炉圧力容器内に残存する放射性物質の冷却のために原子炉に注水する対策及び手順を整備することから，これを考慮した有効性評価を実施することとする。

(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溶融燃料－冷却材相互作用」で想定される事故シーケンスでは，ペデスタル（ドライウェル部）への溶融炉心落下を想定する。この状況では，ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時から約1mの水位が形成されており，ペデスタル（ドライウェル部）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，溶融炉心落下前に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）水位の確保を行うことから，溶融炉心落下時にはペデスタル（ドライウェル部）に水が張られた状態を想定する。なお，この水位は，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に伴う圧力スパイク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1mとしている。

また，その後の格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制する観点から，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，緊急用海水系による冷却水（海水）の確保手段及び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し，長期的な格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する観点から，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備する。

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ｑ．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ｉ．及びｋ．である。なお，ｉ．の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）水位の確保は，ペデスタル（ドライウェル部）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実施するものであるが，ペデスタル（ドライウェル部）に溶融炉心が落下した際の「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」への影響も考慮してペデスタル（ドライウェル部）の水位を定めていることから，本格納容器破損モードの対策として整理した。

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（2／5）及び第3.2－1図（3／5）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（ペデスタル））」である。ここで，逃がし安全弁再閉失敗を含まない事故シーケンスとした理由は，プラント損傷状態がＴＱＵＶであるため，事故対応に及ぼす逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え，発生頻度の観点で大きい事故シーケンスを選定したためである。

また，「1.2.2.1(3) c．原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」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。このときの圧力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。

さらに，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

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・ボイド率変化及び気液分離（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，構造材との熱伝達及び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ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）並びに原子炉圧力容器外ＦＣＩ（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ＭＡＡＰ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格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度の推移を第3.3－1図及び第3.3－2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

圧力スパイク（約1分間の溶融炉心落下）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0.22MPa［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。

圧力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118℃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，原子炉圧力容器が破損する場合における「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)，(6)，(7)の評価項目の評価結果並びにペデスタル（ドライウェル部）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「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」にて確認している。

### 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溶融燃料－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，溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）の水中に落下して大きいエネルギ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，事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として，緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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現象の不確かさとしては，溶融炉心落下速度，細粒化量及びプール水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。

本評価事故シーケンスの評価では，溶融炉心落下速度，細粒化量の不確かさに対して，エントレインメント係数を変化させた場合の影響評価を実施する。なお，プール水とデブリ粒子の伝熱の不確かさに対してデブリ粒子径を変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。

エントレインメント係数を変化させた場合の影響評価の結果，運転員等操作時間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小さいことを確認している。

なお，これまでのＦＣＩ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溶融物温度の条件の下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，実機で想定される程度の溶融物の温度において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は確認されていないことから，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溶融燃料－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，炉心溶融開始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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であるものの，

その差異は小さい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雰囲気温度の傾向を適切に再現できており，また，格納容器圧力及び雰囲気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。

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，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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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。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。

（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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であるものの，その差異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。

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雰囲気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，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。

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僅かであることから，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，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。ＢＷＲ５，Ｍａｒｋ－Ⅱ型格納容器プラントである東海第二発電所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

影響を確認するため，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3.3－3図及び第3.3－4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。

（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に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約31GWd／t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小さくなるため，発生する蒸気量は少なくなり，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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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雰囲気温度は，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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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3.3.6，3.3.8）

(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に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約31GWd／t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小さくなるため，溶融炉心の持つエネルギ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）への注水温度が低くなるが，ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時から約1mの水位が形成されていることから外部水源の温度がペデスタル（ドライウェル部）のプール水に与える影響はなく，評価項目となるパラメータに対する影響はない。

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，格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は，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力スパイクを評価するに当たり，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3.3－5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，圧力スパイクの最大値は約0.20MPa［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 3.3.6，3.3.8）

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

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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，代替循環冷却系の運転開始時間も早まるが，その他の操作と並列して実施する場合でも，順次実施し所定の時間までに操作を完了できることから影響はない。

（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

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作は，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，格納容器圧力及び雰囲気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。

（添付資料3.3.6）

(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。なお，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）水位の確保操作については解析上考慮しない操作であるが，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の影響を小さく抑える観点を踏まえ操作時間余裕を確認する。

操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び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。

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）水位の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による格納容器除熱操作実施後に行う。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，操作時間は約24分間であることから，操作完了後の排水時間5分を考慮しても，操作遅れに対して約2.5時間程度の時間余裕がある。

（添付資料3.3.6）

(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。

なお，「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において，原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を考慮しない場合の影響について感度解析を実施しており，評価項目となるパラメータに対する影響は小さいことを確認している。

（添付資料3.2.10）

### 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 必要な要員及び資源の評価」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水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，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）注水により原子炉圧力容器破損前にペデスタル（ドライウェ

ル部）の水位 1m を確保する手段を整備している。

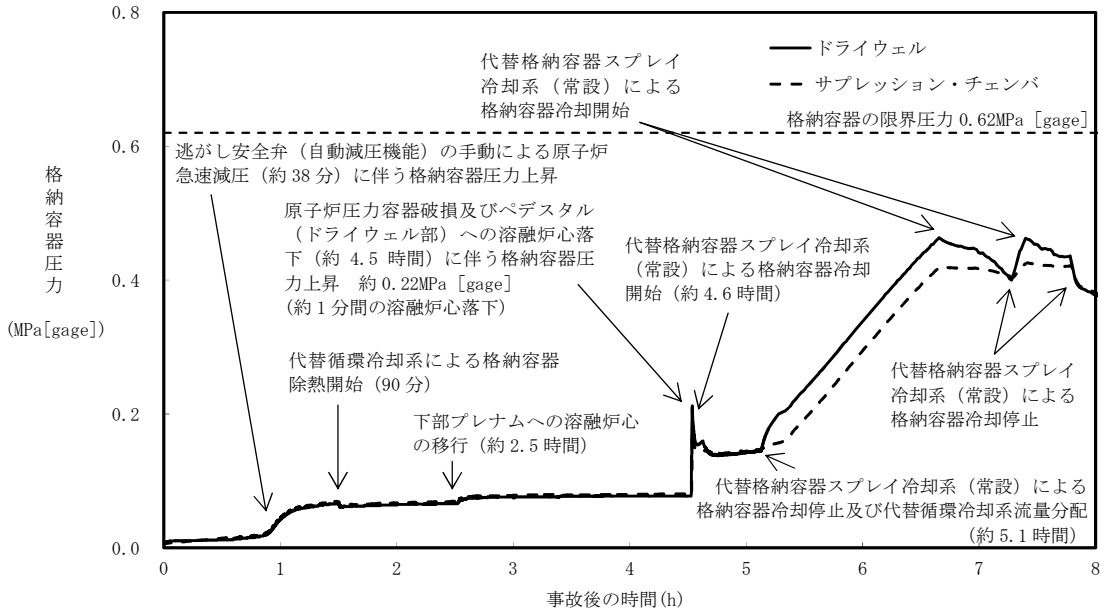
格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンス「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋ＦＣＩ（ペデスタル））」について，有効性評価を行った。

上記の場合には，水蒸気発生によって圧力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0.62MPa［gage］を下回るため，格納容器バウンダリの機能は維持できる。また，安定状態を維持できる。

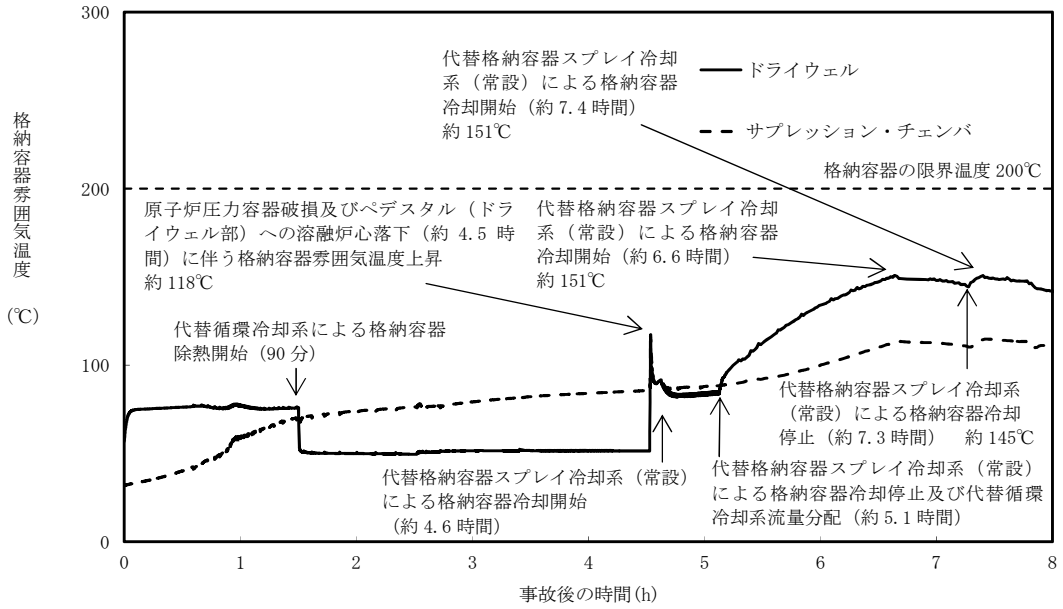
解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果，運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また，対策の有効性が確認できる範囲内において，操作時間余裕について確認した結果，操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は，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。

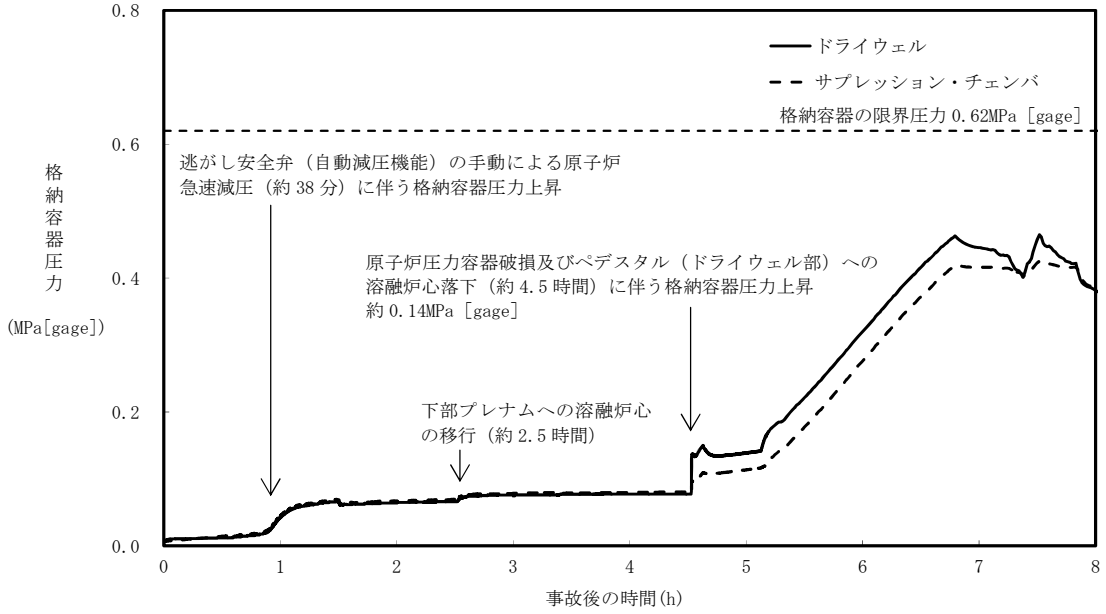
以上のことから，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保等の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対して有効である。



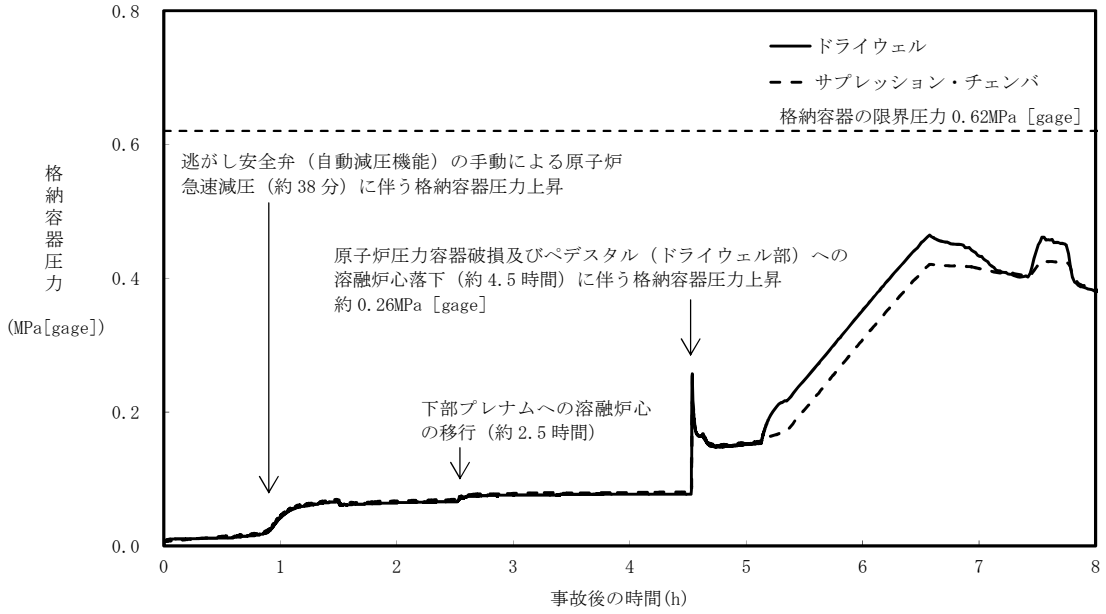

第 3.3－1 図　格納容器圧力の推移



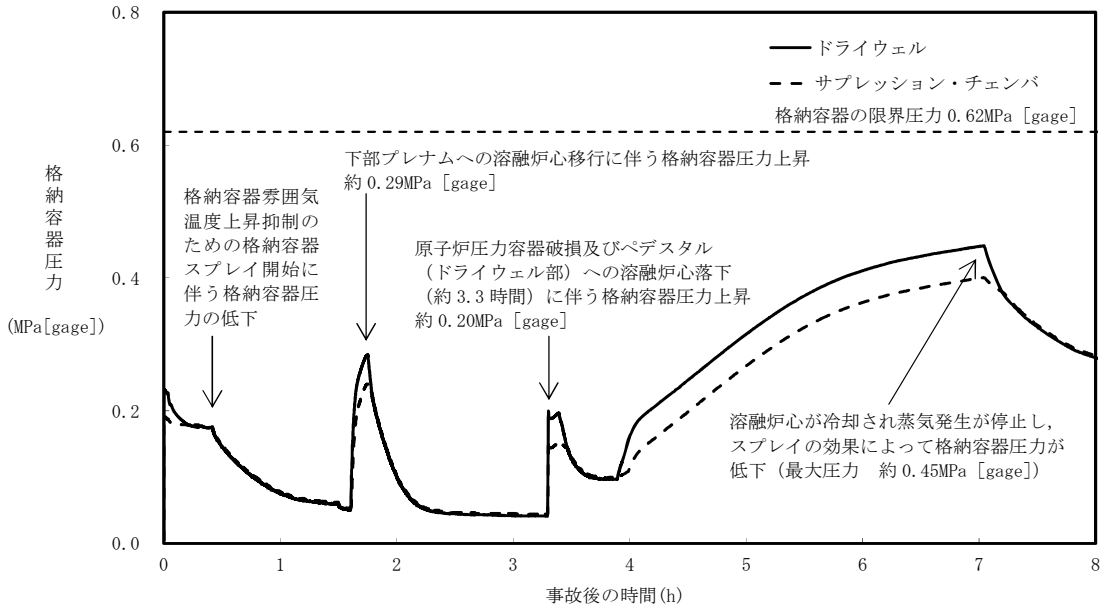

第 3.3－2 図　格納容器雰囲気温度の推移




第 3.3－3 図　エントレインメント係数を最小値とした場合の
格納容器圧力の推移




第3.3－4図　エントレインメント係数を最大値とした場合の
格納容器圧力の推移




第3.3－5図　起因事象をＬＯＣＡとした場合の格納容器圧力の推移

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

## 1.　炉外ＦＣＩの概要

炉外ＦＣＩ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（圧力スパイク）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。ＦＣＩ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ＦＣＩの実験研究として，（旧）日本原子力研究所で実施されたＡＬＰＨＡ試験，ＪＲＣイスプラ研究所で実施されたＫＲＯＴＯＳ試験，ＦＡＲＯ試験，（旧）原子力発電技術機構で実施されたＣＯＴＥＬＳ試験，韓国原子力研究所（ＫＡＥＲＩ）で実施されたＴＲＯＩ試験及びＳＥＲＥＮＡ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　ＡＬＰＨＡ試験

ＡＬＰＨＡ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 50m$^3$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$UO_2$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，$UO_2$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あ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ークアップし，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　ＦＡＲＯ試験

ＦＡＲＯ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。ＦＡＲＯ試験装置の概要を第５図に示す。ＦＡＲＯ試験結果のまとめを第３表に示す。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。ＦＡＲＯ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。ＦＡＲＯ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・飽和水の酸化物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Ｚｒ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Ｚｒを含めた試験ケース（L-11）では，金属Ｚｒの酸化により，金属Ｚｒ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　ＣＯＴＥＬＳ試験

ＣＯＴＥＬＳ[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。ＣＯＴＥＬＳ試験装置の概要を第７図に示す。ＣＯＴＥＬＳ試験結果のまとめを第４表に示す。ＣＯＴＥＬＳ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)。ＣＯＴＥＬＳ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　ＴＲＯＩ試験

ＴＲＯＩ試験[7]は，韓国原子力研究所（ＫＡＥＲＩ）で実施されている試験であり，2007 年から 2012 年までは，ＫＲＯＴＯＳ試験とともにＯＥＣＤ／ＮＥＡのＳＥＲＥＮＡプロジェクトとして実施された試験である。ＴＲＯＩ試験装置の概要を第 10 図に示す。ＴＲＯＩ試験条件と試験結果のまとめを第 5 表に示す。

$ZrO_2$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，$UO_2$－$ZrO_2$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を変えるため，混合物の割合，水深，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。ＴＲＯＩ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　ＳＥＲＥＮＡ試験

ＳＥＲＥＮＡ試験は，ＯＥＣＤ／ＮＥＡ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ＫＲＯＴＯＳ及びＴＲＯＩ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。ＳＥＲＥＮＡ試験で得られた知見は以下のとおりである。

(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が大きい。これは，フェーズ１の結果と逆の傾向であり，更に考察が必要。

・（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変換効率は，従来観測されていたエネルギ変換効率と同様に，比較的小さい。これは，$UO_2$の

密度が高いために溶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を低減したことによると推測されている。

## 3.　ＦＣＩ実験の知見の整理

前項で示したＦＣＩ実験の知見を整理し，原子炉圧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溶融物を用いたＡＬＰＨＡ試験及びアルミナを用いたＫＲＯＴＯＳ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溶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,溶融物温度が3,800K程度の高い温度での試験条件である。また,TROI-13,14の溶融物温度は，それぞれ2,600K，3,000Kであるが，TROI-13では，温度計測に問題があり実際には3,500K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（4,000K，3,200K）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試験の溶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溶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，模擬溶融物にコリウム

（$UO_2$－$ZrO_2$）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。溶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，溶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，溶融物粒子が底部に到着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溶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，溶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。溶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，溶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，溶融物温度が約2,650K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溶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)。したがって，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の原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬した試験であり，溶融物に圧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，溶融物量も 50kg 程度であり，ＫＲＯＴＯＳ試験よりも実機条件に近い。

以上より，$UO_2$混合物の溶融物量が少ないＫＲＯＴＯＳ試験では，水蒸気爆発が発生しているが，溶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，高圧ガスを封

入した装置（ＫＲＯＴＯＳ試験では最高 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，溶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のペデスタル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，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]M. Kato, et al, Fuel Coolant Interaction Tests using $UO_2$ Corium under Ex-vessel Conditions, JAERI-Conf 99-005, 1999.

[11]J.H.Song,Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO2/ZrO2 mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003

[12]J.H.Kim, Results of the Triggered Steam Explosion from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007

[13]NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015

[14]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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ALPHA | STX002 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 289 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX003 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 292 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX005 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 300 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX009 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 289 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX016 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 295 | 0.9 | No | Yes | 0.86 |
| | STX017 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 286 | 0.9 | No | Yes | 0.66 |
| | STX018 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 283 | 0.9 | No | Yes | 3.33 |
| | STX001 | $Fe-Al_2O_3$ | 10 | 0.10 | 293 | 1.0 | No | No | － |
| | STX010 | $Fe-Al_2O_3$ | 10 | 0.10 | 297 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX013 | $Fe-Al_2O_3$ | 10 | 0.10 | 284 | 1.0 | No | No | － |
| | STX014 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 372 | 1.0 | No | No | － |
| | STX008 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 1.60 | 288 | 1.0 | No | No | － |
| | STX012 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 1.60 | 290 | 1.0 | No | No | － |
| | STX015 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 1.00 | 282 | 1.0 | No | No | － |
| | STX006 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 298 | 1.0 | No | No | － |
| | STX011 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 290 | 1.0 | No | Yes | － |
| | STX019 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 281 | 0.9 | No | Yes | 5.67 |
| | STX020 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 281 | 1.0 | No | No | － |
| | STX021 | $Fe-Al_2O_3$ | 20 | 0.10 | 281 | 0.9 | No | Yes | 4.05 |

## 第２表　ＫＲＯＴＯＳ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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| KROTOS | K38 | Alumina | 1.5 | 2,665 | 0.1 | 79 | 1.11 | No | Yes | 1.45 |
| | K40 | Alumina | 1.5 | 3,073 | 0.1 | 83 | 1.11 | No | Yes | 0.9 |
| | K41 | Alumina | 1.4 | 3,073 | 0.1 | 5 | 1.11 | No | No | － |
| | K42 | Alumina | 1.5 | 2,465 | 0.1 | 80 | 1.11 | No | Yes | 1.9 |
| | K43 | Alumina | 1.5 | 2,625 | 0.21 | 100 | 1.11 | No | Yes | 1.3 |
| | K44 | Alumina | 1.5 | 2,673 | 0.1 | 10 | 1.11 | Yes | Yes | 2.6 |
| | K49 | Alumina | 1.5 | 2,688 | 0.37 | 120 | 1.11 | No | Yes | 2.2 |
| | K50 | Alumina | 1.7 | 2,473 | 0.1 | 13 | 1.11 | No | No | － |
| | K51 | Alumina | 1.7 | 2,748 | 0.1 | 5 | 1.11 | No | No | － |
| | K32 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.0 | 3,063 | 0.1 | 22 | 1.08 | No | No | － |
| | K33 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.2 | 3,063 | 0.1 | 75 | 1.08 | No | No | － |
| | K35 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.1 | 3,023 | 0.1 | 10 | 1.08 | Yes | No | － |
| | K36 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.0 | 3,025 | 0.1 | 79 | 1.08 | Yes | No | － |
| | K37 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.2 | 3,018 | 0.1 | 77 | 1.11 | Yes | No | － |
| | K45 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.1 | 3,106 | 0.1 | 4 | 1.14 | Yes | No | － |
| | K46 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 5.4 | 3,086 | 0.1 | 83 | 1.11 | Yes | Yes | － |
| | K47 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 5.4 | 3,023 | 0.1 | 82 | 1.11 | Yes | No | － |
| | K52 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 2.6 | 3,133 | 0.2 | 102 | 1.11 | Yes | Yes | 0.02 |
| | K53 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 3.6 | 3,129 | 0.36 | 122 | 1.11 | Yes | Yes | 0.05 |

## 第３表　ＦＡＲＯ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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| FARO | L-06 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 18 | 2,923 | 5 | 0 | 0.87 | No | No | － |
| | L-08 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 44 | 3,023 | 5.8 | 12 | 1.00 | No | No | － |
| | L-11 | 77wt%$UO_2$-19wt%$ZrO_2$-4wt%Zr | 151 | 2,823 | 5 | 2 | 2.00 | No | No | － |
| | L-14 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 125 | 3,123 | 5 | 0 | 2.05 | No | No | － |
| | L-19 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 157 | 3,073 | 5 | 1 | 1.10 | No | No | － |
| | L-20 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 96 | 3,173 | 2 | 0 | 1.97 | No | No | － |
| | L-24 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 177 | 3,023 | 0.5 | 0 | 2.02 | No | No | － |
| | L-27 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 117 | 3,023 | 0.5 | 1 | 1.47 | No | No | － |
| | L-28 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 175 | 3,052 | 0.5 | 1 | 1.44 | No | No | － |
| | L-29 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 39 | 3,070 | 0.2 | 97 | 1.48 | No | No | － |
| | L-31 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 92 | 2,990 | 0.2 | 104 | 1.45 | No | No | － |
| | L-33 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 100 | 3,070 | 0.4 | 124 | 1.60 | Yes | No | － |

## 第４表　ＣＯＴＥＬＳ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 | － |

(注)溶融物温度は 3000～3100K と見積もられている[9][10]

## 第５表　ＴＲＯＩ試験の主要な試験条件及び試験結果（1/2）[7][8][11][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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| TROI | 1 | 99wt%$ZrO_2$-1wt%Zr | 5 | >3,373 | 0.1 | 365 | 0.67 | － | Steam Spike | － |
| | 2 | 99wt%$ZrO_2$-1wt%Zr | 5.5 | >3,373 | 0.1 | 365 | 0.67 | － | No | － |
| | 3 | 99wt%$ZrO_2$-1wt%Zr | 4.88 | >3,373 | 0.1 | 323 | 0.67 | － | No | － |
| | 4 | 99wt%$ZrO_2$-1wt%Zr | 4.2 | >3,373 | 0.1 | 292 | 0.67 | － | Yes | － |
| | 5 | 98.5wt%$ZrO_2$-1.5wt%Zr | 2.9 | 3,373 | 0.1 | 337 | 0.67 | － | Yes | － |
| | 9 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 4.3 | 3,200 | 0.1 | 296 | 0.90 | － | No | － |
| | 10 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 8.7 | 3,800 | 0.117 | 298 | 0.67 | － | Yes | － |
| | 11 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 9.2 | >3,800 | 0.111 | 296 | 0.67 | － | No | － |
| | 12 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 8.4 | 3,800 | 0.11 | 293 | 0.67 | － | Yes | － |
| | 13 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 7.7 | 2,600(注 1) | 0.108 | 292 | 0.67 | － | Yes | 0.40 |
| | 14 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 6.5 | 3,000(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 | 3,000 | 0.110 | 298 | 1.30 | No | No | － |
| | 22 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 17.0 | 2,900 | 0.110 | 297 | 1.30 | No | No | － |
| | 23 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 17.0 | 3,600 | 0.110 | 293 | 1.30 | No | No | － |
| | 24 | $ZrO_2$ | 9.5 | 3,600 | 0.110 | 288 | 0.67 | No | Yes | － |
| | 25 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 15.0 | 3,500 | 0.110 | 287 | 0.67 | No | Steam Spike | － |
| | 26 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 17.0 | 3,300 | 0.106 | 283 | 0.67 | No | Steam Spike | － |

（注１）参考文献[11]によれば温度計測に問題があり，実際には 3,500K 以上と推測されている。
（注２）参考文献[11]によれば二つの温度計が異なる最高温度（4,000K，3,200K）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　ＴＲＯＩ試験の主要な試験条件及び試験結果（2/2）[7][8][11][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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| TROI | 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 | ～3,000 | | 341 | 0.67 | Yes | Yes | 0.63 |
| | 35 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 8 | ～3,000 | 0.110 | 334 | 1.30 | Yes | Yes | 0.21 |
| | 36 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 5.3 | ～3,000 | | 305 | 0.95 | Yes | Yes | 0.50 |
| | 37 | 78wt%$UO_2$-22wt%$ZrO_2$ | 8.1 | ～3,000 | 0.104 | 313 | 0.95 | Yes | Yes | 0.01 |
| | 38 | 78wt%$UO_2$-22wt%$ZrO_2$ | 5.3 | ～3,000 | 0.105 | 288 | 1.30 | － | No | － |
| | 39 | 78wt%$UO_2$-22wt%$ZrO_2$ | 3.4 | ～3,000 | 0.106 | 285 | 1.30 | － | No | － |
| | 40 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 11.1 | ～3,000 | 0.312 | 287 | 1.30 | － | No | － |
| | 49 | 62.3wt%$UO_2$-15wt%$ZrO_2$ -11.7wt%Zr-11wt%Fe | 15.96 | 2,730(3,360) | | | | － | － | － |
| | 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) | 2,695(3,420) | 0.115 | 294 | 1.30 | Yes | Yes | － |
| | 52 | 61wt%$UO_2$-16wt%$ZrO_2$ -12wt%Zr-11wt%Fe | 8.6 (14.1 load) | 2,650 | 0.116 | 285 | 1.30 | Yes | Steam Spike | － |

(注１)参考文献[11]によれば温度計測に問題があり，実際には 3,500K 以上と推測されている。
(注２)参考文献[11]によれば二つの温度計が異なる最高温度（4,000K，3,200K）を示しており，計測の不確かさが大きいとされている。

## 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[13]

| 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 | 機械的エネルギ変換効率(%) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| SERENA (TROI/KROTOS) | TS-1 | 73.4wt%$UO_2$-26.6wt%$ZrO_2$ | 15.4 | ～3,000 | 0.4 | 301 | 1.0 | Yes | Yes | 0.12 |
| | TS-2 | 68wt%$UO_2$-32wt%$ZrO_2$ | 12.5 | 3,063 | 0.2 | 334 | 1.0 | Yes | Yes | 0.28 |
| | TS-3 | 71wt%$UO_2$-29wt%$ZrO_2$ | 15.9 | 3,107 | 0.2 | 331 | 1.0 | Yes | Yes | 0.22 |
| | TS-4 | 81wt%$UO_2$-19wt%$ZrO_2$ | 14.3 | 3,011 | 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 | 2,940 | 0.2 | 337 | 1.0 | Yes | Steam Spike | 0.06 |
| | TS-6 | 73.3wt%$UO_2$-18.5wt%$ZrO_2$ -4.9wt%$Fe_2O_3$-3.3wt%FP | 9.3 | 2,910 | 0.2 | 338 | 1.0 | Yes | Yes | 0.66 |
| | KS-1 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 2.4 | 2,969 | 0.4 | 302 | 1.1 | Yes | Yes | 0.10 |
| | KS-2 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 3.9 | 3,049 | 0.2 | 333 | 1.1 | Yes | Yes | 0.08 |
| | KS-3 | 70wt%$UO_2$-30wt%$ZrO_2$ | 0.8 | 2,850 | － | 332 | 1.1 | Yes | －(注 1) | －(注 1) |
| | KS-4 | 80wt%$UO_2$-20wt%$ZrO_2$ | 2.3 | 2,958 | 0.2 | 332 | 1.1 | Yes | Yes | 0.18 |
| | KS-5 | 80.1wt%$UO_2$-11.4wt%$ZrO_2$ -8.5wt%Zr | 1.7 | 2,864 | 0.2 | 327 | 1.1 | Yes | Energetic event(注 2) | －(注 2) |
| | KS-6 | 73wt%$UO_2$-20.4wt%$ZrO_2$ -4.1wt%$Fe_2O_3$-2.5wt%FP | 1.7 | 2,853 | 0.2 | 340 | 1.1 | Yes | Yes | ～0 |

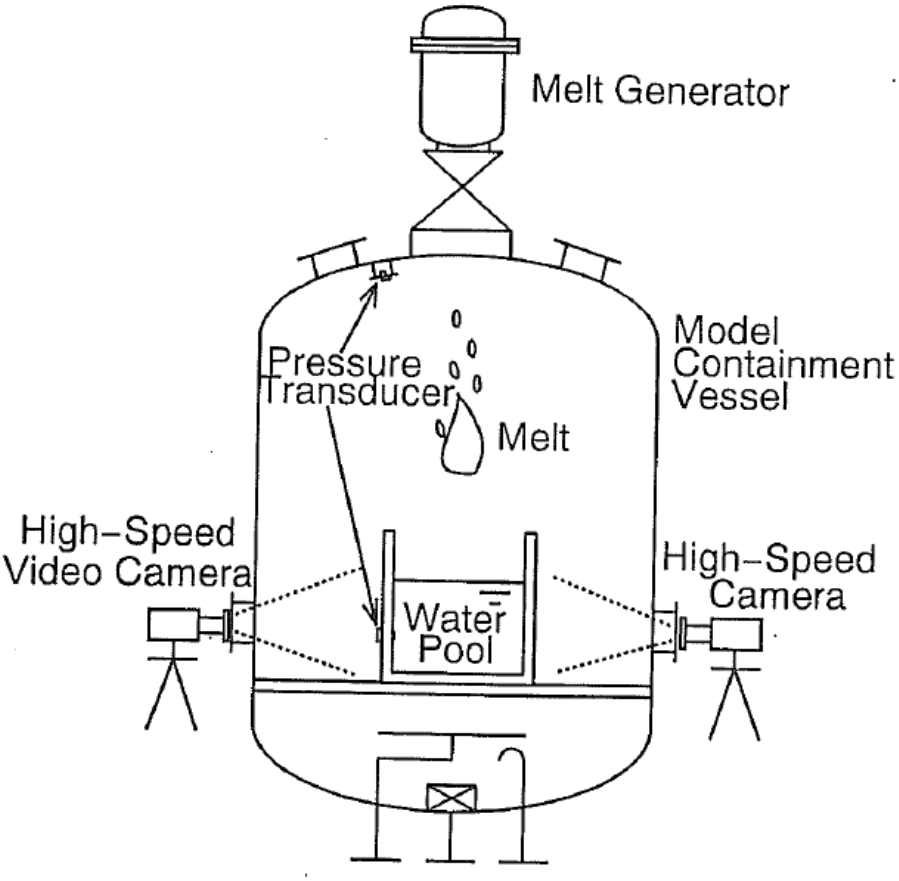
(注 1)実験失敗
(注 2)計測失敗

## 第７表　ＴＲＯＩ試験と実機条件の比較

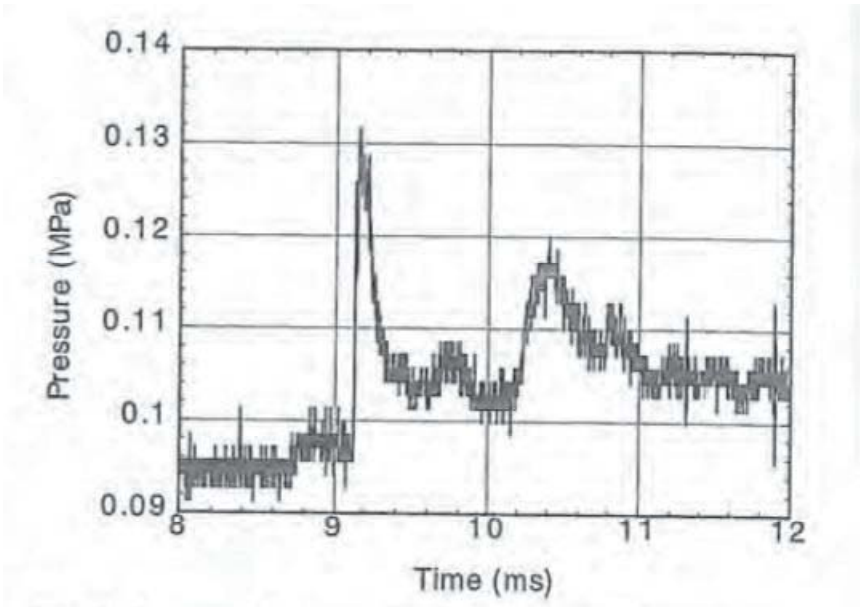
| 試験ケース | 溶融物温度（過熱度）(注 1) | 溶融ジェット径 | 水深 | 粒子化割合(注 2) | 水蒸気爆発 |
|---|---|---|---|---|---|
| TROI-10 | 3,800K (900K) | 6.5cm | 0.67m | 約 60% | Yes |
| TROI-12 | 3,800K (900K) | 6.5cm | 0.67m | 約 60% | Yes |
| TROI-23 | 3,600K (700K) | 7.4cm | 1.30m | 約 80% | No |
| TROI-25 | 3,500K (600K) | 8.0cm | 0.67m | 約 50% | Steam Spike |
| 実機条件 | 約 2,650K (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[14]より固相線温度を約 2,900K 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溶融物（酸化物層）の過熱度の概算値

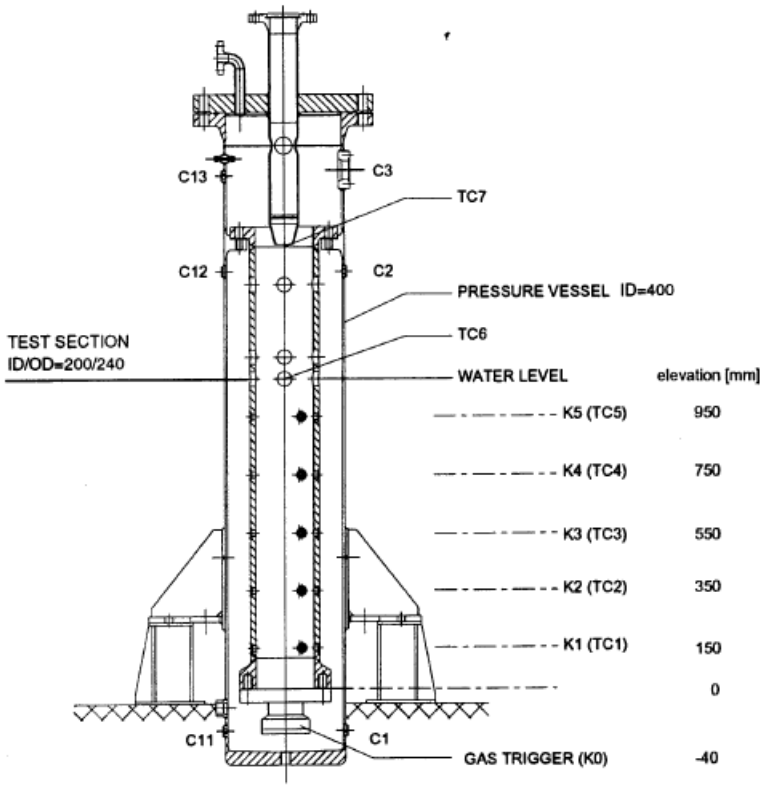
(注 2)Ｒｉｃｏｕ－Ｓｐａｌｄｉｎｇ相関式（第 11 図）による概算評価値



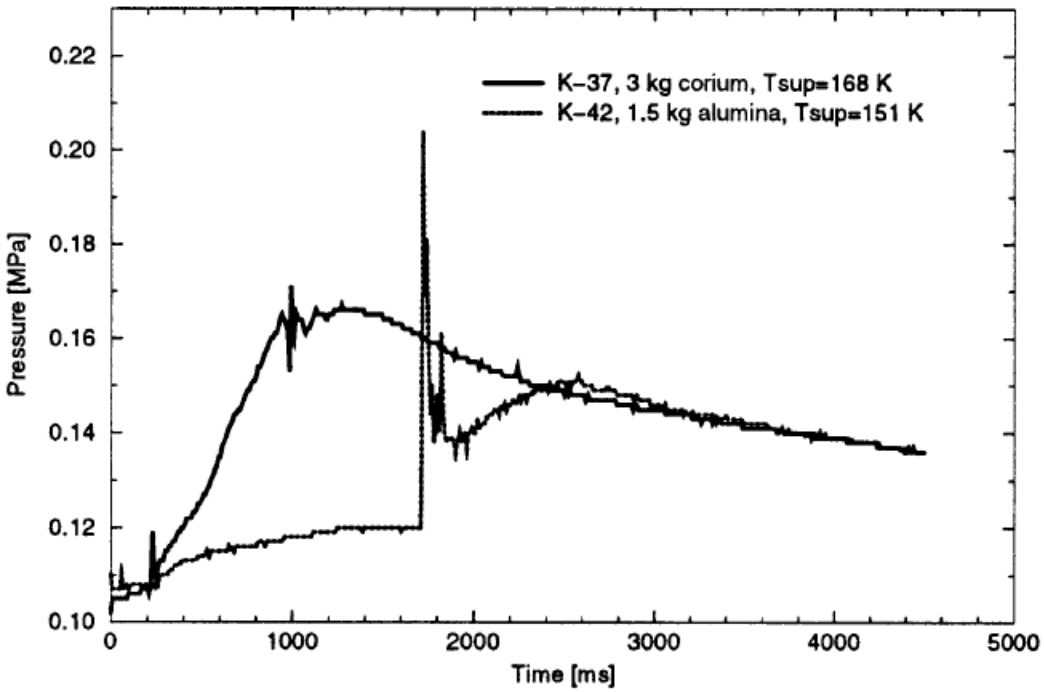

第１図　ＡＬＰＨＡ試験装置の概要



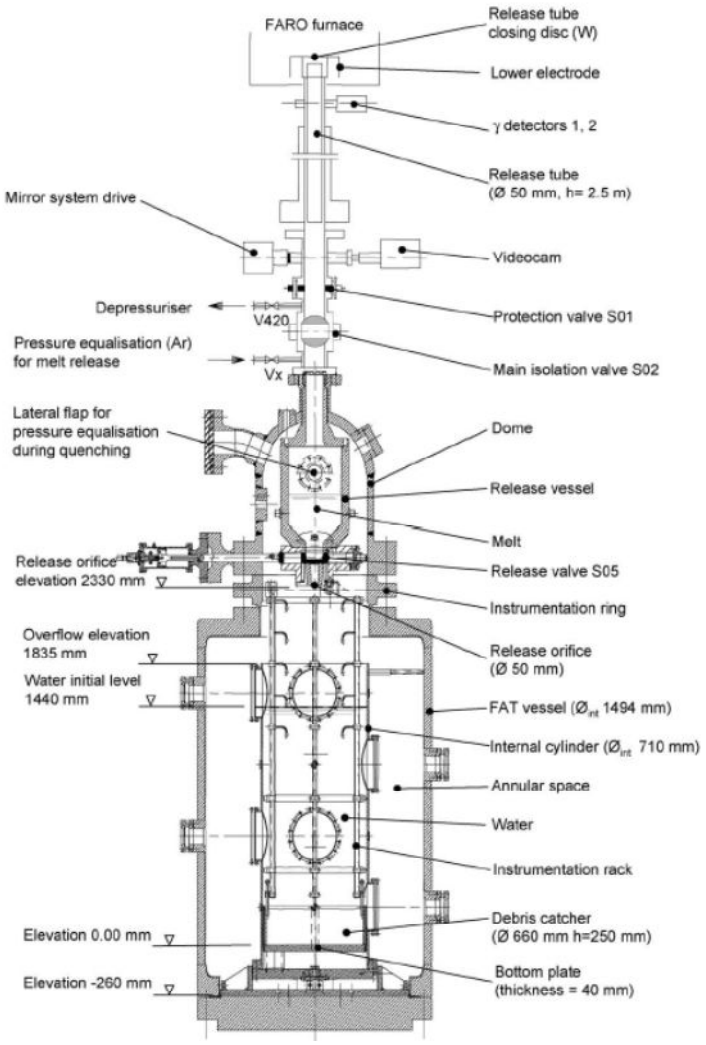

第２図　ＡＬＰＨＡ試験の圧力変化の例（STX016）



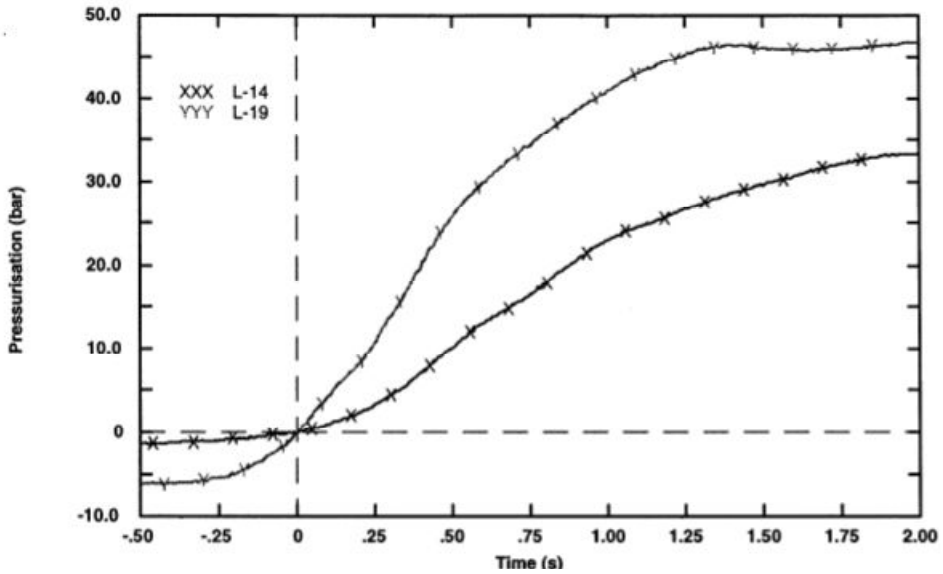

第３図　ＫＲＯＴＯＳ試験装置の概要



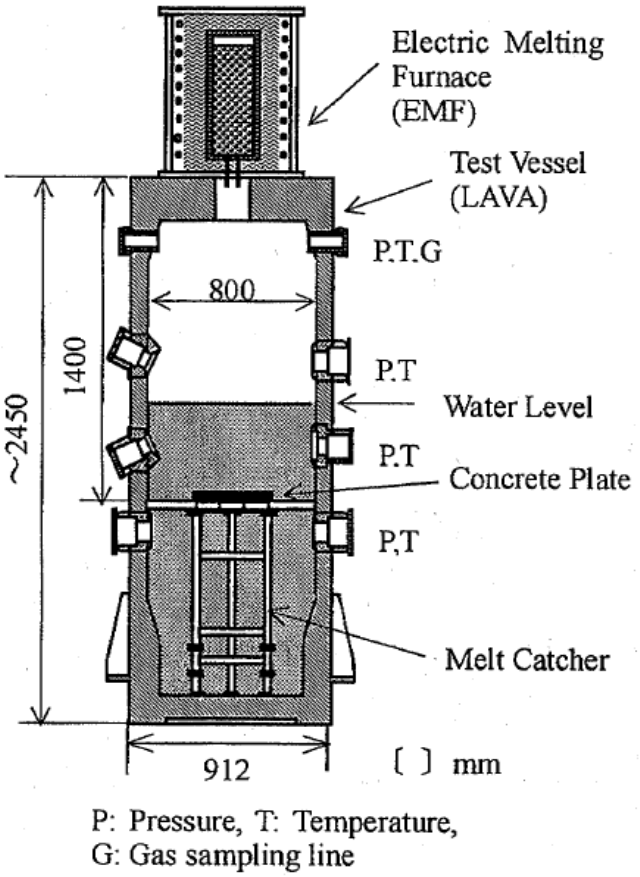

第４図　ＫＲＯＴＯＳ試験の代表的圧力変化の例（K37，K42）



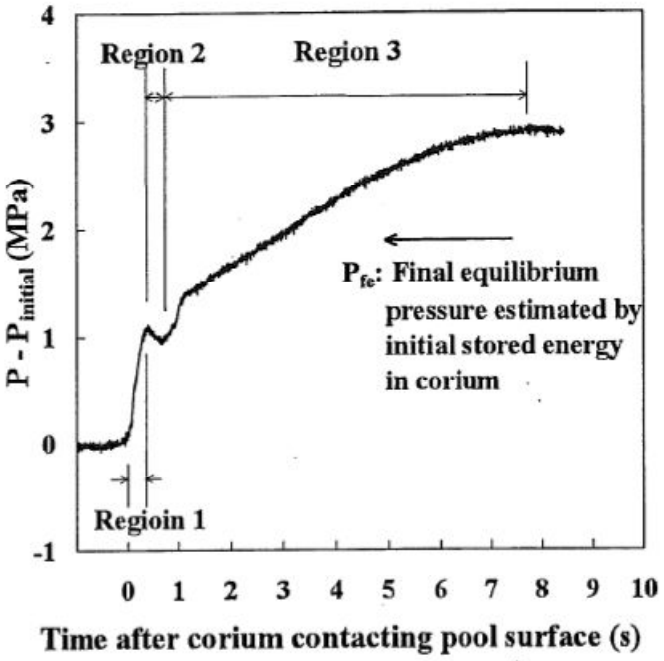

第５図　ＦＡＲＯ試験装置の概要



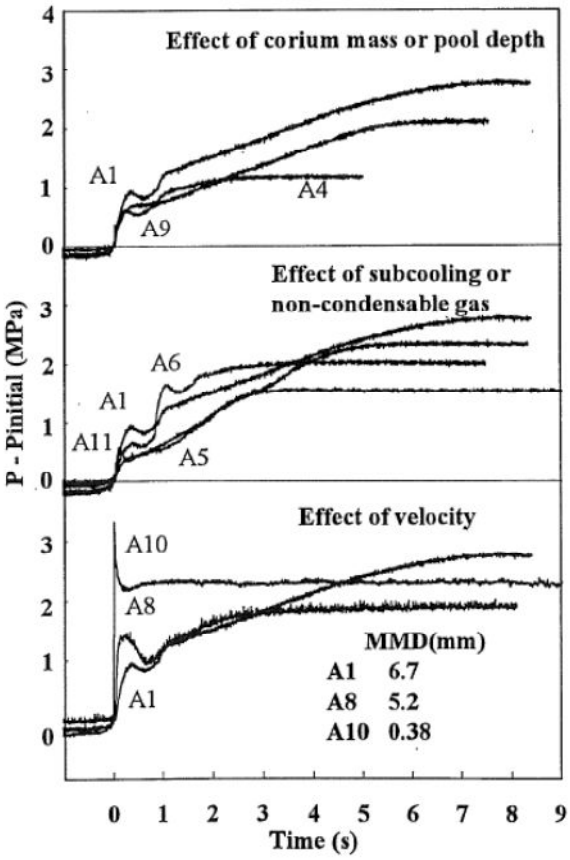

第６図　ＦＡＲＯ試験の圧力変化の例（L-14，L-19）



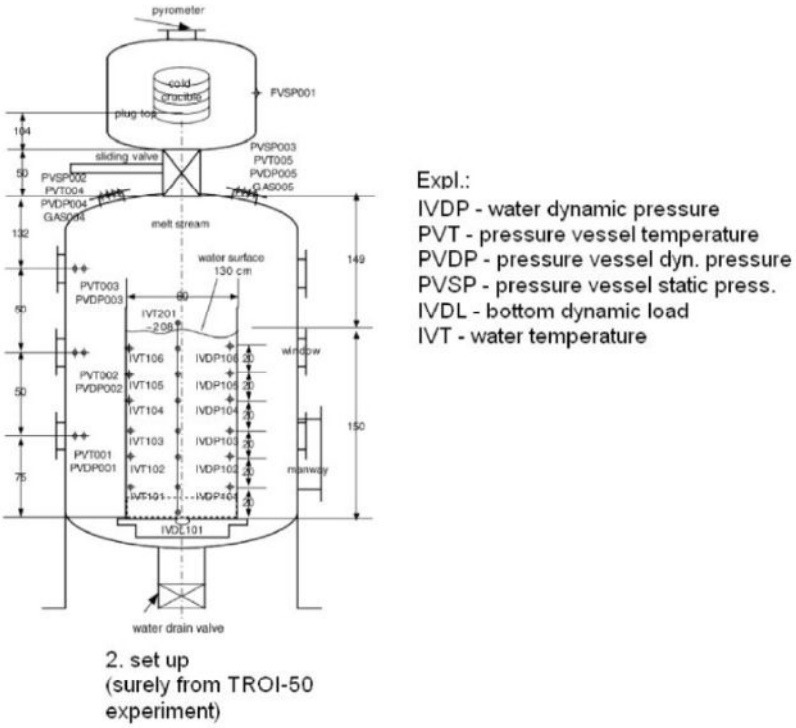

第７図　ＣＯＴＥＬＳ試験装置の概要




第８図　ＣＯＴＥＬＳ試験の圧力変化の例（A1）




第９図　ＣＯＴＥＬＳ試験の各試験ケースの圧力変化




第 10 図　ＴＲＯＩ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

# 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「デブリ」という。）が原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）の破損口から落下した際に水蒸気爆発（以下「ＳＥ」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，ＳＥ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ＳＥ発生を想定し，その際の格納容器の健全性を評価する。

## 2. 評価方針

東海第二発電所のペデスタルは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構造であり，デブリ落下時にＳＥが発生した場合，ペデスタルの側壁（上下層円筒部）及び床スラブに過大な圧力が作用する。

ペデスタルの側壁はＲＰＶ支持機能を分担している。ＳＥ発生の影響により，ペデスタルの側壁が損傷し，ＲＰＶ支持機能が喪失した場合には，ＲＰＶが転倒し格納容器本体へ接触する等により，格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。

また，ペデスタルの床スラブは，ＲＰＶ破損時に落下するデブリをペデスタル（ドライウェル部）で保持する機能を分担している。ＳＥ発生の影響により,ペデスタルの床スラブが損傷し,デブリ保持機能が喪失した場合には,サプレッション・チェンバへデブリが落下し，サプレッション・チェンバを水源とする系統（残留熱除去系，代替循環冷却系）に影響を及ぼし，格納容器の冷却ができなくなることで格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。

以上を踏まえ，ＳＥ発生時の格納容器の健全性を評価するため，ＳＥが発生した場合のペデスタルの構造健全性を評価し，ペデスタルの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する。

## 3. 評価方法

### (1) 評価条件

ＳＥの影響を評価するに当たっては，ＳＥによって発生するエネルギ，発生エネルギ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ＳＥ解析コードＪＡＳＭＩＮＥ及び汎用有限要素解析コードＬＳ－ＤＹＮＡを用いてペデスタルの構造健全性を評価する。

本評価に適用するＪＡＳＭＩＮＥコードの解析条件及び解析結果の詳細を添付資料 3.3.3 に示す。また，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの評価モデル及び入力の詳細を添付資料 3.3.4 に示す。なお，これらの解析コードにおいて，ペデスタル（ドライウェル部）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，重大事故時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表にペデスタル構造健全性評価の判断基準を示す。

ａ．側壁（ＲＰＶ支持機能）

ペデスタル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「ＣＣＶ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，ＣＣＶ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 3,000μを基準として，ＲＰＶ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，ＣＣＶ規格 CVE-3511.2 荷重状態Ⅳの鉄筋の許容ひずみである 5,000μを超えないこととする。ＳＥ時に発生する面外方向のせん断については，ＣＣＶ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，ＳＥ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「ＡＩＪ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，ＳＥ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ＣＣＶ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 3,000μ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 5,000μ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当たり，ＣＣＶ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「コンクリート標準示方書［構造性能照査編］」という。）に基づく終局面外せん断応力度を設定し，4.33N／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，ＡＩＪ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，ＳＥ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（ＲＰＶ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 3,000μ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 5,000μ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 0.93N／mm$^2$及び下部約 0.77N／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，3.09N／mm$^2$及び 2.65N／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図に床スラブ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 3,000μ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 364μであり，ＣＣＶ規格に基づく許容ひずみ 5,000μ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／mm$^2$であり，終局面外せん断応力度 4.33N／mm$^2$を超えない。

第４表にペデスタル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ＪＡＳＭＩＮＥ，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時のペデスタル（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 |
|---|---|---|---|---|---|
| ＲＰＶ支持機能 | 側壁 | コンクリート | 変位 | 変位が増大せず，ＳＥ後の構造物の進行性の崩壊がない | ＡＩＪ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（3,000μ）が生じない | ＣＣＶ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 | ＣＣＶ規格 CVE-3514.2 |
| | | 鉄筋 | 引張ひずみ | 許容ひずみ（5,000μ）を超えない | ＣＣＶ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，ＳＥ後の構造物の進行性の崩壊がない | ＡＩＪ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（3,000μ）が生じない | ＣＣＶ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 | コンクリート標準示方書［構造性能照査編］ |
| | | 鉄筋 | 引張ひずみ | 許容ひずみ（5,000μ）を超えない | ＣＣＶ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

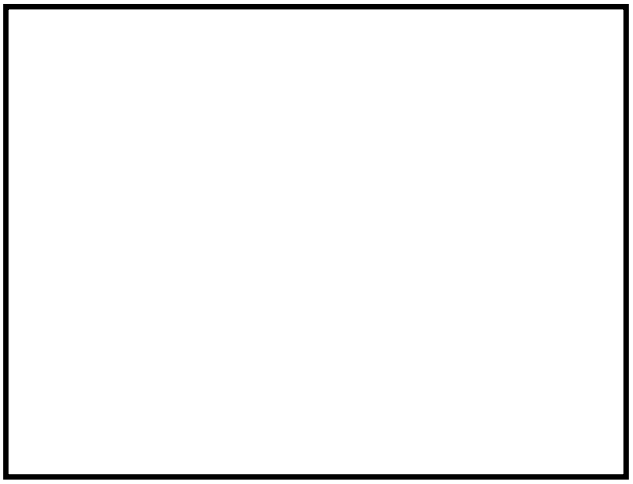
| 評価部位 | 発生応力度 | 判断基準 | 評価※ |
|---|---|---|---|
| 床スラブ | 約 3.70 N／mm$^2$ | 4.33 N／mm$^2$ | ○ |

※　「○」解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

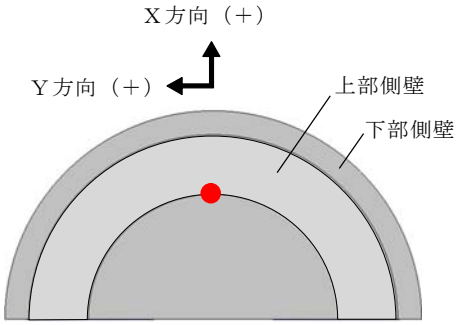
第４表　ペデスタル構造健全性評価の評価結果のまとめ

| 機能 | 評価部位 | | 項目 | 判断基準 | 解析結果 | 評価※ |
|---|---|---|---|---|---|---|
| ＲＰＶ支持機能 | 側壁 | コンクリート | 変位 | 変位が増大せず，ＳＥ後の構造物の進行性の崩壊がない | 変位は増大しない | ○ |
| | | | 圧縮ひずみ | 機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000μ）が生じない | 圧壊は側壁に生じない | ○ |
| | | | 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$^2$<br>下部側壁：約 0.77N／mm$^2$ | ○ |
| | | 鉄筋 | 引張ひずみ | 許容ひずみ（5,000μ）を超えない | 約 184μ | ○ |
| 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，ＳＥ後の構造物の進行性の崩壊がない | 変位は増大しない | ○ |
| | | | 圧縮ひずみ | 機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000μ）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 | ○ |
| | | | 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（5,000μ）を超えない | 約 364μ | ○ |

※　「○」解析結果が判断基準を満足する

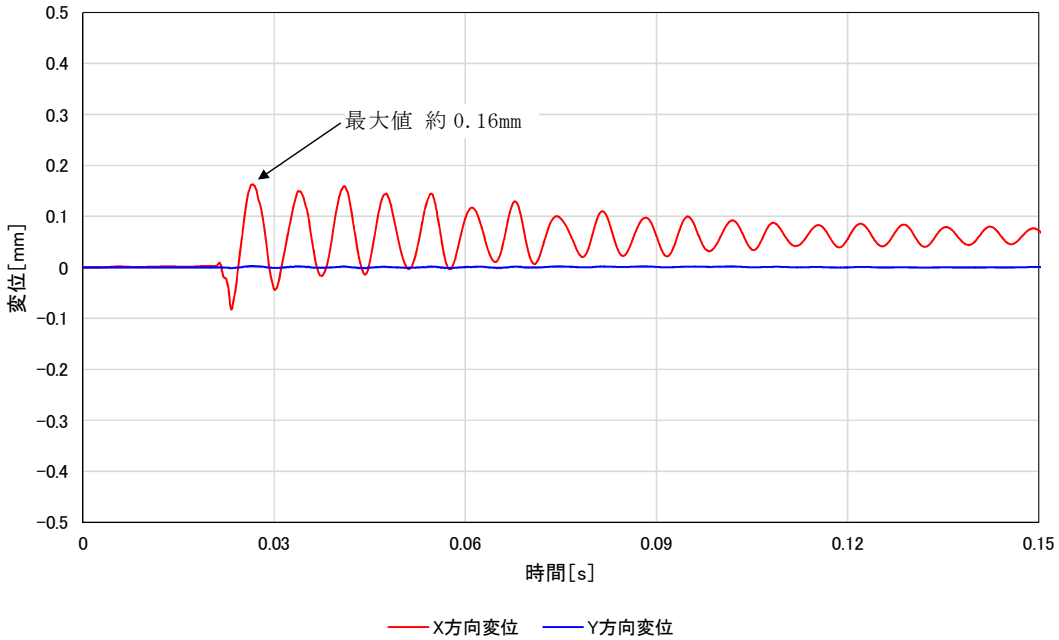


ペデスタル断面

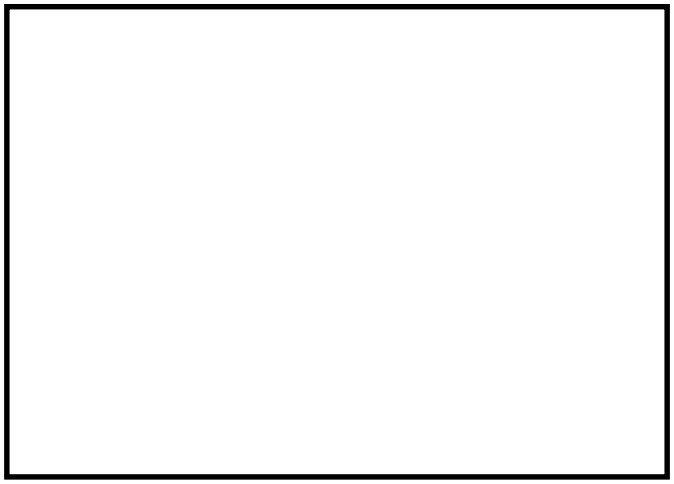



ペデスタル平面

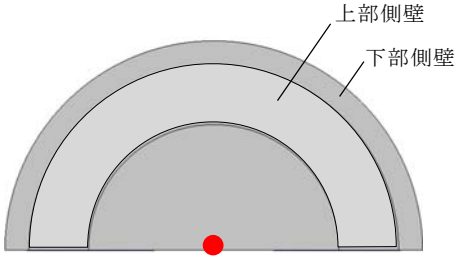
● 対象部位




第１図　ペデスタル側壁の半径方向変位時刻歴

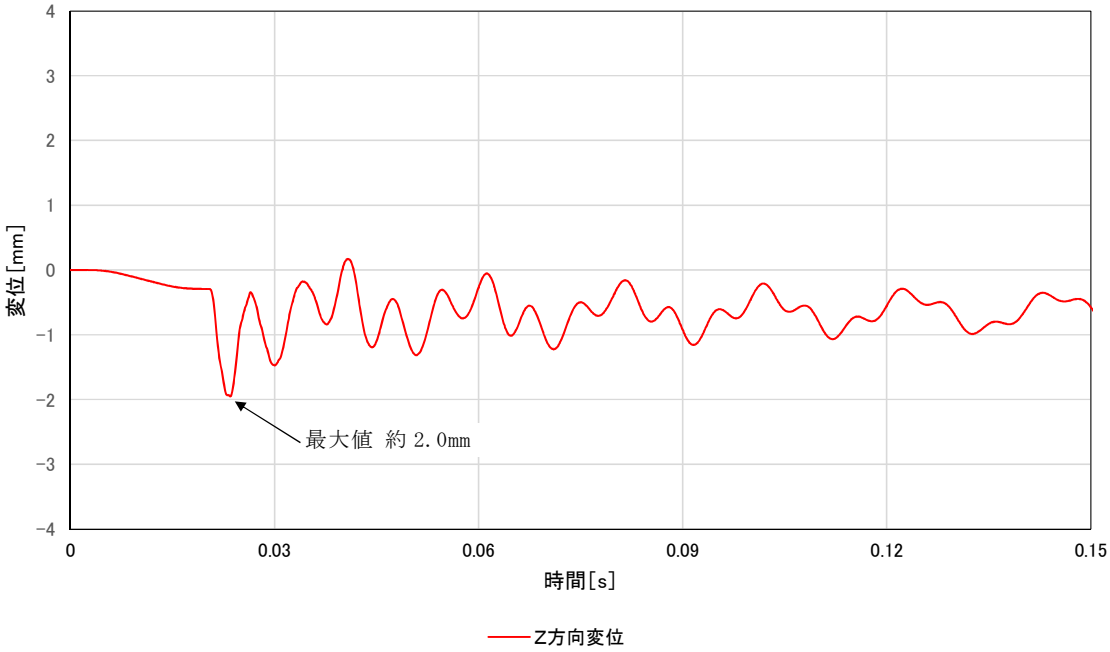


ペデスタル断面




ペデスタル平面

対象部位




第 2 図　ペデスタル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

別添 1

# 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。

$$\tau_H = 10p_{t\theta} \cdot f_y \ / \left(13.2\sqrt{\beta} - \beta\right)$$

ここで，

$\tau_H$ ：終局面外せん断応力度（N／mm$^2$）

$p_{t\theta}$ ：円周方向主筋の鉄筋比（－）

$f_y$ ：鉄筋の許容引張応力度（N／mm$^2$）

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)

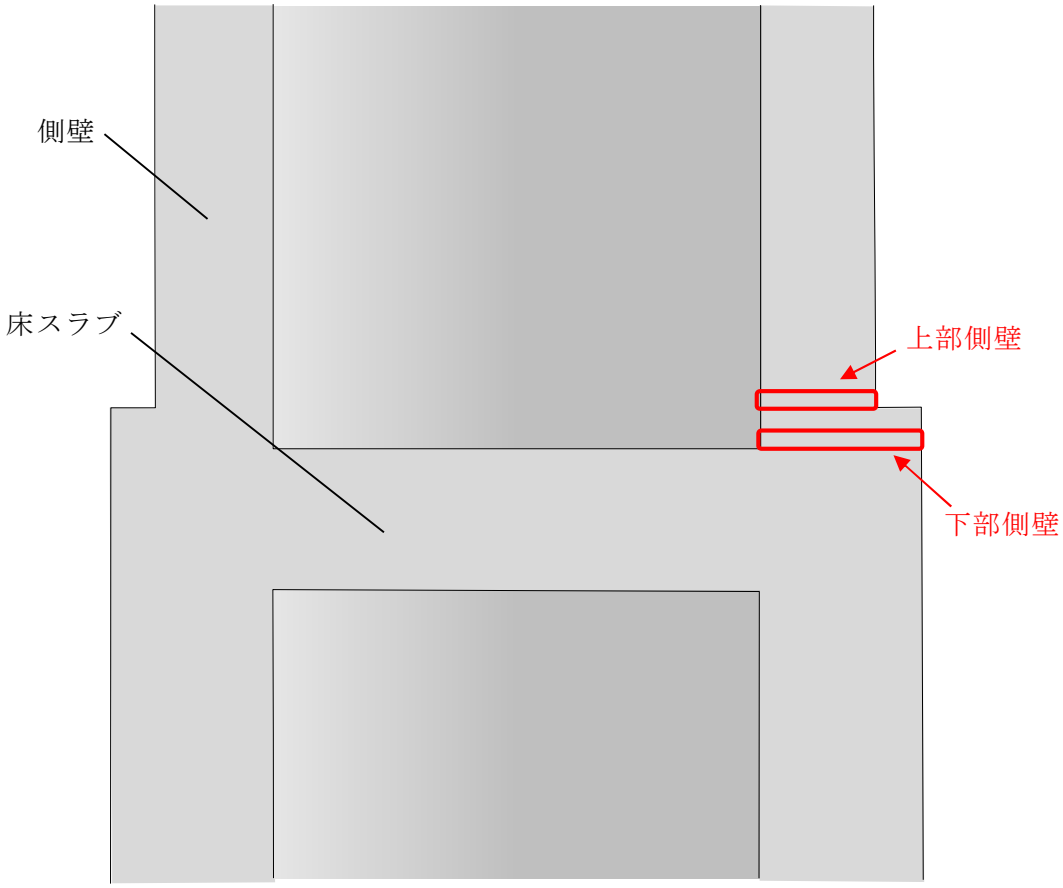
t ：シェル部の胴の厚さ(mm)

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 | [redacted] |
| | $f_y$：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 | [redacted] |
| | 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 | [redacted] |
| | 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／mm$^2$，下部側壁で 2.65N／mm$^2$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

ＳＥ時の床スラブのせん断力に対する検討は,コンクリート標準示方書[構造性能照査編］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，ＳＥ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，コンクリート標準示方書［構造性能照査編］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。

$$V_{cdd} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{dd} \cdot b_w \cdot d \,/\, \gamma_b$$

ここで,

$f_{dd} = 0.19\sqrt{f'_{cd}}$ （N／mm$^2$）

$\beta_d = \sqrt[4]{1/d}$ ただし，$\beta_p$ >1.5 となる場合は 1.5 とする

$\beta_p = \sqrt[3]{100p_w}$ ただし，$\beta_p$ >1.5 となる場合は 1.5 とする

$\beta_a = \frac{5}{1+(a/d)^2}$

$f'_{cd}$ ：コンクリートの設計圧縮強度（N／mm$^2$）

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）

$\gamma_b$ ：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 | [redacted] |
| $p_w$：引張鉄筋比 | [redacted] |
| $a/d$：せん断スパン比 | 0.43 |
| $b_w$：腹部の幅 | [redacted] |
| $\gamma_b$：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標準示方書[構造性能照査編]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。

$$f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\varepsilon_c}/\dot{\varepsilon_{c0}})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for} \quad |\dot{\varepsilon_c}| \leq 30s^{-1}$$

ここで,

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$$

$f_{c,imp}$ ：衝撃時の圧縮強度
$f_{cm}$ ：圧縮強度 ＝ 225kg／cm$^2$×0.0980665 ≒ 22.06 MPa
$f_{cm0}$ ：10MPa
$\dot{\varepsilon_c}$ ：ひずみ速度※ ＝ 0.5 s$^{-1}$
$\dot{\varepsilon_{c0}}$ ：30×10$^{-6}$ 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

ディープ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 N／mm$^2$となる。

# ＳＥ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 図にペデスタルの床スラブの形状寸法を示す。ペデスタルの床スラブは直径 6,172mm，板厚[redacted]の円盤形状であり，ＳＥ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，コンクリート標準示方書［構造性能照査編］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。

前述のとおり，東海第二発電所のペデスタルの床スラブは，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ＪＥＡＣ4601-2008（（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[redacted]とし，更に検討用のせん断力についても，スラブ端部から[redacted]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。ペデスタルの側壁は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デスタル床面高さ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

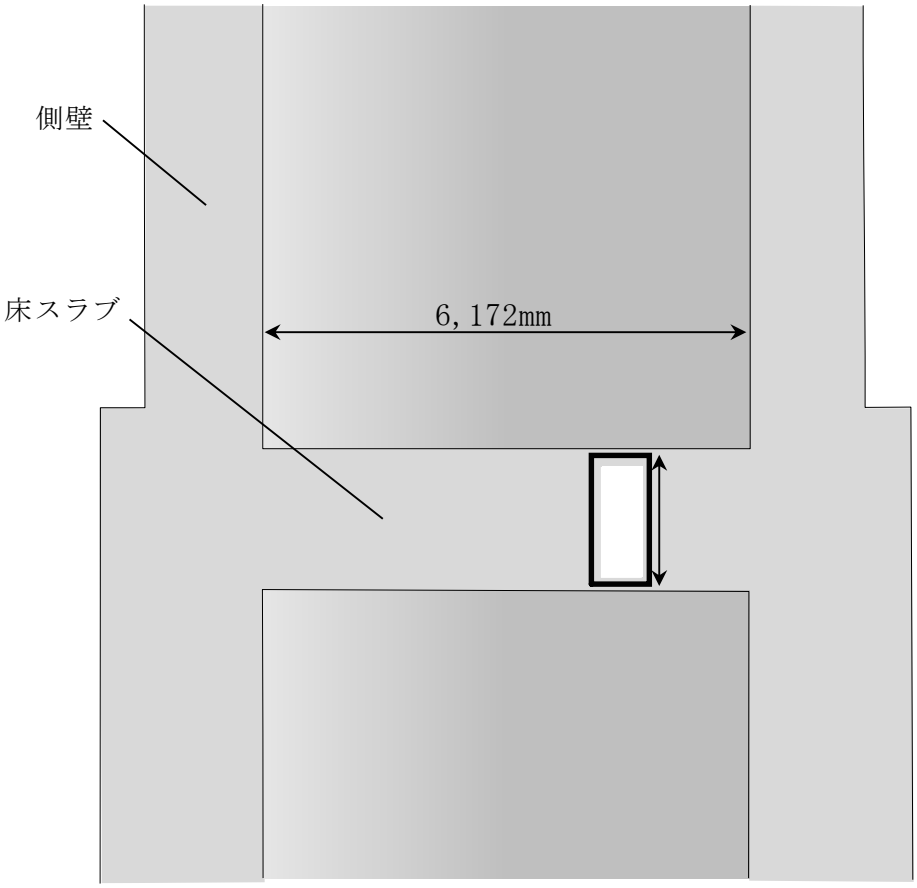
面外せん断応力度の算定について，床スラブを例に説明する。なお，側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。

第6図にペデスタル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）～Q（1，j））は，直交座標系における$\tau_{yz}$応力成分に相当するせん断応力度（$\tau_{yz}$（1，1）～$\tau_{yz}$（1，j））を要素毎に取り出し，要素毎のせん断断面積（A（1，1）～A（1，j））をそれぞれ乗じることにより算定する。

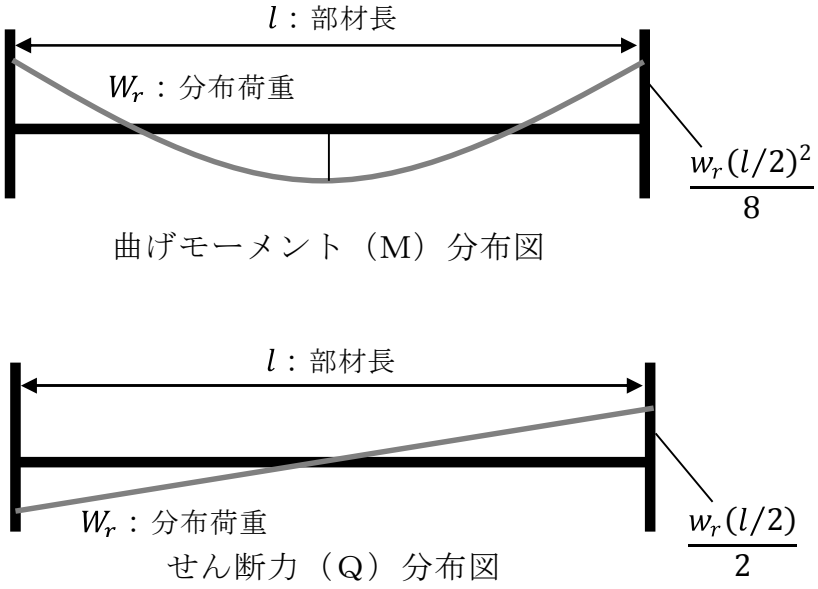
床スラブ端部の１列目の要素幅当たりの面外せん断応力度は，スラブの厚さ方向（1～ｊ行目）の各要素のせん断力（Q（1，1）～Q（1，j））を合算した値（$\sum_{i=1}^{j} Q_{(1,\ i)}$）に１列目のせん断断面積（$\sum_{i=1}^{j} A_{(1,\ i)}$）で除して，スラブ端部１列目の面外せん断応力度（$\tau_1$）を算定する。したがって，ｋ列目の面外せん断応力度（$\tau_k$）は，$\tau_k = \sum_{i=1}^{j} Q_{(k,\ i)} / \sum_{i=1}^{j} A_{(k,\ i)}$で表すことができる。次に，列毎の面外せん断応力度（$\tau_1$～$\tau_k$）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ＳＥ発生時の面外せん断応力度を示す。

第１表　ＳＥ発生時の面外せん断応力度

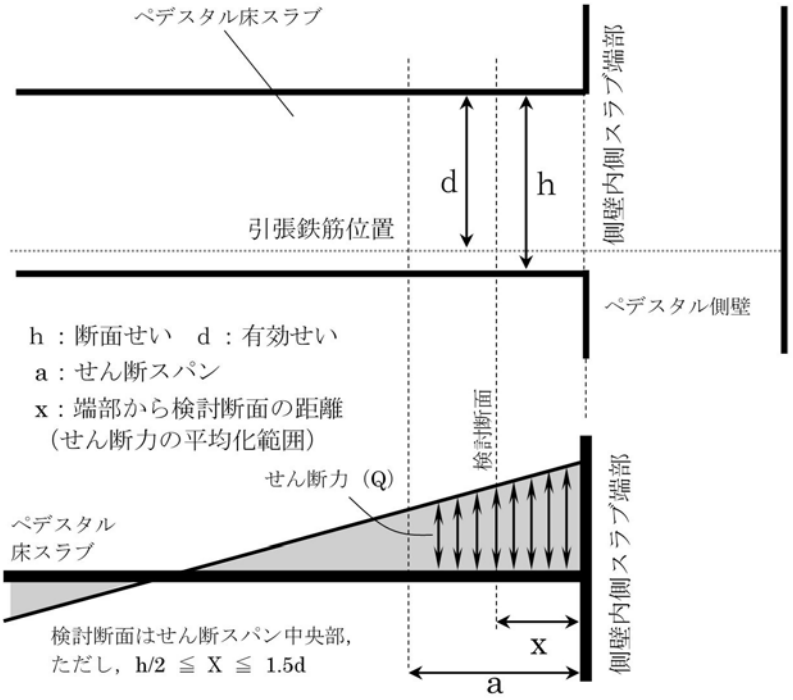
| 評価対象部位 | | 発生応力度 |
|---|---|---|
| 側壁 | 上部 | 約 0.93 N／mm$^2$ |
| | 下部 | 約 0.77 N／mm$^2$ |
| 床スラブ | | 約 3.70 N／mm$^2$ |




第１図　ペデスタルの床スラブの形状寸法



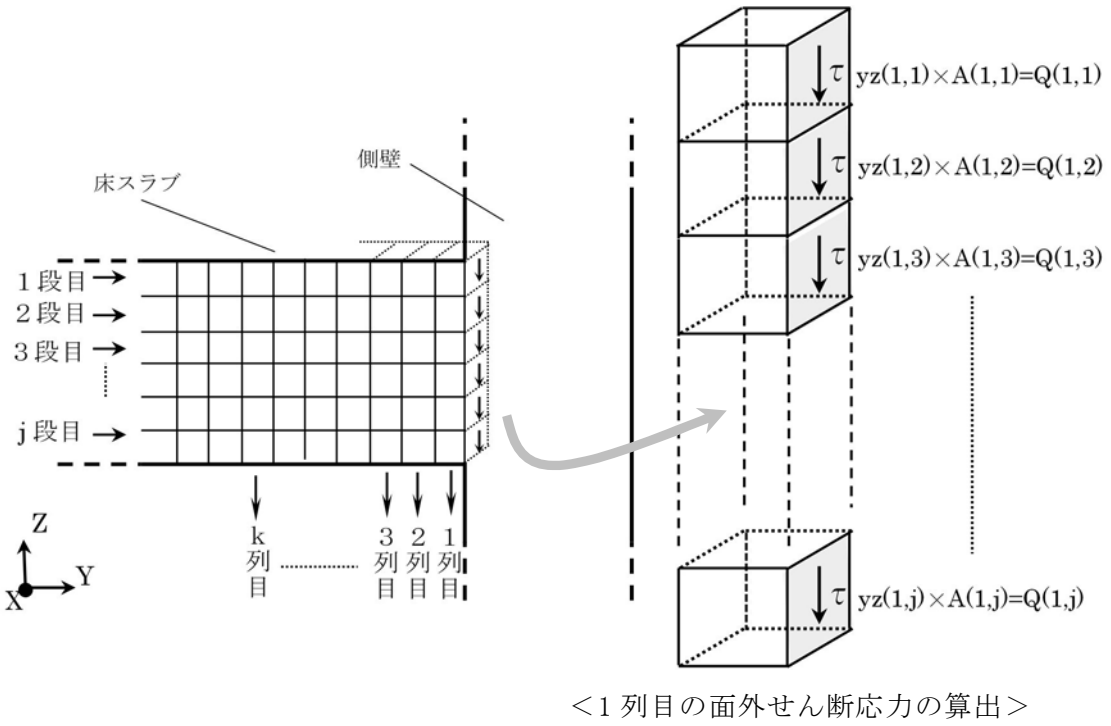

第 2 図　曲げモーメント及びせん断力分布の関係



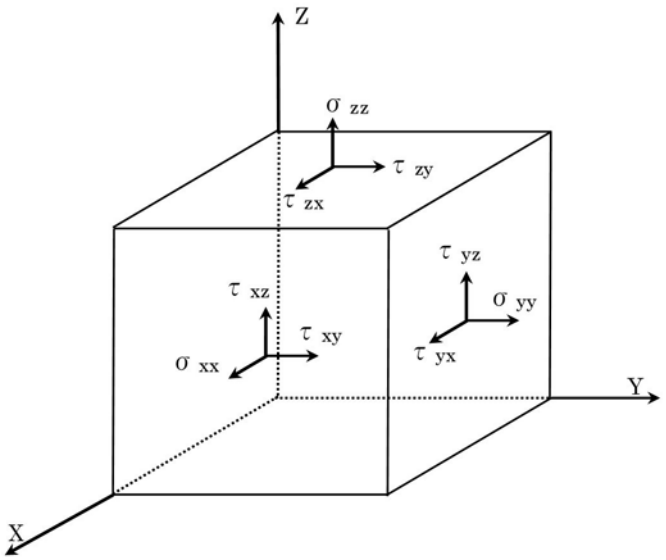

第 3 図　床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念

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




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

別添 4

# ペデスタルに作用する圧力について

## 1.　ペデスタル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。ペデスタル中心で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解析におけるペデスタル躯体に作用する圧力の分布を示す。ＬＳ－ＤＹＮＡ解析では，床スラブには最高約 55MPa，側壁には最高約 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 3.3.4 別添）

2.　手計算との発生応力の比較

ペデスタル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（最高約 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／mm$^2$であり，解析結果の約 0.77N／mm$^2$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。

$$\sigma_r = -\frac{k^2/R^2 - 1}{k^2 - 1} P_a$$

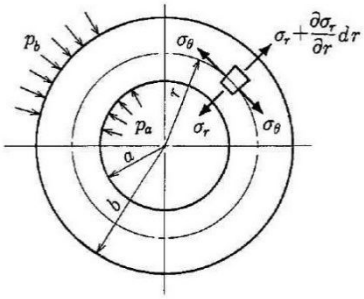



**図 6・9**　内外圧を受ける円筒
（機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学）

ここで，

$k$　：$b/a$ により計算した値

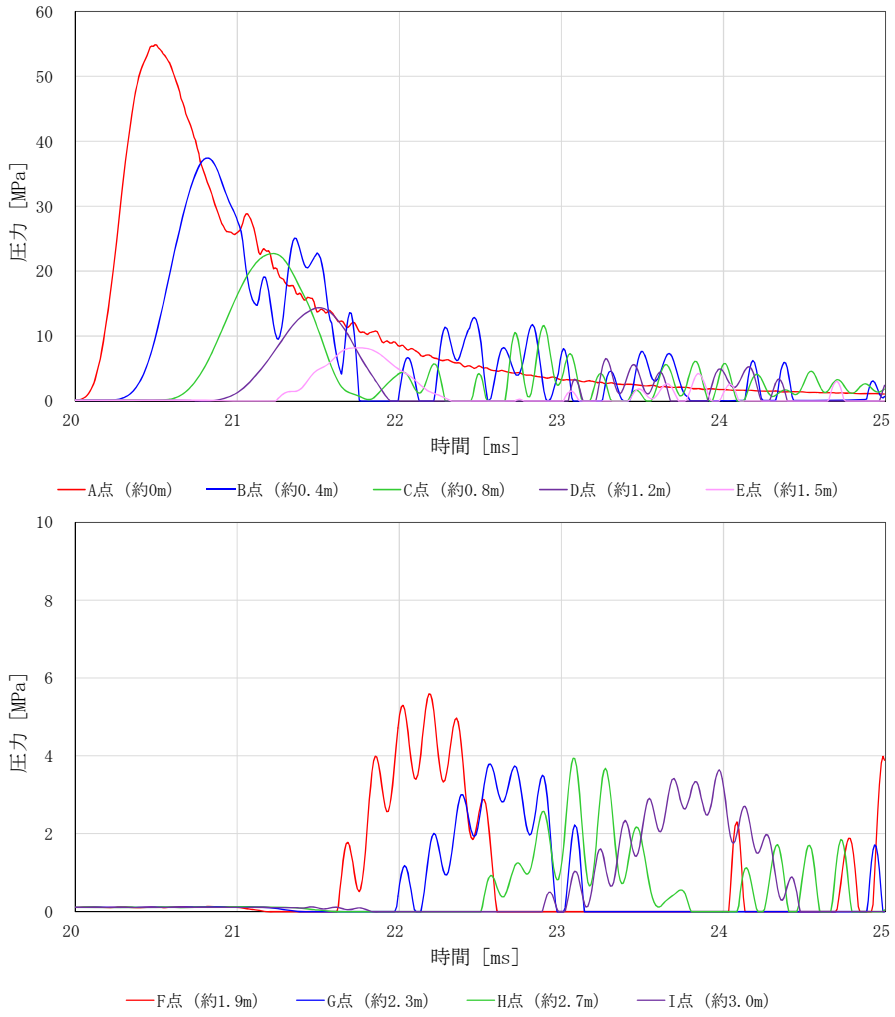
R　：$r/a$ により計算した値

$a$　：内半径（mm）…3,086mm

$b$　：外半径（mm）…[redacted]

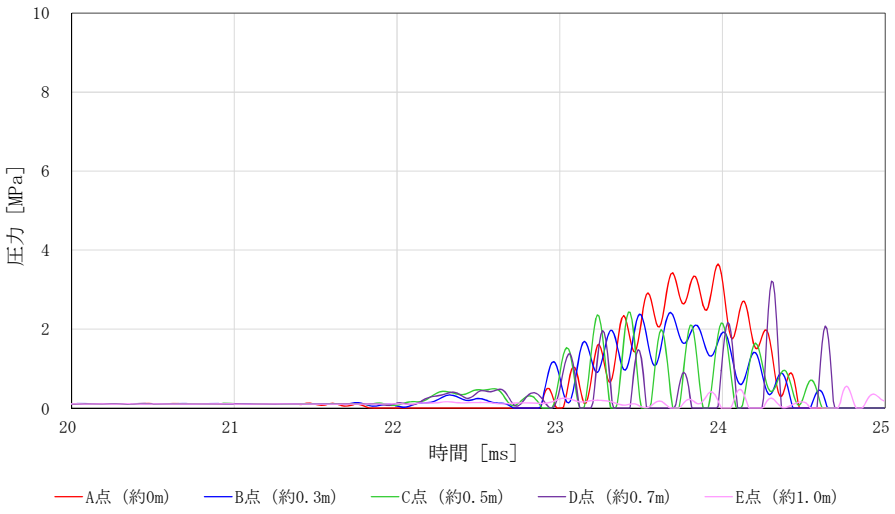
r　：半径方向の座標（mm）…[redacted]（下部側壁の壁厚中心）

$P_a$　：内圧（MPa）



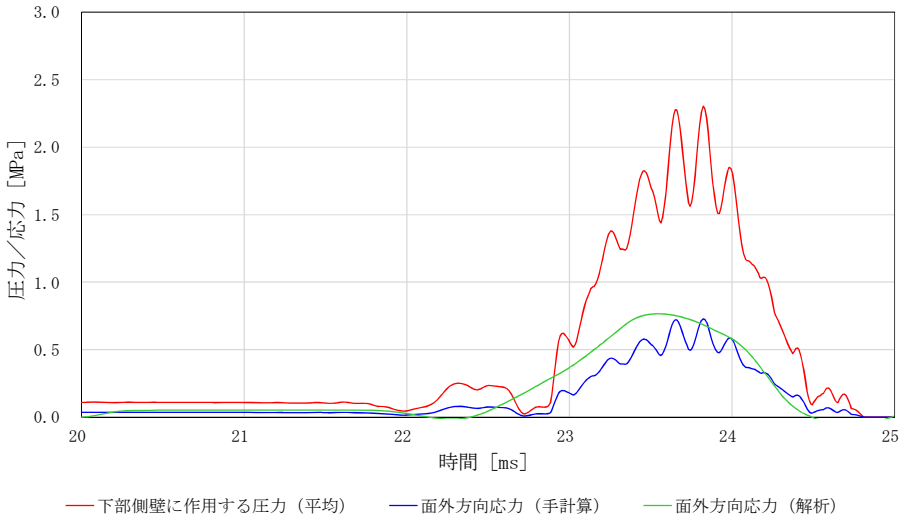

※凡例の括弧内の数値は床スラブ中心からの距離

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）

別添 5

# ＳＥ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，ＳＥ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・チェンバ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，ＳＥによってペデスタルの構造が終局状態に至らないことを評価し，ＲＰＶ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，ＳＥ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デスタル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

ＬＳ－ＤＹＮＡコードによるＳＥ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「コンクリート標準示方書［設計編］」という。）のひび割れ幅の算定式を用いてペデスタル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。このとき，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。

$$W_{cr} = \int_0^{l_{cr}} (\varepsilon_s - \varepsilon_c)\, d_x \quad \cdots (1)$$

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。

$$W_{cr} = 1.1 k_1 k_2 k_3 \{4c + 0.7(C_S - \emptyset)\} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \quad \cdots (2)$$

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
$k_2 = \frac{15}{f'_c + 20} + 0.7 \quad \cdots (3)$
$f'_c$　：コンクリートの圧縮強度（N／mm$^2$）
$k_3$　：引張鋼材の段数の影響を表す係数で（4）式による
$k_3 = \frac{5(n+2)}{7n+8} \quad \cdots (4)$
$n$　：引張鋼材の段数（－）
$c$　：かぶり（mm）
$C_s$　：鋼材の中心間隔（mm）
$\emptyset$　：鋼材径（mm）
$\sigma_{se}$　：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／mm$^2$）
$E_s$　：鉄筋のヤング係数（N／mm$^2$）
$\varepsilon'_{csd}$　：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ＳＥ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。

$$W_{cr} = l_{cr} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \quad \cdots (5)$$

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 | |
| $\emptyset$ ：鋼材径 | |
| $E_s$ ：鉄筋のヤング係数 | 2.05×10$^5$ N／mm$^2$ |
| $\varepsilon'_{csd}$ ：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.　ＳＥ後の残留ひび割れによる漏水影響の検討

### (1)　ペデスタル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，ペデスタル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（195N／$mm^2$）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。ＳＥ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，ＳＥ後においても，ペデスタル（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，ペデスタル躯体の応力状態を考慮すると，実機においてＳＥ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，10cm～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，実機ペデスタルの側壁（厚さ：上部[redacted]，下部[redacted]）及び床スラブ（厚さ：[redacted]）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)　ＭＣＣＩ影響抑制対策施工に伴う漏水影響の低減効果について

ＭＣＣＩ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デスタル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，ペデスタル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】

$$\mathrm{Q} = \frac{C_w \cdot L \cdot w^3 \cdot \Delta p}{12\nu \cdot t}$$

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）
$\Delta p$：作用圧力（N／$mm^2$）
$\nu$　：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<br>下部側壁： 27,000mm<br>床スラブ： 74,000mm |
| w ：ひび割れ幅※3 | 側　　壁：0.05mm<br>床スラブ：0.13mm |
| $\Delta p$ ：作用圧力※4 | 0.25 N／mm$^2$ |
| $\nu$ ：水の粘性係数※5 | $1.82\times10^{-10}$ 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　コンクリート標準示方書［設計編］の算定式にて評価したひび割れ間隔及びペデスタル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ーサプレッション・チェンバ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　ＲＰＶ破損後のサプレッション・チェンバ温度に基づき 150℃の値を設定

(2)　漏水量の算定結果

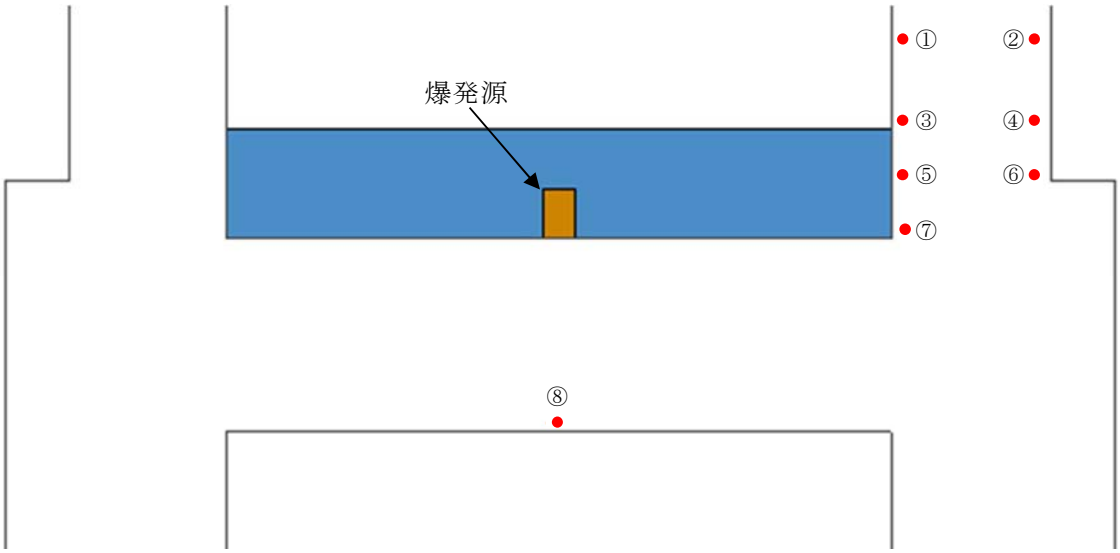
上記の条件にて求めた漏水量は，側壁部で約 0.05m$^3$／h，床スラブで約 0.38m$^3$／h となり，合計約 0.43m$^3$／h である。

(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 0.43m$^3$／h であるが，これに対して格納容器下部注水系（常設）にて 80m$^3$／h のペデスタル注水が可能である。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

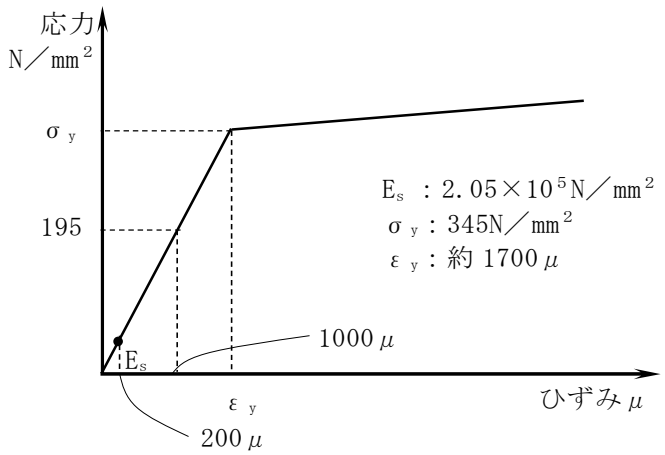
ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析結果に基づきペデスタル躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約 0.05mm，床スラブ部で約 0.13mm であることを評価した。これに対して，ペデスタル躯体の応力状態，既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに，残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約 0.43m$^3$／h に対して，ペデスタルの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系（常設）は 80m$^3$／h で注水可能であることから，万が一ＳＥ後の残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても，ペデスタルの床面に落下したデブリを十分に冷却することが可能である。



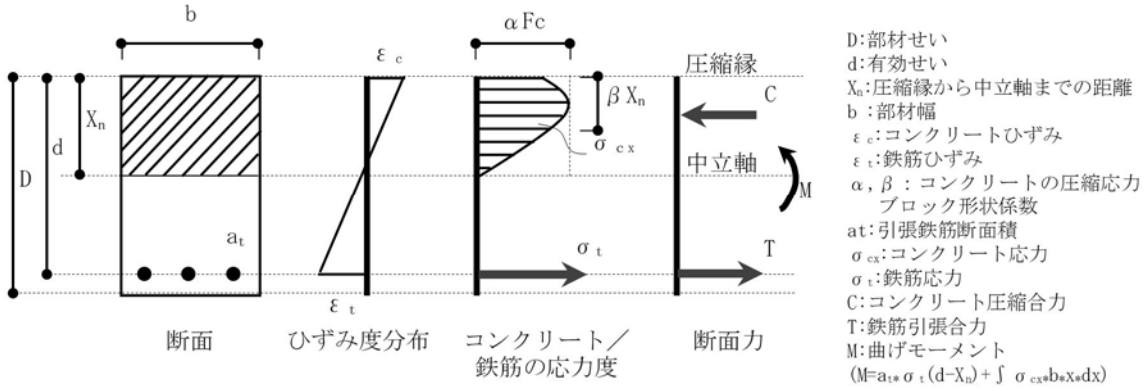

| | 要素番号 | 残留ひび割れ幅 ※ |
|---|---|---|
| ① | B699530 | 約 0.04 mm |
| ② | B678799 | 約 0.04 mm |
| ③ | B696183 | 約 0.04 mm |
| ④ | B704282 | 約 0.04 mm |
| ⑤ | B703078 | 約 0.04 mm |
| ⑥ | B704112 | 約 0.04 mm |
| ⑦ | B696021 | 約 0.05 mm |
| ⑧ | B601447 | 約 0.13 mm |

※　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ＳＥ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

# ペデスタルの対策施工に伴う床スラブの強度維持について

ＳＥが発生した場合のＬＳ－ＤＹＮＡコードによるペデスタル構造健全性評価では，ペデスタル全体のコンクリートを一体としてモデル化している。一方で,実機では,ＭＣＣＩ対策であるスリット状排水流路の施工等のため,床スラブ上部の既存コンクリートを斫り，スリット等を設置した上で再度コンクリートを打継ぐこととなる。そこで,コンクリート打継ぎに当たっては,コンクリートを斫る前と同等の強度を維持することとする。

ここでは，床スラブの強度維持の方針，必要鉄筋量の評価，施工の成立性及び施工による影響の有無について説明する。

## 1. 床スラブの強度維持の方針

対策後のペデスタル概要図を第１図に示す。施工後においても，施工前と同等の強度を維持し，ペデスタル全体のコンクリートを一体としてモデル化したＬＳ－ＤＹＮＡコードによるペデスタル構造健全性評価を適用可能とするための必要な事項及び対応方針は，以下のとおりである（第２図）。

① 必要事項：打継ぎコンクリートと既存コンクリート間は，施工前と同様に荷重が伝達されること

対応方針：施工前と同様に荷重伝達するため，鉄筋を追加

② 必要事項：打継ぎコンクリートの強度は，既存コンクリートと同等の強度を確保

対応方針:既存コンクリートと同等の設計基準強度を有するコンクリートを選定

なお，実際の施工においては，コンクリートを打継ぎする際は境界面の打継処理をすることから，コンクリートの打継目にも一定程度の強度を有するものと考えられるが，「2.　必要鉄筋量の評価」では保守的にこの効果を考慮せず，必要な鉄筋量を評価することとする。

## 2.　必要鉄筋量の評価

施工後においても，施工前と同様に荷重を伝達する構造とするため，必要な鉄筋量を追加することとし，各種合成構造設計指針・同解説（（社）日本建築学会，2010）（以下，「合成指針」という。）及び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。）に基づき算定する。また，ＳＥ評価では終局状態に至らないことを確認しているため，コンクリート強度については短期許容応力度を考慮する。さらに，ＳＥ発生時においても施工前と同様の荷重伝達を達成する観点より，ＬＳ－ＤＹＮＡを用いたＳＥ評価に基づく，コンクリートの圧縮強度動的増倍率（1.49 倍）（別添 2 参照）を考慮した設計とする。なお，コンクリートは設計上，圧縮力とせん断力を負担するが，圧縮力については施工前後で水蒸気爆発時の荷重伝達の様態に変わりはないことから，せん断力を対象とした必要鉄筋量を評価する。

### 2.1　鉛直方向鉄筋

（1）接着系アンカーのせん断耐力（[redacted]鉄筋）

合成指針に基づき，

$$q_a = min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$$

$$q_{a1} = \varphi_1 \cdot {}_s\sigma_{qa} \cdot {}_{sc}a$$

$$q_{a2} = \varphi_2 \cdot {}_c\sigma_{qa} \cdot {}_{sc}a$$

$q_{a3} = \varphi_2 \cdot {}_c\sigma_t \cdot A_{qc}$

ここで，

$q_a$　：接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a1}$　：接着系アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a2}$　：定着した躯体の支圧強度により決まる場合の接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a3}$　：定着した躯体のコーン状破壊により決まる場合の接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$\varphi_1$　：低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。
$\varphi_2$　：低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。
${}_s\sigma_{qa}$　：接着系アンカーボルトのせん断強度で，${}_s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot {}_s\sigma_y$とする。
${}_s\sigma_y$　：接着系アンカーボルトの規格降伏強度＝345N／mm$^2$
${}_{sc}a$　：接着系アンカーボルトの断面積
${}_c\sigma_{qa}$　：コンクリートの支圧強度で，${}_c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}$とする。
${}_c\sigma_t$　：コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で，${}_c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}$とする。
$F_c$　：コンクリートの設計基準強度＝22.06N／mm$^2$
$F_{cd}$　：応力状態（短期）及び圧縮強度動的増倍率（1.49 倍）を考慮したコンクリートの圧縮強度＝$F_c \times 1.5 \times 1.49$≒49.30N／mm$^2$
$E_c$　：コンクリートのヤング係数＝2.2×10$^4$N／mm$^2$
$A_{qc}$　：せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で$A_{qc} = 0.5\pi c^2$とする。（第３図）
$C$　：へりあき寸法

以上より，

$q_{a1}$ ≒ 6.92×10$^4$N
$q_{a2}$ ≒ 9.95×10$^4$N
$q_{a3}$ ≒ 9.12×10$^4$N

よって，$q_a = min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$であるため，せん断耐力$q_a$は 6.92×10$^4$N となる。

(2) コンクリートの短期許容せん断応力度

ＲＣ－Ｎ規準に基づくコンクリートの短期許容応力度において，コンクリートの圧縮強度動的増倍率を考慮し，

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot \mathrm{DIF} \text{ かつ } 1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \text{ 以下}$$

ここで，

$F_c$　　：コンクリートの設計基準強度＝22.06N／mm$^2$
$DIF$　：コンクリートの圧縮強度動的増倍率＝1.49

以上より，

$$1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot \mathrm{DIF} \fallingdotseq 1.64 \text{ N／mm}^2$$

$$1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \fallingdotseq 1.23 \text{ N／mm}^2$$

よって，コンクリートの短期許容せん断応力度$f_s$は 1.23N／mm$^2$となる。

（3）1m$^2$当たりに必要な鉄筋本数

1m$^2$当たりのコンクリートの許容せん断耐力$f_{sa}$は，

$f_{sa} = f_s \cdot 1000^2$　＝1.23×10$^6$N

1m$^2$当たりに配置する鉄筋の本数$n_a$は，

$n_a = f_{sa}/q_a$ ≒ 17.78 本

以上より，打継ぎコンクリート部 1m$^2$当たり□鉄筋を 18 本以上配置する。

2.2　水平方向鉄筋

（1）接着系アンカーのせん断耐力 □鉄筋）

合成指針に基づき，

$q_a = min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$

$q_{a1} = \varphi_1 \cdot {}_s\sigma_{qa} \cdot {}_{sc}a$

$q_{a2} = \varphi_2 \cdot {}_c\sigma_{qa} \cdot {}_{sc}a$

$q_{a3} = \varphi_2 \cdot {}_c\sigma_t \cdot A_{qc}$

ここで，

$q_a$　：接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a1}$　：接着系アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a2}$　：定着した躯体の支圧強度により決まる場合の接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$q_{a3}$　：定着した躯体のコーン状破壊により決まる場合の接着系アンカーボルト１本当たりの許容せん断力（N）
$\varphi_1$　：低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。
$\varphi_2$　：低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。
${}_s\sigma_{qa}$　：接着系アンカーボルトのせん断強度で，${}_s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot {}_s\sigma_y$とする。
${}_s\sigma_y$　：接着系アンカーボルトの規格降伏強度＝345N／mm$^2$
${}_{sc}a$　：接着系アンカーボルトの断面積
${}_c\sigma_{qa}$　：コンクリートの支圧強度で，${}_c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}$とする。
${}_c\sigma_t$　：コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で，${}_c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}$とする。
$F_c$　：コンクリートの設計基準強度＝22.06N／mm$^2$
$F_{cd}$　：応力状態（短期）及び圧縮強度動的増倍率（1.49 倍）を考慮したコンクリートの圧縮強度＝$F_c \times 1.5 \times 1.49$≒49.30N／mm$^2$
$E_c$　：コンクリートのヤング係数＝2.2×10$^4$N／mm$^2$
$A_{qc}$　：せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で$A_{qc} = 0.5\pi c^2$とする。（第３図）
$C$　：へりあき寸法

以上より，

$q_{a1}$ ≒ 1.22×10$^5$N
$q_{a2}$ ≒ 1.76×10$^5$N
$q_{a3}$ ≒ 5.13×10$^4$N

よって，$q_a = min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$であるため，せん断耐力$q_a$は 5.13×10$^4$N となる。

(2) コンクリートの短期許容せん断応力度

ＲＣ－Ｎ規準に基づくコンクリートの短期許容応力度において，コンクリートの圧縮強度動的増倍率を考慮し，

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot \mathrm{DIF} \text{ かつ } 1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \text{ 以下}$$

ここで，

$F_c$　　：コンクリートの設計基準強度＝22.06N／mm$^2$
$DIF$　：コンクリートの圧縮強度動的増倍率＝1.49

以上より，

$$1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot \mathrm{DIF} \fallingdotseq 1.64 \ \mathrm{N/mm^2}$$

$$1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \fallingdotseq 1.23 \ \mathrm{N/mm^2}$$

よって，コンクリートの短期許容せん断応力度$f_s$は 1.23N／mm$^2$となる。

(3) 1m$^2$当たりに必要な鉄筋本数

1m$^2$当たりのコンクリートの短期許容せん断耐力$f_{sa}$は，

$f_{sa} = f_s \cdot 1000^2$ ＝1.23×10$^6$N

1m$^2$当たりに配置する鉄筋の本数$n_a$は，

$n_a = f_{sa}/q_a$ ≒ 23.98 本

以上より，打継ぎコンクリート部 1m$^2$当たり[redacted]鉄筋を 24 本以上配置する。

2.3　施工前後でのペデスタル構造の比較

上記で評価した必要鉄筋量を追加した場合のペデスタル構造を，施工前と比較して第 4 図に示す。

鉛直方向鉄筋及び水平方向鉄筋の追加により，施工前と同様に荷重伝達が可能となる。また，既存コンクリートと同等の設計基準強度を有する打継ぎコンクリートを使用することで，打継ぎコンクリート部は施工前と同等の強度が確保される。なお，形状保持筋については，床スラブの強度維

持ではなく，打継ぎコンクリート部の形状を保持するために追加する。

## 2.4　ＳＥ評価で設定した終局面外せん断応力度への影響

ＳＥ評価では，ペデスタルの床スラブの形状を考慮して，コンクリート標準示方書［構造性能照査編］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た，終局面外せん断応力度を判断基準として設定している（別添 2 参照）。

第 5 図に示すとおり，ディープビームの設計せん断耐力式は，部材の高さと引張側主筋との関係より，部材上面に作用する荷重の載荷点と支点を結ぶタイドアーチ的な耐荷機構（圧縮ストラット）により，せん断力に抵抗する考え方で定められている。ここで，鉛直方向鉄筋を追加することにより，施工前の一体打設コンクリートと同様に，既設コンクリートと打継ぎコンクリートの荷重伝達を行えること，さらに，水平方向鉄筋は，施工前と同等の強度を維持するために追加するが，ディープビームの設計せん断耐力式において関係しないことから，ペデスタルの対策施工後においても，ＳＥ評価で用いた床スラブの終局面外せん断応力度に変更はない。

## 3.　施工の成立性

①鉛直鉄筋（□）の埋込長は，床スラブの既設鉄筋深さまで到達しないことから，鉛直鉄筋の削孔は可能である。また，ペデスタル側壁の既設鉄筋の最小ピッチは □mm 程度であり，床スラブ端部に追加する水平方向鉄筋（□）の削孔径より十分大きいため，削孔は可能である。

②ペデスタルに鉄筋用の削孔をする際は，ハンマードリルで穴を開ける。ハンマードリルは鉄筋を切断しないため，鉄筋の誤切断を回避可能である。

③ペデスタル側壁については，既設鉄筋ピッチを確認するため，一部は表面

の鉄筋まで斫り出し,既設鉄筋位置を目視にて確認して削孔位置を決める。

④鉄筋の施工管理として，削孔後の穴を清掃し異物を除去する。その後掘削深さを確認し，規定範囲であることを確認する。規定の深さまで削孔出来なかった穴が存在する場合は，規定範囲の穴と識別表示する。

⑤使用する接着材（セメント系アンカー）の施工手順に基づいて注入し，所定の長さまで鉄筋を挿入する。

⑦接着材（セメント系アンカー）が固まった後，穴をコンクリートで埋め戻す。

以上のとおり，既存のコンクリートに鉄筋を追加するための削孔は可能であり，工事の内容は一般建築の耐震補強で広く用いられているものであるため，施工の成立性に問題はない。

4. 削孔箇所の強度

床スラブへの鉄筋追加に伴い,既存コンクリートを削孔することになるが,削孔部には耐環境性に優れ，コンクリートよりも付着強度や圧縮強度に優れた接着材や，コンクリートよりも強度・剛性の高い鉄筋を埋め込み，その上でコンクリートを充てんする。この接合部の引張強度は,鉄筋の降伏点以上の強度が得られることから,削孔箇所は施工前と同等以上の強度が確保される。

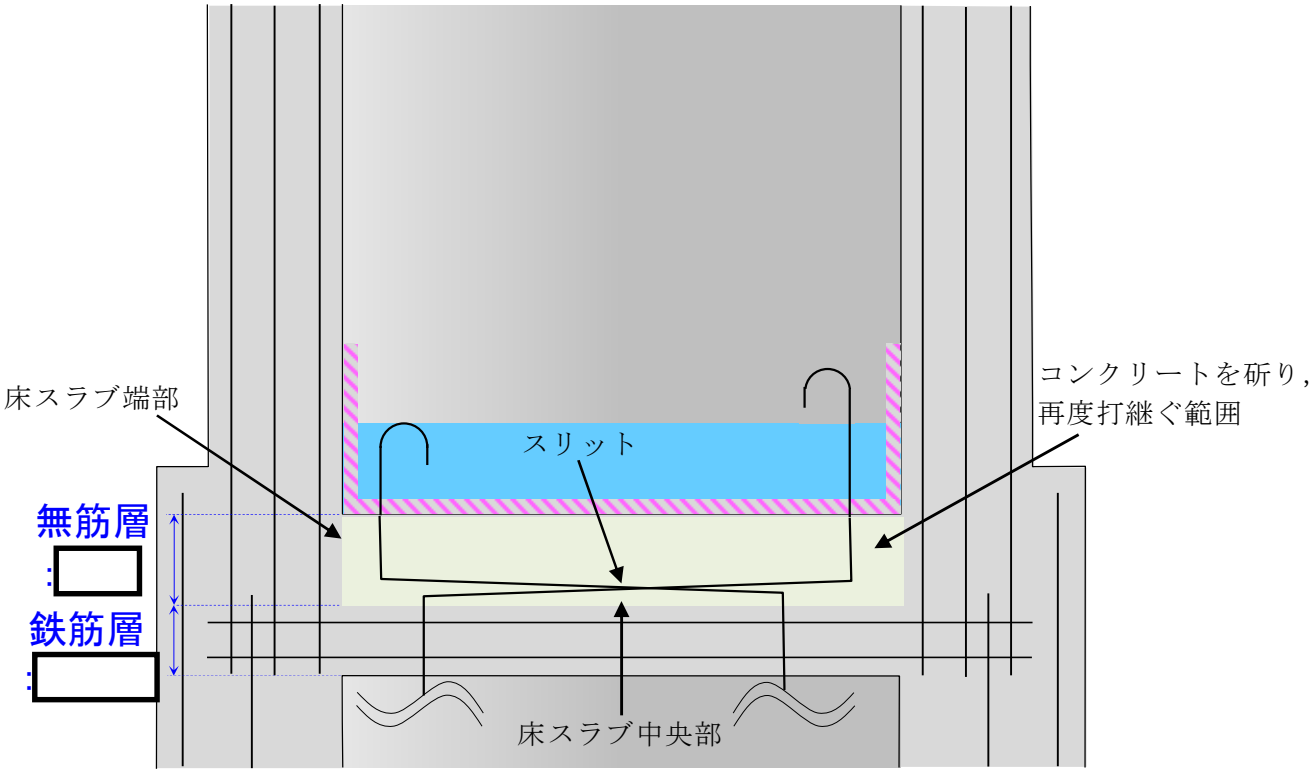
また，接着材としては，耐放射線に優れる無機系（セメント）であり，かつ，200℃においても強度に影響ないものを使用する。また，鉄筋についても放射線影響及び 200℃における強度低下はなく，シビアアクシデント時に施工箇所の強度が低下することはない。

以上より，施工による構造強度への悪影響はなく，既存の耐震評価への影響もない。

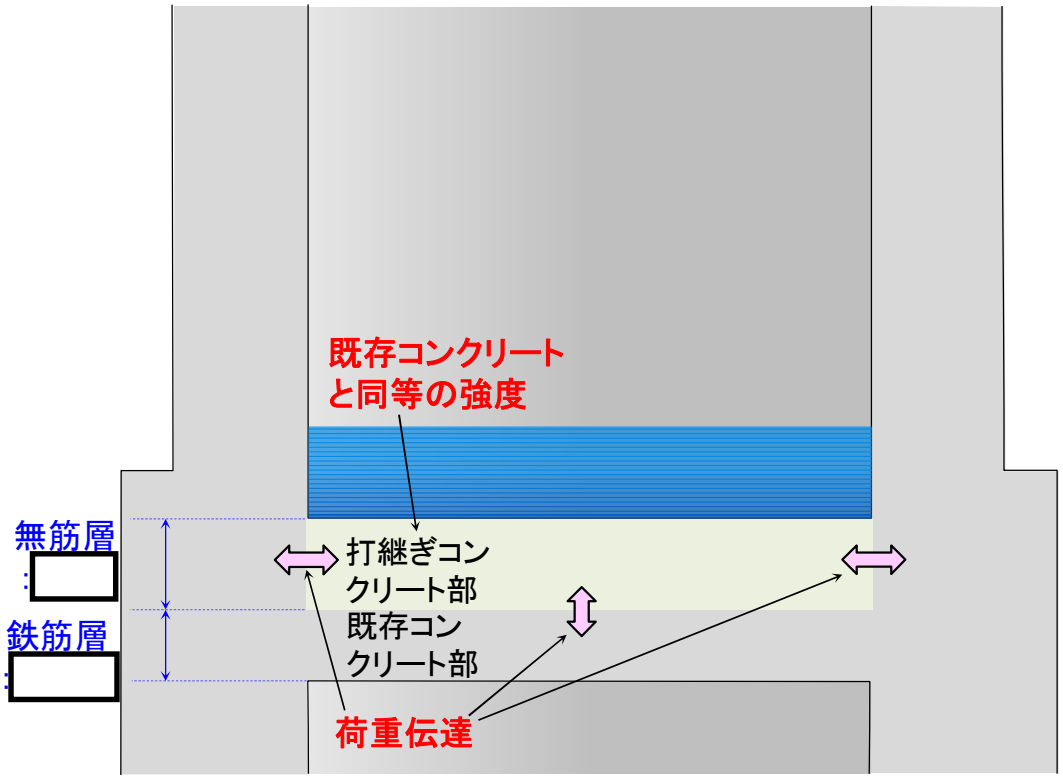
## 5.　まとめ

ＭＣＣＩ対策として床スラブのコンクリートを斫り，打継ぐ際，鉄筋を追加すること等により，施工前と同等の強度を維持するため，施工後においてもペデスタル全体のコンクリートを一体としてモデル化したＬＳ－ＤＹＮＡコードによるペデスタル構造健全性評価を適用可能である。また，鉄筋の追加等により床スラブの強度は施工前と同等以上になるため，施工前の床スラブ全体の終局面外せん断応力度（4.33N／$mm^2$）は施工後においても確保される。

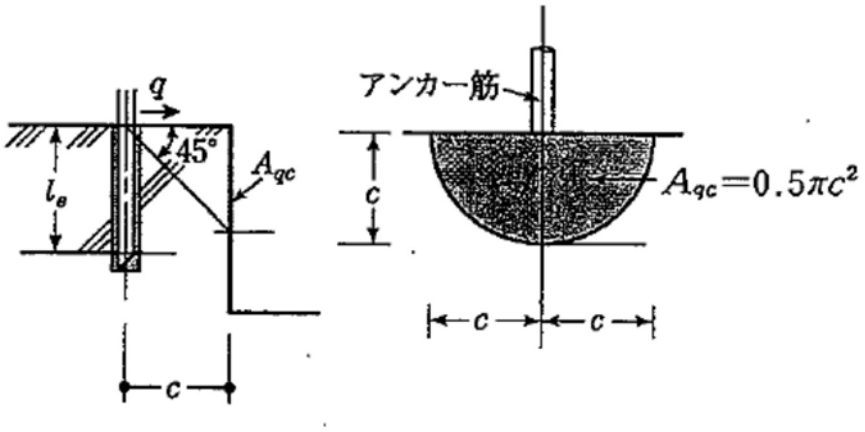
また，既設鉄筋の配置を考慮しても，鉄筋追加のための削孔等の施工は可能である。さらに，削孔箇所は施工前と同等以上の強度が確保され，シビアアクシデント時に強度が低下することはない。




第１図　対策後のペデスタル概要図

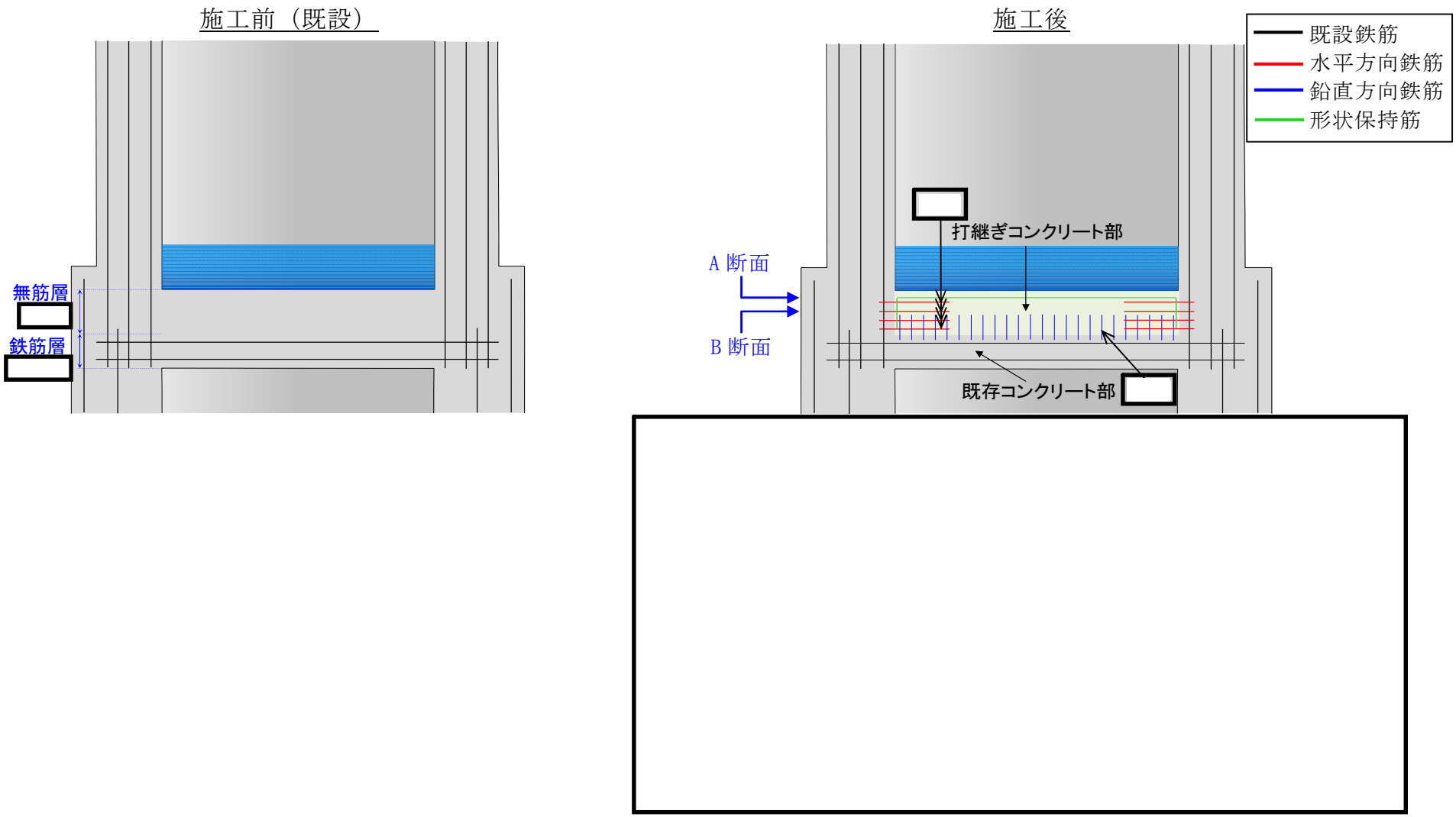



第２図　ペデスタルでの荷重伝達



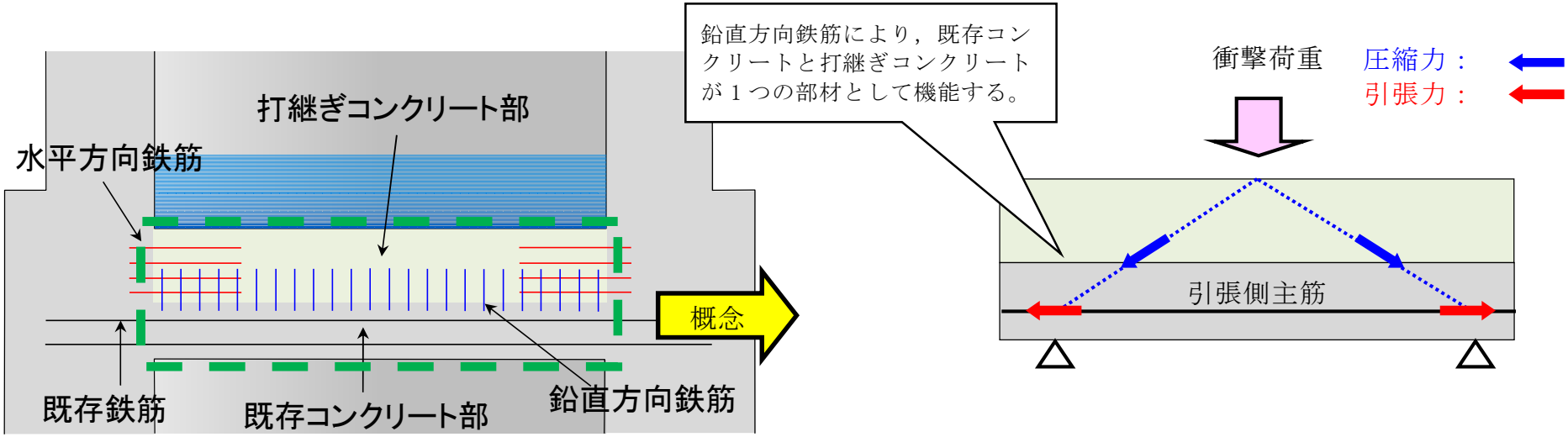

※：各種合成構造設計指針・同解説（（社）日本建築学会，2010）より引用

第 3 図　側面の有効投影面積




※今後の設計進捗により，詳細については安全裕度を低下させない範囲で変更となる可能性がある。

第 4 図　施工前後でのペデスタル構造の比較




第５図　ディープビーム構造におけるせん断耐力の概念

# ＪＡＳＭＩＮＥ解析について

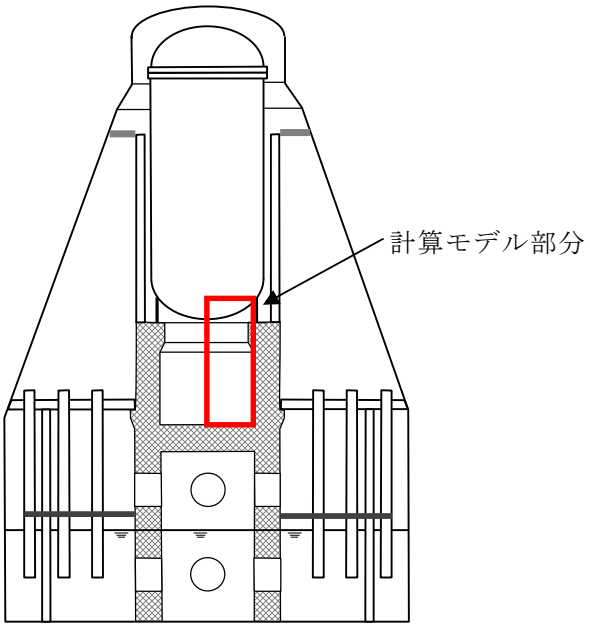
## 1.　はじめに

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溶融燃料－冷却材相互作用」に対して，万が一の水蒸気爆発（以下「ＳＥ」という。）の発生を仮定した場合のペデスタルの構造応答評価に適用するＪＡＳＭＩＮＥコードの解析条件及び解析結果について整理したものである。

## 2.　解析条件

### 2.1　計算体系の幾何形状

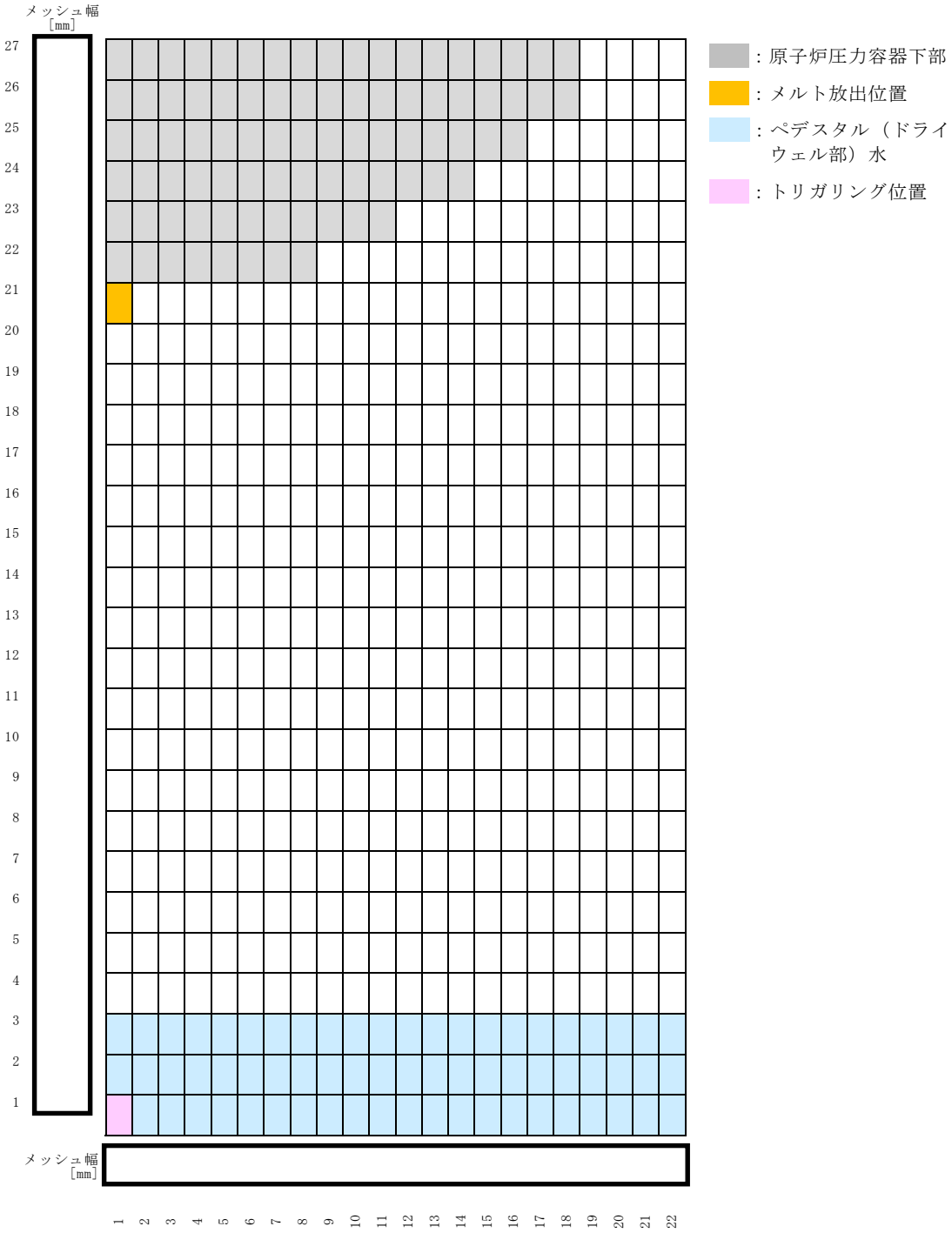
ＪＡＳＭＩＮＥの計算体系にてモデル化した領域を第１図に示す。モデル化した領域は，原子炉圧力容器底部，ペデスタル（ドライウェル部）側面及び床面となる。




第１図　ＪＡＳＭＩＮＥの計算体系にてモデル化した部分

## 2.2　メッシュ分割

第 1 図に示す計算体系に対するＪＡＳＭＩＮＥ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，ＪＡＳＭＩＮＥ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

## 2.3　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 | | |

## 2.4　溶融炉心の組成

ＪＡＳＭＩＮＥでは溶融炉心の組成を入力条件とはしていない。

## 2.5　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。ＪＡＳＭＩＮＥ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。

## 2.6　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 | [redacted] | ［Pa］ | ＭＡＡＰ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[redacted]に，ＭＡＡＰ解析における下部プレナム内の溶融デブリの酸化物層の過熱度としてＢＷＲ代表条件の[redacted]を考慮した値 |
| 5 | メルト放出速度 | | ［m／s］ | ＭＡＡＰ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[redacted]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 | [redacted] | ［m］ | 大規模ＦＣＩ実験結果（ＦＡＲＯ，ＣＯＴＥＬＳ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ＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用 |
| 10 | ブレークアップ係数 | 1.0 | ［－］ | |
| 11 | 液滴速度ファクタ | 5 | ［－］ | |
| 12 | トリガリング位置 | ペデスタル（ドライウェル部）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.

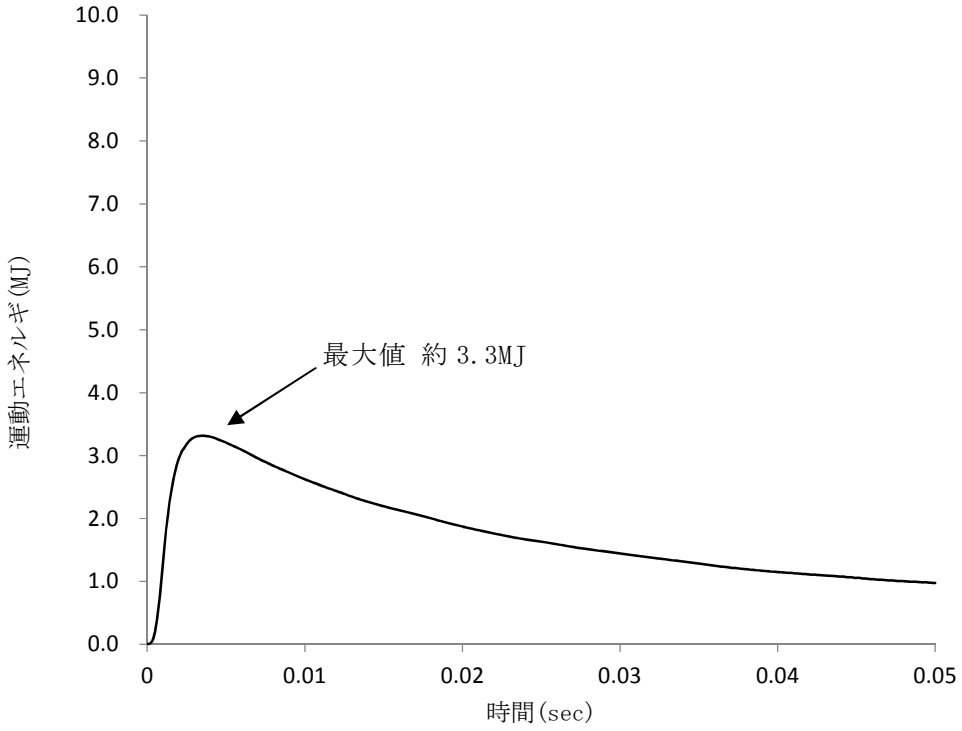
第3表　主な入力条件（2／2）

| 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 | $5\times10^{5}$ | ［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ＪＡＥＡ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 | $1\times10^{-3}$ | ［sec］ | |
| 19 | 蒸発に用いられるエネルギ割合 | 融体の寄与：0.02<br>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 | $1\times10^{7}$ | ［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ＪＡＥＡ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.

3.　解析結果

第 3 図に水蒸気爆発に伴う運動エネルギの推移を示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合にペデスタル（ドライウェル部）の水に伝達される運動エネルギの最大値は約 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溶融燃料－冷却材相互作用」に対して，万が一の水蒸気爆発（以下「ＳＥ」という。）の発生を仮定した場合のペデスタルの構造応答評価に適用する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次元のペデスタル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

ペデスタルは原子炉圧力容器（以下「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デスタル水面より 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。

ペデスタル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，ペデスタル外の領域にはコンクリート床（ダイヤフラム・フロア）等の周辺構造が存在するが，ペデスタル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。

ペデスタルのＲＰＶ支持機能を評価する観点で，ペデスタル上部に作用するＲＰＶ，原子炉遮蔽壁の自重を考慮する。

ＳＥによってもペデスタル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，及びペデスタル内構造物を含むデブリの自重を負荷する。

ペデスタルの構造概要図を第 3－1 図に，解析モデル境界条件を第 3－2 図に示す。また，第 3－1 表に荷重条件を示す。

第 3－1 図　ペデスタル構造概要図

第３－２図　解析モデル境界条件

第３－１表　荷重条件

| 項目 | 値 | 荷重位置 |
|---|---|---|
| ＲＰＶ等自重 | 約 $2.08\times10^{4}$kN | ペデスタル上部 |
| ＳＥ前のデブリジェット荷重※1 | 約 70kN | 床スラブ中心 |
| ＳＥ後のデブリジェット荷重※2 | 約 700kN | 床スラブ中心 |
| ＳＥ後のデブリ自重 | 約 $4.17\times10^{3}$kN | 床スラブ全面 |

※1　ＲＰＶ破損時における破損口径を考慮した荷重条件
※2　ＭＡＡＰ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，構造材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。

第 4－1 表　要素プロパティ一覧

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

### 4.2　構造材モデル

構造材の変形を考慮する際，構造材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。

以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。

第 4－2 表　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

第 4－3 表にコンクリートの材料特性を示す。

第 4－3 表　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<br>（設計基準強度 225kg/cm$^2$） |
| 密度 | [redacted]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，ＮＵＰＥＣ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

第4－4表に鉄筋（SD345）の材料特性を示す。

第4－4表　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 | [redacted] |
| ヤング率 | [redacted] |
| ポアソン比 | [redacted] |
| 降伏応力 | [redacted] |
| 限界相当塑性ひずみ | [redacted] |

4.3　メッシュ分割

第4－1図～第4－5図に各部のメッシュ分割について示す。ペデスタル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，第4－5表に要素分割の詳細を示す。

第4－1図　コンクリートのメッシュ図

第 4－2 図　鉄筋のメッシュ図

第 4－3 図　爆発源のメッシュ図

第 4－4 図　液相のメッシュ図

第 4－5 図　気相のメッシュ図

第4－5表　要素分割の詳細

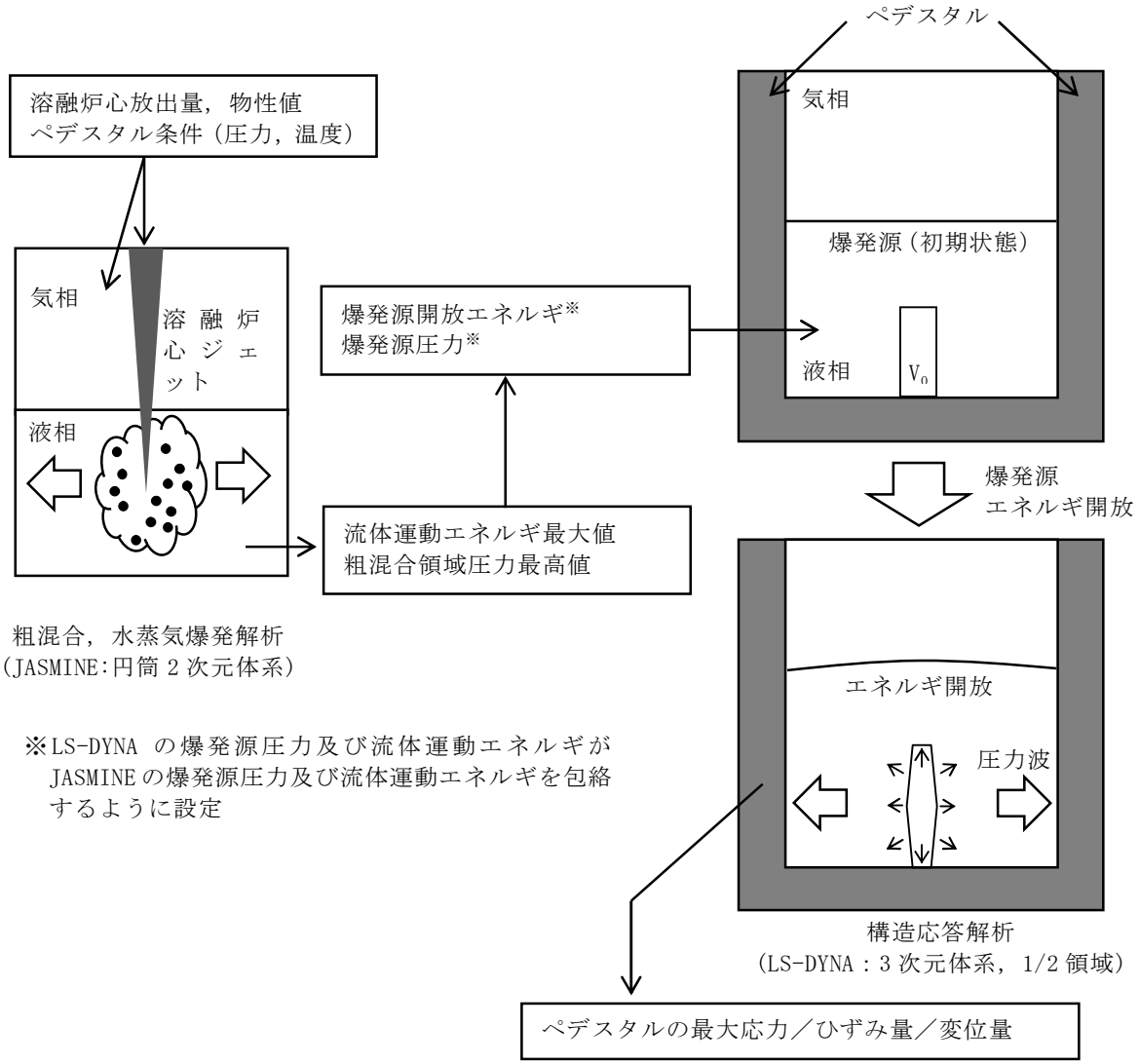
| 部位 | 要素 | 要素数 |
|---|---|---|
| 爆発源 | ALE（Solid）要素 | [redacted] |
| 液相 | ALE（Solid）要素 | [redacted] |
| 気相 | ALE（Solid）要素 | [redacted] |
| コンクリート | Lagrange（Solid）要素 | [redacted] |
| 鉄筋 | Lagrange（Beam）要素 | [redacted] |

5.　爆発源の設定方法

爆発源の初期形状は，ＪＡＳＭＩＮＥコードでの爆発源仕様に基づき半径[redacted]，軸方向高さ[redacted]とする。

ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析による流体の運動エネルギは，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が，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析の爆発源圧力及び流体運動エネルギを包絡するよう調整する。

これらの設定方法を第5－1図に示す。また，第5－2図及び第5－3図に流体の運動エネルギと爆発源圧力，第5－1表に爆発源の仕様を示す。




第５－１図　ＬＳ－ＤＹＮＡにおける爆発源の設定方法

第５－２図　流体の運動エネルギ

第５－３図　爆発源の圧力

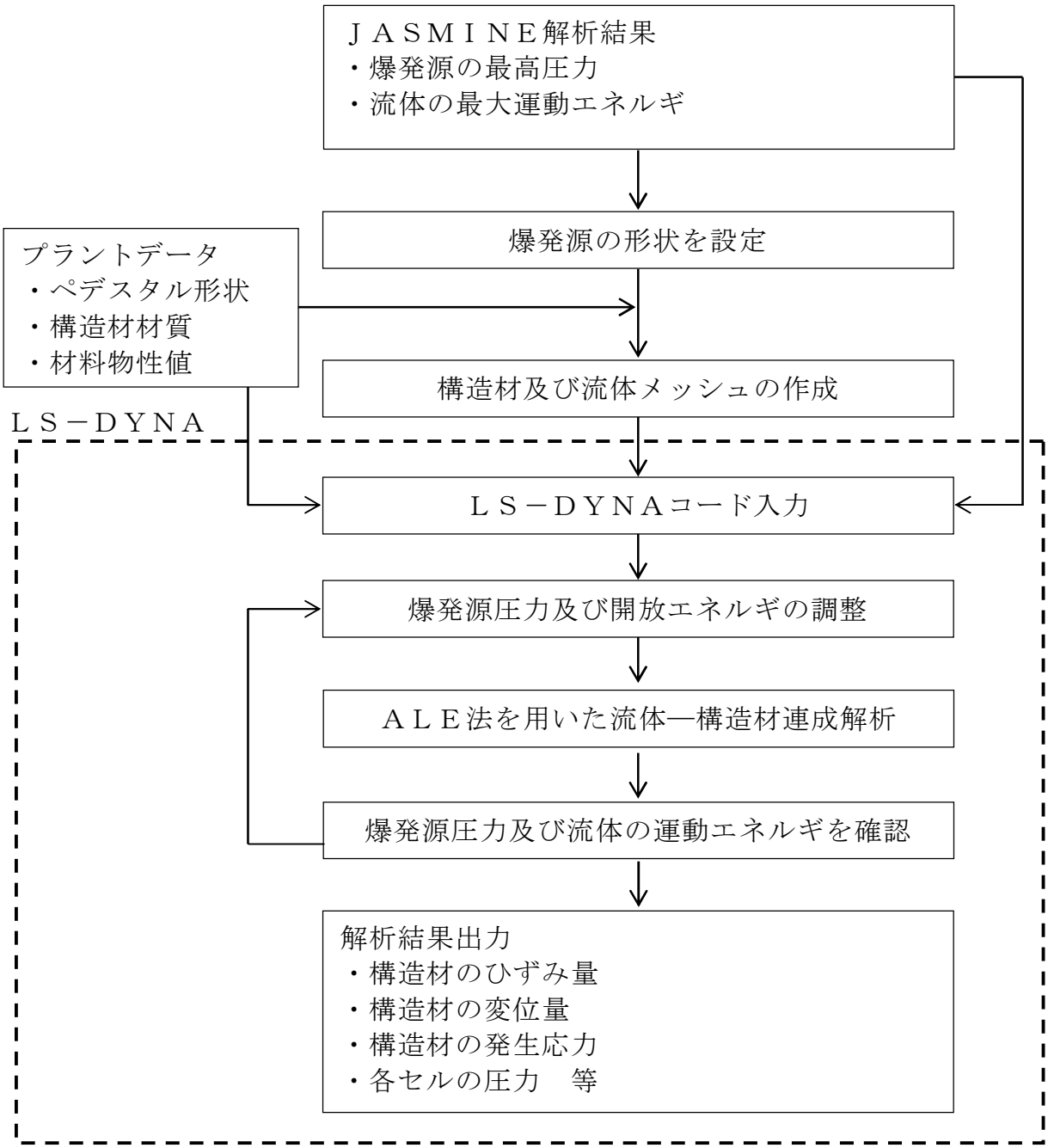
第５－１表　爆発源の仕様

| 項目 | 値 | 設定根拠 |
|---|---|---|
| 初期半径 | [redacted] | ＪＡＳＭＩＮＥ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 | | |
| 最高圧力※ | | ＪＡＳＭＩＮＥコード解析結果の流体運動エネルギの最大値を再現する値を設定 |
| 流体の運動エネルギ※ | | |

※ 開放エネルギの調整結果として確認される。

6.　解析フロー

第６－１図にＬＳ－ＤＹＮＡの解析フローを示す。




第６－１図　ＬＳ－ＤＹＮＡ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第 6－1 図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 ペデスタル構造物の幾何形状

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

（ＪＡＳＭＩＮＥコードの評価条件・結果に基づく）

⑦ 爆発源の最高圧力，エネルギ

（ＪＡＳＭＩＮＥ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

（ＪＡＳＭＩＮＥ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

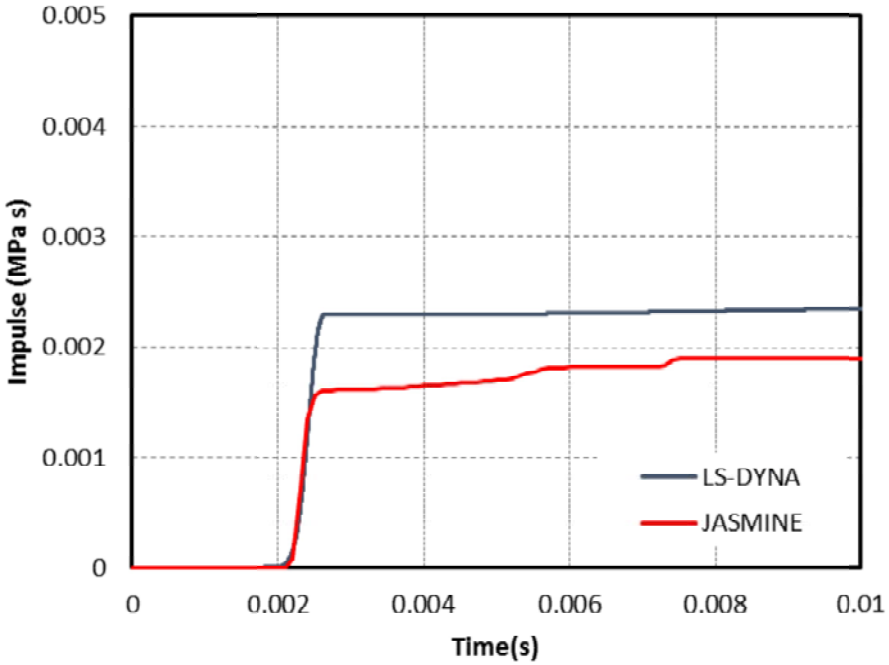
④ 各セルの圧力

別添

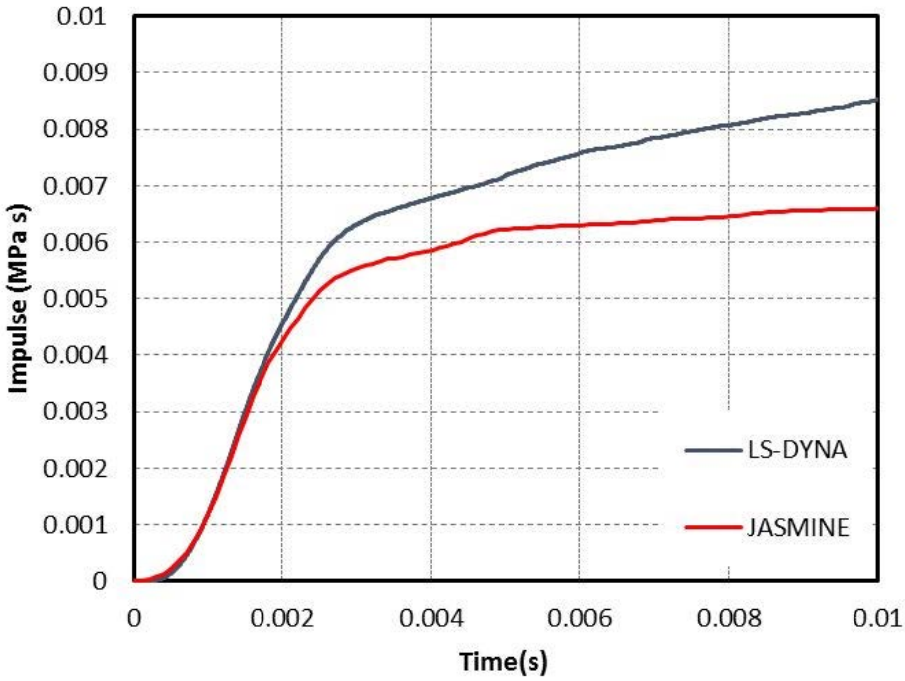
運動エネルギから圧力として伝わるときの考え方について

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が，爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギとして伝わりこれが構造材のペデスタル壁に作用するためであり，この運動エネルギ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，ペデスタル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。第１図及び第２図に示すとおり，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。




第１図　ＳＥによる側壁力積履歴の比較




第２図　ＳＥによる床スラブ力積履歴の比較

# 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

溶融炉心・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デスタル内に敷設するジルコニア製コリウムシールドについて，万が一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

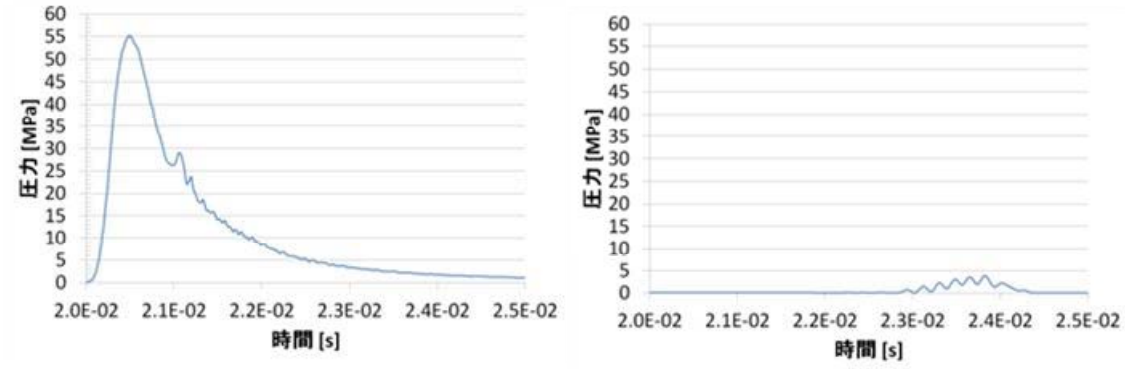
コリウムシールドの設置構造の概念図を第１図に示す。コリウムシールドは複数分割した部材を敷き詰める構造とし，固定用のボルトやアンカを部分的に使用することで，万が一の水蒸気爆発時の衝撃による周方向の荷重を分散し，水蒸気爆発による破損を防止する設計とする。

＜側面図＞　　＜正面図＞

第１図　コリウムシールド設置構造概念図

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デスタル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[redacted]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

万が一の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。

別紙

# 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

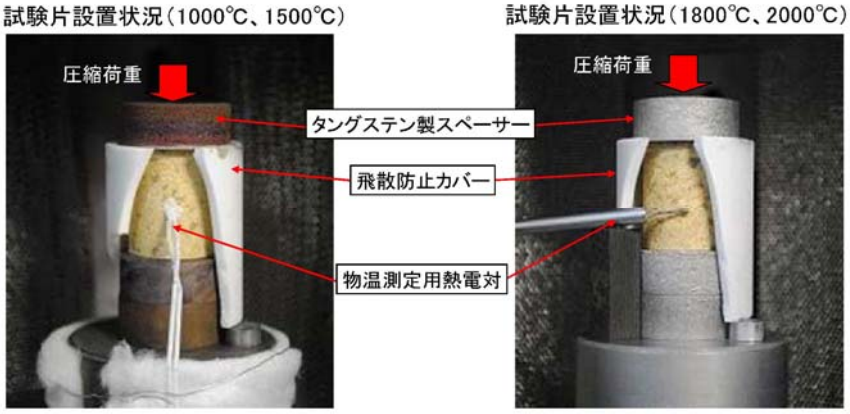
耐熱材：$ZrO_2$耐火材

形　状：円柱状（φ25×30mm）

### (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℃，1,500℃，1,800℃，2,000℃ |
| 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℃／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$\sigma_c$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［$mm^2$］

2.　試験結果及び圧縮強度の設定

試験結果を第 2 表に示す。水蒸気爆発発生時点における$ZrO_2$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[redacted]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[redacted]を設定する。

第 2 表　圧縮強度試験結果

| 温度（℃） | 圧縮強度（MPa） | | |
|---|---|---|---|
| | 最小 | 最大 | 平均 |
| 20 | | | |
| 1,000 | | | |
| 1,500 | | | |
| 1,800 | | | |
| 2,000 | | | |

※　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<br>燃料棒表面熱伝達<br>燃料被覆管酸化<br>燃料被覆管変形 | 炉心モデル（炉心熱水力モデル）<br>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。<br>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。<br>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。<br>・TQUV，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<br>・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，炉心溶融開始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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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小さい。 |
| | 沸騰・ボイド率変化<br>気液分離（水位変化）・対向流 | 炉心モデル（炉心水位計算モデル） | TQUX 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。<br>・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 コードの方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，その後の注水操作による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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であるものの，その差異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。 |
| 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，格納容器圧力及び雰囲気温度について，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。<br>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雰囲気温度の傾向を適切に再現できており，また，格納容器圧力及び雰囲気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。 | 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雰囲気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 |
|---|---|---|---|---|---|
| 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<br>・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<br>・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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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。 | 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僅かであることから，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。 | 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が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。BWR-5，Mark－Ⅱ型格納容器プラントである東海第二発電所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を確認するため，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。<br>（添付資料 3.3.7） |
| | 原子炉圧力容器外 FCI（デブリ粒子熱伝達） | | | | |

# 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～<br>約 3,293MW<br>（実績値） | 定格原子炉熱出力として設定 | 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<br>（圧力容器ドーム部） | 6.93MPa[gage] | 約 6.91 MPa[gage]～<br>約 6.94MPa[gage]<br>（実績値） | 定格原子炉圧力として設定 | 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には，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<br>（セパレータスカート下端から＋126cm） | 通常運転水位<br>約－4cm～約＋6cm<br>（セパレータスカート下端から約＋122cm<br>～約＋132cm）<br>（実績値） | 通常運転時の原子炉水位として設定 | 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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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 3m であるのに対してゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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<br>（定格流量<br>（100%）） | 定格流量の<br>約 86%～約 104%<br>（実績値） | 定格流量として設定 | 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<br>（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には，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<br>燃焼度 33GWd／t | ANSI/ANS-5.1-1979<br>平均的燃焼度約 31GWd/t<br>（実績値） | 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として設定 | 最確条件とした場合には，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，原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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，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。 |
| | 格納容器体積<br>（ドライウェル） | 5,700$m^3$ | 5,700$m^3$<br>（設計値） | 設計値 | 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。 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100$m^3$<br>液相部：3,300$m^3$ | 空間部：<br>約 4,092$m^3$～<br>約 4,058$m^3$<br>液相部：<br>約 3,308$m^3$～<br>約 3,342$m^3$<br>（実績値） | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定） | 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得るが，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・プール水位が 6.983m の時の水量は 3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎ（0.087m）による水量変化は約 42$m^3$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。 | 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，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・プール水位が 6.983m の時の水量は 3,300$m^3$であるのに対し，ゆらぎ（0.087m）による水量変化は約 42$m^3$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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 真空破壊装置 | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧）<br>（設計値） | 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。 |

## 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 | サプレッション・プール水位 | 6.983m<br>（通常運転水位－4.7cm） | 約 7.000m～<br>約 7.070m<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 | 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得るが，ゆらぎによるサプレッション・プール水位の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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。 | 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，ゆらぎによるサプレッション・プール水位の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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く，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 約 15℃～約 32℃<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 | 運転員等操作としては代替循環冷却系による格納容器除熱操作となるが，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には，解析条件で設定している水温よりも低くなるため，圧力スパイクへの影響としては，発生する蒸気量の低下が考えられるが，評価項目となるパラメータに対する影響は小さい。 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 約 2.2 kPa[gage]～約 4.7kPa[gage]<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器圧力を包絡する値 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため，格納容器圧力が低めに推移するが，その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。 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため，格納容器圧力が低めに推移するが，その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。 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 約 25℃～約 58℃<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 | 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得るが，格納容器雰囲気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。 | 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，ゆらぎによる格納容器雰囲気温度の解析条件からの上昇は約 1℃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。 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 35℃以下 | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 | 最確条件とした場合には，ペデスタル（ドライウェル部）への注水温度が低くなるが，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。 | 最確条件とした場合には，ペデスタル（ドライウェル部）への注水温度が低くなるが，ペデスタル（ドライウェル部）には通常運転時から約 1m の水位が形成されていることから外部水源の温度がペデスタル（ドライウェル部）のプール水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。 |
| | 外部水源の容量 | 約 8,600m$^3$ | 8,600m$^3$以上<br>（西側淡水貯水設備＋代替淡水貯槽） | 西側淡水貯水設備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<br>（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 | 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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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。<br>（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＋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，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，圧力スパイクの最高値は約 0.20MPa[gage]となったが，圧力スパイクの最高値は本評価の結果と同程度であり，格納容器の限界圧力 0.62MPa[gage]以下であることから，評価項目を満足する。<br>（添付資料 3.3.8） |
| | 安全機能等の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能，低圧注水機能及び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 | － | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定するとともに，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を設定 | － | － |
| | 外部電源 | 外部電源なし | － | 安全機能の喪失に対する仮定に基づき設定<br>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絡する条件として，機器条件に示すとおり設定 | | |
| 機器条件 | 原子炉スクラム信号 | 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）信号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（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。 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 原子炉保護系電源喪失又は原子炉水位異常低下（レベル２）信号 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁閉止するものとして設定 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（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小さい。 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが．その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。 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 電源喪失によるポンプ停止（事象発生と同時） | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |

# 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 | 逃がし安全弁 | 安全弁機能<br>7.79 MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2ｔ／h（1個当たり）～<br>410.6t／h（1個当たり） | 安全弁機能<br>7.79MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2t／h（1個当たり）～<br>410.6t／h（1個当たり）<br>（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個を開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）の２個を開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 | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／h | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／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。 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約14MW<br>（サプレッション・プール水温度100℃，海水温度32℃において） | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約14MW以上<br>（サプレッション・プール水温度100℃，海水温度32℃以下において） | 熱交換器の設計性能に基づき，代替循環冷却系の除熱性能を厳しくする観点で，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は同等であることから運転員等操作時間に与える影響はない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順（格納容器圧力0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は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ない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。 |

# 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 | 緊急用海水系による冷却水（海水)の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作 | 事象発生 90 分後 | 中央制御室における緊急用海水系及び代替循環冷却系の準備時間を考慮して設定 | 【認知】<br>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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>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。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 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，代替循環冷却系の運転開始時間も早まるが，その他の操作と並列して実施する場合でも，順次実施し所定の時間までに操作を完了できることから影響はない。 | 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，格納容器圧力及び雰囲気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。 | 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。 | 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。<br>訓練では緊急用海水系起動に約 16 分。代替循環冷却系起動に約 27 分。<br>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。 |

# エントレインメント係数の圧力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力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。

※「付録３　重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて　第５部ＭＡＡＰ　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力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力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，ベースケース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（[redacted]～[redacted]）のうちおよそ中間となる[redacted]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（[redacted]）と最小値（[redacted]）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 4.5 時間後に原子炉圧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（最大値）の方が僅かに大きい結果となったが，評価項目である最高使用圧力の２倍（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，圧力スパイクのピークが評価項目である最高使用圧力の２倍（0.62MPa[gage]）を下回ることを確認した。

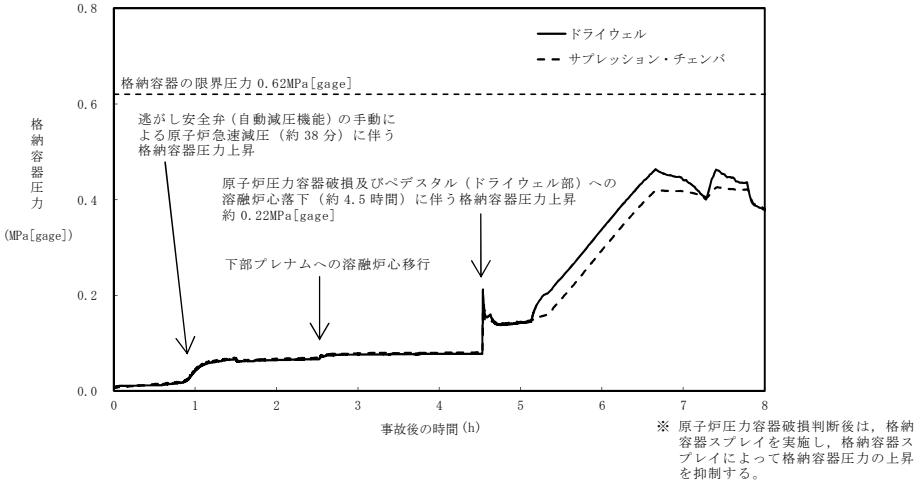
また，ＢＷＲ５，Ｍａｒｋ－Ⅱ型格納容器の場合についても，エントレインメント係数の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいことを確認した。

第１表　解析条件のまとめ

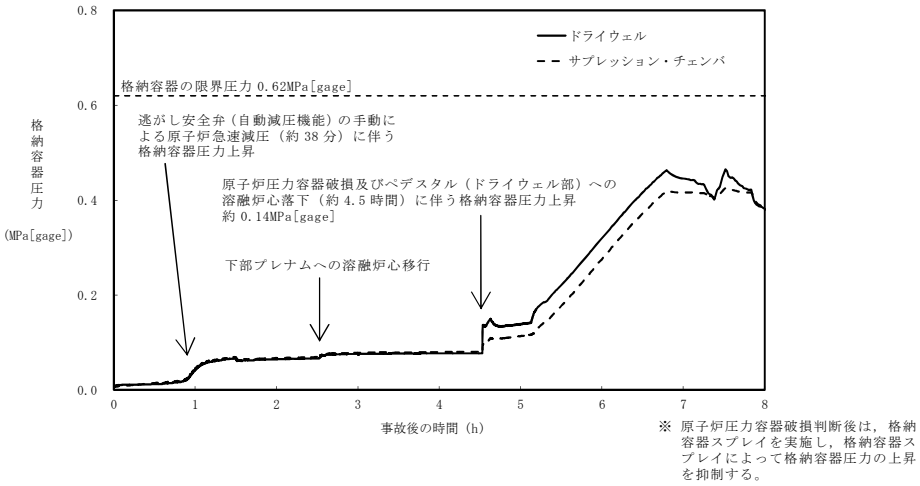
| 条件 | ベースケース | 感度解析ケース | |
|---|---|---|---|
| エントレインメント係数 | [redacted] | [redacted] | [redacted] |
| 設定根拠 | MAAP 推奨値のノミナル値 | MAAP 推奨範囲の最小値 | MAAP 推奨範囲の最大値 |

第２表　解析結果のまとめ

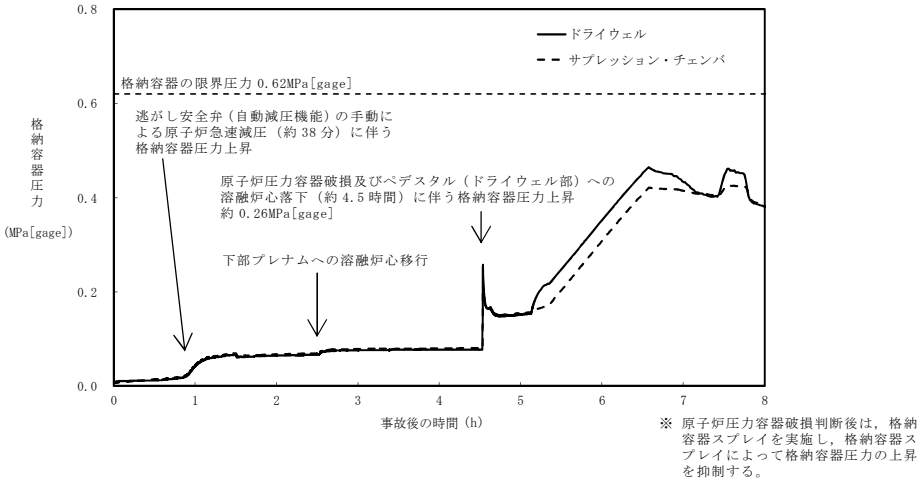
| 事象進展 | ベースケース | 感度解析ケース（最小値） | 感度解析ケース（最大値） |
|---|---|---|---|
| 炉心損傷 | 約 35 分 | 約 35 分 | 約 35 分 |
| 炉心下部プレナムへの溶融炉心の移行 | 約 2.5 時間 | 約 2.5 時間 | 約 2.5 時間 |
| RPV 破損 | 約 4.5 時間 | 約 4.5 時間 | 約 4.5 時間 |
| 溶融炉心落下による PCV ピーク圧力 | 約 0.22MPa[gage] | 約 0.14MPa[gage] | 約 0.26MPa[gage] |




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ＬＯＣＡとした場合の圧力スパイクへの影響

## 1.　評価の目的

ベースケースでは，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，溶融炉心の内部エネルギの観点でより厳しいと考えられるＴＱＵＶ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ＬＯＣＡ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，圧力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ＬＯＣＡの場合の圧力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。この他の評価条件は，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ＬＯＣＡとし，事故シーケンスを「大破断ＬＯＣＡ＋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（ペデスタル））」とした。

・起因事象を大破断ＬＯＣＡとした場合，リロケーションに伴い格納容器雰囲気温度が急激に上昇するため，これに備えた運転手順に従い，事象発生の 25 分後に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 130m$^3$／h で開始し，事象発生の 90 分後に代替循環冷却系による格納容器

除熱を開始した時点で停止するものとした。

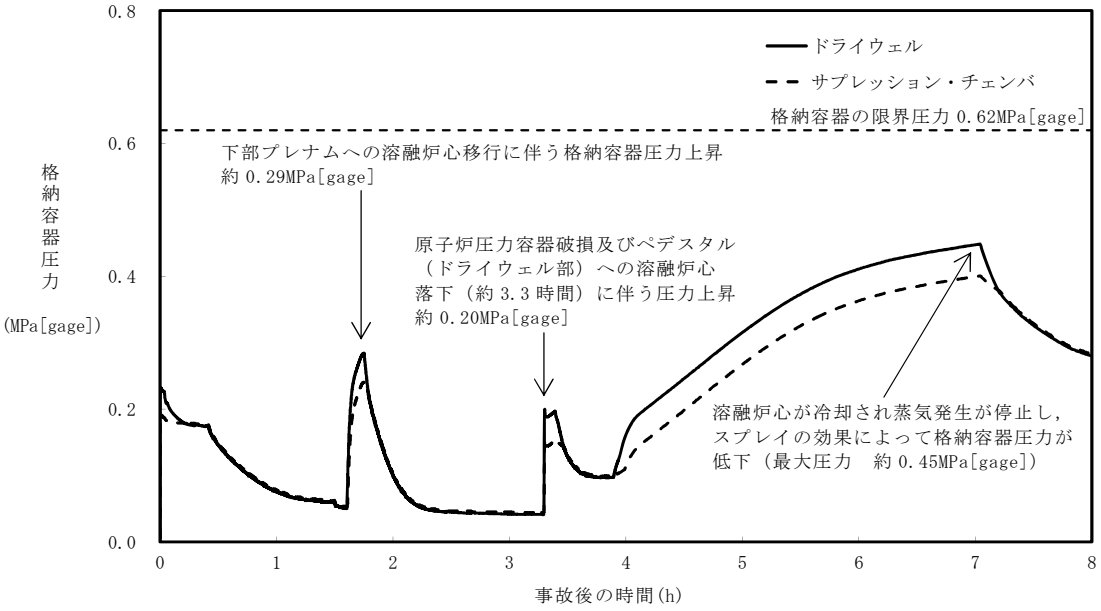
・リロケーション発生時には，代替循環冷却系による格納容器除熱を実施している状態でも格納容器雰囲気温度が上昇するため，格納容器雰囲気温度が 171℃に到達した時点で代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を 300m$^3$／h で再開し，格納容器雰囲気温度が 151℃まで低下した時点で停止するものとした。

3. 評価結果

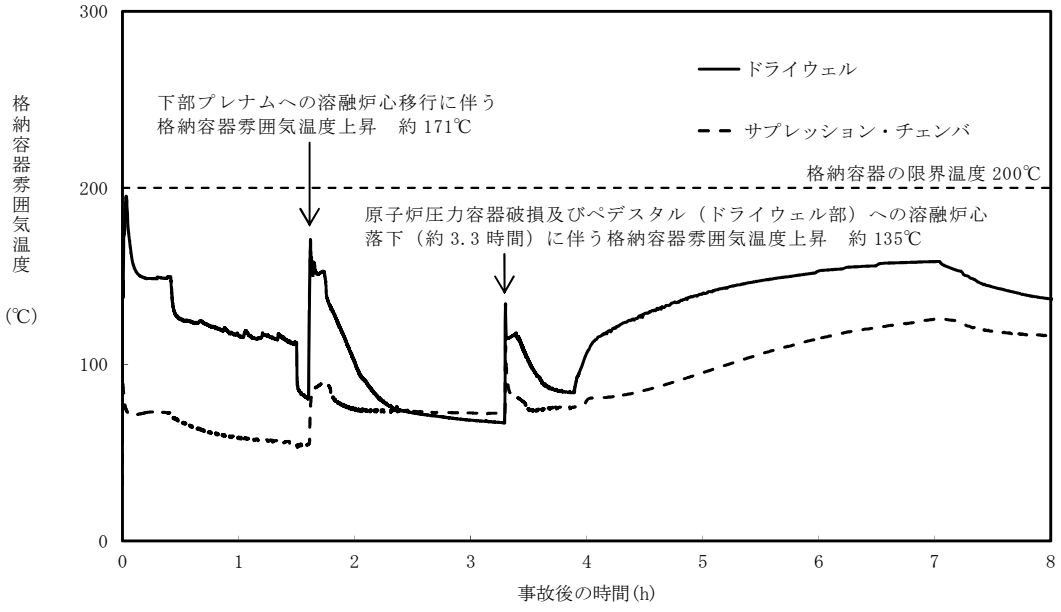
格納容器圧力の評価結果を第 1 図，格納容器雰囲気温度の評価結果を第 2 図に示す。

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，圧力スパイクのピーク値は約 0.20MPa[gage]となるが，このピーク値はベースケースの結果より低く，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ことを確認した。

なお，第 1 図及び第 2 図において，原子炉圧力容器破損時のペデスタル（ドライウェル部）の水はある程度サブクール度があるのに対し，下部プレナムへの溶融炉心移行時の原子炉圧力容器内の水はほぼ飽和状態のため，原子炉圧力容器破損時よりも下部プレナムへの溶融炉心移行時の方が蒸発量が多くなり，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇幅が大きくなっている。




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

## 3.4　水素燃焼

### 3.4.1　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「水素燃焼」に至る可能性のあるプラント損傷状態は，確率論的リスク評価の結果からは抽出されない。このため，「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，「水素燃焼」の観点で評価することが適切と考えられる評価事故シーケンスを選定する。

(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「水素燃焼」では，ジルコニウム－水反応，水の放射線分解，金属腐食，溶融炉心・コンクリート相互作用等によって発生する水素によって格納容器内の水素濃度が上昇し，水の放射線分解によって発生する酸素によって格納容器内の酸素濃度が上昇する。このため，緩和措置がとられない場合には，ジルコニウム－水反応等によって発生する水素と格納容器内の酸素が反応することによって激しい燃焼が生じ，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では，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入によって，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することにより，格納容器の破損を防止する。また，溶融炉心・コンクリート相互作用による水素発生に対しては「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」のとおり，コリウムシールドの設置及びペデスタル（ドライウェル部）への注水によって水素発生を抑制する。

なお，重大事故が発生した場合，ジルコニウム－水反応によって水素濃度は 13vol%※（ドライ条件）を大きく上回る。このため，本格納容器破

損モードによる格納容器の破損を防止する上では，水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要であるが，特に酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要である。また，水の放射線分解，金属腐食，溶融炉心・コンクリート相互作用等による水素発生の影響は小さい。

※　格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して 13vol％以下又は酸素濃度が 5vol％以下であれば爆轟を防止できると判断される。

(3)　格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「水素燃焼」で想定される事故シーケンスに対して，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入により，水素燃焼による格納容器の破損を防止する。

「3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価」に示すとおり，格納容器破損モード「水素燃焼」において評価対象とした事故シーケンスは，「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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから，格納容器破損防止対策は「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」と同じである。

3.4.2　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，酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ，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ている「大破断ＬＯＣＡ＋

高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」である。

なお，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

この事故シーケンスは，「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）」の評価事故シーケンスと同じであることから，本格納容器破損モードの評価事故シーケンスは，「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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じ評価事故シーケンスとした。また，評価事故シーケンスを「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」の評価事故シーケンスとしない理由は，「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」では格納容器圧力逃がし装置に期待することで，格納容器内の気体が排出され，水素及び酸素の絶対量が減少し，水素及び酸素の分圧が低下するとともに，サプレッション・チェンバのプール水の減圧沸騰等によって発生する水蒸気とともに格納容器外に排出され続けることで，水素及び酸素の分圧並びに水素濃度及び酸素濃度が低く維持され，格納容器内での水素燃焼の可能性が無視できる状態となるためである。

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・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流，原子炉圧力容器におけるＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む），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，放射線水分解等による水素・酸素発生及び原子炉圧力容器内ＦＰ挙動，格納容器における格納容器各領域間の流動，サプレッション・プール冷却，スプレイ冷却及び放射線水分解等

による水素・酸素発生並びに炉心損傷後の格納容器における格納容器内ＦＰ挙動が重要現象となる。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により格納容器圧力，格納容器雰囲気温度，格納容器内の気相濃度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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから，有効性評価の条件は「3.1.2.2(2) 有効性評価の条件」と同じである。このほかに，本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき主要な解析条件を第 3.4－1 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．初期条件

(a)　酸素濃度

格納容器の初期酸素濃度，水の放射線分解によって発生する水素及び酸素並びに可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入に伴い格納容器内に注入される酸素を考慮することとする。格納容器の初期酸素濃度は，運転上許容される上限の 2.5vol％（ドライ条件）とする。なお，可燃性ガス濃度制御系は，重大事故時の環境下における使用を想定した設備ではないことから，考慮しない。

b．事故条件

(a)　炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量

炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は，解析コードＭＡＡＰの評価結果から得られた値を用いた。これは，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化によって運転中の格納容器内の酸素濃度が低く管理されていること及び解析コードＭＡＡＰの評価結果で水素濃度が 13vol％（ドライ条件）を超えることを考慮すると，酸素濃度の上昇の観点から厳しいシーケンスとすることが適切と考えたためである。仮に全炉心内のジルコニウム量の 75％が水と反応し，水素が発生した場合，格納容器内の水素濃度が増加するため，相対的に水の放射線分解で発生する酸素の濃度は低下する。

(b)　水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合

水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の発生量は，解析コードＭＡＡＰで得られる崩壊熱を基に評価する。ここで，水素及び酸素の発生割合（Ｇ値（100eV 当たりの分子発生量），以下「Ｇ値」という。）は，それぞれ 0.06，0.03 とする。また，原子炉冷却材による放射線エネルギの吸収割合は，サプレッション・プール内の核分裂生成物については，ベータ線，ガンマ線ともに 1，サプレッション・プール以外に存在する核分裂生成物についてはベータ線，ガンマ線ともに 0.1 とする。

（添付資料 3.4.1，3.4.2）

(c)　金属腐食等による水素発生量

格納容器内の亜鉛等の反応や炉内構造物の金属腐食によって発生する水素の発生量は，ジルコニウム－水反応による水素発生量に比べて少なく，また，水素の発生は，格納容器内の水素濃度を上昇させ，酸

素濃度を低下させると考えられることから，金属腐食等による水素発生量は考慮しない。

（添付資料 3.1.2.10）

(3)　有効性評価の結果

本評価事故シーケンスは，「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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから，有効性評価の結果は「3.1.2.2(4) 有効性評価の結果」と同じである。このほかに，本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき評価結果として，格納容器圧力，格納容器雰囲気温度，ドライウェ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）の推移を第 3.4－1 図から第 3.4－10 図に，事象発生から 7 日間における酸素濃度の最高値と到達時間を第 3.4－2 表に示す。

ａ．事象進展

事象進展は「3.1.2.2(4) ａ．事象進展」と同じである。

上記の事象進展に伴い，主に炉心の露出から炉心冠水までの間に，全炉心内のジルコニウム量の約 10.1%が水と反応して水素が発生する。また，炉心冠水に伴い，事象発生から約 2.7 時間後にジルコニウム－水反応は停止する。発生した水素は原子炉圧力容器内で発生する蒸気とともに，破断口からドライウェルに流入する。また，原子炉圧力容器内及び格納容器内における核分裂生成物による水の放射線分解により水素及び酸素が発生する。代替循環冷却系による格納容器除熱の開始後は，サプレッション・チェンバ内で蒸気の凝縮が進むことに伴い，格納容器内の酸素濃度が相対的に上昇する。事象発生から約 84 時間後に，格納容器内酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達し，可搬型窒素供給装

置による格納容器内への窒素注入操作を実施することで，格納容器内酸素濃度の上昇が抑制される。なお，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入は，格納容器圧力が 0.31MPa［gage］に到達した時点で停止する。

b．評価項目等

格納容器内の水素濃度は，事象発生直後から 13vol％（ドライ条件）を上回るが，酸素濃度は，4.0vol％（ドライ条件）に到達した時点で可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を行うことによって，酸素濃度の最高値は約 4.0vol％（ドライ条件）にとどまることから，可燃限界を下回る。

その後も水素濃度及び酸素濃度を監視し，格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃領域に至る場合については，格納容器ベントによって，その水素濃度及び酸素濃度を低減することで，安定状態を維持できる。

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(6)の評価項目について，酸素濃度をパラメータとして対策の有効性を確認した。また，(7)の評価項目について，可燃性ガスの燃焼が生じないことを確認した。(7)の評価項目のうち，可燃性ガスの蓄積による(1)の評価項目への影響については，「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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」にて評価項目を満足することを確認している。

なお，本評価は選定された評価事故シーケンスに対する，「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対策の有効性を評価するものであり，ペデスタル（ドライウェル部）に溶融炉心が落下しない場合の評価であるが，溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）に落下した場合の水素発生の影響については，

「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」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。

（添付資料 3.4.3）

### 3.4.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

本評価事故シーケンスは，「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）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから，解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価は「3.1.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価」と同様である。よって以下では，格納容器破損モード「水素燃焼」を評価する上で着目すべき不確かさの影響評価結果を示す。

#### (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ける，解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価は，「3.1.2.3(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価」と同様である。

#### (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，「3.1.2.3(2) 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」と同様であるが，本評価事故シーケンスを評価する上で，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

初期条件の酸素濃度は，解析条件の 2.5vol％（ドライ条件）に対して最確条件は約 1vol％（ドライ条件）から約 2vol％（ドライ条件）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，初期酸素濃度が低くなるため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられ，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

事故条件の炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は，解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 10.1％が水と反応して発生する水素量に対して，最確条件は事象進展に依存するものであり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合は，水素発生量が変動する可能性があるが，操作手順（可搬型窒素供給装置による格納容器内の窒素注入操作を実施すること）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小さい。

事故条件の金属腐食等による水素発生量は，最確条件とした場合は，水素発生量が増加し，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられ，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。

事故条件の水の放射線分解によるＧ値は，解析条件の水素：0.06，酸素：0.03 に対して最確条件は同じであるが，Ｇ値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合，格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には，格納容器圧力逃がし装置を使用し，格納容器内の気体を排出す

る必要がある。なお，格納容器圧力逃がし装置に係る運転員等の操作については，「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」において，成立性を確認している。

（添付資料 3.4.4，3.4.5）

(b) 評価項目となるパラメータに与える影響

初期条件の酸素濃度は，解析条件の 2.5vol%（ドライ条件）に対して最確条件は約 1vol%（ドライ条件）から約 2vol%（ドライ条件）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，初期酸素濃度が低くなるため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

事故条件の炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は，解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 10.1%が水と反応して発生する水素量に対して，最確条件は事象進展に依存するものであり，解析条件の不確かさとして，最確条件とした場合は，水素発生量が変動する可能性がある。炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は，運転員等操作である低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作開始時間に依存して変動するが，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作開始時間については，「3.1.2.3(2)ｂ．操作条件」にて解析上の操作開始時間と実態の操作開始時間はほぼ同等と評価しており，炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量に与える影響は小さい。仮に低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作開始が大幅に早まった場合，第 3.4－11 図及び第 3.4－12 図に示すとおり，全炉心内のジルコニウム量の約 15.3%が水と反応し，炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は 5 割程度増加するが，酸素

濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達した時点で可搬型窒素供給装置を用いた格納容器内への窒素注入操作を開始するため，酸素濃度の最高値は約 4.0vol%（ドライ条件）であり，可燃限界を下回る。また，本評価における酸素濃度と同等の値であることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また，仮に低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作開始が遅れた場合，第 3.4－13 図及び第 3.4－14 図に示すとおり，全炉心内のジルコニウム量の約 7.6%が水と反応し，炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は 1 割程度減少するが，酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達した時点で可搬型窒素供給装置を用いた格納容器内への窒素注入操作を開始するため，酸素濃度の最高値は約 4.0vol%（ドライ条件）であり，可燃限界を下回る。また，本評価における酸素濃度と同等の値であることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

事故条件の金属腐食等による水素発生量は，最確条件とした場合は，水素発生量が増加するため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。

事故条件の水の放射線分解によるＧ値は，解析条件の水素：0.06，酸素：0.03 に対して最確条件は同じであるが，Ｇ値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合，格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には，格納容器圧力逃がし装置を使用し，格納容器内の気体を排出することが可能であるため，評価項目となるパラメータに与える影響はない。

Ｇ値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増

加する場合について，設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価に用いているＧ値（沸騰状態の場合，水素：0.4，酸素：0.2，非沸騰状態の場合，水素：0.25，酸素：0.125）を使用した感度解析を実施した。第 3.4－15 図から第 3.4－17 図に示すとおり，格納容器内の酸素濃度は事象発生から約 21 時間で 4.0vol％（ドライ条件）に到達するため，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を開始し，格納容器圧力が 0.31MPa［gage］到達により窒素注入を停止する。酸素濃度は再度上昇し，酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達するため窒素注入を再開するが，格納容器圧力が 0.465MPa［gage］に到達するため窒素注入を停止する。その後も酸素濃度が上昇することで，格納容器内の酸素濃度は，事象発生から約 122 時間で 4.3vol％（ドライ条件）に到達するが，格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器内の気体の排出操作には十分な時間余裕がある。4.3vol％（ドライ条件）到達時点で格納容器内の気体の排出操作を実施すると，水蒸気とともに非凝縮性ガスが格納容器外に押し出され，また，格納容器内は，減圧沸騰による原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度はほぼ 0vol％（ウェット条件）まで低下する。さらに，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作により，酸素濃度は低下傾向となり可燃限界である 5vol％（ドライ条件）に到達しないため，水素燃焼が発生することはない。

格納容器圧力逃がし装置による対応が生じる場合，その対応フローは「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）」のうち，「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」と同じであり，格納容器圧力逃がし装置の操作が必要となる時間は，

「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」よりも，本感度解析による評価結果の方が遅いことから，水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能となる。大気中へのＣｓ－137 の総放出量の観点でも，本感度解析による評価結果の方が，事象発生から格納容器内の気体の排出操作までの時間が長いことから，「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」の評価結果である約 18TBq を超えることはなく，評価項目である 100TBq を十分に下回る。

（添付資料 3.4.4，3.4.5，3.4.6）

ｂ．操作条件

本評価事故シーケンスにおける操作条件は，「3.1.2.3(2) ｂ．操作条件」と同様である。

(3)　操作時間余裕の把握

本評価事故シーケンスにおける操作時間余裕の把握は「3.1.2.3(3) 操作時間余裕の把握」と同様である。

(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。

### 3.4.4　必要な要員及び資源の評価

本評価事故シーケンスは，「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」のうち，「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから，必要な要員及び資源の評価は「3.1.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。

### 3.4.5　結　　論

格納容器破損モード「水素燃焼」では，ジルコニウム－水反応等によって発生した水素と，水の放射線分解によって発生した酸素が格納容器内で反応することによって激しい燃焼が生じ，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「水素燃焼」に対する格納容器破損防止対策としては，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備している。

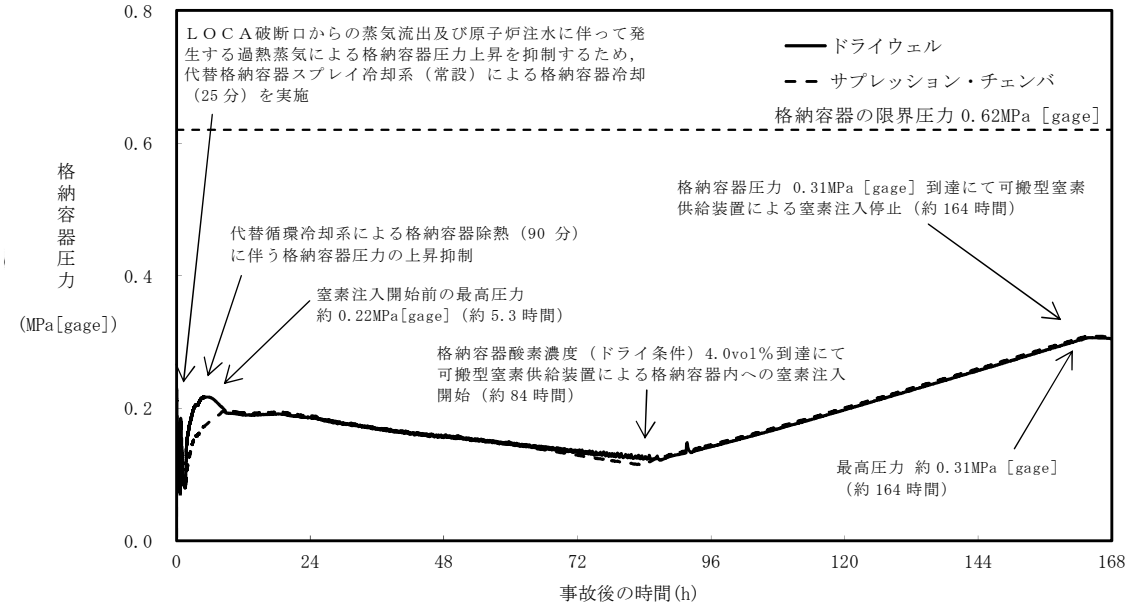
格納容器破損モード「水素燃焼」では，酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ，炉心損傷を防止できない事故シーケンスとして抽出されている評価事故シーケンス「大破断ＬＯＣＡ＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」について，有効性評価を行った。

上記の場合においても，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入により，酸素濃度が可燃限界である 5vol％（ドライ条件）以下となることから，水素燃焼に至ることはなく，評価項目を満足している。また，安定状態を維持できる。

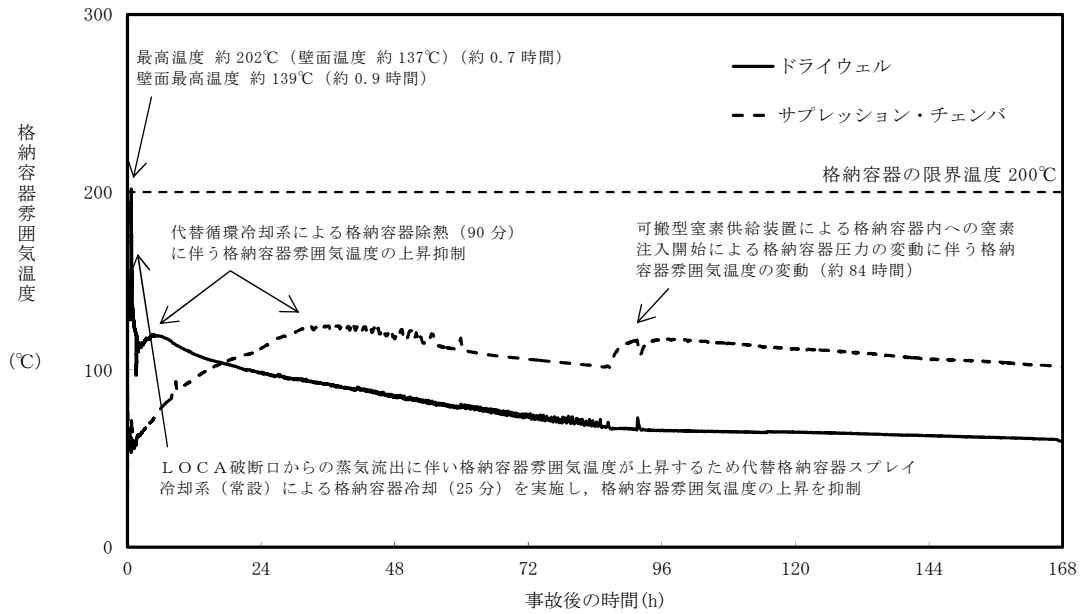
解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果，運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また，対策の有効性が確認できる範囲内において，操作時間余裕について確認した結果，操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は，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。

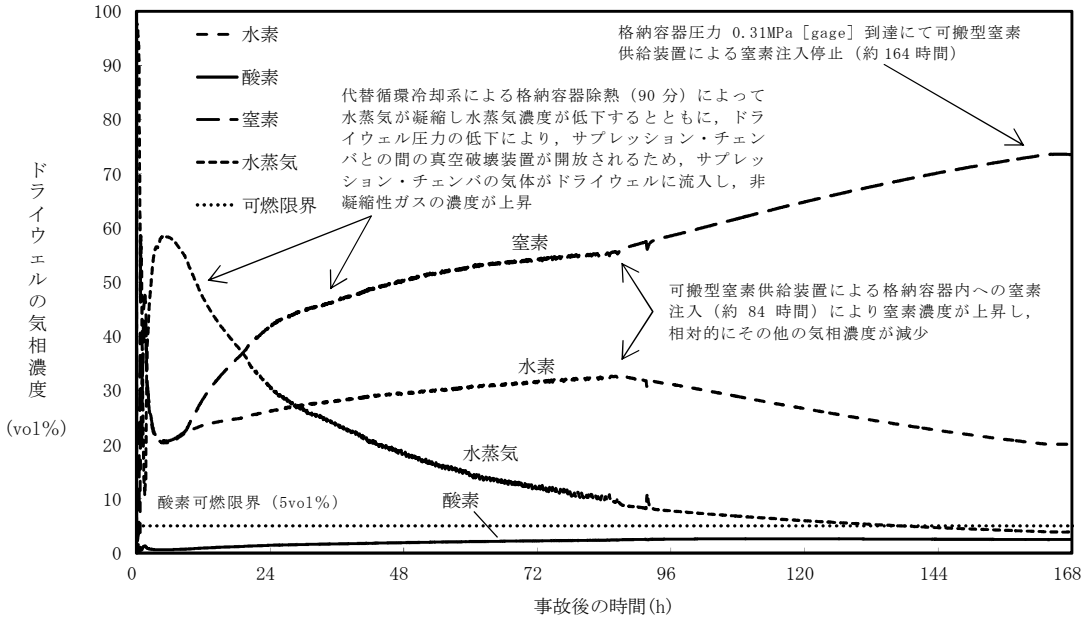
以上のことから，窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入等の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「水素燃焼」に対して有効である。



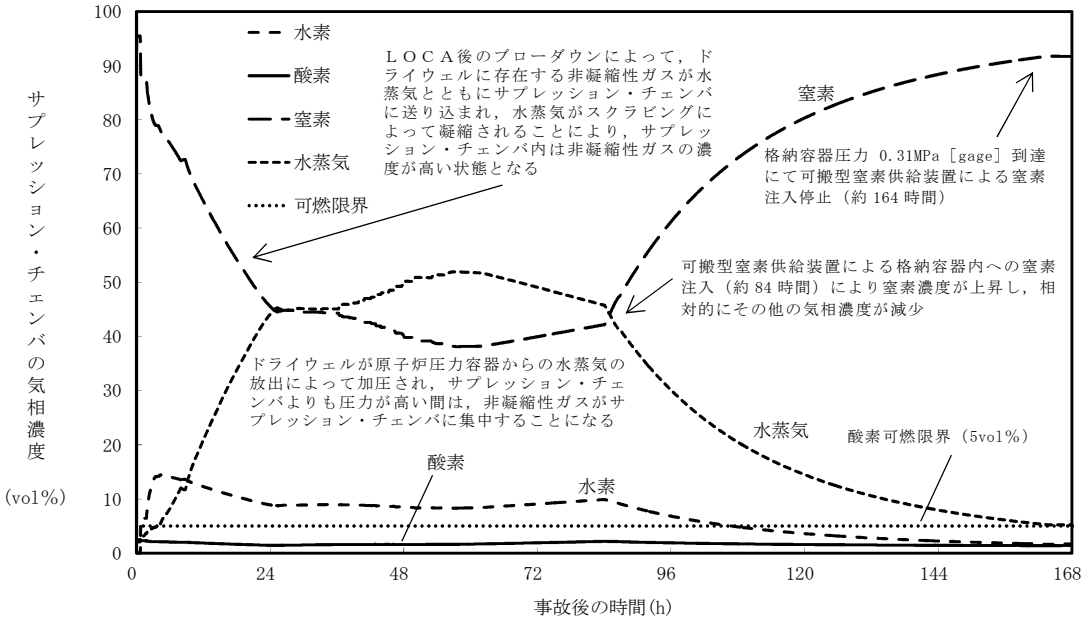

第 3.4－1 図　格納容器圧力の推移




第 3.4－2 図　格納容器雰囲気温度の推移

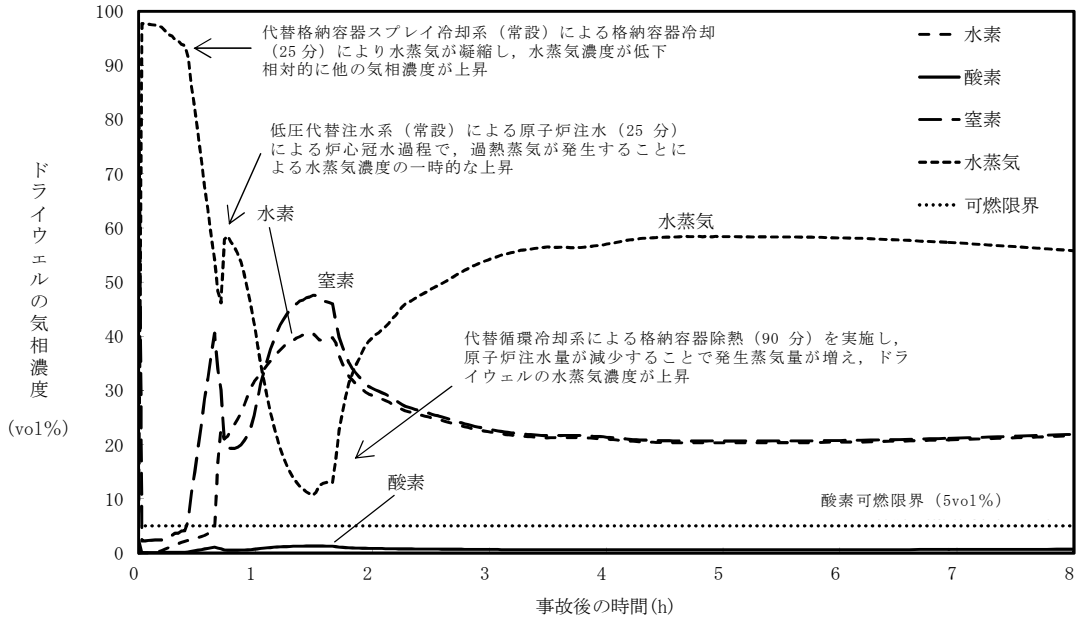



第 3.4－3 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ウェット条件）



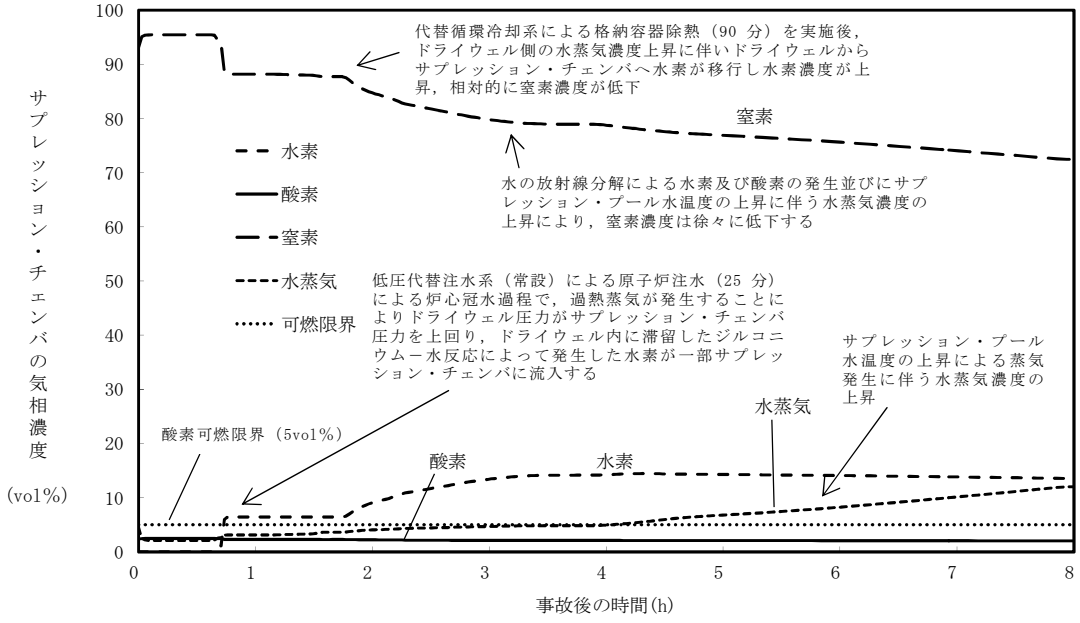

第 3.4－4 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移

（ウェット条件）



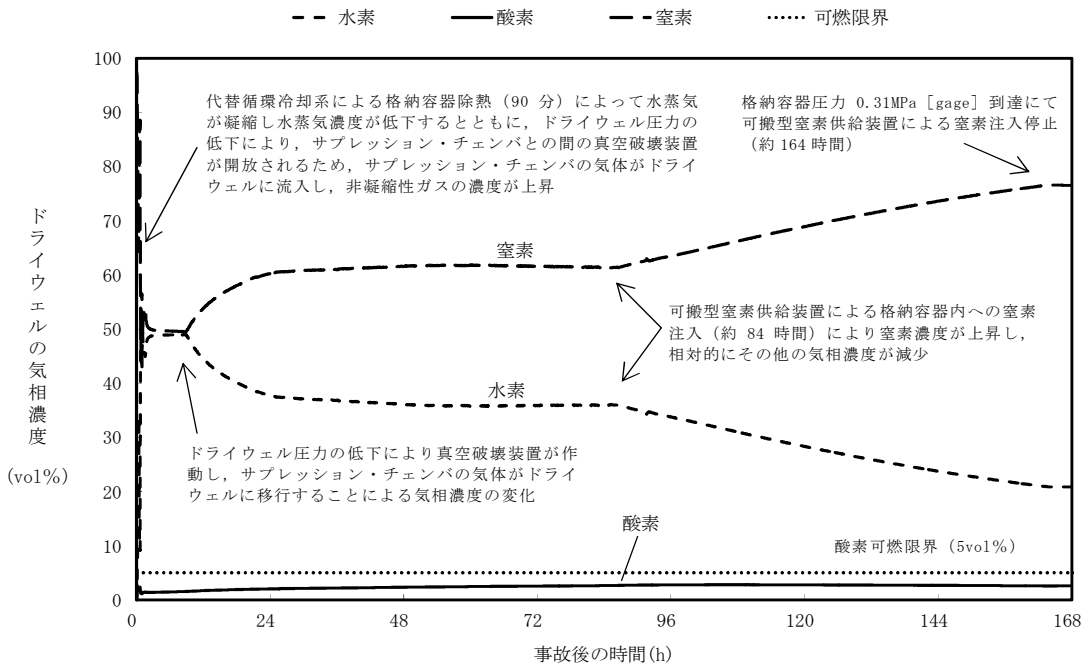

第 3.4－5 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ウェット条件）

（～8 時間）

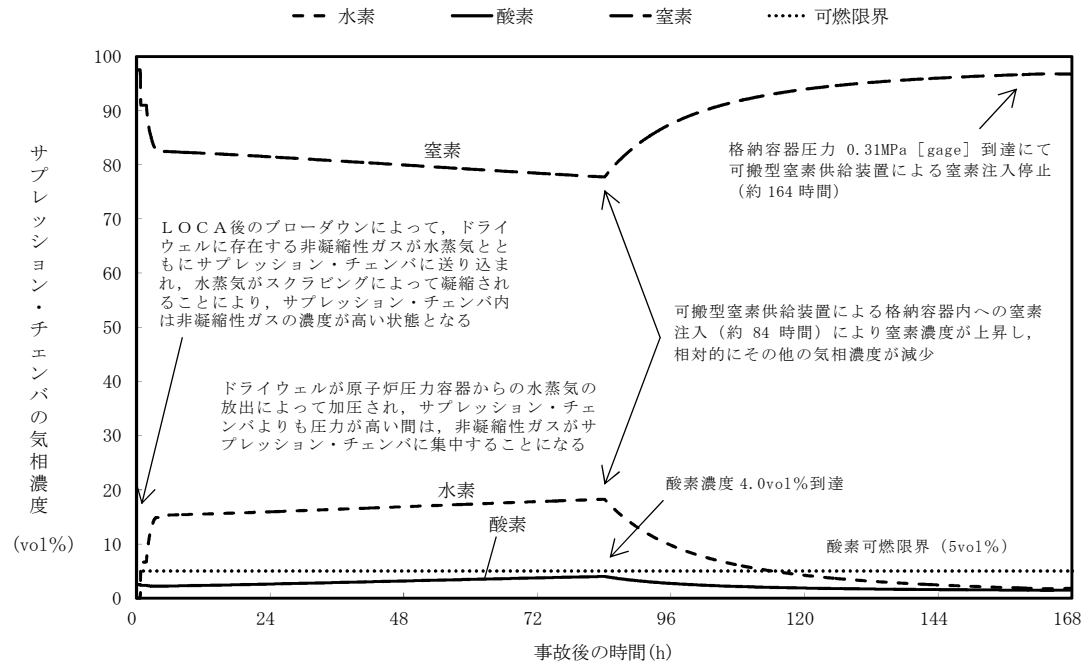



第 3.4－6 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移

（ウェット条件）（～8 時間）

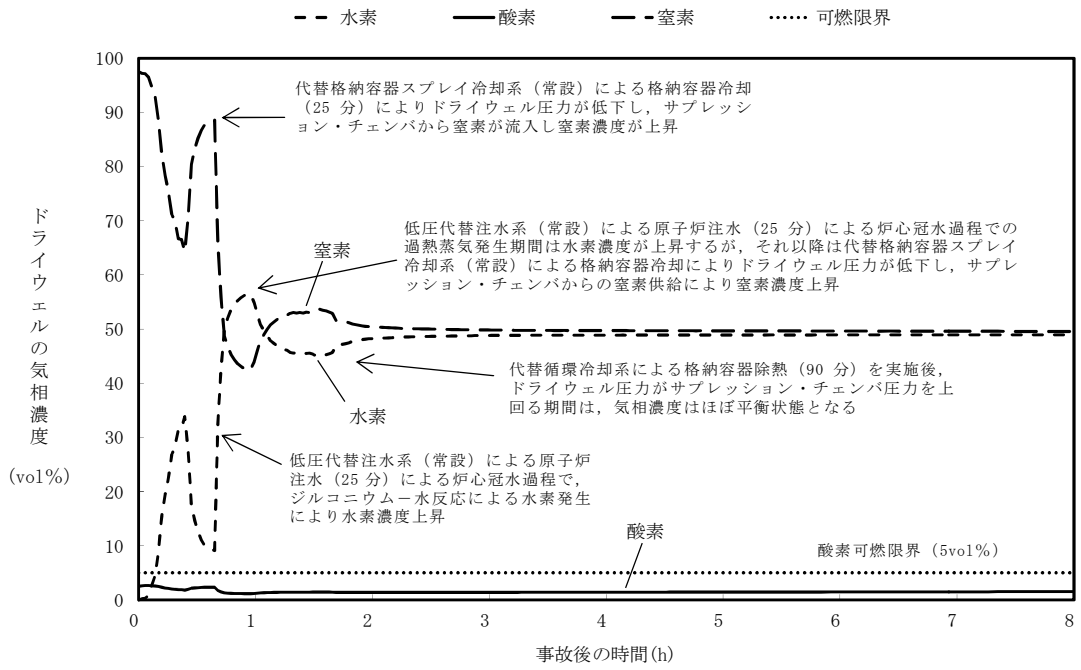



第 3.4－7 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）



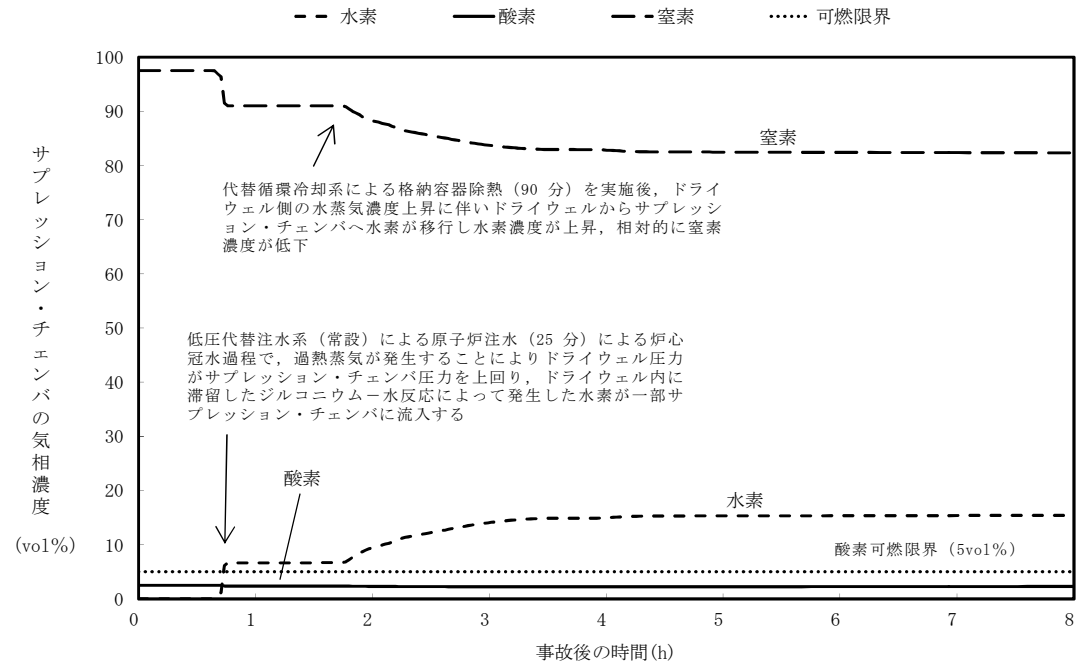

第 3.4－8 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移

（ドライ条件）



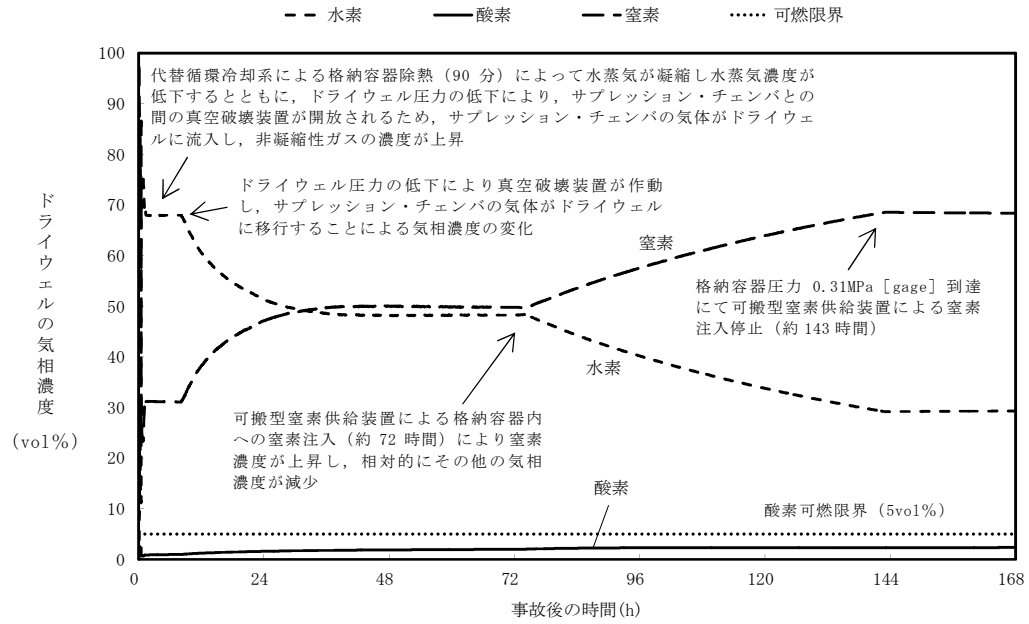

第 3.4－9 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）

（～8 時間）



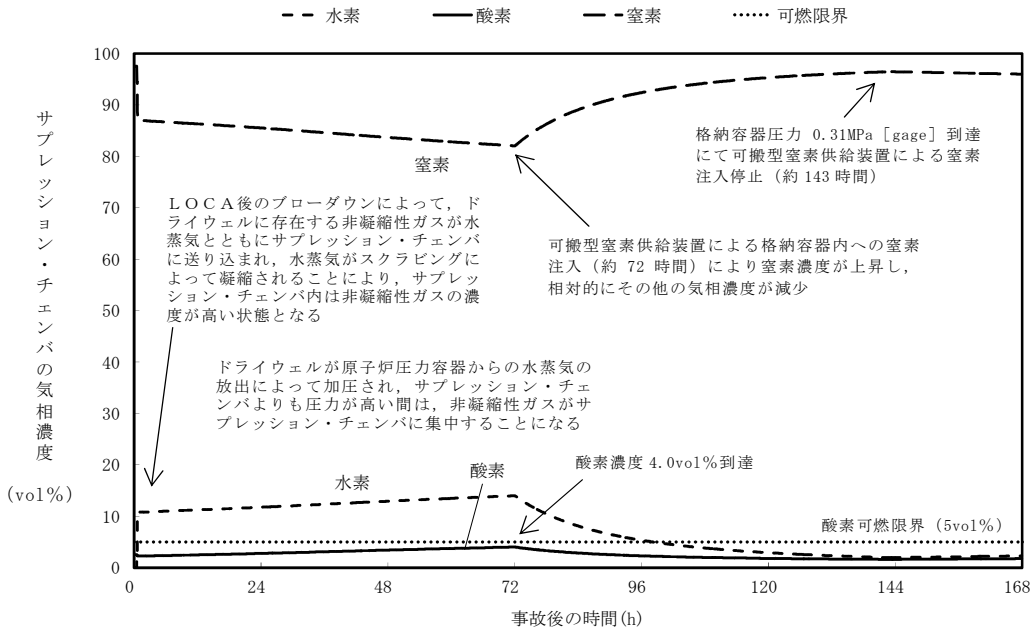

第 3.4－10 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移

（ドライ条件）（～8 時間）



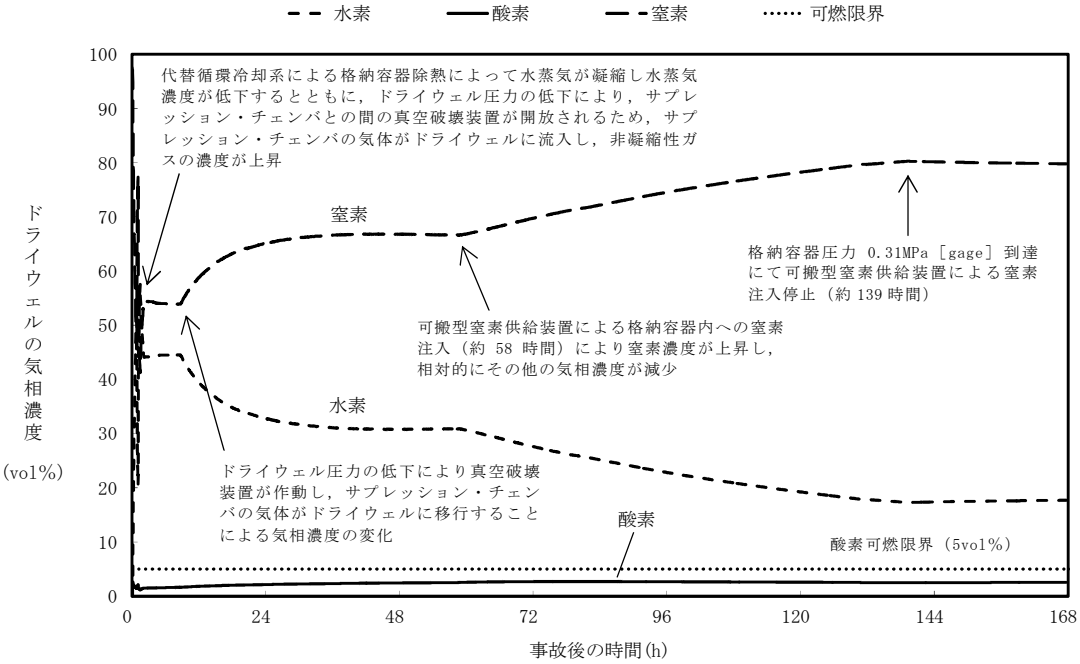

第 3.4－11 図　事象発生から 15 分後に原子炉注水を開始した場合の

ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）



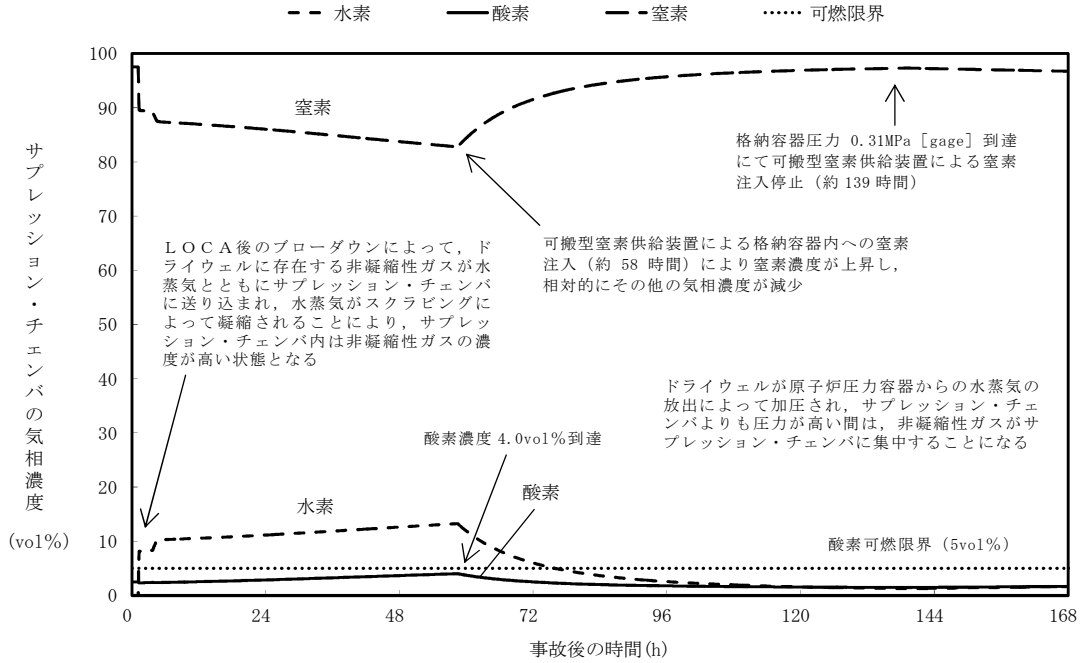

第 3.4－12 図　事象発生から 15 分後に原子炉注水を開始した場合の

サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）



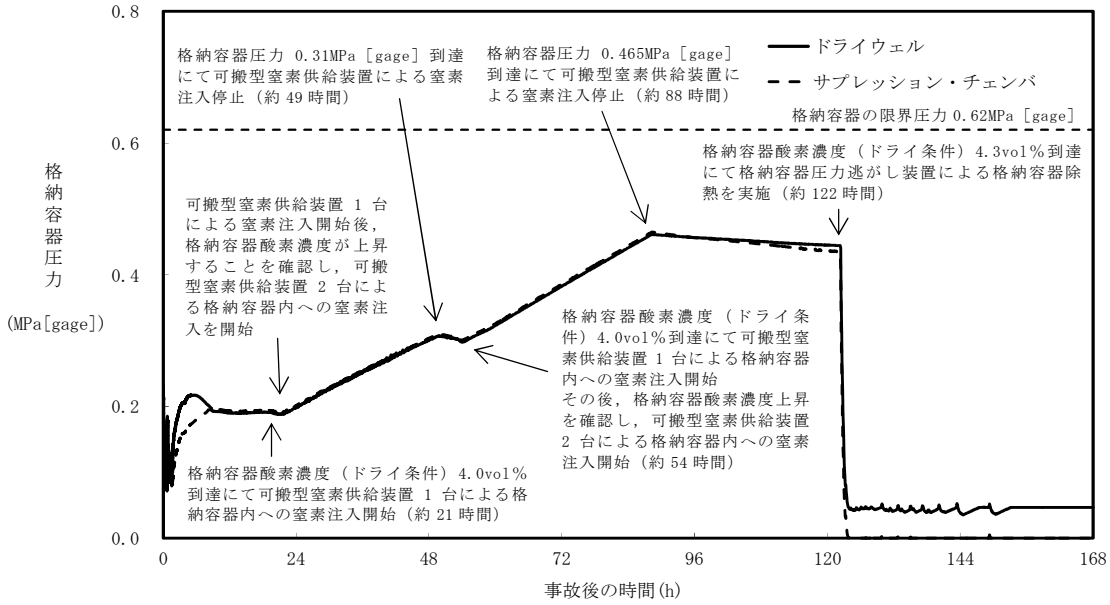

第 3.4－13 図　事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合の

ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）



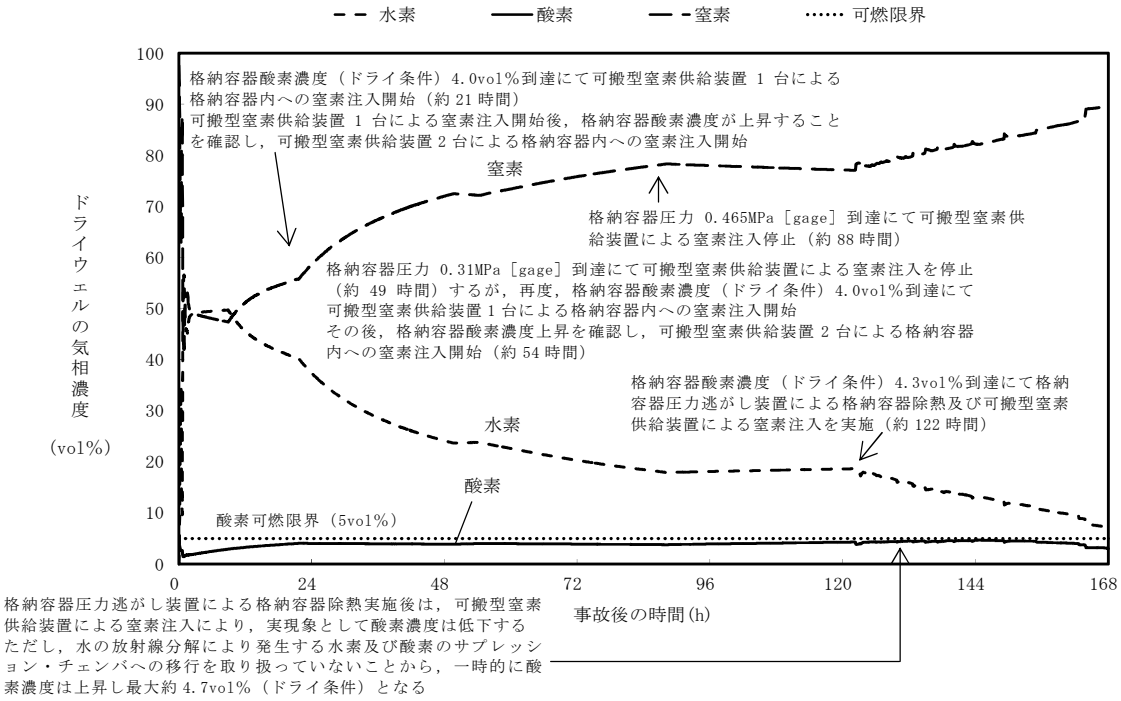

第 3.4－14 図　事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合の

サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

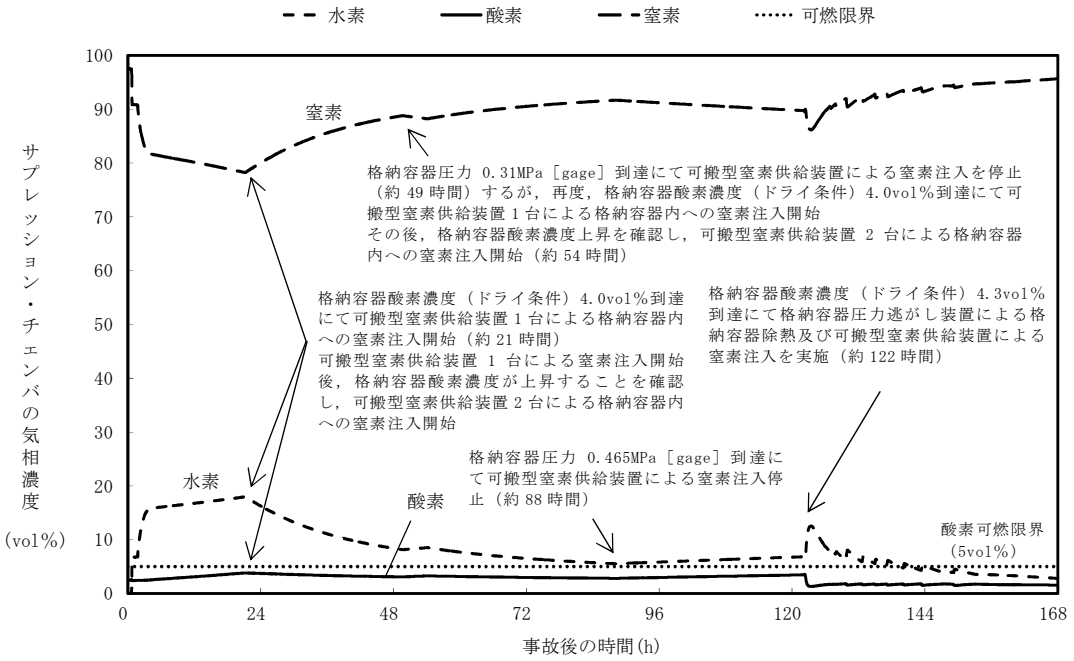



第 3.4-15 図　Ｇ値を設計基準事故ベースとした場合の

格納容器圧力の推移




第 3.4－16 図　G 値を設計基準事故ベースとした場合の
ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）




第 3.4－17 図　G 値を設計基準事故ベースとした場合の
サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

第 3.4－1 表　主要解析条件（水素燃焼）

| 項目 | | 主要解析条件 | 条件設定の考え方 |
|---|---|---|---|
| 初期条件 | 酸素濃度 | 2.5vol％ | 酸素濃度 4.3vol％（ドライ条件）到達を防止可能な初期酸素濃度として設定（運転上許容される値の上限） |
| 事故条件 | 炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量 | 全炉心内のジルコニウム量の約 10.1％が水と反応して発生する水素量 | 解析コードＭＡＡＰによる評価結果 |
| | 金属腐食等による水素発生量 | 考慮しない | 酸素濃度を厳しく評価するものとして設定 |
| | 水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合 | 水素：0.06 分子／100eV<br>酸素：0.03 分子／100eV | 重大事故時における格納容器内の条件を考慮して設定 |

第 3.4－2 表　事象発生から 7 日間（168 時間）における酸素濃度の最高値及び到達時間※

| | ウェット条件 | ドライ条件 |
|---|---|---|
| ドライウェル | 約 2.7vol％（約 116 時間） | 約 2.8vol％（約 107 時間） |
| サプレッション・チェンバ | 約 2.5vol％（約 0.4 時間） | 約 4.0vol％（約 84 時間） |

※　全炉心内のジルコニウム量の約 10.1％が反応した場合

# 水の放射線分解の評価について

## 1. 水の放射線分解の考慮

水がガンマ線等の放射線エネルギを吸収すると非常に短時間の間に水の放射線分解が起こり，Ｈ（水素原子），ＯＨラジカル，$e_{aq}^{+}$（水和電子），$HO_2$ラジカル，$H^{+}$（水素イオン）及び分子生成物の$H_2$，$H_2O_2$（過酸化水素）を生じる。また，これらの反応と並行して以下の化学反応が生じ，$H_2$がＯＨラジカルと反応して水に戻る等の再結合反応が起こる。なお，酸素は過酸化水素の分解によって生成される。

$H_2 + OH \rightarrow H + H_2O$　　式①

$H + H_2O_2 \rightarrow OH + H_2O$　　式②

$H + OH \rightarrow H_2O$　　式③

格納容器破損モード「水素燃焼」における重大事故等対策の有効性評価では，水の放射線分解による水素及び酸素の生成をモデル化している。

東海第二発電所は，運転中，格納容器内が窒素で置換されている。炉心損傷に至った場合及びその後の原子炉圧力容器破損後には，ジルコニウム－水反応や溶融炉心・コンクリート相互作用等，水素については多量に放出されるメカニズムが考えられるものの，酸素に関しては水の放射線分解が支配的な生成プロセスである。水素に関しては上記の反応によって比較的短時間で可燃限界の濃度を超えることから，格納容器内の気体の濃度を可燃限界以下に維持する観点では酸素濃度を低く維持することが重要となる。

以下では，この酸素の支配的な生成プロセスである水の放射線分解について，本評価で用いた考え方を示す。

2.　水の放射線分解による水素及び酸素量の計算

水の放射線分解による水素及び酸素の生成量は以下の式（１）で算出している。

$$\Delta n = Q_{decay} \times \frac{E}{1.6\times10^{-19}} \times \frac{G}{100} \times \frac{1}{6.02\times10^{23}} \times \Delta t \qquad \text{式（１）}$$

式（１）のパラメータは以下のとおり。

$\Delta n$　　：水の放射線分解による水素（酸素）発生量[mol]

$Q_{decay}$　　：崩壊熱[W]

$E$　　：放射線吸収割合[-]

－サプレッション・プール以外のＦＰ

：ベータ線，ガンマ線ともに 0.1

－サプレッション・プール内のＦＰ

：ベータ線，ガンマ線ともに 1

$G$　　：実効Ｇ値[分子／100eV]

－水素　：G(H2)＝0.06

－酸素　：G(02)＝0.03

$\Delta t$　　：タイムステップ[sec]

放射線吸収割合について，炉内については，炉心から放出される放射線が水に吸収される割合を解析によって評価した結果，約 1%となったことから，これを保守的に考慮して 10%とした。また，炉外のＦＰについては水中に分散していることを考慮し，保守的に放射線のエネルギの 100%が水の放射線分解に寄与するものとした。[1]

今回はベータ線及びガンマ線を考慮の対象とし，アルファ線については考慮の対象としていない。アルファ線については飛程が短いため，大部分が溶融炉心等に吸収されるものと考え，アルファ線による水の放射線分解への寄

与は無視できるものとした。また，本評価では電力共同研究（以下「電共研」という。）において求めたＧ値を用いているが，これはガンマ線源による照射によって得られた実験結果である。ベータ線はガンマ線に比べて飛程が短いことから溶融炉心等に吸収され易く，ガンマ線源による実験結果のＧ値をベータ線に対して適用することは，放射線分解に伴う水素及び酸素濃度を多く見積もる点で保守的な取扱いと考えられる。

放射線の吸収エネルギ 100eV 当たりに生成する原子･分子数をＧ値と呼ぶ。Ｇ値には水の放射線による分解作用のみを考慮した初期Ｇ値と，これに加えて放射線分解による生成物が再結合して水分子等に戻る化学反応の効果を考慮した実効Ｇ値がある。

照射が始まり，放射線分解による生成物が増加すると，その生成物の濃度に応じて生成物が再結合して水に戻る等の化学反応も増加するため，水素分子及び酸素分子の生成割合は照射初期から徐々に低下する。水素濃度や酸素濃度の水の吸収線量との関係の傾向は，一時的に水素濃度や酸素濃度の上昇ピークが現れるのではなく，水素濃度や酸素濃度の上昇が徐々に抑制されていく形の曲線となる。格納容器内の濃度上昇というマクロな現象を評価する観点では再結合等の化学反応の効果を含めた実効Ｇ値を用いることが適切であると考えられるため，本評価では実効Ｇ値を用いる。また，実効Ｇ値には電共研の実験結果[2]に基づく値を用いた。

## 3. 格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法

放射線分解を考慮した格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法は次のとおり。また，格納容器内の水素・酸素濃度の評価の流れを第１図に示す。

・ＭＡＡＰ解析から得られるドライウェル及びサプレッション・チェンバの窒素モル数から，格納容器の初期酸素濃度を 2.5vol％とした時の酸素モル

数と窒素モル数を計算する。

・ ドライウェル及びサプレッション・チェンバにおける崩壊熱から，水の放射線分解による酸素発生量と水素発生量を計算する。

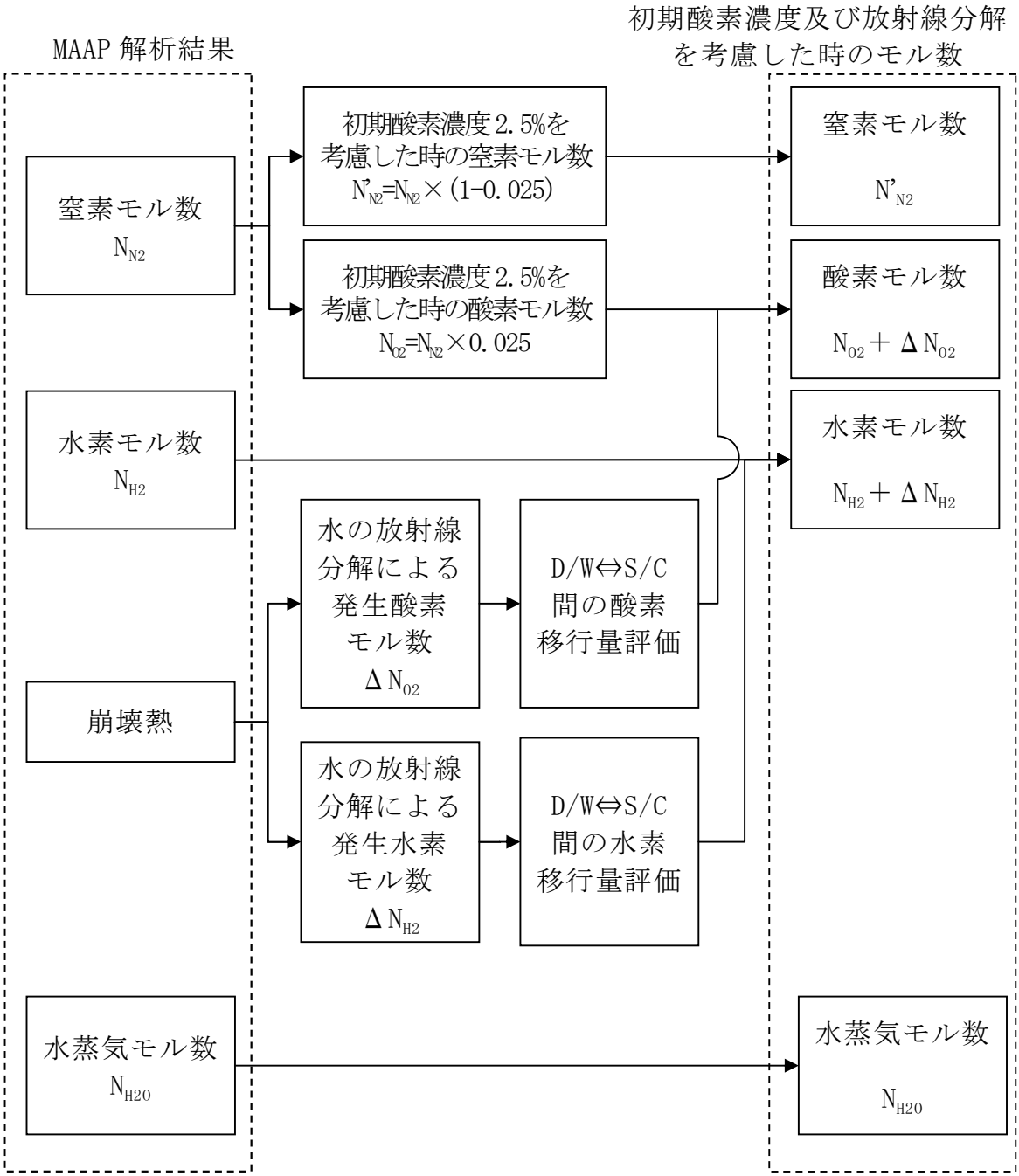
・ 水の放射線分解によって生成する水素及び酸素については，ＭＡＡＰ結果に基づいてドライウェルとサプレッション・チェンバ間のベント管を介した移行量を評価し，移行量に応じてドライウェルとサプレッション・チェンバに分配する。

・ 上記を重ね合わせることにより，格納容器内の気相濃度を計算する。

4.　参考文献

[1]「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」ＢＷＲ電力共同研究，平成 12 年 3 月

[2]「事故時放射線分解に関する研究」ＢＷＲ電力共同研究，昭和 63 年 3 月




第１図　水素・酸素濃度の評価フロー図

# シビアアクシデント条件下で用いるＧ値の設定について

## 1. これまでの許認可解析に用いたＧ値と有効性評価で適用したＧ値について

従来，Ｇ値は可燃性ガス濃度制御系性能評価解析（以下「ＦＣＳ性能解析」という。）で使用しており，以前にはその値として，Regulatory Guide 1.7(Rev.2)[1]の記載に基づき G(H2)/G(O2)=0.5/0.25 が使用されていた。この値は Regulatory Guide1.7 の前身である Safety Guide 7(1971 年 3 月)に記載されている。当時，既に一般的知見として，水の放射線分解の短時間内の一次反応に基づくＧ値（以下「初期Ｇ値」という。）は G(H2)=0.43～0.45 となることが知られており，Regulatory Guide 1.7(Rev.2)のＧ値はこの初期Ｇ値を包絡するものとなっている。

しかし，この初期Ｇ値は水の放射線分解の一次反応に基づく値であるため，その後の二次反応，つまり水素と酸素の再結合反応を含めた最終的な水素，酸素の発生割合を示す実効的なＧ値（以下「実効Ｇ値」という。）に比べてかなり大きい値となる。

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

沸騰状態　：G(H2)＜0.4，G(O2)＜0.2

非沸騰状態：G(H2)＜0.25，G(O2)＜0.125

この結果に基づき，東海第二発電所等の沸騰水型原子力発電所では，可燃性ガス濃度の評価[3]において，沸騰状態で G(H2)/G(O2)=0.4/0.2，非沸騰状態で G(H2)/G(O2)=0.25/0.125 を採用している。

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

沸騰状態　：G(H2)＜0.27，G(O2)≒0

非沸騰状態：G(H2)＜0.06，G(O2)＜0.03

この結果に基づき，有効性評価では，水素燃焼の評価において，非沸騰状態でのＧ値（G(H2)/G(O2)=0.06/0.03）を採用している。

また，電力共同研究「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究（以下「追加実験」という。)」[4]において，水の放射線分解に係る追加実験を行った。追加実験では，試験条件の温度，沸騰状態，水素濃度，よう素濃度の感度によるＧ値への影響を確認しており，基本実験の結果を用いることは妥当であることを確認している。

各評価で用いるＧ値について，第１表に示す。

## 2.　電力共同研究「事故時放射線分解に関する研究」（基本実験）

### 2.1　基本実験の概要

#### (1)　実験装置及び実験方法

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

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

実験は，照射容器内に純水を所定量注入した後，高純度アルゴン（Ａｒ）ガスで脱気し，水素ガス，酸素ガスボンベを用いて雰囲気条件（気液相の水素，酸素初期濃度）を設定する。その後，よう素，鉄，銅等の不純物を

所定量添加し，循環ポンプで均一混合させる。沸騰実験の場合，更にマントルヒータにより加熱，沸騰させる。

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

実機の事故条件を考慮して，実験ではＬＯＣＡ条件，ＦＣＳ性能解析条件及び重大事故条件の三種類の条件を想定し，各条件下でＧ値の実測を実施した。

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

(2)　試験条件及び実験結果

実験結果を第 2 表，第 3 図から第 8 図に示す。

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

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

ａ．ＬＯＣＡベースの結果：第 3 図，第 4 図

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

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

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

ｂ．ＦＣＳ性能解析ベースの結果：第 5 図，第 6 図

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

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

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

ｃ．重大事故ベースの結果：第 7 図，第 8 図

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

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

(3)　実験から得られた知見

以上の実験結果及び他のパラメータ実験結果からの知見を以下に示す。

ａ．よう素放出のないＬＯＣＡ条件下，非沸騰状態での実効Ｇ値は水素，酸素のいずれも 0 と見なし得る。ＬＯＣＡ条件下での実効Ｇ値は以下

の値となる。

沸騰状態　：G(H2)＜0.2，G(O2)＜0.1

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

沸騰状態　：G(H2)＜0.4，G(O2)＜0.2

非沸騰状態：G(H2)＜0.25，G(O2)＜0.125

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

沸騰状態　：G(H2)＜0.27，G(O2)≒0

非沸騰状態：G(H2)＜0.06，G(O2)＜0.03

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

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

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

第１表　各評価で用いるＧ値

| | 可燃性ガス濃度評価 | 格納容器破損防止対策の有効性評価 |
|---|---|---|
| 沸騰 | G(H2)=0.4<br>G(O2)=0.2 | G(H2)=0.06<br>G(O2)=0.03 |
| 非沸騰 | G(H2)=0.25<br>G(O2)=0.125 | |

第２表　実験結果

| 事故条件 | | パラメータ | | | | | 実測値（実効G値）［分子/100eV］ | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 金属－水反応割合 | 初期酸素濃度 | よう素放出割合 | 不純物添加 | 温度 | G（H2） | G（O2） |
| LOCA条件 | 非沸騰 | | | | | | | |
| | 沸騰 | | | | | | | |
| FCS性能解析条件 | 非沸騰 | | | | | | | |
| | 沸騰 | | | | | | | |
| 重大事故条件 | 非沸騰 | | | | | | | |
| | 沸騰 | | | | | | | |

第１図　非沸騰実験装置の概要

第２図　沸騰実験装置の概要

第３図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（LOCA ベース：非沸騰状態）

第４図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（LOCA ベース：沸騰状態）

第５図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（ＦＣＳ性能解析ベース：非沸騰状態）

第６図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（ＦＣＳ性能解析ベース：沸騰状態）

第７図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（苛酷事故ベース：非沸騰状態）

第８図　気相部と液相部における水素及び酸素濃度

（苛酷事故ベース：沸騰状態）

## 2.2 基本実験の実機への適用性

基本実験において評価したＧ値を用いるに当たり，実験条件（重大事故条件のうち非沸騰）と実機条件を比較した確認結果を第3表及び第4表に示す。

第３表では，各種パラメータが酸素の実効Ｇ値に与える影響を評価しており，実験条件は実機で想定されるシビアアクシデント環境を考慮した場合においても評価結果に与える影響は軽微であることを確認している。

・吸収線量については，水素の実効Ｇ値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり[2][5]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。酸素濃度の長期（7 日間）の推移を見る観点では，事象進展を考えた上で事象発生から約1.5時間後の吸収線量に相当する$1\times10^{4}$Ｇｙで求めた実効Ｇ値を用いることは保守的であり妥当と考える。（第９図参照）

・よう素放出割合については，水素の実効Ｇ値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり[2][6]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。しかしながら，第10図を参照すると，左記の程度の割合の相違であれば，Ｇ値（測定データの傾き）に大きな違いは現れないと考えられることから，有効性評価において，電共研の実験結果に基づく実効Ｇ値を用いることは妥当と考える。

・ジルコニウムー水反応割合（溶存水素濃度）については，水素の実効Ｇ値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり[2][4]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。このことから，ジルコニウムー水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効Ｇ値を用いることは妥当と考える。（第11図参照）

・初期酸素濃度については，少なくとも初期酸素濃度数 vol％程度では，初期酸素濃度は酸素の実効Ｇ値に影響を及ぼすものではないと考える[2]。（第12図参照）

・沸騰・非沸騰については，沸騰状態では酸素の実効Ｇ値はほぼ 0 となる傾向がある。このことから，非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効Ｇ値を用いることは妥当と考える[2]。（第 13 図参照）

・温度については，温度が高いほど，再結合反応が促進されるため実効Ｇ値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため，室温での電共研の実験結果に基づく実効Ｇ値を用いることは保守的であり妥当と考える[2][5]。（第 14 図参照）

・ｐＨについては，中性環境下では酸素の実効Ｇ値は僅かに小さい傾向を示すが，その差は小さい。このため，中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効Ｇ値を用いることに問題はないと考える[2]。（第 15 図参照）

第 4 表では，シビアアクシデント環境下で発生し得る不純物の影響について評価を行い，Ｇ値への影響が軽微であることを確認している。

・金属イオン等（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ）については，よう素存在条件下において，金属イオン等（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ）が添加された場合の解析結果からは，実効G値への影響は見られない[2]。（第 12 図参照）

・ホウ酸については，水のｐＨに影響するが，ｐＨの違いによる実効G値への影響は小さい[2]。

・コンクリートについては，安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し，水にはほとんど溶けないため，放射線分解への影響は小さい。また，ＭＣＣＩ時に$CO_2$が発生し水のｐＨに影響するが，ｐＨの変化によるG値への影響は小さい[2][4]。

・有機物については，酸素を消費する反応に寄与し，実効G値を低減する[4]。（第 16, 17 図参照）

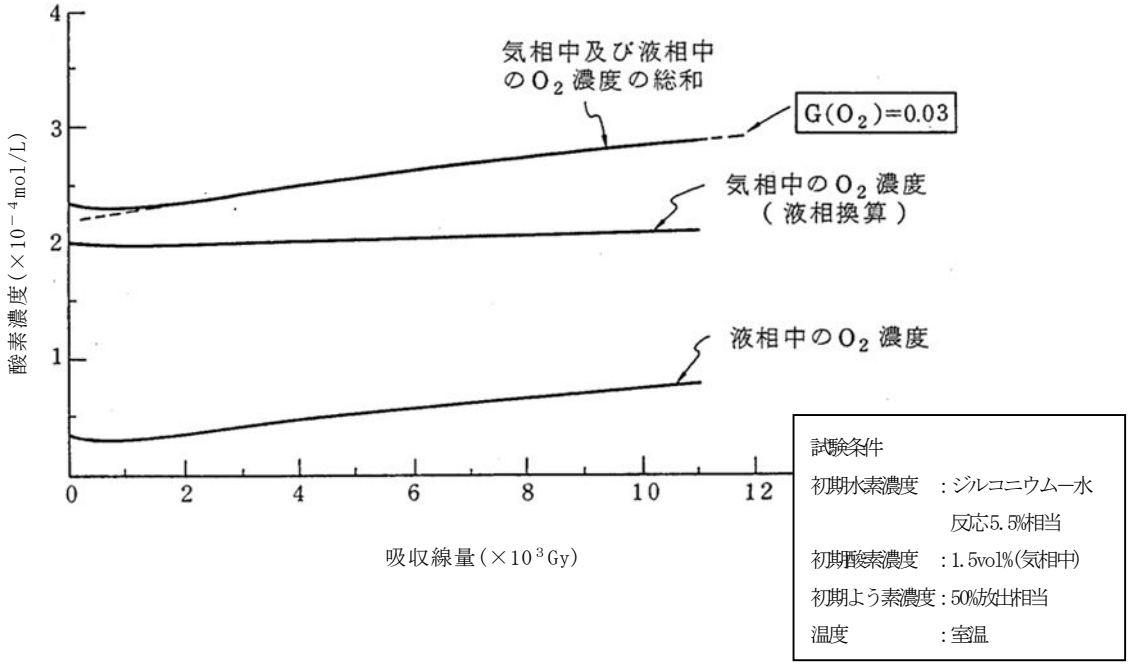
以上から，格納容器破損防止対策の有効性評価において，基本実験において評価したＧ値を用いることは妥当であると判断した。

第３表　各種パラメータが酸素の実効Ｇ値に与える影響

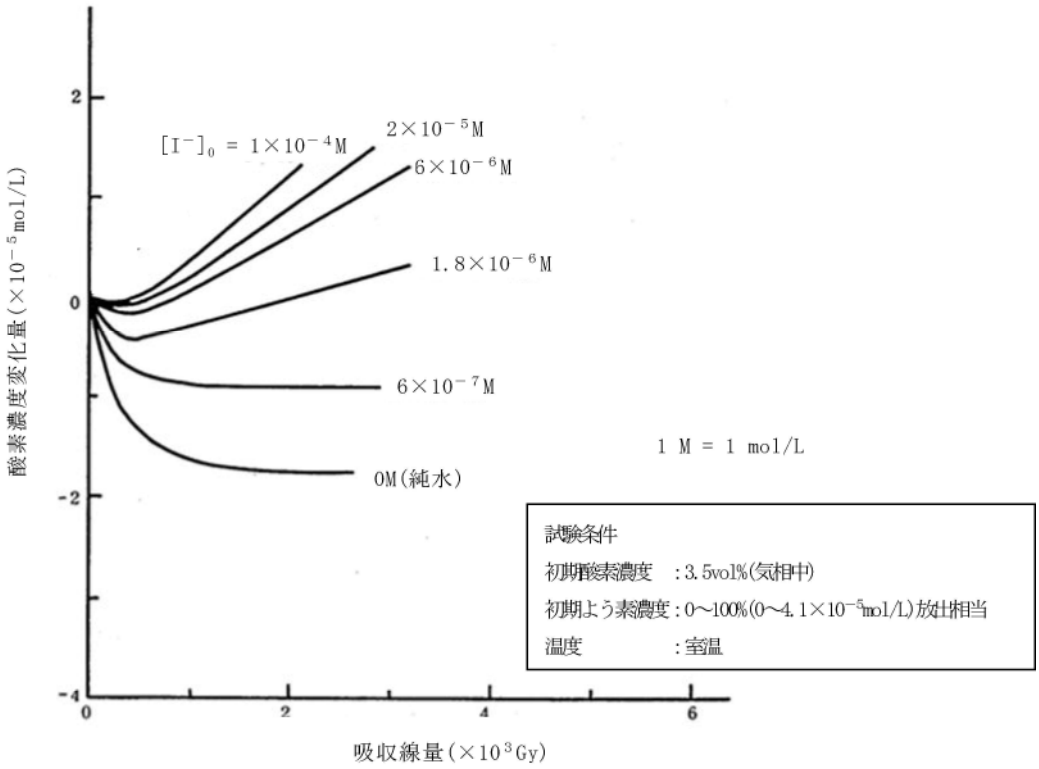
| パラメータ | 電共研の実験 | 有効性評価 | 酸素の実効G値への影響と保守性 |
|---|---|---|---|
| 吸収線量 | ～$1\times10^4$Ｇｙ | サプレッション・プールでの吸収線量は事象発生から約1.5時間後で$1\times10^4$Ｇｙを超える。 | 水素の実効G値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり[2][5]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。酸素濃度の長期（7日間）の推移を見る観点では，事象進展を考えた上で事象発生から約1.5時間後の吸収線量に相当する$1\times10^4$Ｇｙで求めた実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。（第9図参照） |
| よう素放出割合 | 50%<br>（立地審査指針における仮想事故条件を設定） | 約64% | 水素の実効G値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり[2][6]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。しかしながら，第10図を参照すると，左記の程度の割合の相違であれば，G値（測定データの傾き）に大きな違いは現れないと考えられることから，有効性評価において，電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。 |
| ジルコニウム－水反応割合（溶存水素濃度） | 5.5% | 約10.1% | 水素の実効G値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり[2][4]，酸素についても同様の傾向であることを確認している[2]。このことから，ジルコニウム－水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。（第11図参照） |
| 初期酸素濃度 | 1.5% | 2.5% | 少なくとも初期酸素濃度数vol%程度では，初期酸素濃度は酸素の実効G値に影響を及ぼすものではないと考える[2]。（第12図参照） |
| 沸騰・非沸騰 | 非沸騰状態 | 炉内：沸騰状態<br>サプレッション・プール：非沸騰状態 | 沸騰状態では酸素の実効G値はほぼ0となる傾向がある。このことから，非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える[2]。（第13図参照） |
| 温度 | 室温 | 室温以上 | 温度が高いほど，再結合反応が促進されるため実効G値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため，室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える[2][5]。（第14参照） |
| ｐＨ | 中性 | 事故対応の中で変動する可能性がある。 | 中性環境下では酸素の実効G値は僅かに小さい傾向を示すが，その差は小さい。このため，中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることに問題はないと考える[2]。（第15図参照） |

第４表　よう素以外の不純物が酸素の実効Ｇ値に与える影響

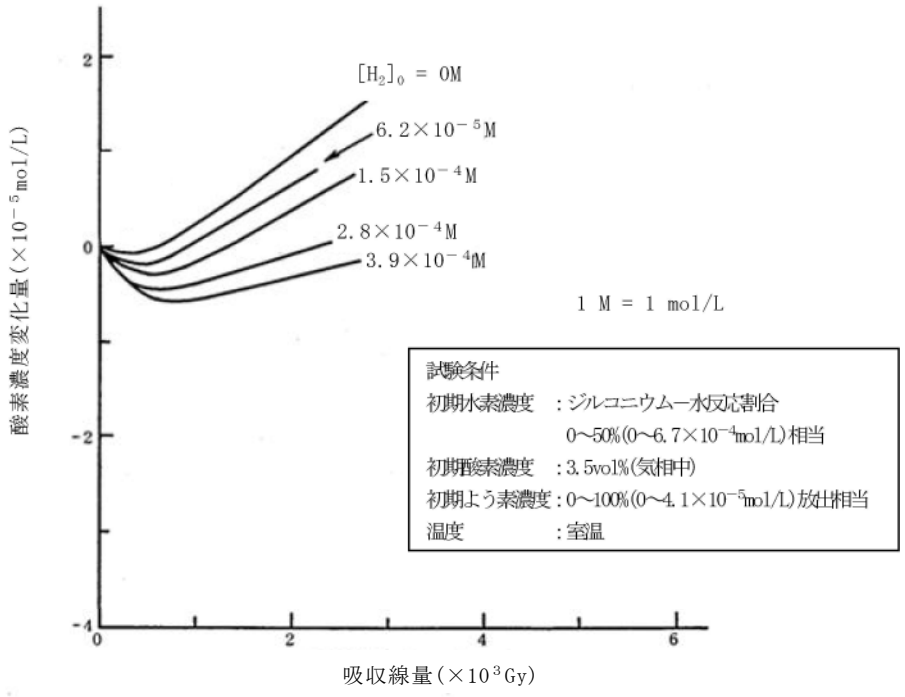
| 物質 | 発生原因 | シビアアクシデント環境下における発生量 | 酸素の実効G値への影響 |
|---|---|---|---|
| 金属イオン等（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ） | 炉内構造物等 | 0～2ppm（TMI-2事故時の冷却材中不純物濃度やBWRプラント通常運転時における金属濃度等の評価を参考に設定） | よう素存在条件下において，金属イオン等（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ）が添加された場合の解析結果からは，実効G値への影響は見られない[2]。（第12図参照） |
| ホウ酸 | 制御棒材の酸化，ＭＣＣＩ時の化学反応 | 約$1\times10^{-3}$mol／L（格納容器内での想定発生量とサプレッション・プール液相体積から概算） | 水のｐＨに影響するが，ｐＨの違いによる実効G値への影響は小さい[2]。 |
| コンクリート | 主成分の$SiO_2$，ＣａＯ，$Al_2O_3$，ＭｇＯなどがMCCＩ時に放出 | 安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し，水にはほとんど溶けない | 安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し，水にはほとんど溶けないため，放射線分解への影響は小さい。また，ＭＣＣＩ時に$CO_2$が発生し水のｐＨに影響するが，ｐＨの変化によるG値への影響は小さい[2][4]。 |
| 有機物 | 電線被覆材などの熱分解や放射線分解 | 約$1.1\times10^{-6}$mol／L（格納容器内での想定発生量とサプレッション・プール液相体積から概算） | 酸素を消費する反応に寄与し，実効G値を低減する[4]。（第16,17図参照） |



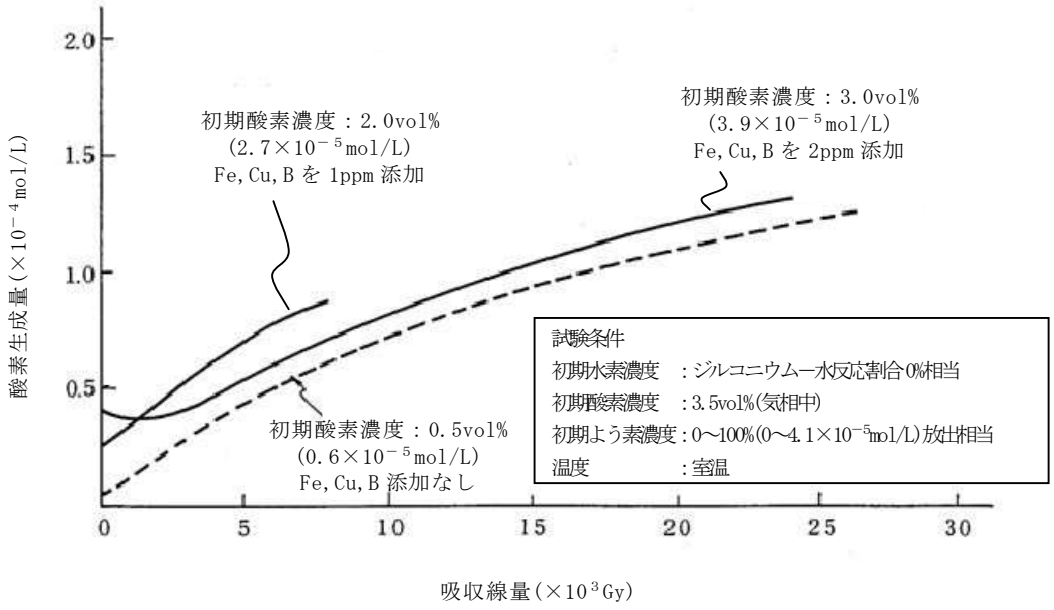

第９図　本評価における実効Ｇ値の設定根拠とした電共研の実験結果




第 10 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（よう素濃度を変化させた場合）

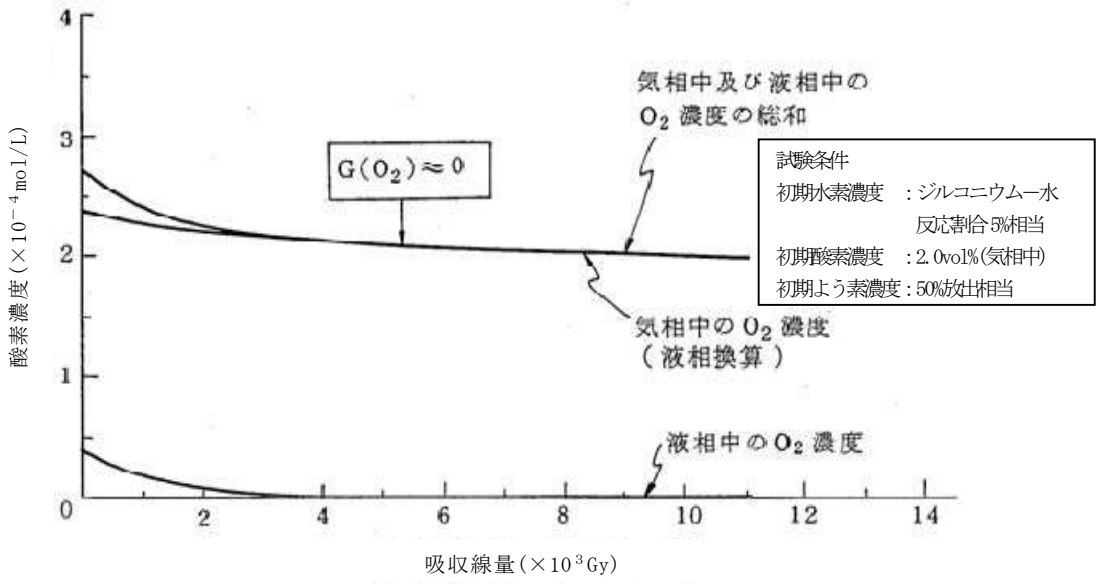



第 11 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（溶存水素濃度を変化させた場合）

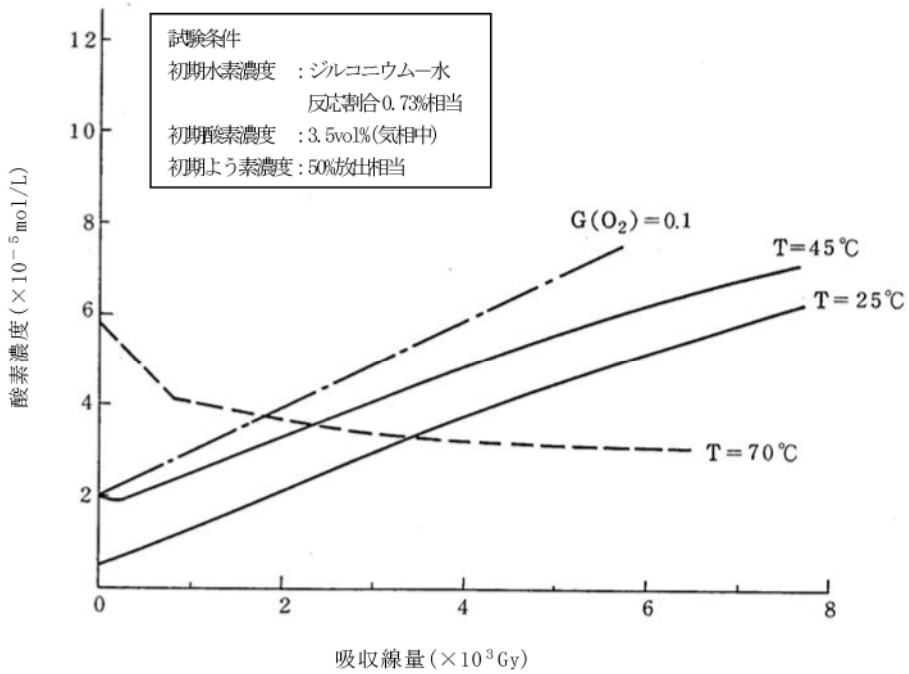



第 12 図　溶存酸素濃度及び不純物（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ）の有無と吸収線量の関係

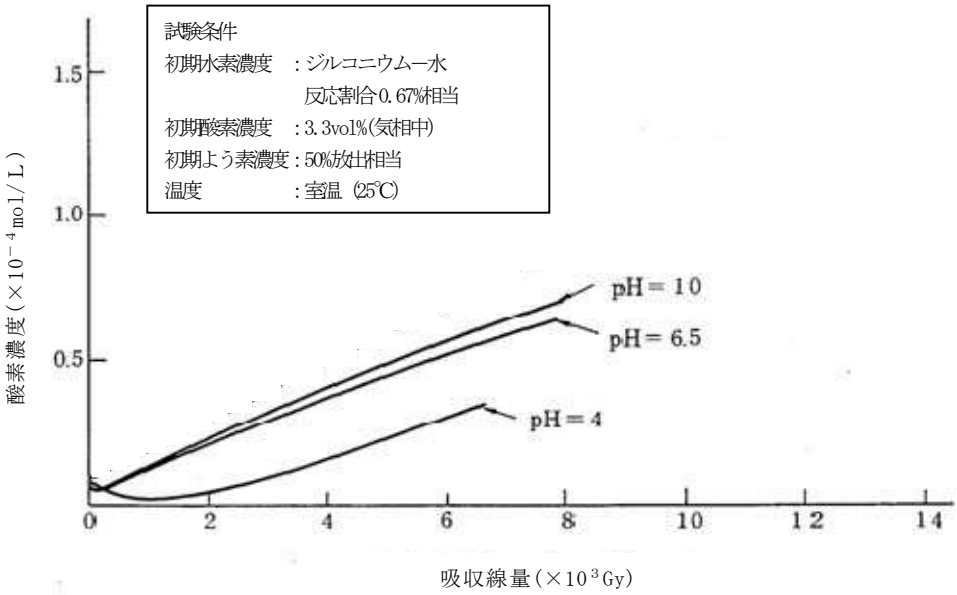
（酸素濃度及び不純物（Ｆｅ，Ｃｕ，Ｂ）の添加量を変化させた場合）




第 13 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（沸騰状態）




第 14 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（温度を変化させた場合）




第 15 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（ｐＨを変化させた場合）

第 16 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（エタノール添加なし）

第 17 図　溶存酸素濃度と吸収線量の関係（エタノール添加あり）

## 2.3 基本実験の妥当性に関する補足

基本実験では，研究を進める上での手法の妥当性を確認するため，実験結果に関係する過去の知見[5][6]との比較を行っている。また，この基本実験の結果から得られたＧ値は，可燃性ガス濃度制御系の性能確認に使用されている[3]。以下，基本実験と過去の知見との比較の概要について示す。

### (1) 実験方法について

基本実験では，純水に対する照射を行い，照射量と水素及び過酸化水素濃度について確認している。また，オークリッジ国立研究所（ＯＲＮＬ）においても純水に対する照射の実験が行われており，照射量と水素濃度の関係が報告されている[5]。これらの結果は，照射量に対する水素の生成割合が照射開始から徐々に低下する点で同等の傾向を示している。純水に対する照射試験について，基本実験及びＯＲＮＬにおける実験の概要を第 18 図及び第 19 図，実験の結果を第 20 図及び第 21 図に示す。

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

### (2) 添加物の影響とＧ値の増減

水中に添加された場合にＧ値に影響を及ぼすよう素と水素について，添加量とＧ値の変化の傾向について確認するとともに，過去の知見[6]と基本実験の実験結果の傾向が同様であることを確認している。

ａ．よう素を添加した場合

水中へのよう素の添加がＧ値を上昇させる側に作用することについて

は，従来から知られていたものの[5]，基本実験では実験系内によう素を添加した場合についての添加量とＧ値の関係を確認している。傾向として，よう素の添加量が増加すると水素及び酸素共にＧ値は上昇する傾向を示している。また，この増加の要因は，式（１）の再結合反応が，式（２）のよう素がＯＨラジカルを還元する反応によって阻害されることによるものと考えられる。これは，式（２）の反応速度定数 k2 と式（１）の反応速度定数 k1 に大きな差があることからも推定できる。

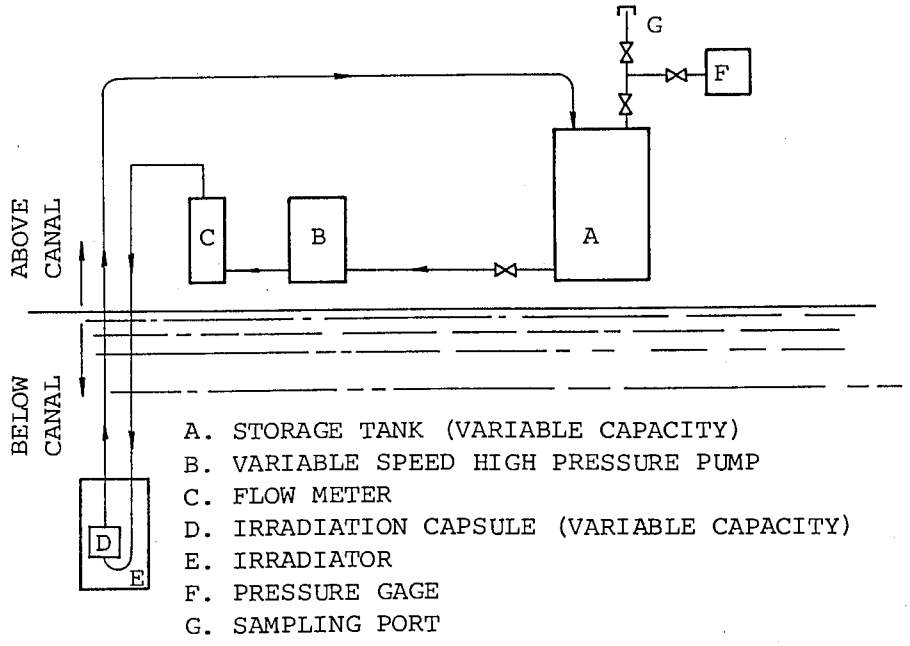
$H_2 + OH \rightarrow H + H_2O$　　$k1 = 3.5 \times 10^{7}$ mol/L/s　　（１）

$I^- + OH \rightarrow I + OH^-$　　$k2 = 1.5 \times 10^{10}$ mol/L/s　　（２）

ｂ．よう素及び水素を添加した場合

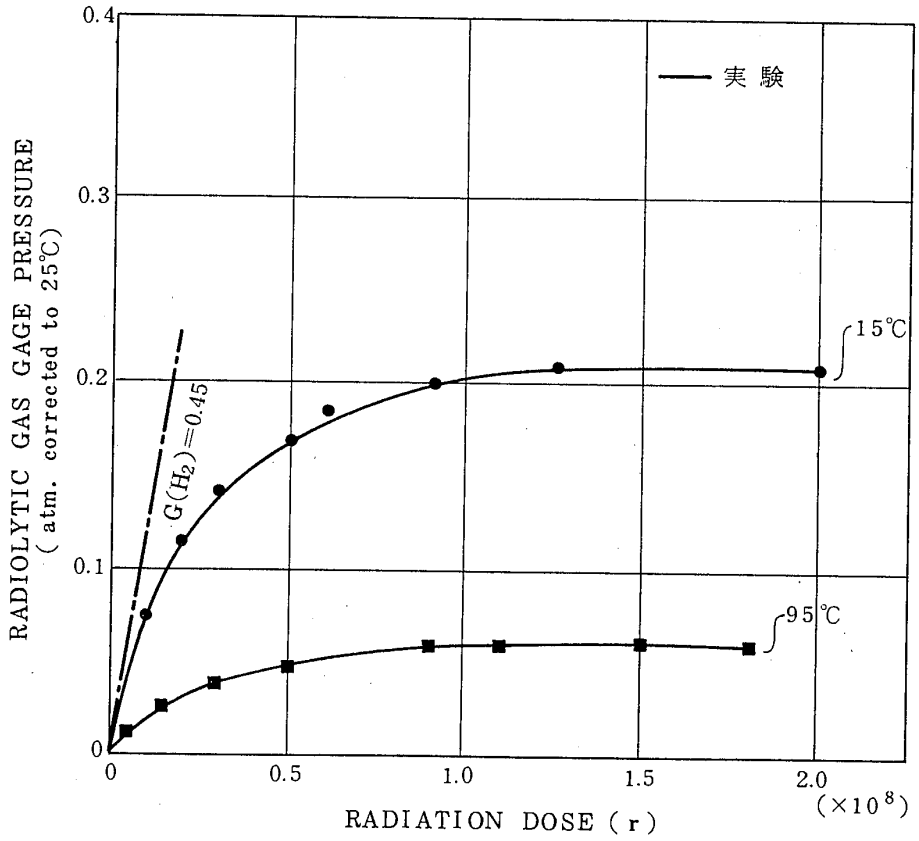
基本実験では，実験系内に水素を添加した場合についての添加量とＧ値の関係を確認している。傾向として，水素の添加量が増加すると水素及び酸素共にＧ値は低下する傾向を示している。水素のＧ値の傾向については，米国原子力規制委員会（ＮＲＣ）によって反応モデルの作成及び評価が実施されており，よう素が添加されていても水素の添加量が増加するとＧ値は低下すると報告されている[6]。また，この低下の要因は，水素濃度の増加によって式（１）の再結合反応が促進されることで，水素及び酸素の発生割合が低下することによるものと考えられる。ＮＲＣにおける評価の結果を第 22 図に，基本実験における実験の結果を第 23 図に示す。

| | | |
|---|---|---|
| 容積 | カプセル液相 | 100cm$^3$ |
| | タンク気相 | 350cm$^3$ |
| | タンク液相 | 250cm$^3$ |
| 循環流量 | | 14cm$^3$/min |
| 初期温度<br>（実験パラメータ） | | 15℃，95℃ |



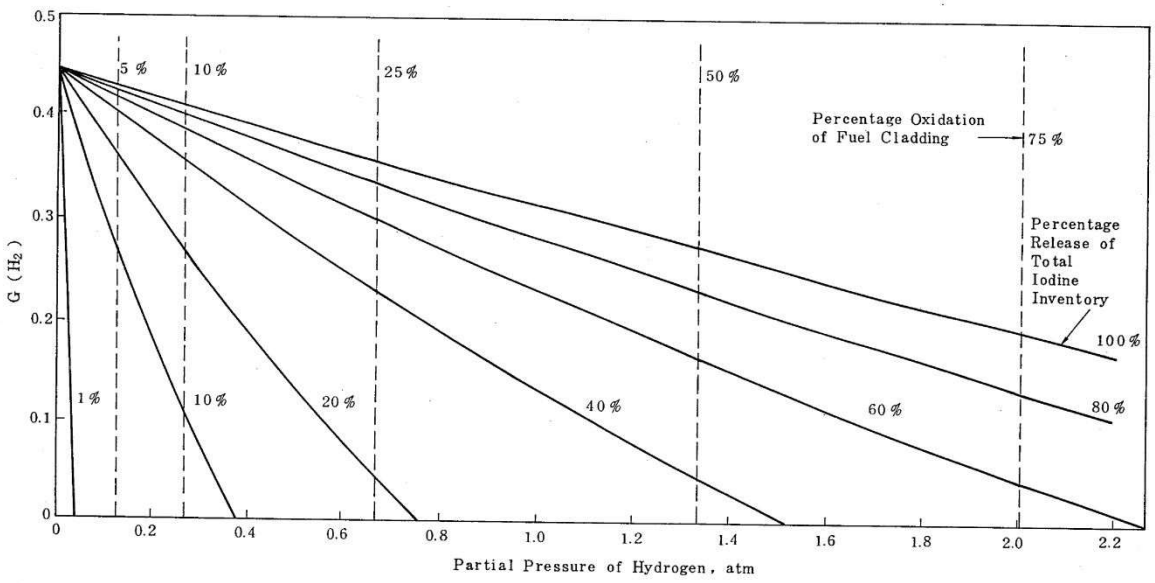

第 18 図　ＯＲＮＬによる照射実験のループ

第 19 図　基本実験による純水照射の手順と実験で用いた容器の概略




第 20 図　ＯＲＮＬによる実験結果（純水に対する照射）

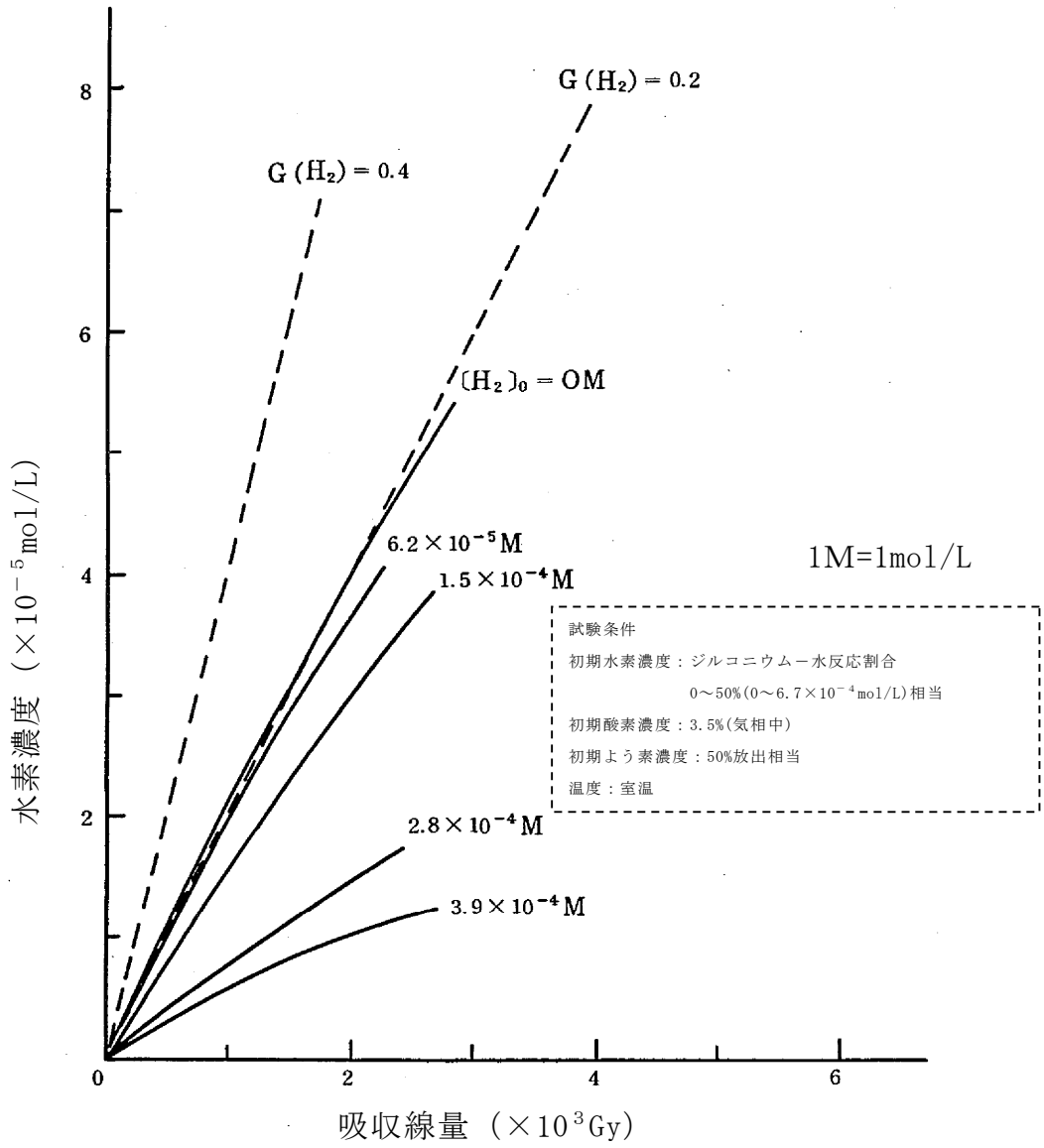
第 21 図　基本実験による実験結果（純水に対する照射）




G($H_2$) values in BWR with Mark I containment

第22図　ＮＲＣによる評価結果

（よう素及び水素の濃度とＧ（Ｈ２）の変化）




第 23 図　基本実験による実験結果

（溶存水素濃度と吸収線量の関係（溶存水素濃度を変化させた場合））

## 3.　電力共同研究「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」（追加実験）

### 3.1　追加実験の概要

#### (1)　実験装置及び実験方法

追加実験では，常温から高温に至るケースについて試験を行うため，170℃（飽和蒸気圧 691kPa[gage]）までの試験が可能な照射容器を用いた。

実験に使用した装置を第 24 図に示す。装置は，照射容器，液相循環ライン，気相サンプリングライン，ガス注入ライン等から成る。照射容器はステンレス製で，容量は 2L である。照射容器内には 3 本のガス注入ラインが接続されており，水素，酸素，窒素ガスにより所定の初期水質に調整することができる。照射容器内の水はバンドヒーターにより所定の温度に昇温される。液相中の水はポンプにより循環される。液相循環ラインには溶存水素計（DH 計），溶存酸素計（DO 計），導電率計等が設置されている。試験水は冷却された後，DH 計，DO 計により，液相中の水素，酸素濃度を連続測定される。気相中のガスはポンプにより循環される。気相循環ラインにはガスクロマトグラフが設けられている。ガンマ線照射により発生したガスは冷却された後，ガスクロマトグラフで気相中の水素，酸素濃度をバッチ測定する。

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

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

(2)　試験条件及び実験結果

試験条件及び実験結果を第5表，第25図に示す。

沸騰している場合は水素・酸素のＧ値が0であること，また，沸騰していない場合は試験条件によりＧ値に若干のばらつきがあることを確認した。

長期試験における吸収線量と水素・酸素の変化量の相関では，水素・酸素共にその増加量が吸収線量の増加と共に飽和する傾向を確認できた。吸収線量$1\times10^4$Gyにおける実効Ｇ値は，水素：0.036，酸素：0.023であり，基本実験と同程度であった。

3.2　実験から得られた知見

基本実験と追加実験は，異なる実験装置，異なる実験実施者によって行われたが，追加実験により同程度の実効Ｇ値が確認できたことから，実効Ｇ値の有する不確かさは小さいと考える。また，水素・酸素の増加量が吸収線量の増加と共に飽和する点で同様の傾向を確認できたことから，実効Ｇ値を事象発生初期（1.5時間後）の吸収線量から定めることは，事象発生から168時間後までを評価する本事象に適用する上で保守的な設定と考える。よって，前回の実験結果を基に有効性評価を用いる実効Ｇ値を定めていること及び長期試験の結果を踏まえて，$1\times10^4$Gyにおけるｇ値を用いるのは妥当と考える。

## 第５表　試験条件及び実験結果

| 試験ケース | 試験条件 | | | | | 実験結果 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 温度［℃］ | 沸騰 | M-W反応割合［%］ | 酸素濃度［vol%］ | よう素放出［%］ | 吸収線量［Gy］ | 水素G値 | 酸素G値 |
| ① | | | | | | | | |
| ①’ | | | | | | | | |
| ② | | | | | | | | |
| ③ | | | | | | | | |
| ④ | | | | | | | | |
| ⑤ | | | | | | | | |
| ⑥ | | | | | | | | |
| ⑦ | | | | | | | | |
| ⑧ | | | | | | | | |

第 24 図　実験装置の概要

第 25 図　実験結果：水素・酸素の変化量と吸収線量の関係

（①及び①’のＧ値）

## 4. 参考文献

[1] Regulatory Guide 1.7 (Rev.2 Nov.1978) Control of Combustible Gas Concentrations In Containment Following A Loss-of-Coolant Accident.

[2] 「事故時放射線分解に関する研究」ＢＷＲ電力共同研究　昭和63年3月

[3] 「沸騰水型原子力発電所　可燃性ガス濃度制御について」(株式会社東芝, TLR002A 改訂3, 平成10年2月)

[4] 「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」ＢＷＲ電力共同研究　平成12年3月

[5] Zittel,H.E.,“Boiling water reactor accident radiolysis studies”, ORNL-TM-2412 Part Ⅷ (1970).

[6] Parczewski,K.I., et.al., “Generation of hydrogen and oxygen by radiolytic decomposition of water in some BWRs”, U.S. NRC Joint ANS/AMSE Conference, Aug.(1984).

（参考）その他の文献における実効Ｇ値に関する報告

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

この実験では，沸騰した純水からはＧ値 0.24 相当の水素の発生を検出し，沸騰した 3.5％食塩水（海水相当）からはＧ値 0.54※相当の水素発生を検出したと報告されており，いずれも東海第二発電所の有効性評価「水素燃焼」で使用している水素のＧ値 0.06 と比べて大きな値となっている。

本報告では酸素のＧ値に関しては論じられていないが，仮に水素のＧ値と同様に酸素も高いＧ値で発生したとしても，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が共に可燃領域に至るおそれがある場合には，格納容器圧力逃がし装置によって格納容器内の気体を環境中に排出し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減することができることから，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が共に可燃領域に至ることはない。

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

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

# 安定状態について（水素燃焼）

「水素燃焼」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：<br>本評価では，事象発生から 90 分後に代替循環冷却系による格納容器除熱を開始するとともに，事象発生から約 84 時間後に可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を開始する。これにより，7 日後まで格納容器ベントを実施しない状態で格納容器の機能を維持可能な事象進展となっている。 |
| 【安定状態の維持について】<br>本評価における格納容器ベントを実施しない状態を 7 日後以降も継続する場合，酸素濃度（ドライ条件）は事象発生から約 46 日後にドライウェルにおいて 4.3vol%に到達する。<br>このため，事象発生から 7 日間が経過した以降も水素濃度及び酸素濃度を監視するとともに，状況に応じて酸素濃度の低減（可燃性ガス濃度制御系の運転等）を行い，格納容器内が可燃限界の濃度に到達することを防止する。また，重大事故等対処設備以外の設備の機能の復旧等も考慮し，格納容器圧力及び雰囲気温度の低下操作や格納容器内の窒素置換を試みる。これらの対応が困難であり，格納容器内の酸素濃度（ドライ条件）が 4.3vol%に到達する場合については，格納容器ベントにより，水素濃度及び酸素濃度を低減することにより安定状態を維持できる。 |

# 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（水素燃焼）

## 第１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

| 項　目 | | 解析条件（初期条件，事故条件）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 | 初期酸素濃度 | 2.5vol％ | 約 1vol％～<br>約 2vol％ | 酸素濃度 4.3vol％（ドライ条件）到達を防止可能な初期酸素濃度として設定（運転上許容される値の上限） | 最確条件とした場合は，初期酸素濃度が低くなるため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられ，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。 | 最確条件とした場合は，初期酸素濃度が低くなるため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| 事故条件 | 炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量 | 全炉心内のジルコニウム量の約 10.1％が水と反応して発生する水素量 | 事象進展による | 解析コードＭＡＡＰによる評価結果 | 最確条件とした場合は，水素発生量が変動する可能性があるが，操作手順（可搬型窒素供給装置による格納容器内の窒素注入操作を実施すること）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は，水素発生量が変動する可能性がある。炉心内のジルコニウム－水反応による水素発生量は，運転員等操作である低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作開始時間に依存して変動するため，低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の操作時間が早まる場合について感度解析を行い，評価項目となるパラメータに与える影響が小さいことを確認した。<br>（添付資料 3.4.6） |
| | 金属腐食等による水素発生量 | 考慮しない | 考慮する | 酸素濃度を厳しく評価するものとして設定 | 最確条件とした場合は，水素発生量が増加し，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられ，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから，運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。 | 最確条件とした場合は，水素発生量が増加するため，本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから，評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。 |
| | 水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合 | 水素：<br>0.06 分子／100eV<br>酸素：<br>0.03 分子／100eV | 水素：<br>0.06 分子／100eV<br>酸素：<br>0.03 分子／100eV | 重大事故時における格納容器内の条件を考慮して設定 | Ｇ値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合，格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には，格納容器圧力逃がし装置を使用し，格納容器内の気体を排出する必要があるが，ベント開始までの時間は事象発生から約 122 時間後の操作であり，準備時間が確保できるため，時間余裕がある。<br>（添付資料 3.4.5） | Ｇ値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合，格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には，格納容器圧力逃がし装置を使用し，格納容器内の気体を排出することで可燃領域の到達を防止することが可能であり，評価項目となるパラメータに与える影響はない。<br>（添付資料 3.4.5） |

# Ｇ値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響について

## 1. はじめに

今回の評価では，電力共同研究[1][2]の成果を踏まえ，水の放射線分解における水素及び酸素のＧ値を $G(H_2)=0.06$，$G(O_2)=0.03$ としている。今回の評価で用いたＧ値は，過去の複数回の実験によって測定した値であり，重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが，実験においてもＧ値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると，Ｇ値については不確かさを考慮した取扱いが特に重要となる。

実際の事故対応において，何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合，事象発生から 7 日が経過する前に酸素濃度が 4.3vol％を上回る可能性が考えられる。ここでは，何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し，酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。

なお，炉心損傷を伴う事故シーケンスでは，原子炉水位の低下や損傷炉心への注水により多量の水蒸気が発生するため，基本的に格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。ただし，水素燃焼による爆轟の可能性の有無は，保守的にドライ条件における気相濃度によって判断する。

## 2. 評価条件

第 3.4－3 図から第 3.4－6 図に示した解析ケース（以下「ベースケース」という。）の評価条件に対する変更点は以下のとおり。この他の評価条件は，ベースケースと同等である。

・水の放射線分解における水素及び酸素のＧ値を，沸騰状態においては $G(H_2)=0.4$，$G(O_2)=0.2$，非沸騰状態においては $G(H_2)=0.25$，$G(O_2)=0.125$ とする。この値は，設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり，設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ，重大事故環境下ではＧ値が低下する傾向にあることから，重大事故環境下におけるＧ値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。

・事象発生から７日が経過する前に，水素濃度及び酸素濃度がともに可燃限界を上回るため，格納容器圧力逃がし装置によって格納容器内の気体を環境中に排出し，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減する。

・格納容器内への窒素注入手順としては，格納容器バウンダリの健全性に対する裕度の確保及び格納容器漏えいの影響を考慮し，格納容器圧力0.31MPa[gage]までの注入を基本とするが,本感度解析のように早期の格納容器ベント（事故後７日以内を想定）に至る場合には，0.465MPa[gage]までの追加の窒素注入を実施することで，可能な限り格納容器ベント遅延させ，環境への影響を低減させることとする。ベースケースと感度解析ケースの窒素注入条件を第１表及び第２表に示す。

第１表　重大事故相当のＧ値を想定した場合（ベースケース）の窒素注入条件

| 時間 | | 窒素注入条件 |
|---|---|---|
| ① | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m³／h，酸素 2m³／h）を開始 |
| ② | PCV 圧力 0.31MPa[gage]到達 | S/C への窒素注入を停止 |

※　PCV：格納容器，S/C：サプレッション・チェンバ，D/W：ドライウェル

第２表　設計基準事故相当のＧ値を想定した場合

（感度解析ケース）の窒素注入条件

| 時間 | | 窒素注入条件 |
|---|---|---|
| ① | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始 |
| ② | 酸素濃度が上昇傾向<br>（解析上は①実施の 30 分後） | S/C への窒素注入は継続したまま，追加で D/W への窒素注入<br>（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始<br>（合計で窒素 396m$^3$／h，酸素 4m$^3$／h を格納容器内に注入） |
| ③ | PCV 圧力 0.31MPa[gage]到達 | S/C 及び D/W への窒素注入を停止 |
| ④ | PCV 酸素 4.0vol％（ドライ条件）到達 | S/C への窒素注入（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始 |
| ⑤ | 酸素濃度が上昇傾向<br>（解析上は④実施の 30 分後） | S/C への窒素注入は継続したまま，追加で D/W への窒素注入<br>（窒素 198m$^3$／h，酸素 2m$^3$／h）を開始<br>（合計で窒素 396m$^3$／h，酸素 4m$^3$／h を格納容器内に注入） |
| ⑥ | PCV 圧力 0.465MPa[gage]到達 | S/C 及び D/W への窒素注入を停止 |

※　PCV：格納容器，S/C：サプレッション・チェンバ，D/W：ドライウェル

## 3.　評価結果

評価結果を第１図から第４図，評価結果のまとめを第３表に示す。

第 3 図及び第 4 図に示すとおり，事象発生約 21 時間後に酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達するため，サプレッション・チェンバへの窒素注入を開始する。しかし，酸素濃度の上昇が継続することから，ドライウェルへの窒素注入を追加することで，酸素濃度の上昇が抑制される。

事象発生約 49 時間後に格納容器圧力が 0.31MPa[gage]に到達し，窒素注入を停止するが，酸素濃度が再度 4.0vol％（ドライ条件）に到達するため，事象発生約 54 時間後にサプレッション・チェンバへの窒素注入を再開し，酸素濃度の上昇継続を受けてドライウェルへの窒素注入も再開する。

その後，事象発生約 88 時間後に格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達するため，窒素注入を停止し，事象発生約 122 時間後に酸素濃度が 4.3vol％（ドライ条件）に到達した時点で，サプレッション・チェンバを経由したベント

を実施する。これにより，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は大幅に低下し，水素濃度及び酸素濃度は可燃限界未満に抑制される。

## 4. まとめ

何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合の評価結果への影響を確認した結果，評価項目となる酸素濃度は，事象発生から7日が経過する前に4.3vol%に到達するが，格納容器圧力逃がし装置による環境中への格納容器内の気体の排出によって水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満に抑制できることを確認した。

今回の感度解析に用いたＧ値は十分に保守的と考えられる値を用いたことから，仮に事故に至った場合でも，水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇速度は今回の感度解析の結果を十分下回るものと考えられるが，仮に酸素濃度の上昇速度が今回の感度解析の結果のとおりであっても，格納容器圧力逃がし装置による環境中への格納容器内の気体の排出までには約122時間の時間余裕があることを確認した。

格納容器圧力逃がし装置による対応が生じる場合，その対応フローは大破断ＬＯＣＡ後に代替循環冷却系を使用できない場合において，格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の前に可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作を実施する流れとなり，前述のケースよりも格納容器圧力逃がし装置による環境中への格納容器内の気体の排出までの時間余裕が確保されること，格納容器内への窒素注入操作を実施する要員については他作業と重複していないことから，水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能と考えられる。環境中に放出される核分裂生成物（Ｃｓ－137）の観点でも，大破断ＬＯＣＡ後により短い時間（事象発生から約19時間）で格納容器圧力逃がし装置による排出を実施する場合について評価し，評価項目で

ある 100TBq を十分に下回ることを確認していることから，格納容器圧力逃がし装置による対応は可能と考える。

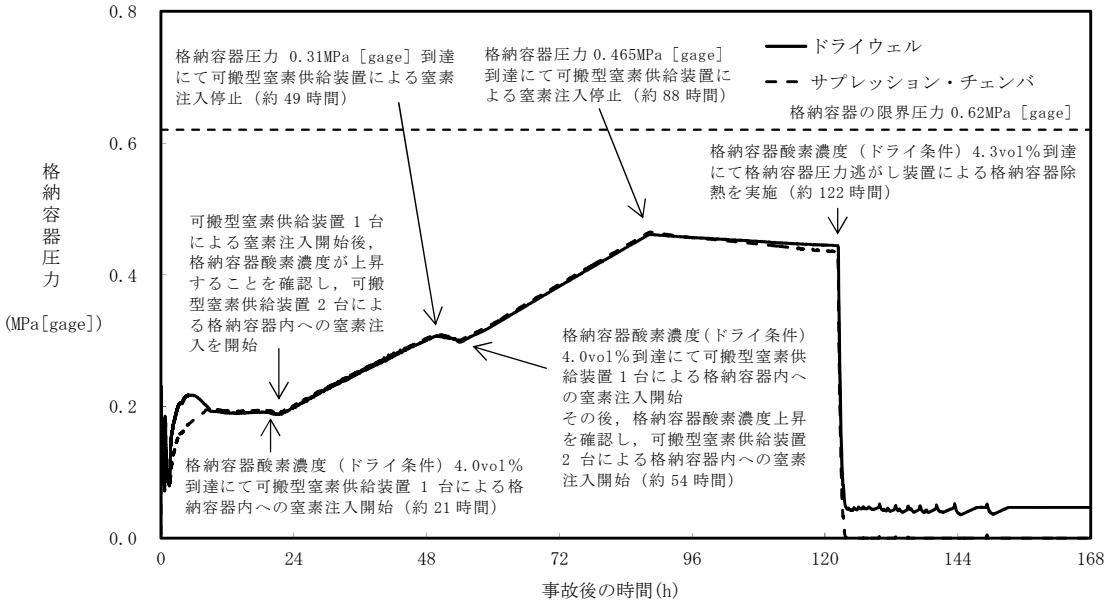
## 5. 参考文献

[1]「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」（ＢＷＲ電力共同研究，平成 12 年 3 月）

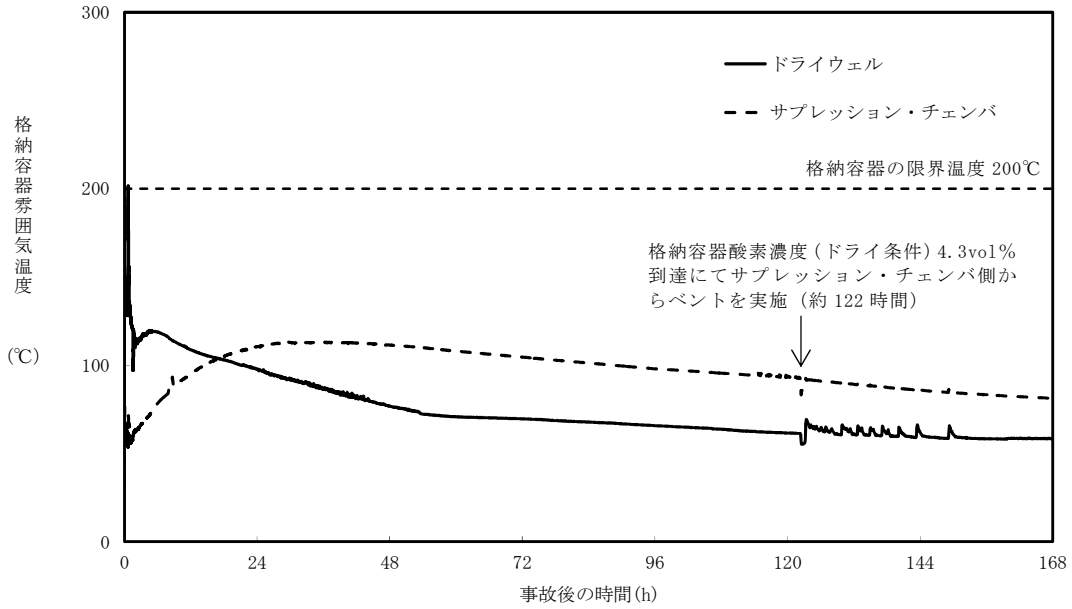
[2]「事故時放射線分解に関する研究」（ＢＷＲ電力共同研究，昭和 63 年 3 月）

第 3 表　Ｇ値の変更に伴う評価項目への影響（ドライ条件）

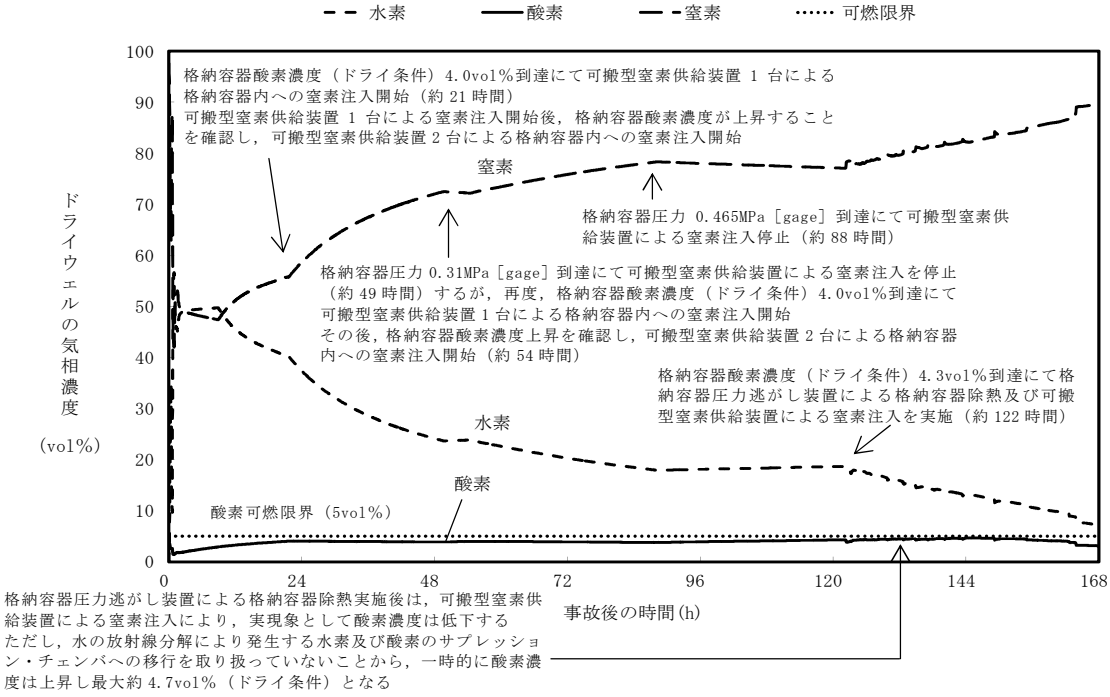
<table>
<tr><th>項目</th><th>感度解析<br>（$G(H_2)=0.4$，$G(O_2)=0.2$）</th><th>ベースケース<br>（$G(H_2)=0.06$，<br>$G(O_2)=0.03$）</th><th>評価項目</th></tr>
<tr><td>酸素濃度<br>最高値<br>（ドライウェル）</td><td rowspan="2">事象発生から約 122 時間後に，ドライウェルにおいて 4.3%に到達するため，約 122 時間時点でのサプレッション・チェンバを経由したベント実施によって，ドライウェル及びサプレッション・チェンバともに5vol%未満に維持できる</td><td>約 2.8vol%<br>（約 107 時間）</td><td rowspan="2">5vol%<br>未満</td></tr>
<tr><td>酸素濃度<br>最高値<br>（サプレッション・チェンバ）</td><td>約 4.0vol%<br>（約 84 時間）</td></tr>
</table>



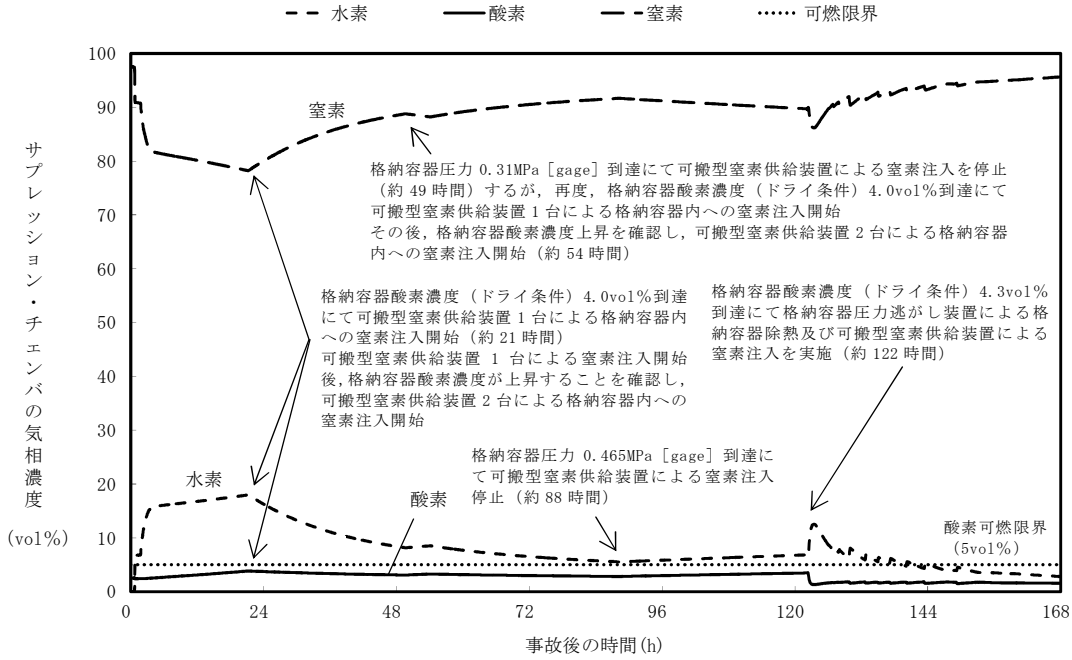

第 1 図　格納容器圧力の推移




第 2 図　格納容器雰囲気温度の推移




第３図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）




第４図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

# 原子炉注水開始時間の評価結果への影響について

## 1. はじめに

今回の評価では，運転操作手順書等を踏まえ，原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から 25 分後としている。実際の事故対応においては，原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる可能性も想定される。水素燃焼のリスクの観点では，ジルコニウム－水反応による水素発生量が抑制され，相対的に酸素濃度が高くなることで水素濃度及び酸素濃度がともに可燃領域に至る可能性が考えられる。一方で，注水時点の炉心の状態によっては，ジルコニウム－水反応が促進され，水素発生量が増加する場合も考えられる。この場合には，増加した水素によって相対的に酸素濃度が低下すると考えられる。

ここでは，原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる場合を想定し，原子炉圧力容器への注水開始時刻が評価結果に与える影響を確認した。

## 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。この他の評価条件は，ベースケースと同等である。

(1) 感度解析 1（注水開始時刻が早まる場合）

・原子炉圧力容器への注水開始時刻をベースケースより 10 分早くし，事象発生から 15 分後とした。また，代替循環冷却系による格納容器除熱開始時刻をベースケースより 10 分早くし，事象発生から 80 分後とした。10 分は，今後のさらなる事故対応能力の改善等を見据えて設定した値である。

(2)　感度解析 2（注水開始時刻が遅れる場合）

・原子炉圧力容器への注水開始時刻をベースケースから 25 分遅延することとし，事象発生から 50 分後とした。また，代替循環冷却系による格納容器除熱開始時刻をベースケースより 25 分遅延することとし，事象発生から 115 分後とした。25 分は，原子炉圧力容器への注水が遅れたとしても，溶融炉心が炉心プレナム下部に移行しない時間であることを確認し，設定した値である。

3.　評価結果

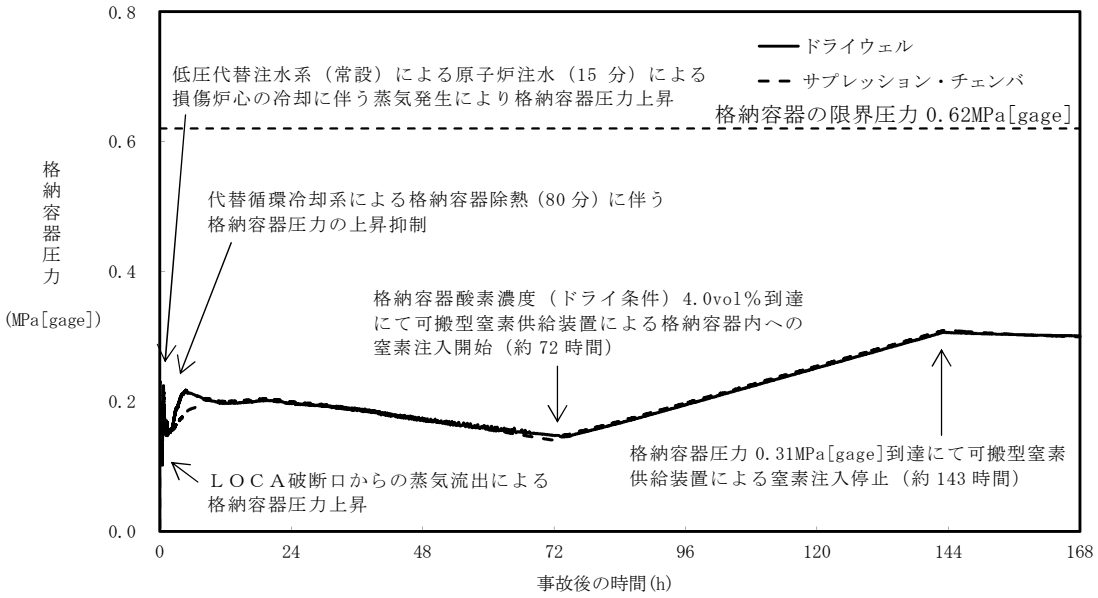
評価結果を第 1 図から第 8 図に示す。また，評価結果のまとめを第 1 表に示す。各パラメータの推移はベースケースとほぼ同等となり，事象発生から 7 日後の酸素濃度も 5vol％未満となった。

4.　まとめ

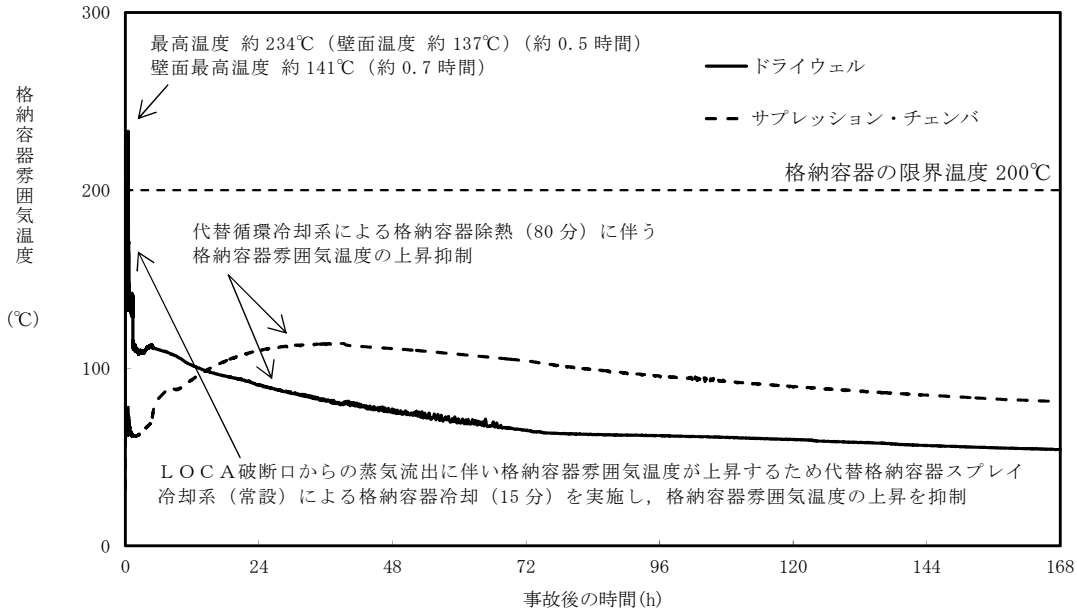
原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れることによる評価結果への影響を確認した結果，評価項目となるパラメータである酸素濃度は，ベースケースと同等となった。このことから，実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まった又は遅れる場合においても，水素燃焼のリスクの観点での事故対応への影響はない。

第１表　原子炉圧力容器への注水開始時刻の変更に伴う評価項目への影響

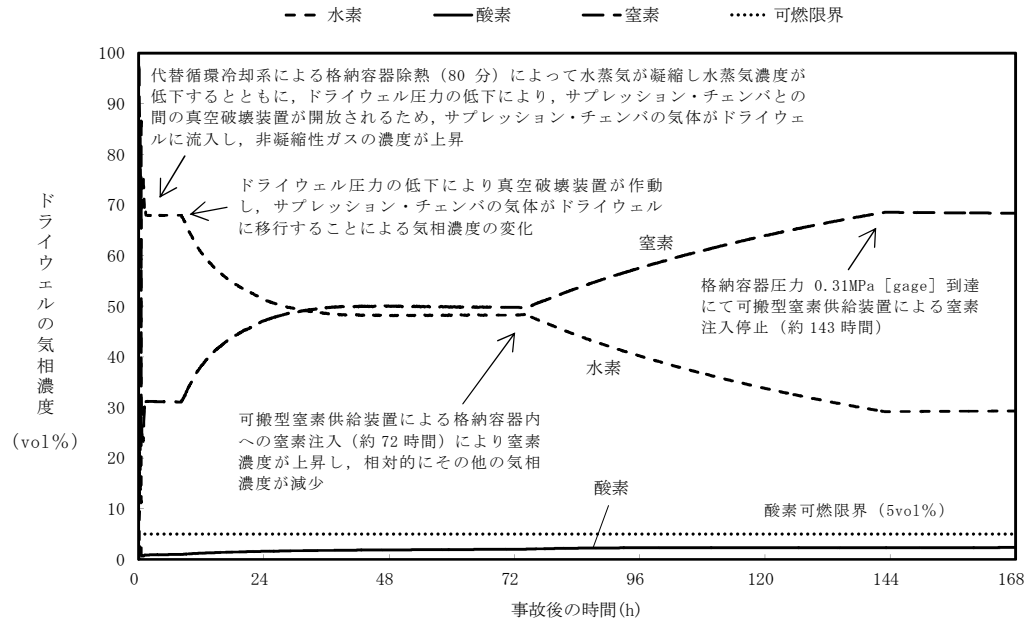
<table>
<tr><th rowspan="2">項目</th><th colspan="3">原子炉圧力容器への注水開始時刻</th><th rowspan="2">評価項目</th></tr>
<tr><th>感度解析１<br>（事象発生から15分後）</th><th>感度解析２<br>（事象発生から50分後）</th><th>ベースケース<br>（事象発生から25分後）</th></tr>
<tr><td>全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合</td><td>約15.3%</td><td>約7.6%</td><td>約10.1%</td><td rowspan="2">－</td></tr>
<tr><td>ジルコニウム－水反応による水素発生量</td><td>約481kg</td><td>約272kg</td><td>約325kg</td></tr>
<tr><td>酸素濃度<br>（ドライウェル）</td><td>約2.7vol%<br>（約0.1時間）</td><td>約2.8vol%<br>（約76時間）</td><td>約2.8vol%<br>（約107時間）</td><td rowspan="2">5vol%<br>未満</td></tr>
<tr><td>酸素濃度<br>（サプレッション・チェンバ）</td><td>約4.0vol%<br>（約72時間）</td><td>約4.0vol%<br>（約58時間）</td><td>約4.0vol%<br>（約84時間）</td></tr>
</table>



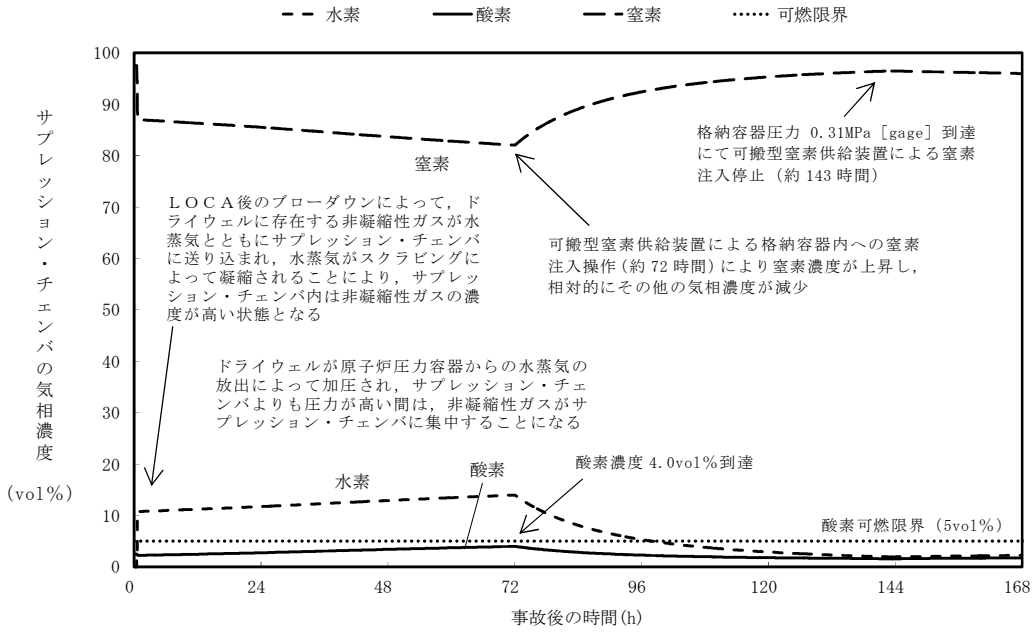

第１図　格納容器圧力の推移（感度解析 1）




第２図　格納容器雰囲気温度の推移（感度解析 1）

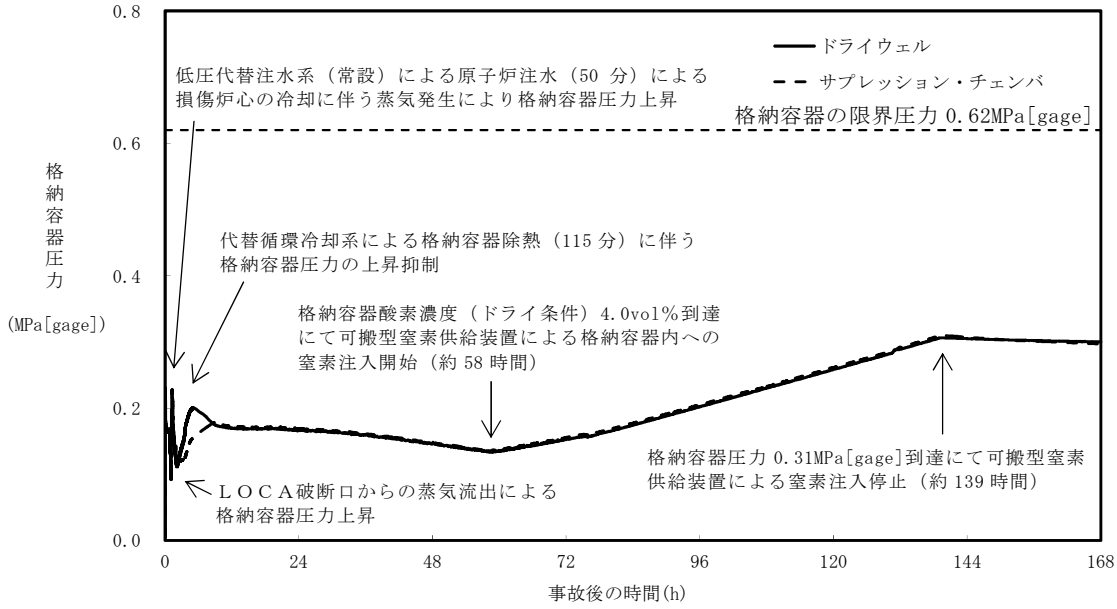



第 3 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）（感度解析 1）

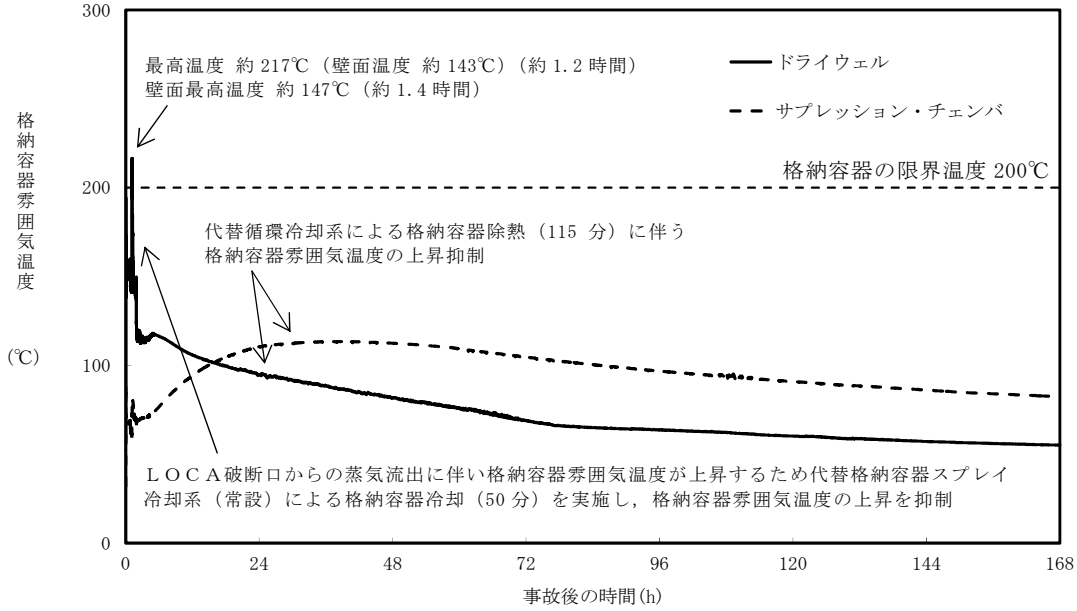



第 4 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

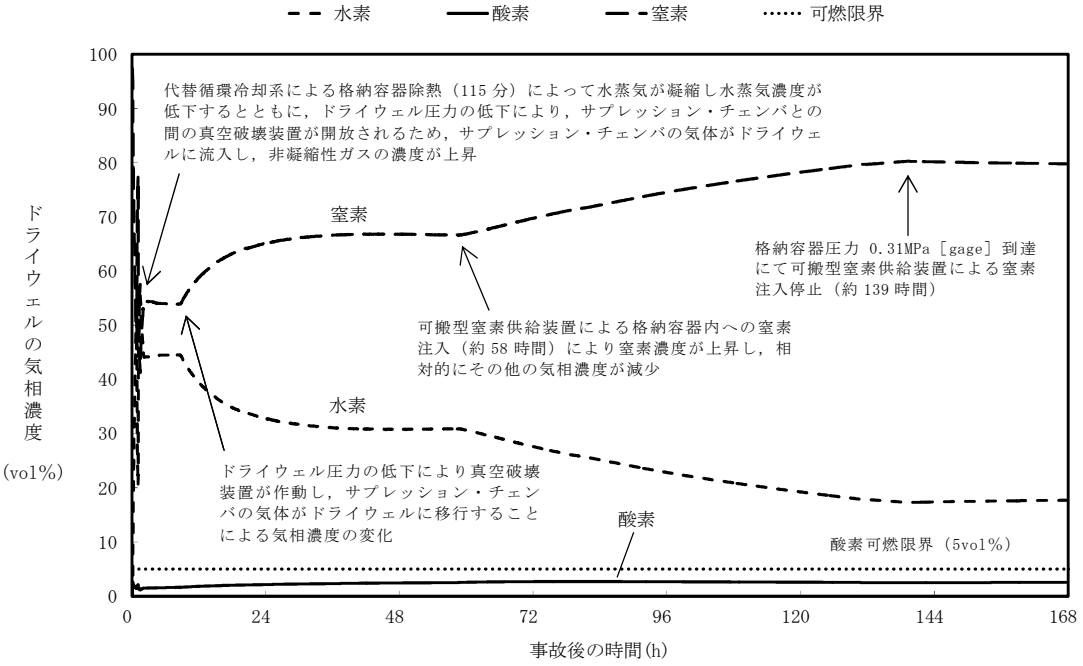
（感度解析 1）



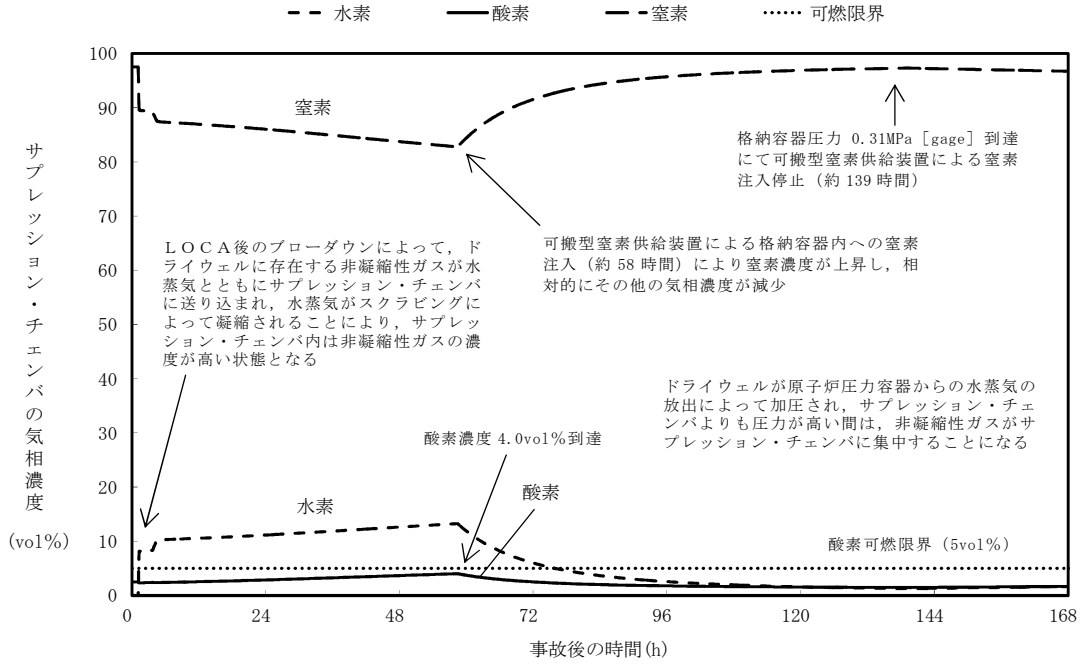

第５図　格納容器圧力の推移（感度解析 2）




第６図　格納容器雰囲気温度の推移（感度解析 2）




第 7 図　ドライウェルの気相濃度の推移（ドライ条件）（感度解析 2）




第 8 図　サプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

（感度解析 2）

# 格納容器内における気体のミキシングについて

ＢＷＲの格納容器内の気体のミキシング効果については，電力共同研究「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」（S57 年度）[1]によって，格納容器スプレイや温度差による自然対流に伴う撹拌効果がある場合には十分なミキシング効果が短時間に得られることを確認している。

格納容器破損モード「水素燃焼」における評価事故シーケンスでは，事象発生後 90 分までは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実施及び格納容器内の温度差により，格納容器内は十分にミキシングされるものと考えられる。また，事象発生後 90 分以降は，代替循環冷却系による格納容器除熱操作の実施により，格納容器内はミキシングされるものと考えられる。さらに，崩壊熱によって炉心で発生した蒸気が格納容器内へ放出されることによってもミキシングが促進される。

格納容器スプレイを実施している場合の格納容器内の気体の流動については，上記研究にて実験的に確認されている。実験結果を第 1 図に示す。10vol％の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると，格納容器スプレイにより短期間で十分なミキシング効果が得られることが示されている。

格納容器内雰囲気と壁面に温度差がある場合のミキシング効果についての実験結果を第 2 図に示す。第 2 図は格納容器内雰囲気と壁面に 5℃の温度差がある場合のミキシング効果を示しており 10vol％の空気希釈ヘリウムガスを供給しているが，実験開始から約 20 分後までには十分にミキシングされることを示している。ＢＷＲの格納容器内では，原子炉圧力容器が熱源として考えられるため，格納容器内雰囲気と壁面において少なくとも 5℃以上の温度差は生じているものと考えられる。このため，ＢＷＲの格納容器内において，気体が成層化する等の位置的な濃度の著しい偏りが生じる可能性は低いと考えられる。さ

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

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

・軽密度気体（試験では水素をヘリウムで模擬）の放出による自然循環のみでも，ミキシングは比較的良好であった。

・水蒸気発生を考慮したケースでは，ミキシングは促進された。

・上部区画へ軽密度気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも，格納容器スプレイを作動させることによりミキシングは達成された。

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

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

なお，格納容器スプレイ停止後は速やかに格納容器圧力逃がし装置による格納容器ベントを実施するため，格納容器内の可燃性ガスは排出される。

[1] 共同研究報告書，格納容器内ミキシング確認試験に関する研究（S57 年度）

[2] 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書，財団法人　原子力発電技術機構（平成 15 年 3 月）

第１図　格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化

第２図　温度差によるミキシング効果（ガス濃度変化結果）

## 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，ＬＯＣＡ，長期ＴＢ，ＴＢＵ，ＴＢＰ及びＴＢＤ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，ペデスタル（ドライウェル部）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では，原子炉起動時にペデスタル（ドライウェル部）水位が約 1m となるよう注水した上で，原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が落下する時点で，ペデスタル（ドライウェル部）に溶融炉心の冷却に必要な水位及び水量を確保し，かつ，溶融炉心の落下後は，格納容器下部注水系（常設）によって溶融炉心を冷却すること及びペデスタル（ドライウェル部）にコリウムシールドを設置することにより，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発生を抑制する。

また，溶融炉心の落下後は，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，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，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雰囲気温度を低下させる。

さらに，格納容器内における水素燃焼を防止するため，格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに，格納容器内へ窒素を注入することによって，格納容器の破損を防止する。

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。一方，本格納容器破損モードに対しては，原子炉圧力容器破損後の格納容器破損防止のための重大事故等対策の有効性についても評価するため，原子炉圧力容器破損後は重大事故等対策に係る手順に基づきプラント状態を評価することとする。したがって，本評価では，原子炉圧力容器破損後も原子炉圧力容器内に残存する放射性物質の冷却のために原子炉に注水する対策及び手順を整備することから，これを考慮した有効性評価を実施することとする。

(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，ペデスタル（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，通常運転時からペデスタル（ドライウェル部）に約 1m の水位を形成した上で，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）水位の確保手段並びに落下後の溶融炉心冷却のための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）注水手段を整備する。また，溶融炉心の落下によるペデスタル（ドライウェル部）のコンクリート侵食を抑制するために，ペデスタル（ドライウェル部）にコリウムシールドを設置する。

また，その後の格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制する観点から，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，緊急用海水系による冷却水（海水）の確保手段及び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し，長期的な格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する観点から，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備する。

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ｑ．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ｉ．及びｋ．からｏ．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（2／5）から第 3.2－1 図（4／5）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（＋デブリ冷却失敗（ペデスタル））」である。ここで，逃がし安全弁再閉失敗を含まない事故シーケンスとした理由は，プラント損傷状態がＴＱＵＶであるため，事故対応に及ぼす逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え，発生頻度の観点で大きい事故シーケンスを選定したためである。

また，「1.2.2.1(3) ｅ．溶融炉心・コンクリート相互作用」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，ＬＯＣＡの場合はペデスタル（ドライウェル部）に原子炉冷却材が流入することで溶融炉心・コンクリート相互作用が緩和される可能性等を考慮し，より厳しいと考えられるＴＱＵＶを選定した。

また，本評価事故シーケンスにおいては，電源の復旧，注水機能の確保等，必要となる事故対処設備が多く，格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価する観点から，全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。

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「3.3 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・ボイド率変化及び気液分離（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及び原子炉圧力容器内ＦＰ挙動並びに炉心損傷後の格納容器における格納容器下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），溶融炉心と格納容器下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によりペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床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。

(3)　有効性評価の結果

本評価事故シーケンスにおけるペデスタル（ドライウェル部）水位並びに溶融炉心コンクリート相互作用によるペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリート侵食量の推移を第3.5－1図及び第3.5－2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

ペデスタル（ドライウェル部）にコリウムシールドを設置するとともに，溶融炉心落下前のペデスタル（ドライウェル部）水位の確保及び溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）への注水の継続によって，ペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリートの温度は融点に至らないことからコンクリート侵食は生じず，ペデスタル（ドライウェル部）の溶融炉心は適切に冷却される。また，解析コードＭＡＡＰによる評価において，コリウムシールドと溶融炉心の接触面温度は2,100℃未満であり，コリウムシールドについても侵食は生じない。なお，溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出も含めて評価した場合には，コリウムシールドには3.3cm程度の侵食が生じるが，

この場合においてもペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリートの温度は融点に至らず侵食は生じない。また，コリウムシールドが侵食した場合においても，可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生しない。

ペデスタル（ドライウェル部）壁面のコンクリート侵食に対しては，コンクリート侵食は生じないことから，原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

ペデスタル（ドライウェル部）床面のコンクリート侵食に対しては，コンクリート侵食は生じないことから，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の発生は，コンクリート侵食は生じないことから，可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスの発生はない。

その後は，ペデスタル（ドライウェル部）に 80m$^3$／h の注水を行い，また，代替循環冷却系による格納容器除熱を継続して行うことで，安定状態を維持できる。

（添付資料 3.5.1，3.5.2，3.5.3）

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，ペデスタル（ドライウェル部）壁面及び床面のコンクリート侵食量※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。また，(1)から(3)，(6)及び(7)に示す評価項目の評価結果及びペデスタル（ドラ

イウェル部）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，「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」にて確認している。

※　溶融炉心が適切に冷却されることについても，ペデスタル（ドライウェル部）壁面及び床面のコンクリートの侵食が生じないことで確認した。

（添付資料 3.2.8）

### 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，溶融炉心がペデスタル（ドライウェル部）へ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，事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として，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）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現象の不確かさとしては，溶融炉心の粒子化，溶融炉心の拡がり，デブリから水への熱伝達，コリウムシールドを介した熱伝達，コンクリート種類が挙げられる。

本評価事故シーケンスの評価では，デブリ上面の性状に対して上面熱流束を変化させた場合の影響評価を実施する。なお，溶融炉心の粒子化の不確かさに対してエントレインメント係数を変化させた場合，コンクリート種類に

対して壁方向と床方向の熱分配を変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。また，コリウムシールドが金属酸化物を含む溶融炉心へのジルコニア耐熱材の溶出により侵食される可能性を考慮し，コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した影響評価を実施する。これらの影響評価に加え，溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から原子炉圧力容器破損時の崩壊熱が大きくなるよう起因事象を大破断ＬＯＣＡとした場合の影響評価を実施する。

これらの影響評価の結果，運転員等操作時間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として，原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認している。

また，炉心損傷の確認後，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）水位の確保操作を行い，ペデスタル（ドライウェル部）への溶融炉心の落下に対しては，原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したこと等をもって原子炉圧力容器の破損兆候を検知し，格納容器下部水温の指示を継続監視することで原子炉圧力容器破損を認知し，ペデスタル（ドライウェル部）への注水を行うといった兆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。

(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，炉心溶融開始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確認後にペデスタル（ドライウェル部）注水操作を実施するが，炉心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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したこと等をもって格納容器下部水温を継続監視することで，原子炉圧力容器破損を速やかに判断可能であることから，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている原子炉圧力容器破損時の格納容器冷却操作及びペデスタル（ドライウェル部）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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であるものの，その差異は小さい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，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の影響を受ける可能性がある操作としては，溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）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，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としているペデスタル（ドライウェル部）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炉心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，炉心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，溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）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ペデスタル（ドライウェル部）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，ペデスタル（ドライウェル部）への注水は原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したこと等をもって格納容器下部水温を継続監視することで，原子炉圧力容器破損を速やかに判断可能であることから，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としているペデスタル（ドライウェル部）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ＦＰ挙動の不確かさとして，核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデルはＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析により原子炉圧力容器内へのＦＰ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。ＰＨＥＢＵＳ－ＦＰ実験解析では，燃料被覆管破裂後のＦＰ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。

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力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。

炉心損傷後の格納容器における格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり及び溶融炉心と格納容器下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。また，コリウムシールド侵食量に対しても影響を与える可能性がある。本評価事故シーケンスでは，コリウムシールド及び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の伝熱，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，コリウムシールド及びコンクリート侵食量への影響が考えられる。本評価事故シーケン

スでは，コリウムシールド及び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。なお，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の伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさがコンクリート侵食に与える影響に関しては，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。また，ＭＡＡＰコードにおける溶融炉心から構造材への伝熱は材質に依存しないモデルであり，コリウムシールドにも適用可能である。

（添付資料 3.5.1，3.5.4）

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，炉心溶融開始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ペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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の評価結果の方が大きく，解析コードＳＡＦＥＲに対して保守的であるものの，その差異は小さいことを確認している。また，原子炉圧力容器破損

時点でペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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デスタル（ドライウェル部）に水位が形成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炉心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，炉心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。本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損時点でペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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，早まる時間は僅かであり，破損時間が僅かに早まった場合においても，ペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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ＦＰ挙動の不

確かさとして，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。

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，エントレインメント係数の感度解析に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おり，また溶融炉心の温度に対する感度は小さく，コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいことから，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格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりについて，溶融炉心の拡がりが抑制されると想定し種々の不均一な堆積形状を考慮した場合，溶融炉心の拡がりが抑制されない均一堆積形状よりも溶融炉心と水との伝熱面積が大きくなり，溶融炉心の冷却が促進される傾向となると評価しており，コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく，評価項目となるパラメータに与える影響はない。また，溶融炉心と格納容器下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，溶融炉心からプール水への熱流束及び溶融プールーク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，コリウムシールド及び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。これは，落下した溶融炉心はペデスタル（ドライウェル部）水によって冷却されコリウムシールドが侵食開始温度に到達する前に溶融炉心の温度は 2,100℃を下回ること，溶融炉心からプール水へは崩壊熱以上の除熱がなされ溶融炉心の温度は 2,100℃未満を維持することから，コリウムシールドは侵

食開始温度に到達せず，コンクリート侵食が抑制されたものである。

なお，本感度解析では，溶融炉心・コンクリート相互作用によってコンクリート侵食は生じないことから可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生せず，格納容器圧力や格納容器内の水素濃度及び酸素濃度への影響はない。

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については，「3.5.3 (4) コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した影響評価」において，評価項目となるパラメータに与える影響を確認する。

（添付資料 3.5.1，3.5.4）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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小さくなるため，発生する蒸気量は少なくなり，原子炉圧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（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）への注水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。

初期条件の溶融炉心からプール水への熱流束は，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構造材の扱いは，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構造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が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。また，コリウムシールドについては，機器条件にて考慮している。

初期条件の原子炉圧力容器下部及びペデスタル（ドライウェル部）内構造物の扱いは，解析条件のペデスタル（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，ペデスタル（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及びコリウムシールド侵食が抑制されるが，コンクリート侵食量及びコリウムシールド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雰囲気温度は，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（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）への注水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。

機器条件のコリウムシールドは，解析条件の侵食開始温度 2,100℃に対して最確条件は侵食開始温度 2,100℃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，運転員等操作時間に与える影響はない。なお，溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出も含めて評価すると，コリウムシールドには 3.3cm 程度の侵食が生じるものの，コリウムシールドの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 3.5.1，3.5.4）

(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 に対応したものとしており，その最確条件は平均的燃焼度約 31GWd／t 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小さくなるため，溶融炉心の持つエ

ネルギ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。

初期条件の溶融炉心からプール水への熱流束は，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溶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，コリウムシールド及び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。なお，本感度解析では，溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスの発生はない。

初期条件のコンクリート以外の構造材の扱いは，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構造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が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。また，コリウムシールドについては，機器条件にて考慮している。

初期条件の原子炉圧力容器下部及びペデスタル（ドライウェル部）内構造物の扱いは，解析条件のペデスタル（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，ペデスタル（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及びコリウムシールドの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雰囲気温度は，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当たり，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，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＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」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原子炉圧力容器破損まで使用できないものと仮定した。

その結果，原子炉圧力容器破損のタイミングが約 3.3 時間と早くなるため，溶融炉心落下時の崩壊熱が大きくなるが，コリウムシールド及び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，コンクリート侵食は生じないことから，可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生しない。なお，本評価においては事象発生から約 79 時間後に格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達するが，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を行うことによって，酸素濃度の最高値は約 4.0vol％（ドライ条件）

にとどまることから，可燃限界である 5vol%（ドライ条件）を下回る。

機器条件のコリウムシールドは，解析条件の侵食開始温度 2,100℃に対して最確条件は侵食開始温度 2,100℃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。なお，溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出も含めて評価すると，コリウムシールドには 3.3cm 程度の侵食が生じるが，この影響については「3.5.3(4) コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した影響評価」にて，評価項目となるパラメータに与える影響は小さいことを確認している。

（添付資料 3.5.1，3.5.4）

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）注水操作は，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，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも，ペデスタル（ド

ライウェル部）プール水が蒸発し，溶融炉心が露出するまでには約0.3 時間の時間余裕がある。溶融炉心落下後の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）注水操作は原子炉圧力容器温度（下鏡部）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くなる可能性があるが，中央制御室での操作のみであり，当直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当直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 3.2.2，3.5.4）

(b)　評価項目となるパラメータに与える影響

操作条件の溶融炉心落下後の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）注水操作は，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。

（添付資料 3.5.4）

(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。

操作条件の溶融炉心落下後の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）注水操作については，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，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも，ペデスタル（ドライウェル部）プール水が溶融炉心の崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱により蒸発し，溶融炉心が露出するまでには約 0.3 時間の時間余裕がある。

（添付資料 3.2.14，3.5.4）

(4) コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した影響評価

コリウムシールドの材質であるジルコニアは，溶融炉心中に存在する金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出を考慮した場合に侵食される可能性がある。また，ＭＡＡＰコードにおけるコリウムシールドの伝熱モデルには伝熱物性値の温度依存性の不確かさが考えられる。このため，コリウムシールド設置に伴うこれらの影響を考慮した感度解析を実施した。

解析条件について，既往実験の知見を踏まえた金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出を考慮し，コリウムシールドの厚さを 11cm とした。また，コリウムシールドの熱伝導率及び比熱はペデスタル（ドライウェル部）の温度を厳しく評価するため，常温時のジルコニアの物性値とした。

第 3.5－3 図にペデスタル（ドライウェル部）壁面及び床面のコンクリートの温度の推移を示す。感度解析の結果，溶融炉心と接するコリウムシールドの温度は融点に至らず侵食は進行せず，また，ペデスタル（ドライウェル部）コンクリートの壁面及び床面の温度も融点に至らず侵食しないことを確認した。したがって，コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の

温度依存性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。

（添付資料 3.5.1）

(5)　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。また，コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析を実施した。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。

なお，「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において，原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を考慮しない場合の影響について感度解析を実施しており，評価項目となるパラメータに対する影響は小さいことを確認している。

（添付資料3.2.10）

### 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 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，ペデスタル（ドライウェル部）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，原子炉起動時にペデスタル（ドライウェル部）水位が約 1m となるよう注水した上で，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）水位の確保手段を整備している。また，落下後の溶融炉心冷却のため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）注水手段を整備している。さらに，溶融炉心の落下によるペデスタル（ドライウェル部）のコンクリート侵食を抑制するために，ペデスタル（ドライウェル部）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（＋デブリ冷却失敗（ペデスタル））」について，有効性評価を行った。

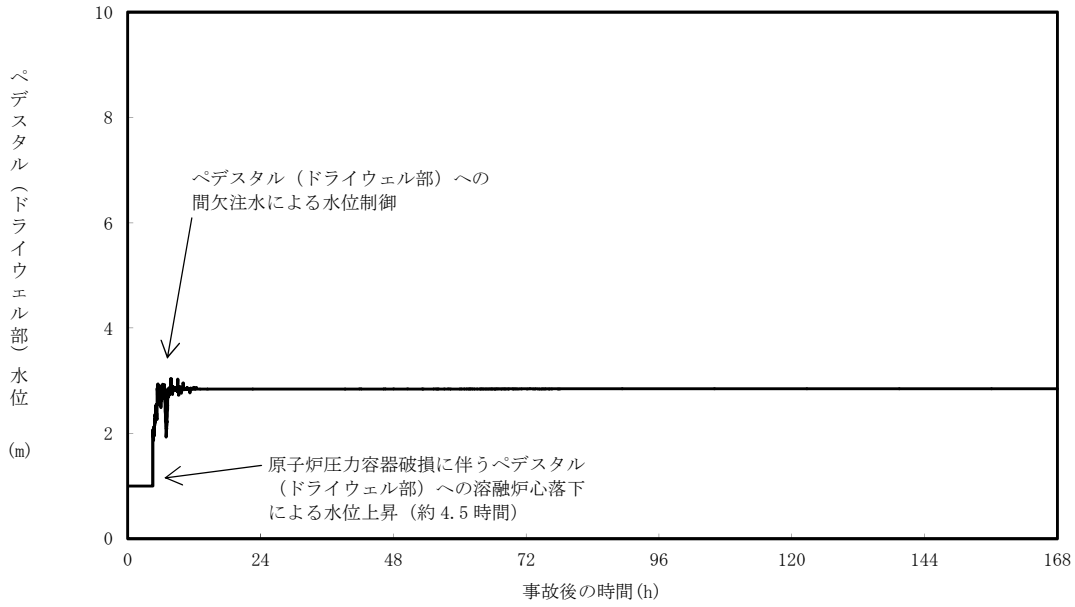
上記の場合においても，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）水位の確保，ペデスタル（ドライウェル部）注水を実施することにより，溶融炉心の冷却が可能である。その結果，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食は生じず，原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。また，安定状態を維持できる。

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

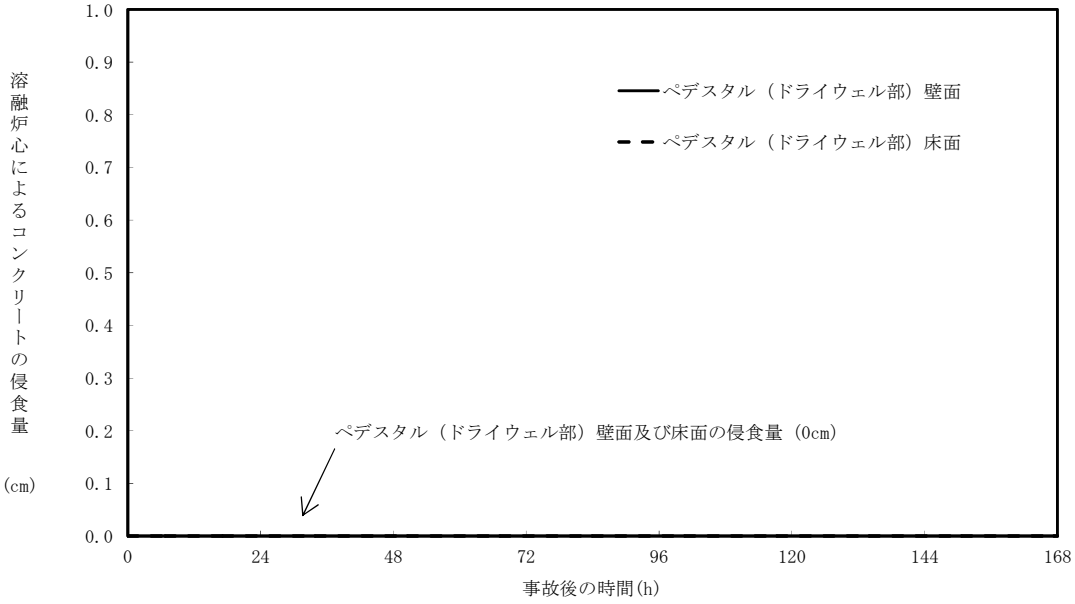
た，対策の有効性が確認できる範囲内において，操作時間余裕について確認した結果，操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。

重大事故等対策時に必要な要員は，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。

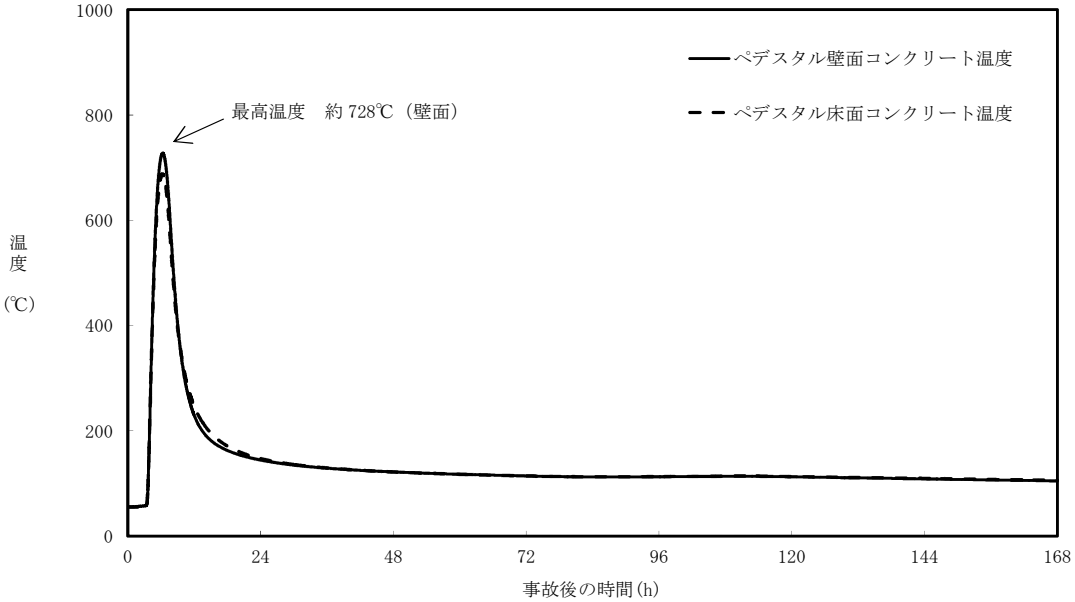
以上のことから，格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（ドライウェル部）への注水等の格納容器破損防止対策は，選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき，格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対して有効である。




第 3.5－1 図　ペデスタル（ドライウェル部）の水位の推移




第 3.5－2 図　ペデスタル（ドライウェル部）の
壁面及び床面のコンクリート侵食量の推移




第 3.5－3 図　コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した場合のペデスタル（ドライウェル部）の壁面及び床面のコンクリート温度の推移

# コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて，解析コードにおける取扱いを示すとともに，解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。

## 1. 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

解析コードＭＡＡＰにおける，溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「ＭＣＣＩ」という。）伝熱モデルでは，溶融炉心－コンクリート間の伝熱，クラストの伝熱と厚さ，上部クラスト－水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは，コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

### (1) コリウムシールドの模擬について

解析コードＭＡＡＰにおけるＭＣＣＩ伝熱モデルの概念図を第１図に示す。解析コードＭＡＡＰによる侵食量評価では，本モデルのうちコンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて$ZrO_2$の物性値を固定値で設定し，コリウムシールドを模擬している。なお，通常のコンクリート評価モデルではコンクリート表面に存在するライナを考慮しているが，コリウムシールドの模擬に当たってはライナの物性値についてもコリウムシールド耐熱材のものを設定し，ライナを考慮しないモデルとしている。

・侵食開始温度

・密度

・比熱

・熱伝導率

・溶融潜熱

侵食開始温度については，化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている（別添 1）。また，落下した溶融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから，コリウムシールドの侵食は発生しない。なお，解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し，コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデル※1として評価を実施しているが，コンクリートーコリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上のとおり，解析コードＭＡＡＰにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

※１　ペデスタル（ドライウェル部）壁面，床のコンクリートとドライウェル，サプレッション･チェンバ雰囲気との伝熱についても考慮している。

(2)　溶融炉心－コリウムシールド間の伝熱

溶融炉心－コリウムシールド間の伝熱は，溶融炉心－コンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト，クラストから構造材への伝熱は以下の式で評価され，(1)で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており，壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお，伝熱を受けた構造材の温度上昇は，構造材の熱伝導率等の物性に基づき計算され，種々の実験により得られたコリウムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで，適切に計算される。

床方向の熱流束　$q_d = h_d\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_{cd}$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

壁方向の熱流束　$q_s = h_s\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_c$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで，

$q_d$，$q_s$：　床方向及び側面方向の熱流束［W／m$^2$］

$h_d$，$h_s$：　溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数［W／m$^2$K］

$h_{d0}$，$h_{s0}$：溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数［W／m$^2$K］

$f_s$：　固化割合［－］

$n$：　固化効果項の指数［－］

$T_f$：　溶融プールの温度［K］

$T_{F,m}$：　デブリ融点［K］

$q_v$：　体積発熱率［W／m$^3$］

$X_{cd}$，$X_c$：　床面及び壁面のクラスト厚さ［m］

(3)　クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは，溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており，壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため，コリウムシールドにも適用可能である。なお，クラスト－コリウムシールド接触面温度は，(1)に記載のとおりＺｒＯ$_2$の物性値を基に計算されることから，クラストの厚さを評価するにあたりＺｒＯ$_2$の物性値が考慮されている。

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

ここで，

$q$：　床方向又は側面方向の熱流束［W／m$^2$］

$k_F$：　デブリ熱伝導率［W／mK］

$T_{F,m}$：　デブリ融点［K］

$T_i$：　クラストーコリウムシールド接触面温度※2［K］

$x_c$：　床面又は壁面のクラスト厚さ［m］

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

## 2.　解析コードにおける不確かさの影響

### (1)　不確かさの整理

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

・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

・溶融物の落下・堆積過程

・ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

ただし，「ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程」においては，ＭＣＣＩ現象の影響因子として溶融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで，ＭＣＣＩ伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから，コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして，コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。第２図にＭＣＣＩにおける不確かさに関する流れ図を示す。

ＭＣＣＩ現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して，感度解析の要否を整理する。ＭＣＣＩ評価の不確かさに関する評価結果を第１表に示す。

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

ウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

溶融炉心の拡がりについて，溶融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合は，種々の不均一な堆積形状を考慮しても，拡がりが抑制されないペデスタル（ドライウェル部）への均一堆積形状の方が溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり，溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない均一堆積形状の場合，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,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，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，コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく，評価項目となるパラメータに与える影響はないことから，コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

上面熱流束係数及び溶融プールークラスト間の熱伝達係数について，溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数，上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ，解析コードＭＡＡＰによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い，影響を確認する。【感度解析①】

また，侵食の異方性について，コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており，コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため，上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により，影響を確認する。【感度解析①】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について，解析コードＭＡＡＰにおけるＭＣＣＩ伝熱モデルでは,固定値の物性を設定することから，

不確かさが想定される。このため，感度解析により伝熱物性値（熱伝導率，比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】

(2)　感度解析

ａ．溶融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】

(a)解析条件

解析条件を第２表に示す。溶融炉心から水プールへの熱流束ついては，上面熱流束の不確かさを考慮した 800kW／$m^2$（一定）とする。また，対象シーケンスは，事象進展が早く，崩壊熱が大きくなり，侵食を厳しくする観点で「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」とする。

(b)解析結果

評価結果を第３表に示す。ペデスタルのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は 2,100℃未満であり，コリウムシールドを設置することにより，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため，原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

ｂ．伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については，「4. コリウムシールドの侵食を考慮した感度解析」において，コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお，伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードにて評価した場合においても，ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートが侵食されないことを確認している（別添２）。

3.　解析条件における不確かさの影響

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

・コリウムシールド耐熱材の種類

・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度

・ペデスタル（ドライウェル部）床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから，不確かさの影響はない。解析コードＭＡＡＰの解析条件を第４表に示す。

4.　コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析

溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出により，コリウムシールドが侵食される可能性があるが，既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合，コリウムシールドの侵食量は約 33mm となる（別添 3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合，コリウムシールド外表面のペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから，この影響を感度解析により確認する。また，前述のとおり，解析コードＭＡＡＰでは$ZrO_2$の物性値を固定値で設定するモデルであることから，伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。

(1)　解析条件

解析条件を第５表に示す。コリウムシールドの厚さは，コリウムシールドの設計値に対して，既往実験に基づく侵食量の約 33mm を考慮し，保守性を見込んだ値として 110mm を設定する。なお，コリウムシールドの侵食によるペデスタル（ドライウェル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。

また，解析コードＭＡＡＰにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し，ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリ

ートの温度を厳しく評価する観点で，常温時のＺｒＯ$_2$の伝熱物性値を設定する。

対象シーケンスは，事象進展が早く，崩壊熱が大きくなり，ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「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」とする。

(2)　解析結果

解析結果を第 6 表に示す。また，ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温度の推移を第 3 図から第 6 図，クラスト厚さの推移（上下方向）を第 7 図に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は約 1,860℃にとどまり，コリウムシールドの侵食開始温度である 2,100℃を下回ることから，コリウムシールドの侵食は溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出で生じた状態から進行しない。また，コリウムシールド外表面と接するペデスタル（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約 728℃にとどまり，コンクリートの侵食開始温度である約 1,230℃を下回ることから，コンクリートは侵食されない。このため，コリウムシールドが溶融炉心中の金属酸化物により侵食された場合においても,コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが,評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

なお，本評価においては，コンクリートの表面温度を厳しく評価する観点から，コンクリートーコリウムシールド間の接触熱抵抗は考慮していない。接触熱抵抗を考慮した場合には，溶融炉心からペデスタル（ドライウェル部）コンクリートへの熱通過率が小さくなり，溶融炉心及びコリウムシールドの温度挙動に影響を与えることが考えられるが，溶融炉心はペデ

スタル（ドライウェル部）のプール水に落下した直後に 2,100℃未満となること，また，溶融炉心から上面水へは崩壊熱以上の除熱がされ溶融炉心の温度は 2,100℃未満を維持することから，コリウムシールドの侵食は生じず，温度挙動への影響は軽微であると考えられる。

5. まとめ

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

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

さらに，コリウムシールドが溶融炉心中の金属酸化物により侵食される可能性を考慮した感度解析により，コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。

# 第１表　コリウムシールドを考慮した場合のＭＣＣＩ評価の不確かさに関する整理結果

| ＭＣＣＩ現象への影響因子 | 不確かさ要因 | 有効性評価の取扱い | 解析コード安全審査資料※における感度解析の要否 | 東海第二発電所におけるコリウムシールドを考慮した取扱い |
|---|---|---|---|---|
| 下部ヘッド破損モード | 破損部位<br>破損口侵食拡大 | 下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し，破損口径の拡大を考慮 | 下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し，破損口径の拡大も考慮しているため，感度解析不要 | 同左 |
| 溶融炉心落下量 | 原子炉圧力容器内溶融進展 | 全炉心相当を想定 | 全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため，感度解析不要 | 同左 |
| 溶融炉心の粒子化 | プール水深 | ペデスタルの注水開始条件及び注水流量について，手順書規定に準じた操作を想定 | 解析モデルパラメータではないため，感度解析不要 | 同左 |
| | エントレインメント係数 | 実験解析を元に，粒子化割合を少ない側に評価する値を使用 | エントレインメント係数に不確かさがあるため，解析コードＭＡＡＰの不確かさ範囲内（ＦＡＲＯ実験解析に基づく）で感度解析を実施 | 左記の感度解析により，溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度が小さいことを確認しており，溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温度に対する感度は小さいと考えられることから感度解析不要 |
| | 溶融炉心ジェット径 | 破損口径に対応した径を考慮 | 最も大きい径を想定して，粒子化割合を小さくし，水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため，感度解析不要 | 同左 |
| 溶融炉心の拡がり | 水による拡がり抑制 | 拡がりの知見から，全面に拡がることを想定し，均一堆積モデルを使用 | 溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し，水張深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要 | 溶融炉心の拡がりが抑制される場合は，溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり，溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合，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，注水により溶融炉心は継続的に冷却されることから，侵食への影響はなく，感度解析不要 |
| デブリから水への熱伝達 | デブリ上面の性状 | 粒子状ベッドの熱流束として，現実的な範囲内で保守側の想定をして，大気圧状態で 800kW/m$^2$ として圧力依存性を考慮 | 粒径やポロシティの不確かさを考慮して，下限の熱流束に対して感度解析を実施 | 【感度解析①】（コンクリートの種類と同じ）<br>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踏まえ，コリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施 |
| コリウムシールドを介した熱伝達 | 伝熱物性値の温度依存性 | コリウムシールド侵食開始温度における物性値を考慮 | — | 【感度解析②】<br>コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ，コリウムシールド及びコンクリート侵食量への影響を確認する観点で，伝熱物性値についての感度解析を実施 |
| コンクリート種類<br>（玄武岩系コンクリートの侵食の異方性） | 壁方向と床方向の熱分配 | 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として，床方向クラストへは[redacted]，壁方向クラストへは[redacted]を使用 | 床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため，CCI-3 実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施 | 【感度解析①】（デブリから水への熱伝達と同じ）<br>コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており，コリウムシールドにおいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さいと考えられるため，溶融炉心からプールへの熱流束についての感度解析を実施 |

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

第２表　解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

| 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限界熱流束 | 800kW／$m^2$<br>（圧力依存性あり） | 800kW／$m^2$<br>（一定※１） |
| ペデスタル初期水位 | 1m | |
| ペデスタル注水 | ＲＰＶ破損７分後から 80$m^3$／h | |
| コリウムシールド厚さ | 15cm | |
| 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　$ZrO_2$耐熱材の 100mol％Ｚｒによる侵食試験結果に基づき設定（別添 1）

第３表　解析結果（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

| 項　目 | ベースケース | 感度ケース |
|---|---|---|
| コリウムシールド侵食量（壁面及び床面） | 侵食なし | 侵食なし |
| ペデスタル（ドライウェル部）コンクリート侵食量（壁面及び床面） | 侵食なし | 侵食なし |

第４表　解析コードＭＡＡＰ解析条件

| 項　目 | | 解析条件 | 最確条件 |
|---|---|---|---|
| 機器条件 | コリウムシールド耐熱材の種類 | ジルコニア耐火材 | ジルコニア耐火材 |
| | コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度 | 2,100℃ | 2,100℃ |
| | ペデスタル（ドライウェル部）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 |

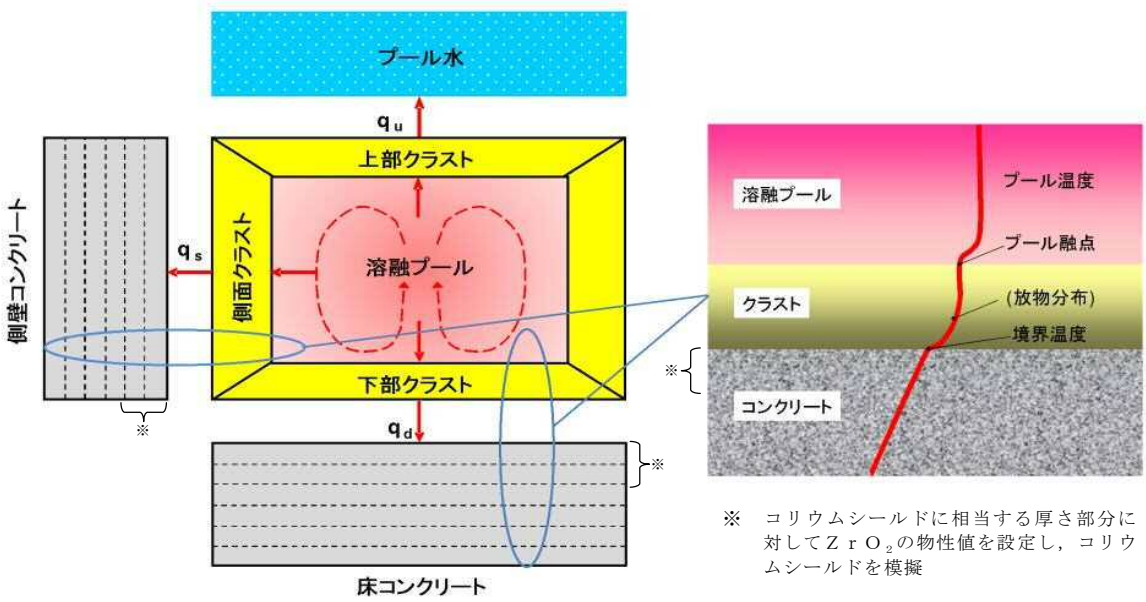
第５表　解析条件（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

| 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 |
| コリウムシールド厚さ | 15cm | 11cm ※1 |
| コリウムシールド熱伝導率 | [redacted] ※2 | [redacted] ※3 |
| コリウムシールド比　熱 | [redacted] ※2 | [redacted] ※3 |
| コリウムシールド侵食開始温度 | 2,100℃※4 | |
| ペデスタル（ドライウェル部）床面積 | 27.08m$^2$ | |
| ペデスタル初期水位 | 1m | |

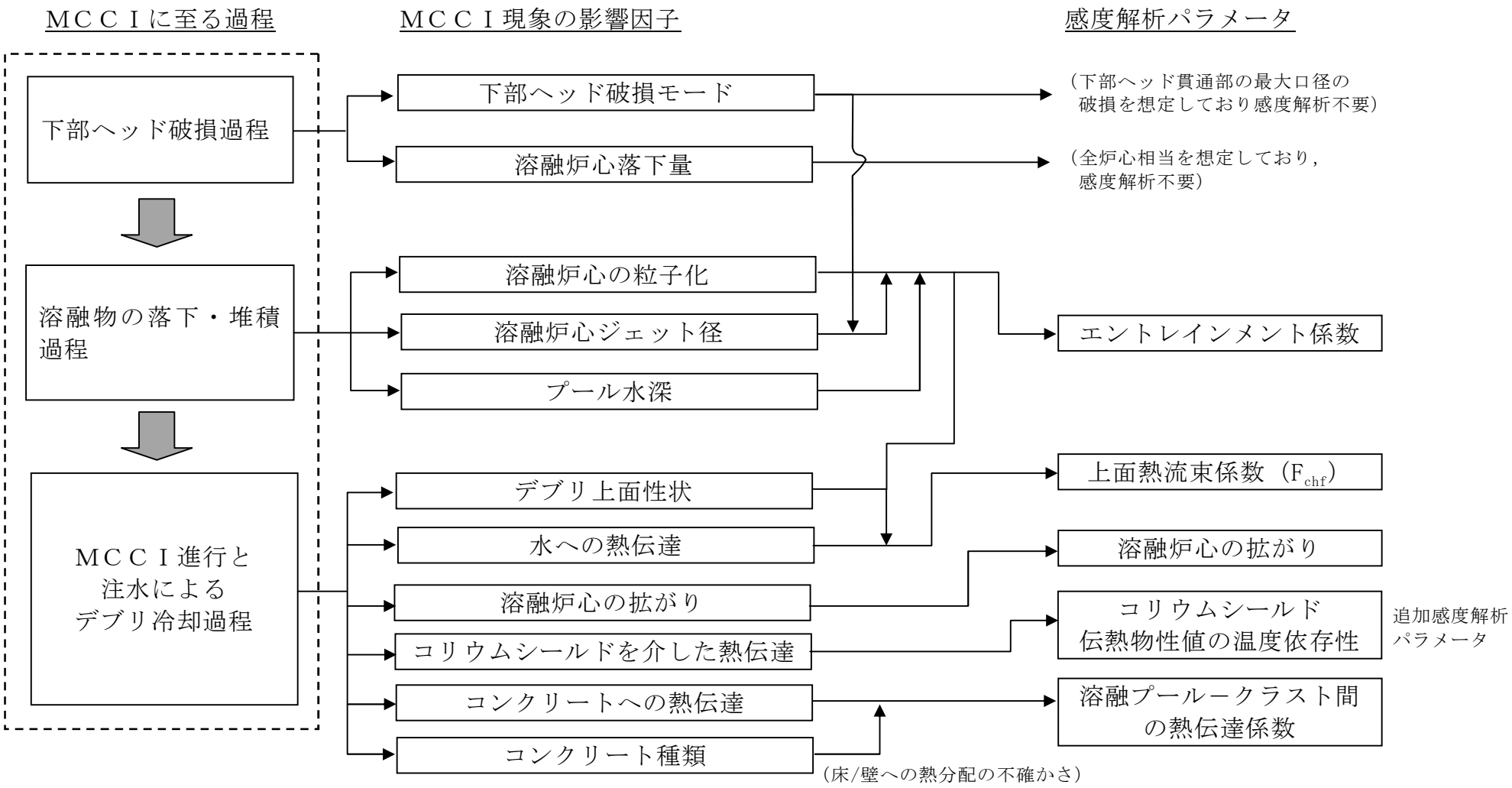
※１　溶融炉心中の金属酸化物による侵食を仮定した厚さとして設定（別添 3）
※２　$ZrO_2$耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定
※３　$ZrO_2$耐熱材の常温における伝熱物性として設定
※４　$ZrO_2$耐熱材の 100mol％Ｚｒによる侵食試験結果に基づき設定（別添 1）

第６表　解析結果（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

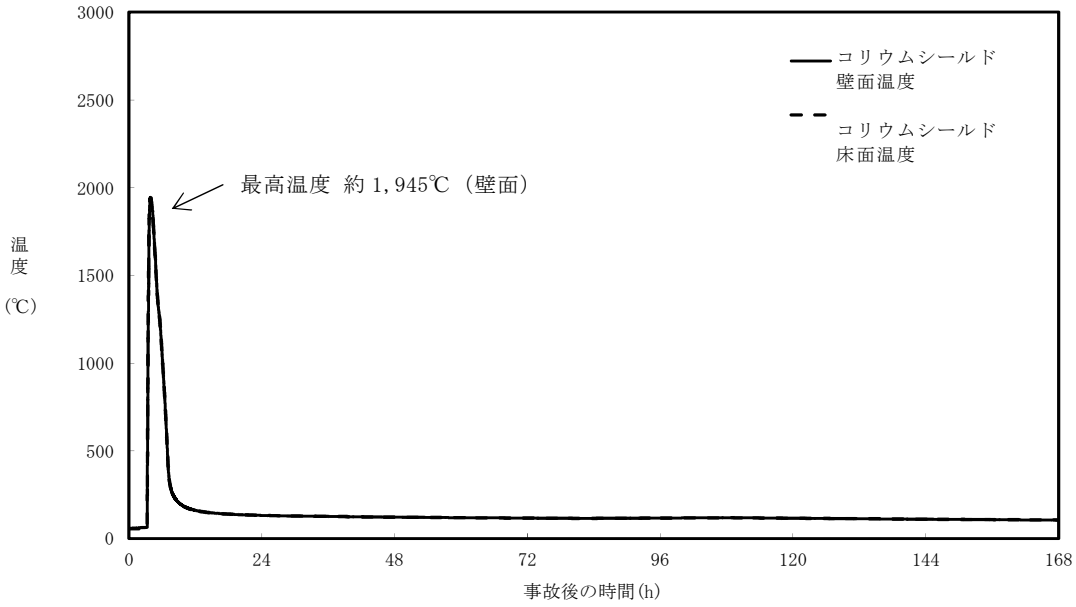
| 項　目 | ベースケース | 感度ケース |
|---|---|---|
| コリウムシールド侵食量<br>（壁面及び床面） | 侵食なし | 侵食なし |
| ペデスタル（ドライウェル部）<br>コンクリート侵食量<br>（壁面及び床面） | 侵食なし | 侵食なし |




第１図　解析コードＭＡＡＰにおけるＭＣＣＩ伝熱モデル

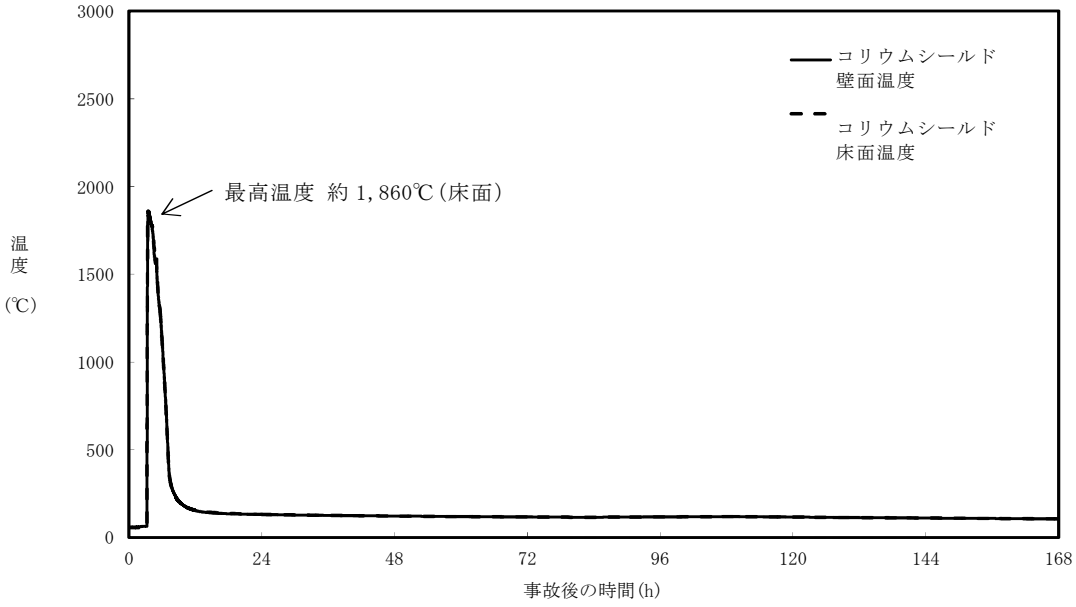



第２図　コリウムシールドを考慮した場合のＭＣＣＩにおける不確かさに関する流れ図



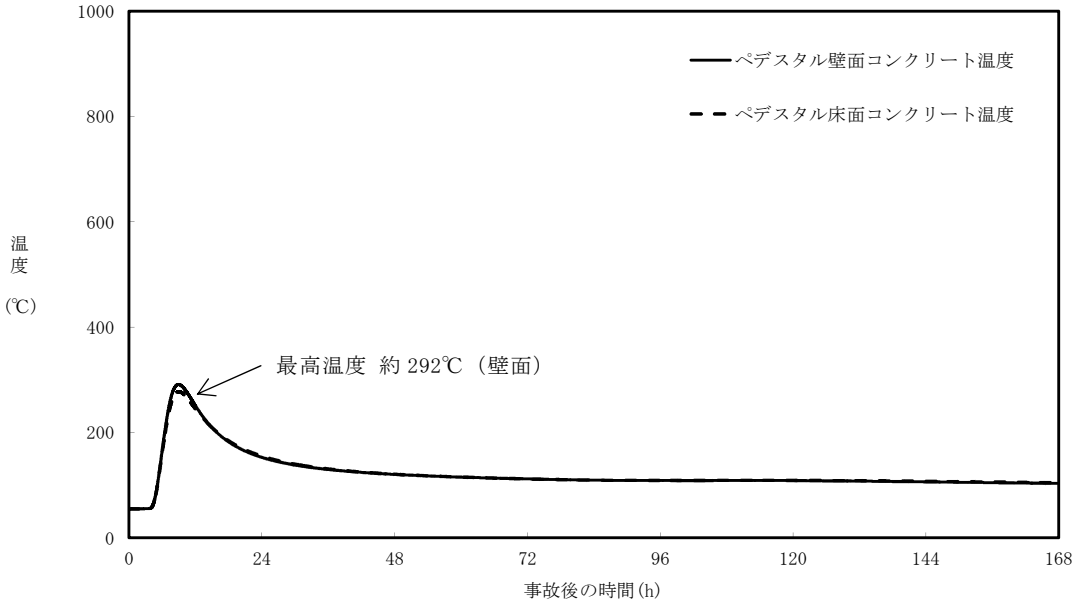

第 3 図　コリウムシールド内表面温度の推移

(ベースケース)



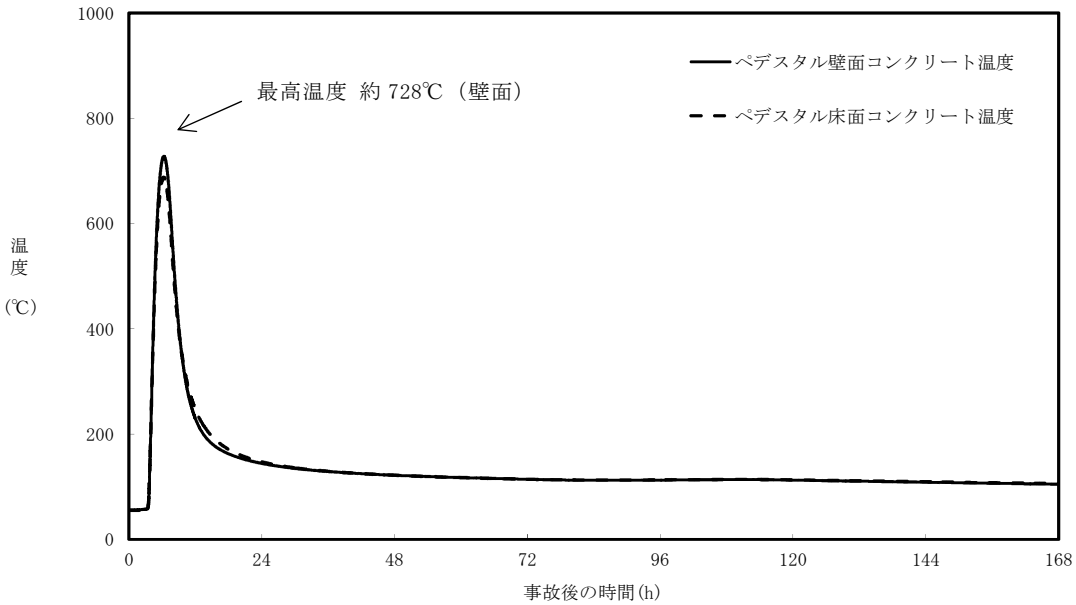

第 4 図　コリウムシールド内表面温度の推移

(感度解析ケース)



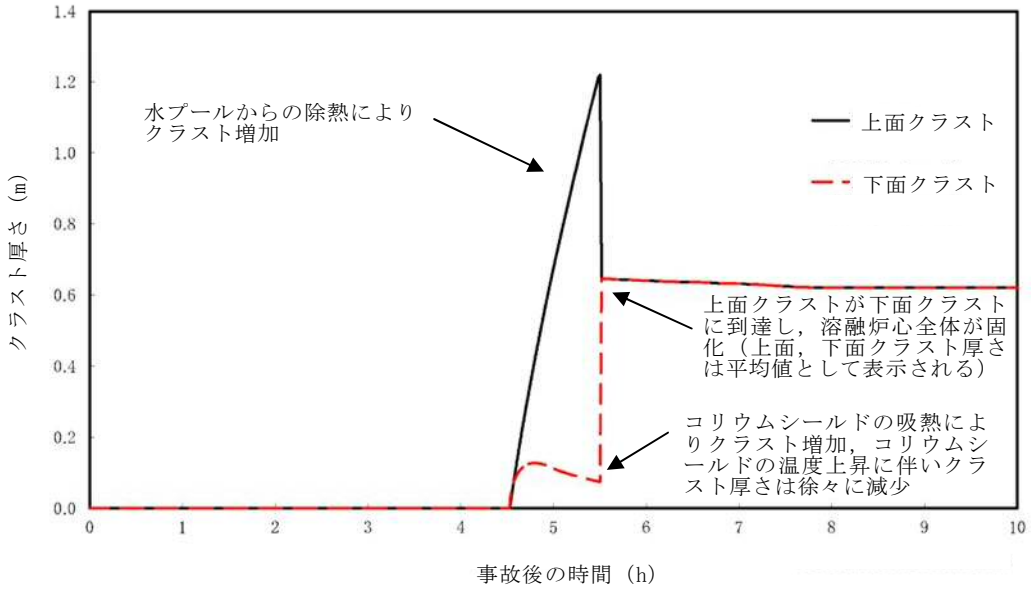

第５図　ペデスタル（ドライウェル部）コンクリート表面温度の推移

（ベースケース）




第６図　ペデスタル（ドライウェル部）コンクリート表面温度の推移

（感度解析ケース）




第７図　クラスト厚さの推移（上面及び下面※1）

※1　側面クラストはコリウムシールドと接しており下面クラストと同等の挙動を示すと考えられることから，代表として上面及び下面クラスト厚さを示す。

別添１

# ＺｒＯ$_2$耐熱材の侵食開始温度の設定について

ＺｒＯ$_2$耐熱材の侵食量評価においては，耐熱材の侵食開始温度として2,100℃を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

ＺｒＯ$_2$単体での融点は約2,700℃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，ＺｒＯ$_2$耐熱材の侵食開始温度は2,700℃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，ＺｒＯ$_2$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ＺｒＯ$_2$耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より，2,150℃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℃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，ＵＯ$_2$，ＳＵＳ及び金属－水反応で生成されたＺｒＯ$_2$等が含まれるため，100mol％Ｚｒという条件は考え難く，ＺｒＯ$_2$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，ＺｒＯ$_2$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僅かであった2,100℃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。

別添 2

# 汎用有限解析コードによるコリウムシールド伝熱物性値温度依存性の影響評価について

解析コードＭＡＡＰにおけるＭＣＣＩ伝熱モデルでは，固定値の物性を設定することから，不確かさが想定される。このため，伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードＡＢＡＱＵＳを用いた熱伝導解析により影響を確認する。

## 1.　伝熱物性値温度依存性の感度解析

### (1)　解析条件

解析条件を第 1 表に示す。コリウムシールドの伝熱物性は既往の共同研究において確認された値を設定する。また，ＭＡＡＰ解析に基づくコリウムシールドー溶融炉心接触面温度，ペデスタル雰囲気温度等を境界条件とする。なお，これらの境界条件は，ＲＰＶが破損し溶融炉心がペデスタルへ落下する事故シーケンスの解析結果を包絡する保守的な温度条件を適用する。

### (2)　解析結果

解析結果を第 2 表及び第 1 図に示す。解析結果が最も厳しいペデスタル（ドライウェル部）壁面の温度は約 900℃であり，コンクリートの侵食開始温度である約 1,230℃を下回ることから，ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートは侵食されない。

なお，ＡＢＡＱＵＳを用いた熱伝導解析結果は，本添付資料の本文「4.

コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において示した解析コードＭＡＡＰによる解析結果（壁面温度 約 728℃）を上回っているが，これは大破断ＬＯＣＡシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 800kW／m$^2$（一定）を考慮したＭＡＡＰ解析を包絡する温度境界条件を与えたためである。

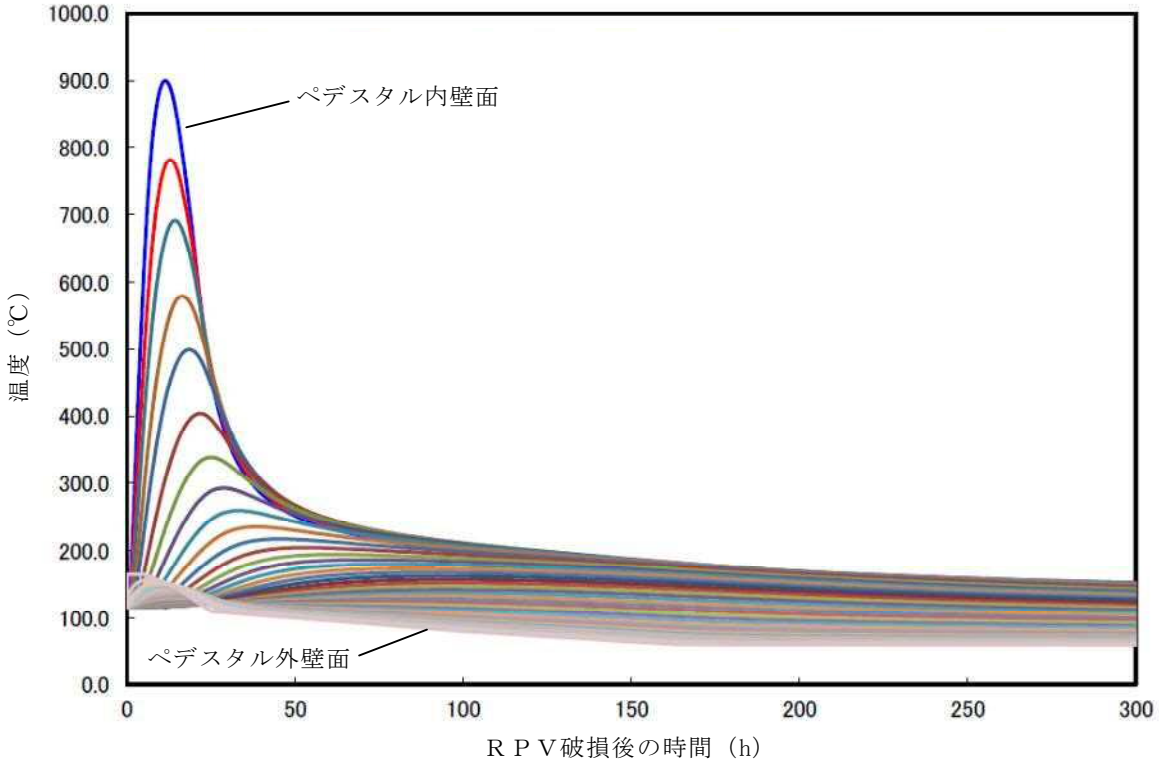
第１表　解析条件（伝熱物性値温度依存性）

| 項　目 | 設　定 | 備　考 |
|---|---|---|
| 解析コード | 汎用有限解析コードＡＢＡＱＵＳ | － |
| 温度境界条件 | 過渡事象及び大破断ＬＯＣＡシナリオ※のＭＡＡＰ解析結果を包絡する条件 | 添付資料 3.5.2　別添１第３図から第６図 |
| コリウムシールド伝熱物性値 | 既往の共同研究において確認された値 | 添付資料 3.5.2　別添１第４表 |

※　大破断ＬＯＣＡシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 800kW／m$^2$（圧力依存性あり）及び 800kW／m$^2$（一定）の２ケースを考慮

第２表　解析結果（伝熱物性値温度依存性）

| 項　目 | 解析結果 | 備　考 |
|---|---|---|
| ペデスタル壁面温度 | 約 900℃ | コンクリート侵食開始温度 約 1,230℃ |




第１図　ペデスタル壁面の温度変化

# 既往実験の知見を考慮したコリウムシールドの侵食量評価について

解析コードＭＡＡＰによる侵食量評価では，溶融炉心中のＺｒによるＺｒＯ$_2$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℃と設定した上で，溶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，溶融炉心中には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており，これらの影響によってＺｒＯ$_2$耐熱材が侵食される可能性も考えられるため，関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。

## 1.　ＣＩＴ実験について

模擬溶融炉心によるＺｒＯ$_2$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，模擬溶融炉心とＺｒＯ$_2$耐熱材を最長 10 時間程度接触させ，模擬溶融炉心の表面温度（ＺｒＯ$_2$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ＺｒＯ$_2$耐熱材が用いられている。

CIT-9 における入力エネルギ及び模擬溶融炉心表面温度とＺｒＯ$_2$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，模擬溶融炉心は誘導加熱により 2,080℃から 2,474℃まで段階的に昇温されたが，出力を一定に維持し模擬溶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 における模擬溶融炉心表面温度と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。

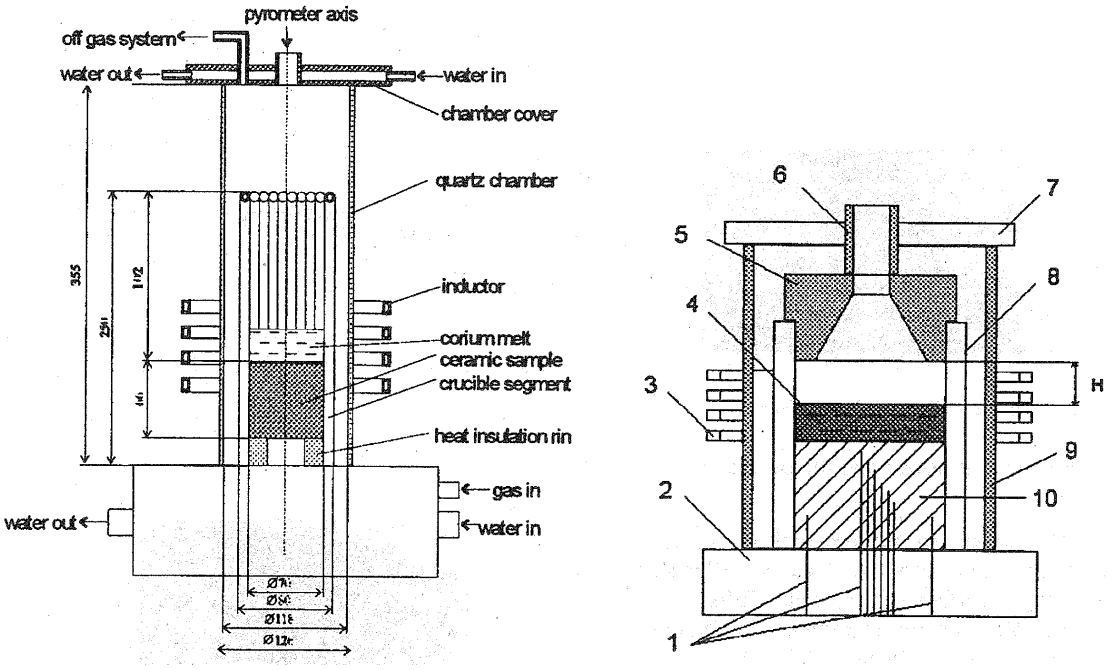
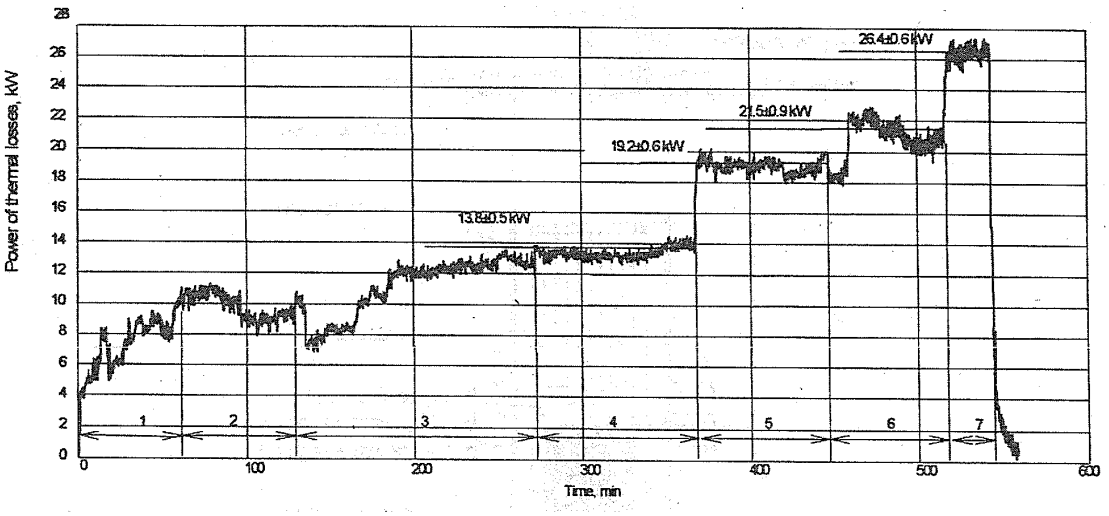
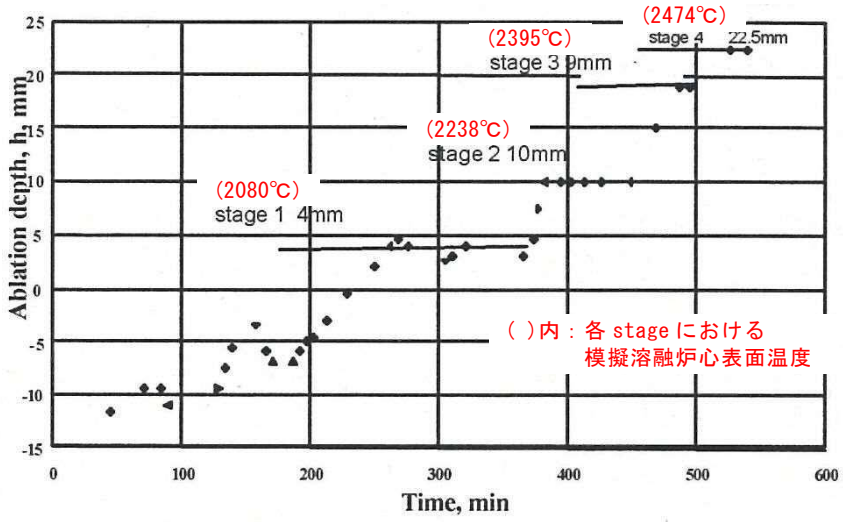



**Figure 7.4** Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

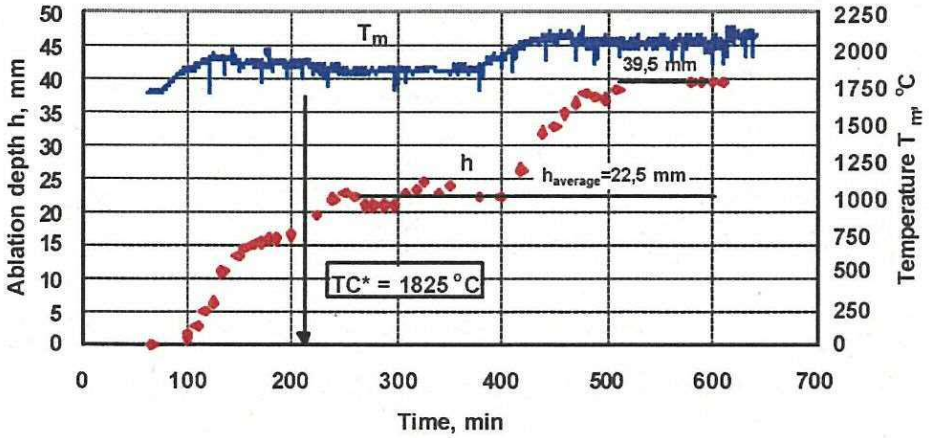
第１図　ＣＩＴ実験装置




第２図　CIT-9における入力エネルギ




第３図　CIT-9 における模擬溶融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移




第４図　CIT-11 における模擬溶融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

## 2.　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 実験における模擬溶融炉心の組成を第２表に示す。実験で用いられた模擬溶融炉心は，酸化鉄（ＦｅＯやＦｅ$_3$Ｏ$_4$）の割合が大

きく，ＣＩＴ実験においては，酸化鉄成分を多く含んだ模擬溶融炉心中へＺｒ$O_2$が溶出することにより，耐熱材が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，溶融炉心に混入し得るペデスタル内構造物 4$m^3$を全量酸化鉄※2として加えた場合でも酸化鉄割合は約 13%となることから，ＣＩＴ実験の条件は，ともに実機条件に比べて溶融炉心中の酸化鉄成分による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

※１　原子炉圧力容器破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合
（ＭＡＡＰ解析結果より）

※２　ペデスタル内構造物は主にＳＵＳ材であり鉄以外の物質も含まれる。また，含有する鉄が全て酸化することは考え難いが，ここでは保守的に全量を酸化鉄として計算

第 1 表　CIT-9 及び CIT-11 実験におけるＺｒ$O_2$耐熱材組成

| 成分 | 割合 wt% |
|---|---|
| Ｓｉ$O_2$ | 1.4 |
| ＣａＯ | 0.2 |
| ＭｇＯ | 2.5 |
| Ｆｅ$_2$Ｏ$_3$ | 0.2 |
| Ａｌ$_2$Ｏ$_3$ | 0.8 |
| Ｔｉ$O_2$ | 0.2 |
| Ｚｒ$O_2$ | 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$_2$<br>20.4 Ｚｒ$O_2$<br>30.5 ＦｅＯ | 19.0 Ｚｒ$O_2$<br>81.0 Ｆｅ$_3$Ｏ$_4$<br>（共晶組成） |

3.　実機における溶融炉心中の金属酸化物によるＺｒ$O_2$耐熱材の侵食

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，溶融炉心中の金属酸化物によるＺｒ$O_2$耐熱材の侵食量について考察する。

実機のＭＡＡＰ解析結果によれば，溶融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約 2,000℃となっている。CIT-9 実験では，これを上回る 2,080℃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。

仮に実機において溶融炉心中の金属酸化物による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し，ＲＰＶ破損時点から溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度が 1,800℃※3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。

※３　溶融炉心中の酸化鉄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，Ｚｒ$O_2$耐熱材の侵食が開始している温度（第 4 図）

したがって，万一溶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 15cm を十分下回る。

なお，コリウムシールドのＺｒ$O_2$耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には，耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ（主成分：ケイ酸ナトリウム）を混錬したモルタルを目地材として用いる（第 5 図）。このモルタルは，耐熱材ブロックと同等のＺｒ$O_2$含有率を有するものを用いるとともに，常温で固化し，固化後は周囲のＺｒ$O_2$耐熱材と結合

して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため，溶融炉心による選択的な侵食は生じない。また，仮にモルタルの溶融を想定する場合においても，モルタルの大半を占めるＺｒＯ$_2$は溶融せず，モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため,耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること,及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから，耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く,コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考える。

また，ＭＡＡＰ解析結果における原子炉圧力容器破損時の溶融炉心温度は2,100℃から2,200℃程度となっているが,添付資料3.2.15に記載のとおり,ドライ条件にて 2,450℃以上の模擬溶融炉心を落下させた試験でも，耐熱材の顕著な侵食や割れは確認されておらず，また，ＺｒＯ$_2$の融点は約2,700℃※4と十分高いことから，溶融炉心落下時の熱衝撃やジェットインピンジメントによりコリウムシールドの健全性が失われることはない。

※４　ＺｒＯ$_2$耐熱材の侵食開始温度2,100℃は,溶融炉心と耐熱材が接触し続けた際の化学反応を考慮し設定している（別添1）。一方,ジェットインピンジメントは，化学反応ではなく溶融炉心落下時の短時間での熱移送に付随し生じるものであるため，ＺｒＯ$_2$の融点との比較を行っており，水プール中に溶融炉心が落下することから影響はないと考える。

＜側面図＞　　＜正面図＞

第５図　コリウムシールド設置構造概念図

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「ＭＣＣＩ」という。）によるペデスタル（ドライウェル部）（以下「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「ＲＰＶ」という。）から落下した溶融炉心（以下「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

構造強度の評価に当たり，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にペデスタルの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペデスタルの側壁及び床スラブの温度は，ＭＡＡＰコードによる解析結果に基づき，汎用有限解析コードＡＢＡＱＵＳによる熱伝導解析にて評価する。

(4)　判断基準

炉心損傷防止に失敗し，重大事故時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ＲＰＶ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ＲＰＶ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デスタルに要求される機能は損なわれることはない。

(1)　側壁（ＲＰＶ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 1,229mm であり，ＲＰＶ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 1,276mm であり，ＲＰＶ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 629mm 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[redacted]（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 当たりの等価鉄筋量は[redacted]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[redacted]（別添 4）を上回る。

5. まとめ

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による影響を考慮し,デブリからの熱影響に対するペデスタル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確認した。

別添１

# デブリからの伝熱によるペデスタルの温度評価

## 1.　概要

ＭＡＡＰコードによる解析結果に基づき，汎用有限解析コードＡＢＡＱＵＳを用いた熱伝導解析により，デブリからの伝熱によるペデスタルの側壁及び床スラブの温度を評価する。

## 2.　汎用有限解析コードＡＢＡＱＵＳによるペデスタル熱伝導解析

### (1)　評価モデル

第１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次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき，各部の温度変化を計算している。

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

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

### (2)　評価条件

第１表にＡＢＡＱＵＳコードによる熱伝導解析の解析条件を示す。解析条件は，ＲＰＶが破損しデブリがペデスタルへ落下する事故シーケンスに対するＭＡＡＰコードの解析結果を参照※し，これを包絡する条件を設定している。

※　参照するＭＡＡＰ解析結果は，有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

・起因事象：過渡事象，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW／$m^2$（圧力依存性あり）（ベースケース）

・起因事象：ＬＯＣＡ，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW／$m^2$（圧力依存性あり）

・起因事象：ＬＯＣＡ，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW／$m^2$（一定）

(3)　評価結果

第 7 図にペデスタル温度の評価点の位置を示す。また，第 8 図に横スリット部の温度変化を示す。横スリット部の最高温度は約 798℃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。

また，第 9 図に側壁の温度変化を，第 10 図に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。ペデスタル側壁の最高温度は内表面で約 900℃，床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は上端部で約 475℃となっている。

第１表　ＡＢＡＱＵＳコードによる熱伝導解析条件

| 項目 | 条件 | 備考 |
|---|---|---|
| デブリ密度（kg／$m^3$） | [redacted] | ＭＡＡＰ計算結果（ＲＰＶ破損時の値）を包絡する値 |
| 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２図） | ＭＡＡＰ計算結果（保守的にスクラム後３時間からの崩壊熱を使用。希ガス・揮発性ＦＰによる減衰（30％）を考慮） |
| ＳＵＳ密度（kg／$m^3$） | （第２表） | 伝熱工学資料改訂第５版より |
| ＳＵＳ熱伝導率（W／mK） | | |
| ＳＵＳ比熱（J／kgK） | | |
| コンクリート密度（kg／$m^3$） | 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） | （第３表） | Ｅｕｒｏｃｏｄｅより |
| コンクリート比熱（J／kgK） | | |
| ジルコニア耐火材密度（kg／$m^3$） | （第４表） | 試験結果※に基づき設定 |
| ジルコニア耐火材熱伝導率（W／mK） | | |
| ジルコニア耐火材比熱（J／kgK） | | |
| スリット内デブリ初期温度（℃） | [redacted] | ＭＡＡＰ計算結果におけるＲＰＶ破損時のデブリ平均温度 [redacted] に対し，保守的に液相線温度を設定 |
| 構造材初期温度（℃） | 117 | ＭＡＡＰ解析結果におけるＲＰＶ破損時点でのペデスタル構造部の最高温度 |
| ペデスタル雰囲気温度（℃） | （第３図） | ＭＡＡＰ計算結果を包絡する温度変化を設定 |
| ドライウェル雰囲気温度（℃） | （第４図） | |
| サプレッション・チェンバ雰囲気温度（℃） | （第５図） | |
| デブリ－ジルコニア耐火材接触面温度（℃） | （第６図） | |

※　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。

## 第２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 |

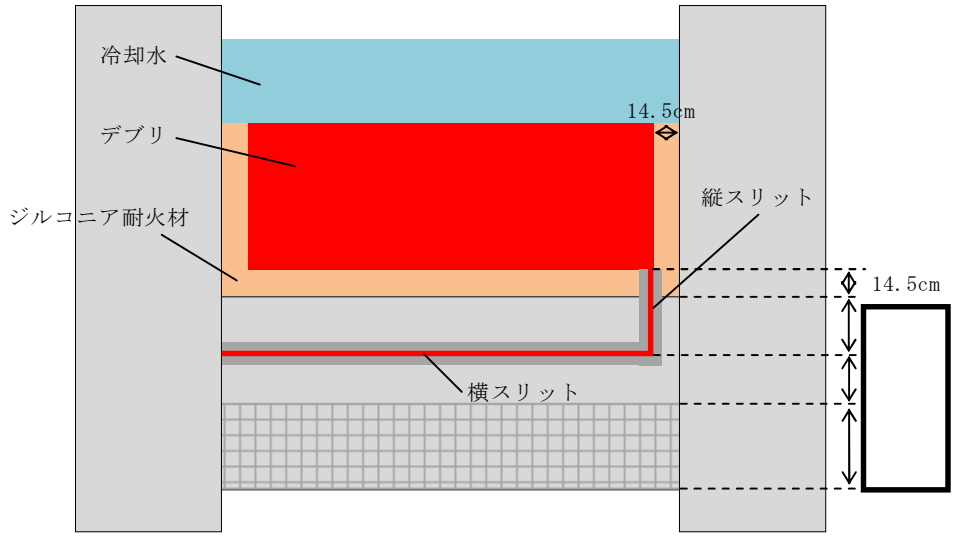
## 第３表　コンクリート物性値

| 温度（℃） | 熱伝導率（W／mK） | 比熱（J／kgK） | 温度（℃） | 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４表　ジルコニア耐火材の物性値

| 温度（℃） | 密度（kg／m$^3$） | 熱伝導率（W／mK） | 比熱（J／kgK） |
|---|---|---|---|
| | | | |

※　本数値は，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。

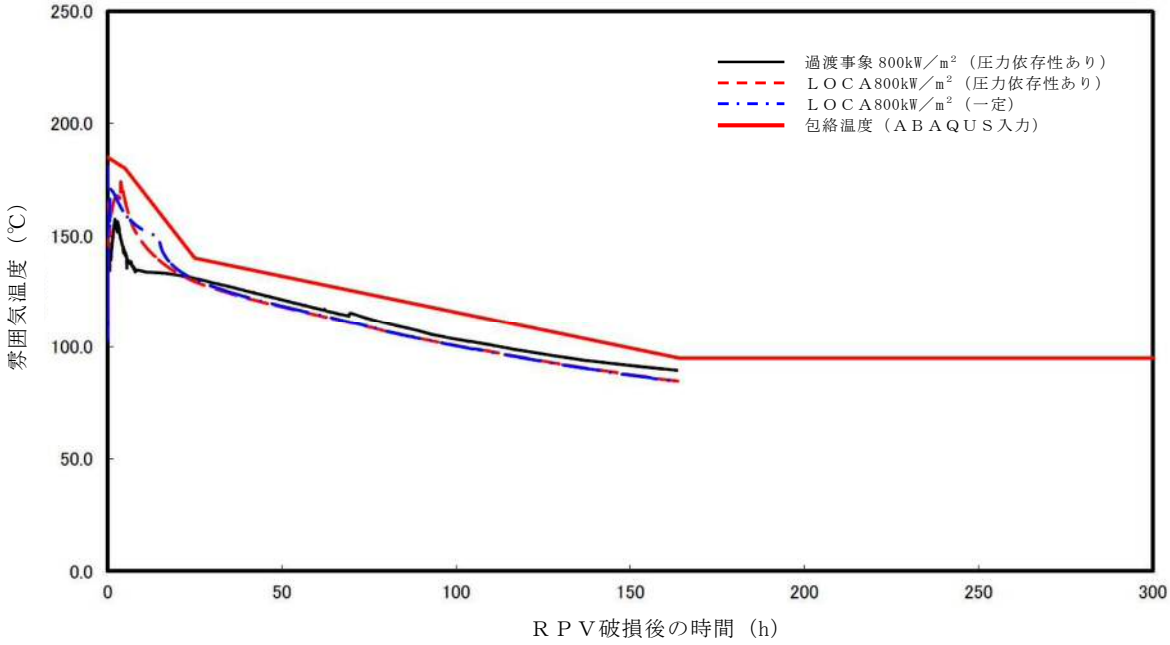



(a) 全体概要図

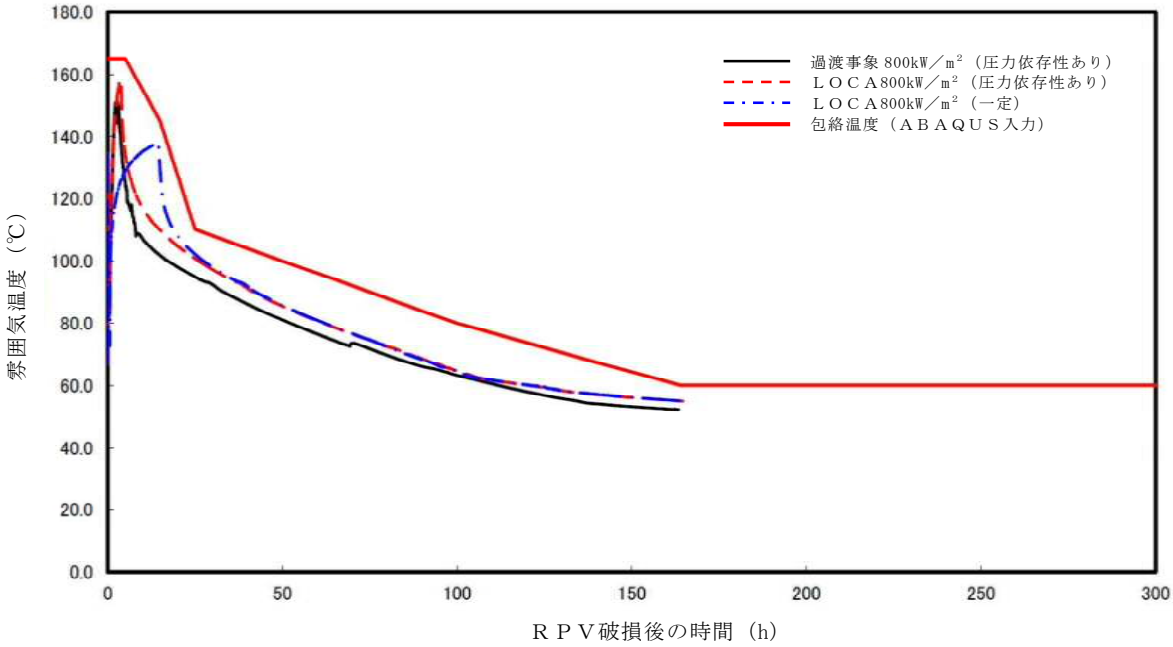
(b) スリット部拡大図

第１図　熱伝導解析モデル

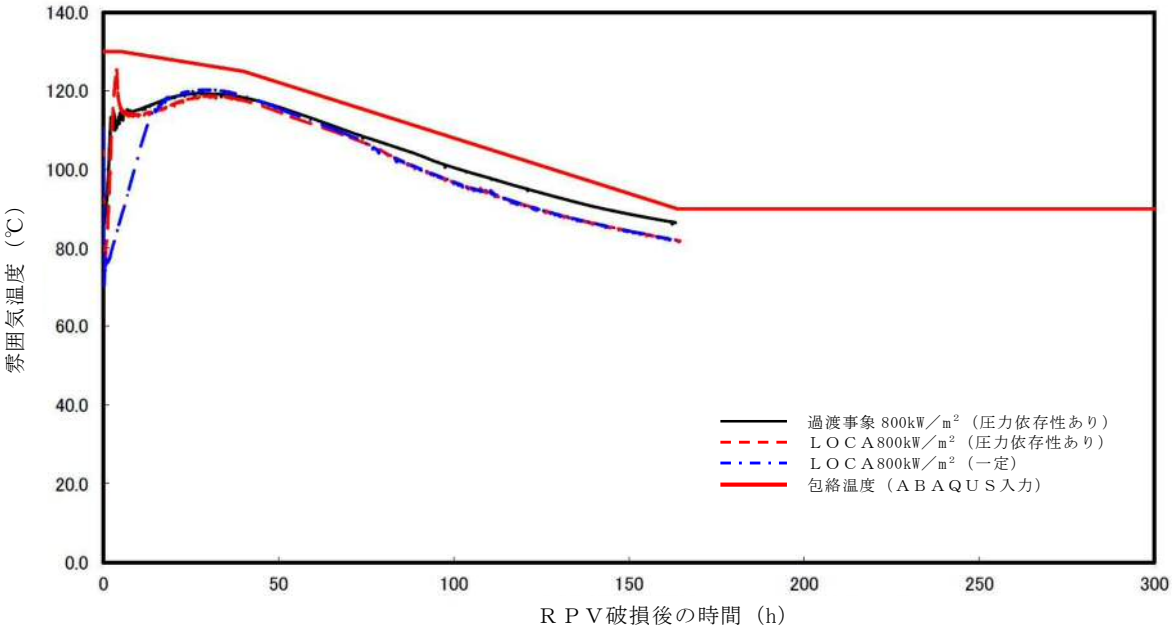
第２図　デブリ内部発熱密度条件



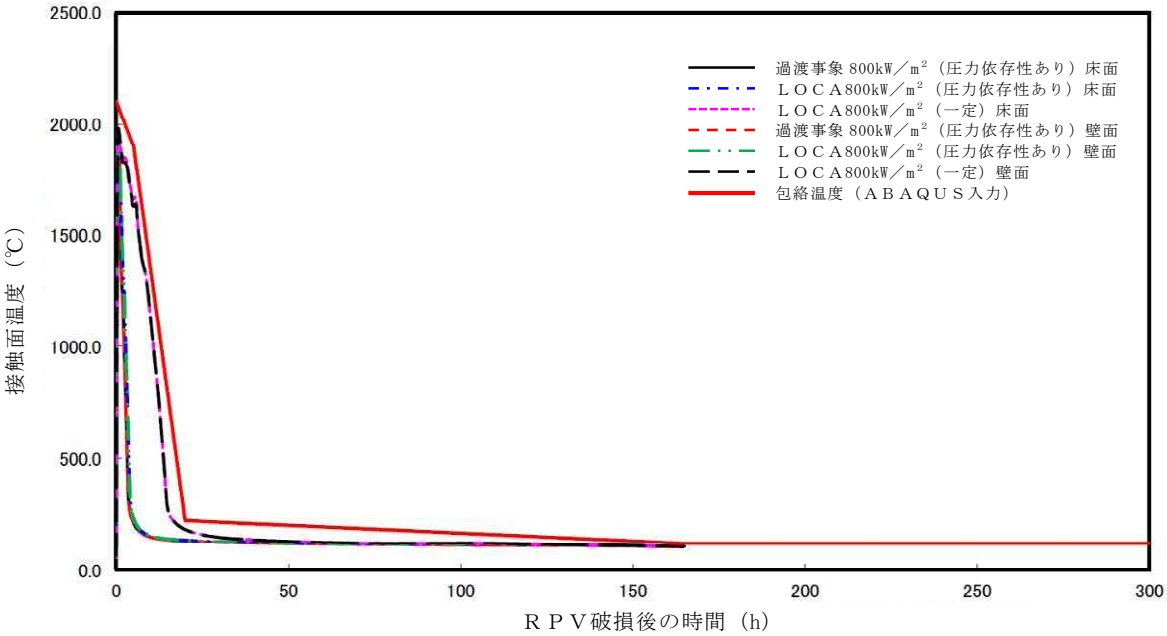

第３図　ペデスタル雰囲気温度条件



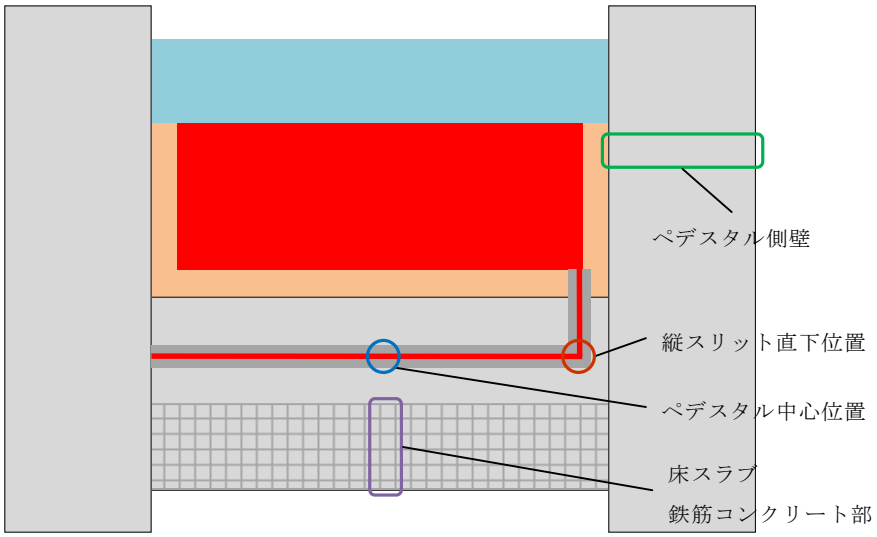

第４図　ドライウェル雰囲気温度条件



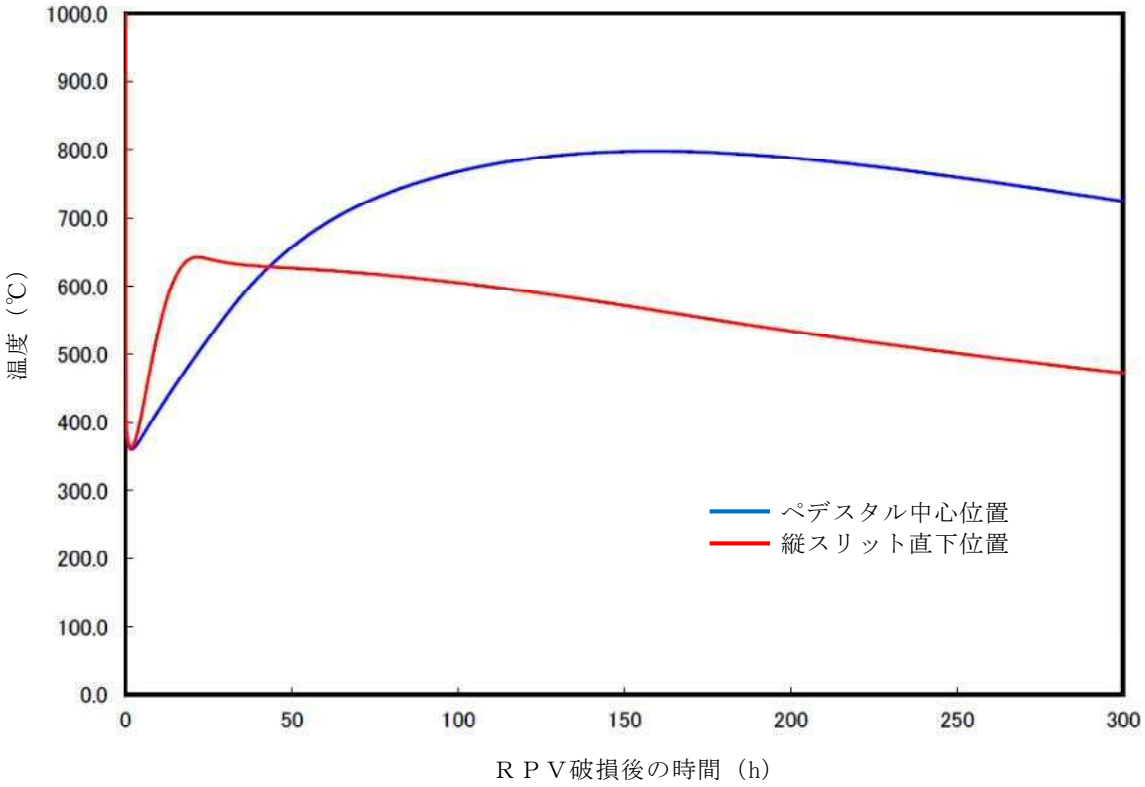

第５図　サプレッション・チェンバ雰囲気温度条件



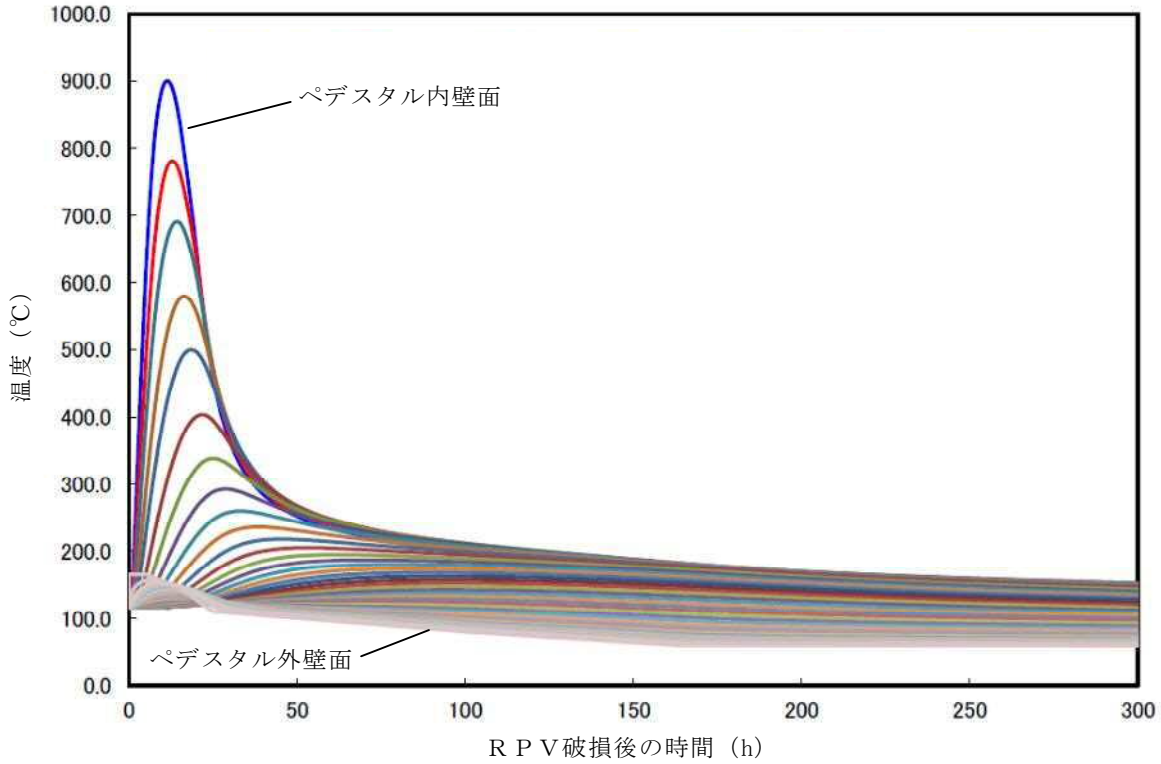

第６図　デブリージルコニア耐火材接触面温度条件



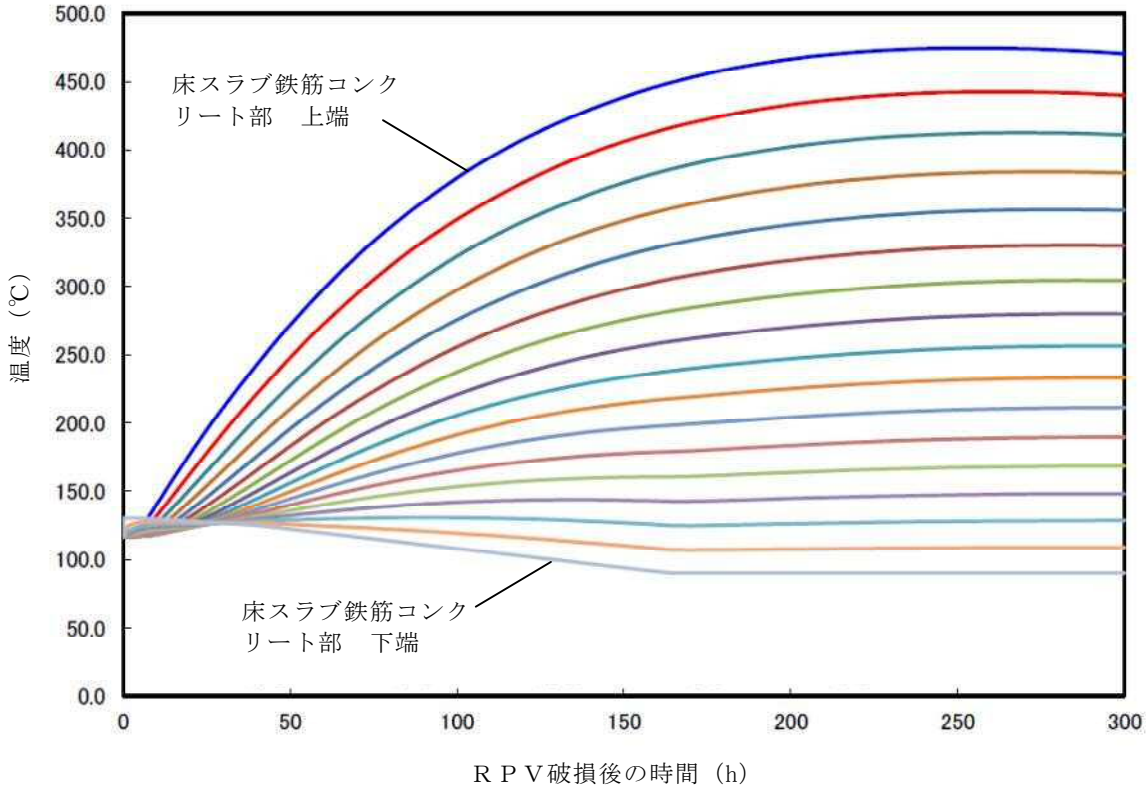

第７図　ペデスタル温度評価位置




第８図　横スリット部の温度変化




第 9 図　ペデスタル側壁の温度変化



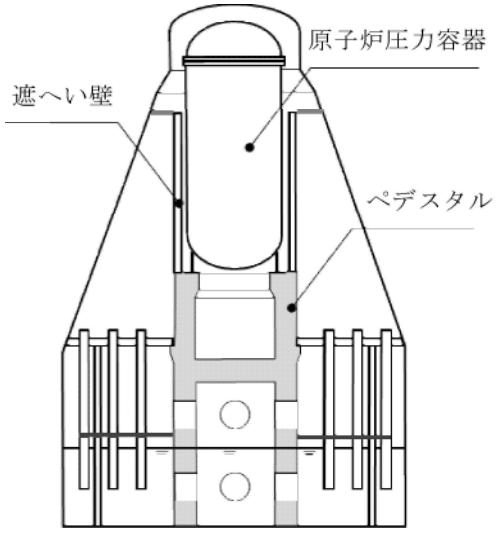

第 10 図　床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化

別添 2

# ＲＰＶ支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

## 1.　概要

格納容器内のペデスタル等配置図を第 1 図に示す。ペデスタルは，原子炉圧力容器，遮へい壁等を支持する構造物である。添付 3.5.1 のとおり，原子炉圧力容器が破損し溶融燃料がペデスタル（ドライウェル部）に落下した場合でも，コンクリートの侵食は生じない評価結果となっているが，ペデスタル側壁部のコンクリートが侵食する可能性を考慮し，これら構造物を支持するために必要となるペデスタル側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。




第 1 図　格納容器内ペデスタル等配置図

## 2.　ペデスタル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デスタル側壁部の荷重は，今回工認

におけるペデスタルの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し，ペデスタル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，ペデスタル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。

ペデスタルは，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，ペデスタル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，ペデスタル床面上に落下していることになるが，ペデスタル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　ペデスタル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 | ・３次元ＦＥＭモデル<br>・シェル要素 |
| 解析コード | ・ＮＡＳＴＲＡＮ |
| 重量模擬 | ・原子炉圧力容器　$955\times10^{3}$kg<br>（圧力容器内構造物を含む）<br>・遮へい壁　$656\times10^{3}$kg |
| コンクリートの材料物性等 | ・設計基準強度　22N／$mm^{2}$<br>・ヤング係数　$2.2\times10^{4}$N／$mm^{2}$<br>・せん断弾性係数　$0.918\times10^{4}$N／$mm^{2}$<br>・単位体積重量　23kN／$m^{3}$ |

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デスタル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デスタル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　ペデスタル側壁部に生じる荷重

| 部　位 | 圧縮軸力<br>(kN／m) | 面外せん断力<br>(kN／m) |
|---|---|---|
| ＭＣＣＩによる<br>侵食想定部位 | 1,940 | 178 |

3.2　コンクリートの応力度

必要壁厚の算定に当たっては,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：2／3Ｆｃ
・せん断：1／30Ｆｃかつ(0.49+1/100×Ｆｃ)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 ㎜となる。

$1.940\times10^3$(N／mm)÷14.6(N／mm$^2$)　＝133 ㎜

(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・ｊ・ｆｓ

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×7／8
　　ｄ：有効せい（必要壁厚）（mm）
ｆｓ：短期許容応力度（N／mm$^2$）

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 ㎜となる。

ｄ＝８／７×（Ｑ÷ｂ）÷ｆｓ

＝８／７×178(N／mm)÷1.06（N／mm$^2$）＝192mm

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。熱影響を考慮しない場合の健全な側壁コンクリート厚さ[redacted]に対し，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 ㎜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 53.85$m^3$

・鉄筋コンクリートの単位体積重量：24kN／$m^3$

より，床スラブ自重による荷重は約 $1.30\times10^3$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デスタ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 $4.90\times10^3$kN となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $6.20\times10^3$kN を用いる。

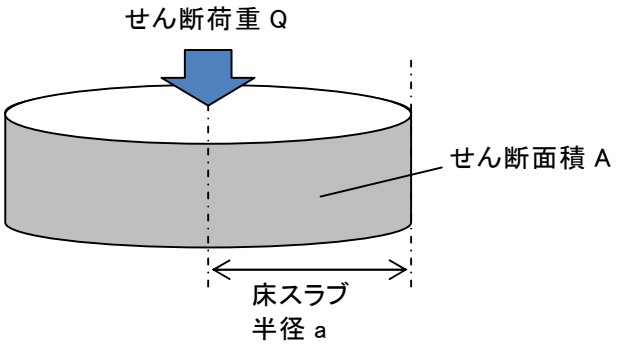
2.　せん断応力による必要床スラブ厚さ

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）。

必要せん断面積＝床スラブ荷重／短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ＝必要せん断面積／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，熱影響を考慮しない場合の健全な床スラブ厚さ[redacted]に対し，必要厚さは[redacted]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/mm$^2$)

| | 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 | $\frac{1}{3}F_c$ | — | $\frac{1}{30}F_c$ かつ $\left(0.49+\frac{1}{100}F_c\right)$ 以下 | 長期に対する値の２倍 | — | 長期に対する値の 1.5 倍 |
| 軽量コンクリート１種および２種 | | | 普通コンクリートに対する値の 0.9 倍 | | | |

[注]　$F_c$ は，コンクリートの設計基準強度 (N/mm$^2$) を表す．

Fc：コンクリートの設計基準強度　約 22.1（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 $6.20\times10^{3}$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 [redacted] 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。

$$M=(3+\nu)\cdot p\cdot a^{2}/16=$$ [redacted]

ここで，

$\nu$ ：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。

必要鉄筋量＝M／（$\sigma_y$・d）＝[redacted]

ここで，

$\sigma_y$：鉄筋の降伏強度（345N／$mm^2$）の 1.1 倍※1＝379.5N／$mm^2$

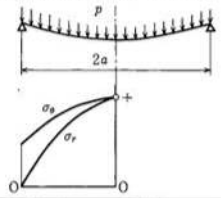
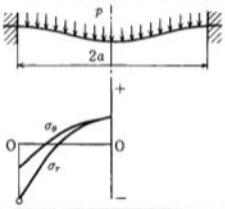
d　：床スラブの有効せい※2＝[redacted]

※1　建築物の構造関係技術規準解説書では，終局強度算定に当たりＪＩＳ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）

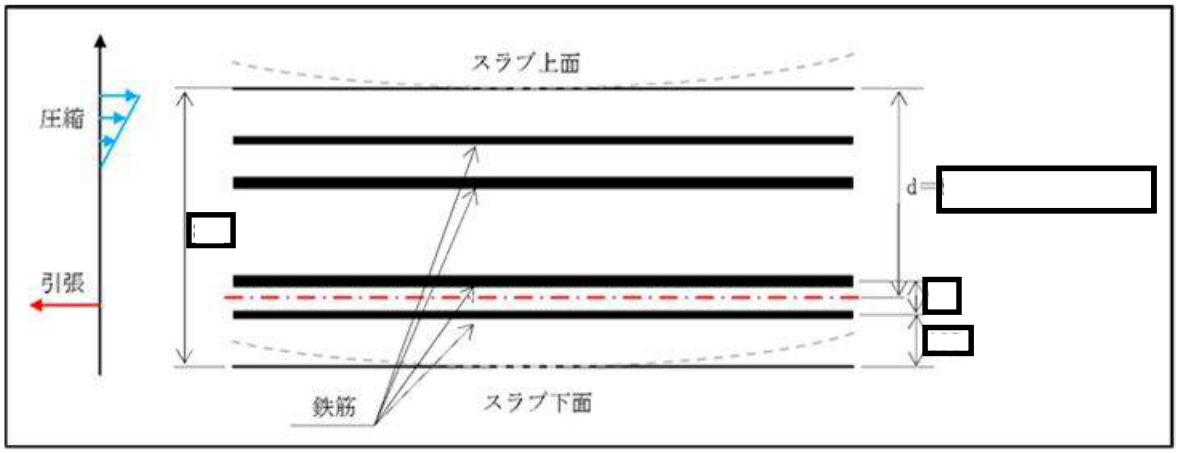
**表 5·1　円板のたわみと曲げ応力（その 1）**

（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 $\sigma$，$\sigma_{max}$ |
|---|---|---|
| 1 | 円板，周辺単純支持，等分布荷重<br>  <br> | $w=\frac{pa^4}{64D}\left(1-\frac{r^2}{a_2}\right)\left(\frac{5+\nu}{1+\nu}-\frac{r^2}{a^2}\right)$<br>$w_{max}=(w)_{r=0}=\frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D}=0.696\frac{pa^4}{Eh^3}$ *<br>$\sigma_r=\mp\frac{3pa^2}{8h^2}(3+\nu)\left(1-\frac{r^2}{a_2}\right)$<br>$\sigma_\theta=\mp\frac{3pa^2}{8h^2}\left\{(3+\nu)-(1+3\nu)\frac{r^2}{a^2}\right\}$<br>$\sigma_{max}=(\sigma_r)_{r=0}=(\sigma_\theta)_{r=0}=\mp\frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2}=\mp1.24\frac{pa^2}{h^2}$ * |
| 2 | 円板，周辺固定，等分布荷重<br>  <br> | $w=\frac{pa^4}{64D}\left(1-\frac{r^2}{a^2}\right)^2$<br>$w_{max}=(w)_{r=0}=\frac{pa^4}{64D}=0.171\frac{pa^4}{Eh^3}$ *<br>$\sigma_r=\mp\frac{3pa^2}{8h^2}\left\{(1+\nu)-(3+\nu)\frac{r^2}{a^2}\right\}$<br>$\sigma_\theta=\mp\frac{3pa^2}{8h^2}\left\{(1+\nu)-(1+3\nu)\frac{r^2}{a^2}\right\}$<br>$\sigma_{max}=(\sigma_r)_{r=a}=\pm\frac{3pa^2}{4h^2}=\pm0.750\frac{pa^2}{h^2}$<br><br>Mmax＝σmax・Z<br>断面係数Z＝h²/6のため，<br>Mmax＝{3(3+ν)p・a²/8h²}×{h²/6}<br>＝(3+ν)p・a²/16 |

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

別添 5

# 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

・ＲＰＶ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。

・ＡＢＡＱＵＳコードによる熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度（第 1 図）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ＲＰＶ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 1,229mm となり，ＲＰＶ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ＲＰＶ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・ｊ・ｆｓ

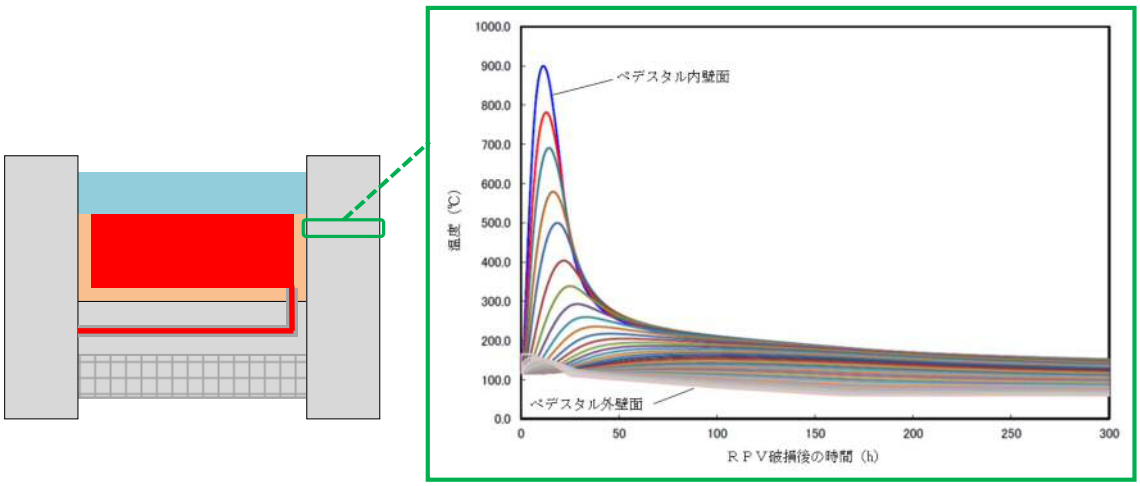
ここで，

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×7／8
　　ｄ：有効せい（必要壁厚）（mm）
ｆｓ：短期許容応力度（N／$mm^2$）

・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。

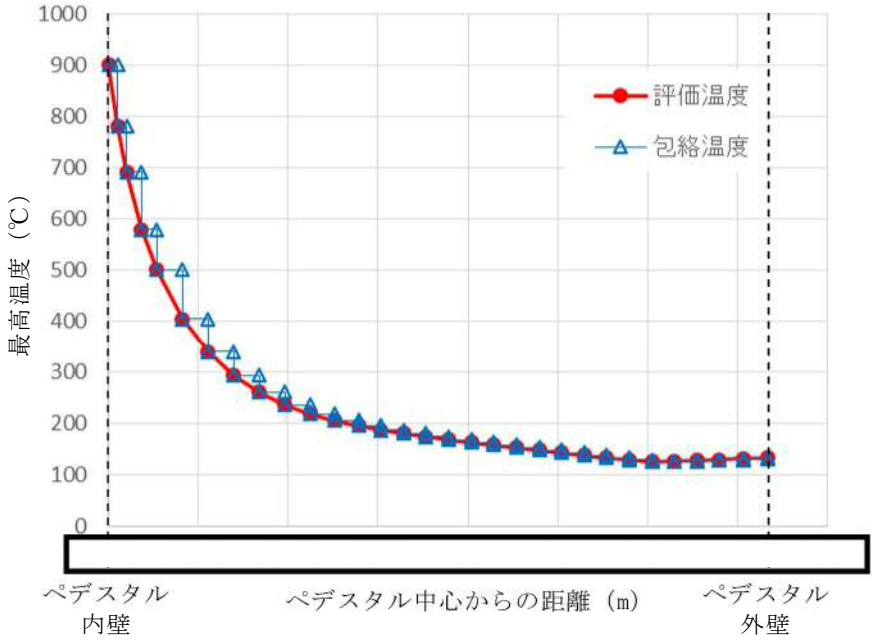
(2)　評価結果

等価壁厚は約 1,276mm 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。




側壁部温度変化

第１図　側壁部の熱伝導解析結果




第２図　ペデスタル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 $T, T_r$ (℃) | 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 $\kappa_{cr}(T_r)$ |
| 20 | 1.00 [1.00]* | 1.00 | 1.00 | 1.00 |
| 100 | 1.00 [0.95]* | 0.09×W/B + 0.74 | 0.95 | 0.97 |
| 200 | 0.95 [0.90]* | 0.27×W/B + 0.78 | 0.86 | 0.93 |
| 300 | 0.85 [0.85]* | 0.21×W/B + 0.80 | 0.77 | 0.77 |
| 400 | 0.75 [0.75]* | 0.32×W/B + 0.64 | 0.68 | 0.61 |
| 500 | 0.60 [0.60]* | 0.31×W/B + 0.48 | 0.54 | 0.45 |
| 600 | 0.45 [0.45]* | 0.41×W/B + 0.24 | 0.41 | 0.35 |
| 700 | 0.30 [0.30]* | 0.40×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 Eurocode[69] 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 | $\frac{1}{3}F_c$ | — | $\frac{1}{30}F_c$ かつ $\left(0.49+\frac{1}{100}F_c\right)$ 以下 | 長期に対する値の 2 倍 | — | 長期に対する値の 1.5 倍 |
| 軽量コンクリート 1 種および 2 種 | | | 普通コンクリートに対する値の 0.9 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。また，必要なコンクリート厚さを小さく評価する観点で保守的に，床スラブのコンクリート部厚さ（1,000mm）を考慮せず，鉄筋コンクリート部厚さ（800mm）を対象に評価する。

・ＡＢＡＱＵＳコードによる熱伝導解析結果における床スラブ鉄筋コンクリート部の縦方向各厚さの温度（第 1 図）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，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板厚を算定する。

・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[redacted]とを比較し，等価板厚が必要板厚を上回ることを確認する。

### (2) 評価結果

等価板厚は約 618mm となり，デブリ保持に必要な板厚である[redacted]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，第3図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。

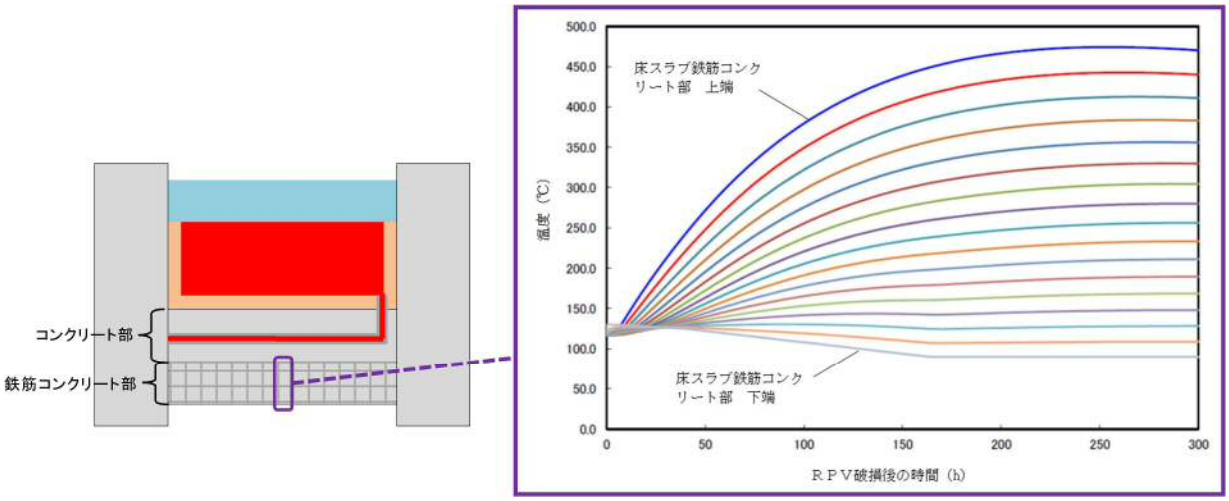
・ＡＢＡＱＵＳコードによる熱伝導解析結果より，下端筋位置では最高220℃程度まで温度上昇するため,第4図に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に，強度低下割合として4割を設定する。

・実機の床スラブ本体部の幅1m当たりの鉄筋量[　　]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当たり[　　]とを比較し，健全な状態とみなせる鉄筋量が必要鉄筋量を上回ることを確認する。

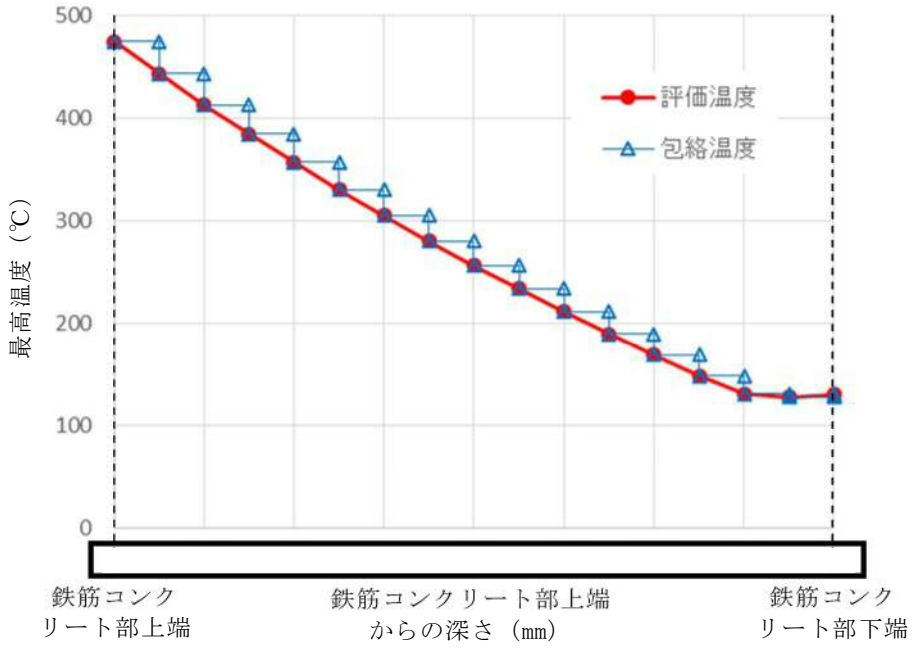
### (2)　評価結果

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当たり[　　]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。

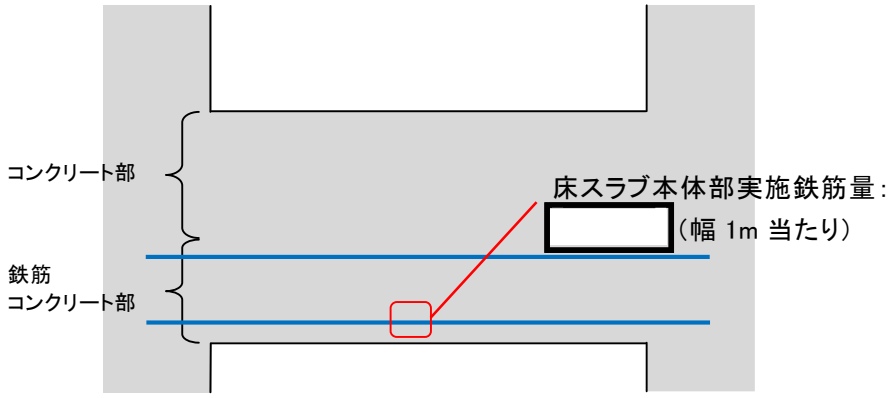



床部温度変化

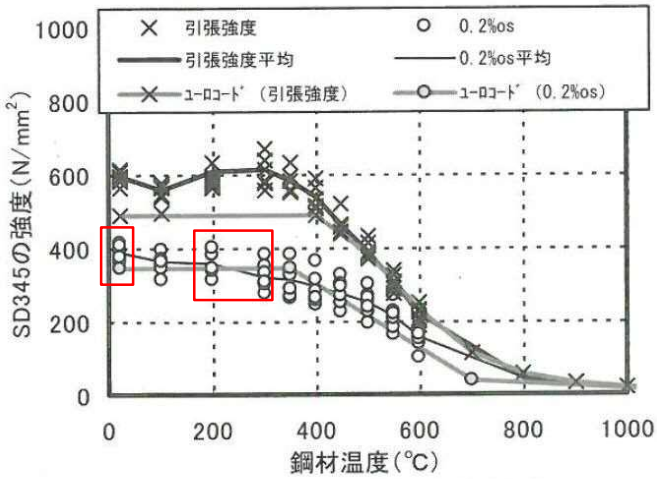
第１図　ペデスタル温度評価結果




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

別添 7

# 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ＭＣＣＩ及び水蒸気爆発を考慮した対策を踏まえ，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，ペデスタル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，ペデスタル内側には圧縮力が生ずる。一方，ペデスタル外側は,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.　ＣＣＶ規格における熱応力の取扱いについて

ペデスタル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「ＣＣＶ規格」という。）では，各荷重状態における熱応力の取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ＣＣＶ規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

なお，ＣＣＶ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.　ペデスタル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。

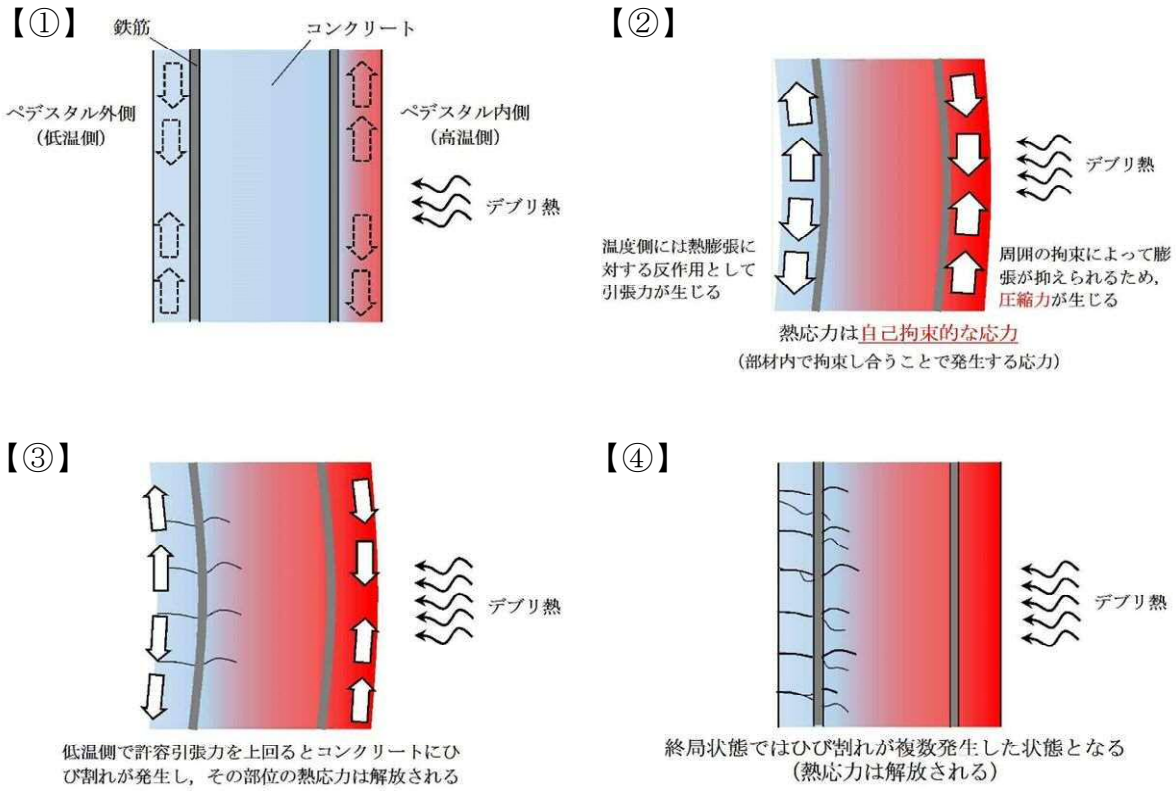
(1)　評価方法

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，このとき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図にペデスタル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，ペデスタル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，ペデスタル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。

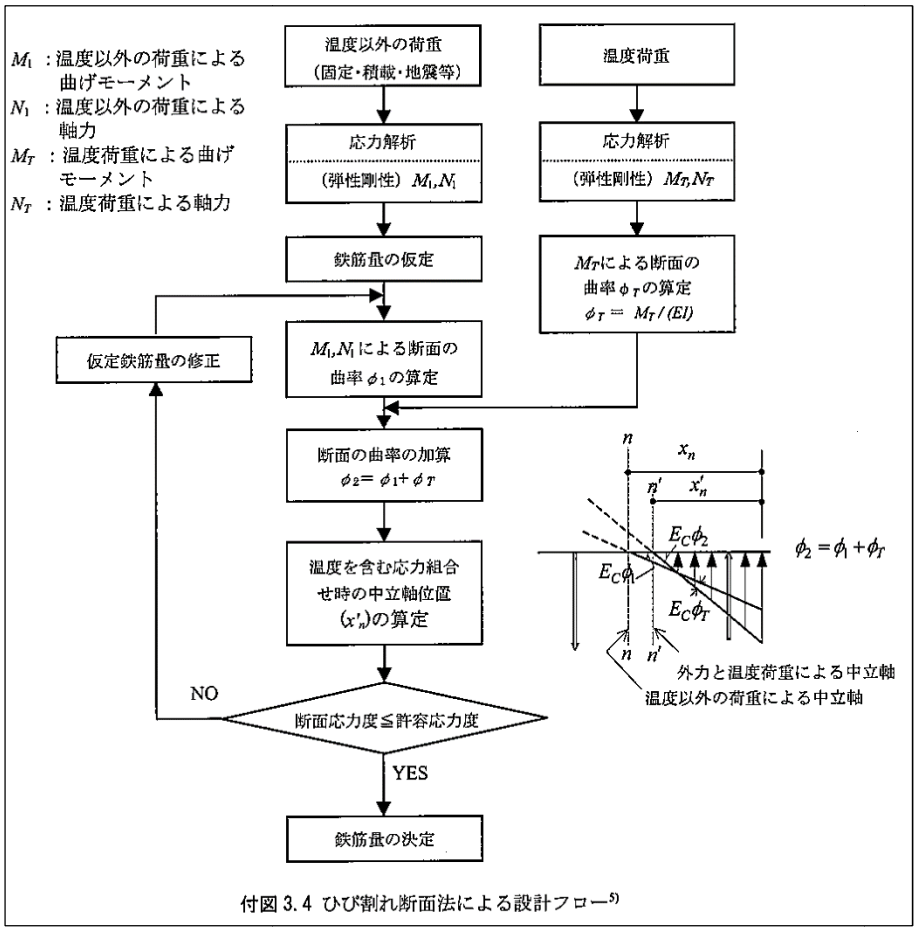
**（解説 CVE-3330）熱応力の扱い**

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。

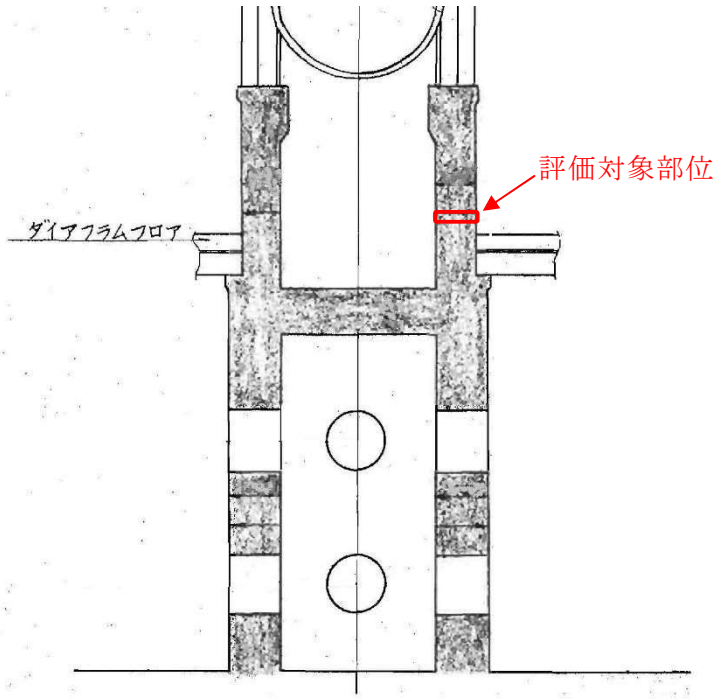
また，自己拘束的な応力は，十分な塑性変形能力がある場合，理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから，部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では，熱応力を無視してよいこととした。

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できる。

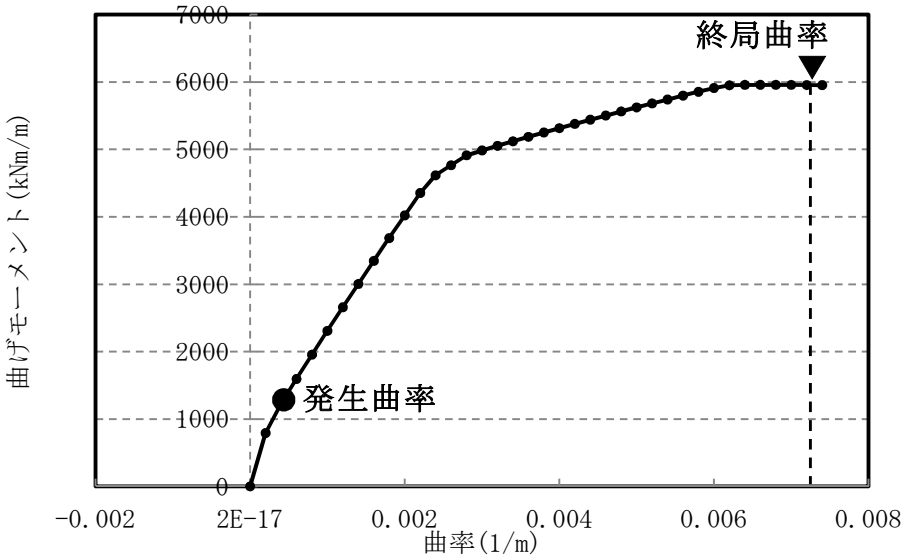
第２図　ＣＣＶ規格における熱応力の扱いに関する記載




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「ＲＰＶ」という。）破損時にペデスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」という。）に落下した溶融炉心が，ペデスタル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，ペデスタル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計算結果を基に評価し，スリット状排水流路の有効性を確認した。

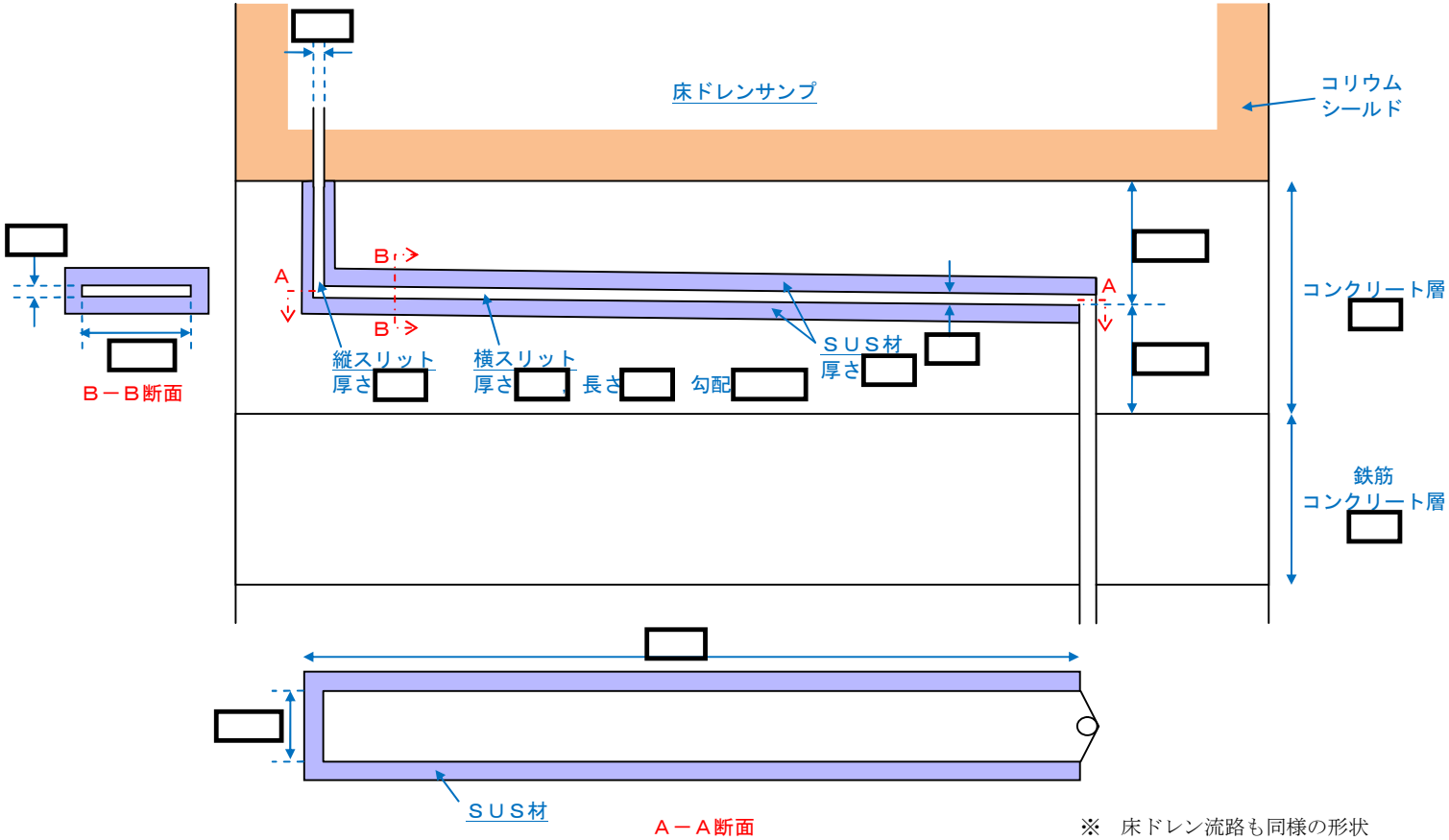
## 1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

第１図に，格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデルの概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は，ペデスタル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 [redacted] 〔内径〕，厚

さ[redacted]〔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プ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

## 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ＥＰＲＩ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 1／10 から 1／100 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，ＥＰＲＩ試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

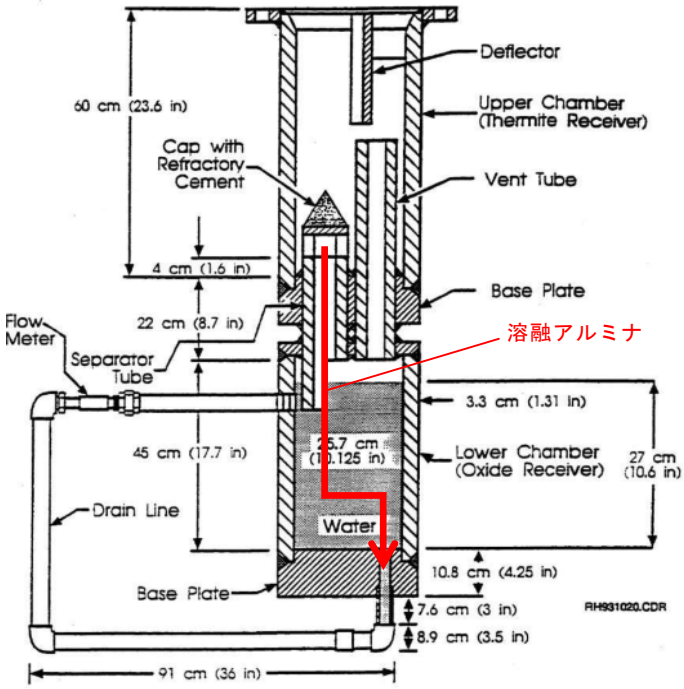
ＥＰＲＩ試験では，模擬コリウムとして$Al_2O_3$を用いており，その体積当たりの溶融潜熱は約 $4.41\times10^9$ J／$m^3$と計算される。これに対して，東海第二発電所の溶融炉心の場合，溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても，体積当たりの凝固までの放出熱量は[redacted]と計算され，$Al_2O_3$と同等であることが分かる。

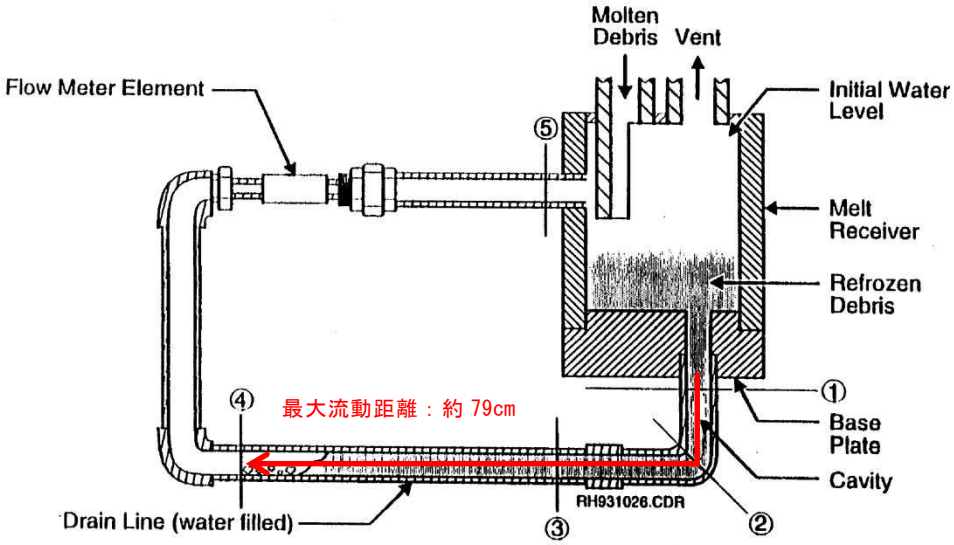
また，東海第二の溶融炉心の熱伝導率は$Al_2O_3$に比べて大きいことに加え，格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲にＳＵＳ材を配置することから，実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。

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，ＥＰＲＩ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溶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，ＥＰＲＩ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ＥＰＲＩ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，溶融炉心は横スリット長さ（[redacted]）の範囲内で凝固停止するものと考えられる。




第２図　ＥＰＲＩ／ＦＡＩによる試験装置

## 第１表　ＥＰＲＩ試験条件と東海第二実機条件の比較

| 項目 | | ＥＰＲＩ試験条件[1] | 東海第二実機条件 | 流動距離への影響の比較 | |
|---|---|---|---|---|---|
| 溶融物条件 | 溶融物 | $Al_2O_3$ | 溶融炉心 | 凝固までに必要な除熱量は同程度。（$Al_2O_3$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） | [redacted] |
| | 融点（℃） | 2,047 | [redacted] | | |
| | 密度（kg／m³） | 3,800 | | | |
| | 比熱（J／kgK） | 1,300 | | | |
| | 溶融潜熱（J／kg） | $1.16\times10^{6}$ | | | |
| | 体積当たりの凝固までの放出熱量（J／m³） | 約 $4.41\times10^{9}$ | | | |
| | 熱伝導率（W／mK） | 7.5 | | 溶融炉心の方が，冷却が進みやすい。 | |
| | 粘性係数（Pa・s） | 0.003 | 0.004※2 | 東二条件の方が溶融物の流速が速くなる傾向。（ヘッドは 1／2 乗で流速に寄与） | |
| | 動粘性係数（m²／s） | $7.9\times10^{-7}$ | [redacted] | | |
| | 全量堆積時の水平流路までのヘッド（m） | 0.3 | | | |
| 流路条件 | 流路構造 | 配管 | スリット状（ＳＵＳ材被覆） | 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。 | |
| | 流路内径 | 5cm | [redacted] | | |

※１　ＭＡＡＰ解析（ＴＱＵＶシーケンス）におけるＲＰＶ破損時の値
※２　ＭＡＴＰＲＯにおける$UO_2$の値[2]

3.　溶融金属の凝固モデルによる評価

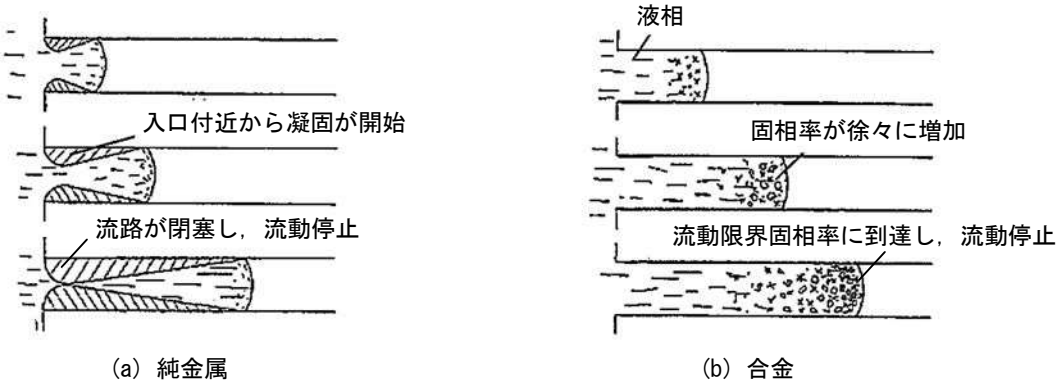
3.1　溶融金属の流路内での凝固挙動

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。

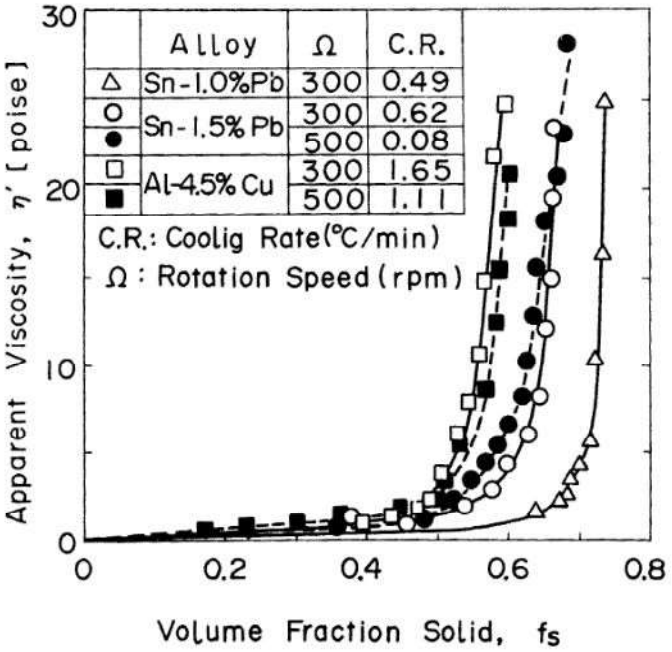
純金属や共晶温度の合金では,第3図(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで，流動が停止する。

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 [redacted] に対して固相線温度が [redacted]（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と周囲の構造材への除熱速度を基に，溶融物が凝固するまでに必要なエネルギ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。

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

ここで，

$$B = \frac{h\sqrt{\pi \alpha_w \Delta X}}{k_w \sqrt{v}} \qquad (2)$$

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（$m^2$），

$\rho$：溶融炉心密度（kg／$m^3$），$v$：溶融炉心流速（m／s），

$f_c$：流動限界固相率（-），$H_f$：溶融炉心溶融潜熱（J／kg），

$C_p$：溶融炉心比熱（J／kgK），$\Delta T$：初期温度と凝固温度の差（K），

$h$：熱伝達率（W／$m^2$K），$S$：流路周長（m），$T_d$：溶融炉心温度（K），

$T_w$：構造材温度（K），$\alpha_w$：構造材熱拡散率（$m^2$／s），

$\Delta X$：チョーキングレンジ※（m），$k_w$：構造材熱伝導率（W／mK）

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

(2)　熱伝達係数の計算

溶融炉心とスリット構造材間の熱伝達係数$h$は，溶融炉心の熱伝導率$k$，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。

$$h = \frac{k}{d_e}\mathrm{Nu} \qquad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

$$\mathrm{Nu_m} = 5 + 0.015\mathrm{Re}_f{}^a\mathrm{Pr}_w{}^b$$

$$(10^4 < \mathrm{Re} < 10^6, 0.1 < Pr < 10^4) \qquad (4)$$

$$\begin{cases} a = 0.88 - \frac{0.24}{4+\mathrm{Pr}_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5\exp(-0.6\mathrm{Pr}_w) \end{cases}$$

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

今回の評価では，Flemingsの評価式を基に，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

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，溶融炉心全量に加えペデスタル内構造物等がペデスタル内に堆積した場合の堆積高さと，横スリット下端までの高低差の合計をヘッドとして考慮した場合，溶融炉心の流速は約となる。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，ＥＰＲＩ試験の知見（1／10 から 1／100）及び実機溶融炉心とＥＰＲＩ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） | [redacted] | 設計値 |
| | 流路幅（cm） | | |
| 溶融炉心物性 | 液相線温度（℃） | | ＭＡＡＰ計算結果（ＲＰＶ破損時の値）<br><br>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シーケンスの値を使用 |
| | 固相線温度（℃） | | |
| | 密度（kg／$m^3$） | | |
| | 熱伝導率（W／mK） | | |
| | 比熱（J／kgK） | | |
| | 溶融潜熱（J／kg） | | |
| | 粘性係数（Pa・s） | 0.004 | ＭＡＴＰＲＯにおける溶融$UO_2$の値[2] |
| 構造材物性 | 密度（kg／$m^3$） | 7,890 | 伝熱工学資料<br>（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（℃） | [redacted] | ＲＰＶ破損時の溶融炉心平均温度（[redacted]：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（℃） | 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） | [redacted] | 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 |
| | チョーキングレンジ（m） | 0 | |

## 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1.0mとなり，横スリットの長さ（[redacted]）の範囲内で凝固停止することを確認した。また，凝固に要する時間は[redacted]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$Re \fallingdotseq 1.3 \times 10^5$及び$Pr \fallingdotseq 0.14$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，縦スリット及び横スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。

・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（[redacted]）に対し保守的に液相線温度（[redacted]）を設定しているが，溶融炉心がペデスタル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物性値を参照し，評価結果への影響を検討する。なお，第２表の評価条件において，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，評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。

第３表に，ＭＡＡＰ計算結果における溶融炉心の組成平均，金属相及び酸化物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される溶融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると，組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく，溶融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなることが分かる。

したがって，溶融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも，溶融炉心は横スリットの長さ（　　）の範囲内で凝固停止すると考えられる。

第３表　溶融炉心の物性値の比較

| 項目 | | 組成平均 | 金属相 | 酸化物相 | 備考 |
|---|---|---|---|---|---|
| 溶融炉心物性 | 液相線温度（℃） | | | | ＭＡＡＰ計算結果（ＲＰＶ破損時の値） |
| | 固相線温度（℃） | | | | |
| | 密度（kg／$m^3$） | | | | |
| | 比熱（J／kgK） | | | | |
| | 溶融潜熱（J／kg） | | | | |
| | 体積当たりの凝固までの放出熱量（J／$m^3$） | | | | 計算値 |

## 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

別添

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（Ａｌ95.5％－Ｃｕ4.5％）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，その結果を基に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Ａｌ95.5％－Ｃｕ4.5％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Ａｌ－Ｃｕ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

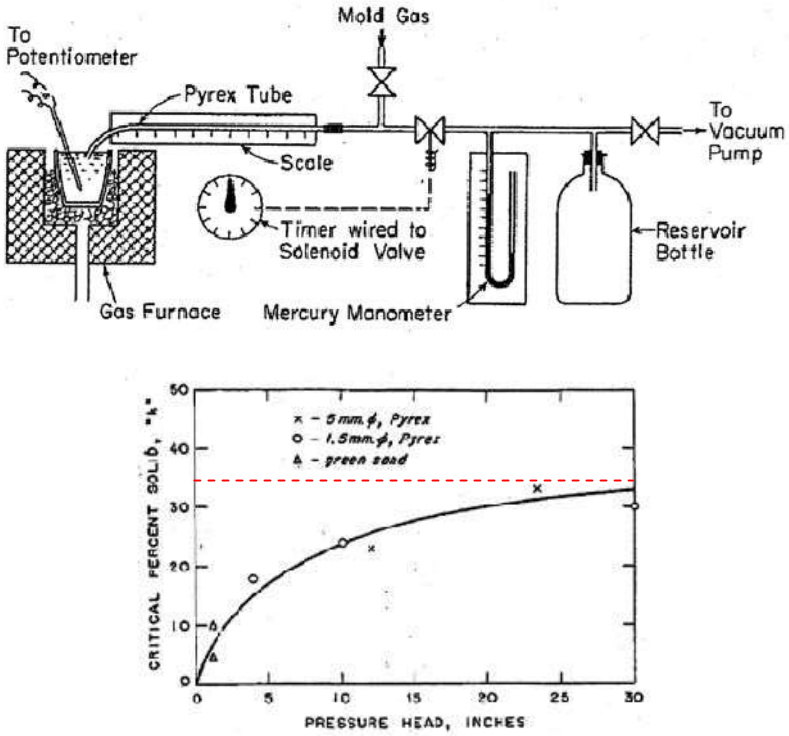
考えられる。

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

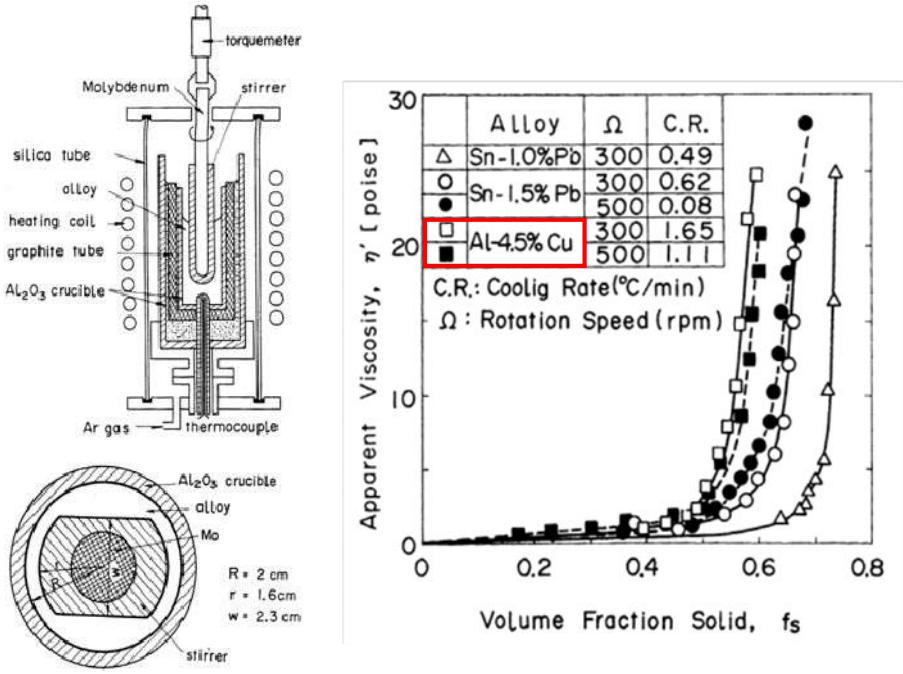

[1] M.C.Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys”, AFC Transactions, vol.69, 1961

[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。

溶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（[redacted]）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，評価条件として溶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<br>（流動距離） | 備考 |
|---|---|---|
| ＵＳ－ＡＢＷＲ<br>ＤＣＤモデル | 約1.5m | 溶融炉心流速の代わりにＲＰＶからの溶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3.0m | 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溶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材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

ＤＣＤモデルの評価式を以下に示す。

$$L_{f\ eeze} = \bar{v}\left(t_{f\ eeze}\right)t_{f\ eeze} \tag{1}$$

ここで，

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

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t}-\frac{a_0 b'_0}{H_0}t}{1+\frac{4b'_0}{3H_0}\sqrt{t}} \tag{3}$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_d}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w(T_s-T_i)}{\rho_{cm}\left(h_{lh}+c_p\Delta T\right)\sqrt{\pi\alpha_w}} \tag{4}$$

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），

$\rho_{cm}$：溶融炉心密度（kg／m$^3$），$h_{lh}$：溶融炉心溶融潜熱（J／kg），

$C_p$：溶融炉心比熱（J／kgK），$\Delta T$：溶融炉心過熱度（K），

$\alpha_w$：構造材熱拡散率（m$^2$／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／s$^2$），

$\dot{m}_{ve}$ ：ＲＰＶからの溶融炉心落下率（kg／s），

$A_d$：下部ドライウェル床面積（m$^2$）

ＤＣＤ[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ＤＣＤ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ＲＰＶ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，ＤＣＤ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(5)式と(6)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

$$X^* = \frac{D}{2f}\ln\left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}}\right) \tag{5}$$

・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155\mathrm{Re}^{8/11} D \left[\frac{\mathrm{Pr}}{B}\right]^{7/11} \tag{6}$$

ここで,

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda}\right]^{1/2} - 1 \tag{7}$$

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），$\lambda$：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），

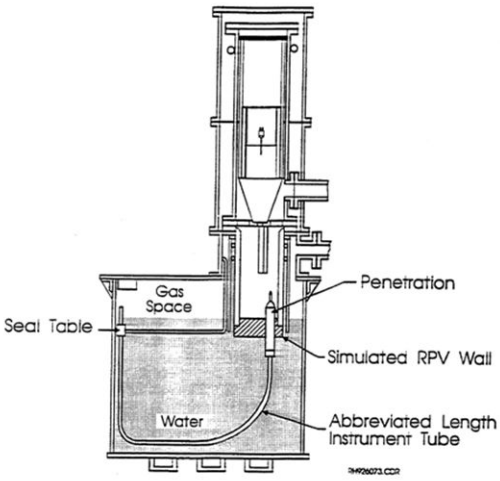
$T_{mp}$：溶融炉心融点（K），$T_w$：構造材初期温度（K），

$T^*$：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ＥＰＲＩレポート[3]を基に 10K とする。

ＥＰＲＩは，第１図に示すＲＰＶ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 heat of $A\ell_2O_3$ 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<br>燃料棒表面熱伝達<br>燃料被覆管酸化<br>燃料被覆管変形 | 炉心モデル（炉心熱水力モデル）<br>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。<br>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。<br>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。<br>・TQUV，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。<br>・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，炉心溶融開始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。<br>本評価事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損確認後にペデスタル（ドライウェル部）注水操作を実施するが，炉心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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したこと等をもって格納容器下部水温を継続監視することで，原子炉圧力容器破損を速やかに判断可能であることから，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている原子炉圧力容器破損時の格納容器冷却操作及びペデスタル（ドライウェル部）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，炉心溶融開始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。<br>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デスタル（ドライウェル部）に水位が形成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。 |
| | 沸騰・ボイド率変化<br>気液分離（水位変化）・対向流 | 炉心モデル（炉心水位計算モデル） | TQUX 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。<br>・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 コードの方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であり，その後の注水操作による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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であるものの，その差は小さい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 の評価結果の方が大きく，解析コード SAFER に対して保守的であるものの，その差異は小さいことを確認している。また，原子炉圧力容器破損時点でペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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。 |

# 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<br>・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。<br>・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。<br>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，溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）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操作開始の起点としているペデスタル（ドライウェル部）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。 | 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。<br>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デスタル（ドライウェル部）に水位が形成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。 |
| | 構造材との熱伝達 | | | | |
| | 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 | 溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心挙動） | ・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。<br>・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。 | 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。<br>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，常溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）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ペデスタル（ドライウェル部）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。 | 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。<br>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デスタル（ドライウェル部）に水位が形成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。 |
| | 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，ペデスタル（ドライウェル部）への注水は原子炉圧力容器温度（下鏡部）が 300℃に到達したこと等をもって格納容器下部水温を継続監視することで，原子炉圧力容器破損を速やかに判断可能であることから，原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としているペデスタル（ドライウェル部）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。 | 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，早まる時間は僅かであり，破損時間が僅かに早まった場合においても，ペデスタル（ドライウェル部）に水位が形成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。 |
| | 原子炉圧力容器内 FP 挙動 | 核分裂生成物（FP）挙動モデル | 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考えられる。 | 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。 | 原子炉圧力容器内 FP 挙動と溶融炉心との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。 |

# 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。 | 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おり，また溶融炉心の温度に対する感度は小さく，コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいことから，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，個別プラントのペデスタル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，コリウムシールド及びコンクリートの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。 | 溶融炉心の拡がりが抑制されると想定し種々の不均一な堆積形状を考慮した場合，溶融炉心の拡がりが抑制されない均一堆積形状よりも溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり，溶融炉心が冷却される傾向となると評価しており，コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく，評価項目となるパラメータに与える影響はない。 |
| | 溶融炉心と格納容器下部プール水の伝熱 | | 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。<br>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。 | | エントレインメント係数，溶融炉心から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，コリウムシールド及び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。これは，落下した溶融炉心はペデスタル（ドライウェル部）水によって冷却されコリウムシールドが侵食開始温度に到達する前に溶融炉心の温度は2,100℃を下回ること，溶融炉心からプール水へは崩壊熱以上の除熱がなされ溶融炉心の温度は 2,100℃未満を維持することから，コリウムシールドは侵食開始温度に到達せず，コンクリート侵食が抑制されたものである。<br>なお，本感度解析では，溶融炉心・コンクリート相互作用によってコンクリート侵食は生じないことから可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生せず，格納容器圧力や格納容器内の水素濃度及び酸素濃度への影響はない。<br>（添付資料3.5.1） |
| | 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。<br>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。 | | |
| | コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 | | | | |

# 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～<br>約 3,293MW<br>（実績値） | 定格原子炉熱出力として設定 | 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<br>(圧力容器ドーム部) | 6.93MPa[gage] | 約 6.91 MPa[gage]～<br>約 6.94MPa[gage]<br>（実績値） | 定格原子炉圧力として設定 | 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，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<br>（セパレータスカート下端から＋126cm） | 通常運転水位<br>約－4cm～約＋6cm<br>（セパレータスカート下端から約＋122cm～約＋132cm）<br>（実績値） | 通常運転時の原子炉水位として設定 | 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，スクラム 10 分後の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 3m であるのに対して，ゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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，スクラム 10 分後の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 3m であるのに対して，ゆらぎによる水位低下量は約 4cm 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<br>（定格流量（100%）） | 定格流量の<br>約 86%～約 104%<br>（実績値） | 定格流量として設定 | 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<br>（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<br>燃焼度 33GWd／t | ANSI/ANS-5.1-1979<br>平均的燃焼度約 31GWd/t<br>（実績値） | 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として設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため，発生する水蒸気は少なくなり，原子炉圧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（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）への注水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には，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。 |
| | 格納容器体積<br>（ドライウェル） | 5,700m$^3$ | 5,700m$^3$<br>（設計値） | 設計値 | 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。 |
| | 格納容器体積<br>（サプレッション・チェンバ） | 空間部：4,100m$^3$<br>液相部：3,300m$^3$ | 空間部：<br>約 4,092m$^3$～<br>約 4,058m$^3$<br>液相部：<br>約 3,308m$^3$～<br>約 3,342m$^3$<br>（実績値） | 設計値（通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定） | 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得るが，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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。 | 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，ゆらぎによる格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の液相部の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | 真空破壊装置 | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧） | 3.45kPa<br>（ドライウェルーサプレッション・チェンバ間差圧）<br>（設計値） | 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。 |

# 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 | サプレッション・プール水位 | 6.983m<br>（通常運転水位－4.7cm） | 約 7.000m～<br>約 7.070m<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水位の下限値として設定 | 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得るが，ゆらぎによるサプレッション・プール水位の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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。 | 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，ゆらぎによるサプレッション・プール水位の変化分は通常時に対して非常に小さい。例えば，サプレッション・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，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 |
| | サプレッション・プール水温度 | 32℃ | 約 15℃～約 32℃<br>（実績値） | 通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定 | 運転員等操作としては溶融炉心落下後のペデスタル（ドライウェル部）への注水操作となるが，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。 | 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，直接的な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。 |
| | 格納容器圧力 | 5kPa[gage] | 約 2.2 kPa[gage]～<br>約 4.7kPa[gage]<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器圧力を包絡する値 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため，格納容器圧力が低めに推移するが，その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。 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため，格納容器圧力が低めに推移するが，その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。 |
| | 格納容器雰囲気温度 | 57℃ | 約 25℃～約 58℃<br>（実績値） | 通常運転時の格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定 | 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得るが，格納容器雰囲気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。 | 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，ゆらぎによる格納容器雰囲気温度の解析条件からの上昇は約 1℃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。 |
| | 外部水源の温度 | 35℃ | 35℃以下 | 年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定 | 最確条件とした場合には，ペデスタル（ドライウェル部）への注水温度が低くなるが，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。 | 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 8,600m$^3$ | 8,600m$^3$以上<br>（西側淡水貯水設備＋代替淡水貯槽） | 西側淡水貯水設備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<br>（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(3／5)

| 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 | 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水張りの効果を考慮して設定 | 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。<br>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溶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，コリウムシールド及び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。なお，本解析では，溶融炉心・コンクリート相互作用による可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスの発生はない。<br>（添付資料3.5.1） |
| | 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構造材の扱い | 鉄筋は考慮しない | コンクリート以外の構造材を考慮する | 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，コンクリートの侵食が抑制される可能性があるが，コンクリートの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。 | 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。 |
| | 原子炉圧力容器下部及びのペデスタル（ドライウェル部）内構造物の扱い | ペデスタル（ドライウェル部）に落下する溶融物とは扱わない | 部分的な溶融が生じ，ペデスタル（ドライウェル部）に落下する可能性がある | 発熱密度を下げないよう保守的に設定 | 最確条件とした場合には，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及びコリウムシールド侵食が抑制されるが，コンクリート侵食量及びコリウムシールド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，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及びコリウムシールドの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。 |

# 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 | 起因事象 | 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 | 起因事象の違いによって操作手順（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）への注水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。 | 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，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＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗」として，本評価事故シーケンスの評価条件と同様，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原子炉圧力容器破損まで使用できないものと仮定した。その結果，原子炉圧力容器破損のタイミングが約 3.3 時間と早くなるため，溶融炉心落下時の崩壊熱が大きくなるが，コリウムシールド及び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，コンクリート侵食は生じないことから，可燃性ガス及びその他の非凝縮性ガスは発生しない。なお，本評価においては事象発生から約 79 時間後に格納容器内酸素濃度が 4.0vol％（ドライ条件）に到達するが，可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を行うことによって，酸素濃度の最高値は 4.0vol％（ドライ条件）にとどまることから，可燃限界である 5.0vol％（ドライ条件）を下回る。<br>（添付資料 3.5.1） |
| | 安全機能等の喪失に対する仮定 | 全交流動力電源喪失<br>高圧注水機能，低圧注水機能及び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 | － | 非常用ディーゼル発電機等の機能喪失を想定し，設定<br>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，低圧注水機能として残留熱除去系（低圧注水系）及び低圧炉心スプレイ系の機能喪失を設定するとともに，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を設定 | － | － |
| | 外部電源 | 外部電源なし | － | 安全機能の喪失に対する仮定に基づき設定<br>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絡する条件として，機器条件に示すとおり設定 | | |

# 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(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 | 原子炉スクラム信号 | 原子炉水位低<br>（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）信号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（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）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。 |
| | 主蒸気隔離弁 | 事象発生と同時に閉止 | 原子炉保護系電源喪失又は原子炉水位異常低下（レベル２）信号 | 短時間であるが主蒸気が格納容器内に維持される厳しい設定として，原子炉保護系電源喪失及び原子炉水位異常低下（レベル２）信号による主蒸気隔離弁閉止については保守的に考慮せず，事象発生と同時に主蒸気隔離弁閉止するものとして設定 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが，操作手順（溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）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小さい。 | 最確条件とした場合には，逃がし安全弁を通じて格納容器内に放出される蒸気流量が減少することから，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇が遅くなるが．その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。 |
| | 再循環系ポンプ | 事象発生と同時に停止 | 電源喪失によるポンプ停止（事象発生と同時） | 事象進展に与える影響は軽微であることから，全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 | 解析条件と最確条件は同様であり，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。 |
| | 逃がし安全弁 | 安全弁機能<br>7.79 MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2 t／h（1 個当たり）～<br>410.6t／h（1 個当たり） | 安全弁機能<br>7.79MPa[gage]～<br>8.31MPa[gage]<br>385.2t／h（1 個当たり）～<br>410.6t／h（1 個当たり）<br>（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個を開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）の２個を開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 | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／h | 原子炉圧力容器破損前<br>格納容器スプレイ：<br>250m$^3$／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。 |
| | 緊急用海水系 | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約 14MW<br>（サプレッション・プール水温度 100℃，海水温度 32℃において） | 代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量：<br>約 14MW 以上<br>（サプレッション・プール水温度100℃,海水温度32℃以下において） | 熱交換器の設計性能に基づき，代替循環冷却系の除熱性能を厳しくする観点で，過去の実績を包含する高めの海水温度を設定 | 最確条件とした場合には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は同等であることから運転員等操作時間に与える影響はない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなるが，操作手順(格納容器圧力 0.31MPa[gage]到達後に窒素注入を停止すること）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には，解析条件で設定している海水温度と同等以下となる。<br>32℃の場合は，解析条件と最確条件は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ない。<br>32℃未満の場合は，除熱性能が向上するため，格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇の抑制効果は大きくなることから，評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。 |
| | 格納容器下部注水系(常設) | 80m$^3$／h にてペデスタル(ドライウェル部）へ注水 | 80m$^3$／h にてペデスタル(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 | 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。 |
| | コリウムシールド | 材料：ジルコニア耐熱材<br>侵食開始温度：2,100℃ | 材料：ジルコニア耐熱材<br>侵食開始温度：2,100℃ | 材料は，コンクリートの侵食を抑制する観点から設定<br>侵食開始温度は，ジルコニア耐熱材の侵食試験結果に基づき設定 | 最確条件とした場合は，解析条件とは同様であるため，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。<br>なお，溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出も含めて評価すると，コリウムシールドには 3.3cm 程度の侵食が生じるものの，コリウムシールドの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。<br>（添付資料 3.5.1） | 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。<br>なお，溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出も含めて評価すると，コリウムシールドには 3.3cm 程度の侵食が生じるが，この場合においても溶融炉心と接するコリウムシールドの温度は融点に至らず侵食は進行せず，評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。<br>（添付資料 3.5.1） |

# 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 | 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）注水操作 | 原子炉圧力容器破損から７分後（約4.6時間後） | 原子炉圧力容器破損の判断及び操作実施に必要な時間を考慮して設定 | 【認知】<br>ペデスタル（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，原子炉圧力容器温度（下鏡部）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。<br>【要員配置】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【移動】<br>中央制御室内での操作のみであり，当直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。<br>【操作所要時間】<br>中央制御室内におけるペデスタル（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，１操作に１分間を想定している。当該操作は，中央制御室の制御盤の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。<br>【他の並列操作有無】<br>当該操作に対応する当直運転員に他の並列操作はなく，操作開始時間に与える影響はなし。<br>【操作の確実さ】<br>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。 | 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，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも，ペデスタル（ドライウェル部）プール水が蒸発し，溶融炉心が露出するまでには約0.3時間の時間余裕がある。溶融炉心落下後の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）注水操作は原子炉圧力容器温度（下鏡部）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くなる可能性があるが，中央制御室での操作のみであり，当直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。<br>（添付資料3.2.2） | 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。 | 原子炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間であり，また，溶融炉心落下後にペデスタル（ドライウェル部）注水が行われなかった場合でも，ペデスタル（ドライウェル部）プール水が溶融炉心の崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱により蒸発し，溶融炉心が露出するまでには約0.3時間の時間余裕がある。<br>（添付資料3.2.14） | 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。<br>訓練では，条件成立を前提として約１分間で格納容器下部注水系（常設）による注水を開始。<br>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。 |