本資料のうち、枠囲みの内容は、 営業秘密又は防護上の観点から 公開できません

東海第二発電所	工事計画審査資料
資料番号	補足-270-2 改 5
提出年月日	平成30年8月3日

東海第二発電所

原子炉格納施設の設計条件に関する説明書

に係る補足説明資料

(コリウムシールドの設計)

平成 30 年 8 月

日本原子力発電株式会社

- 補足1 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
- 補足2 JASMINE解析について
- 補足3 水蒸気爆発評価の解析モデルについて
- 補足4 水蒸気爆発発生時のコリウムシールドへの影響
- 補足 5 溶融炉心が原子炉圧力容器下部の偏心位置より落下した場合の影響評価
- 補足6 ペデスタル排水系の排水機能確認試験について
- 補足7 格納容器機器ドレンサンプの破損による格納容器床ドレンサンプ水位への影響について
- 補足8 目地材がコリウムシールドへ与える影響について
- 補足9 安全弁(自主設備)の設置に伴う悪影響について
- 補足 10 ベント管への排水ライン設置に伴う影響について
- 補足 11 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を考慮した水位 管理について
- 補足 12 デブリの凝固停止評価における Flemings モデルの適用性及びその他のモデルによる評価 について
- 補足13 デブリ堆積高さがコリウムシールドを超えた場合の影響について
- 補足 14 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価における不確かさについて
- 補足 15 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
- 補足 16 格納容器床ドレンサンプ拡大によるペデスタル内湿度への影響について
- 補足17 コリウムシールドサポートに鋼構造設計規準を適用することの妥当性について

下線部:本日説明箇所

1. 概要

MCCI 対策設備として、溶融炉心の冷却機能維持を目的としたペデスタル内の水位維持のための設備の設置が計画している。(ペデスタル排水系)

本書は、ペデスタル排水系の一部である排水配管とベント管との取り合い部を対象とし、排水配管の接続によるベント管の耐震・強度評価への影響度合いを確認する。

2.ベント管に排水配管を接続することによるベント管強度への影響 ベント管と排水配管の取り合い部の形状及び主要寸法を図1に示す。

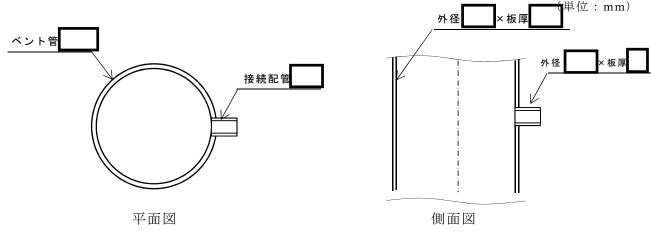


図1 ベント管と排水配管の取り合い形状と主要寸法

ここで、ベント管にはベント管自身の地震応答により作用する地震荷重と、排水配管の地震応答による作用する地震荷重(配管反力)の両方が作用する。それぞれの荷重値を表1に示す。

表 1	ベント管及び接続配管の地震応答解析結果

	ベント管自身の	接続配管の
荷重条件	地震応答による荷重	地震応答による荷重
	(最大曲げモーメント)	(曲げモーメント)
Ss 地震時	約 3.9×10 ⁸ (N・mm)	約 1.7×10 ⁶ (N・mm)

表 1 に示すとおり、接続配管の地震応答による反力は、ベント管の地震応答による反力の約 1/200 であり、ベント管の強度に及ぼす影響は小さいと判断できる。

3. ベント管に排水配管を接続することによる動荷重への影響

一般的に、管の応答特性は管の剛性によって決まる。ここでは、管の剛性に関係する パラメータである縦弾性係数と断面二次モーメントのうち、寸法によって定まる断面二 次モーメントを比較対象とし、ベント管と接続配管の剛性差を評価する。表 2 にそれぞ れの管の断面二次モーメントを示す。

表 2 に示すとおり、それぞれの管の断面二次モーメントを比較すると、ベント管に対して排水配管の断面二次モーメントは約 1/300 であり、排水配管がベント管の応答特性に及ぼす影響は小さいと判断できる。

 管種類
 断面二次モーメント

 ベント管
 (mm⁴)

 排水配管
 (mm⁴)

表 2 管の断面二次モーメントの比較

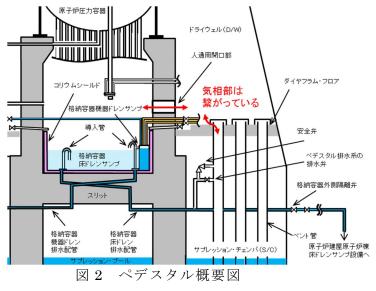
4. ベント管に排水配管を接続することによる LOCA 解析への影響 (ペデスタル側への逆流の影響)

LOCA 時には、原子炉からドライウェル (D/W) に放出された蒸気がベント管を通じてサプレッション・チェンバ (S/C) へ移行することでプール内で凝縮され圧力上昇が抑制される。このため、LOCA 時の PCV 圧力挙動においては、ベント管を通じてのガスや蒸気の移行挙動が重要となる。仮に、D/W から S/C へのガスや蒸気の移行が阻害される場合には、D/W のピーク圧力が上昇する。一方で、ガスや蒸気の移行が促進される場合には、ガスや蒸気の移行に伴って S/C 内に作用する水力学的動荷重が増大する可能性がある。

D/WとRPVペデスタルは、人通用開口部等、大きな開口で連通しているため、LOCA時には D/W 側の圧力に追従して RPVペデスタル内の圧力も同等レベルに上昇すると考えられる。したがって、ベント管に接続した排気管を通じてのペデスタルへのガスや蒸気の逆流自体は生じないものと考えられる。

(D/W-RPV ペデスタル間の開口面積 > 排水ライン流路面積)

また、ガスが RPV ペデスタルからペデスタル排水系ラインを通じてサプレッションチェンバ (S/C) へ流れる影響についは、ベント管を経由するため、ベント管の流路面積で D/W(RPV ペデスタル)-S/C 間のガス流量が律速されるため、ガスや蒸気の移行が促進されることはなく、特に影響はないものと考えられる。



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を考慮した水位管理について

1. はじめに

東海第二発電所では、万が一水蒸気爆発(以下「SE」という。)が発生した場合のペデスタル構造への影響を抑制するため、RPV破損時のペデスタル水位を 1 m に制限し、SEの発生を仮定した場合の影響評価を実施している。しかし、RPVの破損を判断し格納容器下部注水系(常設)によるペデスタル注水開始後には 1 m を超える水位がペデスタル内に形成されることとなる。

これに対して、既往実験にて得られている水プールのサブクール度が小さい場合に SE発生が抑制される知見を基に、ペデスタルに落下するデブリの保有熱量とペデス タル内水のサブクール度の関係を整理し、万が一の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へッドにより、約 300 ton 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

先述のとおり、既往実験では水プールのサブクール度が小さい場合にSE発生が抑制される知見が得られている。これに対して、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。表1及び表2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27m3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 11 ton 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 2.8 m)とする水量は約 81 m³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 31 ton 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 0.15 m となる。よって、これに余裕を考慮し、 $0.2\,\mathrm{m}$ 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 $80~m^3/h$ 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 $800~kW/m^2$ 一定*、伝熱面積をデブリ拡がり面積である $27~m^2$ とすると、 $180~m^3/h$ 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、0.2 m までのデブリ堆積を検知後にペデスタル満水相当 (水位 2.75 m) 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 $2.75 \, \mathrm{m}$)まで注水を実施した後は、 $2.25 \, \mathrm{m}$ 及び $2.75 \, \mathrm{m}$ 高さの水位計を用いて、水位を $2.25 \, \mathrm{m}$ から $2.75 \, \mathrm{m}$ 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
- ・R P V 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, R P V 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1参照)。

表 1 デブリの評価条件

項目	値	備考
デブリ密度(kg/m³)		MAAP計算結果(RPV破損時の値)
デブリ比熱 (J/kgK) デブリ溶融潜熱 (J/kg)		を、デブリ保有熱が小さくなるように
デブリ初期温度 (°C)		丸めた値
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

表 2 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/m³)	1,000	柳柳如东大, (去 田
ペデスタル水比熱(J/kgK)	4, 180	概略値を使用
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 (0.3 MPa) 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 15 cm とした 場合の, コリウムシールド内半径

デブリ少量落下時の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 1 m 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 $2.75\,\mathrm{m}$ まで注水を実施する。その後は、 $2.25\,\mathrm{m}$ 及び $2.75\,\mathrm{m}$ 高さの水位計を用いて、水位を $2.25\,\mathrm{m}$ から $2.75\,\mathrm{m}$ 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 S E 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) R P V 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 $2.8 \, \mathrm{m}$, 約 $81 \, \mathrm{ton}$)の水を飽和温度に到達させるデブリ量は約 $31 \, \mathrm{ton}$ (全体の約 $11 \, \%$)であり、その堆積高さは約 $0.15 \, \mathrm{m}$ となる。これより、ペデスタル底面から $0.2 \, \mathrm{m}$ 高さにデブリ検知器を設置し、RPV破損判断後においても $0.2 \, \mathrm{m}$ 高さまでのデブリ堆積が検知されない場合には、 $0.5 \, \mathrm{m}$ 及び約 $1 \, \mathrm{m}$ 高さの水位計を用いて、水位 $0.5 \, \mathrm{m}$ 未満を検知した場合に水位約 $1 \, \mathrm{m}$ 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。

図 1 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 0.5 m から 1 m 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、1 m 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 2.8 m 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 1.1 m)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。

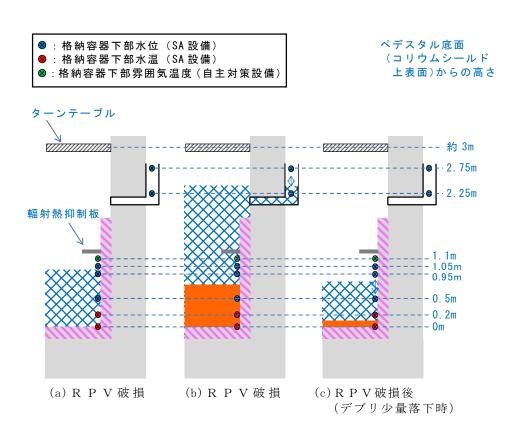


図1 ペデスタル水位管理の概念図

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、各計器の設置目的及び操作の判断方法を以下に示す。

- (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+1.05 m検知用)

ペデスタル底面から 1 m 超の水位を検知できるよう、測定誤差を考慮した高さに 水位計を設置し、炉心損傷後は当該水位計設置高さまで事前注水を実施する。注水 停止後は、排水配管等により R P V 破損までに 1 m 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 1.05 m まで排水されたことを検知した後、水位 1 m 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 (表 1)
- 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, R P V 破損の早期判断の観点から, 2 個以上が上昇傾向(デブリの落下による水温上昇) 又はダウンスケール(温度計の溶融による短絡又は導通) となった場合に, R P V 破損を判断する。

③格納容器下部水温 (ペデスタル床面高さ+0.2 m 検知用)

ペデスタル底面から 0.2 m の高さに測温抵抗体式温度計を設置し, 0.2 m 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, R P V 破損検知に用いる。

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

- (3) R P V 破損後の水位管理 (デブリ堆積高さ≥0.2 m の場合)
- ④格納容器下部水位(ペデスタル床面高さ+2.25 m及び2.75 m満水管理用)

ペデスタル底面から 2.25 m 及び 2.75 m の高さに水位計を設置し、デブリの多量落下時(堆積高さ 0.2 m 以上)においてペデスタル水位を $2.25 \text{ m} \sim 2.75 \text{ m}$ 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, 2.25 m 及び 2.75 m 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 2.25 m 未満 を検知した場合にペデスタル注水開始, 2.75 m 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<0.2 mの場合)
- ⑤格納容器下部水位 (ペデスタル床面高さ+0.50 m検知用)

ペデスタル底面から 0.5 m の高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時(堆積高さ 0.2 m 未満)においてペデスタル水位を $0.5 \text{ m} \sim 1 \text{ m}$ の範囲に維持するため、水位 0.5 m 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 0.5 m 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+0.95 m検知用)

ペデスタル底面より 1 m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 0.2 m 未満)においてペデスタル水位を 0.5 m~1 m の範囲に維持するため、水位 0.95 m 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 0.95 m 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 1.1 m 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 0.5 m~1 m 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。

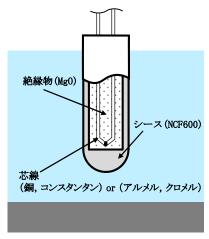
表1 RPV破損及びデブリ落下・堆積検知の概念

デブリの堆積状態	格納容器下部水温		判断	
7 7 9 67 推慎机器	0 m 位置	0.2 m位置	1 1 191	
	上昇	上昇	RPV破損, デブリ少量落下	
	上昇/喪失	上昇	RPV破損, デブリ少量落下	
	上昇/喪失	上昇/喪失	RPV破損, デブリ多量落下	

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

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

熱電対構成材料の融点

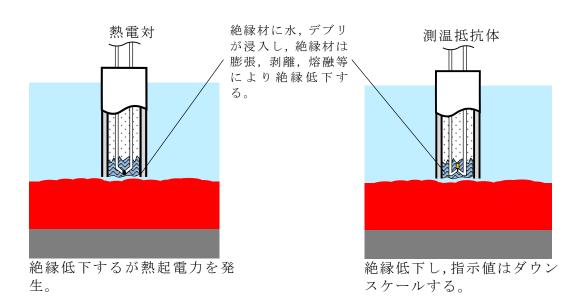
No.	材質	融点	タイプ
1	NCF600	1370∼1425°C	_
2	銅	1085℃	Tタイプ
3	コンスタンタン	1225∼1330℃	Tタイプ
4	アルメル	1315∼1390°C	Kタイプ
5	クロメル	1420℃	Kタイプ
6	MgO	約2800℃	_

(1) 耐環境性

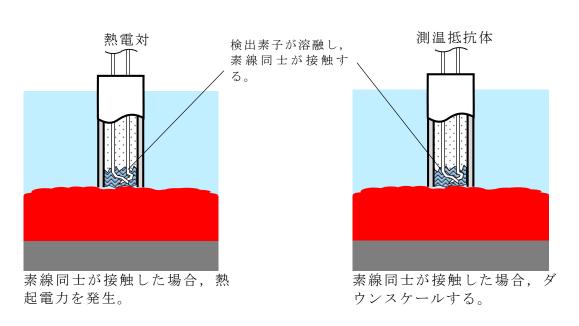
熱電対式及び測温抵抗体式の検出器は耐熱性の高い無機物により構成されており, いずれも重大事故等時の格納容器雰囲気下において,十分な耐性を有する。

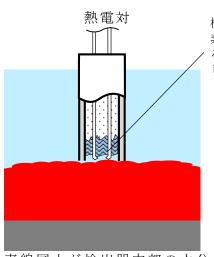
(2) デブリと水温計の接触により発生する現象

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。



② デブリが検出素子に接触し、熔融する。





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。

検出素子が溶融し、 素線同士が水分(あるいはシース)を介 して導通する。

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,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。

デブリの凝固停止評価における Flemings モデルの適用性及び その他のモデルによる評価について

1. Flemings モデルの適用性

Fleming らは,図 1 のような試験装置を用いて溶融合金(A 195.5 % - C u 4.5 %)を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し,その結果を基に 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]。

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

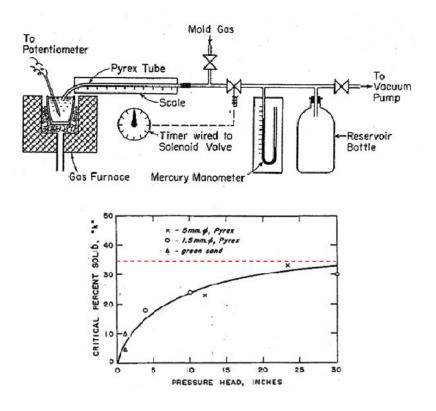


図 1 Fleming らによるAl-Cu合金の流動性確認 試験装置及び試験結果

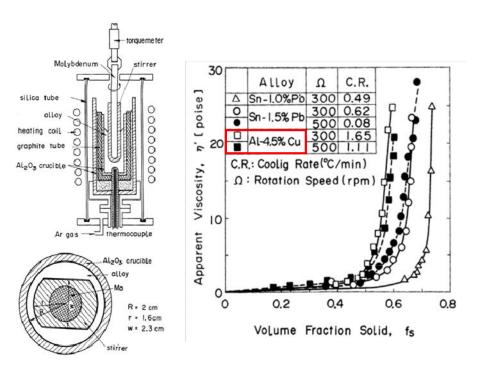


図 2 渋谷らによる A 1 - C u 合金の流動性確認 試験装置及び試験結果

2. 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表 1 のとおりであり、横スリットの長さ の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCDモデルでは、評価条件として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 15,000~kg/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。

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考		
US-ABWR DCDモデル	約 1.5 m	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 15,000 kg/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 3.0 m	Flemings モデルによる評価と同様の評価条件を使用。		

表 1 純金属モデルによる評価結果

○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。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze})t_{freeze} \tag{1}$$

ここで.

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \tag{2}$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} - \frac{a_0b'_0}{H_0}t}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0}\sqrt{t}}$$
(3)

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad , \qquad b'_0 = \frac{2k_w(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p\Delta T)\sqrt{\pi\alpha_w}} \tag{4}$$

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),

 ρ_{cm} :溶融炉心密度 (kg/m³), h_{ln} :溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

 C_n :溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT :溶融炉心過熱度 (K),

 α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),

 T_s :接触面温度(K), T_i :構造材初期温度(K), g:重力加速度(m/s²),

ṁ_{ves}: RPVからの溶融炉心落下率 (kg/s),

 A_{Id} :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

・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

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11}$$
 (6)

ここで,

められる。

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda}\right]^{1/2} - 1 \tag{7}$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

 X^* , X_c : 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),

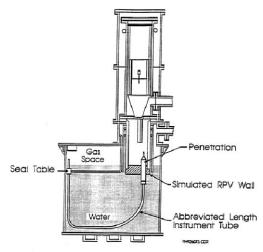
 T^* :溶融炉心凝固開始温度(推定值)(K), f:摩擦係数(-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ はEPRIレポート^[3]を基に 10K とする。

EPRIは、図 1 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 Pe Number		Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured
	Penetration Type	Maximum	Initial	Х*	X _s (2)	Total ⁽³	Penetration Length (m)
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	,	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

- 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 AlO2O3 layer.

図1 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

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。

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 1、別紙 2)。

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3)。

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 2、別紙 4)。

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: 2.936 m (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 : 0.6 m (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: 40 m³ (炉内 36 m³+炉外 4 m³ (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(図 1 青部分)、連続層の円錐部分(図 1 緑部分)及び連続層の円柱部分(図 1 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(図1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。

$$H_p = \frac{V_m \times \Phi_{ent}}{(1 - P) \times A_P} \tag{1}$$

 H_p : 粒子化層の高さ [m]

 V_m : 炉内デブリ体積 $36[m^3]$

Φ_{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[m²]

(2) 連続層の円錐部分(図1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。

$$H_{lcn} = R \times \frac{1}{8} \tag{2}$$

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(図1 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

図1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。

$$V_{Blcn} = A_P \times M \times \frac{1}{2} \tag{3}$$

 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。

$$V_{Tlcn} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H \times \left\{ \frac{k - m}{\sqrt{k^2 - m^2}} \right\}^3$$

$$\left(k = \frac{H}{R}, \quad m = \frac{M}{L}\right)$$
(4)

V_{Tlcn}:連続層の円錐部分の上側の体積 [m³]

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(図 1 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。

$$V_{lcv} = V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s - (V_{Blcn} + V_{Tlcn})$$
 (5)

Vicy:連続層の円柱部分の体積 [m³]

V_m: 炉内デブリ体積 36[m³]Φ_{ent}: 粒子化割合 0.227[-]

V_m: 炉外デブリ体積 4[m³]

 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。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_P} \tag{6}$$

H_{Icy}:連続層の円柱部分の高さ [m]

V_{cv}:連続層の円柱部分の体積 [m³]

Ap: コリウムシールド内底面積 約 27.08[m²]

以上、(1)から(3)で求めた各部分の高さ(H_p 、 H_{len} 、 H_{len})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(図 1 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。

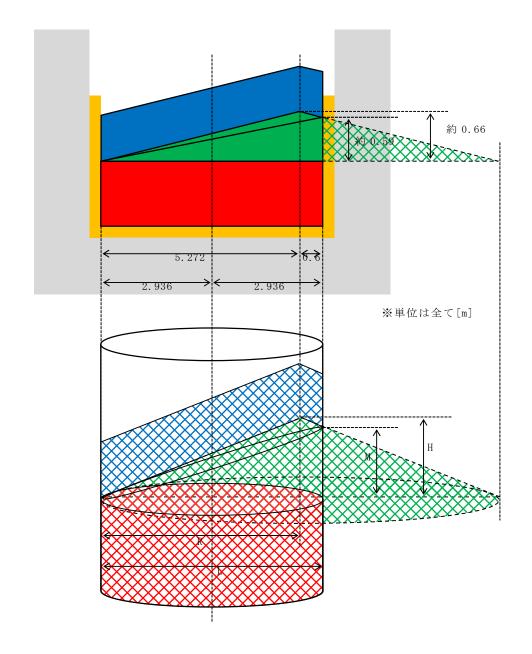


図1 デブリ堆積状態の例

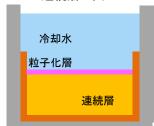
円錐状の堆積や偏心位置での堆積の想定について

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PU LiMS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



・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



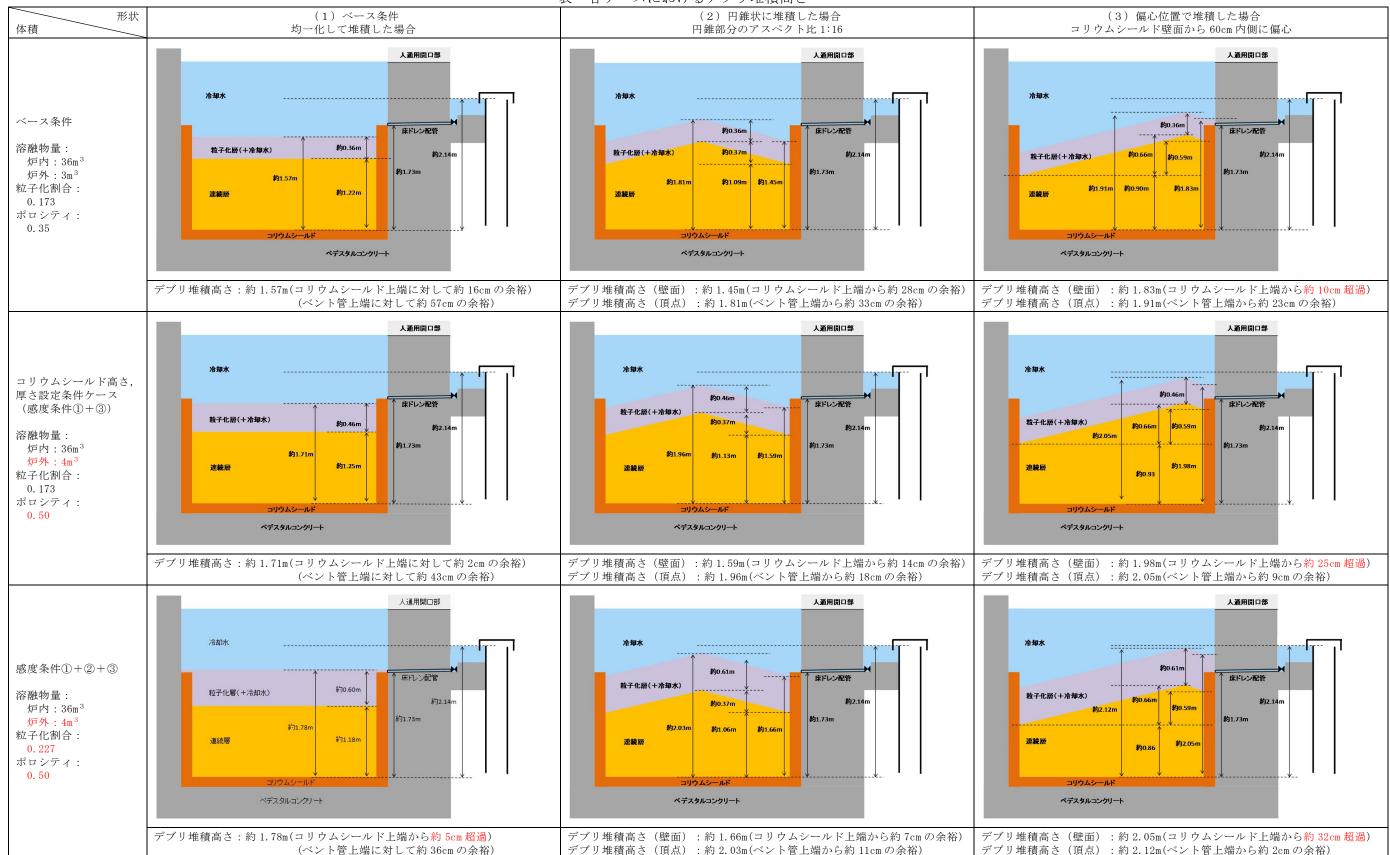
・連続層円錐状
・偏心位置で堆積
冷却水
粒子化層
連続層

<u>評価条件</u>

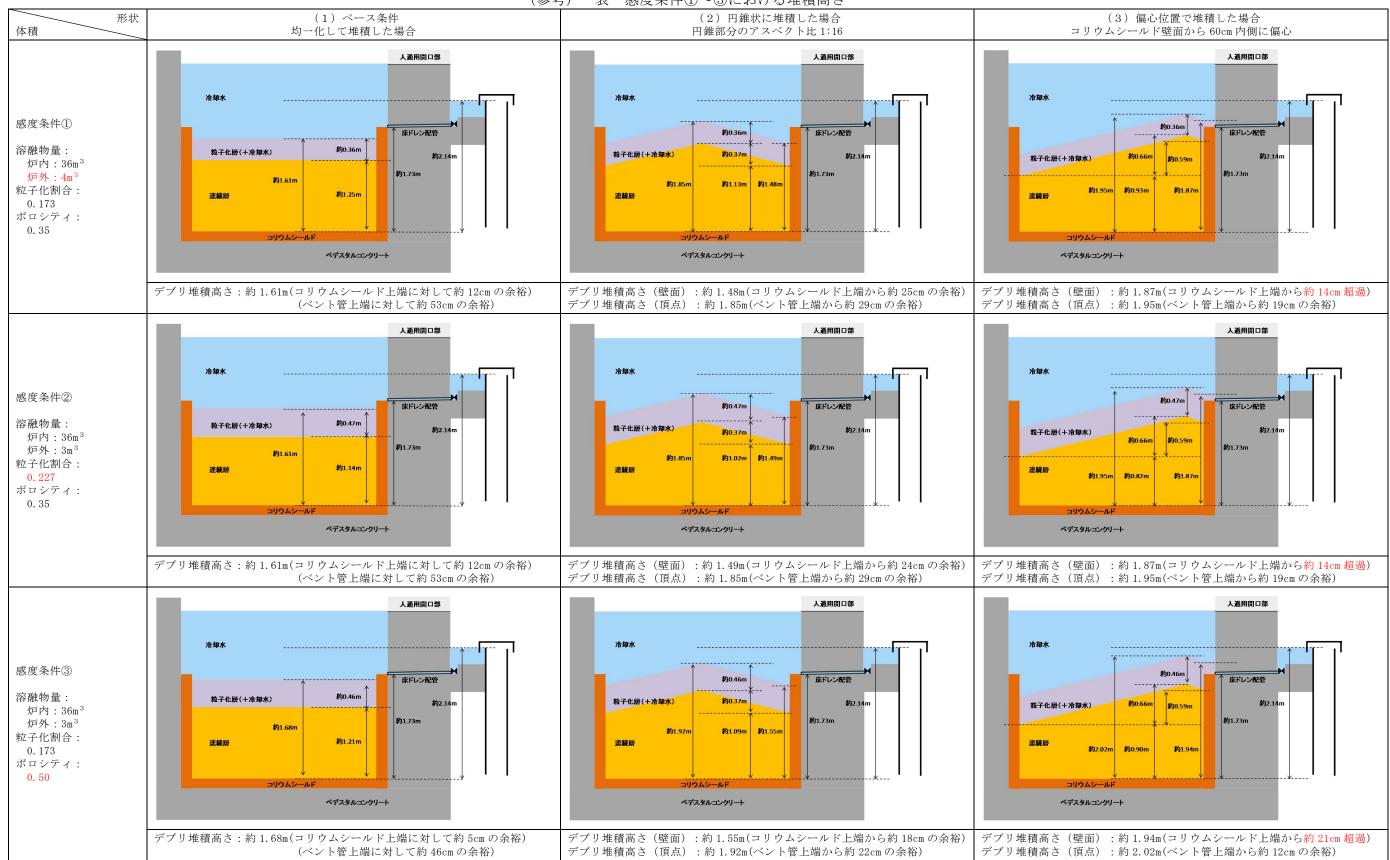
- ·連続層及び粒子化層円錐状
- ・偏心位置で堆積
 冷却水
 粒子化層
 連続層

図1 堆積の想定

表 各ケースにおけるデブリ堆積高さ



(参考) 表 感度条件①~③における堆積高さ



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。

- デブリ条件
 - ・デブリの堆積モデル:図1

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:22.4 MW

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 (図 2) におけるポロシティ 0.35 での熱流束 1.4 MW/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=1.4 $MW/m^2 \times$ 約30 m^2 =約42 MW 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。

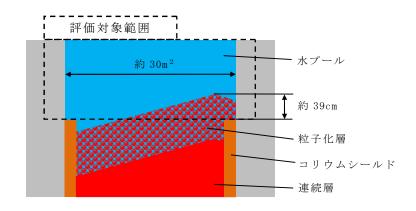


図1 冷却性評価モデル

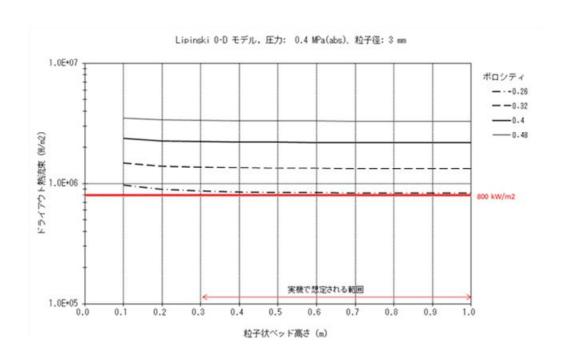


図 2 Lipinski-OD モデル

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:図3

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 10 cm 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 10 cm 均一化して堆積するモデルとする

- ・崩壊熱:10 cm 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 10 cm 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東: 1.4 MW/m²
 Lipinski-OD モデル(図 2) におけるポロシティ 0.35 での熱流東 1.4 MW/m²
 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 ℃ 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30 m² 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 0 mm となった。

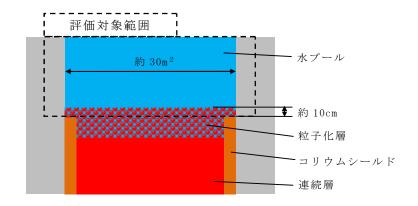


図3 側壁コンクリートへの影響評価モデル

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

評価モデルは図 4 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:73.9 mm

・床ドレン配管厚さ:7.6 mm

・床ドレン配管初期温度(T₁):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 °C (SUSの融点を設定)
- ・床ドレン配管熱伝導率(λ₁):16.5 W/mK (SUSの熱伝導率を設定)
- ・床ドレン配管密度(ρ₁):7,890 kg/m³ (SUSの密度を設定)
- ・床ドレン配管比熱(c₁):511 J/kgK (SUSの比熱を設定)
- ② デブリ条件
 - ・デブリ初期温度(T₂): C (固相線温度(MAAP解析結果))
 - ・デブリ熱伝導率(λ₂): W/mK (MAAP解析結果)
 - ・デブリ密度(ρ₂): kg/m³ (MAAP解析結果)
 - ・デブリ比熱(c₂): 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。

$$q = \frac{\lambda \times (T_S - T_0)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda}{\rho \times c} \times t}}$$
 (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,

 λ : 熱伝導率, ρ : 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。

$$q = \frac{\lambda_1 \times (T_S - T_1)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_1}{\rho_1 \times c_1} \times t}} = \frac{\lambda_2 \times (T_2 - T_S)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_2}{\rho_2 \times c_2} \times t}}$$
(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 \mathbb{C} となる。

$$T_{s} = \frac{\sqrt{\lambda_{1} \times \rho_{1} \times c_{1}} \times T_{1} + \sqrt{\lambda_{2} \times \rho_{2} \times c_{2}} \times T_{2}}{\sqrt{\lambda_{1} \times \rho_{1} \times c_{1}} + \sqrt{\lambda_{2} \times \rho_{2} \times c_{2}}}$$
(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。

$$Q = A \times q \times \Delta t \tag{4}$$

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)、 Δt : 時間

熱流東 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 Δ t 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、図 5 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 $\mathbb C$ 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、図 5 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、図 5 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 $\mathbb C$ まで低下するまでの時間は約 42 秒以下**2 となる。

※2 図 5 の評価における側壁コンクリートへの熱流東は、初期は全熱流東(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東を保守的に約 5 %とし、これを考 慮しない場合、図 5 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4.6 MJ及び約4.8 MJ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 \mathbb{C} まで温度上昇するために必要な熱量は,配管長さ 1 m 当たり約 5.1 MJ 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).

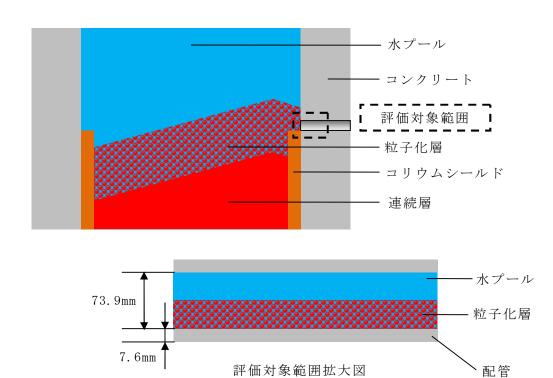


図4 床ドレン配管侵食評価のイメージ

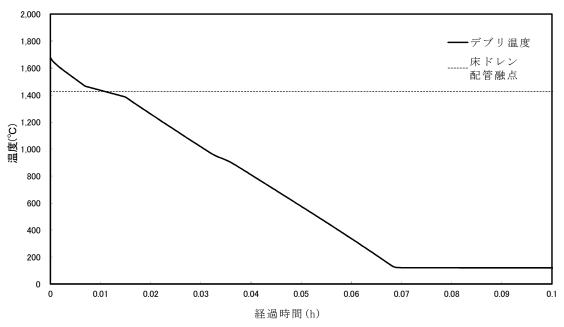


図 5 側壁コンクリート侵食量評価時のデブリ温度の時間変化 (MAAP解析結果)

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 0.28 mとなり、床ドレン配管の長さを大きく下回る(図 1)。

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。

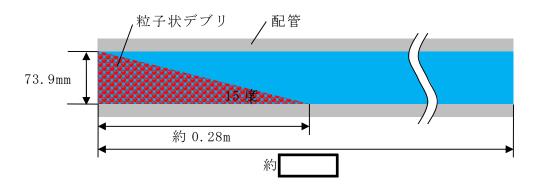


図1 配管内への粒子状デブリの流入イメージ

参考文献

[1] S. Basso, PARTICULATE DEBRIS SPREADING AND COOLABILITY, KTH, 2017.

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 (250 m³/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 0.41 m)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 (人通用開口部高さ)

(2) 圧力損失評価方法

評価体系を図1,評価条件を表1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/s²], 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5 m,配管 2 本破損の場合 H=約1.2 m 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。

表 1 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	_		
配管長	m		
配管 L/D	_		
弁 *1 (L'/D= □)	個	1	1
管入口 *1 (λ · (L'/D)=	個	1	1
開放端 *1 (λ · (L'/D)=	個	1	1

^{*1} CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

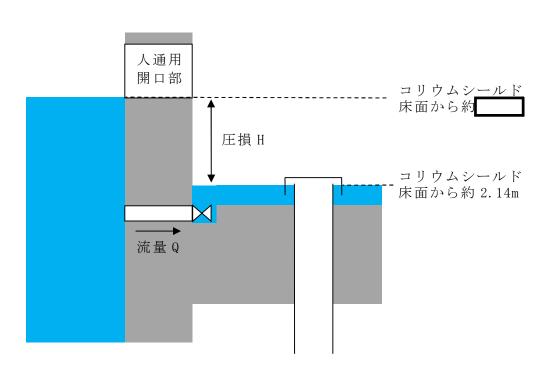


図1 評価体系

1. デブリ堆積形状の不確かさ評価(別紙1参照)

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(図1)。

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0.56 m 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0.32 m、LOCA事象の場合は約0.41 mであり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

2. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価 (別紙2参照)

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。

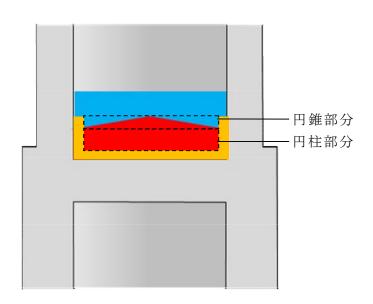


図1 デブリ堆積形状(不確かさ考慮)

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(図 1)。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。

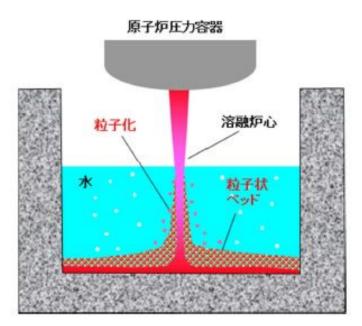


図1 ペデスタルにおけるデブリ挙動の概念

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18 mとなる。コリウムシールドを設置した場合のペデスタル半径が2.936 m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(表1)。

- ・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 ZrO_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、 ZrO_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(参考 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。

表 1 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
	溶融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	_
	溶融物重量[kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	液相線温度[K]		約 1,143	_
初	固相線温度[K]		約 1,143	_
期条	溶融物過熱度[K]		70	
件	比熱[J/kgK]		250~310	
	崩壊熱	あり	なし	_
	冷却材重量[kg]	約 27×10 ³	40	約 1.5×10 ⁻³
	サブクール度[K]		23	
溶融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイクア ップ長さ [※]) ※Taylor 相関式	約 0.08~約 0.23	約 0.35	約 1.5~4.4
溶	溶融物密度[kg/m³]		約 7,811	
融物	粘性係数[Pa・s]	0.004	0.003~0.03	約 0.75~7.5
床面	表面張力[N/m]		0.2~0.6	
上	輻射率[-]		0.4~1.0	
動	床面熱伝達	ZrO ₂ (SUS 製ライナ)	SUS 材	_

(2) 粒子状ベッド

ANLで実施されたセルフ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。

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(参考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41 mmに対して、拡がり距離は740 mm×560 mmとなっている(図 2、表 2)。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。

表 2 PULiMS実験条件と結果

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

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

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

	Exploratory PULiMS tests				
Parameter	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	15.0	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	

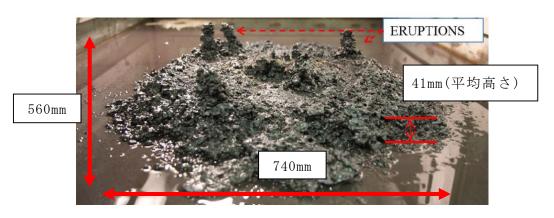


図2 PULiMS実験結果(E4)

(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**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、図 3 のように連続層については円柱上 に円錐が堆積した形状とし、その上に粒子化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 5.872 m にアスペクト比を考慮すると、頂点部分の堆積高さは約 0.37 m 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 1.09 m 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0.36 m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1.81 mとなる。

※ 炉外溶融物体積:3 m³, ポロシティ:0.35を設定

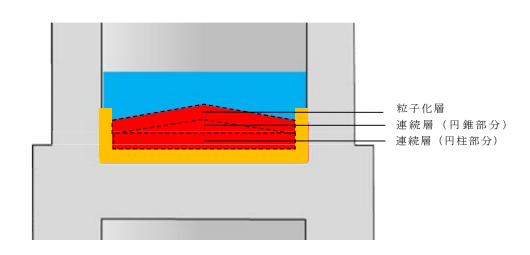


図3 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)

(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 0.56 m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 0.31 m, LOCA事象の場合は約 0.40 m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 0.32 m, LOCA事象の場合は約 0.41 mとなるため、デブリの冠水は維持される。

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(F Z K)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(A $_2$ O $_3$ 約 $_1$ 50 kg,F e 約 $_1$ 50 kg)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。実験装置を図 $_1$ 及び図 $_2$ に示す。A $_2$ O $_3$ とF e では密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を $_2$ 箇所設け、最初にA $_2$ O $_3$ が放出し、最後にF e を放出することにより酸化物溶融物の拡がりと金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を表 $_1$ に示す。KATS $_1$ O $_2$ KATS $_1$ O $_3$ KATS $_1$ O $_3$ KATS $_4$ C $_3$ であり、KATS $_4$ C $_4$ C $_4$ C $_5$ C $_4$ C $_5$ C $_$

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(UO256 wt%, ZrO232 wt%, FeO5 wt%, CaSiO32 wt%, SiO22 wt%, FeO1 wt%, CaO1 wt%, Al2O31 wt%)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。実験装置を図5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40.8 kgの酸化物溶融物を4.3 kg/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図6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。

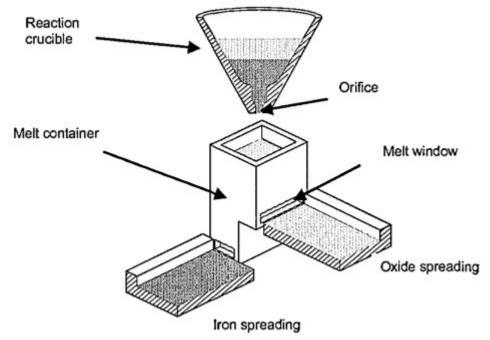


図1 ΚΑΤS実験装置の概要図 [2]

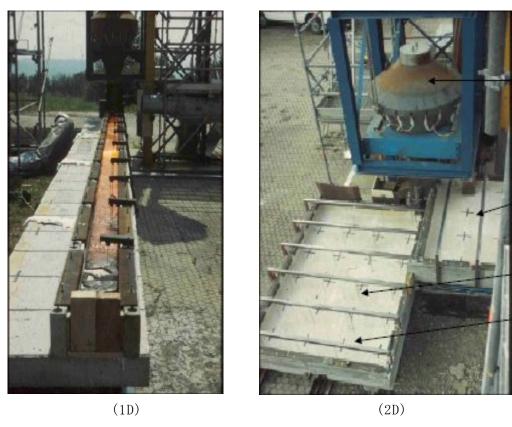


図 2 KATS実験の1Dと2Dの拡がり形状の写真^[3]

表 1 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 (I/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 - 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2→ 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

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

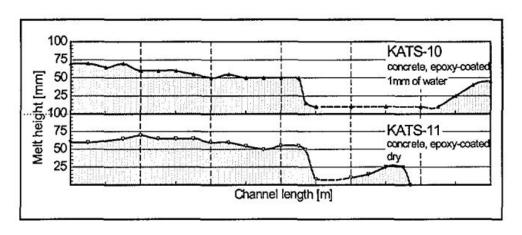


図3 KATS実験の水の有無の影響(酸化物溶融物,1D拡がり) [2]

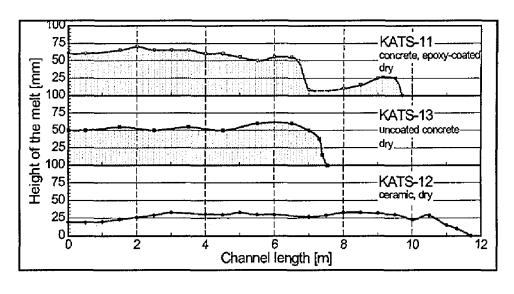


図 4 KATS実験の床の材質の影響(酸化物溶融物,1D拡がり)^[2]

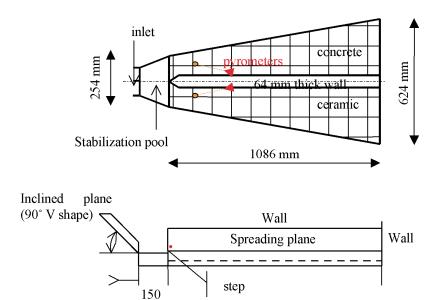


図 5 VULCANO実験装置の概要図[6]

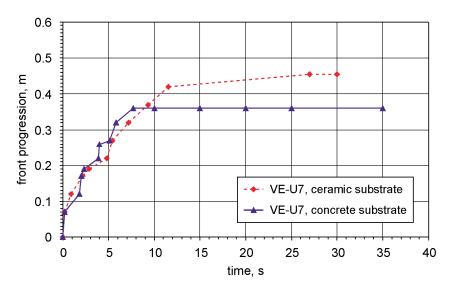


図 6 VULCANO実験の床の材質の影響[6]

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.

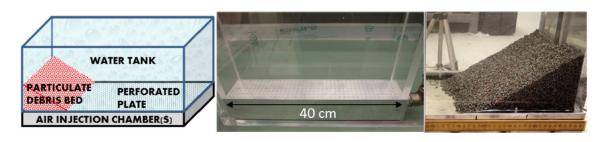
PDS実験について

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

実験装置概要図を図 1 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) P D S - C 試験 c) P D S - E 7 ~ 2 3 試験

図1 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表1に示す。

表 1	PD	S実験	における	ろパラ	メータ	設定

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

3. 実験結果

(1) PDS-E実験

実験マトリックスを表 2, 実験結果を図 2 及び図 3 に示す。PDS-E実験における気相流体速度は最大でも 0.122~m/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。

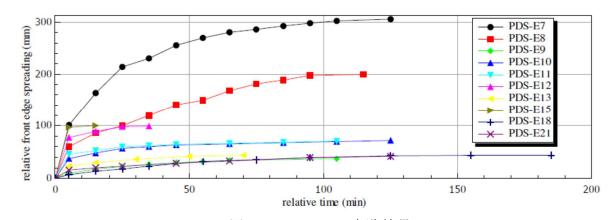


図2 PDS-E実験結果

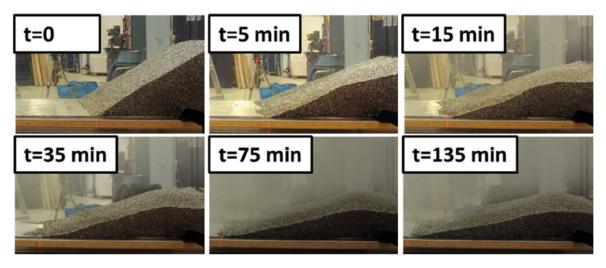


図3 PDS-E7実験結果

表2 PDS-E実験マトリックス

Test	Facility	Parti	iculate debr	is	Total air	Study	Remarks*	Relative l	
No.	Facility	Material [†]	Mass (kg)	Volume (dm³)	(L/s)	group	Kemarks*	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	В	О	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	О	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 SS spheres	160 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.

(2) PDS-C実験

実験マトリックスを表 3 に示す。 PDS-C 実験の気相流体速度は 0.34 m/s~ 2.09 m/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。

表3 PDS-C実験マトリックス

Test	Initial debris		Air injection		Water	Debris bed	Initial air
No.	bed triangle	Flow rate,	Superficial	Ratio	level	settling time	injection
	type	Q_g (liter/s)	velocity, v_{air}	$\frac{v_{air}}{u_{mf}^{air}}$	(cm)	(sec)	method
			(m/s)				
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

[†]SS=stainless steel.

(3) 結論

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

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

参考文献

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

主要解析条件(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	_
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5. 1-1979 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
初期	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
条件	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)	80m 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

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(図 1)。RPV破損時のデブリ温度が 2,000 $^{\circ}$ $^{\circ}$ C以上であるのに対し,SUS材の融点は 1,400 $^{\circ}$ C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。

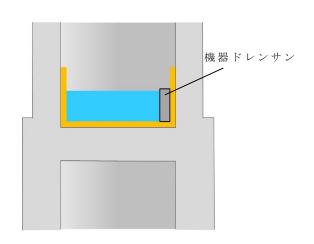


図1 機器ドレンサンプ設置イメージ

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 0.12 m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 0.11 m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 0.58 m となる(図 2)。有効性評価の結果から、R P V 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 0.34 m, L O C A 事象の場合は約 0.44 m であり、デブリの冠水は維持される。

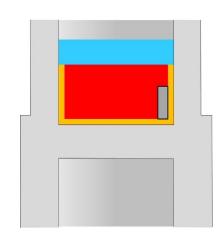


図2 機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積形状

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表1のとおりである。

	デブリとの	り接触面積			
	①機器ドレンサンプが	②機器ドレンサンプが			
	溶融した場合	健全な場合			
デブリ上のプール水	約 27 m ²	約 27 m ²			
ペデスタル側面及び					
床面					
機器ドレンサンプ					
合計	約 86 m²	約 87 m ²			

表 1 デブリとの接触面積の比較

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。

1. はじめに

東海第二発電所の溶融炉心・コンクリート相互作用及び溶融燃料ー冷却材相互作用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

図 1 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。 R P V 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I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。図 2 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

図3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,図4に評価対象部位を示す。本検討では,図3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(15 cm)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($M-\phi$ 関係)を算定する。

(2) 評価結果

図4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。

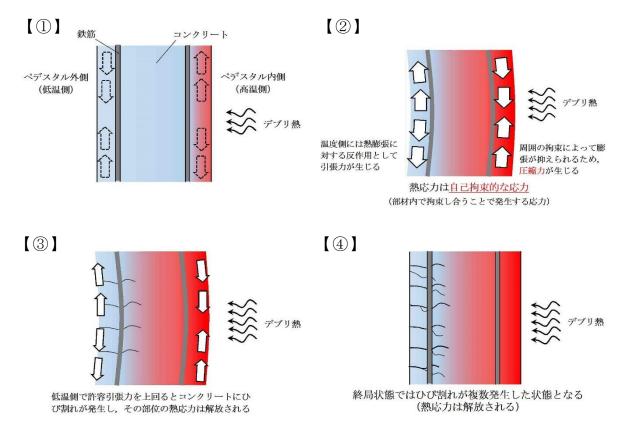


図1 熱応力が解放する原理

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 I および荷重状態 I 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。

図2 CCV規格における熱応力の扱いに関する記載

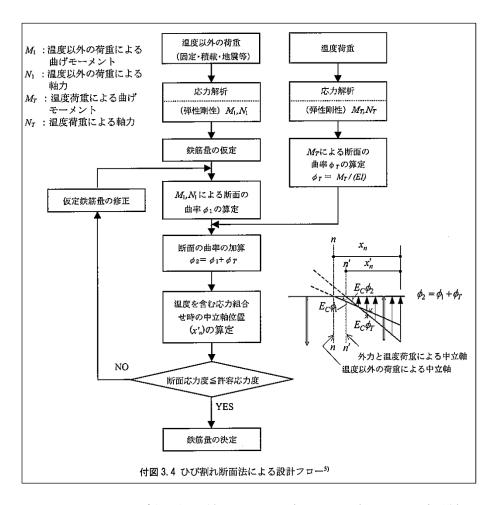


図3 ひび割れ断面法による設計フロー(RC-N規準)

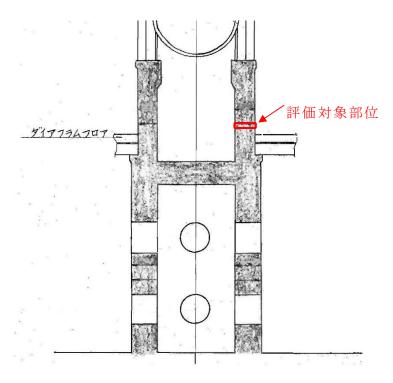


図 4 評価対象部位

補足 15-4

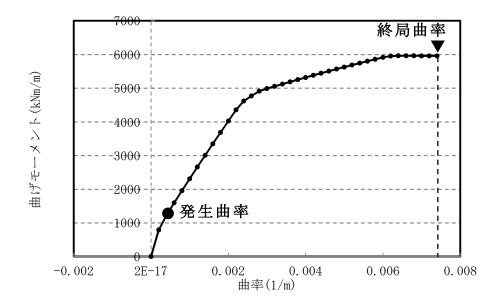


図 5 曲げモーメントー曲率関係 $(M-\phi$ 関係)

格納容器床ドレンサンプ拡大によるペデスタル内湿度への影響について

1. 概要

本書は、溶融デブリ対策として計画している格納容器 (PCV) 床ドレンサンプの改造に伴い、当該サンプからの水分蒸発量がペデスタル内環境条件に与える影響について検討結果を示すものである。

2. ドライウェル除湿系 (DHC) 系統概要及び設計条件

(1) 系統概要

本系統は、ドライウェル内ステンレス製 (SUS) 配管の大気腐食防止対策として、原子炉通常運転時にドライウェル雰囲気を低湿度に保つため、ドライウェル雰囲気の除湿を行うことを目的として設置している。

(2) 設計露点温度

PCV 内の設計露点温度は、制御棒駆動系 (CRD)配管の SUS 材の表面付着塩分による腐食防止を考慮し、ドライウェル内温度変化幅 42℃~57℃において、相対湿度を 20%以下にできるように露点温度 以下を目標として設定している。

3. ドライウェル内湿分バランスについて

ドライウェル内は、図 3-1 (左側) に示すようにサプレッションプール (以下, プール) からの水分蒸発量 G_1 と DHC 系除湿コイルでの除湿量 G_2 は等しく、PCV 内の絶対湿度条件 (露点温度) を一定に保つ設計としている。

一方、ペデスタル下部に床ドレンサンプ(以下、サンプ)を設置した場合の水分蒸発量は、図 3-1(右側)に示すようにプールの蒸発量 G_1 に加えてサンプの蒸発量 G_1 が増加することから、PCV内の絶対湿度条件(露点温度)が上昇する可能性がある。

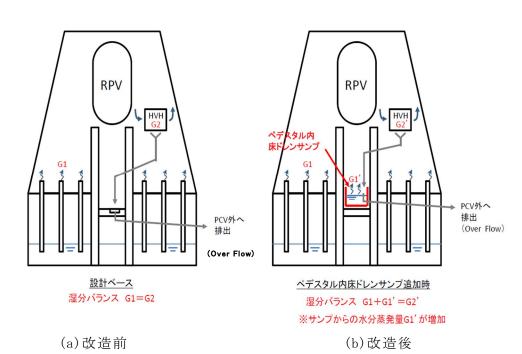


図 3-1 ドライウェル内の湿分バランス

4. 検討条件

(1) 格納容器内環境条件

PCV 内環境条件 (DB) PCV 内設計露点温度 (DP) PCV 内平衡絶対湿度

(2) DHC 系設計仕様

DHC 系冷却容量(顕熱分) DHC 系冷却容量(潜熱分) DHC 系冷却容量(合 計) DHC 系除湿風量

DHC コイル出口絶対湿度

57°C	(DB:57℃,	DP:

5. 検討結果

PCV 全体における湿分・熱バランスから平衡状態における PCV 内の環境条件について検討を実施した。

(1) PCV 内湿分バランスから求まる DHC 除湿量 G2

PCV 内では、DHC 除湿系コイルの容量が定格容量以下である限り、プール及びサンプからの水分蒸発量と DHC コイルでの除湿量が等しくなる。

 $G_1 + G_1' = G_2$

ここで,

G1:プールからの蒸発量(=

G1': サンプからの蒸発量

G2: DHC 除湿量

また、サンプからの蒸発量 G_1 'はサンプ温度 t_p をパラメータとして下式にて表される。

 $G_1' = (0.0152 \cdot u + 0.0178) \times (P_w - P_a) \times A$

 $P_{w} = 6.11 \times 10^{\{7.5 \times t_{p}/(t_{p}+237.3)\}} \times 750/1000$ (Tetens の式)

ここで、Pw:サンプ温度に等しい飽和水蒸気分圧 mmHg (計算値)

Pa: PCV 内雰囲気における水蒸気分圧 12mmHg

u :サンプ上面における風速

A :サンプ面積

 $26.9 \,\mathrm{m}^2$

よって、湿分バランスから求まる DHC 除湿量 G_{2-1} は、サンプ温度 t_p をパラメータとして (1) 式で表される

 $G_{2-1} = G_1 + (0.0152 \cdot u + 0.0178) \times (6.11 \times 10^{\{7.5 \times t_p / (t_p + 237.3)\}} \times 750 / 1000 - P_a) \times A \cdot \cdot \cdot \cdot (1)$

(2)	サンプにおける熱バランスから求まる DHC 除湿量G ₂	
	PCV 雰囲気からサンプへの入熱量 q 1 及びサンプに流入する	DHC
O.	総和は、平衡するサンプ温度において零となる。	

q 1+ q 2=0 q 1= A·α·(t 0- t p) q 2= G 2·C p·(t d- t p) ここで, α: サンプ上面の熱伝達率 t 0: P C V 内温度 C p: 水の定圧比熱 t d: DHC ドレン水温

57℃

1kcal/(kg·℃)

(DHC コイル出口空気条件の 露点温度)

ドレンの除熱量q2

よって, 熱バランスから求められる DHC 除熱量 G_{2-2} は, サンプ水温 t_p をパラメータとして(2)式で表される。

 $G_{2-2} = A \cdot \alpha \cdot (t_0 - t_p) / \{C_p \cdot (t_p - t_d)\} \quad \cdots \quad (2)$

(3) サンプ温度及び DHC 除湿量G2の算出

前述の湿分及び熱バランスから求まる DHC 除湿量の関係は図 5-1 に示すようにサンプ温度の上昇に伴い、異なる傾向を示すことから、双方の除湿量が等しくなる点を平衡するサンプ温度として算出することができる。

上記評価で得られた平衡するサンプ温度及び DHC 除湿量G2を以下に示す。 平衡サンプ温度・

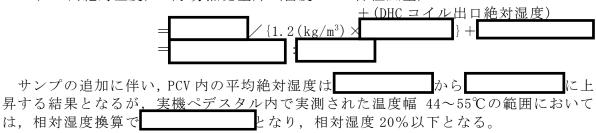
平衡サンフ温度 DHC 除湿量G2	(蒸発水分量G1:		G1':)
		_	_	

図 5-1 サンプ水温と DHC 除湿量の関係

(4) PCV 内環境条件

前述の DHC 除湿量及び除湿風量から、PCV 内の絶対湿度を算出した結果を以下に示す。

(PCV 内絶対湿度) = (水分蒸発量) / (密度×DHC 除湿風量)



6. まとめ

サンプの追加に伴い、PCV内の平均絶対湿度は上昇するものの、実機ペデスタル内で実測された温度の範囲においては、目標の相対湿度以下となることを確認した。

一以 上一