

3号機圧力抑制室水位にかかる検討

※本資料は、添付資料2における検討課題リスト「3号機-8」に挙げられる格納容器ベント、「3号機-9」に挙げられる圧力容器からの気相漏えい、「3号機-10」に挙げられる格納容器からの気相漏えい、水素爆発といった13日9:00頃の原子炉減圧以降の事故進展の理解に繋がるとして、株式会社テプコシステムズにより提案、検討された内容を基に作成したものである。

1. はじめに

図1に示すように、3号機では3月11日17:15から3月12日20:00にかけて、S/C水位の実測値が運転員により採取されているが、それ以降は実測値が得られていない[1]。

最後の実測値が得られた3月12日20:00の時点では、S/Cの圧力を低下させるために実施したDDFPによる代替S/Cスプレイ、及び、炉心の冷却のために実施したHPCIの作動を継続していたことから、それ以降もS/CにはS/Cスプレイ水、及びHPCIタービンを駆動させるために原子炉から抽気された水蒸気が継続的に流入していたものと考えられる。これらはS/C水位をさらに上昇させる要因となる。一方、S/Cプール（S/C液相部）水温の低下や、格納容器からの気相漏えいの可能性も否定できず、これらはS/C水位を低下させる要因となりうる。

S/C水位は、13日9:00頃の原子炉減圧以降の事故進展や、圧力容器損傷後の燃料デブリの冷却への寄与の有無を推定する上で重要な情報である。そこで、3月13日9時頃のS/Cベント（以降、「第一回ベント」という）開始時のS/C水位に着目し、得られているプラントパラメータ（S/C水位、格納容器圧力）に基づいて第一回ベント開始時のS/C水位を推定した（2章）。また、推定したS/C水位に基づいてプラントパラメータを説明する事故進展シナリオを推定し、他の観測事実との整合性について考察した（3章）。

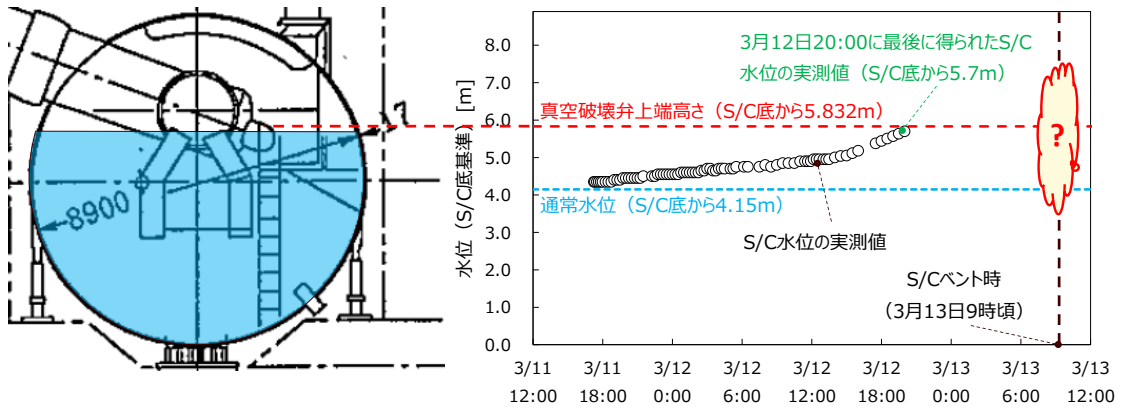


図1 3号機の S/C 水位の実測値

2 第一回ベント時の S/C 水位の推定

2. 1 S/C 水位に関連する事故進展シナリオの推定

S/C 水位の評価の前段として、プラントパラメータに基づいて S/C 水位に関連する事故進展シナリオを推定する。D/W と S/C の圧力の実測値、及び両者の圧力差を図 2 に示す。

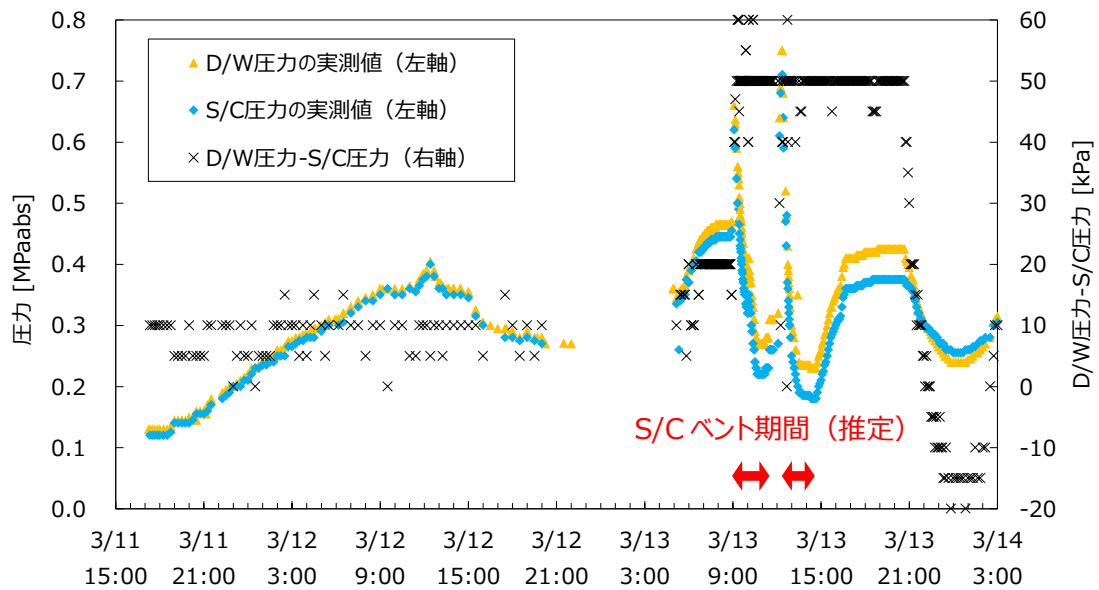


図2 D/W と S/C の圧力の実測値、及び両者の圧力差

図 2 に基づき、S/C 水位の推定に関連する事項として下記の 3 点を推定した。

- 推定1：D/W 及び／又は S/C の圧力計の表示にずれが生じており、その結果、両者の圧力差は過大に表示されていた。

図2より、3月11日17:20から3月12日20:00まで、D/W 圧力は S/C 圧力よりも0~15kPa の範囲で高い値が測定されている。一方、添付資料3-7に示すように、この期間中の格納容器圧力が上昇している期間においては、S/C 側に温度成層化による圧力上昇の要因があったと推定しており、そうであれば D/W 圧力は S/C 圧力よりもわずかに低くなるはずである。したがって、D/W 及び／又は S/C の圧力計の表示にずれが生じており、その結果、両者の圧力差（D/W 圧力-S/C 圧力）は過大に表示されていたものと推定した。

- 推定2：第一回ベント開始時から3月13日20:40まで、ベント管内の水位はダウンカマ下端まで押し下げられていた。

第一回ベント開始時の前後で、D/W と S/C の圧力差が20kPa から50kPa に増加している。図3に示すように、S/C ベントによって S/C 側の圧力が低下すると、D/W 内の気体が S/C に引き込まれ、ベント管内の水位がダウンカマ下端まで低下する（以降「ベントクリア」という）と考えられる。これによりベント管内と S/C の水位差が拡大したことによって、圧力差が拡大したものと考えられる。また、推定1に述べたように、D/W と S/C の圧力差は過大に表示されていた可能性があることを踏まえると、図3のベント管内と S/C の水位差による水頭差に対し、D/W と S/C の圧力差の過大表示幅を加えたものが、実測値の圧力差50kPa になっていたと考えられる。

第一回ベント開始時以降の D/W と S/C の圧力差は、多少の変化はあるものの、3月13日20:40まで50kPa でほぼ一定値を示している。D/W と S/C の圧力差が変化していないことから、この期間にはベント管内の水位と S/C 水位の関係が大きく変化していないと考えられる。すなわち、第一回ベント開始時からベントクリア状態が継続していると考えられる。

なお、この期間に S/C ベントの継続の有無にかかわらずベントクリア状態が継続していることは、圧力容器から D/W への気相漏えいなど、D/W 側に圧力上昇の要因があったと考えることで定性的に理解できる。

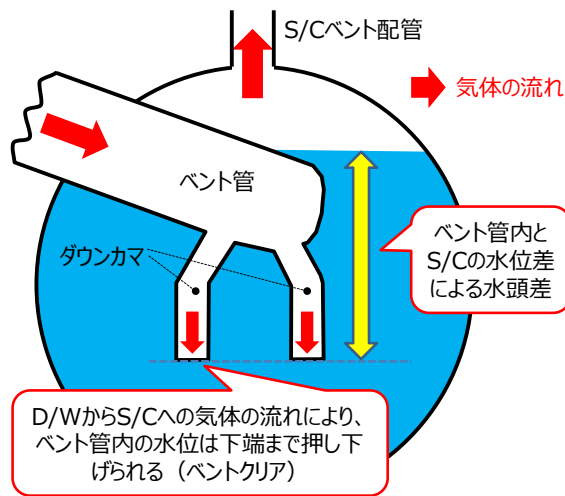


図3 S/C ベント以降のベント管と S/C の水位の状態の推定

- ・ 推定3：3月13日20:40時点のS/C水位は真空破壊弁高さ以上であった。20:40以降のD/WとS/Cの圧力の逆転している期間は、D/W側の減圧に伴ってS/C側の水がD/W側に吸い上げられていた。

3月13日20:40から3月14日0:00にかけて格納容器圧力が低下し、その過程でD/W圧力がS/C圧力よりも低くなっている（表1参照）。D/W圧力の低下幅が相対的に大きいことから、D/W側に原子炉建屋への漏えいなどの圧力低下の要因があったものと考えられる。また、この期間のD/WとS/Cの圧力差は50kPaから-15kPaまで変化していることから、ベント管内の水位とS/C水位の関係が、水頭にして65kPa分（仮に水密度を950kg/m³とすると約7m分）変化したことになる。

このとき、S/C水位が真空破壊弁高さよりも低かったとすると、D/W圧力がS/C圧力よりも数kPa程度低くなると真空破壊弁が開き、S/CとD/Wは均圧されるため、基本的にD/W圧力がS/C圧力よりも15kPaも低くなることはなく、実測値の傾向と整合しない（推定1に基づきD/W圧力-S/C圧力が過大に表示されていたとすれば、実際の差圧はさらに大きかったことになる）。また、その場合のベント管内の水位の上昇は、最大でもベント管ダウンカマ下端（S/C底から2.875m）から真空破壊弁上端（S/C底から5.832m）までの3m弱の上昇に留まり、その水量に対応するS/C水位の低下は0.2m以内となることから、65kPa分の水頭差の変化を説明できない。

一方、S/C水位が高く、真空破壊弁が水没していたとすると、D/W側が減圧しても、S/C側からD/W側に気体が流れなくなり、両者が均圧されないため、D/W圧力が真空破壊弁の作動設定圧をこえてS/C圧力よりも低く

なる状況が起こり得る。また、D/W 側の減圧によって S/C 側の水が D/W 側に吸い上げられ、ベント管内の水位が大きく上昇したと考えることで、65kPa 分の水頭差の変化を解釈することが可能となる。なお、S/C の減圧は、このように S/C 側の水が D/W 側に吸い上げられ、その分 S/C 水位が低下することによって、S/C の空間体積が増え、体積膨張によって圧力が低下したという解釈が可能である。

表 1 3月13日 20:40 及び 3月14日 0:00 の格納容器圧力の実測値

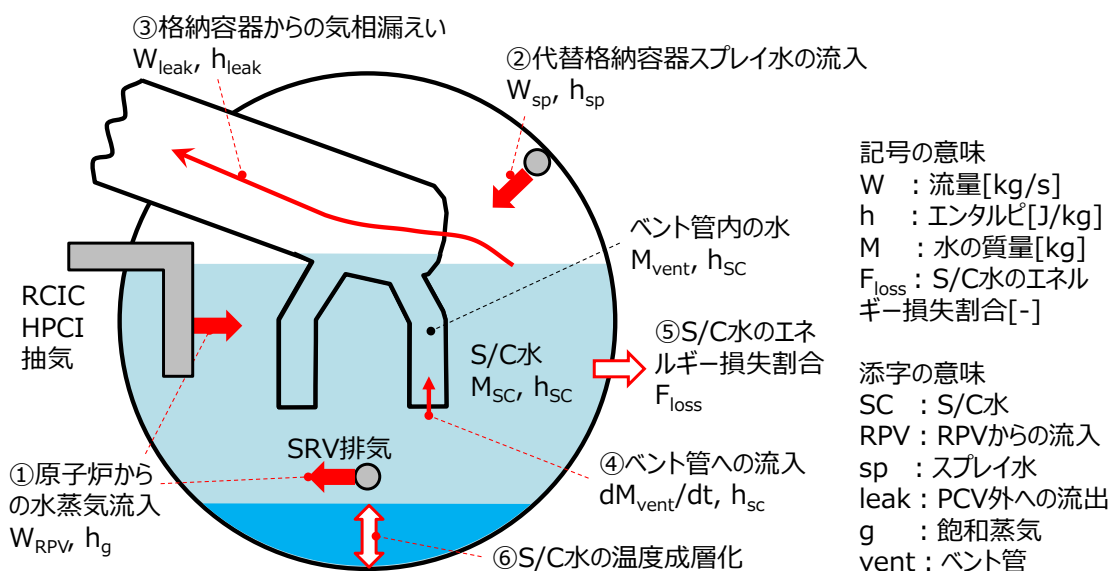
時刻	D/W 圧力	S/C 圧力
3/13 20:40	425kPa[abs]	375kPa[abs]
3/14 0:00	240kPa[abs]	255kPa[abs]

2. 2 S/C 水位の実測値に基づく評価

図1に示した3月12日20:00までのS/Cプール水位の実測値に基づき、崩壊熱によって発生した蒸気流入量、及び格納容器スプレイの注水量の想定を考慮して、第一回ベント時までのS/C水位挙動を評価する。

2. 2. 1 評価手法

地震発生時から第一回ベント時までのS/Cプール水の質量・エネルギーの収支に基づき、S/C水位挙動を評価した。評価手法の概要を図4に示す。また、図4において考慮する①～⑥の設定方法などの評価手法の詳細を以下に示す。



$$\text{質量収支の式: } \frac{dM_{SC}}{dt} = W_{RPV} + W_{sp} - W_{leak} - \frac{dM_{vent}}{dt}$$

$$\text{エネルギー収支の式: } \frac{dM_{SC}h_{SC}}{dt} = (W_{RPV}h_g + W_{sp}h_{sp})(1 - F_{loss}) - W_{leak}h_{leak} - \frac{dM_{vent}h_{sc}}{dt}$$

図4 評価モデルの概要

①原子炉からの水蒸気の流入

原子炉水位が燃料有効長上端 (TAF) まで低下するまでは、崩壊熱の全てが炉水の蒸発に寄与するため、その分の水蒸気が RCIC/HPCI の抽気、又は SRV 排気を通じて S/C 水に流入するものとした。原子炉水位の TAF 到達時刻は、既往の MAAP 解析 (添付資料 3 参照)、及び BSAF プロジェクトにおける種々のシビアアクシデント解析コードによる解析結果[2]を踏まえ、3月13

日 2:30 と仮定した。

原子炉水位が TAF に到達して以降は、添付資料 3-9 にて、3 月 13 日 8:55 時点の原子炉水位は燃料有効長下端 (BAF) 近傍と推定していることから、TAF 到達を仮定した 3 月 13 日 2:30 から 9:00 の間に、炉心部 (BAF 以上 TAF 以下) に存在する水、及び炉心シュラウド外のジェットポンプ上端以上 TAF 以下の水が蒸発し、S/C プールに流出するものとした。なお、流出する期間は、原子炉圧力が上昇し、SRV の作動を思わせる圧力の振動が生じ始めた 3 月 13 日 4:30 から 9:00 までの 4 時間半とした。

②スプレイ水の流入

一回目の代替 S/C スプレイ開始時刻とスプレイ流量は、それぞれ S/C 水位の実測値の上昇が速くなった時刻と、その上昇速度を再現する流量とした。

一回目の代替 S/C スプレイの終了時刻については、3 月 13 日 3:05 に原子炉代替注水ラインへの切り替え完了が中央制御室に伝達されているが、正確な停止時刻は不明であり、注水先の切替とは別の要因によってスプレイ水が入らなくなっていた可能性も完全には否定できないため、スプレイ終了時刻による S/C 水位への影響を考慮できるようにした。

また、3 月 13 日 7:39 から開始された代替 D/W スプレイは、D/W 床部分に水が溜まるとベント管を通じて S/C 側に流れ込む可能性が考えられるため、S/C 側への流れ込みの有無による S/C 水位への影響を考慮できるようにした。

③格納容器からの気相漏えい

第一回ベント時までの格納容器圧力は、3 月 12 日 12:25 までに 405kPa[abs]まで上昇し、その後少し低下して、3 月 13 日 5 時頃から 8:55 にかけて 470kPa[abs]まで上昇している。これらはいずれも格納容器の設計圧力以下ではあるものの、格納容器からの気相漏えいが生じていた可能性を完全には否定できないため、格納容器からの気相漏えいによる S/C 水位への影響を考慮できるようにした。

④ベント管への流入

S/C 水位の評価値と D/W-S/C 間の圧力差とに基づいて、ベント管の水位、及び S/C からベント管への流入量を評価した。D/W-S/C 間の圧力差は、実測値に基づく D/W-S/C 間の圧力差から、評価の過程で求まる圧力差の過大表示幅を除いて求めた。

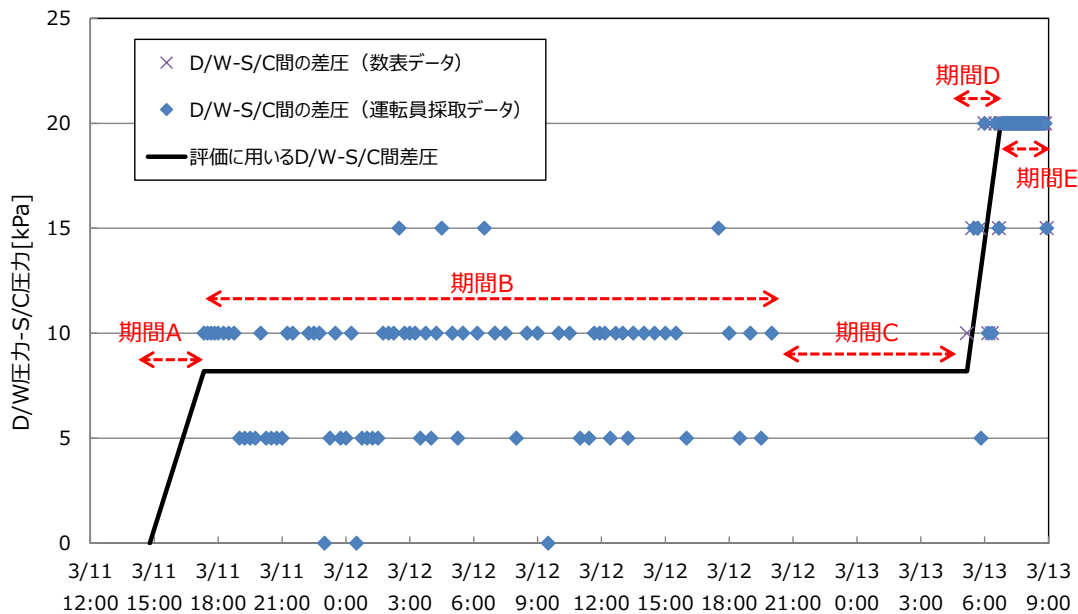


図5 D/W-S/C間の圧力差（実測値）と評価に用いる圧力差

D/W-S/C間の圧力差について、実測値は5kPa単位で値が頻繁に変化しているところ、評価上用いる値としては、図5の期間A～Eについてそれぞれ以下の通り仮定した。

- ・ 期間A（3月11日17:20まで）はD/WとS/Cの圧力差が得られていないため、圧力差がないと想定される地震発生時の状態から期間Bの圧力差の平均値まで線形に増加していることを仮定した。
- ・ 期間B（3月11日17:20から3月12日20:00まで）では圧力差が0～15kPaの間でばらついている。0kPa及び15kPaの圧力差が数点得られており、この原因は不明であるが、それ以外の圧力差は5kPaか10kPaである。測定値が5kPa刻みであることも踏まえると、この期間の大半は、圧力差は5kPaと10kPaの中間的な値であったと考えられる。また、期間を通じてばらつきの傾向は大きく変化していないことから、この期間の圧力差を平均した値（8.2kPa）を実測値に基づく圧力差として仮定した。
- ・ 期間C（3月12日20:00から3月13日5:10まで）は圧力差が得られていないが、図5でデータが得られている点の傾向を踏まえ、期間Bの圧力差の傾向がそのまま継続したものと仮定した。
- ・ 期間D（3月13日5:10から3月13日6:40まで）は圧力差が5kPa～20kPaの間でばらついている。全体として圧力差は上昇傾向であり、後の期間Eは圧力差がほぼ20kPaで一定となっている。これらを踏まえ、期

間 C の圧力差の平均値 8.2kPa から、期間 E の圧力差 20kPa まで線形に増加していることを仮定した。

- ・ 期間 E (3月13日 6:40 から 8:55 まで) の圧力差は、8:55 の一点のみ 15kPa となっていることを除いては 20kPa で一定であるため、期間 E の圧力差として 20kPa を仮定した。

⑤S/C 水のエネルギー損失割合

S/C 水に外部からエネルギーが流入する①と②の項目について、S/C 水のエネルギー損失（流入エネルギーのうちトラス室への放熱、及び S/C 気相部への放熱によって失われる割合）による S/C 水位への影響を考慮できるようにした。なお、2号機ではトラス室が浸水していたことで S/C 壁面からの冷却が促進されたものと推定しており（添付資料 2-2）、3号機でも同様の状況にあった可能性は考えられるものの、3号機における事故対応の記録の中で、トラス室が浸水していたことを裏付けるような情報（たとえばトラス室内が湯気で満たされているなど）がないため、考慮していない。

⑥S/C 水の温度成層化

添付資料 3-7 に示したように、当該の時間帯には S/C の温度成層化が生じていた可能性がある。これによる S/C 水位への影響を考慮するため、S/C プールを高温と低温の上下 2 領域に分け、その境界高さ（温度成層化境界高さ）の影響を考慮できるようにした。その際、当該高さ以下の水は温度変化せず、当該高さ以上の水がエネルギーの流入により一様に温度上昇することを仮定した。

2. 2. 2 評価上の仮定

・ 圧力差の過大表示幅

圧力差の過大表示幅は、S/C 水位の評価の過程で、S/C ベント開始後のベント管水位（2. 1 の推定 2 にてダウンカメラ下端と推定）と S/C 水位との水頭差が、実測値の圧力差 50kPa とどの程度ずれているかが分かるため、これを圧力差の過大表示幅と見なした。

この圧力差の過大表示幅については、もともとそのような状態にあったのか、地震や津波の影響によるものか、明確ではない。この評価では、地震発生時をゼロとして、実測値が得られ始めた 3月11日 17時10分まで線形に増加し、以降は一定であったと仮定した。

また、この評価では、格納容器圧力の実測値が得られ始めて以降、D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅は変化していないと仮定している。使用されていた格

納容器の圧力計は、雰囲気温度、放射線、湿度などの影響を受け、計器の誤差が拡大し得るが、これらの値が大きく変化したであろう S/C ベント以降の D/W-S/C 間の圧力差が、13 日 20:40 までほぼ一定値を示していることから、着目している期間中（～14 日 0:00）には、圧力計の誤差は大きく拡大していないと考えた。

・ S/C 水位計の指示値と実水位とのずれの考慮

S/C 水位計は、S/C 水中と S/C 気相部から取り出された配管を同一の差圧計に接続し、両者の差圧を水位に変換して指示値として出力するものである。評価において S/C 水位の実測値と比較する評価値は、S/C 水位の評価値そのものではなく、それを S/C 水位計の指示値に変換した値とする必要がある。これは、S/C 水位計の指示値は S/C 温度（S/C 温度が変化することで S/C 水の密度が変化するため、圧力計で測定する値と実際の水位とにずれが生じる）及び水位計配管内の水温によって実水位とのずれが生じるためである。このうち S/C 温度の挙動については評価によって求まるが、水位計配管内の水温の挙動については評価が困難であるため、評価条件における感度パラメータの一つとして、影響を考慮できるようにした。

・ S/C 水位の実測値の信頼性

3 月 12 日 12:00 頃までは、原子炉内で崩壊熱により発生した水蒸気の S/C への流入を考慮することにより、S/C 水位計の指示値を良好に再現できることを確認した。このことは、この期間の S/C 水位の実測値も、ある程度信頼できることを示していると考えられる。

また、前述のとおり S/C 水位計は、S/C 水中と S/C 気相部から取り出された配管を同一の差圧計に接続し、両者の差圧を水位に変換して指示値として出力するものである。このことを踏まえると、DDFP を起動した 3 月 12 日 12:00 頃以降も、計器の信頼性が低下するような特段の要因は見当たらない。

以上より、この評価では S/C 水位の実測値を信頼できると仮定した。

2. 2. 3 評価条件

評価条件を表 2 に示す。基本ケースでは、代替 D/W スプレイの S/C への流入は無し、一回目の代替 S/C スプレイの終了時刻は原子炉代替注水ラインへの切り替え完了が中央制御室に伝達された時刻、格納容器の気相漏えいは無し、S/C 水のエネルギー損失は無し、温度成層化は非考慮、水位計配管水温は S/C 温度上昇の影響で線形に上昇したものとした。

感度ケースとして、基本ケースから特定のパラメータのみを変更した評価ケ

ースを複数実施した（表中の(i)～(vi)に対応）。感度ケース 1 は、S/C 水位の実測値が得られなくなって以降も、代替 S/C スプレーが操作実績通りに作動し、さらに代替 D/W スプレー注水分が全て S/C 側に流入したことを仮定したケースであり、S/C へのスプレー注水量を多めに見積もったケースと位置付けられる。一方、感度ケース 2 はベント管水位が S/C 水位よりも真空破壊弁の作動差圧に対応する水位差（約 35cm）以上高くない範囲で最も短いスプレー時間を仮定したケースであり、S/C へのスプレー注水量を少なめに見積もったケースと位置付けられる。感度ケース 3～6 は、スプレー注水量以外の要素の不確かさの影響を確認するものである。

感度ケース 1：表 2 の(i)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 2：表 2 の(ii)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 3：表 2 の(iii)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 4：表 2 の(iv)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 5：表 2 の(v)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 6：表 2 の(vi)の条件のみ「設定（感度ケース）」に変更したもの

感度ケース 1～6 の評価をふまえ、結果に影響するパラメータを特定し、ベント開始時における S/C 水位の評価値を見積もった。

表 2 評価条件

項目	設定 (基本ケース)	設定 (感度ケース)	設定根拠
S/C・ベント管初期水位	S/C 底から 4.15m	同左	チャート
S/C 初期水温	21℃	同左	チャート
RCIC/HPCI/代替 S/C スプレー注水温度	10℃	同左	注記 1
代替 D/W スプレーの S/C への流入	なし	(i)全て流入	注記 2
一回目の代替 S/C ス プレーの終了時刻	3 月 13 日 3:05	(ii)3 月 12 日 22:00	注記 3
格納容器気相漏えい 率	漏えいなし	(iii)100%/day	仮定

S/C 水のエネルギー損失割合	損失なし ($F_{loss}=0$)	(iv)入熱の 20%が 損失 ($F_{loss}=0.2$)	仮定
温度成層化境界高さ	温度成層化なし	(v)S/C 底から 1.6m	注記 4
水位計配管水温	21°C⇒50°C	(vi)21°Cで一定	注記 5

注記 1 : RCIC/HPCI の水源である復水貯蔵タンク、及び代替 S/C スプレイの水源であるろ過水タンクはいずれも屋外にあるため、外気温相当を想定。

注記 2 : 代替 D/W スプレイの流量については、代替 S/C スプレイとほぼ同等の流量を仮定した。一方、代替 D/W スプレイ実施期間中の D/W 圧力は上昇傾向であることから、実際のスプレイ流量はより少なかった可能性もある。その意味でも感度ケース 1 はスプレイ流量を多めに、ひいては S/C の水位を高め評価するケースと位置付けられる。

注記 3 : 真空破壊弁が水没していなければ、ベント管水位は真空破壊弁の作動差圧 (0.035kg/cm^2) 分の水頭 (約 35cm) 以上は S/C 水位よりも高くないため、感度ケースではそうなる範囲で最も早いスプレイ終了時刻を設定。

注記 4 : S/C 圧力にピークがみられる 3 月 12 日 12:25 時点で、S/C 水面温度が当該圧力の飽和温度となるような温度成層化高さを感度ケースに設定。

注記 5 : 初期温度は S/C 水温と同程度と想定。3 月 13 日 7:40 時点で運転員がトーラス室に入室できている状況から、この頃のトーラス室の気温は 50°C 程度以下と想定し、基本ケースでは 3 月 13 日 9 時まで 50°C まで線形に上昇していたことを想定。水温が変わらなかった場合を感度ケースに設定。

2. 2. 4 評価結果

評価結果の概要を表 3 に、個別の評価ケースの結果を図 6～図 12 に示す。

評価の過程で、S/C 水位計の指示値の実測値と計算値が整合するように、代替 S/C スプレイの流入開始時刻、及びスプレイ流量 (スプレイ配管の圧力損失) を決定している。また、第一回ベント以降の D/W と S/C の圧力差の実測値 50kPa と整合するように、D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅を決定している。これらの値についても表中に記載している。

第一回ベント開始時の S/C 水位は 6.84～7.43m となり、真空破壊弁上端よりも 1m 以上高くなった。評価の過程で求める値のうち、代替 S/C スプレイ

の流入開始時刻は3月12日13:30~14:00となった（スプレイの流入開始時刻をDDFPの起動時刻より遅くする必要があった理由については、2.2.5（2）にて後述）。代替S/Cスプレイ流量の最大値は100 m³/h前後となった。D/W-S/C間圧力差の過大表示幅は5.9kPa~11.7kPaとなり、いずれも実際の圧力差は実測値よりも小さかったとの結果となった。これらの評価結果の妥当性については2.2.5にて考察する。

全評価ケース中で、S/C水位が最も高くなったのは感度ケース1、最も低くなったのは感度ケース2であり、両者の違いはスプレイ注水量のみである。スプレイ以外のパラメータの感度を評価した感度ケース3~6では、S/C水位に基本ケースとの大きな差異は見られないことから、スプレイ注水量がS/C水位の評価結果の支配要因と考えられる。したがって、スプレイ注水量を少なめ／多めに見積もった感度ケース2と感度ケース1の結果の幅（6.84m~7.43m）を、この評価における第一回ベント時のS/C水位の幅とする。また、S/C水位によって決まるD/W-S/C間の圧力差の過大表示幅の範囲も、これに対応した5.9kPa~11.7kPaとする。

表3 評価結果の概要

評価ケース	評価結果	評価の過程で求める値		
	第一回ベント開始時のS/C水位 (真空破壊弁上端からの高さ)	代替S/Cスプレイの流入開始時刻	代替S/Cスプレイ流量の最大値	D/W-S/C間圧力差の過大表示幅
基本	7.32m (1.49m)	3月12日14:00	95.2m ³ /h	6.9kPa
感度1	7.43m (1.60m)	3月12日14:00	93.8 m ³ /h	5.9kPa
感度2	6.84m (1.02m)	3月12日14:00	106.7m ³ /h	11.7kPa
感度3	7.32m (1.49m)	3月12日14:00	96.6m ³ /h	6.9kPa
感度4	7.28m (1.45m)	3月12日14:00	98.9m ³ /h	6.7kPa
感度5	7.35m (1.52m)	3月12日14:00	95.2m ³ /h	7.2kPa
感度6	7.36m (1.53m)	3月12日13:30	93.8m ³ /h	6.6kPa

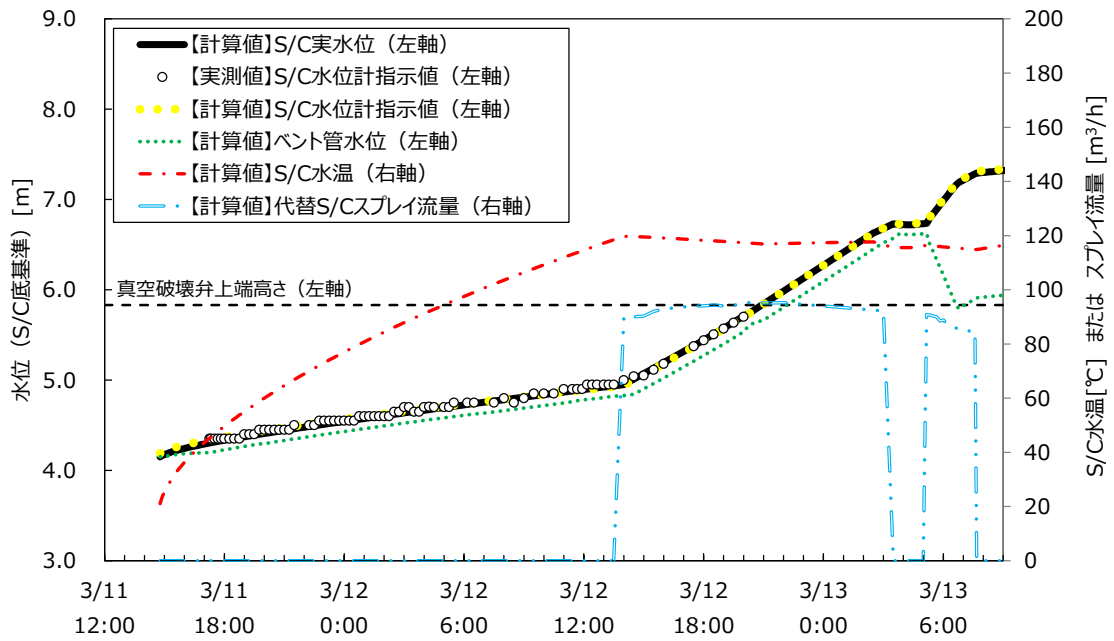


図6 評価結果 (基本ケース)

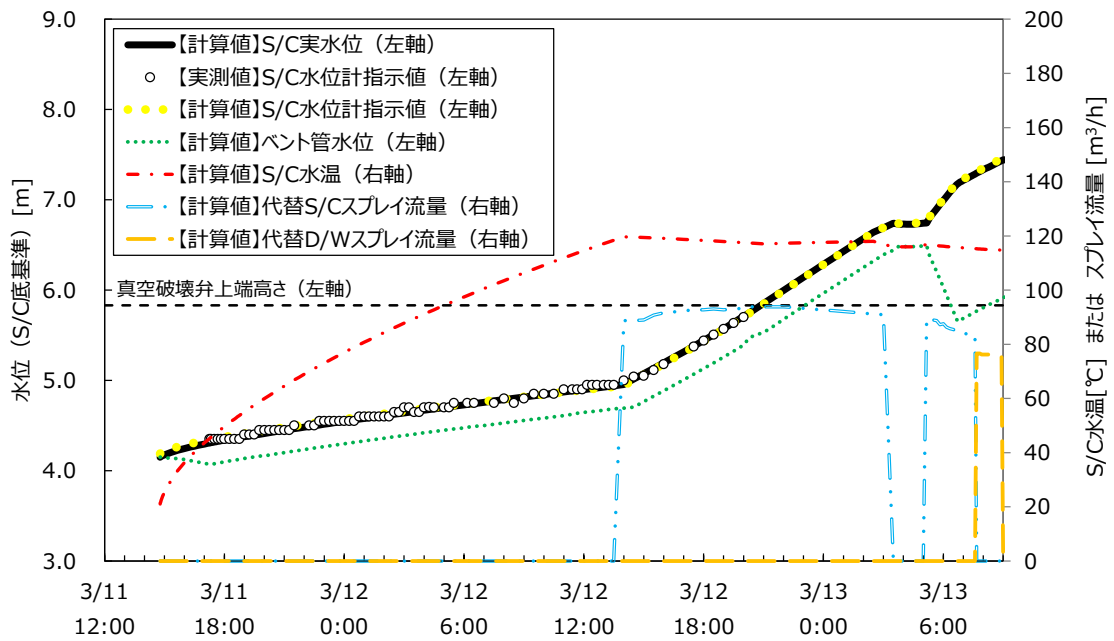


図7 評価結果 (感度ケース1 : 代替 D/W スプレイの S/C への流入を仮定)

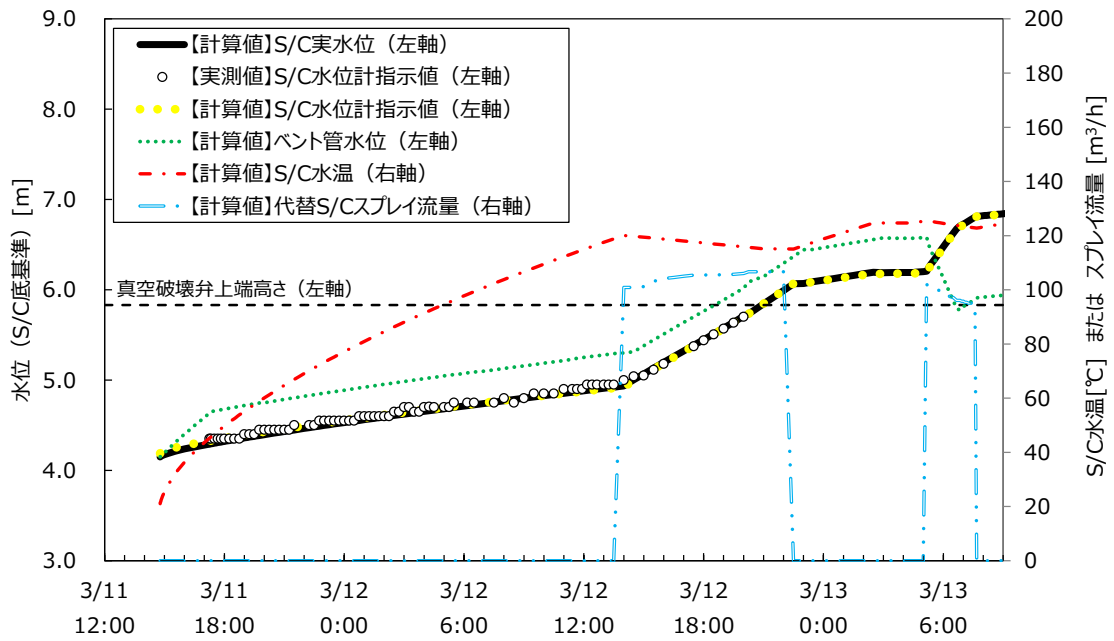


図8 評価結果（感度ケース2：代替スプレー終了時刻：3月12日22:00）

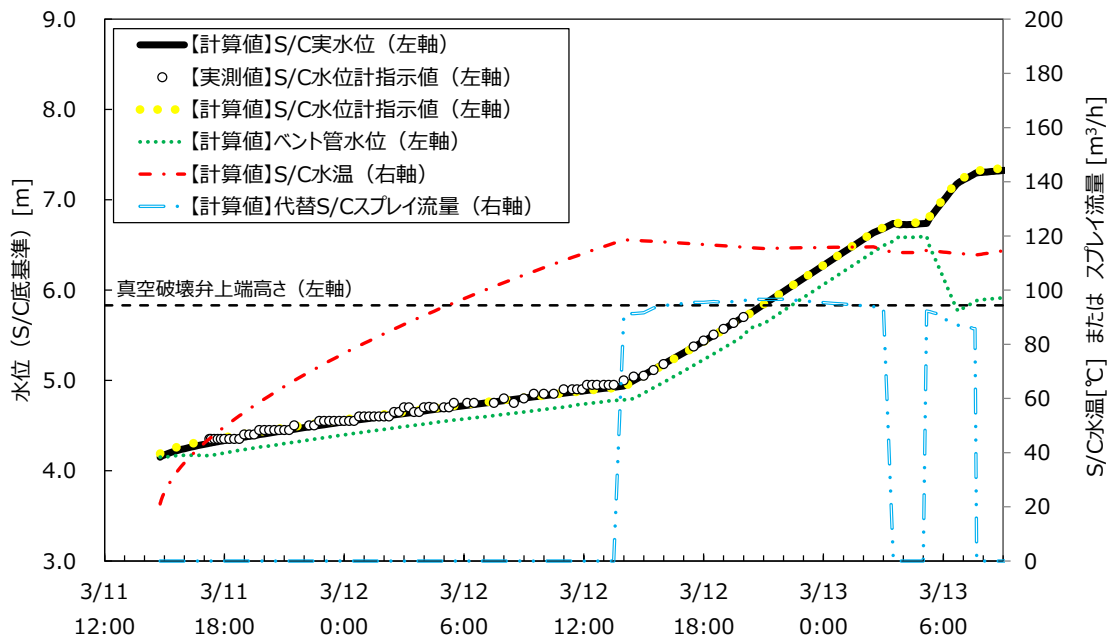


図9 評価結果（感度ケース3：格納容器からの気相漏えいを考慮）

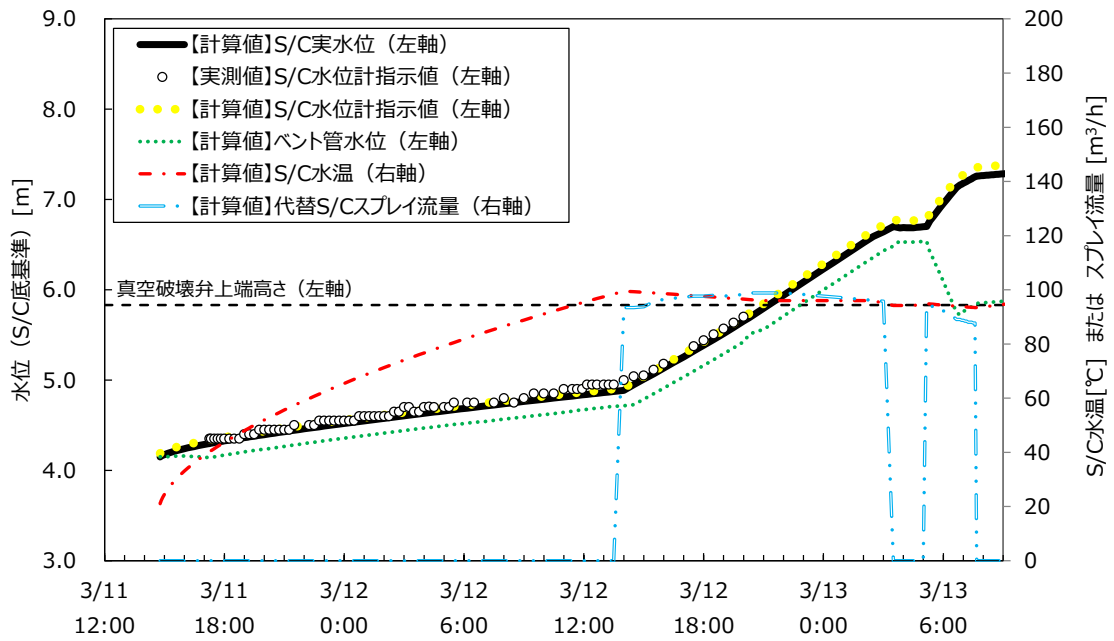


図 1 0 評価結果 (感度ケース 4 : S/C 水のエネルギー損失を考慮)

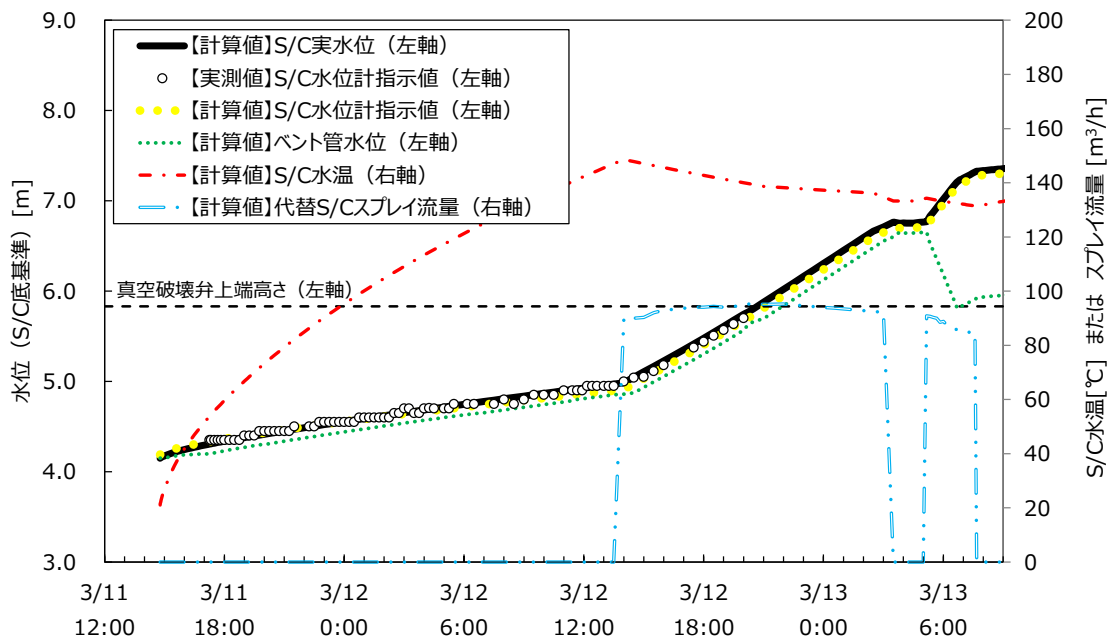


図 1 1 評価結果 (感度ケース 5 : S/C 温度成層化を考慮)

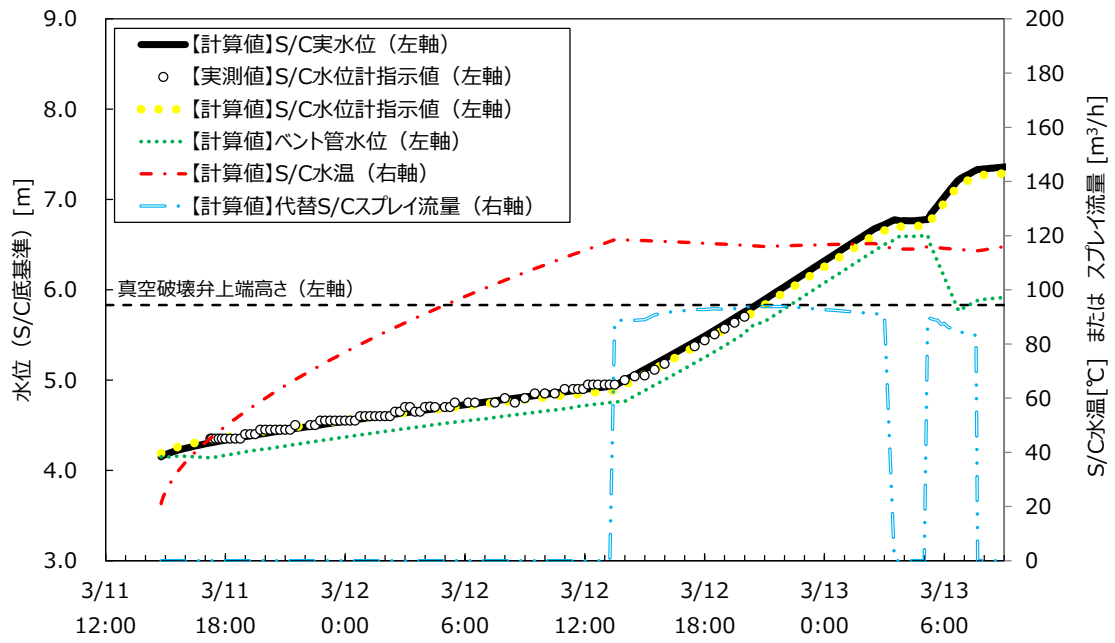


図 1 2 評価結果 (感度ケース 6 : 水位計配管の水温変化を考慮)

2. 2. 5 評価結果の考察

2. 2. 4に示した評価結果の妥当性について考察する。

(1) S/C 水位が真空破壊弁上端高さを超えてからのベント管水位について
この評価では、S/C 水位が真空破壊弁上端高さを超える前後でベント管水位と S/C 水位の関係が変化していない。3月12日 20:00 から3月13日 5:00 頃まで D/W と S/C の圧力差が得られていないため、それまでの圧力差の傾向を図5に示したように外挿した結果、評価上このような傾向となっている。一方、真空破壊弁が水没すると、D/W と S/C を均圧する機能は失われるため、D/W 側の圧力が相対的に高くなればベント管水位は下がり、S/C 側の圧力が相対的に高くなればベント管水位は上がることになるが、圧力差が得られていないため、この期間のベント管水位の挙動は不明である。したがってこの評価ではこの期間のベント管水位の傾向をトレースできていない可能性はある。ただし、S/C への注水量自体は S/C 水位の実測値から推定しており、ベント管と S/C を含めた水の総量の推定は、この期間のベント管水位の挙動に左右されるものではない。3月13日 5:00 頃以降は再び D/W-S/C 間の圧力差が得られており、途中で水がどの程度ベント管内にあったか、つまり途中で S/C 水位がどこにあったかについて、最終的に求めたい S/C ベント開始時の S/C 水位の評価結果に大きな影響を与えるものではない。

(2) 代替 S/C スプレイ流入開始時刻が DDFP 起動時刻よりも遅い点について

評価において、S/C 水位の実測値を再現するためには、代替 S/C スプレイの流入開始時刻を DDFP 起動時刻である 12:06 よりも 1.5~2 時間程度遅くする必要があった。この原因は明らかではないが、運転員が採取した S/C 水位 [1] は DDFP 起動後の 12:10 から 13:30 まで一定値 (S/C 底から 4.95m) を示しており、その後の S/C 水位の上昇速度から推定される程度の注水が S/C プールに蓄積していたとすると、水位が一定となる傾向を説明できない。

また、格納容器圧力 [1] は DDFP 起動直後の 12:10 には D/W 圧力 390kPa[abs]、S/C 圧力 380kPa[abs]であったところ、次の実測値が得られた 12:25 には D/W 圧力 405kPa[abs]、S/C 圧力 400kPa[abs]に上昇している。時間の変化に伴い違う圧力データが採取されているため S/C 水位のデータもその時刻における水位として実際に一定であった可能性が高いと考えられる。

さらに、DDFP の起動にあわせて直ちに S/C スプレイが流入していれば、格納容器圧力は低下するものと考えられるが、実測値の傾向は異なっている。

これらの観測事実から、何らかの要因により代替 S/C スプレイの流入開始

時刻が DDFP 起動時刻よりも後であった可能性が考えられる。

なお、その次に格納容器圧力の実測値が得られた 12:40 には D/W 圧力 390kPa[abs]、S/C 圧力 380kPa[abs]に低下している。この原因として、S/C スプレーが DDFP の起動に少し遅れて注入開始した可能性はあるものの、代替 S/C スプレー流量が S/C 水位にほとんど影響を与えない範囲で増加した結果、S/C 圧力が低下した可能性はある。一方、12:35 の HPCI 起動によって S/C の水が攪拌され、S/C プールの表層温度が低下したなど、スプレー以外の要因で圧力が低下した可能性も否定はできない。ただし、いずれの場合であっても、本評価の結論に大きな影響を及ぼすものではない。

以上より、3月12日12:30頃以降の格納容器圧力の低下が S/C スプレーの部分的な流入であった可能性はあるものの、DDFP 起動直後には S/C 圧力が低下していないことなども踏まえると、何らかの理由により S/C へのスプレー水の到達には時間を要した可能性が考えられる。

(3) 代替 S/C スプレー流量について

各評価ケースにおいて、代替 S/C スプレー作動時の流量は 100m³/h 前後となっている。使用された DDFP の性能上は 100m³/h 以上の注水が可能であるため、ポンプの性能上は達成可能な流量である。

(4) D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅について

第一回ベント以降の D/W-S/C 間の圧力差が 50kPa となるような圧力差の過大表示幅は 5.9kPa~11.7kPa となり、いずれも実際の D/W-S/C 間の圧力差は実測値よりも小さかったとの評価結果となった。D/W-S/C 間の圧力差は S/C 水位とベント管水位の差と比例し、圧力差が正の値であればベント管側の水位が低く、負の値であればベント管側の水位が高くなるため、圧力差が小さいことは、ベント管水位が高いことを意味する。

添付資料 3-7 にて、3月12日12:30頃までの格納容器圧力の上昇の要因は、S/C プールの温度成層化であった可能性が高いと推定している。その場合、S/C で発生した水蒸気は真空破壊弁を通じて D/W に移行する。この真空破壊弁の作動差圧は 0.035kg/cm² (約 3.4kPa) である。閉差圧を 0kPa とすると、真空破壊弁が作動していた期間は、これらの差圧に対応する水位差 (0~約 35cm) の分だけ、ベント管水位が S/C 水位よりも高かったことになる。

その観点で評価結果を見ると、基本ケースでは、ベント管水位は S/C 水位とほぼ同等となっており、真空破壊弁が作動していたという上記の推定と整合する方向である。感度ケース 1 では、代替 D/W スプレーの S/C への流入を仮定したことにより、S/C 水位が上昇した結果、第一回ベント以降の D/W-S/C

間の圧力差が 50kPa となるような圧力差の過大表示幅は基本ケースよりも小さくなった。その結果ベント管水位はやや低下し、真空破壊弁が作動していたという上記の推定とは整合しない方向となった。感度ケース 2 では、代替 S/C スプレイの終了時刻を早めたことで、感度ケース 1 とは逆に、ベント管水位が上昇している。このケースでスプレイの終了時刻を 3 月 12 日 22:00 としたのは、ベント管水位が S/C 水位よりも約 35cm 高くなるのがこの時刻だったためである。この時刻よりも早くスプレイを終了すると、ベント管水位はより上昇する結果となり、これは S/C 側、D/W 側のどちらに圧力上昇の要因があったとしても物理的に起こり得ない水位差となる。その他のケースはいずれも基本ケースと大きな差は無い。

以上のように、基本ケース及び感度ケース 1～6 の D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅から導かれるベント管水位は、真空破壊弁作動時に想定される水位の範囲をカバーしている。D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅の計算には第一回ベント開始時の S/C 水位の評価値を用いていることから、第一回ベント開始時の S/C 水は、表 3 に示した評価結果の範囲内にある可能性が高いと考える。

(5) 評価ケース間の相違について

感度ケース 1 及び 2 は、S/C 水位の実測値が得られていない期間の S/C への注水量に対する仮定が基本ケースと異なるため、最終的な第一回ベント開始時の S/C 水位の推定結果に基本ケースとの違いが出ている。

その他の感度ケースについては、S/C 水位の実測値が得られている期間を含めて基本ケースとの相違点を考慮したものであるが、結局、S/C 水位計の指示値を再現するように代替 S/C スプレイからの注水量を評価の過程で調整しているため、最終的な第一回ベント開始時の S/C 水位の推定結果に基本ケースとの大きな違いは見られない。なお、調整後の代替 S/C スプレイ流量の最大値の基本ケースとの差を見ると、数%程度であり、これらの感度ケースにて考慮した相違点の S/C 水位への影響は、そもそもそれほど大きくないと考えられる。

感度ケース 3 では格納容器からの気相漏えい (100%/day) を仮定し、その分の水蒸気の質量及びエネルギーを S/C 水から除いているが、その分、S/C 水位の実測値と整合するよう代替 S/C スプレイ流量をわずかに増加させた結果、S/C 水位の評価結果にはほとんど影響は見られず、S/C 水温は 2°C 程度低下したのみであった。

感度ケース 4 では S/C 水からの放熱 (入熱分の 20%が損失) を考慮し、その分のエネルギーを S/C 水から除いている。これによる S/C 水位の評価結果

への影響はほとんど見られないが、S/C 水温は第一回ベント開始時点で約 95℃と、基本ケースと比較して 20℃程度低くなっている。S/C 水温の評価に当たっては、S/C 水の放熱を適切に想定する必要があることが分かる。

感度ケース 5 では温度成層化境界高さを設定し、境界高さ以下の水は初期状態のままとした上で、境界高さ以上の水に対して質量とエネルギーの収支を計算した。その結果、境界高さ以上の S/C 水温は基本ケースと比較して高くなっているが、代替 S/C スプレイ流量の調整により、S/C 水位の評価結果への影響はほとんど見られない結果となっている。なお、この評価では温度成層化の影響を確認するために、温度成層化の境界が存在し、その高さは常に一定との仮定を置いているが、実際には明確な境界があったかは不明である。また、代替 S/C スプレイによって S/C プールの上部が冷却されれば、温度成層化は相当程度緩和されたと考えられる。したがって、このケースにおける S/C 水温の評価結果は、特に代替 S/C スプレイ流入後は実際よりも高い値となっているなど、不確かさは大きいものとする。

感度ケース 6 において代替 S/C スプレイの流入開始時刻が他のケースよりも 30 分早まっているのは、水位計配管内の水温が初期から変化しないと仮定した結果、評価における水位計指示値がやや低めとなり、その後の水位計指示値を再現するためにはスプレイ水の注水開始を早める必要があったためである。

2. 3 格納容器圧力の実測値に基づく評価

図2に示した格納容器圧力の実測値に基づき、13日20:40時点のS/C水位を評価する。また、第一回ベント開始時からのS/C水位の変化分を推定し、第一回ベント開始時のS/C水位を推定する。

2. 3. 1 3月13日20:40時点のS/C水位の評価

図13に3月13日20:40から14日0:00までの格納容器内の水位のイメージを示す。2.1に示した推定1～3に基づき、3月13日20:40から3月14日0:00までのS/C気相の体積膨張による減圧量と、体積膨張分の水がD/W側に移行したことによるD/WとS/Cの圧力差の変動を、同時に再現するような3月13日20:40時点のS/C水位を評価する。

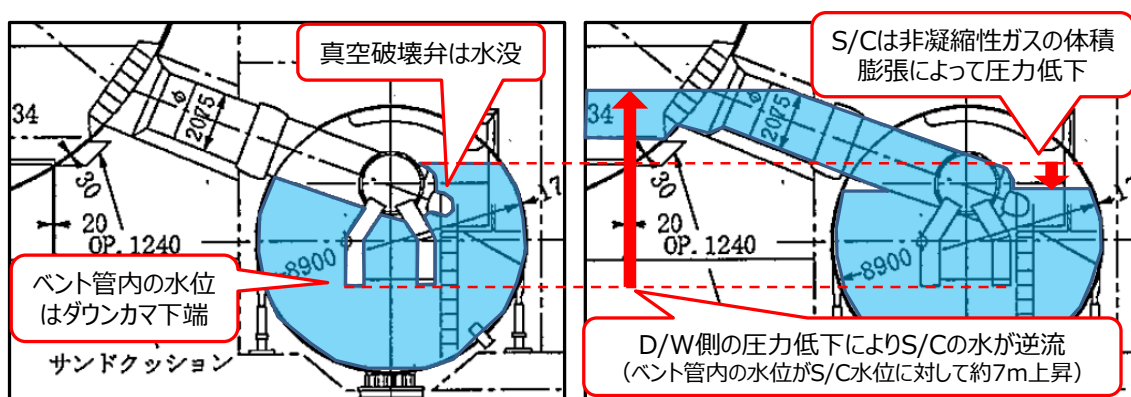


図13 3月13日20:40から14日0時までの格納容器内の水位のイメージ

(1) 評価手法

評価の手順を以下の①～⑦に示す。また、評価の概念図を図14に示す。

- ① D/W-S/C間の圧力差の過大表示幅を仮定する。
- ② S/C温度を仮定する。
- ③ 減圧前のD/W-S/C間の圧力差の実測値50kPaと①、②から減圧前のS/C水位を求める。
- ④ S/C側の水位と水体積の関係に基づき、減圧前のS/C液相部の体積を求める。
- ⑤ S/C全体積から液相部の体積を除いて、減圧前のS/C気相部の体積を求める。
- ⑥ 減圧前後のS/C圧力の関係から、減圧後のS/C気相部の体積を求める。
- ⑦ S/C全体積から気相部の体積を除いて、減圧後のS/C液相部の体積を求める。

- ⑧ S/C 側の水位と水体積の関係に基づき、減圧後の S/C 水位を求める。
- ⑨ 減圧前後の S/C 液相部の水体積の差分から、D/W 側に吸い上げられた水の体積を求める。
- ⑩ D/W 側の水位と水体積の関係に基づき、減圧後の D/W 側の水位を求める。
- ⑪ S/C 側の水位低下幅と D/W 側の水位上昇幅から、S/C 側に対する D/W 側の水頭の増加量を求める。
- ⑫ これが D/W-S/C 間の圧力差の実測値の変動量 65kPa と一致するまで②を変化させる。一致すれば、①を変化させて上記を繰り返す。

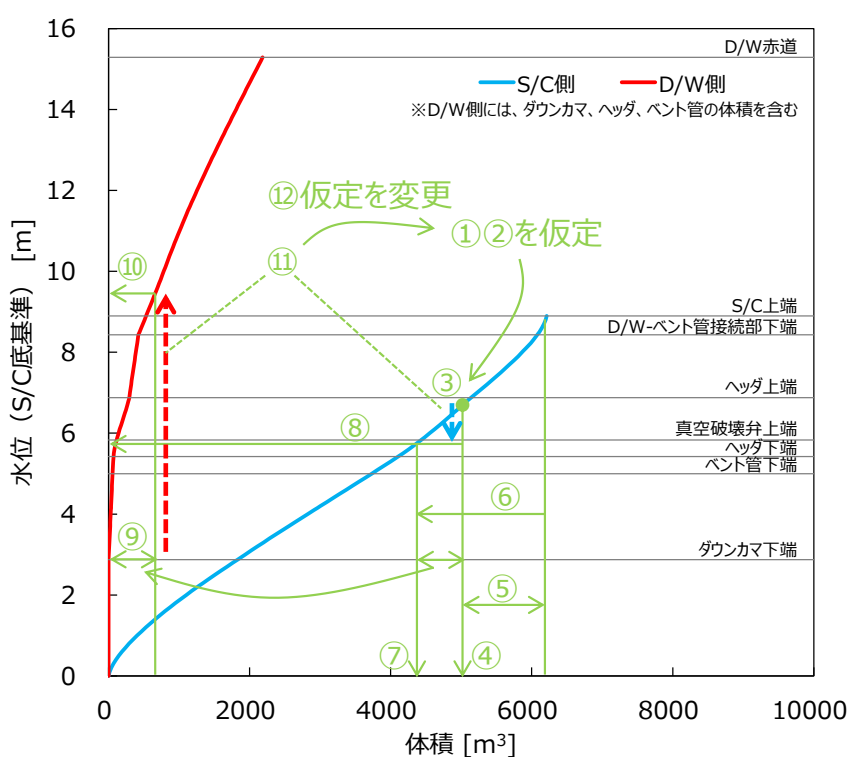


図 1 4 3 月 13 日 20:40 時点の S/C 水位の評価の概念図

評価手順の③、減圧前の S/C 水位はベルヌーイの定理に基づき以下の式(1)で求めた。

$$H_{SC} = H_{DCbot} + \frac{(\Delta P_{mea} - \Delta P_{over}) \times 1000}{\rho_{SC} g} \quad (1)$$

ここで

H_{SC} : 減圧前の S/C 水位 (S/C 底基準) [m]

H_{DCbot} : ベント管ダウンカマ下端高さ (S/C 底基準) : 2.875[m]

- ΔP_{mea} : D/W-S/C 間の圧力差の実測値 : 50[kPa]
 ΔP_{over} : D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅[kPa] (①にて仮定)
 ρ_{SC} : S/C 水密度[kg/m³] (②にて仮定した S/C 温度における値)
 g : 重力加速度[m/s²]

評価手順の⑥、減圧後の S/C 気相部の体積は、S/C 気相部が体積膨張した際の圧力の変化に関する以下の式(2),(3)によって評価した。式(2),(3)の P_{steam} は②にて仮定した S/C 温度における飽和水蒸気圧とし、減圧中変化しないものとした。これは S/C 気相温度が減圧中に大きく変化しない (S/C 気相温度が低下すると飽和蒸気圧が低下するが、その場合 S/C 水面からの蒸発が起こるため、気相温度はある程度維持されると考えられる) との仮定に基づく。すなわち、S/C の減圧は非凝縮性ガスの体積膨張によってのみ生じることを仮定している。なお、S/C ベント後に S/C 気相部に非凝縮性ガスが存在するメカニズムとしては、D/W に残存した水素・窒素や、原子炉内で新たに発生した水素が S/C 気相部に移行したことが考え得る。

$$P_1 = P_{\text{steam}} + P_{\text{NC}} \quad (2)$$

$$P_2 = P_{\text{steam}} + \frac{V_1}{V_2} P_{\text{NC}} \quad (3)$$

ここで

P_1 、 P_2 : 減圧前、減圧後の S/C 圧力[Pa]

P_{steam} : S/C 内の水蒸気分圧[Pa]

P_{NC} : 減圧前の S/C 内の非凝縮性ガス分圧[Pa]

V_1 、 V_2 : 減圧前、減圧後の S/C 気相部体積[m³]

なお、D/W 側の水位は、ベント管水位が S/C からの逆流によって D/W とベント管の接続部に達して以降も、連続的に上昇する扱いとした。これは、S/C から D/W に移行した水蒸気の凝縮や、3月13日 7:39 から 9:00 頃にかけての DDFP による代替 D/W スpray によって、D/W の床にはある程度の水が溜まっていたと考えたためである。

(2) 評価結果

評価結果を図 15 に示す。

図 15 の実線と破線はそれぞれ、D/W-S/C 間の圧力差の過大評価幅の要因として、S/C 圧力のみが過小に表示されていると考えた場合、及び、D/W 圧力のみが過大に表示されていると考えた場合の評価値を示す。図の見方とし

て、例えば D/W-S/C 間の圧力差の過大評価幅が 8kPa の場合は、3 月 13 日 20:40 時点の S/C 水位は S/C 底から約 7.3m、減圧後の S/C 水位は約 6.5m、減圧後の D/W 水位は約 8.9m、S/C 温度は 100°C 前後、のように読む。

図 1 5 において、D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅が大きくなると、減圧前の実測値の差圧を再現する S/C 水位が低くなる。それに伴い S/C 気相部の体積が大きくなり、S/C の減圧を再現するために非凝縮性ガスの分圧が高く、水蒸気圧は低くなり、S/C 温度は低下する。

図 1 5 は、S/C 温度の解が得られた範囲の結果を示しており、この評価から推定される減圧前の S/C 水位の評価値は図 1 5 に示される範囲 (S/C 底から約 6.8m~約 8.3m) となる。この評価において S/C 水位は減圧の前後を通じて真空破壊弁の上端高さ (S/C 底から 5.832m) を超えており、S/C 水位が真空破壊弁を超えていたという評価の前提と整合する結果となっている。

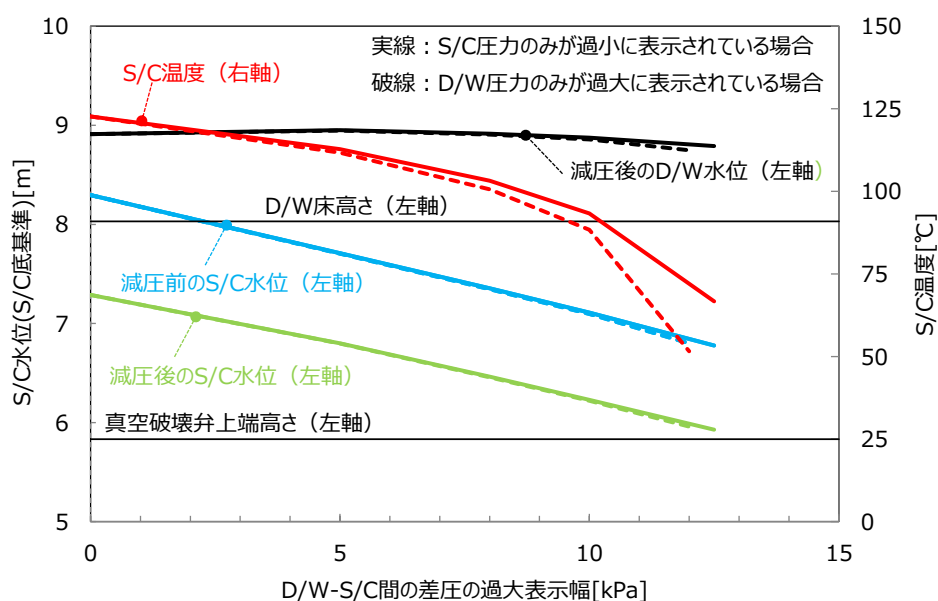


図 1 5 3 月 13 日 20:40 時点の S/C 水位及び S/C 水温の評価結果

2. 3. 2 第一回ベント開始時から 3 月 13 日 20:40 までの S/C 水位の変動幅の推定

推定した 3 月 13 日 20:40 時点の S/C 水位の範囲から、第一回ベント開始時の S/C 水位の範囲を推定する。第一回ベント開始時からの水位変動の要因として、(1) 第一回ベント開始後、ベント管内水位が下端まで押し下げられてから 13 日 20:40 までの S/C 水位の変動、(2) ベント開始時にベント管内の水が S/C 側に押し出されることによる S/C 水位の上昇、が考えられるため、それぞれについて評価する。

(1) 第一回ベント開始後、ベント管内水位が下端まで押し下げられてからの S/C 水位の変動について

S/C 水位の上昇幅の推定

第一回ベント後に S/C 水位が上昇する要因としては、崩壊熱及び水-Zr 反応熱により発生した水蒸気の S/C への流入が考えられる。13 日 9:25 より消防車により原子炉へ注水を開始しており、注水量は不明であるものの、注水された分が蒸発して S/C に移行したものと考えられる。崩壊熱及び水-Zr 反応熱の熱のうち、実際に水に伝わって蒸発に寄与した程度、及び発生した水蒸気が S/C に流れ込んだ程度はいずれも不明であるため、これによる S/C 水位の上昇の下限値を推定することは困難である。一方、全ての崩壊熱及び水-Zr 反応熱が水の蒸発に寄与した場合に発生した水蒸気量が S/C に流れ込んだと仮定することで、S/C 水位の上昇の上限値を推定することは可能である。その場合の S/C 水体积の増加を以下の式で求める。

$$\Delta V_{SC} = \frac{Q_{decay} + n_{H^2} \Delta H}{\rho_{SC} h_{fg}} \quad (4)$$

ここで

ΔV_{SC} : S/C 水体积の増加[m³]

ρ_{SC} : S/C 水密度[kg/m³]

Q_{decay} : 第一回ベント開始時から 3 月 13 日 20:40 までの崩壊熱の積分値[J]

n_{H^2} : 水素発生量の積分値[**mol**]

ΔH : 水素 1mol 当たりの水-Zr 反応熱 : 293000[J/mol][3]

h_{fg} : 水の蒸発潜熱[J/kg]

S/C 水位の上昇の上限値を推定するため、式(4)に用いる各パラメータのうち事故進展シナリオに依存するもの (ρ_{SC} 、 n_{H^2} 、 h_{fg}) は、取り得る範囲の中で ΔV_{SC} が大きくなるような値とする。

S/C 水密度 ρ_{SC} は、図 6 に示す範囲で最も高い S/C 温度 (約 123°C) における水密度とする。水素発生量の積分値 n_{H^2} は、添付資料 2-9 に示すように、2 号機の炉内の Zr の全量 (被覆管、ウォーターロッド、スペーサ、チャンネルボックスを含む) が水-金属反応をした場合の水素発生量は約 1900kg であることから、3 号機も同等と考え、この量の水素を想定する。なお、被覆管に含まれる Zr のみを考慮した場合に発生しうる水素は約 1000kg であること、構造物表面の Zr は蒸気との接触により酸化されやすいと考えられる一方で、内

部は酸化されにくいと考えられることから、炉内で発生し得る正味の水素量は 1900kg よりも小さいものと考えられる。水の蒸発潜熱 h_{fg} は圧力が高いほど小さくなる。水蒸気が発生する原子炉の圧力は、3月13日12時過ぎに 3MPa 程度の最も高い値を示しているため、この圧力における蒸発潜熱を適用する。

上記の設定における S/C 水体積の増加量 ΔV_{SC} は約 400m³ となる。これを 2. 3. 1 で推定した 3月13日20:40 時点の S/C 水位の下限値 (S/C 底から約 6.8m) における S/C 水体積から除いた場合の S/C 水位は S/C 底から約 6.2m となる。したがって、第一回ベント開始後、ベント管内水位が下端まで押し下げられた時点での S/C 水位は S/C 底から 6.2m 以上と推定した。

S/C 水位の低下幅の推定

第一回ベント以降に S/C 水位が低下する要因としては、S/C ベントに伴う S/C の減圧沸騰や、S/C プール中を通過した非凝縮性ガスからのエネルギー流入による水の蒸発、S/C の放熱による S/C の温度低下による水密度の上昇などが考えられるが、これらを推定するための情報は現時点で得られておらず、S/C 水位の低下幅の推定は困難である。したがって、第一回ベント開始時の S/C 水位の上限値は、この評価からは推定できない。

(2) ベント開始時にベント管内の水が S/C 側に押し出されることによる S/C 水位の上昇幅について

(1) にて、第一回ベント開始後、ベント管内水位が下端まで押し下げられた時点での S/C 水位は 6.2m 以上と推定した。13日9:00 頃の圧力容器減圧前の D/W 圧力は、過大表示幅を考慮にいれても S/C 圧力より高い状態にあったと考えられる。この頃のベント管水位は S/C 水位よりも低く、6.2m 以下であると考えられるが、高めの値として 6.2m と考えると、ベント管内の水体積は約 170m³ となる。これを S/C 水位 6.2m における S/C 水体積から除いた場合の S/C 水位は、S/C 底から約 5.9m となる。

すなわち、前述の 13日20:40 時点の S/C 水位の推定の下限値 6.8m を基準に考えると、13日9時頃の第一回ベント開始時からの S/C 水位の上昇幅は、ベント時のベント管からの水の押し出し分 (最大 0.3m) と原子炉からの水蒸気流入分 (最大 0.6m) との合計として、最大 0.9m と推定した。

以上より、第一回ベント開始時の S/C 水位は S/C 底から約 5.9m 以上であり、真空破壊弁はこの時点で水没していたと推定した。

2. 4 評価結果を総合した第一回ベント時の S/C 水位の推定

2. 2 の S/C 水位に基づく第一回ベント開始時の S/C 水位の評価結果 (S/C 底から 6.84m~7.43m) は、2. 3 の格納容器圧力に基づく評価結果 (S/C 底から 5.9m 以上) に含まれている。また、2. 2 の評価は、ベント管水位挙動から D/W-S/C 間の差圧の過大表示幅の範囲も特定できるという点で、2. 3 の評価よりも範囲を絞り込んでいることは妥当と考えられる。したがって、2. 2 の評価結果 (S/C 底から 6.84m~7.43m) を採用する。

一方、2. 2 の評価については、代替 S/C スプレイの流入開始時刻を DDFP 起動時刻よりも遅くする必要があった理由が不明であること、スプレイ以外の要因による S/C 水位への影響 (2. 2. 3 感度ケース 3~6) も多少は有り得ることなどから、評価結果には不確かさがあるものと考えられる。

したがって、第一回ベント開始時の S/C 水位は、不確かさもふまえると S/C 底から 7m 前後にあったと考えられ、つまり真空破壊弁を超える高さにあったものと推定した。

3 事故進展シナリオの推定

推定した S/C 水位に基づき、その他のプラントパラメータの実測値を説明する事故進展シナリオを推定した。また、推定した事故進展シナリオとその他の観測事実との整合性の観点から、推定したシナリオの成立性について考察した。

3. 1 プラントパラメータを説明する事故進展シナリオの推定

この期間に測定されているプラントパラメータのうち、S/C 水位と関連の大きいパラメータは、D/W 圧力、及び S/C 圧力である。S/C 水位の実測値は 2. 2 の評価によって説明されるため、図 16 に示す D/W と S/C 圧力、及び両者の圧力差の挙動を説明する事故進展シナリオを推定する。

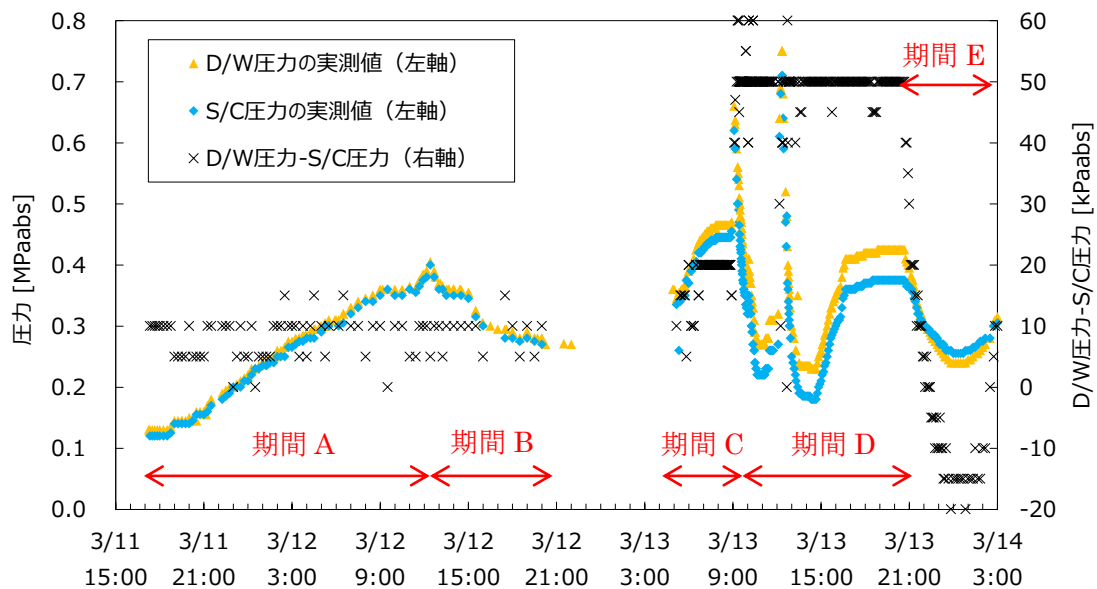


図 1 6 D/W と S/C の圧力の実測値、及び両者の圧力差

期間 A : 3 月 11 日 17:00 頃～3 月 12 日 12:30 頃

この期間は格納容器圧力が崩壊熱から推定されるよりも速い速度で上昇している。この原因として、S/C プールの温度成層化が生じていたと推定している（添付資料 3-7 参照）。しかし、この期間の実測値が D/W 圧力 \geq S/C 圧力となっている点については、実測値のずれの可能性も含め、定量的な解釈には至っていなかった。

今回の評価で、D/W-S/C 間の圧力差の過大表示幅は 5.9kPa～11.7kPa と推定した。この期間の圧力差の平均値は約 8.2kPa であるため、実際には D/W 圧力 \leq S/C 圧力との状況も有り得ることが示唆された。これにより、S/C 側に圧力上昇の要因があったという従来の推定が補強された。

期間 B : 3 月 12 日 12:30 頃～20:00 頃

この頃には代替 S/C スプレイの実施、HPCI 起動など、S/C 側に影響のある操作が行われている。したがって、この期間の格納容器圧力の低下は、S/C スプレイなどによって S/C プールの温度成層化が緩和され、S/C 水面及び気相部の温度が低下したことで、S/C 側の圧力が低下したことが原因と考えられる。しかし、S/C 側の圧力が低下すると、通常はベントクリアされ、D/W-S/C 間の圧力差は拡大するはずだが、実際には D/W 圧力は S/C とほぼ一定の圧力差を保ちながら低下しており、実測値の解釈が困難な点であった（添付資料 3-7 参照）。

このように想定される傾向と実測値の傾向が異なる原因として、D/W 側に

圧力低下の要因があった、真空破壊弁にリークがあった、といったシナリオが挙げられる。D/W 側の圧力低下の要因としては、この段階では D/W 圧力は設計圧力以下であり、D/W の損傷などによる漏えいは想定しづらいものの、S/C から移行する水蒸気量の低下などと相まって、D/W 内の構造物の吸熱による水蒸気の凝縮で圧力低下した可能性は否定できない。現時点ではシナリオを断定するには至っていないものの、上記のように圧力の傾向を説明するいくつかのシナリオを想定することが可能である。

期間 C : 3月13日 5:00 頃～9:00 頃

この頃は原子炉水位が低下し、炉心損傷・溶融が進展していた時期と推定している（添付資料 2-7 参照）。また、5:50～8:50 頃にかけて、原子炉圧力が緩やかに下降していることから、SRV を通じた S/C への微小な漏えいや、炉内計装などを通じた D/W への微小な漏えいが生じた可能性を挙げている（添付資料 3-4 参照）。しかし、この頃の格納容器圧力が D/W 圧力 > S/C 圧力であり、7 時頃以降は圧力差がほぼ一定となっている原因については、明確な解釈には至っていなかった。

今回の評価で、この期間には S/C 水位が真空破壊弁を超えて高かったと推定したため、真空破壊弁の作動によって D/W と S/C が均圧され、かつ、圧力差が過大に表示されていた、との解釈は困難であることが分かった。また、7:00 頃以降の圧力差 20kPa に対し、今回推定した圧力差の過大表示幅 5.9kPa～11.7kPa を考慮しても、やはり D/W 側の方が圧力がやや高かったことになる。したがって、D/W 側にも圧力上昇の要因はあるものの、ベントクリアするほどには S/C 側との圧力差が拡大していない状況であった、すなわち S/C 側にも圧力上昇の要因があったものと推定される。

この傾向を説明するシナリオとして、高温となった圧力容器から D/W への微小な漏えいが生じ、これと圧力容器から S/C 側への気相の移行状況との兼ね合いによって、D/W と S/C の圧力がバランスしていたというシナリオが考え得る。一方、2.2 の評価において、この頃のベント管水位は真空破壊弁上端付近となったことに着目すると、何らかの理由によって真空破壊弁またはその高さ付近で、D/W 側から S/C 側への微小なリークが発生しており、原子炉から D/W へ漏えいした気体が S/C 側に移行していたというシナリオも考え得る。現時点ではシナリオを断定するには至っていないものの、どちらのシナリオであっても、この時期に圧力容器から D/W への微小な気相漏えいが生じていた可能性は高いと考えられる。

また、8:50 から 8:55 にかけて、D/W 圧力は 465kPa[abs]から 470kPa[abs]まで 5kPa 上昇しており、S/C 圧力は 445kPa[abs]から 455kPa[abs]まで

10kPa 上昇している[1]。S/Cの方が圧力の上昇幅が大きいことから、主にS/C側に圧力の上昇要因があったことが示唆される。この原因として、SRVを通じた原子炉からの気相の流入が考えられる。既往の検討においても、9時頃の原子炉の急減圧の直前に見られる原子炉圧力にピークに着目し、熔融した燃料の一部が圧力容器底部に移行した際に蒸気発生が起こり、圧力が上昇した可能性、及びそれによってSRVが作動した可能性があるとして推定している（添付資料3-4の図7参照）。

D/W圧力が465kPa[abs]から470kPa[abs]に上昇した要因としては、圧力容器からD/Wへの微小な気相漏えいが継続した結果、たまたま8:50から8:55の間に5kPa刻みの測定値が1段階上昇した可能性もあるが、8時頃から1時間程度はD/W圧力が一定であったことも踏まえると、圧力容器からD/Wへの漏えいの状況が変化したのではなく、S/C側の圧力上昇の影響を受けてD/W圧力が上昇した可能性が考えられる。

一方、8:50から8:55にかけてD/W-S/C間の圧力差が20kPaから15kPaに低下していることに着目すると、この圧力差の低下幅の分だけ、ベント管水位は上昇したと考えられる。ベント管水位が上昇する要因としては、上述のSRVを通じた原子炉からの気相の流入によってS/C圧力が上昇し、S/C水位が押し下げられ、その分の水がベント管内に移行したことが考えられる。これにより、ベント管内の気相部を含めたD/W側の空間体積が減少し、気体が圧縮されたことでD/W圧力が上昇した可能性が考えられる。

以下では、8:50から8:55のベント管水位の上昇によるD/W圧力の上昇幅を概算する。この期間のD/W-S/C間の圧力差の低下幅は5kPaであり、これに対応するベント管水位の上昇幅として50cmを想定する。8:50時点のベント管水位は2.2の評価を参考にS/C底から5.9mを想定する。これが50cm上昇すると、D/W側の空間体積は約2%減少する。この割合でD/W圧力が上昇すると、この期間のD/W圧力は約10kPa上昇することになる。しかし実際にはD/W内の水蒸気の一部は圧縮されると凝縮し、その分は圧力の上昇に寄与しないため、D/W圧力の上昇幅はこれよりも小さくなると考えられる。この概算結果は、実測値のD/W圧力の上昇幅が5kPaであることと整合する。したがって、この期間のD/W圧力の上昇には、ベント管の水位上昇によってD/Wの気体が圧縮されたことが寄与していた可能性が高いと考える。

期間D：3月13日9:00頃～20:40

この期間には9:00頃に一回目、12:00過ぎに二回目のS/Cベントが実施されている（添付資料3-8参照）。運転員の操作記録や格納容器圧力の挙動から、一回目のベントは11:00前後に、二回目のベントは14:40前後にベント弁

が閉になったものと考えられる。

2. 1の推定2に示したように、この期間においてベント管内の水位はダウンカマ下端まで押し下げられていたと考えられ、S/C ベント期間に限らずベントクリア状態が継続していることは、圧力容器から D/W への気相漏えいなど、D/W 側に圧力上昇の要因があったことを示唆している。

なお、この圧力容器から D/W への気相漏えいの規模は、期間 C で想定される微小な漏えいよりも大きいものであった可能性がある。期間 D では運転員による SRV 開操作が継続されていたことから、S/C 側にも SRV を通じた気体の流入があった可能性があり、その状況でベントクリア状態が継続していることは、D/W 側にも相応の気相漏えいがあった可能性を示唆している。すなわち、期間 C では微小であった D/W への気相漏えいが、期間 D のいずれかのタイミングで拡大していた可能性があり、その発生時刻、規模、発生要因について検討の余地がある。(添付資料 3-12 参照)

また、3号機では S/C ベント時の S/C 水位が高かったことによって、S/C プールでのエアロゾルの除去（スクラビング）効果が大きかった可能性がある。ベント時の S/C 水位を仮に 7m とすると、これは通常水位 4.15m よりも 3m 程度高い水位である。プールスクラビングによるエアロゾル除去効果は、水深の増加に伴って除去効率が增加する傾向が実験で確認されており、水深 3m 弱で放出されたエアロゾルが数百～一万分の一程度に減少した例もある [4]。定量的な評価は困難であるものの、3号機の S/C ベント時にはこのように大きなスクラビング効果が得られ、エアロゾル状の放射性物質の放出量が抑制された可能性がある。

期間 E : 3月13日 20:40～3月14日 0:00

既往の検討において、この期間の格納容器の減圧速度が一回目、二回目の S/C ベントと比較して非常に遅いことや、D/W と S/C の圧力差の挙動から、格納容器圧力の低下の要因は S/C ベントではなく、D/W 側の漏えいと推定している (添付資料 3-8 参照)。しかし、D/W と S/C の圧力差に関して、格納容器内の水位がどのように変化していたかについては、具体的な推定には至っていない。

本検討では、この期間に S/C 水位が真空破壊弁よりも高い状態で D/W 側が減圧し、S/C 水が吸い上げられたことによる格納容器内の水位の変化を評価した。その結果、減圧後、D/W 側の水位は D/W 床から 1m 程度まで上昇した可能性が高いことが分かった。この時に D/W 側に移行した水が、圧力容器からペデスタルに落下した燃料デブリの冷却に寄与した可能性が考えられる。また、減圧中の S/C 気相部は閉空間であること、S/C 気相中の水蒸気圧は減圧

中も大きく変化しないであろうことを踏まえると、この期間の S/C 側の減圧の主要因は、非凝縮性ガスの体積膨張と考えられた。したがって、2 回の S/C ベント後も格納容器内に非凝縮性ガスである窒素または水素が残存していたか、原子炉内で新たに水素が発生したか、あるいはその両方が生じており、13 日 20:40 までに SRV 又はベント管を通じてそれらの非凝縮性ガスが S/C 側に移行していたものと考えられる。

3. 2 その他の観測事実に基づくシナリオの成立性の考察

推定した S/C 水位及びそこから推定される事故進展シナリオが、プラントパラメータ以外の観測事実に照らして成立し得るかについて考察する。ここでは、現在の 3 号機の D/W 内の状況に着目する。

図 17 に示すように、現在の 3 号機の D/W 内の水位は 1 号機よりも高いことから、D/W 下部のシェルは燃料デブリの接触による損傷には至っていないと考えられる。今回の評価で、14 日 0:00 の時点で、S/C 側から吸い上げた水によって D/W には床から 1m 程度の水があったと推定したが、その後 1:00 頃～7:00 頃にかけて格納容器圧力が上昇していること、D/W CAMS の指示値が 14 日 6:35 にピークを記録していることなどから、この D/W 水位が上昇したタイミングに前後して、圧力容器からペDESTAL へ燃料デブリが落下していたものと考えられる。格納容器圧力の変化に伴って水位の変動はあったと考えられるものの、この D/W 内に存在した水によって燃料デブリの冷却が進み、燃料デブリは落下後の拡がりや MCCI などによって D/W 下部のシェルに到達することが無く、シェルの損傷に至らなかった可能性が考えられる。一方、1 号機ではサンドクッションドレン配管からの漏えいが確認されているが、これは D/W 下部のシェルのどこかが燃料デブリの接触によって損傷した可能性を示唆している。

また、図 18 にイメージを示すように、3 号機ペDESTAL 内の堆積物の高さは 2m 以上と高い。これに対して 14 日 0:00 の時点での D/W 水位は高々 1m 程度であり、現在の堆積物の全てを冠水させるには至らなかったものと考えられる。ただし、水面下に落下した燃料デブリに対しては水による冷却が、また水面上に堆積した燃料デブリに対しては水面下の燃料デブリの熱で発生した水蒸気による冷却が、それぞれ働いた可能性がある。また、14 日 11:01 の 3 号機の水素爆発によって一時中断したものの、原子炉への注水は継続していたことから、燃料デブリが通過した圧力容器底部の破損口から注水が流下し、燃料デブリを上から冷却していた可能性もある。

なお、前述のように MCCI は D/W 下部のシェルに到達するほどには進んで

いないと考えられることや、大半の燃料デブリは圧力容器下部に落下していると考えられることを踏まえると、燃料デブリの多くはペDESTALに堆積している可能性が高い。また、燃料デブリに加えて、ペDESTALに存在する CRDハウジングや CRD 交換機、プラットフォームのグレーチングといった燃料デブリ以外の構造物が折り重なることで、堆積物の高さが高くなった可能性がある。

上記のように、今回推定した D/W 側の減圧によって D/W 内に水位が形成されたとのシナリオは、現在の 3 号機の D/W 内の状態（水位が高いこと、ペDESTAL内の堆積物の高さが高いこと）とも整合的であり、成立性があると考えられる。

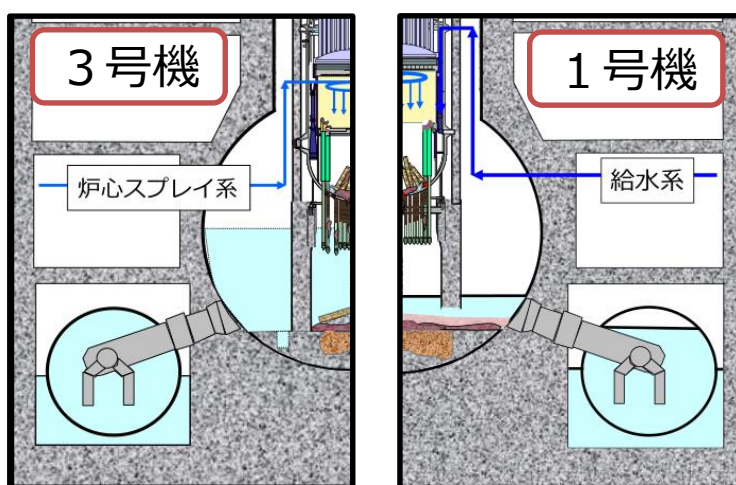


図 1 7 現在の D/W 内の水位

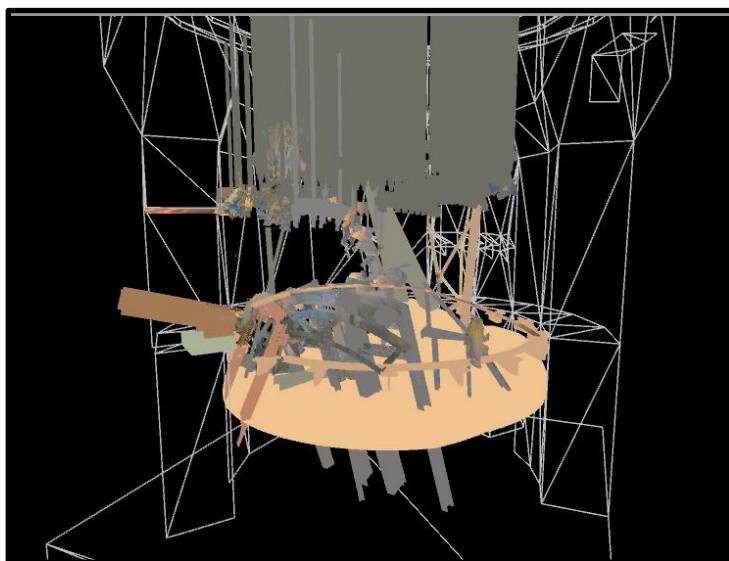


図 1 8 3 号機ペDESTAL内の映像からの堆積物の 3D 復元結果

4 まとめ

3月13日9:00頃のS/Cベント開始時のS/C水位は7m前後と、真空破壊弁を超えて高かったと推定した。また、当該水位から推定される事故進展シナリオは、現在の3号機のD/W内の状態（水位が高いこと、ペDESTAL内の堆積物の高さが高いこと）に照らしても成立性があると考えられる。

5 柏崎刈羽原子力発電所の安全対策との関係について

本検討より、3月13日9:00頃の3号機のS/Cベント開始時のS/C水位は7m前後あり、真空破壊弁を超えて高い状態にあったと推定した。真空破壊弁は、格納容器スプレイ等によりD/W圧力が低下しS/Cに対してD/Wが負圧になった場合にその負圧を解消することで格納容器の健全性を維持する機能を有している。従って、真空破壊弁の水没を回避する必要がある、そのためにはS/C水位の制御が重要である。

図19に柏崎刈羽原子力発電所における真空破壊弁の様子を示す。柏崎刈羽原子力発電所においては、格納容器内に蓄積される崩壊熱への対応として、残留熱除去系に加え、新たに設置した代替循環冷却系により格納容器内の水を熱交換器を介して循環させることでS/C水位の上昇を伴わずに除熱する手段を有しており、真空破壊弁が水没する恐れはない。上記の設備が使用できない場合には、除熱のため格納容器外部からの注水やスプレイを継続する必要がある、S/C水位は上昇するが、真空破壊弁が水没する前にスプレイを停止し、格納容器ベントを実施する手順としている。

また、真空破壊弁が水没した場合でも、ベント停止後等に格納容器スプレイを実施する場合には格納容器が負圧になる前にスプレイを停止すること、さらに中長期的には格納容器内に窒素ガスを供給することで、格納容器が負圧により破損することを防止する手順としている。

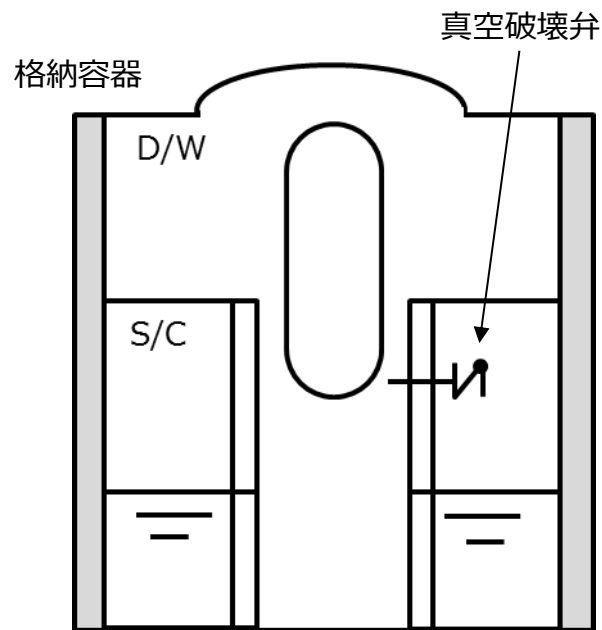


図 1 9 格納容器の真空破壊弁

参考文献

- [1] 東京電力株式会社, “3号機 東北地方太平洋沖地震後の運転員採取データ”, (2014/8/6)
- [2] OECD/NEA, “Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project) – Phase I Summary Report”, (2015/3)
- [3] (財)原子力安全研究協会 “軽水炉燃料のふるまい”, (1998/7)
- [4] 原子力規制庁, “プールスクラビングによるエアロゾル除去効果実験”, 第8回東京電力福島第一原子力発電所における事故の分析に係る検討会, 資料4, p13 (2019/11/28)