コメント

炉心冷却喪失後の原子炉・格納容器圧力変化に基づく東電福島事故進展解明への一考察

松岡 強^{1,*}

New approach for describing reactor and containment pressure change after loss of core cooling at Fukushima meltdown accident

Tsuyoshi MATSUOKA^{1,*}

¹7-9-12 Izumidai, Kita-ku, Kobe 651-1141, Japan

(Received February 23, 2021; accepted in revised form April 9, 2021; published online July 30, 2021)

The purpose of this comment is to clarify the whole history of reactor and containment pressure change during the Fukushima meltdown accident. It is based on a new approach for film boiling, which is sustained after the Zr-H₂O reaction. As the reaction rate is proportional to the reactor or containment vessel pressure under film boiling, it increases rapidly and stops abruptly while sustaining film boiling. The containment vessel pressure change consists of three phases, namely, pressurization, holding a high pressure and depressurization. The containment vessel is pressurized with H₂ gas and steam produced by the Zr-H₂O reaction and depressurized by heat removal by heatsinks such as the containment vessel wall and inner concrete after the reaction stops. The high pressure between these pressure changes is sustained by balancing the amount of H₂ gas produced by the reaction and that of gas leaking from the gap of the top hat of the containment vessel. The amount of core decay heat is large, but the change of this is negligible. Thus, pressurization is calculated from the amounts of H₂ gas and steam produced by the Zr-H₂O reaction. The amount removed by the heatsink balances with that produced by the reaction during the high-pressure phase. Depressurization occurs after the reaction is over, so the reaction heat rate can be calculated from the heat removal rate of the heatsink, which is equal to the condensation rate during depressurization. The rate of gas leakage can be calculated from the reaction rate. It is very important that the reaction rate was slow owing to the insufficient steam supply, as the melted core in the Fukushima accident was covered with H₂ gas and steam at a pressure of 0.8 MPa or lower. This is different from the rate (at approximately 7 MPa) in the Three Mile Island accident, as the specific volume of steam at 0.8 MPa is ten times larger than that at 7 MPa. The calculation results based on this assumption show that almost all the Zr in each core of Units 1, 2 and 3 reacted with water. The location of a small penetration hole produced by the contact of the high-temperature H₂ gas with the suppression chamber wall, is estimated in Unit 2.

Keywords: Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant, Meltdown, Boiling curve, Film boiling, Steam condensation, Zr-H₂O reaction, Containment pressure

I. 概要

2011年3月11日の東日本大震災から約10年が過ぎ、その間東京電力は事故の原因究明を続けており、現在第5回進捗報告「福島原子力事故における未確認・未解明事項の調査・検討結果報告¹⁾(2017年12月25日)」(公開資

料)まで進めている。その報告内容について、恒設の炉心冷却機能喪失の検討については既報²⁾で報告したので、それ以降発生したジルコニウム・水反応後における炉心溶融進展の未解明部分を中心に、筆者は独自の分析および考察を行った。特に事故進展を最も顕著に表す原子炉圧力や格納容器圧力の変化を中心に、反応に伴う炉心での膜沸騰の発生や昇圧時の反応熱の変化等について、現象解明を主目的としたマクロ的な分析評価を行った。炉心内では反応後膜沸騰に移行したと思われる。プール沸騰における沸騰曲線に示されるように、いったん移行した後は崩壊熱だけで

¹ 元三菱重工

現住所 〒651-1141 神戸市北区泉台 7-9-12

* E-mail of corresponding author: matsuoka-tsuyoshi@nifty.com

も膜沸騰は継続する。第5回進捗報告ではこの視点が見逃されていたので、本報では膜沸騰状態の継続をもとに事故進展の様相の解明を行った。その結果、ほとんどすべての未解明事項を矛盾なく説明でき、かつそれら解明された事象が原子炉・格納容器圧力変化の実測値や周辺の放射能測定値とも非常によく合うことがわかった。本検討に当たっては石川勉夫氏著作「炉心溶融・水素爆発はどう起こったか」³⁾を参考に、沸騰曲線をもとに検討を加えた。沸騰曲線(抜山の式)を参考までに **Fig. 1** に示すが、視覚的にはYouTubeでRHNB-Water (Slow Motion Playback)を開き、その中のBigger Red Hot Nickel Ball in Hot water をみると理解できる。

II. 炉心冷却喪失後の原子炉・格納容器圧力変化の分析と考察

1, 2, 3号機において、恒設設備としての炉心冷却手段が絶えて以降を概観すると、最終手段としてのプラント外からの炉心注水の試み(シビアアクシデント対応)が行われた。しかしながら長期間の電源系喪失状態で、しかも大地震かつ大津波による被災後のがれきの中で、かつ余震が頻発し都度作業中断する中、さらに2, 3号機にとっては隣接基の水素爆発後という最悪の条件下での作業となった。

Fig. 1 Boiling curve (Nukiyama curve)⁴⁾

炉心注水ができるように炉心を減圧するためには(主蒸気)逃がし安全弁(SRV)を開く必要がある(**Figs. 2, 3**)。しかしながら、SRV 背圧の格納容器圧が上昇していたために通常手順での開弁はできずに、3号機では初めての手順が重なり6時間半も続く困難な作業となった。一方2号機では炉心減圧はできたものの消防車による炉心注水が不測の中断を起こした。さらに格納容器減圧のためのS/C上部設置のベント弁が電源喪失時閉弁(Fail Close)となっていて開弁できなかった。これらの対応の間に炉心は崩壊熱により炉内水が蒸発し、燃料が露出し燃料温度が急上昇した。そこへ冷却水が注水され予想外の事態、すなわち燃料が破損し発熱反応であるジルコニウム・水反応が起きた。炉心はさらに加熱され溶融し水素も大量発生し水素爆発へと続いた。

これらの事象進展を最も顕著に表している現象は原子炉圧力や格納容器圧力の変遷である。したがって本章では、東京電力の「第5回進捗報告」(以下この中の引用部分を「」で示す)をもとに、それらを1, 2, 3号機共通としてとらえ、筆者独自の視点で分析・考察を行い5～8節にまとめた。それに関連する各号機個別事項として、1節に1号機のSRV機能喪失について、2～4節に2号機の格納容器(S/C)小孔貫通について記載する。

Fig. 3 Safety relief valve (SRV)¹⁾

Fig. 2 Containment vessel (CV)¹⁾

1. 1号機(主蒸気)逃がし安全弁(SRV)の機能喪失について

1号機は津波来襲の3/11の15時半以降恒設の炉心冷却設備であるIC系が閉じられた。その結果、原子炉圧力容器(RPV)内水は約7.5 MPa設定のSRV(Fig. 3)の開閉により、崩壊熱でS/Cへ蒸発放出され続けた。その後「燃料の露出に伴う過熱および熔融により炉内温度が上昇することで、炉内核計装のドライチューブ等(の熔融破損部)からD/Wへの気相漏えいが発生した」(本文p12)と第5回進捗報告では記載されている。

しかしながら筆者は、記録がほとんどない1号機の状態は、3号機(原子炉隔離後)6時間半ほどSRV開弁ができなかった状態と同じと考えた(第5回進捗報告にはこの類似性の指摘はない)。両者の違いは、3号機が(直流電源が活きていたので)SRVが自動減圧したのに対し、1号機(直流電源喪失状態)はしなかっただけである。

したがって自動減圧しないまま経過するとどうなるかを考察すると1号機の状態がわかると判断した。Fig. 4に示すように記録がある3号機の原子炉隔離後の3/13の04:30から09時頃にかけて、「SRVが何度も繰り返し動作する(04:30~06:00)ことによって、弁体と弁座の接触面が荒れて隙間ができリークが続き(06:00~08:50)」、「炉心水位が燃料底部より下がり、燃料の過熱が進み一部の燃料熔融が発生した」(添付資料3-4, p5)。3号機はこの燃料熔融後ジルコニウム・水反応が生じ自動減圧した(09時頃: Fig. 4の①)。一方1号機は自動減圧せずに、弁座リークが続いたと思われる。そのためジルコニウム・水反応で発生した水素混じりの過熱蒸気(数百度~1,000℃)によりSRVは高温(主に弁座からの熱伝導)になり、バネ力が低下していった。3/11の20時に7 MPaあった原子炉圧力は3/12の02:45に0.9 MPaまで下がった。格納容器圧力(Fig. 5の①)は同日02:30に0.84 MPaまで上昇し、原子炉圧力とほとんど同じになっていた。この時点でSRVの開弁機能(バネ力)がほとんどなくなっていたと推察できる。その結果発生蒸気・水素はSRVを通りS/C水経由(Figs. 6, 7)でD/Wへ流れ出た。揮発性FP(核分裂生成物)は水に溶解除去(水浄化)

されたので、正門付近放射能のレベル(Fig. 8の①)は低いままであった。もし「ドライチューブ等からD/Wへの気相漏えい」であればS/C水による水浄化がないので、2号機のS/C小孔貫通後(Fig. 8の③)の放射能レベルよりも多く(数百 $\mu\text{Sv/h}$ 以上)の放射能が放出・継続されるであろう。低いままだったのは「D/Wへの気相漏えい」ではなく、SRVのバネ力低下によるS/C水経由の漏えいだったからである。したがって5~8節では1号機も2, 3号機同様にSRV開弁によるRPV減圧としている。

Fig. 5 Containment pressure of unit 1¹⁾

Fig. 6 Level & layout in S/C¹⁾

Fig. 7 Steam discharge (T-quencher) from SRV¹⁾

Fig. 4 RPV pressure change after de-pressurization in unit 3¹⁾

2. 2号機格納容器(S/C)に貫通小孔発生

2号機の格納容器は事故後の検証結果「水位低下より類推しS/Cの下部で約9 cm²ほどの貫通孔が生じている(添付資料2-13, p13)」としている。また「S/C水位は3/下旬までに水温計付近(Fig. 6)まで低下していた(添付資料2-8, p5)」, 「3/15の06時頃にS/C付近で異音(添付資料2-2, p1)」, 「(3/15の06時頃から)発電所正門付近の放射線レベルが急上昇(Fig. 8の③)」が判明している。これらは、第5回進捗報告ではばらばらに記載されているだけであるが、筆者は次のようにこれらを関連付けて考察し貫通小孔発生時期・個所および原因を特定した。

2号機は約3日間の長期運転の後、炉心で発生したジルカロイ水反応による高温水素ガスが蒸気放出口(T-クエンチャー)から噴出して(Figs. 2, 3, 6, 7), 格納容器(S/C)

鋼板に接触した。その結果その部分が熱で痛み薄くなり、ついに3/15の06時に貫通(小孔が約9 cm²なら、ひし形として6 cm × 3 cm程度で外側に開口)したと推察できる。というのも米国で開発初期時に格納容器の実規模ガス圧破壊試験が実施されたが、小孔が開くことはなくばらばらに破裂したと報告⁵⁾されている。小孔が開くには局部的に薄くなっていたはずである。またS/C圧力計(Fig. 2)は3/14の20時以降誤差を生じD/W圧力と乖離しはじめ(Fig. 9の①), 3/15の06時には指示値が急減しゼロ(Fig. 9の②)になっている。誤差を生じ始めたのは高温水素の発生により圧力計導管内水が減り始めたためで、指示ゼロとなったのは小孔が貫通し「S/C付近で異音が発生し」、高温水素ガスの流れにより完全に蒸発したためと思われる。一方正門付近の放射能レベルに注目すると、3/14

Fig. 8 Radiation dose in site (11th-17th of March)¹⁾

Fig. 9 Containment pressure of unit 2¹⁾

の21時頃から上昇し始めた(Fig. 8の②)。これは蒸気放出口(T-クエンチャー)がもともと蒸気凝縮用で水素ガス冷却用に設計されていなかったもので、この頃から水浄化機能が低減し、揮発性FPがS/CからD/Wを通り格納容器上蓋隙間から放出され始めたためと思われる。これは高温水素と高温蒸気の塊が水深約2.4 m(3節参照)のS/C水を通り抜け始めたときの値であり、水浄化機能の性能を知る上で今後の参考となるであろう。貫通小孔が生じたと思われる3/15の06時以降はその放出によりS/C水位はさらに下がり、放射能レベルもS/Cから外部への直接放出となりさらに上昇した(Fig. 8の③)と推察できる。このことは格納容器雰囲気モニター(CAMS)計測結果(4節で詳述)とも一致する。なお「3月下旬には(小孔から水が抜けて)水温計以下まで水位は下っていた」ので、貫通小孔は水温計(Fig. 6 運転床面 OP+350)より下で、(高温水素が噴出した)蒸気放出口であるT-クエンチャー(OP-1026)より上で生じた(水位が回復し3/21の18時に貫通小孔を塞いだので放出放射能が急減(添付資料3-6のFig. 13④))と筆者は推定している。一方東京電力の第5回進捗報告書では、貫通小孔はそれよりもっと下のS/C下部か、そこにつながる配管で生じたと推定し(添付資料2-8, p4のFig. 1), 高温水素ガスとの関連付けはしていない。

3. 2号機S/C水の蒸発量および水位の算定

2号機は地震発生の3/11の14時半からS/C小孔貫通の3/15の06時までの87.5時間、電源喪失により海水冷却不能となりサイト内保有水(最初は復水タンク水1,000トン、その後はS/C水3,000トン)の蒸発だけでの炉心冷却となった。その間の蒸発量およびS/C水位を算定する。

- (1) 2号機電気出力78.4万kw, 熱効率33%, 平均崩壊熱0.7%として、87.5時間の熱量(kJ)は、 $78.4 \times 10^4 / 0.33 \times 0.007 \times (87.5 \times 3,600) = 5,200 \times 10^6$ (kJ)となる。その間(3/15の06時まで)のジルカロイ水反応量はTable 1の2号機①, ②より水素発生量約1,200 kg分に相当し、後述の(9)式より約 180×10^6 (kJ)となる。総合計は $5,380 \times 10^6$ (kJ)となる。
- (2) 復水タンク水およびS/C水(エンタルピー約150 kJ/kg)が崩壊熱で格納容器内の飽和蒸気(エンタルピー約2,750 kJ/kg@0.4 MPa)になるとして、エンタルピー上昇は約2,600 kJ/kgとなる。蒸発した水量は約2,100トン(= $5,380 / 2,600 \times 10^6$ kg)となる。それらは放熱で凝縮するがD/Wに流れた分(D/W 4,000 m³, S/C 3,000 m³)なので4,000/7,000の約1,200トンはS/Cに回収されない。
- (3) 水量バランスを考えると、3/15の06時でのS/C水量は、初期の復水タンク水1,000トンとS/C水3,000トンの合計から、D/Wへの蒸発水量1,200

Table 1 Mass of H₂ produced by Zr-H₂O reaction in Unit 1, 2 and 3

- 1) In unit 1, total mass of H₂ produced by Zr-H₂O reaction is 1,320 kg (= Zr 30 ton).
 - ①1,300 kg (= 130 kg/h × 10 h) during K from 04:00 to 14:00 of 3/12, then D from 0.75 to 0.5 MPa/1.0 hr
 - ②20 kg (= 4 kg/h × 4.5 h) during K from 13:30 to 18:00 of 3/13
- 2) In unit 2, total mass of H₂ produced by Zr-H₂O reaction is 1,700 kg (= Zr 39 ton).
 - ①220 kg during P at 22:00 of 3/14
 - ②1,100 kg (= 130 kg/h × 8.5 h) during K from 23:00 of 3/14 to 07:30 of 3/15, then D from 0.8 to 0.2 MPa/3.5 hr
 - ③140 kg during P from 12:00 to 13:00 of 3/15
 - ④240 kg during P from 06:00 to 12:00 of 3/16
- 3) In unit 3, total mass of H₂ produced by Zr-H₂O reaction is 1,903 kg (= Zr 43 ton).
 - ①72 kg during P at 09:00 of 3/13
 - ②224 kg during P from 11:00 to 12:30 of 3/13
 - ③91 kg during P from 14:30 to 16:30 of 3/13
 - ④92 kg (= 23 kg/h × 4 h) during K from 16:30 to 20:30 of 3/13
 - ⑤138 kg during P from 00:00 to 06:30 of 3/14
 - ⑥1,000 kg (= 230 kg/h × 4.3 h) during K from 06:40 to 11:00 of 3/14, then D from 0.52 to 0.36 MPa/0.33 hr
 - ⑦46 kg during P from 12:00 to 15:00 of 3/14
 - ⑧46 kg (= 31 kg/h × 1.5 h) during K from 15:00 to 16:30 of 3/14
 - ⑨194 kg during P from 12:00 of 3/19 to 06:00 of 3/20

(K, D and P show keeping high pressure, depressurizing and pressurizing).

トンを差し引いた2,800トンになる。したがってS/C内では初期3,000トンより200トン減って、通常水位(Fig. 6の運転床面OPより+1.6 m)より20 cm程度下がった水位になる(OP-1 mのT-クエンチャーからの水深は約2.4 m)。

4. S/C水による浄化と放射能放出について(2号機CAMS結果より)

Figures 10, 11に2号機格納容器雰囲気モニター(CAMS: 電離箱方式)の計測結果と配置図を示す。添付資料2-11, p10-12では「3/14の23時のD/W計測値(22.5 Sv/h)は、希ガス(最大でも1 Sv/h以下)に加え、揮発性FPの発生を考えないとこの高数値にはならない」。したがってFig. 10の「②および⑤の期間の計測値の上昇率が異常に高い」として、「②期間では原子炉圧力容器(RPV)の上蓋からの漏えいを、⑤期間ではRPVの下部貫通破損」を想定している。「③の低下は不明」としている。しかしながら、②期間ではSRVはすでに開弁されているので漏えいが継続できるほどの圧力にはなっていない。⑤期間についても貫通すればすぐに放射能は高レベル

になるのに3時間かけて上昇していることや正門付近の放射能上昇時期(Fig. 8の②, ③)と合わない。

したがってこのようなRPVからの直接漏えいの想定は実測値に合わないので、筆者は次のように考察した。CAMS放射能レベル(Fig. 10)は3/14の15時以前ではほぼゼロで、18時前後のデータはないが20時頃から急増し

Fig. 10 Containment air monitor system (CAMS)¹⁾

Fig. 11 Layout of CAMS in unit 2¹⁾

ている。これはFig. 12①のRPV圧上昇時期と一致する。そこで、「水に溶けない短寿命の希ガスは既に減衰しており長寿命の希ガスは全量放出しても1 Sv/h以下」なので、このFig. 10の①期間に、ジルコニウム・水反応による過熱蒸気と高温水素に含まれていた「揮発性FP(ヨウ素, セシウム, テルル)」がS/C水に溶けきれずに出始め、約20 Sv/hへと上昇したと推察できる。しかしながら当初は運転中に発生したFP主体で、燃料隙間に溜まっていたものが高熱で膨張しジルカロイの酸化被膜を破り放出されたもので、②, ④の期間は20から60 Sv/h程度で維持された。その後炉心内では再度反応が生じFig. 9の③に示されるようにD/W圧が再上昇した。それにより溶解が進み、溶解燃料・混合物から高放射能のFPが出て⑤の時点で3時間かけて40から138 Sv/hへと増加したと考えられる。途中の3/15の06時の③点において60から40 Sv/hへと急減している。これはちょうどSCでの破損(小孔貫通)発生時期であり、炉心で発生したFPがS/CからD/Wへと流れていたものが、一部S/Cから小孔経由で分岐放出されたためにCAMS(D/W)値だけが急減した。S/CのCAMS設置位置と貫通小孔は離れていたためS/C値は変化しなかったと思われる。その後は分岐後の結果なので分岐前の値を類推してみると、小孔発生時の分岐比率(60:40)が維持されると仮定すると⑤時期では60 Sv/hから200(=138×(60/40)) Sv/hまで上昇したと推定できる。

これらの推定により正門付近の放射能レベルの変化をよく説明できる。すなわち3/14の21~23時頃(Fig. 8の②)に、2号機のS/C水浄化機能が落ち、揮発性FPが出始めたので正門付近の放射能レベルが1~2桁ほど上昇した。その後06時頃(Fig. 8の③)にS/Cに小孔が開き、揮発性FPがS/Cから直接放出され、さらに1~2桁ほど上

Fig. 12 RPV pressure and D/W pressure of unit 2¹⁾

がった。その後 3/15 の 13:00 頃溶融が進み燃料等の混合体から 100~200 Sv/h (CAMS 測定値) と大きい放出が続いたために、正門付近放射能レベルも 200~300 μ Sv/h と高止まりした (Fig. 8 の④)。

2 号機の S/C 水浄化機能が低下し貫通孔が開くまで、正門付近の放射能レベルは 2 号機からの放射能で支配されていた。すなわちこのときまで他号機では炉心溶融は生じていたものの水浄化は有効に機能しており、揮発性 FP は S/C 水を経由していた。換言すると (各種報告書では RPV 貫通としているが) 1, 3 号機では RPV 貫通は生じていなかったと推察できる。これは新しい知見で 2, 3 号機の RPV 貫通については 7 節に記載する。

5. 原子炉および格納容器圧力変化の分析評価

東京電力の第 5 回進捗報告によると、ジルコニウム・水反応による水素発生後の格納容器圧の上昇・下降の主要因は「下降要因をベント弁の開弁による放出」、「上昇要因をベント弁閉弁の結果放出が止まり上昇」として解析している (ベント弁開閉時期を「仮定」としているものが多い)。しかしながら、Fig. 13 に記載のごとく「同じベント弁からの放出なのに減圧曲線が違い過ぎる」、「S/C からのベントなのに D/W 圧が S/C 圧より低くなっている」として未解明事項としている。さらには添付資料 3-8, p1 によると「ベント弁の開閉操作とベント放出の有無は必ずしも一致しない」(排気塔からの同時刻映像に放出形跡なし)としている。

そこで筆者はデータが充実している 2 および 3 号機の原子炉圧力および格納容器圧 (Figs. 4, 9, 12, 13) について実測値を中心に評価分析し、考察を行った。その評価の基本的考えを 1 項に、2 号機の実測値の分析、評価を 2 項に、3 号機の実測値の分析評価を 3 項に記載する。

(1) 基本的考え

原子炉内でジルコニウム・水反応が生じると、発生水素と過熱蒸気は SRV ラインを通り S/C 水を経由して、S/C 上部および D/W へと流れる (Figs. 2, 3, 6, 7)。格納容器 (D/W と S/C) 内では最初封入されていた窒素ガスの中に、S/C 水経由の高温水素ガスが侵入し窒素ガスを巻き込みながら上昇する。次に蒸気が壁面や窒素ガスに凝縮熱を放熱し噴霧状の水滴を作りながら遅れて上昇する。格納容器上部には水素リッチな高温の混合気体が集まり、その下に蒸気リッチな混合気体ができる。それらは D/W の上蓋隙間が開くと上部の方 (水素リッチ) から流れ出し、一定時間経くと格納容器内は残りの蒸気リッチな混合気体となる。その状態でジルコニウム・水反応が停止すると減圧が始まる。格納容器内は壁面からの放熱と発生した水滴により加速度的に減圧が進行し、D/W 内凝縮水および S/C 水表面の飽和近傍水の減圧沸騰点まで低下すると考えられる。

炉心内の崩壊熱と反応熱との関係については、まずジルコニウム・水反応が生じていない場合の崩壊熱だけで、

SRV が開き原子炉と格納容器の圧力がほぼ均圧している状態を考える。次にその上にジルコニウム・水反応が生じたときの格納容器圧の変化を考える。崩壊熱の配分としては、炉心注水の飽和温度までの顕熱分と蒸発潜熱分と蒸気圧上昇分の 3 つに分ける。単位重量当たりで考えると、蒸発潜熱の影響が一番大きく (2,200 kJ/kg @ 0.2 MPa, 2,100 kJ/kg @ 0.5 MPa)、次に顕熱が大きく 20℃ (約 150 kJ/kg) から飽和水温度 (約 650 kJ/kg) までの変化が約 500 kJ/kg である (S/C 水攪拌による顕熱消費は温度成層化 (Fig. 7) された後は小さい)。蒸気圧上昇分が一番小さい (40 kJ/kg の入熱で 0.2 MPa から 0.5 MPa へ上昇) が、このことは逆に、蒸気圧変化は「蒸気圧上昇のための入熱」に非常に敏感であるということを示している。ジルコイ水反応発生前では崩壊熱は、量的には S/C 飽和水が注水量分だけ増え、熱的にはその分の顕熱と格納容器壁面等からの放熱とが蒸気圧変化とバランスしている。単位重量当たりで考えると蒸発した蒸気はほとんど放熱で凝縮し飽和水となり、蒸気圧寄与分はわずかである。一方、反応が始まると、高温 (溶融) 燃料まわりで膜沸騰が始まり注水はいきなり過熱蒸気となる。その過熱蒸気と高温水素が原子炉内や S/C 水 (水深 2~3 m) 中で注水や攪拌水により冷却され、過熱気味の飽和蒸気と高温水素となり S/C 水表面から放出される。注水や攪拌水は飽和温度以上にはならないので、結果的に、ジルコニウム・水反応熱は過熱気味の飽和蒸気と高温水素となり、「蒸気圧上昇のための入熱」となる。その結果格納容器圧変化はジルコニウム・水反応熱の変化に支配される。

ここでいうジルコニウム・水反応は、よく比較される約 7 MPa 下の米国スリーマイル島 (TMI) 炉心溶融事故時の状態とは異なり、0.8 MPa 以下の状態なので発生蒸気の比体積 (0.24 対 0.027 m^3/kg) も発生水素の体積も 10 倍ほど大きく、上昇流の抵抗が増して排出量は大幅に低下する。また TMI は最終的にはポンプによる強制循環で収束したが、今回は最後まで自然循環でプール沸騰であった。ジルコニウム・水反応自体は瞬時に完了するが、反応量は発生する水素および蒸気量がどのくらいの速さで排出されるかで決まる。燃料またはその溶融体は上昇する水素と蒸気、および下降し吸引される蒸気に覆われ、結局供給蒸気不足のいわゆる「じくじく反応」となり長時間続くと考えられる。すなわち発生蒸気と水素の流量が SRV ラインで制限されていると仮定する (本報では限界流と呼称) と、反応量は限界流に比例する。この限界流と原子炉圧との関係は弁メーカーの公表値⁶⁾では (1) 式となる。これは、SRV での限界流 Q kg/h を過熱蒸気とし、弁の C_v 値、蒸気過熱度 ST 、原子炉圧および格納容器圧を P_1 , P_2 kg/cm² とし、 $P_2 > P_1/2$ の場合の式である。

$$Q = 19.4 C_v \times \sqrt{\{(P_1 - P_2) \times P_2\}} / (1 + 0.0013S) \quad (1)$$

ここで重要なことは、定量的なことではなく限界流と原子炉圧 (または格納容器圧) との関係である。例えば今 P_1

$=1.2 \times P_2$ とし, S は一定とすると, 限界流 Q は格納容器圧 P_2 (または原子炉圧 P_1) に比例することになる ($P_2 < P_1/2$ の場合も同様に圧力に比例するし, 発生水素も圧力に比例する)。これは圧力が上がれば限界流すなわち反応量が比例して増加し, ますます圧力が上がり, さらに反応量が増すということの意味する。したがって一度発熱反応であるジルコニウム・水反応が始まると高温部の燃料被覆管(ジルカロイ)は加速度的に燃え尽きるまで反応し, 終了するであろう。

(2) 2号機の原子炉(RPV)・格納容器(D/W)圧の実測値の分析評価

1項の基本的考えをもとに, 2号機の RPV 圧と D/W 圧の変化を分析する (Fig. 12 参照)。2号機については, 3/14の18時過ぎに SRV が開弁され RPV の減圧が行われた。20時過ぎに(①)1回目のジルコニウム・水反応が生じ RPV 圧が急上昇し始めた。この急上昇は圧力に比例し反応が増加するためほぼ直線的に上昇している。一方 D/W 圧(②)は約1時間一定圧が維持されている。これは SRV 放出ラインに水素混じりの過熱蒸気の流路が新しくできて S/C 水の温度成層化 (Fig. 7) が確立するまでの時間と考える。この間蒸気は大部分凝縮しているであろう。

一方, 3/14の21時に運転員が SRV の1つを追加で開弁した(③)。その開弁の影響は RPV 圧にはすぐに現れ圧力は屈曲した。開弁により圧力上昇が減じ, それに応じて反応量上昇も減じたからである。一方 D/W 圧への影響はすぐには現れず(20分後の圧力上昇④は前述②の流路確立の結果である), その約1.5時間後の2回目のジルコニウム・水反応後の圧力上昇(⑤)として現れた。このとき追加開弁したラインの S/C 水の温度成層化がすでに確立していたのですぐに圧力変化が現れたものと思われる。なお, ⑥以降 RPV 圧が減じているのに D/W 圧が上昇して

いるのは, RPV 圧がジルコニウム・水反応による圧力変化であるのに対し, D/W 圧は反応による水素・蒸気の量の積分値であり, ⑥以降も D/W への水素・蒸気の流れは続いているからである。第3回目の反応が⑧, ⑨, ⑩とほぼ直線的に上昇しているのは, 反応が圧力に比例して上昇しているからであろう。その間 D/W 圧は上蓋浮上り(⑦)のためにほぼ一定圧となっていると考えられる。この第3回目の反応時の発生水素量はほぼ第2回目と同等程度 (Table 1 の2号機の① P 値 220 kg 程度) と思われるが, その分は上蓋の浮上り量がこの間増加したものと思われる。なおこれ以降 RPV 圧の変化がみられないのは高压用圧力計の誤差内の変化(以降 RPV 圧は D/W 圧より2~3割高い程度と推定)と考えられる。

(3) 3号機の原子炉・格納容器圧の実測値の分析評価

3号機の Figs. 4 および 13 の①, ②, ③については前項2の2号機と同様の評価が可能である。Fig. 4の①でジルコニウム・水反応が生じ RPV 圧が上昇し設定圧に達し自動減圧した。その後も反応が起き, Fig. 4の②と③で RPV 圧に突変が生じている。Fig. 13の①, ②, ③は Fig. 4の同じ時刻の D/W 圧の変化である。3号機では Fig. 4①の自動減圧前に RPV 弁座リークが長時間続いていた。それである程度 S/C 水の温度成層化がなされていたところに, 「自動減圧信号で8台中6台の SRV が一気に開弁した(添付資料 3-3, p14)」ので D/W 圧はすぐに応答して上昇したものと思われる。以降 RPV 圧に変化がみられないことも2号機と同様の理由である。

3号機の格納容器圧 (Fig. 13) については, D/W と S/C 圧のデータがともに揃っているので昇圧時, 高压維持時, 減圧時に分けて評価する。ここでの分析評価は次節6での発生水素量算定のもととなっている。

まず昇圧時 (Fig. 13の3/13の09:00(①), 11:00~(③), 14:30~(⑤), 3/14の00:00~(⑧))の期間は,

Fig. 13 Containment (D/W and S/C) pressure of unit 3¹⁾

じくじく反応の開始と継続と考える。「じくじく反応」であるジルコニウム・水反応量は蒸気・水素の限界流に比例する。その限界流は圧力に比例するので直線的ないしは加速度的に上昇している。反応速度はその圧力勾配で推定できる。なお、格納容器からの放熱は蒸気飽和温度と壁面温度の差に比例するが、圧力に比例する反応量の上昇には追いつくことができずに格納容器内にその差が蓄熱され、次第に圧力は上昇傾向となる (Fig. 13 の⑧)。しかしながら次の 6 節 1 項ではマクロ評価として簡略のために昇圧時の放熱と蓄熱は均衡しているとして算定する。

次に高圧維持時 (Fig. 13 の 3/13 の 16:30~(⑥) と 3/14 の 07:00~(⑨)) の期間は、反応が継続中なのに D/W 上蓋が浮上り漏えいが始まり、昇圧途中で圧力曲線が屈曲ないし水平になり、高圧維持されていると考える。D/W 上蓋は大口徑 (約 10 m 径) なので隙間の増減は圧力に大きく影響する。その上、圧力上昇が止まると反応量上昇も止まるので、圧力が急転すると考える。蒸気は放熱で凝縮するが、発生水素は凝縮せず蓄積するのでその分が漏えいして圧力一定 (水平) になり高圧維持されたと考える。

最後に減圧時 (Fig. 13 の 3/13 の 09:00~(①), 12:30~(③), 20:30~(⑦), 3/14 の 11:00~(⑩)) の期間は、じくじく反応が停止し、放熱だけとなったために格納容器圧力が下降すると考える。なお、反応の停止とは、高温部のジルコイ (燃料被覆管) 材や溶融体表面の反応は終了したものの溶融体内部等では崩壊熱で高温が維持され、膜沸騰は維持されている状態と考える (Fig. 1 参照)。

6. ジルコニウム・水反応時の発生水素量 (Zr 量) の算定

ジルコニウム・水反応熱が「蒸気圧上昇のための入熱」になるという 5 節 1 項の基本的考えとともに、5 節 3 項の格納容器圧の昇圧時、高圧維持時、減圧時の分析評価をもとに発生水素量 (Zr 量) の算定を行う。

(1) 昇圧時の計算

崩壊熱の蒸気圧上昇分の初期圧にジルコニウム・水反応熱による圧力変化分を加えたものが実測の格納容器圧となっているとして、反応前後の圧力変化の実測値より反応熱を算出する。崩壊熱の絶対値は非常に大きい但其の変化分は初期圧 (実測値) に含まれる。反応が止まり次の反応が始まると、原子炉・格納容器全体体系では崩壊熱が蓄積されていた分、初期圧が少しずつ高くなる。そのことは Fig. 13 の④において、減圧時 (反応が止まったとき) の下限点 (減圧沸騰点) が時間とともに上昇していることからわかる。しかしながら初期圧を実測値で計算しているので崩壊熱の影響は表には現れてこない。

今ジルコニウム・水反応で発生する水素と蒸気を架空的に分けて、体積 $V_1 \text{ m}^3$ は水素だけ、体積 $V_2 \text{ m}^3$ は蒸気だけで昇圧し、最終圧は同じ $P \text{ MPa}$ となり、合計体積は格納容器容積 $V (=V_1+V_2) \text{ m}^3$ となるとする。水素が

$V_1 \text{ m}^3$ の体積内で $G \text{ kg}$ 発生して圧力 P になったとする。標準状態 (20°C , 0.1 MPa) の水素は 2 kg で 22.4 m^3 なので $n=PV/RT$ より G は (2) 式で表される。ここで T は格納容器内の水素の平均温度であるが 200°C と仮定する。

一方蒸気エンタルピーを $h'' \text{ kJ/kg}$ 、水エンタルピーを $h' \text{ kJ/kg}$ 、蒸気比体積を $v'' \text{ m}^3/\text{kg}$ 、水比体積を $v' \text{ m}^3/\text{kg}$ とすると、反応熱で発生した蒸気が体積 V_2 内で h'_1, h'_2, v'_1, v'_2 の状態 1 から h''_2, h''_2, v''_2 の状態 2 へ昇圧したとし、必要な熱量を $Q \text{ kJ}$ とする。いま状態 2 で完全に蒸気となる状態 1 での水の量の体積を $X \text{ m}^3$ とすると、状態 2 の蒸気重量は V_2/v''_2 となり、状態 1 の蒸気重量 $(V_2-X)/v'_1$ と水重量 X/v'_1 の合計に等しくなり (3) 式で表される。0.8 MPa 以下では $1 \gg v'_1/v''_1 (0.001/0.24=0.004 \text{ 以下})$ なので省略し (4) 式となる。

一方状態 1 に熱量 Q を加え状態 2 になったので、状態 2 と 1 のエンタルピー差が Q となり、(5) 式が成り立つ。これに (4) 式を代入し、整理すると (6) 式が成立する。0.15 MPa 以上では h'_1/h'_2 は 6 倍以下で、 $h'_1/h'_2 \times v'_1/v'_2$ は 2.5% 以下 (=6 倍以下 $\times 0.004$ 以下) となり、省略でき (7) 式が成立する。

またジルコニウム・水反応は (8) 式で表され、水素 4 g で 586 kJ の熱が発生するので反応熱は $0.147 \times 10^6 \text{ kJ/kg}$ となる。昇圧に必要な熱量 $Q \text{ kJ}$ は反応熱と等しくなり (9) 式で表される (架空体積 V_1 と V_2 は繰り返し計算)。

$$G = V_1 / 11.2 \times P / 0.1 \times 293 / T \quad (2)$$

$$V_2/v''_2 = (V_2 - X) / v'_1 + X/v'_1 \quad (3)$$

$$X/v'_1 = V_2 (1/v''_2 - 1/v'_1) \quad (4)$$

$$Q = V_2/v''_2 \times h''_2 - \{ (V_2 - X) / v'_1 \times h'_1 + X/v'_1 \times h'_1 \} \quad (5)$$

$$Q = V_2 \times (h''_2/v''_2 - h'_1/v'_1) + V_2 (1/v''_2 - 1/v'_1) \times h'_1 (h'_1/h'_2 \times v'_1/v''_1 - 1) \quad (6)$$

$$Q = V_2 \times \{ (h''_2/v''_2 - h'_1/v'_1) - h'_1 \times (1/v''_2 - 1/v'_1) \} \quad (7)$$

$$Q = G \times 0.147 \times 10^6 \quad (9)$$

(2) 高圧維持時および減圧時の計算

高圧維持は、反応熱と放熱が均衡している間に、D/W の上蓋が浮上り隙間が上下してほぼ一定圧力になるように発生水素が漏えいすると考える。反応熱はその直後の減圧時の凝縮熱から算定する。すなわちその後の減圧は、均衡していた反応熱と放熱の中で反応熱がなくなり凝縮減圧したと考える (反応熱 = 放熱 = 凝縮熱)。

体積 $V \text{ m}^3$ の格納容器内で h'_1, v'_1 の状態 1 から h'_2, h'_2, v'_2 の状態 2 へ減圧したとき、凝縮熱 $Q \text{ kJ}$ は、(7) 式の算出と同様の方法で (10) 式となる。この減圧時の凝縮熱を単位時間当たりで換算し高圧維持時の単位時間当たりの放熱量とする。その放熱量と同じ反応熱が時間当たり発生して高圧を維持するとともに漏えい水素を発生しているとする。単位時間当たりの水素発生量 $g \text{ kg/h}$ を反応熱の (9) 式から算出する。それに高圧維持時間を掛けて、その間の

水素総発生量 G kg を算定する。

$$Q = V \times \{ (h_1''/v_1'' - h_2''/v_2'') - h_2' \times (1/v_1'' - 1/v_2'') \} \quad (10)$$

(3) 計算例

3号機の3/13の14:30から3/14の00:00までのD/W圧とS/C圧(Fig. 13の⑤, ⑥, ⑦)の昇圧時と高圧維持・減圧時の計算例を示す。

まず昇圧時の計算例を示す。3/13の14:30にD/Wが0.25 MPa($v_1''=0.746$, $h_1''=2716$, $h_1'=533$), S/Cが0.18 MPa($v_1''=1.0$, $h_1''=2,701$, $h_1'=490$)から16:30にD/Wが0.42 MPa($v_2''=0.445$, $h_2''=2,740$)に, S/Cが0.36 MPa($v_2''=0.519$, $h_2''=2,733$)に昇圧した。

D/W(容積 4,000 m³)とS/C(容積 3,000 m³)の各々に分けて算出する。

D/Wについては V_1 を220 m³, V_2 を3,780 m³に分けると(繰返し計算結果)。(2)式よりD/Wの昇圧に必要な発生水素量(G)は51 kgとなり, その反応熱 Q は(9)式より 7.5×10^6 (kJ)となる。一方蒸気側の昇圧に必要な熱量 Q は(7)式より 7.6×10^6 kJとなり(9)式より求めた反応熱で賄われたことになる。

次にS/Cも同様に V_1 を200 m³, V_2 を2,800 m³に分けると発生水素量 G は40 kgとなり, その反応熱 Q は(9)式より 5.9×10^6 kJとなる。一方蒸気側の昇圧に必要な熱量 Q は(7)式より 5.8×10^6 kJとなり(9)式より求めた反応熱で賄われたことになる。

したがって3/13の14:30から16:30の格納容器(D/WとS/C)昇圧に必要な水素量は各々51 kgと40 kgで合計は91 kgとなる。

次に高圧維持時と減圧時の計算例を示す。昇圧後の高圧状態が16:30から20:30まで約4時間継続した。このときの放熱量と20:30からの減圧時の凝縮熱は単位時間当たり同じとするので, 逆算からジルコニウム・水反応による水素発生量を算定する。

まずD/W側は20:30に0.43 MPa($v_1''=0.436$, $h_1''=2,741$)から24:00の0.25 MPa($v_2''=0.746$, $h_2''=2,716$, $h_2'=533$)へと下降しているなのでその凝縮熱 Q は(10)式より 8.6×10^6 kJとなる。一方S/C側は20:30に0.37 MPa($v_1''=0.505$, $h_1''=2,734$)から24:00の0.27 MPa($v_2''=0.690$, $h_2''=2,720$, $h_2'=543$)へと下降しているなのでその凝縮熱 Q も(10)式より 3.5×10^6 kJとなる。D/WとS/Cの合計で20:30から24:00までの3.5時間での総凝縮量は約 12×10^6 kJとなり, 必要な水素発生量 g は23 kg/h($=12/0.147/3.5$)となる。それが16:30~20:30の4時間続いたので92 kg($=23 \times 4$)の水素量となる。昇圧時の発生水素はD/WとS/Cはそれぞれ51 kgと40 kgであり, 高圧維持時の発生水素量92 kgはほぼその比で分かれる。しかしながらD/Wの方は上蓋隙間よりその内の92 kgが放出される。すなわちD/Wに10 kgが, S/Cに80 kgが残り, 分圧となる(Fig. 13の④)の減圧下限点では分圧としてDWとSCの差圧に影響)。

(4) 1, 2, 3号機全体への展開

代表的な計算例を前項3に示したが, 同様の計算を1, 2, 3号機の全域(Figs. 5, 9, 13参照)に対して行った。その計算条件と結果をTable 1に示すが圧力変化については主要値のみ記載する。水素4 kgとZr 91 kgが反応する((8)式)として各々総水素量(および相当のZr量)は, 約1,320 kg(Zr30トンに相当), 約1,700 kg(Zr39トンに相当), 約1,900 kg(Zr43トンに相当)となる。一方1, 2, 3号機のそれぞれの炉心内の総Zr量は36トン, 43トン, 43トンなので, いずれも大部分のZrが水と反応したことになる。またこの全域の検討において1, 2, 3号機を通してしてみると, 最大水素発生量が, Table 1の1号機①(水素爆発直前)と2号機②で約130 kg/h(@0.7 MPa)に対して, 3号機⑥(水素爆発直前)では約230 kg/h(@0.5 MPa)と約2倍近くあり, 上蓋の浮上がり量は最大であったことがわかった。これは, 事故後格納容器内を「窒素加圧(+数kPag)したときに1, 2号機は加圧できたのに, 3号機は加圧できずに大気圧のままであった(添付資料4, p41)」こととも一致する。3号機の格納容器の上蓋ボルトが第3回目(Fig. 4③とFig. 13③)の予熱なしのいきなりの急昇圧(7.5 MPa)でかなり塑性変形したことが推察できる。

7. 原子炉压力容器(RPV)底貫通時期の推定

時間が経過し崩壊熱やジルコニウム・水反応熱が弱まり, 溶融体周りの膜沸騰の終了時(遷移沸騰時)には蒸気膜が破れ, 密度が千倍ほどの水が流入しジルコニウム・水反応が激化し急加熱される。したがって最後の急昇圧である2号機の3/16の12時頃(Fig. 9④)と3号機の3/20の12時頃(図なし)の昇圧はRPV底貫通の可能性がある。両者の水素発生量は各々240 kg(Table 1の2号機④)(Zr5.5トンに相当)と194 kg(Tabke 1の3号機⑨)(Zr4.5トンに相当)と算定された。一方RPV底が貫通すると溶融体からの放射能がS/C水を通らずに(水浄化機能なし)直接D/Wに放出され, 上蓋隙間等から外部放出されるので放射能レベルの上昇が予想される。ちょうどこれらの時刻と正門付近放射能レベルの急上昇時(Fig. 8⑤)とが一致する。また3/21の3号機からの黒煙(添付資料3-6)は貫通後の溶融炉心によるケーブル等の燃焼と筆者は推定する。

8. 原子炉・格納容器圧実測値に対する再評価と未解明事項の解明

ジルコニウム・水反応後の炉心では膜沸騰となり, 反応量がほぼ圧力に比例するようになる。圧力が増すと反応が増え, ますます圧力が増えるということである。これは, 現象解明を主目的としたマクロ的な考察・評価から得られた結論の1つである。その反応速度は圧力勾配で推定できる。この視点で2, 3号機の原子炉および格納容器

の圧力変遷を全体的に再評価してみる。格納容器圧力変化の複数の山谷 (Fig. 13) において、昇圧時の勾配が時間の経過に従って緩やかとなっている。これは、最初高温の燃料被覆管 (ジルカロイ) が激しく反応し、次にそれらが崩れ、徐々に溶融塊となっていった反応が緩やかになっていったためと思われる。特に、2, 3 号機ともに最初 3 回ほど 1~3 MPa の RPV 圧の突変が生じている (Fig. 4, 12)。すなわち炉心内の 3 ヶ所ほどで順次、林立していた燃料集合体が激しく反応したからであろうと筆者は考える。

昇圧中に圧力曲線が急に屈曲ないし反転する事象 (Fig. 12 の⑦と Fig. 13 の⑥, ⑨) が生じているのは、DW 上蓋が浮上り、漏えいが始まり、反応上昇が圧力に比例しすぐに収まったからであろう。これは 2 号機 (Fig. 12) や 3 号機 (Fig. 13) の実測値の圧力変化挙動をよく説明できる。圧力急上昇を防いだのは上蓋浮上りであり、その漏えい量が大きかったことが推察できる。一方第 5 回進捗報告では、RPV 圧の急上昇時に D/W 圧が上昇せずに一定になっている事象 (2 号機の 3 回目の反応 (Fig. 12 の⑦⑧⑨⑩)) について、未解明としつつも解析では、「RPV 圧力、D/W 圧力を再現するような蒸気・水素量をサーチして設定する (添付 2-9, p10)」として、水素発生はゼロ (反応停止) なのに蒸気だけ大量発生させている。これは物理現象に合わないコンピューター上の調整である。それに対し、反応の開始により RPV 圧は急上昇するものの上蓋浮上りにより D/W 圧は一定になる (5 節 2 項) という筆者の考えの方が物理現象に合うであろう。

また重要な未解明事項である「ベント弁開閉 (による減圧・昇圧) とベント放出と一致しなかった」のは、ベント弁開閉による放出量が、圧力に比例し上昇する反応量の増加に比較し少な過ぎたからであろうと筆者は考える。ベント放出量は、圧力勾配を少し変化させる程度か上蓋隙間を少し上下させる程度であったからであろう。また「3 号機のほぼ全域に渡り、(原子炉から S/C 経由で D/W へ流れるのに) S/C 圧が D/W 圧より低い (Fig. 13)」 (未解明事項) については、最も蒸気圧が高い過熱気味の S/C 水表面から、凝縮している D/W 壁面や S/C 壁面に蒸気流れができていて、D/W に比べドーナツ形状の S/C の方が体積当たりの放熱が大きいから S/C 圧が低くなっている (5 節 1 項) と筆者は考えている。これはまた Fig. 13 の④での減圧最下点での不可解な挙動をも解明できる。すなわち、最初の 2 ヶ所で低圧時まで差圧が維持されているのは、昇圧時開弁していた真空破壊弁 (Fig. 7 に記載ないが D/W と S/C の連絡管下端部に設置されている逆止弁) が減圧時に閉弁するからである。一方「3/14 の 0 時頃と 11 時頃の減圧時の D/W 圧と S/C 圧の逆転現象」 (Fig. 13 中記載の未解明事項) は DW 内 (上蓋浮上りで水素漏えい) と SC 内に残った水素の分圧差によって生じる (6 節 3 項) が、このときは真空破壊弁が開弁するので差圧はすぐに減

少している。これらの未解明事項はお互いに見て矛盾するような内容であるが、格納容器圧の昇圧・減圧がベント弁開閉によるものではなく、反応の開始・停止および上蓋浮上りによる昇圧・減圧状態の変化であるとするだけで、このように矛盾なく説明できる。

III. ま と め

炉心冷却喪失後ジルコニウム・水反応が生じて以降の原子炉・格納容器の圧力変化について、実測値をもとに 1 つ 1 つ物理現象を簡易計算で確認しながらマクロ的知見で考察し、1, 2, 3 号機全体の反応の進展に対して、新たな解釈を示すことができた。崩壊熱とジルコニウム・水反応熱により発生した蒸気および水素で、炉心は膜沸騰状態になりそれが持続する。そのとき生じた蒸気および水素の流れは安全弁 (SRV) ラインで制限される (本報では限界流と呼称) ので、反応は供給蒸気不足で長時間じくじくと継続すると仮定した。この限界流一定の仮定をすると反応は圧力に比例することになり、圧力が上昇すると反応量は比例して上昇し、さらに圧力を上昇させることになる。この圧力急上昇を抑制したのは格納容器 (D/W) 上蓋の浮上りによる漏えいである。これらのことは圧力の実測値データの変遷とよく一致する。一方崩壊熱だけで炉心注水の顕熱と潜熱を消費しさらに蒸気圧を維持している状態で、ジルコニウム・水反応熱が加わると蒸気圧変化はジルコニウム・水反応に支配される。すなわち格納容器圧変化はジルコニウム・水反応熱の変化に支配され、反応自体は限界流に支配される。そこで、格納容器の昇圧は反応熱で、高圧維持は反応熱が放熱と均衡し発生水素が漏えいしているとし、減圧は反応が停止し放熱だけとなったとして、反応水素量 (ジルカロイ量) を算定した。この極めて大胆な仮定の下で 1, 2, 3 号機の格納容器圧力変遷の個々の実測値から発生水素量 (ジルカロイ量) を算出し合計した (Table 1)。その結果、1, 2, 3 号機とも極めて正確に炉心内の総ジルカロイ量に近い値が算出され、ジルカロイは大部分水と反応したものと推定された。さらには多くの未解明事項も合理的に説明することができた。現象把握を第一の目的とするマクロ評価としては今回の解釈・解析が妥当であると思われた。また崩壊熱が減少する膜沸騰終了時に蒸気が水に変わりジルコニウム・水反応が激化することを想定することにより、原子炉容器底貫通時期を特定した。2, 3 号機格納容器圧力変化と正門付近放射能レベルの上昇との一致でそれを確認した。さらに放射能放出に最も影響を与えた 2 号機格納容器破損 (小孔貫通) 原因とその部位を推定することができた。

— 参考文献 —

- 1) TEPCO, *Unconfirmed Items in Fukushima Meltdown Accidents (5th Report)*, available from, (https://www.tepco.co.jp/decommission/information/accident_unconfirmed/),

- (accessed on 20 Feb. 2021), [in Japanese].
- 2) T. Matsuoka, “True cause of Fukushima meltdown accident (New analysis about loss of core cooling based on latest data),” *Trans. At. Energy Soc. Jpn.*, **20**(2021), [in Japanese].
 - 3) M. Ishikawa, “How do Core melt and Hydrogen explosion occur in Fukushima Nuclear Power Plant Accident?,” *Jpn. Electric Assoc., Jpn.*, **1**, 20-239 (2018), [in Japanese].
 - 4) Energy machine engineering, *Boiling Curve*, www.kz.tsukuba.ac.jp/~abe/ohp-energy/en2017-04.pdf, (accessed on 20 Feb. 2021), [in Japanese].
 - 5) J. Sugimoto, K. Hashimoto, N. Yamano, A. Hidaka, Y. Maruyama, H. Uezuka, T. Fuketa, T. Nakamura, K. Soda, M. Katanishi, “Findings from CSARP; Cooperative severe accident research program,” *J. At. Energy Soc. Jpn.*, **39**, 123-134 (1997), [in Japanese].
 - 6) HISAKA, *Calculating Formula of Cv Factor*, <https://www.hisaka.co.jp/valve/techDoc/techDoc01.html>, (accessed on 20 Feb. 2021), [in Japanese].
-