



福島第一原子力発電所 3号機事故の熱流動現象の推定 — 高圧注水系 (HPCI) が途中で止まった場合 —

Heat and Fluid Flow in Accident of Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant, Unit 3
- When the high pressure coolant injection system (HPCI) stopped -

東北大学 流体科学研究所 円山 重直 Shigenao MARUYAMA 正員

An accident scenario of Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant, Unit 3 is analyzed from the data open to the public. The author assumed that the high pressure coolant injection system (HPCI) stopped before TEPCO stopped it manually, and the vapor in the reactor pressure vessel (RPV) is condensed in the condensate storage tank. The estimation describes that the rupture time of the reactor pressure vessel was at 8:55 13/3/2011. The estimation shows that the rupture time of the pressure containment vessel (PCV) was at 9:05 13/3/2011. These estimations are different from the ones by TEPCO, however; many measured evidences show good accordance with the present scenario.

Keywords: Nuclear Power Plant, Accident, Heat and Fluid Flow, High Pressure Coolant Injection System, Fukushima Daiichi Unit 3

1. 緒言

著者らは、福島第一原子力発電所（以下原発という）の事故発生当初から、不完全ながらも、各種の熱流動解析や事故の早期収束に向けた提言を行ってきた^[1]。原子炉の早期収束のためには、現象の理解が重要である。東京電力（TEPCO）等では、非常用復水器（IC）がほとんど動作していないという認識で、1号機の破壊状態を予測している。しかし、前報^[2]では、1号機の熱流動解析を行い、ICが動いていたと仮定した場合に、多くの計測データが説明できることを示した。

原子炉での現象はエネルギー・水・放射能の保存則が成り立っており、計測誤差も含めて全てが合理的・定量的、もしくは少なくとも定性的に説明されなければならない。その意味では、事故当初からの不正確なデータも含めて、これまで集めたデータが推定される事象の裏付けとなれば、それが過去に起きた現象である。

本報では、3号機の熱流動解析を行う。本報告の推定が正しかったかどうかは、約10~30年後に原子炉を解体する時に明らかとなるであろう。しかし、原発事故の早期収束のために、あえて不正確さの誹りを承知で原発事故を解析する。

東京電力（TEPCO）は福島原発各原子炉のメルトダウンシナリオを発表した^[3]。そこでは、13日6時頃に原子

炉圧力容器（RPV）水位が有効燃料頂部（TAF）に達し、同日8時頃に炉心損傷を開始し、14日8時頃にRPVが破損したと推定している。燃料は全てRPV内に残存していると推定している。蒸気が漏れなかったシナリオでは、RPVが全く破損していない可能性も指摘している。

TEPCOのシナリオでは、隔離時冷却系（RCIC）が停止した後、高圧注水系（HPCI）が手動停止されるまで健全に作動しており、逃がし安全弁（SRV）によるRPVの強制減圧が成功した仮定での解析である。政府の中間報告^[4]では、HPCIを作業員が手動停止した件について言及している。しかし、計測データを詳細に検討すると、HPCIは手動停止以前に停止した可能性がある。また、SRVの作動とRPVの減圧時間が微妙にずれていることから、SRVによる強制減圧が間に合わなかった可能性もある。著者は、これまでの熱流動解析で、3号機の破損状況が大きい可能性を指摘してきた〔文献^[1]の（HTC Rep. 19.2, 2011/10/13）、以下文献として扱い（HTC Rep. 19.2, 2011/10/13）と記す〕。

そこで本報では、HPCIが途中で停止し、RPV内の蒸気が復水タンクに逆流し、SRVの減圧直前にRPVが破損した仮説を立て、それを検証する。検証には前報^[2]と同様な定常解析と共に、破損時の急激な圧力変化に対応できる準定常解析を行い、本破壊シナリオの妥当性を検証する。

原発事故の早期収束と再発防止には、原発事故と原子炉の現状を的確に理解することが重要である。そのためには、あらゆる可能性を検討することが必要だと考えられる。

連絡先: 円山重直、〒980-8577 仙台市青葉区片平
2-1-1、東北大学流体科学研究所
E-mail: maruyama@ifs.tohoku.ac.jp

2. 原子炉パラメータの検証

2.1 崩壊熱の検証

著者らは、原発の崩壊熱のデータを公開してきた(HTC Rep. 1.5, 2011/05/27)。使用した崩壊熱予測式を以下に示す^[5]。

$$\frac{P(t)}{P_0} = 0.066 \left[t^{-0.2} - (t_s + t)^{-0.2} \right] \quad (1)$$

ここで、 P [W] は崩壊熱、 P_0 [W] は通常運転時の原子炉熱出力、 t [s] は原子炉停止からの経過時間、 t_s [s] は燃料棒使用時間である。 t_s に関しては、定期検査等で核反応を止めている時間は含まないため、簡単には見積もることができないが、参考文献^[6]より燃料棒使用時間を $t_s = 1.78$ [year] と算出した。

また、式(1)を積分することにより任意の時間における総発熱量 $Q_{t_1 \rightarrow t_2}$ [J] が次式で表される。

$$Q_{t_1 \rightarrow t_2} = \int_{t_1}^{t_2} P(\tau) d\tau \quad (2)$$

$$= 0.0825 P_0 \left[t_2^{0.8} - t_1^{0.8} + (t_s + t_2)^{0.8} - (t_s + t_1)^{0.8} \right]$$

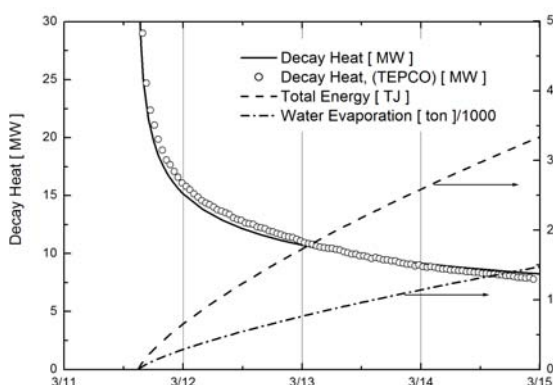


Fig. 1 Comparison of decay heat and integrated energy in RPV

図1は崩壊熱の時系列変化とその積分値ならびに積分エネルギーと同等の水の蒸発量を示している。図中には東京電力 (TEPCO) の公開データ^[3]の崩壊熱との比較を示す。両者は比較的良好に一致する。

2.2 放射線モニターと原子炉事象との関係

今回の原発事故では、事故当初から全てのデータが得られているわけではないが、放射線強度のモニターを行

っている。その記録は各原子炉で何が起こったかを正確に記録している。放射線データは、ドライウエル (D/W) の破損 (Rupture) やベント (S/C Valve Open) の直後から上昇し、放出された放射性ガスプルームの大きさや形状、ガスの放射線強度によって、放射線モニターの放射線量が急激に増大し、放出ガスの量が減少すればその強度も減少する。

これまで得られている原子炉パラメータは不完全である。しかし、不完全な水位データと圧力データを見比べて原子炉崩壊熱の時間推移を考えて解析モデルで検証しながら放射線の変化を見ることによって、原子炉の時系列現象を推定することができる。その推定方法についてはこれまでのレポート^[1]で詳述してきた。

2.3 容器破断からの水蒸気流量の推定方法

2.2項で示したように、崩壊熱の時系列変化は比較的正確に見積もることができる。崩壊熱は蒸気として破損容器から放出されるので、式(1)より蒸気の質量流量 \dot{m} [kg/s] を見積もることができる。容器内外の圧力差が分かれば、ベルヌーイの式で破断面積が推定できる(HTC Rep.1.5 2011/05/27)。破断開口面積 A [m²] は次式で表される^[7]。

$$\dot{m} = CA\sqrt{2\rho_1(p_0 - p_1)} \quad (3)$$

ここで、 p_0 [Pa] は容器内圧力、 p_1 [Pa] は容器外の圧力、 ρ_1 [kg/m³] は流れの最小断面積における密度である。オリフィスの流量係数 C は入り口オリフィスの場合 0.60 とすることができる。式 (3) は、非定常計算における開口部からの蒸気流量の計算にも使用できる。

圧力差が大きくなると容器開口部が音速になる。その時の流量は次式で表される^[8]。

$$\begin{aligned} \dot{m} &= CA\rho^* a^* \\ &= CA\rho_0 \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{1}{\kappa-1}} a_0 \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{1}{2}} = C \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{1}{\kappa-1} + \frac{1}{2}} A\rho_0 a_0 \\ \text{for } \frac{p_1}{p_0} &< \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \end{aligned} \quad (4)$$

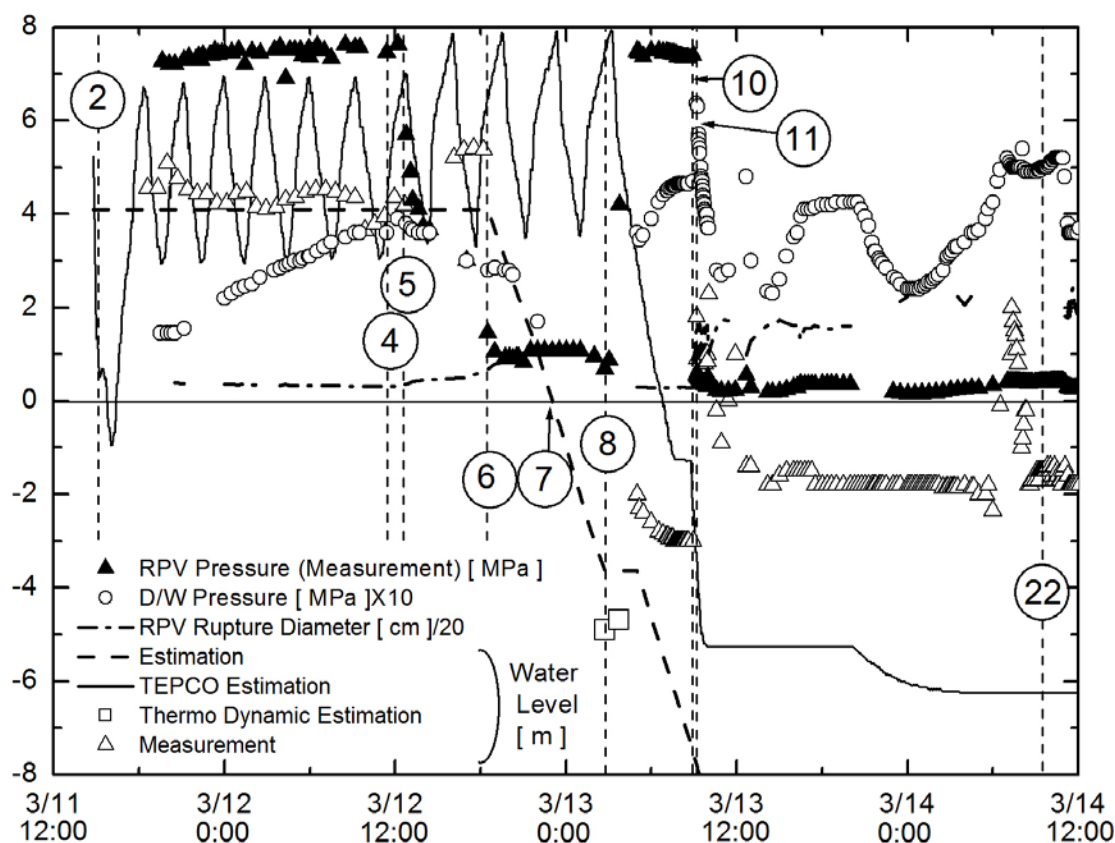


Fig. 2 Plant parameters, estimated water levels and rupture diameter of RPV

ここで、 a [m/s] は音速、 κ は蒸気の比熱比で、近似的に 100°C の飽和蒸気の値 1.34 を使用した。添え字 0 は容器内の値、* は音速状態を示す。

3. 圧力容器 (RPV) の破壊シナリオ

3.1 高圧注水系 (HPCI) は手動停止するまで動いていたか

表1は、3号機で起きた事象^[3]を示している。表中には本報で推定した事象とTEPCOが推定した事象^[3]も示している。3号機では表1に示すように、RCICが事故直後から作動していた。しかし、何らかの理由でRCICが3月12日11時36分に停止し、RPV内水位が低下したために12時35分にHPCIが自動起動した。報告書等^{[3][4]}では13日2時44分に作業員が手動でHPCIを停止するまでHPCIが作動し続けたことになっている。

HPCIはRCICと同様に炉心からの蒸気でタービンを駆動し、それに直結したポンプで炉心に水を注入する装置である。カタログ上は、ゲージ圧で1.03MPaから7.74MPaで作動するとされている^[4]。ただし、これは正常なサプレッションチャンバー (S/C) のタービン背圧つまり1気圧を仮定しているの、本事故の場合はS/Cまたはドライウ

エル (D/W) とRPVの圧力差で換算するべきである。また、HPCIはスクラム直後から作動させることを考慮しているようで、注水能力が268kg/sとRCICの10倍以上の能力がある。その分タービンが消費する蒸気量も大きい。HPCIが起動した時点での崩壊熱による水の蒸発量は式 (1) より5.3kg/sであり、HPCIの能力の1/5である。

図2は、TEPCO発表のプラントパラメータ^[7]と式 (3) 及び (4) で推定したRPV破断面の等価直径、図1の崩壊熱を用いて推定したRPV水位を示す。ただし、文献^[7]には3月13日以前の水位データがないので、文献^[3]のデータを図面から読み取っている。図中の番号は、表1に示す原子炉事象が起きた時刻を示す。

図中に示した水位の推定では、HPCIが途中で停止する仮説を立てた。まず、12日12時30分にHPCIが起動するとRPV内の圧力が急激に減少している。このことは、HPCIが作動することによりRPV内の圧力が減少し、D/Wの圧力が減少することとも定性的に符合する。TEPCOの解析^[3]ではこの圧力データを無視している。

Table 1 List of events occurred in unit 1
 * shows approximate time
 (Estimation) shows present estimation
 (TEPCO) shows TEPCO's estimation
 Facts are according to Ref.^[3]

No.	Time	Facts
1	3/11 14:47	Earthquake、 Succeed in Scrum
2	15:05	RCIC Manual Start, Stop, Start, Stop ...
3	15:38	AC Power Black Out
4	3/12 11:36	RCIC Stop
5	12:35	HPCI Automatic Start
6	19:00	HPCI Stop (Estimate)
7	22:30	TAF 0m (Estimate)
8	3/13 02:44	HPCI Manual Stop (Valve Closed)
9	05:10	TAF -3.8 m (Estimate)
10	08:55	RPV Rupture (Estimate)
11	09:05	D/W Rupture (Estimate)
12	09:08	RPV Pressure Release by SRV
13	09:25	Water (with Boric Acid) Injection Start
14	11:17	S/C Large Valve Close
15	12:20	Water Injection Stop
16	12:30	S/C Large Valve Open
17	13:12	Seawater Injection Start
18	20:10	S/C large Valve Open (TEPCO Estimation)
19	3/14 01:10	Seawater Injection Stop
20	03:20	Seawater Injection Start
21	06:10	S/C Small Valve Open
22	*09:30	D/W Rupture (TEPCO)
23	11:01	Hydrogen Explosion in R/B
		Seawater Injection Stop
24	16:30	Seawater Injection Start
25	3/15 16:00	S/C Large Valve Open
26	3/17 21:00	S/C Large Valve Open

前述したように、HPCIは1.03MPa以下の圧力差では動作が保証されていない^[4]。そこで、本解析ではRPVとD/Wの圧力差が最低使用圧力を下回った0.76MPaとなった12日19時点でHPCIが停止したと仮定した。この頃のHPCIは動作が不安定だったとTEPCOから報告されている^[4]。HPCIが停止してもHPCIの注水源である復水タンクとポンプとのバルブは繋がっているため、RPVからの蒸気が停止したポンプを介して復水タンクに逆流して凝縮する

と考えた。従って、HPCI停止以後、作業員がHPCIのバルブを閉鎖する13日2時44分までRPV内の水位は低下し続けることになる。著者は、熱力学モデルを使用し、2号機の水位、圧力変化を解析した^[8]。そこでも、RCICが停止した後蒸気が逆流する仮定を設けると、2号機の実測値を良く推定することが出来た。そのことも、本仮定の妥当性が示されていると考えられる。

本解析では、12日22時30分に水位が有効燃料頂部（TAF）に達した後では、燃料が崩壊し全ての燃料が水と接していると仮定した。また、RPV内にある気水分離器やシュラウド、制御棒などの体積や熱容量は無視した。HPCIのバルブが閉鎖されると水位はほぼ一定になり、その水位はTAF-3.6mである。その後、圧力が急激に上昇し13日5時にRPV圧力が7.48MPaとなり逃がし安全弁（SRV）が作動して再び水位が低下した。5時10分にはTAF-3.8m（燃料棒下部付近）に到達したと推定される。RPVが破壊したと予想される13日8時55分には水位はRPV底部に達している。

図2を見ると、13日9時以後にRPVに約18cmの等価直径の亀裂が存在し、以後はその大きさに大きな変化が無いことが分かる。図2の水位推定と比較すると、このとき、RPVはTAF-7.4mであり、燃料は溶けていると考えられる。水の残存量から大胆な予測をすれば破損部はRPV底部から約2mの場所が推定される。後述するようにRPVが8時55分に破壊しその蒸気が一気にPCVに流入し、そのためにD/Wが高圧になりD/Wが9時5分に破壊した予想と一致する。TEPCOの報告^[2]では、RPVの破壊推定時刻は14日9時30分頃であり、本解析よりかなり遅い時刻である。

3.2 HPCI閉鎖後におけるRPV水位の熱力学的検証

13日2時44分に作業員がHPCIのバルブを閉鎖してから13日5時にSRVが作動して蒸気が放出されるまで、RPVは外部から遮断されている。この間の圧力データからRPVに水がどのくらい残っていたか検証する。

ここで、 V_{RPV} [m³] をRPV体積、 M_1' 、 M_1'' [kg] を飽和水および飽和蒸気の質量、 h [J/kg] をエンタルピー、 ρ [kg/m³] を密度とすると、時刻 t_1 、 t_2 における質量およびエネルギーの保存則は次式で表される。

$$\begin{aligned}
 M_1' + M_1'' &= M_2' + M_2'' \\
 h_1' M_1' + h_1'' M_1'' + Q_{t_1 \rightarrow t_2} &= h_2' M_2' + h_2'' M_2'' \quad (5) \\
 \frac{M_1' + M_1''}{\rho_1'} + \frac{M_1''}{\rho_1''} &= \frac{M_2' + M_2''}{\rho_2'} + \frac{M_2''}{\rho_2''} = V_{RPV}
 \end{aligned}$$

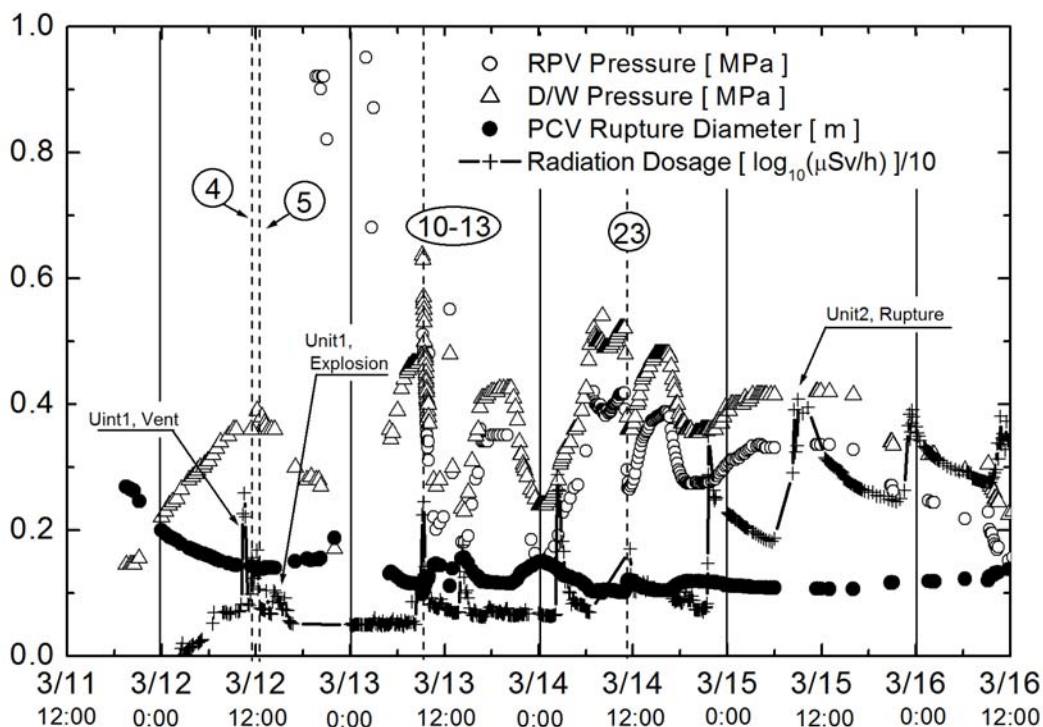


Fig. 3 Plant parameters, radiation dosage and estimated rupture diameter of PCV

ここで、 X' 、 X'' はそれぞれ水と蒸気の飽和状態を表し、添え字1と2は時刻を表す。積分崩壊熱量 $Q_{t_1 \rightarrow t_2}$ [J] は、式(2)で計算される。RPVが閉鎖されている t_1 : 13日2時44分と t_2 : 3時44分の圧力データ0.59MPaと4.2MPaを用いて式(5)を満足する値を計算すると、水の体積 $V_1' = 77[\text{m}^3]$ 、 $V_2' = 81[\text{m}^3]$ となる。この水量は、それぞれTAF-4.9mと-4.7mに相当する。図2にはその値も示すが、3.1項の推定と比較的良く一致する。TEPCOの水位の推定^[3]はこの値と大きく矛盾する。

以上から推定すると、HPCIは13日2時44分に作業員が手動停止する以前に停止し、蒸気が逆流していた可能性も否定できないと考えられる。

4. 格納容器 (PCV) の破壊シナリオ

図3は、RPVとD/Wの圧力と放射線強度、式(3)および(4)で推定した破損部の等価直径の時系列変化を示したものである。

RPV破損後暫くするとRPVの圧力がD/Wより低くなっている。蒸気はRPVからD/Wに流れているからこのデータは矛盾する。3月14日以後のデータはD/WとRPVの圧力差は0.1MPaで、ほぼ一定となっている。RPVの圧力計は計測レンジがD/Wのほぼ10倍と考えられ、0.1MPaのレンジでは精度が十分でないことも推測される。そこで、RPV圧力に+0.1MPaのバイアスをかけてデータ

解析をすると矛盾無く現象を記述できるので、以後はRPV圧力に0.1MPaの補正を行う。

RPVとD/Wが破損したと推定される13日9時頃、13時50分、14日2時、および水素爆発した11時01分頃に放射線量が増大している。13日以前の放射線量増大は、1号機関連であると推定される。

定常解析で推定される、破断面積の等価直径はほぼ10cmである。破断面積は水素爆発で大きな変化が認められないので、破損場所は、1号機と同様にD/W下部とS/Cを接続する円筒接合部またはそのペロー部分が疑われる。TEPCO^[3]ではPCVの破壊には言及していない。

5. 動的モデルによる原子炉破壊の推定

5.1 原子炉の解析モデル

3および4節と前報^[2]では、崩壊熱による蒸気発生とRPV、格納容器(PCV)の圧力差がバランスしているという仮定を導入した定常解析でRPVとPCVの破損断面積を推定した。原子炉破壊直後は内部の蒸気が急激に放出されるため、前報の定常モデルは適用できない。そこで、準定常の炉内圧力の動的挙動を検証するために熱力学モデルを構築し炉内の非定常圧力変化を検証する。

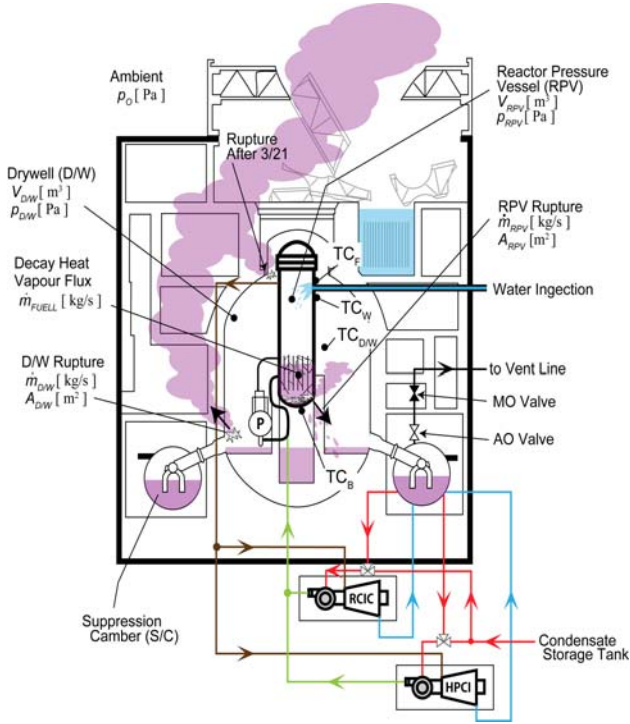


Fig. 4 Physical model of Unit 3

図4は、本解析対象の3号機の解析モデルを示す。RPV内の燃料瓦礫は、式(1)に相当する発熱があるが、その熱は質量流量 \dot{m}_{FUEL} [kg/s] の飽和蒸気としてRPV内に放出される。13日8時55分以後は、RPVが破損し面積 A_{RPV} [m²] の破断面から \dot{m}_{RPV} [kg/s] の蒸気がPCV内に放出される。本報では、PCVをD/Wとして記述する。D/Wの蒸気は $A_{D/W}$ [m²] の破断面から $\dot{m}_{D/W}$ [kg/s] の質量流量で圧力 p_0 [Pa] 大気中に放出される。3月21日から23日にかけて注水量が激減し原子炉が高温となったために新たなPCV破損が推定される。図中にはこれら諸量の記号を示す。

5.2 原子炉破壊の断熱過程モデル

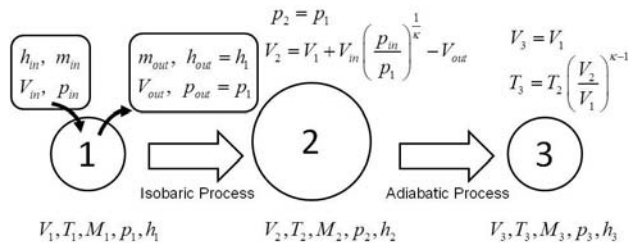


Fig. 5 Thermodynamic model of pressure vessel

PCVとRPVの動的圧力変化を解析するために、図5に示す熱力学モデルを構築する。状態1の容器に外部から m_{in} [kg] の飽和蒸気が流入し、 m_{out} [kg] の飽和蒸気が流出

する。このときの容器の変化を2段階の過程を使って記述する。つまり、流入する蒸気を一端断熱膨張で p_1 [Pa] まで減圧し容器1に流入させる。流出する蒸気は状態1の圧力で流出し体積を減じる。従って、この等圧変化の状態2では、エネルギーと質量保存の法則から次式が得られる。

$$\begin{aligned} M_2 &= M_1 + m_{in} - m_{out} \\ h_2 &= \frac{M_1 h_1 + m_{in} h_{in} - m_{out} h_{out}}{M_1 + m_{in} - m_{out}} \\ V_2 &= V_1 + V_{in} \left(\frac{p_{in}}{p_1} \right)^{1/\kappa} - V_{out} \\ T_2 &= T_1 + \frac{h_2 - h_1}{c_p} \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 c_p [J/(kg·K)]、 κ は、それぞれ蒸気の定圧比熱と比熱比である。状態2から3への変化は、断熱過程とする。つまり、状態2で変化した体積を、断熱過程で状態1の体積に戻す。微小変化に対して理想気体の状態変化で近似すると、その圧力と温度は次式で表される⁹⁾。

$$\begin{aligned} p_3 &= p_2 \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^\kappa \\ T_3 &= T_2 \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^{\kappa-1} \end{aligned} \quad (7)$$

ただし、状態3の温度が p_3 の飽和温度より低下すると、蒸気が凝縮して潜熱が供給され飽和温度になるとして、次式を仮定した。この凝縮によって、容器内の蒸気質量は若干減少するが、凝縮潜熱は蒸気の顕熱に比べて著しく大きいので、蒸気質量の減少は無視できると考えられる。

$$T_3 = T''(p_3), \quad \text{if } T_2 \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^{\kappa-1} < T''(p_3) \quad (8)$$

図4のモデルに対して、式(6)-(8)を適用すると、 $d t$ [s] の微小時間変化に対して、次式が成り立つ。

$$\begin{aligned} \frac{T_{RPV} + dT_{RPV}}{T_{RPV}} &= \left[\frac{V_{RPV} + (\dot{m}_{FUEL} - \dot{m}_{RPV}) / \rho_{RPV} dt}{V_{RPV}} \right]^{\kappa-1} \\ \frac{P_{RPV} + dP_{RPV}}{P_{RPV}} &= \left[\frac{V_{RPV} + (\dot{m}_{FUEL} - \dot{m}_{RPV}) / \rho_{RPV} dt}{V_{RPV}} \right]^\kappa \end{aligned} \quad (9)$$

$$dV_{D/W} = \{(\dot{m}_{RPV} / \rho_{RPV})(p_{RPV} / p_{D/W})^{1/\kappa} - (\dot{m}_{D/W} / \rho_{D/W})\} dt$$

$$dh_{D/W} = \frac{M_{D/W} h_{D/W} + (\dot{m}_{RPV} h_{RPV} - \dot{m}_{D/W} h_{D/W}) dt}{M_{D/W} + (\dot{m}_{RPV} - \dot{m}_{D/W}) dt} - h_{D/W}$$

$$\frac{T_{D/W} + dT_{D/W}}{T_{D/W}} = \left(\frac{dh_{D/W}}{c_p} \right) \left[\frac{V_{D/W} + dV_{D/W}}{V_{D/W}} \right]^{\kappa-1}$$

$$\frac{p_{D/W} + dp_{D/W}}{p_{D/W}} = \left[\frac{V_{D/W} + dV_{D/W}}{V_{D/W}} \right]^{\kappa}$$

(10)

蒸気流量 \dot{m}_{RPV} , $\dot{m}_{D/W}$ は式(3)、(4)で計算できる。式(1)の崩壊熱による蒸発量 \dot{m}_{FUEL} は次式で計算される。

$$\dot{m}_{FUEL} = \frac{P(t)}{h''(p_{RPV}) - h'(p_{RPV})} \quad (11)$$

式(9)、(10)に初期条件を与えて解くことによって、RPVとD/Wの圧力の変化が計算できる。本報では、公開されている図面からRPVの体積から燃料の体積を差し引いた値として $V_{RPV} = 385.3 \text{ m}^3$ 、D/Wの空間体積としては、D/WとS/Cの空間体積の和に12日19時までの炉心蒸気がS/Cで凝縮した水量 681 m^3 を差し引いた $V_{D/W} = 6719 \text{ m}^3$ として解析した。

本報の熱力学モデルは、RPVからの蒸気は考えているが、RPVが減圧したとき容器内の飽和水から放出される蒸気は考慮していない。本解析は、RPV内に大量の水が存在する場合は、本解析と異なった結果になる。また、破壊したRPVからD/Wに直接放出される場合を考えているので、SRVを介してS/C内の水で蒸気を凝縮させる場合はシミュレーションできない。このような気液共存系の解析モデルは今後の課題である。

本解析は完全な非定常計算ではなく、各時間でRPVとD/Wの圧力と温度が平衡状態にあることを仮定した準定常解析である。従って、隔壁破壊の瞬間現象のようなmsオーダーの完全非定常現象は扱うことが出来ない。しかし、後述するように福島原発データで扱う時定数の解析には十分な精度を有すると考えられる。

5.3 格納容器 (PCV) 破壊シナリオ

図6は、13日8時55分にRPVが破壊し、その圧力で9時5分にD/Wが破壊したと仮定したときのRPVおよびD/Wの圧力変化を5.2項の解析手法で推定したものである。図中にはその時の、RPVとD/Wの圧力測定データと正門モニタリングポストにおける放射線強度データも示

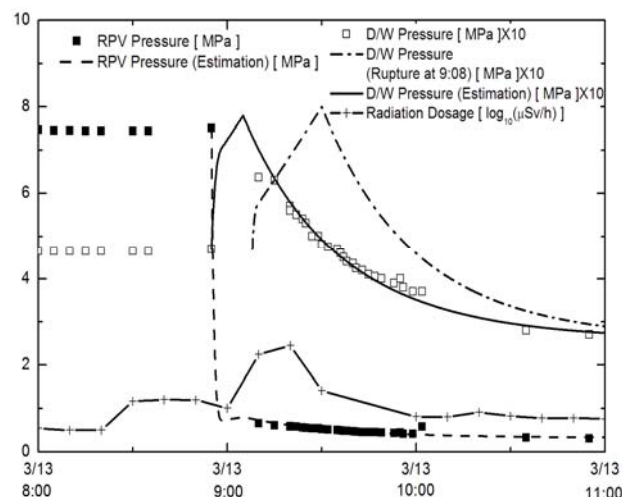


Fig. 6 Transient pressure, radiation dosage and estimated rupture area of D/W, just after the breakage

している。さらに、参考までに9時8分にRPVから蒸気がPCVに直接放出されて、D/Wが9時30分に破損した場合のD/W圧力変化も示している。

図6に示すように、8時55分にRPVに等価直径18cmの破損が発生し、その蒸気放出により9時5分にD/Wは等価直径15cmの亀裂が生じたとする破壊シナリオが計測データと良く一致することが分かる。放射線のデータは、9時と9時10分の間に17倍となっている。図6に示す8時55分に破壊したシナリオではこの間に放射性蒸気を大量放出したと符合する。さらに、D/W破壊圧力も前報^[2]で推定した1号機PCV破壊圧力(0.85MPa)と類似である。

本報の断熱変化モデルがRPVとD/Wの圧力計測値と良く一致することは、RPVに残っている水が僅かであることと、逃がし安全弁 (SRV) を介さずD/Wに直接蒸気が噴き出していること、RPVの減圧が急激でRPV内の飽和水が蒸発する時間がなかったことを示している。RPV内の水量については、図2の推定と定性的に一致する。それらは、SRV作動前にRPVが破壊したことを示唆している。

TEPCOの推定では、9時8分にSRVによりRPVを強制減圧したことになる。この時、RPVの蒸気はS/C内の水で凝縮されることになるので、図6のD/W圧力データは説明できない。図6には、9時8分にRPVを強制減圧し、その蒸気が何らかの理由でS/Cで凝縮されずに直接PCVに吹き出した仮説によるD/Wの圧力変化を示している。この時の、RPV水位はHPCIが最後まで作動していたとしてTAF+4mでRPV蒸気体積を 167 m^3 とした。この場合でも、放射性蒸気が大量に放出される時間と放射線が

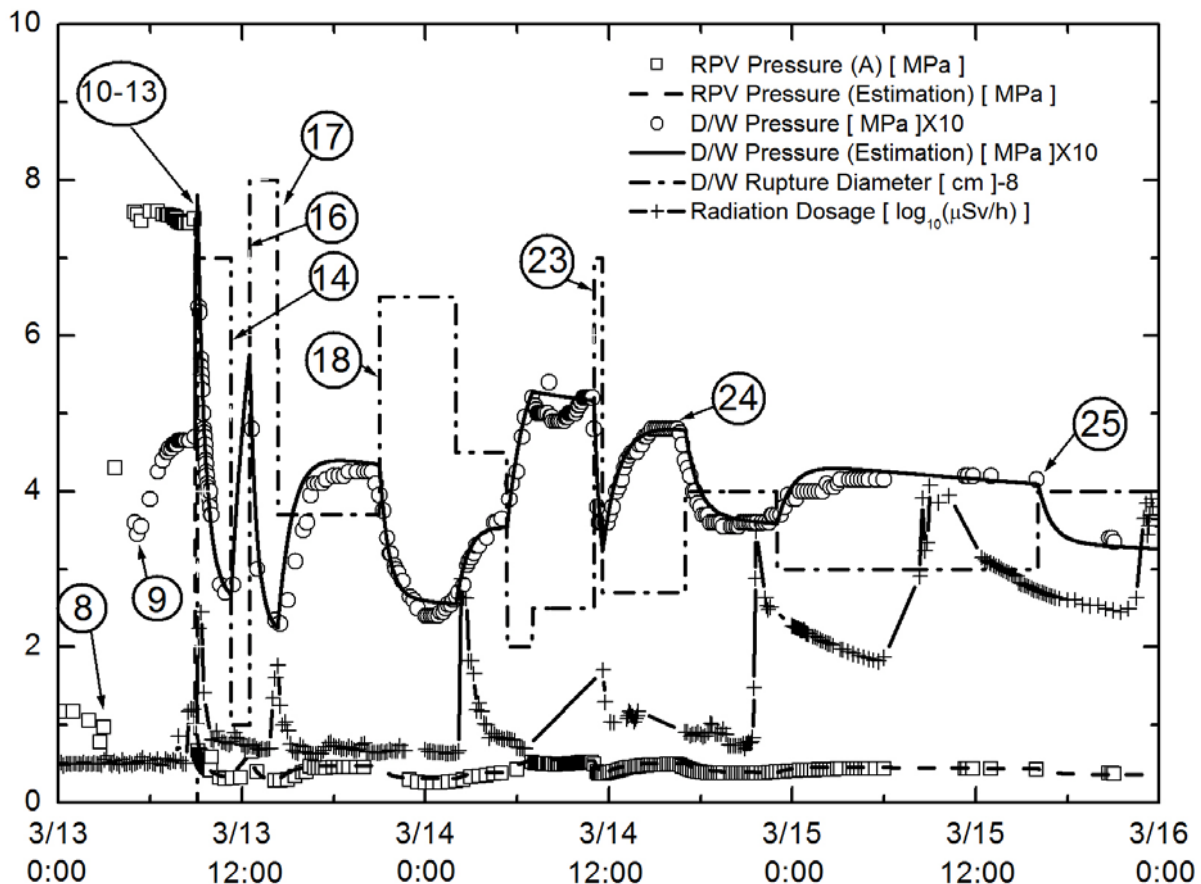


Fig. 7 Transient pressure, radiation dosage and estimated rupture area of D/W

急激に増加する時間が符合しない。さらにこのデータは測定されたD/W圧力を模擬できない。

以上の解析結果から、RPVは8時55分に破壊し、9時8分のSRVによる強制減圧は間に合わなかったことになる。

図7は、D/W圧力データが一致するようにD/Wの破損等価直径を実測値と合うように変化させた場合のRPV、D/Wの圧力変化を計測値と比較している。図中には表1で記載事象の時刻も番号で示している。以下に、原子炉で想定されるシナリオを述べる。ただし、これはあくまでも推測であることに留意されたい。図7の開口部面積の推定は、図2、図3および図8で推定している破断面積と矛盾しない値を与えて、実測値と良く合う結果を示している。その圧力変化の推測値はTEPCOの推定³⁾より良好に一致している。一方、初期の事故報告で示されている作業員の行動と図7とで異なる事象が起きている場合は、注水による急激な蒸気発生など、予見されていない現象が原子炉に起きている可能性を示唆している。

13日9時5分にD/Wが破損した後、11時17分にAO弁が

閉まり、圧力が上昇する。12時30分にAO弁が開くと圧力が減少している。このことから、9時5分にD/W破損と同時にAO弁も開き、その開閉によって圧力が変動していることが想像される。同様のAO弁の開閉による圧力の変動が13日20時10分と15日16時0分に見られる。

14日11時1分の水素爆発直後に見かけ上の破断直径が15cmとなり30分後に元に戻っている。これは、爆発の外部圧力でバルブが一時的に開いたことも考えられるが、真の原因については不明である。これらの推測より、13日9時5分にD/Wが直径10cm程度破断し、残りの開口はAO弁の開閉で変化したという推定が可能である。

放射線強度については、D/W破断時と水素爆発時のピーク以外は、AO弁の開閉との相関が見られない。しかし、注水開始時間と放射線増加との相関はあるかも知れない。もし、その推定が正しければ、注水停止で高温となった燃料瓦礫に水を注入したために放射性水蒸気が大量に発生し放射線強度が増大したという推定も出来る。この場合、蒸気流量の増大によりD/Wの圧力が増大するので見かけ上破断面積が減少する。図中のデータで

そのような変化をしている箇所も存在する。これらの推定は今後の検証を待たなければならない。

6. 原子炉状態の推定

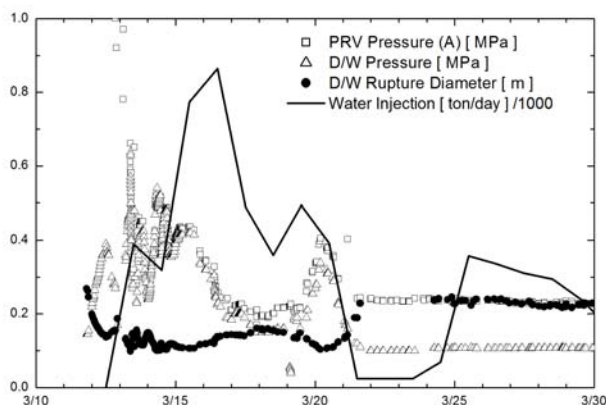


Fig. 8 Plant pressure, estimated rupture area of D/W and water injection rate

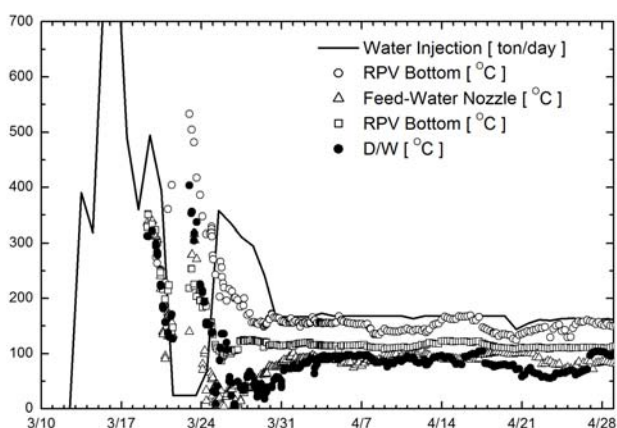


Fig. 9 Plant temperature of RPV and D/W and water injection rate

図8は、D/Wの圧力と推定破断面積、注水量とを比較したものである。図9は注水量とRPV、D/W各部の温度変化を比較している。温度の計測位置は、図4中にTCとして記載している。公開データ⁷⁾の温度は、記載時にマイナスがついているものがあるが、それらは正值として修正して表記した。

図8を見ると、注水量が極端に減少した3月21日を境に破断面積が急増して、その面積が以前の約5倍になった。図9を見ると、21日～26日に原子炉温度が急増し500℃以上の場所もある。図4に示すように、格納容器蓋のフラ

ンジ部分のシールが高温で破損したことが想定される。以後のD/W破断面積に大きな変化は認められない。

TEPCO発表の資料¹⁰⁾では、当初発表した注水量は間違いで、この時期の注水量は大きいとしている。しかし、温度データとD/W破断面積の推定を見る限り、この時期の注水量減少は事実であったと推定される。

図9の温度データを見ると、RPV上部の温度がRPV下部やD/W温度より高くなっている。3月30日以後のRPV内の飽和温度は約100℃と考えられるので、RPV上部は過熱蒸気で満たされていると考えられる。つまり、RPV内の燃料瓦礫の一部が水面より上に露出しているために蒸気が過熱蒸気になっていると推定される。燃料の大部分がPCVに落ちている場合は、このような現象は考えにくいので、燃料の大部分はRPV内に留まっていると考えられる。しかし、13日8時55分のRPV破断面積が大きく、その破断箇所がRPV下部近傍と推定されるので、ある程度の燃料漏洩の可能性は大きいと考えられる。

前報²⁾で推定した、1号機に比べてRPVの破断面積が大きいことから、燃料漏洩の割合は1号機に比べて大きい可能性がある。

7. 結言

高圧注水系 (HPCI) が手動停止する以前に停止し、蒸気が逆流する仮定の下に、福島原発3号機の熱流動現象を推定した。定常解析に加えて、原子炉压力容器 (RPV) とドライウエル (D/W) 内圧の過渡変化を記述できる熱力学モデルを構築し、破損時の圧力変化も検証した。

2号機のRCICが停止して後でRPVの蒸気が逆流する仮説と同様なものを3号機のHPCI挙動にも設けることによって、熱力学的考察による炉心の水位が大略模擬できた。

断熱モデルによる準定常圧力変化が計測結果と良く一致することから、RPVはSRVの強制減圧前に破壊した可能性がある。本シナリオでは、RPVが3月13日8時55分頃に破損し、その破断面積の等価直径は約18 cmと推定される。D/Wは13日9時5分頃に破損し破断面等価直径は約10 cmと推定される。しかし、3月21日に注水量が極端に減少し、原子炉が高温になったためにD/Wの破断面積が5倍となった。燃料の大部分はRPV内に留まっていると考えられるが、一部が漏洩していることは否定できない。これらのシナリオはTEPCOの報告とはかなり異なっている。

本解析は、公開データを基にして電卓とエクセルで計

算可能な簡単なものなので、数値的な精度は高くない。また、著者の知らないデータや事象も多くあると考えられるので、本報のシナリオがどこまで正しいかは不明である。しかし、本報のシナリオはこれまで発表されてきたデータをかなり説明できると考えている。この事故シナリオがどの程度正しいかは、今後の検証を待ちたい。

本報の目的は、福島原発原子炉の状態を推定して原発の処理と事故の再発防止に資することである。一日も早い福島原発の完全収束を祈念する。

参考文献

- [1] 東北大学流体科学研究所 圓山・小宮・岡島研究室、“福島第一原子力発電所事故の熱解析と収束プランの提案”
<http://www.ifs.tohoku.ac.jp/~maru/atom/index.html>, (2011-2012).
- [2] 円山重直、“福島第一原子力発電所1号機事故の熱流動現象の推定 -非常用復水器が作動していた場合-”、保全学、Vol.11, No3, 2012.
- [3] 東京電力株式会社、“福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心状態について、平成 23 年 11 月 30 日”、2011 年 11 月 30 日.
- [4] 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会、“中間報告 平成 23 年 12 月 26 日”、2011 年 12 月 26 日.
- [5] McMaster Nuclear Reactor, “Decay Heat Estimates for MNR”, McMaster University Technical Report 1998-03
<http://www.nuceng.ca/papers/decayhe1b.pdf>
- [6] 東京電力株式会社、“定期検査実績”、
http://www.tepco.co.jp/nu/f1-np/data_lib/pdfdata/bk1011-j.pdf.
- [7] 東京電力株式会社、“プラント関連パラメータ、プラントの水位・圧力データおよびプラントの温度データ”、
<http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/index-j.html>, 2011 年 8 月 14 日.
- [8] 円山重直、“福島第一発電所2号機事故の熱流動現象推定 (熱力学モデルによる事故シナリオの検証) ”、日本機械学会論文集、(投稿中)
- [9] 日本機械学会、“JSME テキストシリーズ「熱力学」”、2002、pp.35-37.
- [10] 東京電力株式会社、“福島第一原子力発電所 1～3 号機 原子炉注水量について”、
<http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/handouts/2011/index-j.html>, 2011 年 9 月 9 日.
(平成 24 年 5 月 4 日)