

リフィス口径が小さい方が相対的に立上りが早い。これは、ブローダウンオリフィスが大きいほど、あるいはベント管オリフィスが小さいほどベント管の絞りの効果が大きいということによるもので、同じベント管オリフィスの場合、ブローダウンオリフィスが大きい方が絞りの効果がでてきて、圧力の立上りがゆっくりすることによる。

(3) 圧力抑制室水位の影響

圧力抑制室の水位は、最終的な圧力に対し、大きく影響する。この最終的圧力は、ドライウェルもウェットウェルも同じ値となるので、詳細はドライウェル圧力で、説明した通りである。

6.4 自然冷却過程

(1) 自然冷却過程で生ずる現象

5.2節において、ドライウェル温度および第1、第2圧力抑制室の温度変化により、自然冷却過程を説明した。

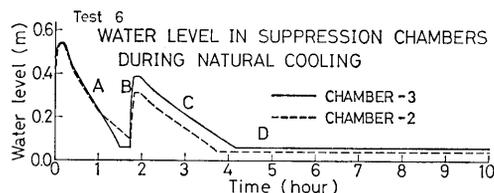


図 6-11 自然冷却時のウェットウェル水位の変化

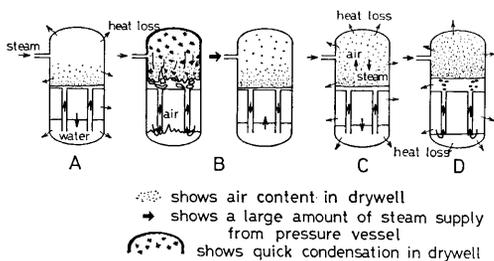


図 6-12 自然冷却過程現象説明図

図 6-11 は、実験 6、すなわちブローダウンオリフィス径 12mm でベント管に絞りが無い場合の第 2、第 3 圧力抑制室の水位の変化を示す。また、図 6-12 は、これに対応する現象の説明図である。ブローダウン終了後、A の段階では格納容器の冷却によりドライウェル内の圧力及び温度が次第に減少する。それに伴って、圧力抑制室の空気は膨脹し、水位が低下する。そして、ベント管を通して水が逆流する。

B の段階は、いずれかの圧力抑制室の水位がベント管出口に達し、空気が逆流する。そしてドライウェル

内の水を攪乱するためドライウェル内の蒸気が急速に凝縮して圧力が減少し、さらに空気の逆流を促進させる。このような自励振動的効果により、場合により装置が大きな振動をうける。その後圧力容器に残留している温水から蒸気が供給されてドライウェル内圧力はかなり回復し、圧力抑制室内の水位は再び上昇する。

C の段階は、再びドライウェルが冷却し、圧力抑制室水位が低下する段階であるが、この間 B の段階で流入した空気と残留蒸気とで相互拡散現象がみられる。

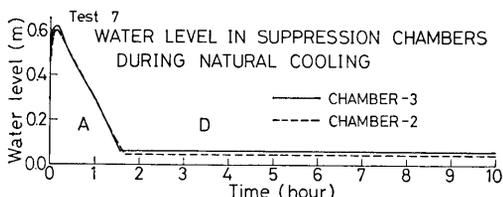


図 6-13 自然冷却時のウェットウェル水位の変化

D の段階は、再び空気がドライウェルへ逆流するのであるが、この場合は、ドライウェル内の温度差も小さく、激しい振動は生じず水位もベント管出口に一定のままである。このような B の段階の激しい振動を生ずるのは、空気の逆流が生じ易いベント管の絞りが無い場合や、圧力容器からの蒸気の供給が小さいブローダウンオリフィス径の小さい場合である。図 6-13 は、実験 7 で、ベント管オリフィス径が 25mm と小さい場合の圧力抑制室水位の変化である。ベント管口径が小さいため、A 段階から D 段階へとび、一定の水位を保ち激しい振動を生じないことがわかる。

(2) 自然冷却過程中のドライウェル内の空気分圧の変化

自然冷却過程中のドライウェル内の圧力は蒸気分圧と空気分圧を加えたものである。ドライウェル内の圧力は均一であるが、蒸気または空気分圧は垂直方向にかなり相違があると考えられる。すると、蒸気は飽和状態と考えられるので、その温度に相当する飽和圧力が蒸気分圧となり、残りが空気分圧となる。この事を利用して TE 4-1 と TE 4-3 の 2 点の温度の変化から垂直方向の蒸気又は空気分圧の変化を求めた。図 6-14 は、実験 6 の場合の各分圧および全圧の変化を示したものである。ブローダウン後も、A 段階でわずかに下部に空気が残っていることがわかる。B 段階で大量の空気がドライウェル内に入ると空気分圧は急に増大する。そして、下部はほぼ一定である

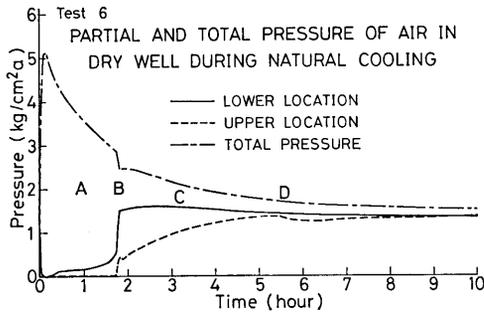


図 6-14 自然冷却時のドライウェル内空気分圧の垂直方向の違い

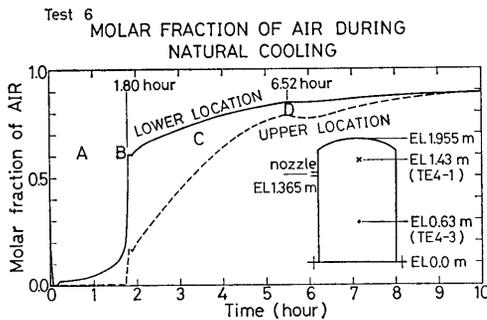


図 6-15 自然冷却時のドライウェル内空気モル分率の変化

が、上部の空気分圧は徐々に上昇することがわかる。これを空気モル分率の変化としてあらわしたのが図 6-15 である。これは、単位容積当りに存在する空気モル濃度の比率を示したものである。すなわち、温度 $t^{\circ}\text{C}$ の蒸気の飽和圧力を $P_s(t)$ 、蒸気の飽和比容積を $V_s(t)$ とし、全圧を P とすると、空気分圧 P_{air} は

$$P_{air} = P - P_s(t)$$

空気の比容積は、

$$V_{air} = \frac{RT}{P_{air}}, \quad (R = 29.27 \text{ kg} \cdot \text{m} / \text{kg} \cdot \text{k}, \quad T = t + 273.15)$$

蒸気モル濃度 (Kmol / m^3) は、 $\frac{1}{18V_s}$ 、空気モル濃度は $\frac{1}{28.8V_{air}}$ である。そこで、空気モル分率は

$$\frac{\frac{1}{28.8V_{air}}}{\left(\frac{1}{18V_s(t)} + \frac{1}{28.8V_{air}}\right)}$$

で与えられる。

図 6-16、6-17 は同様に実験 7 の場合の空気分圧と空気モル分率の変化を示す。

なお、図 6-15 の C 段階では、上部と下部のモル分

率が接近しつつある。これは、蒸気と空気が相互拡散をしていると考えられる。そこで、この間の垂直方向モル分率がドライウェル内で直線的に変化しているものと仮定し、次のように相互拡散係数 $D(\text{m}^2/\text{s})$ を求

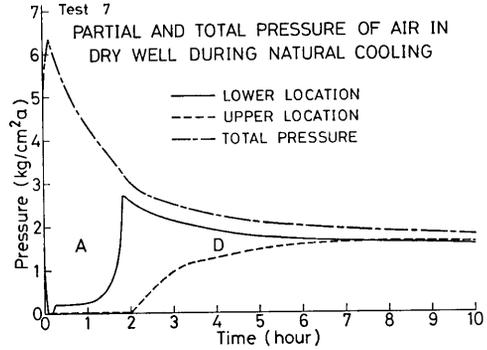


図 6-16 自然冷却時のドライウェル内空気分圧の垂直方向の違い

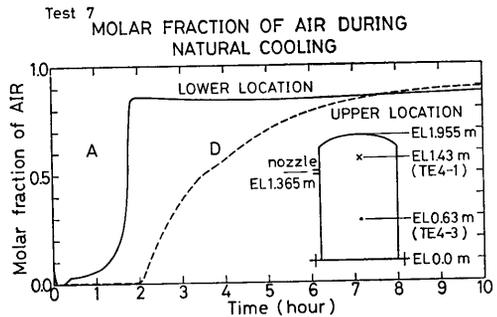


図 6-17 自然冷却時のドライウェル内空気モル分率の変化

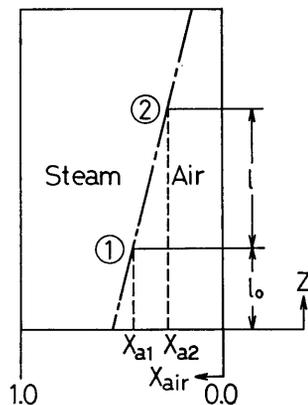


図 6-18 ドライウェル内の空気モル分率の直線的变化と相互拡散

めることができる。すなわち図6-18に示すように垂直方向に距離 l だけ離れている1, 2の点のモル分率を x_{a1}, x_{a2} とする。下方の l_0 領域にある空気のモル分率が減少して、速度 $w_a(\text{kg/s})$ で上方へ拡散する。(同時に蒸気は下方へ拡散する。)すると、 A を容器の断面積として、

$$w_a = \frac{Al_0\gamma_a}{2l} \left\{ (2l-l_0) \frac{dx_{a1}}{dt} + l_0 \frac{dx_{a2}}{dt} \right\}$$

$$= -\frac{DA}{RT} \frac{dP_a}{dz} = -\frac{DA}{RT} \frac{P_{a2}-P_{a1}}{l}$$

(ただし γ_a は空気の比重量である。)

この式より、ある時間内での x_{a1} と x_{a2} の変化から D を推定できる。図6-15のC段階では、 $D \approx 0.2 \text{ m}^2/\text{h}$ であった。これは、空気と蒸気の分子拡散による $D \approx 0.1 \text{ m}^2/\text{h}$ より若干大きい、かなり近い値であることがわかる。

6.5 ベント管出口での圧力振動

5.3 節でベント管出口部に生ずる圧力振動の結果を示し、これはベント管出口部が形成する蒸気室への蒸気の流入流出で定まることを説明した。さらに具体的には、これは蒸気室への水の逆流に伴う、いわゆるチ

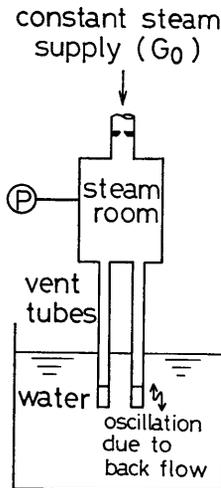


図6-19 ベント管におけるチャギング現象概念図

ャギング現象であると推定できる。すなわち著者らは、別の可視モデルによる蒸気の凝縮実験を行い、チャギング時に生ずる圧力振動を得て、本実験の結果を推定した。可視モデル実験は図6-19に示すように、蒸気室とベント管よりなる体系に、一定速度の蒸気 $G_0(\text{kg/s})$ を流入させ、水につかったベント管出口での水の逆流に伴って振動する蒸気室の圧力 P を測定したものである。 G_0 をいろいろにかえた時の圧力振動の記録例を図6-20に示す。

流量 G_0 によって現象は大きく4つに分けられる。第1は、様式1であって、蒸気の流量が G_0 ごく小さいとベント管出口近傍で定常的に蒸気が凝縮し、逆流を伴わないもので、圧力変化はほとんどみられない。蒸気流量が増大すると様式2へ移る。これは蒸気が冷水中で凝縮することにより蒸気室が負圧になり、ベント管内へ水が逆流し、上下往復運動を行うもので、2-1は数回に1回の割合で大きな負圧とそれに伴う大きな逆流がみられる。流量が増大すると2-2のよう

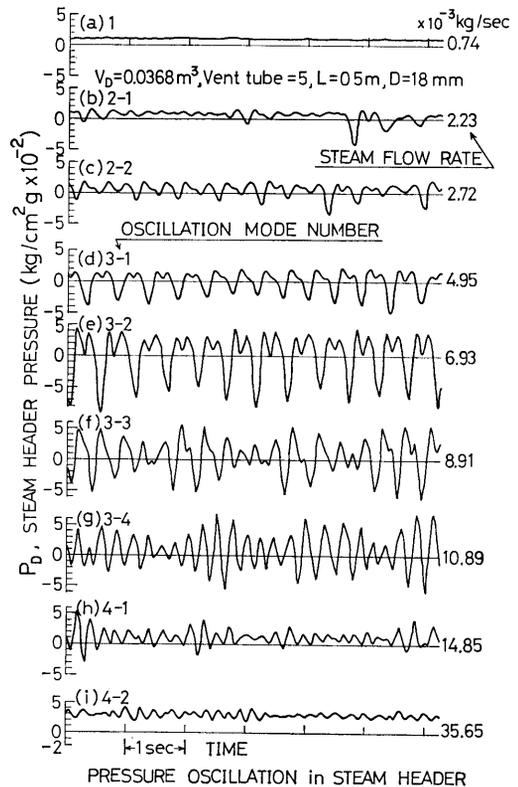


図6-20 圧力振動記録例

に2〜3回に1回負圧となる。さらに蒸気流量が増大すると様式3のようになる。これは水柱の往復運動の1回毎にベント管出口で蒸気の凝縮が生ずるもので、蒸気流量の増大に伴い、3-1から3-4のような振動がみられる。流量がさらに増大すると、ベント管出口で連続的に凝縮をくり返し、逆流が殆んど生じなくなるもので、圧力振巾は流量の増大と共に小さくなるのである。本実験の結果である図5-20と対応させると、(a)の35秒近くでは3-4〜4-1の様式に近く、(b)の70秒から(d)の117秒位までは3-1〜3-3の様式に近く、(e)(f)の130秒すぎは2-1〜2-2の様式に近いことがわかる。

6.6 実炉との対応

以上の実験結果を実炉との対応で考察してみよう。表3-1に造研のNSR-7炉と本模擬実験装置の比較が示してあるが、本実験装置は容積で約1/200である。ところで、一体型炉には、一次冷却系の主配管がないので、一次系の破断場所として何を選ぶかが問題になる。圧力容器の開口部として、NSR-7炉では、上部鏡の直径100mmの制御棒駆動機構や中性子計測孔、あるいは中間鏡の直径100mmの崩壊熱除去、浄化、注水系などを考えた⁽⁴⁾。これは本模擬装置における6mmと12mmの中間で6mmに近いブローダウンオリフィス口径に対応している。またベント管はオリフィスをつけないものが縮尺比として最も近い。すなわち、No.2実験がNSR-7炉を熱流力的に最もよく模擬していると考えられる。この結果は図5-2(a)〜(e)に示すように次のような特徴を有している。

- (i) ブローダウン時間は、図5-2(a)に示すように数百秒にわたる。
- (e) ベント管の断面積が十分大きいので、ドライウェルとウェットウェルの圧力はほとんど変わらない。
- (f) ブローダウン流量が小さいので、ドライウェルの圧力に山ができない。

そのほか若干一般的な事項としては

- (i) 実炉では、ベント管に多くの孔をあけて接触面積をふやし、かつ圧力振動を減少させるものと思われる。圧力振動は、ベント管を含む系に、いわゆる蒸気室ができる時生じ易いので、ヘッダー付の場合、検討を行う必要がある。
- (e) 実炉では、圧力抑制室の水がドライウェルへ逆流しないよう逆止弁をつけられるので、本実験での自然冷却過程での諸現象はそのまま生ずること

はない。ただし、ドライウェル下部にたまった水の攪乱に伴う凝縮の促進現象やドライウェル内部の空気と蒸気の相互拡散の考察など興味ある結果と考えられる。

実炉について、さらに詳細に定量的な熱流力的応答特性の評価を行うためには、以上の実験をもとに厳密な解析モデルを作成し、これにより解析を行う必要がある。解析モデルについては、次報で詳細を記す。

7. ま と め

一体型炉安全性模擬実験装置により実験を行い、圧力抑制型格納容器の熱流力的応答特性に関するいくつかの知見を得ることができた。すなわち、

(1) 日本造船研究協会のNSR-7炉の約1/200の模擬実験装置により13回の実験を行った。本装置は、圧力容器、格納容器と両容器を結合放出系を本体とするもので、格納容器はさらにドライウェルと3室の圧力抑制室からなるウェットウェルに分れている。圧力容器内の初期圧力は、NSR-7炉の常用圧と等しく約140 kg/cm²aとし、参考として100kg/cm²aについても、実験を行った。ブローダウンオリフィス口径、ベント管の絞り、ウェットウェル水位を主なパラメータとして実験した。

(2) 圧力容器からのブローダウン特性は、圧力容器内流体の条件が同じ場合、ブローダウンオリフィス断面積と時間の積が一定となるような換算時間によってうまく整理できる。

(3) ブローダウン終了後のドライウェルおよびウェットウェルの最終的な圧力は、ドライウェルの容積と、ウェットウェルの空気部の容積の比で定まる。これは、ブローダウンに伴って、ドライウェルの空気が大部分ウェットウェルへ移動し、ウェットウェル上部で圧縮されることによる。

(4) ドライウェルおよびウェットウェルの温度圧力の過渡的な変化も、ブローダウン特性と同様の換算時間によって整理すると便利である。これは、過渡的応答が、ブローダウンに伴うエネルギー流入量に最も大きく依存するからである。また、別の重要なファクターとして、ベント管の絞りがあり、この効果によって、ドライウェル圧力に山ができることがある。

(5) 圧力抑制室内の温度は、特に空気部と水部で、きわだった差を生ずる。これはブローダウン初期にドライウェルから流入した空気が圧力抑制室上部で圧縮し、温度上昇するが、その後ほとんど変化しないのに

対し、水温は蒸気の流入に伴って、次第に上昇することによる。

(6) ブローダウン終了後約10時間にわたり、実験装置をそのまま放置して生ずる現象を観察した。時間と共に、圧力抑制室の水がドライウェルへ逆流し、遂に空気が逆流するようになると、ドライウェル下部の水の層を攪乱して、蒸気の凝縮を促進し、圧力降下が生じてさらに空気の流入を増大させるという自励的現象が生ずることを確認した。そのほか、自然冷却過程でのドライウェル内の空気と蒸気の相互拡散について考察した。

(7) ベント管オリフィス口径が小さい時に、ベント管出口で圧力振動を観察した。これを別の可視モデルでの実験結果から類推して、ベント管出口部の小さな領域(蒸気室)への逆流により生ずるチャッキング現象であると見た。

(8) ブローダウン直後にドライウェルからウェットウェルへの空気の大量流入に伴い、ウェットウェル水面の飛び上り(プールスウェル)がみられた。本実験ではこの飛び上り量はたかだか10cmで、1秒内外の飛び上り時間であった。

以上の実験結果をもとに、格納容器の熱流力的応答やプールスウェルに対する解析モデルを作成し、実験との比較と考察を行ったが、その詳細は次報で記す。

なお、本研究のうち、実験データの取得に関する部分については、三井造船株式会社との共同研究として実施した。

8. 引用文献

- 1) 入江正彦, “船舶用一体形加圧水炉の概念設計”, 日本船用機関学会誌 第7巻第12号, 昭和47年12月, P. 877
- 2) Nariai, H., “Thermo-hydraulic behaviour of Fluid in pressure vessel during blowdown,” Conference on Heat and Fluid Flow in Water Reactor Safety, C 208/77, the Inst. of Mech. Engrs., Manchester, Sep. 1977
- 3) 成合英樹他, “ブローダウン時における圧力容器内流体の熱水力的挙動(一体型炉ブローダウン実験装置による実験)” 船研報告第14巻第5号, 昭和52年9月, P. 1
- 4) Ashworth, C. P. 他 “Pressure Suppression”, Nuclear Engineering, Aug. 1962 p. 313
- 5) 石川島播磨重工原子力部 “軽水冷却型発電用原子炉の圧力抑制型格納方式に関する試験研究”, 石川島播磨技報, 第5巻第24号, 昭和40年7月, P. 369
- 6) SAFE Project 小委員会報告書, “軽水型動力炉の圧力抑制装置の基礎試験”, 日本原子力産業会議安特研SAFEプロジェクト小委員会, 昭和41年6月
- 7) Lucken, R. C., & C. A. Leeman, “Vapor Suppression Test Program Report”, BAW-1258, August, 1962
- 8) Hovanec, F. L., & R. C. Lucken, “Closed-Tank Vapor Suppression Test Program”, BAW-3198-2, May 1964
- 9) Koseki, M. et al, “Experimental Studies on Pressure-Suppression Containments for Nuclear Ships”, Proc. Symp. on Nuclear Ships, Hamburg, Germany, May 1971, p. 215
- 10) 小関守史, 桑原信一, “船用炉用圧力抑制格納方式の研究”, 日本船用機関学会誌 第7巻第12号, 昭和47年12月 P. S45
- 11) Aust, E. et al, “Pressure Suppression System (PSS) for Nuclear Ships …… Experimental Results obtained at the GKSS PSS-Test-Facility”, Proc. Symp. on the Safety of Nuclear Ships, Hamburg, Dec. 1977, p. 629
- 12) Wade, G. E., “Evolution and Current Status of the BWR Containment System”, Nuclear Safety, vol. 15, No. 2, Mar-April, 1974, p. 163
- 13) Carmichael, C. F. et al, “CONTEMPT-PS …… A Digital Computer Code for Predicting the Pressure Suppression Containment Vessel in Response to a Loss-of-Coolant Accident”, IDO-17252, April 1969
- 14) 原子力船第7研究部報告書, “船舶用一体形加圧水炉の概念設計に関する試験研究” 日本造船研究協会, 昭和48年4月