

図 5-14 (b) 実験 8 のドライウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

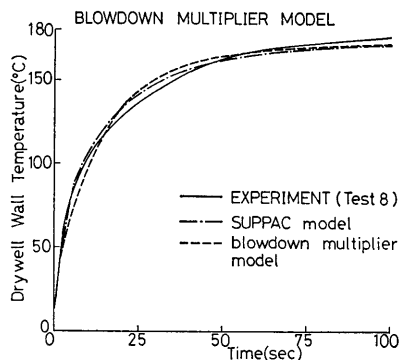


図 5-14 (c) 実験 8 のドライウェル壁面温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

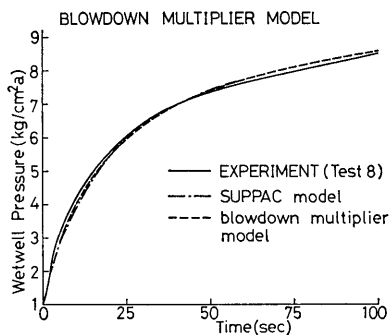


図 5-14 (d) 実験 8 のウェットウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

は、さらにウェットウェル圧力、ベントオリフィス差圧とドライウェル内温度についても行われている。

これらの図から、いずれのモデルを用いても差はそれほど大きくはなく、中にはほとんど一致している図もある。これは、どちらの式も実験に合う係数を選んだ

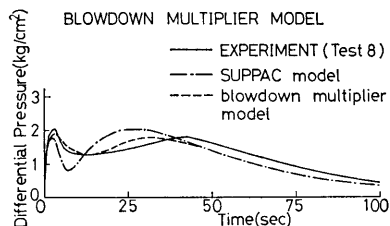


図 5-14 (e) 実験 8 のベントオリフィス差圧に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

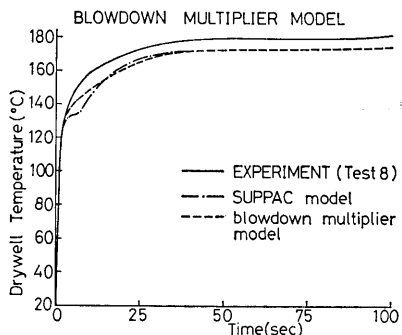


図 5-14 (f) 実験 8 のドライウェル内温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

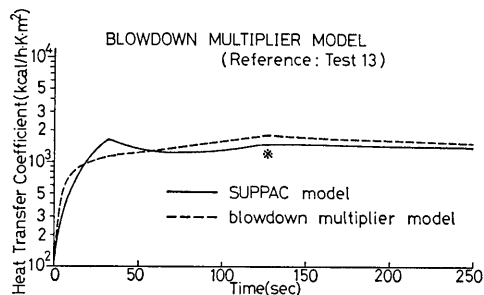


図 5-15 (a) 参考実験 13 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルとブローダウン乗数モデルによる解析値の比較

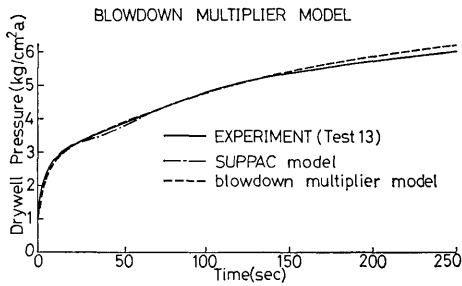


図 5-15 (b) 実験 13 のドライウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

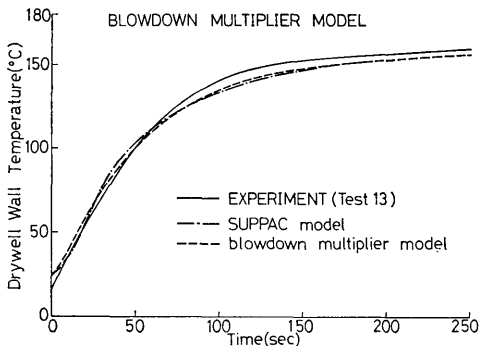


図 5-15 (c) 実験 13 のドライウェル壁面温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

ことによるが、詳しく検討すれば以下のような差がある。

(1) 各 (a) 図を見れば、いずれのモデルに対してもピークが存在するが、その原因は異なっている。SUPPAC モデルの場合は直線部分の終了時刻 ($t^* = t_{st}^*$) に達したためであり、blowdown multiplier model (5-7) 式の場合は h_{stdy} が上限に達したことによる。図 5-15 (a) の SUPPAC model (3-5) 式には h_{stdy} の上限によるピークも存在する (図中の ※ 印)。

二つのモデルにはピークになる時刻にかなりの差がある。そこで、ピーク時刻を合わせるため、例えば $D_{pw} = 24$ mm の場合 $t_{st}^* = 7 \times 10^{-4}$ s/m とすれば、(5-6) 式は図 5-13 (a) の一点鎖線で示されるようになる。すると、SUPPAC model は常にブローダウン乗数モデルより低い値となるため、圧力等の実験結果とは大きくずれてくるのが試算により確かめられている。縦軸は対数であることに注意してもう 1 度各 (a)

図を見ると、ブローダウン過程全体としては両者の熱伝達率がほとんど等しくなっている。

(2) ブローダウン初期においては SUPPAC model の方が高熱伝達率となるため、ドライウェル圧力は低めに、ドライウェル壁温は高めに出る傾向がある。そして、ブローダウン乗数モデルの方が、僅かではあるが、ブローダウン初期の圧力・壁温応答がより実験値に近い曲線となる場合が多い (図 5-13 (c), 図 5-14 (b), 図 5-15 (b))。

(3) ブローダウン初期の熱伝達率の差が最も強く現われるのは、図 5-14 (e) に示されるベントオリフィス差圧である。差圧に関する限り、明らかにブローダウン乗数モデルの方が優れていると言える。同図と図 5-14 (b), (d) を比較すると、(d) 図のウェットウェル圧力にほとんど差が見られないが、(b) 図のドライウェル圧力にはベントオリフィス差圧の差が現われている。これは、ブローダウン初期のこの程度の熱伝達率の差は、ウェットウェルへの空気移動量の積分値にはほとんど影響を与えないが、ドライウェル内圧抑制効果に差を生むことを意味する。ウェットウェル圧力への影響が少ないことは、空気移動即ちウェットウェル圧力変化に深くかかわるドライウェル内空気分布を評価する際、凝縮熱伝達率として SUPPAC モデルのみを使用した理由でもある。

以上の検討から、ブローダウン初期に現われる差異は SUPPAC モデルには不利なものである。この原因は、 $0 \leq t^* \leq t_{st}^*$ で対流項を (5-6) 式の第 2 項のように直線近似したところにあるものと考えられる。(5-6) 式の代りにもっと (3-5) 式と滑らかに結ぶことのできる式を用いれば改善される可能性が大きい。しかし、差があるといっても僅かの量であり、前章から本章で示してきた計算結果やそれに基づく結論に影響を与える程のものではない。

5.3.3 最小格納容器内圧モデルとの比較

格納容器内圧の計算モデルは、容器の健全性を守るという立場に立てば、実験値よりある程度高めに出るモデルが望ましい。しかし、LOCA 時の非常炉心冷却装置 (ECCS, Emergency Core Cooling System) の性能評価解析においては、逆に、格納系圧力が低い程ブローダウン後の再冠水速度は遅くなるため、より厳しい条件となる。そこで、米国 NRC (Nuclear Regulatory Commission) は、ECCS 性能評価の際には、格納系圧力を低めに評価する最小格納容器内圧モデルの採用を打ち出した。CONTEMPT-LT においてもこの最小

格納容器内圧モデルを使用できるようになっている。

一体型炉安全性模擬実験装置は ECCS の性能評価のための装置ではないため、それに関するデータは得られていない。しかし、最小格納容器内圧モデルを本装置に適用し、そのモデルの目的とする低格納系圧力という結果が得られるかどうか調べることは有意義である。

最小格納容器内圧モデルでは、壁面における蒸気凝縮による圧力抑制効果を大きくするため、高めの熱伝達率を採用している。図 5-16 はその熱伝達率の概念

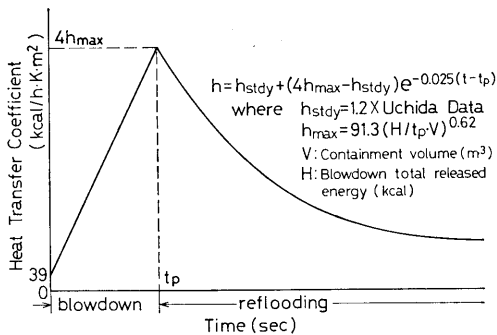


図 5-16 最小格納容器内圧モデルにおける壁面凝縮熱伝達率の概念図

図である。ブローダウン開始時から終了時刻 t_p までは、図に示されている如く、 $39 \text{ kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K})$ と $4h_{\text{max}}$ を直線で結んだ値で与える。 h_{max} は田上の式

$$h_{\text{max}} = 91.3 (H/t_p \cdot V)^{0.62} \quad (5-9)$$

で与えられる。ここで、 H (kcal) はブローダウン総放出エネルギーである。ブローダウン終了後は次式

$$h = h_{\text{stdy}} + (4h_{\text{max}} - h_{\text{stdy}}) \exp \{-0.025(t - t_p)\} \quad (5-10)$$

で表われ、指数函数的に減少していくとする。上式の定常熱伝達率 h_{stdy} は、3.3 節で説明した式 (3-4) 式と同じ内容である。

図 5-17~19 は、最小格納容器内圧モデルによる計算値と実験結果（熱伝達率については SUPPAC モデル）との比較を、前節と同様、熱伝達率、ドライウエル圧力とドライウエル壁温について示したものである。圧力抑制型の場合は、圧力が低く押えられるため、真のブローダウン時間は長くなる。従って、計算上のブローダウン終了時刻 t_p の決め方が非常に重要な問題となる。図中の ① は、ブローダウン終了時刻 t_p としてそれぞれ SUPPAC におけるピーク熱伝達率に達する時刻を選んだ場合で、② は、 t_p を $D_{p0} = 24 \text{ mm}$,

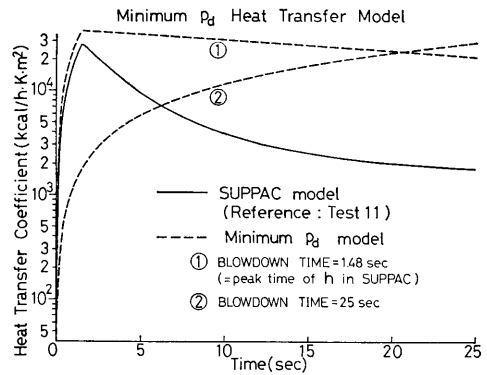


図 5-17 (a) 参考実験 11 のドライウエル内壁面における SUPPAC 凝縮熱伝達率に対するモデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

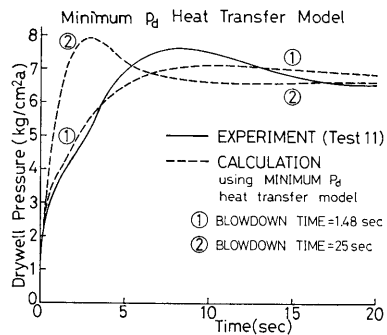


図 5-17 (b) 実験 11 のドライウエル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

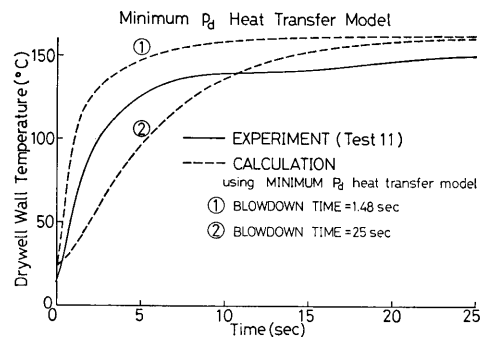


図 5-17 (c) 実験 11 のドライウエル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

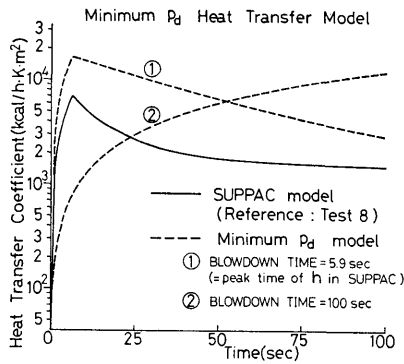


図 5-18 (a) 参考実験 8 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

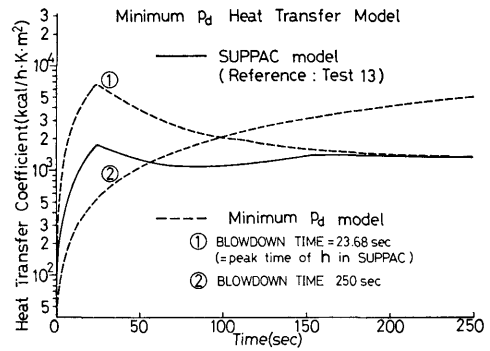


図 5-19 (a) 参考実験 13 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

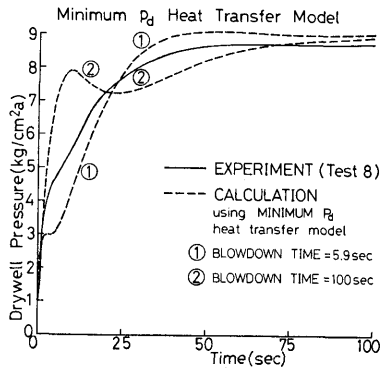


図 5-18 (b) 実験 8 のドライウェル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

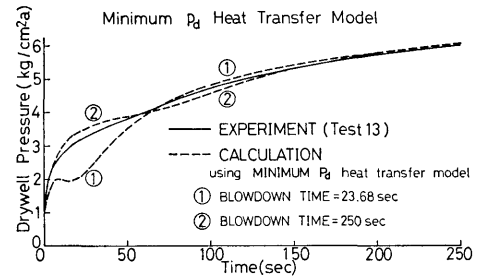


図 5-19 (b) 実験 13 のドライウェル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

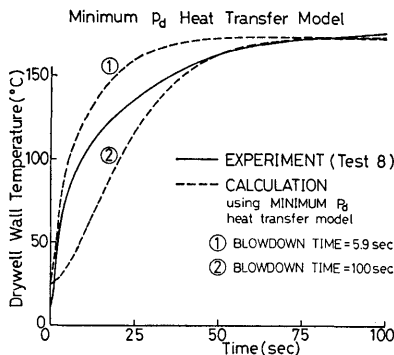


図 5-18 (c) 実験 8 のドライウェル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

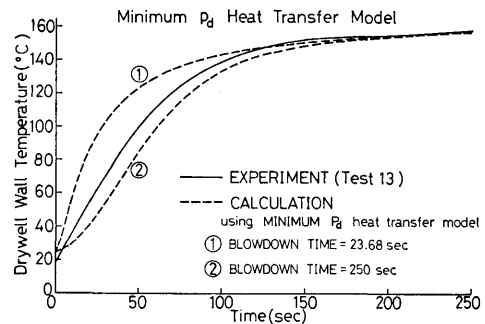


図 5-19 (c) 実験 13 のドライウェル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

12 mm, 6 mm に対してそれぞれ 25 秒, 100 秒, 250 秒とした場合である。各 t_p に対する (5-9) 式の総放出エネルギー H は、圧力容器の圧力と水量の測定値 (図 4-1 (a)~(c) 参照) を使って求めた $0 \leq t \leq t_p$ 間

の総放出エンタルピとした。

各 (a) 図から、熱伝達率 ① は、圧力やドライウェル壁温とよく一致した SUPPAC モデルより常に高くなっているが、② はブローダウン初期において SUPPAC モデルより低い値となっている。又、各 (c) 図は、ドライウェル壁温 ① は実験値より高く、② は低い部分の多いことを示している。このことから、ブローダウン時間を充分短くとれば、最小格納容器内圧モデルの目的が達成されるかに思われる。しかし、各 (b) 図を見れば、必ずしも ① が実験値より低くなっているとは言い難い。ただ、以前にも述べたような、高熱伝達率がもたらすブローダウン初期におけるドライウェル圧力の抑制効果が図 5-18 (b) と図 5-19 (b) に現われている。全体的に高熱伝達率であるにもかかわらずブローダウン後期のドライウェル圧力が実験値よりも充分低くならないのは、ウェットウェルへの移動空気量が最終圧をほぼ決定づけるという圧力抑制型の特徴のためであろうと思われる。

以上より、最小格納容器内圧モデルを圧力抑制型に適用する際、仮想のブローダウン時間を充分短く選べばブローダウン全体を通して高熱伝達率が得られる。しかし、圧力抑制型特有の性質のため、当モデルの目的であるブローダウン後期における低格納容器圧力という計算結果は得られ難いであろう。

5.4 プールスエル

4.2.2 節では、気泡上昇速度 u_b を計算パラメータとして扱い、 u_b の適当な値を使えば、ブローダウン開始直後に現われるプールスエル (サブプレッション水のジャンプ) の計算値が実験結果とほぼ一致することを示した。そこで、本節においては、気泡上部に存在するサブプレッション水の慣性の影響、気泡上昇速度の意味、さらにプールスエルを支配する相似則について考えることにする。

5.4.1 サプレッション水の慣性の影響

ウェットウェル内水中の気泡上部に存在する水層はサブプレッション水位の変化に影響を及ぼすはずである。第 4 章で示した図 4-6 には、 $u_b=5$ m/s に対して、プール水の慣性を考慮した場合 ((3-37)~(3-39) 式) と慣性を考慮しない場合 ((3-40) 式) との比較が示されている。同図から、サブプレッション水の慣性を考慮すれば、ごく僅か水位上昇に遅れが生じるが、ジャンプ量自体にはほとんど差が現われない。そこで、前章と本章で行ってきた解析には、計算時間の節約から、特に断りのない限り、慣性を考慮しない (3-40)

式を用いた。

図 4-6 の ② $u_b=3.5$ m/s に現われている小さな水位振動は、別に行った解析の結果、気泡群を単一気泡塊として扱っているため、気泡圧力の単振動成分がそのまま水位変動として出てきたものであることが判明した。①, ③ の場合についても同様な微小水位振動が計算されたが、図では省略してある。サブプレッション水位の平衡値からの変位についての運動方程式と気泡の状態変化を微小振動という仮定の下に線形化することにより、微小水位変位に対する単振動の式が導かれる。その振動周期 T_b は、気泡塊上部の水層高さを z_{ww} 、気泡塊の厚みを z_b とすれば、

$$T_b = 2\pi \sqrt{\gamma_{ww} z_{ww} z_b / (k_{ag} p_c)} \quad (5-11)$$

で表わされる。ブローダウンの進行に伴い γ_{ww} 、 z_{ww} はほぼ一定であるが、 z_b は気泡塊体積に比例して減少し、カバーガス圧力 p_c は急上昇するので、 T_b は時間とともに短くなっていく。図にはその様子がよく示されている。しかし、実際にはその様な水位の微小変動は計測されていない。この理由は必ずしも明らかではないが、現実の気泡は幾つかに分かれており、それぞれの気泡について T_b や位相が異なっていることが考えられる。

5.4.2 気泡上昇速度

気泡上昇速度 u_b の最適値は $D_{pv}=24$ mm、 $D_v=50$ mm の組合せの場合 3.5 m/s であったが、この数値の意味を考えてみよう。

Ramakrishnan ら¹¹⁾と Satyanarayan ら¹²⁾はそれぞれ定流量と定圧状態における種々の液体中での空気泡生成について詳しい実験と解析を行っている。彼らの提案している気泡径に関する理論は仮定が少く、彼らの実験範囲 (空気流量 2~250 cm³/s、出口オリフィス径 0.5~4 mm、圧力はほぼ大気圧) において、実験結果と非常に良い一致を示している。一体型炉安全性模擬実験装置による実験は、速い過渡変化とともにベント内流体に蒸気が含まれるばかりでなく、空気流量 (ブローダウン直後で 0.02~0.33 m³/s) やベント出口径 (75 mm) も彼らの実験条件とは大きく異なっている。しかし、彼らの理論に出てくる物理量の内、影響度の小さいものを省略すると直線性の良い関係が得られるので、それを模擬装置に適用して気泡径を求めてみる。その際、ブローダウン実験ではベント流量、圧力ともに変化するので、定流量と定圧状態のどちらを採用するか迷うが、両者には大きな差がないことから式の取り扱い易い定流量条件の理論を使うことにする。

文献 (11) の (7) 式中の右辺第 2, 3 項は全く無視できる微少項であるので, 第 1 項のみから気泡膨張期 (expansion stage) 最後の気泡容積 V_e (m^3) は, 空気流量を Q_b (m^3/s) として,

$$V_e = 0.00408 Q_b^{1.2} \quad (5-12)$$

で表わされる。上式の V_e は圧力, 出口径, 表面張力や粘性に関係しないという特徴がある。

気泡は次の離脱期 (detachment stage) において非常に発達し, 離脱時点における最終気泡容積 V_b (m^3) は, 文献 (11) の複雑な (15) 式において, (7) 式と同様, 微少項を省略することにより,

$$V_b = 0.1668 Q_b^{1.2} \quad (5-13)$$

と簡単な形で表わされる。上式を導く際, 流体の粘性係数と密度が必要であったので, それぞれ水の物性値を使用した。

(5-12), (5-13) 式から, それぞれの段階における気泡半径 R_e (m), R_b (m) は

$$R_e = 0.09913 Q_b^{0.4} \quad (5-14)$$

$$R_b = 0.3415 Q_b^{0.4} \quad (5-15)$$

となる。図 5-20 は (5-12)~(5-15) 式を示したものである。

一方, Wallis¹³⁾ は, 表面張力と粘性による効果が無視できる大きな気泡に対して, 次式で示される気泡上

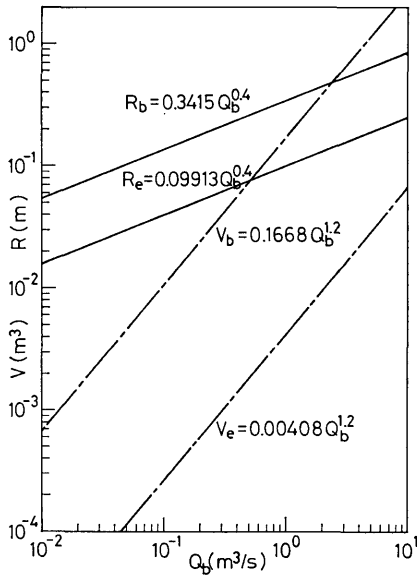


図 5-20 Ramakrishnan らの理論に基づく膨張期の気泡容積 V_e と半径 R_e 及び離脱期の気泡容積 V_b と半径 R_b と空気流量 Q_b の関係

昇速度 u_∞ (m/s) と気泡半径 R_b (m) との関係を導いている。

$$u_\infty = 1.00 \sqrt{g R_b} \quad (5-16)$$

気泡形状が球形でない場合は, 等容積の球半径を R_b と考えればよい。(5-15) 式を (5-16) 式に代入すると,

$$u_\infty = 1.829 Q_b^{0.2} \quad (5-17)$$

が得られ, u_∞ が流量 Q_b のみで表現できる。上式は, Q_b が u_∞ に及ぼす影響の小さいことを意味しているが, その様子を示したのが図 5-21 である。

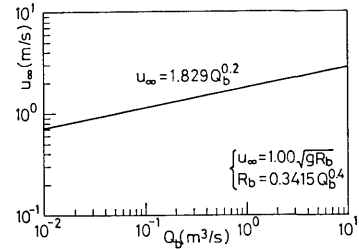


図 5-21 Ramakrishnan らの理論と Wallis の式に基づいた気泡上昇速度 u_∞ と空気流量 Q_b の関係

模擬装置の空気流量 $0.02 \sim 0.33 m^3/s$ を (5-15) 式に適用すると, 気泡半径は $R_b = 7 \sim 22 cm$ となり, さらに (5-17) 式を用いると, 気泡上昇速度は $u_\infty = 0.48 \sim 1.47 m/s$ と計算される。これらの u_∞ の値は最適値 $3.5 m/s$ と大きく異なっている。これから, Ramakrishnan らの理論と Wallis の式からブローダウン条件における気泡上昇速度の推定にはかなりの誤差が生じることが判る。

逆に, $3.5 m/s$ を (5-16) 式に当てはめると, $R_b = 1.25 m$ と出てくる。模擬装置の三つに分かれた圧力抑制室の寸法から, $R_b = 0.3 m$ 以上の気泡は回りの壁に触れてしまう。従って, Wallis の式がブローダウン過程にも適用できるのであれば, ベントからの流出空気は気泡というより, 一つの大きな空気層となって上部の水を押し上げることになる。

5.4.3 プールスエル相似則

プールスエル相似則に関しては Moody モデル¹⁴⁾がある。Moody はブローダウン開始直後のサブプレッション水の飛上り現象を支配する方程式を無次元化することにより, 支配的な無次元数を導いた。この理論によれば, 実機と実験装置の格納系初期圧力比をその寸法比に等しく, 温度比を 1 にとれば, 支配的な無次元数を一致させることができ, 相似則が成り立つという。その際, 時間比は寸法比の $1/2$ 乗で与えられる。

一体型炉安全性模擬実験装置は日本造船研究協会による NSR-7 概念設計炉を容積で 1/200 倍としたものである。本装置により NSR-7 炉におけるブルスエルの予測するには、同一温度条件にして初期圧力を $1/200^{1/3}=1/5.85$ 倍すればよいことになる。しかし、装置が $1.033(1-1/5.85)=0.86 \text{ kg/cm}^2$ もの真空に耐える保証がないため、実験としては行えない。そこで、格納系及び压力容器の初期圧力をともに 1/5.85 倍したインプットデータを SUPPAC に適用して計算を行った。図 5-22 はその結果を示すもので、図 4-6

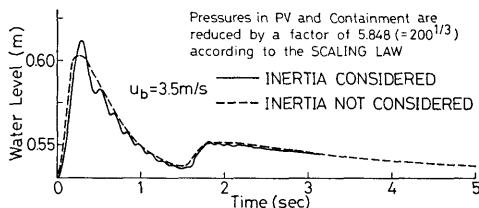


図 5-22 プールスエルの相似則に従い模擬実験装置の格納系初期圧力を 1/5.848 倍として解析したサブプレッション水位変化

と同様、気泡上部のサブプレッション水の慣性を考慮した場合とそうでない場合とが描かれている。初期水位が図 4-6 の場合と 2 cm 程度異なることに注意して両図を比較することから、以下の事が言えるであろう。

(1) ジャンプ量は両者間にほとんど差異がない。これは、格納系初期圧力が大気圧である模擬装置による実験値(図 4-7)を 5.85 倍して、NSR-7 炉におけるジャンプ量が推定できることを意味している。

(2) 初期圧力が 1/5.85 倍の場合、1.5 秒付近で水位の低下が見られる。これは、圧力が 1/5.85 倍になってもドライウェル壁面への伝熱量はほとんど変わらない(飽和蒸気温度は圧力変化に対して鈍感(図 5-6 参照)ため、蒸気凝縮によるドライウェル圧力の抑制効果が強く現われ、ベント内流量が減少したためである。

図 5-23 は、SUPPAC を使って NSR-7 炉自身のブルスエルの状況を調べたものである。この場合、気泡上部の水層は 3.5 m 以上もの厚みがあるが、その慣性の効果は相変わらず小さい。NSR-7 炉のプロードダウン条件や格納系側の条件については次章で概略を述べるが、これらの諸条件が必ずしも模擬装置の条件と相似則どうりの 5.85 倍になっていないので、図 5-22 と厳密な比較はできない。図 5-23 のジャンプ量は

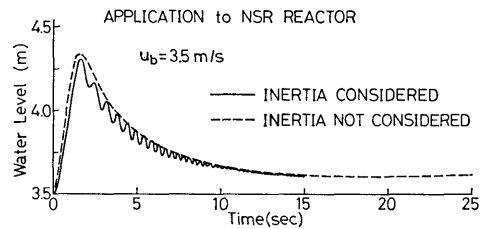


図 5-23 NSR-7 概念設計炉に対するブルスエルの解析値

0.8 m で図 5-22 の約 10 倍となっている。この値は相似則の 5.85 倍よりかなり大きい、その理由が上述の条件の不一致によるものかどうかは不明である。

しかし、空気流量が模擬装置の約 $5.85^2=34.2$ 倍になることに着目し、(5-17) 式の $u_{\infty} \propto Q^{0.2}$ の関係を適用すると、NSR-7 炉に適用すべき気泡上昇速度 u_b は $3.5 \times 34.2^{0.2}=7.0 \text{ m/s}$ となる。この数値を用いると、次のような興味ある結果が得られる。

(1) 図 4-6 に示されるようにジャンプ量はほとんど u_b に反比例するので、 $u_b=7.0 \text{ m/s}$ の場合のブルスエルは 0.4 m 程度になって相似則とほぼ一致するようになる。

(2) 図 5-23 の水位ピーク時刻は 1.6 秒であるのが、0.8 秒となり (u_b と水位ピーク時刻との関係は図 4-6 参照)、図 5-22 の 0.3 秒から推定される $0.3 \times 5.85^{1/2}=0.73$ 秒に近くなって来る。

5.5 boiling モデルと flashing モデル

サブプレッション水からウェットウェル空気部への蒸気蒸発を扱う解析モデルには boiling モデルと flashing モデルがある。boiling モデルでは、サブプレッション水の平均温度がウェットウェル空気部圧力に対応する飽和水温度に達するまでは、サブプレッション水からの蒸気蒸発は起らないが、達すると沸騰により両者の温度が一致するまで空気部の蒸気分圧が上昇する。一体型炉安全性模擬実験装置や次章で述べる NSR-7 炉に boiling モデルを適用すると、サブプレッション水温がいずれの場合においても空気部圧力に対応する飽和温度より低く出るため、蒸気蒸発は全く起らないことになる。また、flashing モデルでは、第 2 章に説明したように、空気部中の蒸気分圧がサブプレッション水温に対応する飽和蒸気圧より低いときは、両圧力が一致するまで蒸気蒸発が起る。このように、flashing モデルは空気部の湿度が常に 100% というモデルであるため、充分時間が経過すれば実現される解析モデルと言える。しかし、プロードダウンのような速い過渡現象に対

しては boiling モデルの方がより現実的であることが、4.2 節で行ったウェットウェル空気部温度の解析例と実験結果との比較から示された。そこで、本節では、両モデルがドライウェル圧力とウェットウェル圧力に及ぼす効果について調べ、boiling モデルの優位性を確認することにする。

図 5-24 (a)~(c) は、ドライウェル圧力とウェットウェル圧力について、それぞれのモデルを SUPPAC に適用して得た結果と実験値とを比較したものである。実験 13 の場合は、二つの圧力に実質的な差が認められないので、ウェットウェルのみを示している。

Flashing モデルは、実験 13 のブローダウン初期を除いて、常に boiling モデルより高めに出現している。flashing による増圧効果は、水温上昇の大きさに決まりブローダウンオリフィス径の大きい場合のブローダ

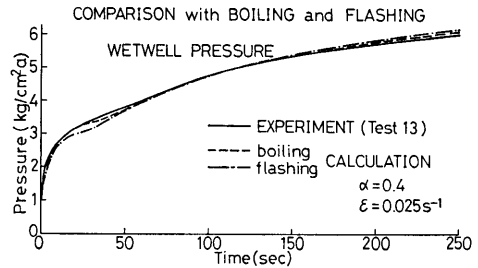


図 5-24 (c) 実験 13 のウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

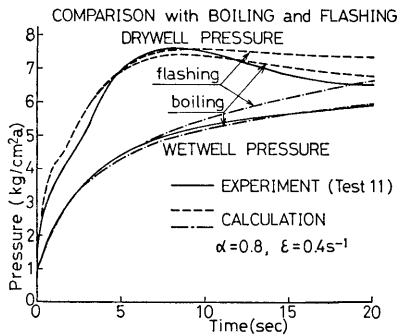


図 5-24 (a) 実験 11 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

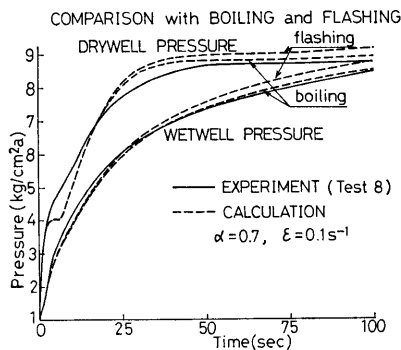


図 5-24 (b) 実験 8 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

ウン後半に強く現われている。いずれの図においても、格納系の圧力に関しては、CONTEMPT-LT が採用している boiling モデルの方が実験値に近い。そこで、今までに示された SUPPAC による解析では、特に断りのない限り boiling モデルを採用してきた。

ブローダウン後半においても boiling モデルの優位性は明らかであるが、このことは、図 4-9 (a) で示されるウェットウェル空気部温度がブローダウン後半で flashing の影響を受けているように見られるのと矛盾するように思われる。しかし、SUPPAC による解析では、サブプレッション水温の垂直分布を考慮していない。実際にはサブプレッション水表面近くの温度は平均水温よりも高く(前報参照)、その高水温からの熱伝達によりウェットウェル空気部が若干熱せられる効果が現われたものであろう。事実、ブローダウン後半のウェットウェル空気の大部分は、それまでにサブプレッション水中を通過してきたものである。又、熱伝達による空気温度の上昇は、蒸発に伴う蒸気分圧の増加が起らないので、flashing モデルほどの増圧効果はもたらさない。以上のように考えると、格納系圧力応答とウェットウェル空気温度応答に見られる矛盾が解決できる。

6. 実炉の解析例

日本造船研究協会が将来の船用炉として行った概念設計炉 NSR-7 炉が、わが国唯一の船用一体型炉の実炉と考えられ、当所の一体型炉安全性模擬実験装置はこの NSR-7 炉を容積で 1/200 にしたモデル実験装置である。そこで、模擬装置の解析を第 1 目標として開発した SUPPAC-2V を実炉としての NSR-7 炉に適用し、既に日本造船研究協会で行なわれた CONTEMPT-PS による格納系の熱流力的応答解析の結果と比較を

行う。

6.1 ブローダウンインプットデータ

NSR-7 炉 (前報図 3-1 参照) のブローダウン解析を行う際、一次系の構成上、1 Volume として取り扱うには無理がある。従って、当所で開発した 1 Volume ブローダウン解析コード BLODAC-1V によるブローダウン流量等のインプットデータ作成はできない。日本造船研究協会では、米国の代表的ブローダウン解析コード RELAP-3 を用いて、上部鏡 100 mm 径破断を 4 Volume 7 Junction で解いた結果を、CONTEMPT-PS のインプットデータとしている。そこで、この RELAP-3 による解析結果を借用し、SUPPAC へのインプットデータとすることにする。

文献 (2) の図 9.3.4, 5, 7 から、圧力容器圧力、ブローダウン流量及びブローダウンクオリティを読みとり、表 6-1 に示されるようなインプットデータを作成した。解析に必要なブローダウンによる流入エンタルピは SUPPAC 内で表 6-1 のデータを使って算出され

表 6-1 NSR-7 概念設計炉解析のためのブローダウンインプットデータ

時刻 (秒)	圧力容器圧力 (kg/cm ² a)	ブローダウン流量 (kg/s)	蒸気クオリティ
0	125.0	426.0	0.0
1	125.0	426.0	0.0
2	125.0	424.0	0.0
3	120.7	400.0	0.0
4	115.0	379.0	0.0
5	114.0	370.0	0.0
7	114.3	340.0	0.08
10	113.3	272.0	0.24
12	111.0	225.0	0.35
15	108.0	167.0	0.60
18	104.7	125.0	1.00
33.5	88.0	98.0	1.00
35	87.3	138.0	0.57
40	84.0	163.0	0.50
50	79.0	128.0	0.58
60	73.3	100.0	0.77
72	67.0	74.0	1.00
100	53.7	58.0	1.00
200	30.7	34.0	1.00
300	20.0	21.0	1.00
400	12.7	15.0	1.00
500	9.3	11.0	1.00

る。表 6-1 の時間間隔は、変化の激しい部分を細かく分割してあるが、SUPPAC では、各時刻間は直線近似で扱っているため、厳密な意味からは CONTEMPT-PS のインプットデータとは多少異なっている。

6.2 CONTEMPT-PS による解析との比較

ブローダウン破断口径 100 mm は模擬装置でいえば、ブローダウンオリフィス径 100/200^{0.5}=7.1 mm に相当する。解析に用いた格納系の諸元は、文献 (2) の CONTEMPT-PS のインプットデータと同じ内容のものを用いた。ベント管総断面積は 2 m² であって、模擬装置の 0.0133 m² (75 mmφ 3 本) に比べ 151 倍もあり、容積比からの 200³=34.2 倍よりも随分大きなベント流路となっている以外は、ほぼ容積比どうりのデータとなっている。

図 6-1 (a), (b) はそれぞれドライウェル圧力とドライウェル内温度に対する SUPPAC と CONTEMPT-PS による解析結果の比較を示している。SUPPAC については図に示すように、ドライウェル内空気に対する非均質混合モデルとサブプレッション水からの蒸発を

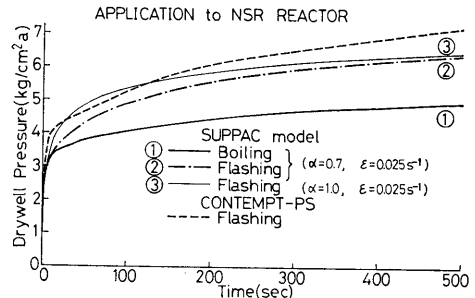


図 6-1 (a) NSR-7 概念設計炉のドライウェル圧力に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

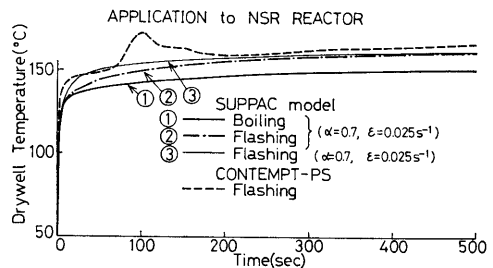


図 6-1 (b) NSR-7 概念設計炉のドライウェル内温度に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

扱うモデルの組合せから、3 ケースについて計算を行った。なお、(b) 図の CONTEMPT-PS によるドライウェル内温度が 100 秒付近で極大値を持つ理由は不明である。これらの図から、次の事が言えるであろう。

(1) 非均質混合パラメーター $\alpha=0.7$, $\epsilon=0.025 \text{ s}^{-1}$ に対して、flashing モデルの方が圧力・温度とも boiling モデルよりも高く出るのは当然であるが、両モデル間の差が模擬装置の場合 (図 5-24 (a)~(c) 参照) よりも大きくなっていることが注目される。

(2) CONTEMPT-PS は瞬時完全混合 ($\alpha=1$ に相当) と flashing を仮定しているので、SUPPAC における同条件の場合 ③ が最も CONTEMPT-PS による結果に近くなっている。しかし、全体を通しては、CONTEMPT-PS による結果の方がより高めになっている。これは、安全性評価解析コードとしての CONTEMPT-PS が、ドライウェル壁面への凝縮熱伝達率として、容器の健全性にとってより厳しい計算結果となるようなモデルを採用しているためである。

(3) SUPPAC コードは ①, ②, ③ いずれのケースにおいても、CONTEMPT-PS より低い圧力・温度という結果となるが、これは、SUPPAC が best estimate なコードとして開発されたことによる。

図 6-2 は、SUPPAC と CONTEMPT-PS によるサブプレッション水の平均温度の解析結果を示している。SUPPAC においては、ドライウェル構造物への熱伝達を許す場合とそうでない場合について示されている。構造物への熱伝達を考慮した場合は、ウェットウェル側へ流れるエンタルギが減少するため、最も低

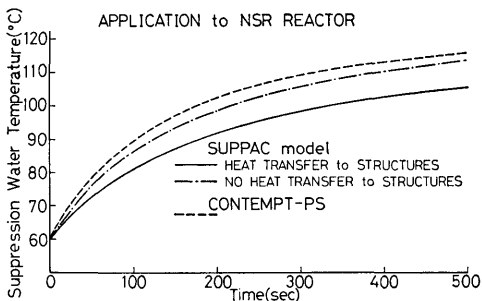


図 6-2 NSR-7 概念設計炉のサブプレッション平均水温に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

(128)

くなっている。初期水温が 60°C と高いこともあって、500 秒でいずれの場合も 100°C を越えている。高水温ほど boiling モデルと flashing モデルの差が大きくなるが、この高水温が図 6-1 (a)~(b) における両モデル間の差を大きくしたのである。CONTEMPT-PS による解析は、ドライウェル構造物への熱伝達を考慮しているにもかかわらず、SUPPAC でその熱伝達を考えていない場合よりも高水温となっているが、その理由は明らかでない。

図 6-3 (a)~(b) は、圧力抑制装置のある場合と無い場合との比較を、それぞれ圧力と容器内温度について示したものである。△印以外は全て SUPPAC による解析結果であり、その内、① の容積 755 m^3 は、NSR-7 炉のドライウェル容積 430 m^3 とウェットウェル容積 325 m^3 の合計である。従って、① は NSR-7 炉のウェットウェル部分を全てドライウェルに改造

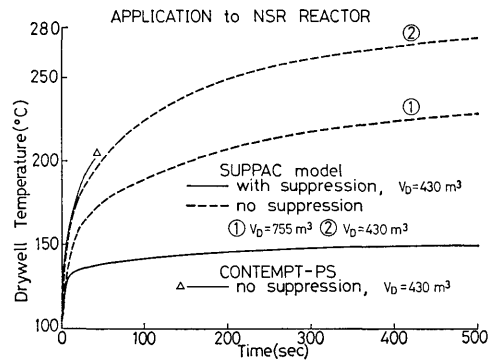


図 6-3 (a) NSR-7 概念設計炉において圧力抑制設備のない場合のドライウェル圧力に対する SUPPAC による解析値

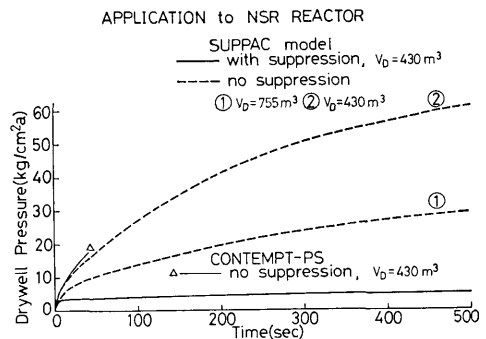


図 6-3 (b) NSR-7 概念設計炉において圧力抑制設備のない場合のドライウェル内温度に対する SUPPAC による解析値

した場合に相当する。ドライウエル容積の小さい②の方が圧力温度とも①よりも高くなるのは当然であるが、いずれの場合も圧力抑制方式に比べ非常に高圧となっている。このことから、NSR-7 炉においても、圧力抑制格納方式の効果の大きいことが容易に理解できる。文献(2)には、CONTEMPT-PS による Dry Containment の 40 秒以降の解析結果が示されていないが、40 秒までは、CONTEMPT-PS の方が格納系にとってより厳しい側に出ている。

6.3 ドライウエル壁への熱伝達量

第5章では、圧力や温度等の応答解析を通して、ドライウエル壁面での凝縮熱伝達率の重要性を考えてきた。そこで、ドライウエル壁への熱伝達量 $\int_0^t Q_a d\tau = \Delta U_{wall}$ とサブプレッション水に吸収される熱量 $\int_0^t C_{pw} M_{ww} d\theta_{ww} = \Delta U_{ww}$ との割合から、 ΔU_{wall} 或は Q_a の意味をもう一度検討してみよう。

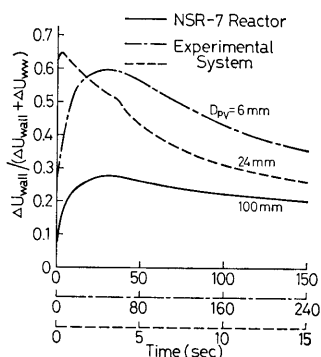


図 6-4 NSR-7 概念設計炉と模擬実験装置のドライウエル壁への伝熱量割合に対する SUPPAC による解析値

図 6-4 は、SUPPAC による NSR-7 炉と模擬装置の解析結果を基に、それぞれの場合の ΔU_{wall} の割合をプロットしたものである。圧力抑制型では、ドライウエルやウェットウエルに蓄えられるエネルギーは ΔU_{wall} や ΔU_{ww} に比べ比較的小さいので、図 6-4 の縦軸 $\Delta U_{wall}/(\Delta U_{wall} + \Delta U_{ww})$ はブローダウン放出エネルギーに対する ΔU_{wall} の割合と見てほぼ間違いない。横軸は、図 5-4 の考えを更に発展させ、压力容器容積 V_{ps} の効果も考慮して、 At/V_{ps} が一致するような時間軸を使用している。

模擬装置の ΔU_{wall} の割合が NSR-7 炉より高いのは、ドライウエル壁の厚みが NSR-7 炉の 30 mm に相当する $30/200^{1/3} = 5.13$ mm の 2 倍以上の 12 mm も

あり、ドライウエル壁の熱吸収源としての能力が大きいことによる。また、NSR-7 炉の ΔU_{wall} の割合を示す曲線の形は、模擬装置の $D_{ps} = 6$ mm の場合によく似ている。これは、NSR-7 炉の破断口径 100 mm に相当する模擬装置のブローダウン口径 7.1 mm が 6 mm に近いためである。

模擬装置において、ブローダウン初期を除けば、 D_{ps} の小さい方が ΔU_{wall} の割合が高めに出るのは、 D_{ps} の小さい方が実際の経過時間が長く、ドライウエル壁に熱が充分吸収されているためである。又、ブローダウン初期において D_{ps} による差が大きいのは、 D_{ps} によりドライウエル内空気のウェットウエルへの移動に大きな違いが生じ、その結果ドライウエル壁面での凝縮熱伝達率が大きく異なってくることによる。

NSR-7 炉、模擬装置いずれの場合も、ブローダウン初期に ΔU_{wall} の割合が最大になることから、圧力抑制型格納系の熱流体力応答を解析する上で、ドライウエル壁面への熱伝達の影響がブローダウン初期に特に大きいことが理解できる。さらに厳密に言えば、圧力抑制型格納系の最終圧力はドライウエルとウェットウエル内に存在する初期空気量の比でほぼ定まり、ブローダウン総放出エネルギーの影響は 2 次的であるため、ブローダウン後半においては図 6-4 で示される程の ΔU_{wall} の効果はない。しかし、ブローダウン初期においては、 Q_a によるドライウエル圧力の抑制効果がウェットウエルへ移動する空気量に強く影響を与えるため、 ΔU_{wall} の熱流体力応答への効果は図で示される以上のものがある。

7. まとめ

ブローダウン時における圧力抑制型格納系の熱流体力応答を best estimate に解析するために開発した 2 Volume 用計算プログラム SUPPAC-2V を一体型炉安全性模擬実験装置に適用し、実験結果との比較を行った。さらに、ドライウエル内空気分布、ドライウエル壁面での凝縮熱伝達率、サブプレッション水のジャンプやサブプレッション水からの蒸発等に関する種々のモデルの評価を SUPPAC-2V を使って行い、それぞれのモデルの持つ物理的意味と解析結果への影響の様子を調べ、実際に起っている現象との対比を試みた。ある現象に関する各モデルの評価を行う際には、できるだけ他の現象を扱うモデルの影響が一定となるよう注意を払った。また、SUPPAC-2V を実炉としての NSR-7 炉にも適用し、既に行われている CONTEMPT-PS

による解析との比較を行った。

第4章～第6章の実験結果との対比及び考慮を総合して、次の結論が導かれた。

(1) 解析結果によれば、圧力抑制装置の効果は、NSR-7 炉、模擬装置とも非常に大きく、圧力は同容積の Dry Containment の数分の1に、内部温度も圧力に伴い大幅に低下させることができる。

(2) 圧力抑制型格納系のブローダウン終了時の圧力は、ドライウェルとウェットウェルに存在した初期空気量の比でほぼ定まり、一次系の条件、ブローダウン条件ならびにベント系の条件は2次的効果を与えるのみである。

(3) ブローダウン進行中、特に初期における圧力・温度応答に最も影響を与えるのは、ドライウェルからウェットウェルに移動する空気流量である。この空気流量は、一次系、ブローダウン口径やベント系の実験条件に強く左右されるのは当然であるが、解析モデルのとり方からも大きな影響を受ける。

(3-a) ドライウェル内壁での凝縮熱伝達率は、ブローダウン初期におけるドライウェル内圧力の抑制効果に深くかかわっている。その熱伝達率が大きいと圧力抑制効果も大きくなり、ドライウェル内圧力の低下が起ってベント管への蒸気-空気混合物の流量そのものが減少する。

(3-b) ドライウェル内における空気と蒸気の混合状態が、ベントを流れる混合流体中の空気分率を定める上で決定的な影響を及ぼす。

(4) ドライウェル内空気分布を扱うモデルの内、非均質混合モデルが、ブローダウンオリフィス径 D_{pv} とベントオリフィス径 D_0 の広い範囲で、圧力・温度等の実験結果を最もよく説明できる。非均質混合モデルのパラメーター α, ϵ の最適値は D_{pv} が大きくなるに従って、CONTEMPT 等の在来コードが採用している瞬時完全混合モデル ($\alpha=1$ 或は $\epsilon=\infty$ に相当) に近づき、 $\alpha \geq 0.8$ 或は $\epsilon/A \geq 4400 \text{ m}^{-2}\text{s}^{-1}$ では瞬時完全混合モデルとの差はほとんどなくなってくる。しかし、 D_{pv} の小さな弱いブローダウンに対しては、瞬時完全混合モデルでは誤差が大きくなる。

(5) ドライウェル壁面での凝縮熱伝達率については、佐川の実験データに基づいて模擬装置の実験結果を説明するために作成した式により、現象をうまく説明できる。

ECCS 性能評価用の最小格納容器内圧モデルは、熱伝達率を高めにとっているにもかかわらず、圧力抑制

型については、ブローダウン終了時の圧力が期待通りの低圧という結果をもたらさないことも考えられる。

(6) SUPPAC-2V で採用しているサブプレッション水中の1次元気泡上昇モデルで、ブローダウン直後のジャンプはほぼ模擬できる。ジャンプ後の実験値をうまく説明できないのは、水位の2次元性を考慮していないことが大きい理由と考えられる。

プールスエルを解析する上で、気泡上部の水の慣性の影響は、NSR-7 炉、模擬装置とも無視できる程度に小さい。

プールスエル相似則を NSR-7 炉と模擬装置に適用した解析結果から、相似則が要求するほど格納系初期圧力を低くしなくとも、初期圧力が大気圧の実験から実機のプールスエルはほぼ予想できる。

(7) ウェットウェル空気部から構造物等への熱伝達量は相当に大きく、自然対流熱伝達率の使用では不十分であるため、空気部の状態をポリトロブ変化させることにより補正を行った。そのポリトロブ指数の最適値は全実験範囲にわたって1.05程度であった。

(8) サプレッション水からの蒸発を扱うモデルでは、CONTEMPT-LT の採用している boiling モデルの方が CONTEMPT-PS の採用している flashing モデルよりも、圧力・温度等の実験値をよりよく説明できる。

(9) 実炉としての NSR-7 炉に対する CONTEMPT-PS と SUPPAC-2V による解析の比較を通して、格納系安全性評価コードとしての CONTEMPT-PS と best estimate なコードとしての SUPPAC-2V の特徴がよく表われた。このことから、SUPPAC-2V は NSR-7 炉のような実炉にも best estimate なコードとして適用できると考えられる。

前報で報告した実験内容の内、蒸気凝縮に伴うベント系圧力の振動と自然冷却時の現象は、ブローダウン中の格納系応答解析コードで取り扱うのが困難であるか或はその範囲外であるため、本報では扱っていない。しかし、前者については、圧力抑制型格納系の安全性研究の上で重要なテーマであり、当所においても研究を進めてきた。そして、現在までの研究結果を文献(15),(16),(17)で発表を行った。

なお、本研究に関連する今後の課題としては、プールスエルや蒸気凝縮に伴う構造物への荷重を解明することが非常に重要な研究テーマとして残されている。

稿を終えるに当たり、本研究を通じて、SUPPAC-2V

のコーディングや解析結果の整理等の作業をしていただいた光畑敬子嬢に深く感謝の意を表わしたい。

参 考 文 献

- 1) 佐川憲彦, “円柱体の熱吸収による過渡凝縮熱伝達の測定”, 日本機械学会誌第 70 巻第 583 号, 昭和 42 年 8 月, pp. 1164~1170.
- 2) 原子力船第 7 研究部会報告書, “船舶用一体型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.
- 3) Combustion Engineering, Inc., “Description of the CONTRANS Digital Computer Code for Containment Pressure and Temperature Transient Analysis”, Report CENPD-140, Apr. 1974.
- 4) Bechtel Power Corporation, “Performance and Sizing of Dry Presssure Containment”, Topical Report No. BN-TOP-3 (Rev. 1), Jan. 1974.
- 5) Richardson, L. C. et al., “CONTEMPT—A Computer Program for Predicting the Containment Pressure-Temperature Response to a Loss-of-Coolant Accident”, IDO-17220, Phillips Petroleum Company, June 1967.
- 6) Carmichael, S. F., & S. A. Marko, “CONTEMPT-PS—A Digital Computer Code for Predicting the Pressure-Temperature History within a Pressure-Suppression Containment Vessel in Response to a Loss-of-Coolant Accident”, IDO-17252, Phillips Petroleum Company, Apr. 1969.
- 7) Wagner, R. J., & L. L. Wheat, “CONTEMPT—LT Users Manual”, Interim Report I-214-74-12.1, Aerojet Nuclear Company, Aug. 1973.
- 8) 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, pp. 1~51.
- 9) Uchida, H., A. Oyama & Y. Togo, “Evaluation of Post-incident Cooling Systems of Light Water Power Reactors”, 3rd Int. Conf. on Peaceful Uses of Atomic Energy, Vol. 13, 1963, p. 63.
- 10) 甲藤好郎, 伝熱概論, 養賢堂, 昭和 39 年 12 月, p. 405.
- 11) Ramakrishnan, S., R. Kumar & N. R. Kuloor, “Studies in Bubble Formation—I. Bubble Formation under Constant Flow Conditions”, Chemical Engineering Science, Vol. 24, 1969, pp. 731~747.
- 12) Satyanarayan, A., R. Kumar & N. R. Kuloor, “Studies in Bubble Formation—II. Bubble Formation under Constant Pressure Conditions”, Chemical Engineering Science, Vol. 24, 1969, pp. 749~761.
- 13) Wallis, G. B., “One-dimensional Two-phase Flow”, McGraw-Hill Book Company, 1969.
- 14) Anderson, W. G., P. W. Huber & A. A. Sonin, “Small Scale Modeling of Hydrodynamic Forces in Pressure Suppression Systems”, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-0003, Dec. 1977.
- 15) 綾 威雄 他, “圧力抑制型格納系における蒸気凝縮に伴う流体振動”, 日本原子力学会秋の分科会予稿集第 I 分冊, 昭和 52 年 10 月, p. 18.
- 16) 綾 威雄 他, “一体型炉模擬格納容器の圧力抑制効果実験 (その 5. ベント管でのチャギング現象について)”, 第 33 回船舶技術研究所研究発表会講演集, 昭和 54 年 5 月, pp. 67~70.
- 17) 綾 威雄 他, “蒸気凝縮に伴う流体振動”, 第 16 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, 昭和 54 年 5 月, pp. 76~78.
- 18) Marshall, J. & P. G. Holland, “Blowdown into Full-Pressure Containment”, Conf. on Heat and Fluid Flow in Water Reactor Safety, Paper C 209/77, the Inst. of Mech. Engrs. Manchester, Sep. 1977.