

ブローダウン時における圧力抑制型格納容器の熱流力的応答特性

(その2 解析モデルとその評価)

綾 威雄*・成合英樹*・小林道幸*

Thermo-Hydraulic Consequence of Pressure Suppression Containment Vessel during Blowdown

(Part 2, Analytical Model and Its Evaluation)

By

Izuo AYA, Hideki NARIAI and Michiyuki KOBAYASHI

Abstract

As a part of the safety research works for the integral-type marine reactor, an analytical code SUPPAC-2V was developed to simulate the thermo-hydraulic consequence of a pressure suppression containment system during blowdown and the code was applied to the Model Experimental Facility for the Safety of Integral Type Marine Reactors (explained already in Part 1). SUPPAC-2V is much different from existing codes in the following points. A nonhomogeneous model for the gaseous region in the drywell, a new correlation for condensing heat transfer coefficient at drywell wall based on existing data and approximation of air bubbles in wetwell water by one dimensional bubble rising model are adopted in this code. In comparing calculational results with experimental results, values of predominant input parameters were evaluated and discussed. Moreover, the new code was applied also to the NSR-7 marine reactor, conceptually designed at the Shipbuilding Research Association in Japan, of which suppression system had been already analysed by CONTEMPT-PS.

要 旨

一体型船用炉の安全性研究の一環として、ブローダウン時における圧力抑制型格納容器の熱流力応答をシミュレートする解析コード SUPPAC-2V を作製し、一体型炉安全性模擬実験装置に適用した。SUPPAC-2V の解析モデル上における既存コードとの相違は、ドライウェル内気体部に対する非均質混合モデルの採用、ドライウェル内面での凝縮熱伝達率として既存の実験データに基づく新しい式の導入、及びサブプレッション水中の空気泡の運動を1次元上昇モデルで近似するといった点にある。

解析結果と実験結果との比較の過程においてイン

ットパラメータの評価と考察を行った。さらに、SUPPAC-2V を日本造船研究協会の NSR-7 概念設計炉に適用し、安全評価解析コード CONTEMPT-PS による解析結果との比較を行った。

目 次

1. まえがき	3
2. 在来コード	4
3. 解析モデル	5
3.1 SUPPAC-2V コードの概要	5
3.2 ドライウェル内空気-蒸気非均質混合モデル	5
3.3 ドライウェル内壁面凝縮熱伝達率	6
3.4 ウェットウェル空気部から構造物への熱伝達	8

* 原子力船部

原稿受付: 昭和54年8月14日

3.5	ドライウエル内の質量・エネルギーパラ ンス	8
3.6	ベント流量	9
3.6.1	絞りのある場合	9
3.6.2	絞りのない場合	9
3.7	ウェットウエル内の質量・エネルギーパ ランス	10
3.8	サブプレッション水位変化（プールスエ ル）	11
3.9	構造物内熱伝導	11
3.10	SUPPAC-2V コードのフローチャート	11
4.	実験結果との比較	12
4.1	ブローダウン特性評価	13
4.2	計算パラメータの感度解析とその最適値	14
4.2.1	非均質混合モデルの評価	14
	(1) 初期混合率 α について	14
	(2) 残留空気拡散率 ϵ について	16
4.2.2	気泡上昇速度 u_b とプールスエル	16
4.2.3	ポリトロープ指数 k_a とウェットウエ ル空気温度	17
4.3	その他の計測値との比較	18
4.3.1	ドライウエル圧力とウェットウエル圧 力	18
4.3.2	ドライウエル内部温度	19
4.3.3	ドライウエル壁温	20
4.3.4	ウェットウエル水温	21
5.	考 察	21
5.1	圧力抑制系の効果	21
5.1.1	Dry Containment の圧力及び壁温応答	22
	(1) ブローダウン時間について	23
	(2) 圧力ピークについて	23
	(3) 壁面温度について	23
	(4) 圧力抑制方式の望ましくない現象	23
5.1.2	ブローダウンオリフィス径の影響	24
5.1.3	Dry Containment 容積の影響	24
5.2	ドライウエル内空気分布	25
5.2.1	非均質混合モデルと濃度勾配モデル	25
5.2.2	(α, ϵ) の最適値とブローダウンオリフ ィス径・ベントオリフィス径との関 係	28
5.3	ドライウエル壁面への凝縮熱伝達	29
5.3.1	佐川のデータに基づく凝縮熱伝達率式 の修正	29
5.3.2	ブローダウン乗数に基づく熱伝達率と	

	の比較	30
5.3.3	最小格納容器内圧モデルとの比較	32
5.4	プールスエル	35
5.4.1	サブプレッション水の慣性の影響	35
5.4.2	気泡上昇速度	35
5.4.3	プールスエル相似則	36
5.5	boiling モデルと flashing モデル	37
6.	実炉の解析例	38
6.1	ブローダウンインプットデータ	39
6.2	CONTEMPT-PS による解析との比較	39
6.3	ドライウエル壁への熱伝達量	41
7.	ま と め	41
8.	参考文献	43

記 号

A	ブローダウンオリフィス断面積,	m^2
A_w	ウェットウエル部断面積,	m^2
a	温度伝導率,	m^2/s
c	縮流係数	
C_1, C_2	(3-2) 式中の係数,	$kcal/(m \cdot h \cdot K), m^2/s^2$
C_3, C_4	(5-7) 式中の係数,	$m, m^2/s^2$
C_{D1}, C_{D2}	それぞれ単相流, 相流ブローダウン流量 係数	
C_{con}	凝縮率,	s^{-1}
C_{mt}	ブローダウンによる乗数 ((5-7) 式で定義)	
C_{pa}, C_{pw}	それぞれ空気, 水の定圧比熱,	$kcal/(kg \cdot K)$
D	オリフィス或は管の内径,	m
$F \equiv a \Delta t / \delta^2$		
G	重量流量率,	kg/s
G'_{ax}	(3-35) 式で定義される空気流量率,	kg/s
g	重力加速度,	m/s^2
H	ブローダウン総放出エネルギー,	$kcal$
h	熱伝達率,	$kcal/(m^2 \cdot h \cdot K)$
h_{max}	(5-9) 式で定義される熱伝達率,	$kcal/(m^2 \cdot h \cdot K)$
$h^* \equiv h V_a / A$		$kcal/(m \cdot h \cdot K)$
i	比エンタルピ,	$kcal/kg$
J	熱の仕事当量,	$kg \cdot m/kcal$
k	蒸気-空気混合物のポリトロープ指数	
k_a	ウェットウエル空気のポリトロープ指数	
L_v	ベント出口高さ,	m
L_w	サブプレッション水位,	m
l_0	ドライウエル壁の厚さ,	m

l_x : ベント管長さ,	m	ad : ドライウエル内空気
M : 重量,	kg	$ad0$: ドライウエル内空気の初期値
N : 計算上の時間ステップ数, 或は熱伝導計算に必要なメッシュ数		air : 空気
n : ベント管本数		$amix, arim$: それぞれドライウエル内の混合空気と残留空気
p : 圧力,	kg/m ²	ax : ベント管内を流れる流体中の空気
Q : 熱損失,	kcal/s	b : サプレッション水事の気泡
Q_b : 空気体積流量,	m ³ /s	c : ウェットウエル内カバーガス
q : 熱流束,	kcal/(m ² ·s)	cd : ドライウエル中の飽和水
R : 気泡半径,	m	d : ドライウエル
R_a : 空気のスループ定数,	kg·m/(kg·K)	dn : ベントオリフィスの下流側
R_e : レイノルズ数		e : ベント出口における気泡膨張
R_s : 大気圧以下の蒸気のスループ定数,	kg·m/(kg·K)	es : 圧力容器内蒸気泡の水面離脱
T_b : 空気層の単振動周期,	s	max : 最大値
t : 時間,	s	mix : ドライウエル内蒸気-空気混合気体
t_p : ブローダウン継続時間,	s	pv : 一次系或は一次系からの流入流体
$t^* \equiv t \cdot A/V_d$,	s/m	s : 蒸気
U : 内部エネルギー,	kcal	sat : 飽和蒸気
DU_{wall} : ドライウエル壁に吸収される熱量,	kcal	sc : ウェットウエル内カバーガス中の蒸気
DU_{ww} : サプレッション水に吸収される熱量,	kcal	sd : ドライウエル内蒸気
u : 比内部エネルギー,	kcal/kg	$stdy$: 定常状態
或は流速,	m/s	sw : サプレッション水からの蒸気蒸発
V : 容積,	m ³	sx : ベント管内を流れる流体中の蒸気
v : 比容積,	m ³ /kg	up : ベントオリフィスの上流側
X : モル分率		v : ベントオリフィス
x : dt 秒後のドライウエル内蒸気の乾き度		wd : ドライウエル内の凝縮水部 (=2d)
y : 構造物厚み方向座標,	m	ww : サプレッション水
z : 高さ,	m	wx : ベント管内を流れる流体中の凝縮水
α : ドライウエル内空気の初期混合率		$x, x0$: それぞれベント系及びベント内平均
γ : 比重量,	kg/m ³	∞ : 平衡状態
δ : 熱伝導計算での分割幅,	m	
δ_m : (3-19) 式で定義		
ε : ドライウエル内残留空気拡散率,	s ⁻¹	
Θ : 絶対温度,	°K	
θ : 温度,	°C	
λ : 熱伝導率,	kcal/(m·h·K)	
ν : 動粘性係数,	m ² /s	
ξ_{in} : 入口圧力損失係数		
φ : 気泡のサプレッション水通過時間,	s	
ϕ : (5-1) 式で定義		

添 字

$1d, 2d$: それぞれドライウエル内の気体部と凝縮水部
 ac : ウェットウエル内カバーガス中の空気

1. ま え が き

船用炉の小型化を目指した一体型船用炉の安全性研究の一環として、当所では一体型炉安全性模擬実験装置を製作し実験を行ってきた。装置の概要及び実験結果については前報に報告した。ここでは、本実験の解析用として、又将来安全性評価コードの検証用コードの一部として使用される可能性を考慮して開発した best estimate なプログラム SUPPAC-2V、及び当プログラムによる解析結果について報告する。

一体型船用炉の格納系は冷却材喪失事故（ブローダウン）時の一次系からの噴出蒸気を圧力抑制室へ導き、サプレッション水による凝縮により圧力上昇を抑えるという圧力抑制タイプである。このような格納系

のブローダウン時における応答が解析できる代表的なコードとして CONTEMPT-PS 及び -LT があるが、SUPPAC-2V の解析モデルは大筋において CONTEMPT-PS 等のそれと同等である。

圧力抑制型格納系のブローダウン時における初期圧力上昇速度はドライウエルから抑制室（ウェットウエル）へ送り込まれる空気移動速度でほぼ決定される事に着目し、実験結果をよりよく説明するため、ドライウエル内の空気蒸気分布に非均質モデルを導入した。解析を通して、ドライウエル内面における凝縮熱伝達率が格納系の圧力応答とドライウエル壁面温度に大きな影響を持っていることが判明した。そこで、佐川の実験データ³⁾に基づく新たな熱伝達率式を導き、これに当所で行った実験結果による若干の修正を加えた式を採用した。また、ウェットウエル水位の計算に当たっては、空気泡の運動を1次元上昇モデルを使って近似した。以上の点が CONTEMPT-PS 等で採用されているモデルと最も異なる点である。

初めに解析モデルの概要を説明し、次に解析結果と実験結果との比較を通して支配的なパラメータの最適値の組合せを求め、そして各パラメータについて評価と検討を加えることにする。最後に、当解析モデルを実炉の代表としての NSR-7 概念設計炉に適用し、既に行われた CONTEMPT-PS による解析結果²⁾との比較を試みることにしよう。

2. 在来コード

冷却材喪失事故に伴う原子炉格納系の熱流力的応答を解析するための計算コードは各国で開発が続けられ、既に公表されているものだけでもかなりの数にのぼっている。これらは、ほとんどの場合、安全性評価コードであるため、計算結果は安全側（実際よりも厳しい値）に出るように考慮されている。解析対象は、格納系の構造上の相違から、圧力非抑制タイプ（Full Containment 又は Dry Containment）と圧力抑制タイプ（Suppression Type Containment）に分けられ、対象とする現象時間から、ブローダウン終了までを計算する短期応答解析とブローダウン終了後の自然冷却過程までを含めた長期応答解析とに分類される。一般に、圧力抑制系用コードはインプットデータの取り方で圧力非抑制格納系にも適用できる。

圧力非抑制格納系解析用コードとしては CONTRANS³⁾ や COPATTA⁴⁾ などがあるが、一体型炉は圧力抑制型格納系を装備しているため、その体系が

解析できるコードの内でも最も広く利用されている CONTEMPT-PS 及び -LT について以下に述べることにする。

CONTEMPT⁵⁾ は、米国 Phillips Petroleum 社で LOFT (Loss of Fluid Test) 計画の一部として、ブローダウン時における Dry Containment の圧力・温度応答を解析するために開発されたものである。CONTEMPT-PS⁶⁾ は、同社が圧力抑制型格納系にも適用できる長期応答解析コードとして改良したものであり、CONTEMPT-LT⁷⁾ は、CONTEMPT 及び CONTEMPT-PS を更に改良したコードである。CONTEMPT-PS と -LT に採用されている代表的な解析モデルは次のとおりである。

(1) CONTEMPT-LT は最大4ボリュームまで解析でき、各ボリューム内において質量・エネルギーバランス式を解いている。各ボリューム間及び外部との間に mass transfer (漏洩も含む) と熱伝達が計算できる。

(2) CONTEMPT-PS においては、ドライウエル内を気体-蒸気混合部と水部に分け、各領域内は熱平衡にあるが、両者間に熱的平衡を仮定していない。また、凝縮水は瞬時に水部に達するとしている。これに対し、CONTEMPT-LT では、凝縮水が水部に到達するまでの時間を、凝縮水がドライウエル底面に達するに要する時間で代表させている。この時間はブローダウン時間と同程度であるので、ドライウエル内圧が初めてウェットウエル圧より下がるまで（実質的にブローダウン終了まで）は均質一領域モデルを採用している。その後は、-PS と同様、2領域モデルを使っている。

(3) 液体部と気体部の2領域に分れているウェットウエルの質量エネルギーバランスの取扱では、-PS においては、サブプレッション水の比内部エネルギーがカバーガス中の凝縮水の比内部エネルギーより大きいときは flashing により両者の温度が同じになるという考えに対し、-LT においてはプール水の沸騰以外、両者間に蒸気の mass transfer は起らないとしている。

(4) いずれのコードにおいても、ウェットウエル気体部と構造物との間の熱伝達は取り扱っていない。

(5) ドライウエル構造材への凝縮熱伝達率は10数種のモデルから選べる。任意の熱伝達率をインプットできるが、コード自身には best estimate と考えられる関係式は見当たらない。

(6) 唯一の運動量式を扱うのが、ブローダウン開

始直後、ベント中の水がウェットウェル側に押し出されるいわゆる Vent Clearing 期間中である。その後は、たとえウェットウェル側の圧力がドライウェル側より大きくなり水の逆流が起るような場合でも運動方程式は使用していない。

(7) ベント管を通してウェットウェルに送り込まれる蒸気は瞬時に完全凝縮するとしている。

(8) 蒸気とともに送り込まれる空気は、瞬時に気体部に含まれるとしている。従って、空気泡がサプレッション水中を上昇するために水面が上昇するプールスウェル (Pool Swell) はモデル化されていない。

(9) プールスウェルが起らないとしているので、プールスウェルに伴う気体部の圧縮効果は考慮されていない。

3. 解析モデル

3.1 SUPPAC-2V コードの概要

在来のコードは、CONTEMPT-PS や -LT のように安全評価を目的とするものが多いため、当所で行われた一体型炉安全性模擬実験装置による実験結果を正確にシミュレートするコードは見当らない。そこで、解析モデルとしては大筋において CONTEMPT-LT とほぼ同様であるが、安全側に出るような部分にできるだけ実際に近いモデルを考案して SUPPAC-2V (Suppression Analysis Code for 2 Volumes) を製作した。

SUPPAC-2V はドライウェルとウェットウェルの2ボリューム格納系へのブローダウン現象の解析ができ、当所の共用計算機 TOSBAC-5600 モデル 120 を使って、一次系配管破断事故における格納系の圧力・温度応答が計算できるようになっている。また、各解析モデルをコード化の際、将来安全性評価コードの検証用コードの一部として使用される可能性も考慮して、best estimate なモデルを開発或は選び出した。計算法は、基礎式を時間を追って explicit に解いているが、ドライウェル内気体の状態を求める際には蒸気表を使った繰返法に依っている。重要なインプットデータである格納系への蒸気流量とそのエンタルピは、既に当所で開発したブローダウン解析コード BLODACK-1V⁹⁾ による計算結果を利用できるようになっているが、独立したインプットデータを使うことも可能である。ブローダウン期間を解析対象とするため、ベント管内の流れはドライウェルからウェットウェルの一方方向だけが許される。図3-1に解析対象及び

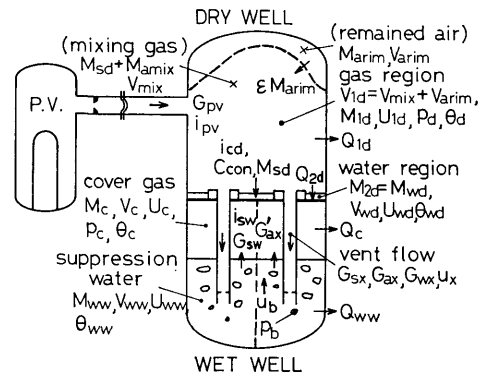


図 3-1 解析対象及び解析モデルに使用する主な記号

解析モデルに使用する主な記号を模式的に示してある(各記号の意味は記号表参照)。

SUPPAC-2V が在来のコード、特に CONTEMPT-PS や -LT と解析モデル上で異なる点は次の通りである。

(1) ブローダウン開始とともに、ベント管内にあった水がウェットウェル側に押し出される、いわゆる vent clearing 期間中のベント管内水柱に対する運動量式は扱っていない。これは、ベント管内水柱の慣性力が系全体の圧力温度応答にはほとんど影響しないと考えたためである。

(2) ドライウェル内気体部を、空気-蒸気混合域と空気域に細分化し、ブローダウンの進行とともに空気が混合域へ拡散していくという非均質モデルを採用している。2領域間は熱的には平衡にあり、ベント管を流れる気体の組成は混合域の組成と考えている。

(3) ドライウェル内面における凝縮熱伝達率として、Dry Containment に対する佐川の実験データに基づく新たな式を導き、Suppression Type による当所での実験結果をより良く説明するために若干の修正を加えた式を使用している。

(4) ブローダウン開始直後のサプレッション水位上昇については、水中の空気泡に1次元上昇モデルを使って近似した。

3.2 ドライウェル内空気-蒸気非均質混合モデル

まず、CONTEMPT-PS と同様、ドライウェル内を蒸気と空気が占める気体部と液体部との2領域に分ける。この2領域間には熱的平衡を仮定しないが、各領域内では温度が一樣だと考える。また、2領域間には

mass transfer によるエネルギー伝達のみを考えることにし、その mass transfer としては液体部への瞬時移動を仮定した蒸気凝縮のみを対象とする。各領域から回りの構造物への熱伝達の計算に当っては、気体部に対しては Dry Containment へのブローダウン実験に基づく実験式を用い、ドライウエル底部に溜っている液体部に対しては自然対流熱伝達として扱うことにする。

さて、実験結果をより良く説明するために、熱的平衡にある気体部を空気-蒸気混合部と空気部とに細分し、以下のような空気-蒸気非均質混合モデルを提案する。

(1) ブローダウン開始とともに流入してくる蒸気(湿り蒸気であってもよい)がドライウエルの空気と混合する空気の割合を α とする。従って、割合で $1-\alpha$ の空気はドライウエルのどこかに閉じ込められることになる。

(2) ブローダウンの進行とともに残された空気は一定の速度 ϵ (1/s) で混合部へ拡散していくものと考ええる。

(3) ベントチューブを通してウェットウエルへ流出する気体の組成は空気-蒸気混合部のそれと同じであると考ええる。

初期空気重量を M_{a0} (kg) とすると、時刻 t (s) における閉じ込められた領域内の残留空気量 M_{arim} は

$$M_{arim} = M_{a0}(1-\alpha) \exp(-\epsilon t) \quad (3-1)$$

で表わされる。

(1), (2) のモデル化から明らかなように、 $\alpha=1$ 或は $\epsilon=\infty$ が CONTEMPT-PS 等に採用されている瞬時完全混合モデルに相当する。このパラメータを種々変えて、実験値の圧力・温度応答と最も良く合う組合せを選び出すことができる。

3.3 ドライウエル内壁面凝縮熱伝達率

ブローダウン中のドライウエル内壁面への熱伝達率は、蒸気凝縮を伴うだけに非常に大きく、その選び方が格納系の圧力・温度応答解析における重要なポイントとなってくる。しかし、実際のドライウエル内には非凝縮性ガスである空気が含まれる上に、ブローダウンによる激しい対流効果も加わるため、伝熱機構はきわめて複雑なものになっている。従って、現在までのところ、いくつかの式^{9),10)}が提案されてはいるが、定量的に確立されたものはまだ無いといえる。

この過渡熱伝達現象は定性的には次のように説明される。

(1) ブローダウン直後は、ドライウエル壁面はまだ凝縮水膜によって覆われていて、蒸気は滴状凝縮を行う。通常、蒸気の場合の熱伝達率は大体 $1\sim 2 \times 10^5$ kcal/m²·h·K と非常に高いが、実際には空気の含有率が大きく、ずっと低い値となっている。

(2) ベント管を通してドライウエル空気がウェットウエルに移動するため、ブローダウンの進行とともに、ドライウエル内の空気含有率が下がる。壁面は次第に水膜で覆われてきて、膜状凝縮熱伝達となるが、やはり強い対流効果のため、空気が含まれた定常凝縮熱伝達率よりかなり大きい値となっているものと予想される。

以上から、過渡熱伝達率を支配するものとして次の三つが考えられる。

(1) 熱伝達の様式: 滴状凝縮, 膜状凝縮或は蒸気-空気混合物の单相熱伝達

(2) 蒸気と空気の混合比

(3) 蒸気-空気混合物の対流効果

ドライウエル内における過渡熱伝達率に関する実験データは非常に少なく、佐川¹⁾の行った Dry Containment に対するものが筆者らの利用できる唯一のデータである。以下に、この実験データを基に導いた実験式について述べる。

佐川の実験装置は 42 m³ の格納容器と 0.84 m³ の圧力容器より成る。二つの容器を結ぶ放出系にブローダウンオリフィスとして 10 mm ϕ から 70 mm ϕ まで 5 種類のいずれかが設けられている。

ブローダウン初期においては、激しい対流効果が支配的であると考え、この効果を A/V_a の関数で表わすことにする。但し、 A (m²) はブローダウンオリフィスの断面積である。また、ブローダウン時間は前報で述べたように A と逆比例の関係にあり、ブローダウン現象は At で整理して比較するのが便利である。さらに、ドライウエル容積 V_a の効果を考えると、一般に $t^* = At/V_a$ なる量でこの対流効果を整理できるであろう。図 3-2 は佐川の実験データを示したものであり、ブローダウンの進行につれて凝縮熱伝達率の変化の様子が各オリフィス口径について示されている。ブローダウン初期から中期にかけては、オリフィス口径が大きい程対流効果が強くなり、高い熱伝達率を示しているが、ブローダウン後期では対流効果も弱まり、定常凝縮熱伝達率に近づくことが判る。図 3-3 は、図 3-2 のデータを、縦軸に対流効果を考慮した熱伝達率

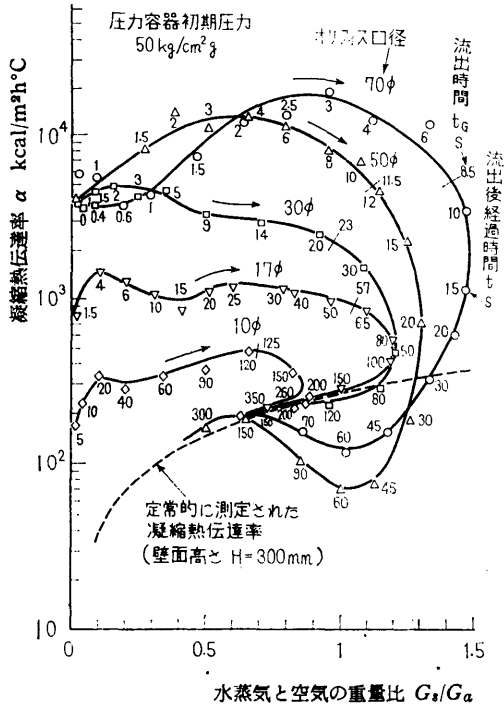


図 3-2 Dry Containment へのブローダウン中の凝縮熱伝達率に関する佐川の実験データ (文献 (1) より)

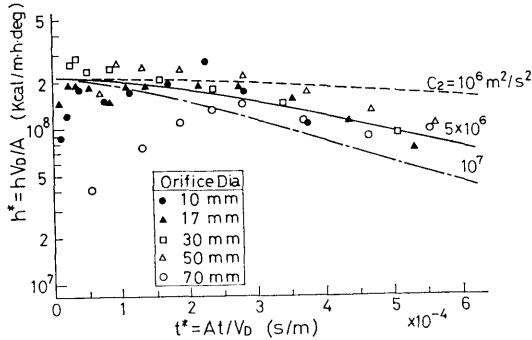


図 3-3 (t^* , h^*) による佐川の実験データの再整理

$h^* = h/(A/V_a)$ を、横軸に t^* を選んで筆者らが再整理したものである。同図から判るように、ブローダウン前半では、オリフィス口径 70 mm の場合の初期を除いて、全てのデータが一つの曲線に correlate されている。この曲線は次のように表現できる。

$$h^* = C_1 \frac{1}{C_2 t^{*2} + 1} \quad (3-2)$$

或は

$$h = C_1 \cdot \frac{A}{V_a} \cdot \frac{1}{C_2 (At/V_a)^2 + 1} \quad (3-3)$$

但し、 $C_1 = 2.15 \times 10^8$ kcal/(m²·h·K)。又、 C_2 の最適値は図に示す如く $C_2 = 5 \times 10^6$ m²/s² である。

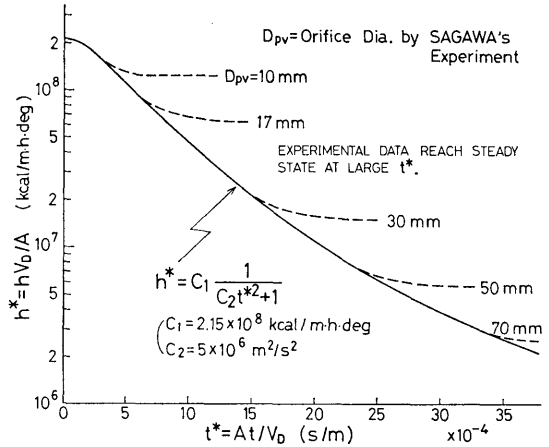


図 3-4 (t^* , h^*) 座標における定常凝縮熱伝達とブローダウン口径 D_{pv} との関係

図 3-4 は、ブローダウン後半で熱伝達率が定常凝縮熱伝達率に近づく様子を図 3-3 と同じ座標を使って示したものである。この場合は前図とは逆に各オリフィス口径によって h^* の値に差が生じてくる。これは定常の h がオリフィス径に依らないので、破断面積 A の差が現われたものである。定常凝縮熱伝達率を支配する最も重要なファクターは蒸気と空気の混合比であろう。CONTEMPT では内田らのデータ⁹⁾を利用して、Marshall ら¹⁸⁾はこのデータを基に定常凝縮熱伝達率を表わす式を提案している。これらのデータ及び式は佐川の定常状態における実験値¹⁾より約 40% 高めになっているが、この差は実験装置の寸法効果によるものと考えられている。SUPPAC では、模擬実験装置の寸法上の理由から、佐川のデータに基づいて、Marshall らの式の係数を $387/1.4 \approx 275$ kcal/(m²·h·K) に修正した次式を使用している。

$$\begin{cases} h_{\text{stdy}} = 275(M_{sa}/M_{aa})^{0.8} \text{ kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}) \\ h_{\text{stdy}} \leq 1400 \text{ kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}) \end{cases} \quad (3-4)$$

ここで、トータル熱伝達率として、以下のように過渡熱伝達率と定常熱伝達率の 1 次結合を考えることにしよう。

$$h = h_{\text{stdy}} + \left(C_1 \frac{A}{V_a} - h_{\text{stdy}} \right) \cdot \frac{1}{C_2 (At/V_a)^2 + 1} \quad (3-5)$$

上式を模擬装置による実験結果に適用するに当って

は、5.3.1 節で述べるような注意を払った。

3.4 ウェットウェル空気部から構造物への熱伝達

ブローダウン開始とともに、ドライウェル中の空気は蒸気や凝縮水とともにベント管を通り、サブプレッション水中を気泡或は空気塊となって上昇してウェットウェル空気に組み込まれる (Break through)。この空気移動速度は、ベント管中の水が押し出されるブローダウンのごく初期 (Vent Clearing Time) を除けば、ベント管を流れる流体中の空気分率が高いブローダウン初期程大きい。空気移動速度が大きければウェットウェル圧力ひいては格納系全体の圧力上昇速度が急激となる。これは、一定の容積 (厳密にはベント出口付近での蒸気凝縮によるプール水重量の増加と、プール水温上昇による膨張のため多少減少する) にドライウェル空気が押し込まれることによる。

ところで、空気温度は一定ではなく、実際は断熱圧縮による温度上昇効果と回りの構造物への伝熱量との兼合で定まる。SUPPAC 開発過程で判明したことであるが、いかなる自然対流熱伝達率の Correlation を使っても、構造物への伝熱量は断熱圧縮効果に比べて微々たるものとなり、実験では現われなかった大きな温度ピークを生じてしまう。プール水面からの空気泡離脱に伴い、空気部に激しい対流が生じるため、自然対流熱伝達率を適用するのに無理があるであろう。そこで、熱伝達による熱損失を、空気部の状態をポルトロップ変化させることで補正させる方式を採用することにした。

3.5 ドライウェル内の質量・エネルギーバランス

ブローダウン中におけるドライウェル内の流体の重量を M (kg)、内容積を V (m³)、流体の内部エネルギーを U (kcal) とし、気体部と液体部を表わす添字としてそれぞれ 1, 2 を、又蒸気, 水, 空気それぞれにドライウェルを表わす添字としてそれぞれ s, w, a, d を用いると以下の関係が全ての瞬間に成立っている。 v は比容積 (m³/kg), u は比内部エネルギー (kcal/kg) である。

$$\begin{cases} U_{1a} = u_{sa}M_{sa} + u_{aa}M_{aa} \\ U_{2a} = u_{wa}M_{wa} \end{cases} \quad (3-6)$$

$$\begin{cases} M_{1a} = M_{sa} + M_{aa} \\ M_{2a} = M_{wa} \end{cases} \quad (3-7)$$

$$\begin{cases} V_{1a} = v_{sa}M_{sa} = v_{aa}M_{aa} \\ V_{2a} = v_{wa}M_{wa} \\ V_a = V_{1a} + V_{2a} (= \text{const.}) \end{cases} \quad (3-8)$$

一次系破断口 (実験ではオリフィス口径によりコン

トロール) からの流入とベント管を通してウェットウェルへの流出が速度 G (kg/s), 比エンタルピ i (kcal/kg) で行われており, かつ構造物への熱損失 Q (kcal/s) があるとすると。一次系とベント系を表わす添字としてそれぞれ pv, x を用いると, 内部エネルギー変化率は次のようになる。

$$\begin{cases} dU_{1a}/dt = i_{pv}G_{pv} - i_{sa}G_{sx} - i_{aa}G_{aa} \\ \quad - i_{ca}C_{con}M_{sa} - Q_{1a} \\ dU_{2a}/dt = i_{ca}C_{con}M_{sa} - i_{wa}G_{wx} - Q_{2a} \end{cases} \quad (3-9)$$

但し, i_{ca} は気体部中の凝縮水比エンタルピ (kcal/kg) であり, C_{con} は凝縮率 (1/s) を, 従って $C_{con}M_{sa}$ は凝縮速度 (kg/s) を表わしている。

ドライウェル圧力 p_a (kg/m²) は水蒸気分圧と空気分圧の和である。

$$p_a = p_{sa} + p_{aa} \quad (3-10)$$

J を熱の仕事当量 (427 kg·m/kcal) とすると, 比内部エネルギー u と比エンタルピ i とは次の関係がある。

$$u = i - 1/J \cdot pv \quad (3-11)$$

一方, 流体の質量保存則より,

$$\begin{cases} dM_{sa}/dt = G_{pv} - G_{sx} - C_{con}M_{sa} \\ dM_{aa}/dt = -G_{ax} \\ dM_{2a}/dt = C_{con}M_{sa} - G_{wx} \end{cases} \quad (3-12)$$

全ての G, Q 及び C_{con} が与えられると, (3-11) 式と蒸気表から $dU_{1a}/dt, dU_{2a}/dt, U_{1a}$ と U_{2a} が計算される。

いま, ある時刻 t (s) から微小時間 dt (s) だけ進んだ時刻における内部エネルギーと重量は, 時刻 t における値を使って, 次のように表わされる。

$$U(t+dt) = U(t) + dU(\xi)/d\xi|_{\xi=t} dt \quad (3-13)$$

$$M(t+dt) = M(t) + dM(\xi)/d\xi|_{\xi=t} dt \quad (3-14)$$

また, ドライウェルの容積は一定であるから, 時刻 $t+dt$ における蒸気の比体積は

$$v_{sa}(t+dt) = \{V_a - v_{wa}(t+dt) \cdot M_{wa}(t+dt)\} / M_{sa}(t+dt) \quad (3-15)$$

と表わされる。 $M_{wa}(t+dt), M_{sa}(t+dt)$ と $M_{aa}(t+dt)$ は (3-14) 式を使って計算できる。 dt 秒間における水の比容積変化は温度, 圧力, 内部エネルギーやエンタルピ変化に比べて充分小さいので, $v_{wa}(t+dt)$ の代りに $v_{wa}(t)$ を用いることができる。すると, $v_{sa}(t+dt)$ は時刻 t における値のみで表現できることになる。

以上より, 時刻 $t+dt$ における空気と蒸気の重量 M_{aa}, M_{sa} 及び蒸気の比容積 v_{sa} が与えられ, さらに (3-9) 式から気体部内部エネルギー U_{1a} が求められ

る。これらを満足する蒸気の状態（湿り蒸気の場合も含む）はただ一つ存在する筈である。しかし、ここで必要とする空気が含まれた場合の特殊な逆蒸気表はない。そこで、 dU_{1a}/dt , dM_{sa}/dt , dM_{aa}/dt 等から Δt 秒後の温度変化 $\Delta\theta_{1a}$ を推定し、その状態から計算される蒸気の比容積を (3-15) 式で算出される値と比較する。そして、この二つの数値がある精度に入るまで $\Delta\theta_{1a}$ の修正を繰り返すことにより新しい時刻における気体部の温度、圧力が求められる。

推定温度変化 $\Delta\theta_{1a}$ に対する蒸気の比容積計算の際、新しい状態が過熱蒸気か湿り蒸気かを常にチェックしながら進めるようプログラム上の工夫がなされている。従って、ドライウエル内の蒸気が過熱状態になる場合も解析が可能となっているところが一つの特色である。（模擬装置による実験に対する解析では常に湿り状態であった。） Δt 秒後の蒸気の湿り度 $1-x$ と凝縮率 C_{con} とには次の関係がある。

$$1-x=C_{con}\Delta t \quad (3-16)$$

なお、空気は完全ガスとして取り扱っている。3.2 節で述べたように SUPPAC-2V では気体部を蒸気-空気混合域と空気域とに分けているが、2 領域は熱的平衡に達していると考えているため、気体部の圧力・温度を求める際には均質混合ガスと見なした上述の方法が適用できる。

3.6 ベント流量

ベントを流れる流体は、実際にはドライウエル内の凝縮水が含まれており、2 相流となる。しかし、凝縮水の体積流量は空気や蒸気の体積流量に比べてごく僅かである。凝縮割合は大型の格納容器程小さくなるが、NSR 炉の 1/200 容積の模擬装置においては、凝縮割合（圧力容器からの流入蒸気の内、ドライウエル内で凝縮する蒸気の割合）は最大で 0.5 と計算されている。蒸気と水の比重量は比は圧力 $9 \text{ kg/cm}^2\text{a}$ 。以下では 1/200 以下となるので、2 相間のスリップを考えに入れても見かけの蒸気率（ある瞬間にベント内を占める蒸気の容積割合）は 99% を越えることになる。即ち、気体流量の算出に当っては、蒸気-空気の単相混合流として取り扱うことができる。そして、ドライウエル内の水量がある一定値を越えた時、余剰の液縮水は気体流量に何ら影響を与えず、瞬時にベント管を通過すると考える。

ここで、ベント中に絞りのある場合と無い場合とに分けて流速を求めよう。

3.6.1 絞りのある場合

絞りににはベンチュリ、ノズル、オリフィス等が考えられ、それぞれモデル上の取扱が異なるが、ここでは解析対象の実験装置を考え、オリフィスで代表させることにする。

ドライウエルとウェットウエル間の圧力損失として、オリフィスによるものと、ベント管出入口における損失を考える。すると、オリフィス上流側圧力 p_{up} (kg/m^2) は、入口損失係数を ξ_{in} 、ドライウエル内混合気体比重量を γ_{mix} (kg/m^3)、ベント管内流速を u_{x0} (m/s) とすれば、

$$p_{up}=p_a-(1+\xi_{in})\left(\frac{p_{up}}{p_a}\right)^{1/k}\gamma_{mix}\frac{u_{x0}^2}{2g} \quad (3-17)$$

となる。但し、 k は蒸気-空気混合物の比熱比である。ベント出口損失係数は 1 と考えて誤差はほとんど無視できる。従って、オリフィス下流側圧力 p_{an} (kg/m^2) はサブプレッション水中の気泡圧 p_b (kg/m^2) と等しいと見なせる。

$$p_{an}=p_b \quad (3-18)$$

流れが未臨界である条件は

$$1 \geq p_{an}/p_{up} > \left(\frac{2}{k+1}\right)^{k/(k-1)} \equiv \delta_m \quad (3-19)$$

であり、そのときのオリフィス噴出流速 u_x は

$$u_x = \left[2g \frac{k}{k-1} (p_{up}v_{up} - p_{an}v_{an}) + u_{x0}^2 \right]^{1/2} \quad (3-20)$$

で表わされる。

$u_{x0} \ll u_x$ のときは、(3-20) 式が簡単化される。

$$u_x = \left[2g \frac{k}{k-1} (p_{up}v_{up} - p_{an}v_{an}) \right]^{1/2} \quad (3-21)$$

$p_{up} \geq p_{an}/\delta_m$ のとき流れは臨界となり、流速は次式で表わされる。

$$u_x = \left\{ 2g \frac{k}{k-1} p_{up}v_{up} \right\}^{1/2} \quad (3-22)$$

3.6.2 絞りのない場合

絞りのないときは、圧力損失として出入口損失と管内摩擦損失を考える。出入口損失は絞りのある場合と同じである。摩擦損失は気体率が 99% を越えるので、単相流としてブラジウスの滑らかな円管抵抗係数を利用する。ベント内圧力は (3-17) 式の p_{up} と等しく、又気体の体積力は充分小さく無視できるので、全圧力ドロップ $p_a - p_b$ は次のようになる。

$$p_a - p_b = \left(1 + \xi_{in} + \frac{0.3164}{Re^{0.25}} \cdot \frac{l_x}{D_x} \right) \left(\frac{p_{up}}{p_a} \right)^{1/k} \gamma_{mix} \frac{u_{x0}^2}{2g} \quad (3-23)$$

但し, l_x, D_x はそれぞれベント管長さ (m) と内径 (m) を示し, Re はレイノルズ数 ($u_x D_x / \nu_{\text{mix}}$) を表わしている。ベント管内流速 u_{x0} は (3-28) 式から求められる。

流速が計算できたので, 次に流出気体の組成と流量を求める。ドライウェル内の蒸気-空気混合部の蒸気量は全蒸気量 M_{sa} であり, 混合部空気量 M_{amix} は

$$M_{\text{amix}} = M_{a0} \{1 - (1 - \alpha) \exp(-\epsilon t)\} - \int_{\xi=0}^t G_{ax} d\xi \quad (3-24)$$

となる。混合部の容積 V_{mix} (m^3) は次のようになる。

$$V_{\text{mix}} = V_{1a} - V_{\text{arim}} = V_{1a} - M_{\text{arim}} R_a \theta_{1a} / p_a \quad (3-25)$$

但し, V_{arim} (m^3) は空気部容積, R_a は空気的气体定数 ($29.27 \text{ kg} \cdot \text{m} / (\text{kg} \cdot \text{K})$), θ_{1a} はドライウェル気体部の絶対温度 ($^{\circ}\text{K}$) である。

(3-24), (3-25) 式を使えば, 混合気体の比重量は

$$\gamma_{\text{mix}} = M_{sa} / V_{\text{mix}} + M_{\text{amix}} / V_{\text{mix}} \quad (3-26)$$

で求まる。右辺第1項は蒸気の組成を, 第2項は空気の組成を表わしている。これから, ベント流量 G_{sx} , G_{ax} は次式で表わされる。

$$\begin{cases} G_{sx} = n c A_x u_x M_{sa} / V_{\text{mix}} \\ G_{ax} = n c A_x u_x M_{\text{amix}} / V_{\text{mix}} \end{cases} \quad (3-27)$$

但し, A_x はオリフィス或はベント管断面積 (m^2), n はベント管数, c は縮流係数である。ベント内に絞りの無い場合は $u_x = u_{x0}$ と考えればよい。

ベント管内を流れる水量 G_{wx} (kg/s) は M_{wa} がインプットデータ $M_{wa \text{ max}}$ に達するまでは零であり, 達した後は水の熱膨張は無視できるので, 次のように書ける。

$$G_{wx} = C_{\text{con}} M_{sa} / dt \quad (3-28)$$

3.7 ウェットウェル内の質量・エネルギーバランス

ドライウェルと同様, ウェットウェルもサブプレッション水, 気泡とカバーガス (空気) 部の3領域に分ける。実験装置は三つの抑制室に分割されているが, 解析では各抑制室間に熱流力の差異は無いと考え, 一室として取り扱う。

サブプレッション水と気泡は熱的平衡状態にあるとする。サブプレッション水からカバーガス部への蒸気の蒸発による mass transfer G_{sw} (kg/s) として水の flashing 或は沸騰 (5.5 節参照) が考えられるので, どちらを採用するかはオプションとなっている。

サブプレッション水の重量及び内部エネルギーの変化率は, 蒸気のベント出口での瞬時凝縮を考えているの

で, それぞれ次のようになる。

$$dM_{ww} / dt = G_{sx} + G_{wx} - G_{sw} \quad (3-29)$$

$$dU_{ww} / dt = i_{sa} G_{sx} + i_{wa} G_{wx} + (i_{aa} - i_b) G_{ax}$$

$$- i_{sw} G_{sw} - \frac{1}{J} \cdot A_w p_c \frac{dL_w}{dt} - Q_{ww} \quad (3-30)$$

ここで, A_w はウェットウェル横断面積 (m^2), L_w はサブプレッション水位 (m), p_c はカバーガス圧力を示している。サフィックス ww はサブプレッション水を, 又 sw はカバーガス部への蒸気の蒸発による mass transfer を表わしている。

気気泡の比エンタルピ i_b は, 気泡温度がサブプレッション水のそれと同じと考えているから, 空気の定圧比熱を C_{pa} ($\text{kcal} / (\text{kg} \cdot \text{K})$), 水温を θ_{ww} ($^{\circ}\text{C}$) として,

$$i_b = C_{pa} \theta_{ww} \quad (3-31)$$

から計算される。一方, 各瞬間において,

$$U_{ww} = \left(i_{ww} - \frac{1}{J} p_{ww} v_{ww} \right) M_{ww} \quad (3-32)$$

が成り立ち, 蒸気表を使えば i_{ww} と θ_{ww} が求まる。

カバーガスの重量及び内部エネルギーの変化率はそれぞれ次のように書ける。

$$dM_c / dt = G'_{ax} + G_{sw} \quad (3-33)$$

$$dU_c / dt = i_b G'_{ax} + i_{sw} G_{sw} - Q_c \quad (3-34)$$

ここで, サフィックス c はカバーガスを示す。サブプレッション水からの離脱空気流量 $G'_{ax}(t)$ と $G_{ax}(t)$ とには

$$\begin{cases} G'_{ax}(t) = G_{ax}(t - \varphi) \\ \varphi = \{L_w(t) - L_0\} / u_b \end{cases} \quad (3-35)$$

なる関係がある。但し, L_w はサブプレッション水位 (m), L_0 はベント出口高さ (m), そして u_b は気泡上昇速度 (m/s) を示す。

内部エネルギー U_c (kcal) は

$$U_c = u_{ac} M_{ac} + u_{sc} M_{sc} \quad (3-36)$$

と表わせる。カバーガスの圧力・温度を求める際, まず水位変化が起らないとして (熱損失 Q_c は自然対流熱伝達の式を用いて計算する), (3-33)~(3-37) 式を用いて p_c, θ_c を計算する。ここで, 蒸気も完全ガスとして取り扱い, ガス定数 R_s として $47.01 \text{ kg} \cdot \text{m} / (\text{kg} \cdot \text{K})$ を使うことにする。この値は飽和蒸気で 100°C のとき 1.5% 大きく, 0°C のとき誤差 0% となる。 100°C 以下の過熱蒸気の場合は誤差はさらに小さくなる。

次に, 水位変化による圧縮, 膨張効力を考慮するが, 状態変化は周囲の構造材への熱の出入を考慮して, 指数 k_a のポリトロープ変化として最終的な p_c, θ_c を

計算する。

3.8 サプレッション水位変化 (プールスエル)

サプレッション水位 L_w の計算に当っては、オブションとしてサプレッション水の慣性を考慮するかどうかを選ぶことができる。慣性を考慮に入れると、気泡の位置をベント出口で代表させて、次の1次元運動方程式が導かれる。

$$\frac{1}{g}(M_{ww} - v_{ww}L_w A_w) \frac{d^2 L_w}{dt^2} = A_w(p_b - p_c) - (M_{ww} - v_{ww}L_w A_w) \quad (3-37)$$

これを、次の状態方程式を使って explicit な差分法で L_w と p_b を解く。

$$p_b v_b = R_a \theta_{ww} \quad (3-38)$$

但し、

$$\begin{cases} v_b = (L_w A_w - v_{ww} M_{ww}) / M_b \\ M_b = \int_{t-p}^t G_{ax} d\xi \end{cases} \quad (3-39)$$

水の慣性が無視できる場合は、(3-37) 式の代わりに

$$A_w(p_b - p_c) = M_{ww} - v_{ww} L_w A_w \quad (3-40)$$

から直ちに p_b が求められ、 L_w は (3-39) 式から容易に計算される。

3.9 構造物内熱伝導

先に述べたように、ドライウェル内面での凝縮熱伝達が系の圧力・温度応答に大きく影響する。この熱伝達量の算出に壁面温度が必要になり、 $\theta(x, t)$ に関する次の非定常熱伝導方程式を解くことになる。

$$\begin{cases} \partial\theta/\partial t = a\partial^2\theta/\partial x^2 \\ \text{境界条件 } \lambda\partial\theta/\partial x|_{x=0} = h(\theta_a - \theta(0, t)) \\ \text{初期条件 } \theta(x, 0) = 0 \end{cases} \quad (3-41)$$

但し、 a, λ はそれぞれ構造物の温度伝導率及び熱伝導率である。これを以下のような explicit な差分法¹⁰⁾で解く。

厚み l_0 の板状構造物を図 3-5 に示す如く、 N 分割する。両端を含む分割幅は $\delta/2 = 1/2 \cdot l_0 / (N-1)$ で、それ以外の分割幅は $\delta = l_0 / (N-1)$ である。温度点は両端と分割幅 δ の中点の計 N 個選ぶ。 $y=0$ で熱流束

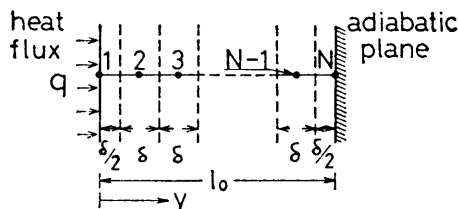


図 3-5 ドライウェル壁構造物内の熱伝導計算モデル

$q = h(\theta_a - \theta(0, t))$ があり、 $y=l_0$ で断熱されているとする。各温度点の Δt 時間後の温度 θ' は次式から求められる。ここで、 $F \equiv a\Delta t/\delta^2$ である。

$$\begin{cases} \theta'_1 = 2F\{\theta_2 + (1/2F^{-1} - 1)\theta_1 + q\delta/\lambda\} \\ \theta'_i = F(\theta_{i-1} + \theta_{i+1} + (F^{-1} - 2)\theta_i) \quad (2 \leq i \leq N-1) \\ \theta'_N = 2F\{\theta_{N-1} + (1/2F^{-1} - 1)\theta_N\} \end{cases} \quad (3-42)$$

3.10 SUUAC-2V コードのフローチャート

SUPPAC-2V の概要フローチャートは図 3-6 に示

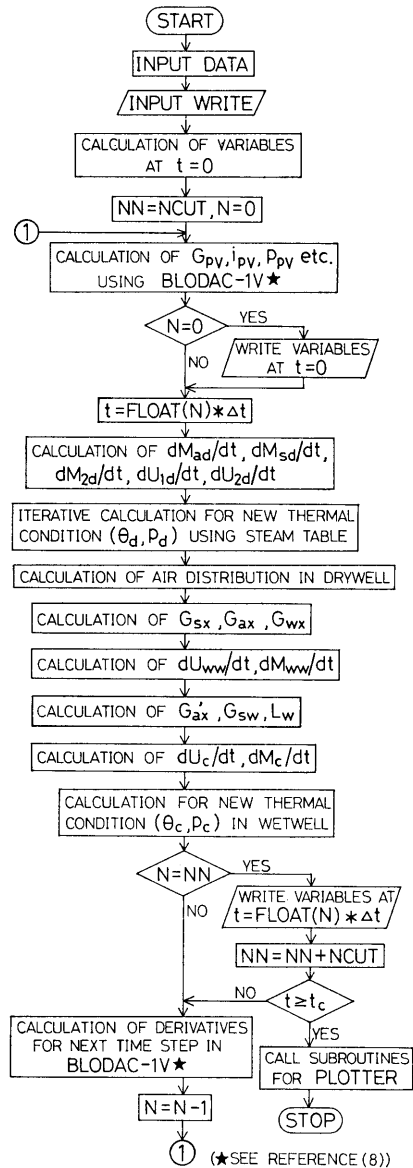


図 3-6 SUPPAC-2V のフローチャート

す通りである。即ち、まずインプットデータの読込と出力を行い、 $t=0$ における諸状態をインプットデータと蒸気表から求めておく。次に、当所で開発したプログラウソコード BLODAC-1V を用いて圧力容器からの流入流量 G_{pv} 、その比エンタルピ i_{pv} や圧力容器内圧力 p_{pv} を計算する。独立なインプットデータとしての G_{pv} 等も入力できるが、実験においてそれらを測定していないため、計算値による値を利用する形をとっている。

その後、 G_{pv} 等を使って Δt 時間後の諸変数を前節までに説明した方法で求め、 $t=0$ 又は所定の時刻 ($N=NN$) における状態を出力する。そして、次の時刻 $t+\Delta t$ に対する G_{pv} 等を求めるための補足計算の後、再び BLODAC-1V で G_{pv} 等の計算が繰り返される。 $t \geq t_c$ になると、PLOTTER ルーチンを経て計算終了となる。

本コードにおいては、例えばドライウエル内気体の内部エネルギーは

$$U_{1a}(t+\Delta t) = U_{1a}(t) + dU_{1a}/dt \cdot \Delta t \quad (3-43)$$

のような逐次計算によって1ステップ後の変数を計算する。従って安定な解を得るには時間メッシュのとり方に注意を要する。

なお、将来は本解析コードをより適用範囲の広いものに拡張する予定であるが、差し当り、ドライウエル

とウェットウエルの 2 Volume から成る系を対象としたので、これを SUPPAC-2V と名付けた。

4. 実験結果との比較

一体型炉安全性模擬実験装置による格納系の熱流力的応答実験は計 13 回実施され、実験パラメーターはプログラウソオリフィス口径 D_{pv} 、ベント管オリフィス口径 D_v 、圧力容器内初期圧力及び圧力抑制室内水位であった(前報表 4-1 参照)。これらのパラメーターは以下のような性質を持つものである。

(1) プログラウソオリフィス口径は蒸気の流入速度、従ってドライウエル内の対流の強さを最も支配するパラメーターであって、その対流効果はベント管を流れる気体の空気混合割合とドライウエル内面での凝縮熱伝達に大きな影響をもたらす。

(2) ベント管オリフィスはドライウエル-ウェットウエル間の差圧を生み出す主要因となると同時に、移動空気量を決定づける。

(3) 圧力容器内初期圧力と圧力抑制室内水位の主な効果は格納系の圧力や温度の絶対値を上下させることにあり、応答特性の基本的性質には余り関与しない。

以上より、格納系の圧力・温度応答パターンを決定づける二つのオリフィス口径 D_{pv} と D_v の全組合せ

表 4-1 実験結果と解析との比較内容

実験番号	実験パラメーター		best fit と なる計算パ ラメーター		実験と解析の比較項目						
	プログラウソ オリフィス口径 D_{pv}	ベント管 オリフィス 口径 D_v	初期混合 空気率 α	空気 拡散率 ϵ	ドライ ウエル 圧力	ウェッ トウェ ル圧力	ベント管 オリフィ ス差圧	ドライ ウエル 内壁温度	ドライ ウエル 内温度	ウェッ トウェ ル温度	水位 変化
1	24 ^{mm}	無(75) ^{mm}	0.9	0.4 ^{1/s}	○	○	—	○			
11	24	50	0.8	0.4	◎	◎	◎	◎	○	○	○
10	24	25	(0.8)	(0.4)	(○)	()	()	(○)	()	()	()
5	12	無(75)	0.9	0.1	△	○	△	○	○	○	
12	12	50	0.8	0.1	○	○	△	—	—		
8	12	25	0.7	0.1	◎	◎	◎	◎			
2	6	無(75)	0.5	0.025	△	○	△	○	○	○	
13	6	50	0.4	0.025	◎	◎	△	◎			
9	6	25	0.6	0.025	△	○	△	○			

- 印: 比較を行った項目 (◎ 計算パラメーター α 又は ϵ について感度解析もなされている項目)
- △印: ベント管オリフィス前後の差圧がごく僅かなため、比較する必要のない項目
- ()印: ドライウエル側ラプチャーディスク破裂のため、比較データが不十分な項目
- 印: 実験データが得られなかった項目
- 無印: 比較を行っていない項目

について実験と SUPPAC-2V による解析とを比較することにする。表 4-1 にオリフィス口径の各組合せに対する解析との比較内容を示す。前報の表 4-1 から、本表の組合せには圧力抑制室水位として高、中、低が含まれていることに注意しておこう。

表中の比較項目の内、ドライウェル圧力、ウェットウェル圧力、ペント管オリフィス前後の差圧及びドライウェル内壁温度は、SUPPAC で初めて採用したドライウェル気体部に対する非均質混合モデルとドライウェル内壁への凝縮熱伝達率の評価にとって重要な項目であるので、実験データの無いものや不充分なもの、或は比較の必要がないもの以外は全て実験値との比較を行った。ドライウェル内温度はブローダウンのごく初期を除けばほぼ蒸気の飽和温度に等しく、又ウェットウェル温度と水位変化は格納系の圧力応答への影響が比較的小さいので、これらを補足的項目と考える。補足項目の内、水位変化以外は 3 種のブローダウン口径について、水位変化はそれが大きく出るブローダウン口径が最大の 24 mm の内一つについて、それぞれ比較を行った。

4.1 ブローダウン特性評価

SUPPAC-2V においては、インプットデータとしてブローダウン流量等が与えられない本実験に対する解析評価を行うため、サブルーチン化させた BLODAC-1V を使ってブローダウン流量等を推定する方法を採用している。そこで、格納系の応答を比較する前に、BLODAC-1V による計算値の妥当性を検討しておく必要がある。

比較対象としている格納系の応答時間内においては、ブローダウンオリフィス点で臨界状態が保持されるため、格納系の圧力がブローダウン流量に影響を及ぼさない。従って、BLODAC-1V でブローダウン流量等を計算するには、3 種のブローダウン口径に対する次に示す計算パラメーターの組合せを定めねばならない。压力容器内圧力と压力容器内残留水量のブローダウン特性に最も良い一致を示すパラメーター C_{D1} 、 C_{D2} (それぞれ単相流、2 相流の流量係数) と u_{es} (気泡離脱速度) の組合せを感度解析を行って求め、その結果が表 4-2 に示されている。表から、安全性模擬装置に対しては、 C_{D1} は D_{pv} に関係なく一定であるが、 C_{D2} は D_{pv} が大きい程小さく、 u_{es} は D_{pv} が大きい程大きくなっている。これらの傾向は成合らの報告⁸⁾と一致するものである。

図 4-1 (a)~(c) は、各オリフィスに対して、表 4-

表 4-2 各オリフィス径に対するブローダウンパラメーターの最適値

ブローダウンオリフィス口径 D_{pv}	単相流流量係数 C_{D1}	2 相流流量係数 C_{D2}	気泡離脱速度 u_{es}	参照実験番号
24 mm	0.7	0.65	0.35 m/s	1
12	0.7	0.70	0.14	8
6	0.7	0.80	0.08	9

2 の値を使って計算した压力容器圧力と残留水量をそれぞれの実験値と比較したものである。いずれの場合も全般に良く一致しているが、残留水量は大口径の場合、計算値の方がやや速く減少する傾向にある。ブ

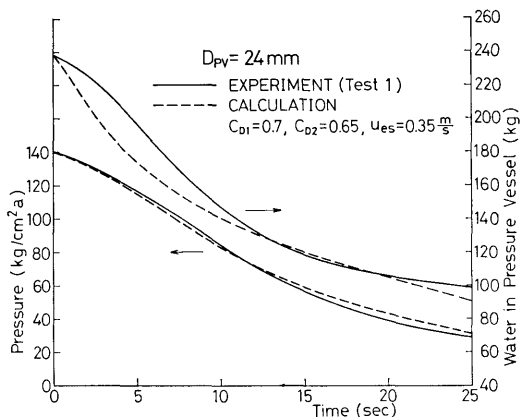


図 4-1 (a) ブローダウン口径 24 mm の場合の压力容器圧力と残留水量について、実験値と表 4-2 のブローダウンパラメーター値を使った解析値との比較

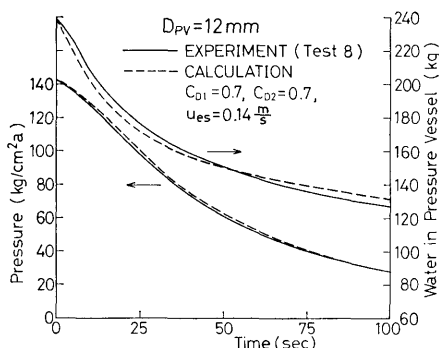


図 4-1 (b) ブローダウン口径 12 mm の場合の压力容器圧力と残留水量について、実験値と表 4-2 のブローダウンパラメーター値を使った解析値との比較

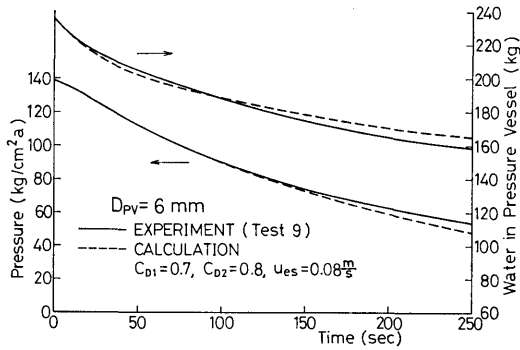


図 4-1 (c) ブローダウン口径 6 mm の場合の圧力容器圧力と残留水量について、実験値と表 4-2 のブローダウンパラメーター値を使った解析値との比較

ードダウン後半の圧力や水量の多少のずれは、圧力容器自体の持つ熱容量を考慮していないことによるものであろう。しかし、ブローダウン後半のこの程度の誤差は格納系の応答に重大な影響を与えるとは考えられないので、今後、表 4-2 のパラメーター値を用いて解析を進めていくことにする。

4.2 計算パラメーターの感度解析とその最適値

ブローダウン時における格納系の応答を計算する上で、SUPPAC-2V がインプットパラメーターとして採用しているものは以下の通りである。

- (1) ドライウェル空気初期混合率 α
- (2) ドライウェル残留空気拡散率 ϵ (s^{-1})
- (3) サプレッション水中気泡上昇速度 u_b (m/s)
- (4) ウェットウェル空気ポルトロップ指数 k_a

これらの内、 α と ϵ は既に述べたようにドライウェル内気体の非均質混合モデルから出てきたものであり、ベント管を流れる気体中の空気割合に深くかわるパラメーターである。 u_b はサプレッション水位の jump に最も影響を与え、 k_a はウェットウェルカバースト温度に影響し、それに伴う格納系の圧力にも関係するものである。次に、個々のパラメーターについて、感度解析を行うとともに、その最適値を求めよう。

4.2.1 非均質混合モデルの評価

- (1) 初期混合率 α について

図 4-2 (a)~(d)、図 4-3 (a)~(d) 及び図 4-4 (a)~(b) は、 α を評価するために、ドライウェル圧力、ウェットウェル圧力、ベントオリフィス差圧、ドライウェル内壁温度の実験値と計算値を示したもので、それ

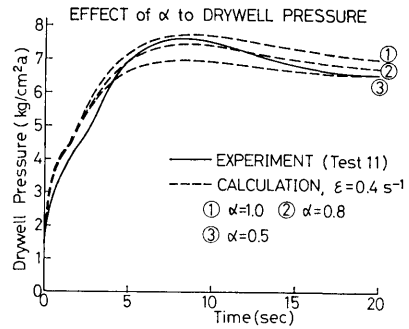


図 4-2 (a) 実験 11 のドライウェル圧力に対する初期混合率 α の感度解析

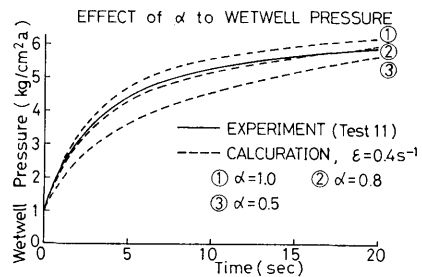


図 4-2 (b) 実験 11 のウェットウェル圧力に対する初期混合率 α の感度解析

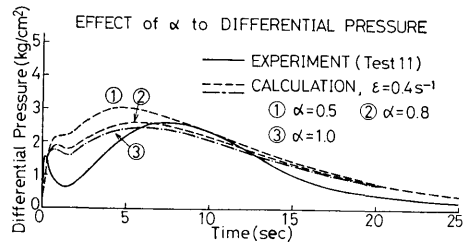


図 4-2 (c) 実験 11 のベントオリフィス差圧に対する初期混合率 α の感度解析

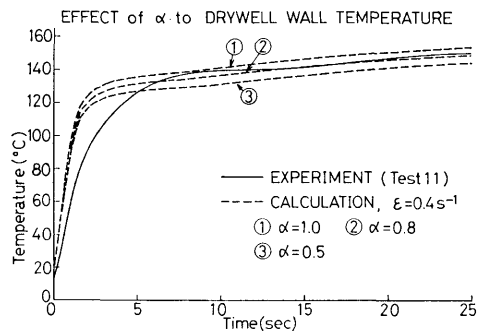


図 4-2 (d) 実験 11 のドライウェル壁温に対する初期混合率 α の感度解析

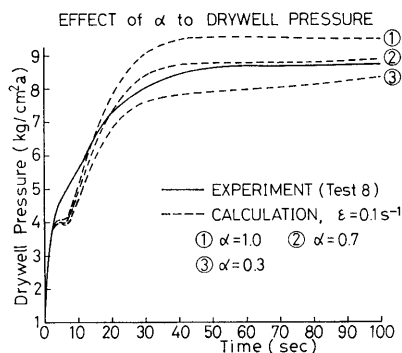


図 4-3 (a) 実験 8 のドライウェル圧力に対する初期混合率 α の感度解析

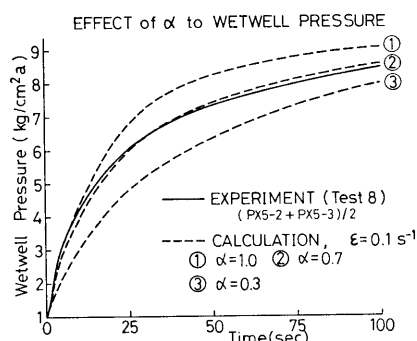


図 4-3 (b) 実験 8 のウェットウェル圧力に対する初期混合率 α の感度解析

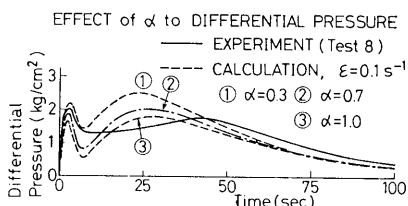


図 4-3 (c) 実験 8 のベントオリフィス差圧に対する初期混合率 α の感度解析

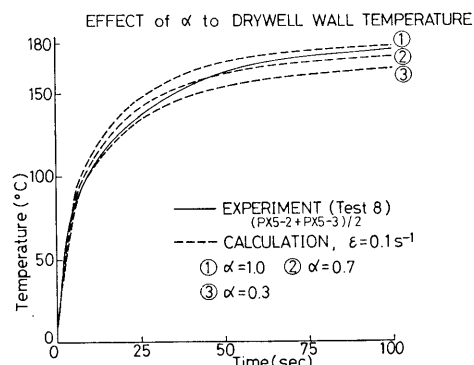


図 4-3 (d) 実験 8 のドライウェル壁温に対する初期混合率 α の感度解析

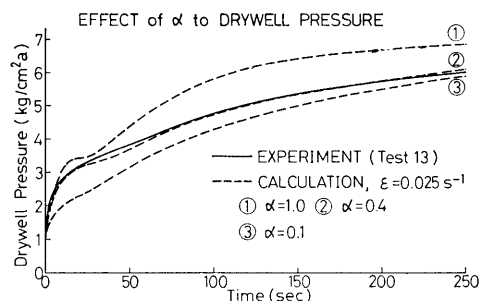


図 4-4 (a) 実験 13 のドライウェル圧力に対する初期混合率 α の感度解析

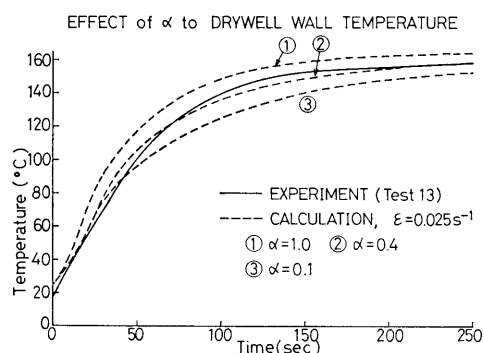


図 4-4 (b) 実験 13 のドライウェル壁温に対する初期混合率 α の感度解析

ぞれブロードダウン口径 24 mm, 12 mm と 6 mm に対応している。これらの図から、いずれのオリフィス口径においても、初期混合率が大きい程、圧力や温度全てが高い値となることが判る。これは α が大きい程、ベントを流れる空気量が多いことを意味している。 $\alpha=1$ は CONTEMPT 等で使用されている瞬時完全混合モデルと同等である。

ドライウェル側は凝縮熱伝達率も大きく作用するので、 α や ϵ の効果のみを抽出するのは困難である。さらに速い過渡変化の場合 ($D_{pm}=24$ mm に相当)、ドライウェル内壁温度は正確には計測されにくい性質がある。事実、図 4-2 (d) を見れば、(a) 図の圧力がほぼ一致しているにもかかわらず、壁温の立上り部分の実験値 (測定場所による差が大きいときはそれらの平均) は計算値よりかなり低めとなっている。これに対し、ウェットウェル圧力 (ベント系差圧が僅かな場合はドライウェル圧力でもよい) は、 $ka=\text{const.}$ という条件では、 α と ϵ から定まる移動空気量でほぼ決定されるので、 α や ϵ を評価する上で都合がよい。このことは、図 4-2 (b)、図 4-3 (b) と図 4-4 (a) で計算値

と実験結果の曲線の性状が非常に良く合っていることで示唆される。特に、各図中の ε と ② の α の値の組合せ (表 4-1 参照) が best fit となっていることが判る。これらの組合せに対応するドライウェル圧力と壁温の計算値は、他の組合せに比べて、特にブローダウン後半での一致性が良い。一方、図 4-2 (c) と図 4-3 (c) が示すように、オリフィス差圧の実験結果との一致性は必ずしも良くない。これは、オリフィス差圧はベント流量そのものの指標であることから、流量を支配する非均質混合モデルと凝縮熱伝達率にまだ不十分なところが存在することを意味している。しかし、計算値はオリフィス差圧の絶対値とほぼ合っており、ブローダウン前半で 2 山できるという特徴は良く捕えている。

(2) 残留空気拡散率 ε について

図 4-5 (a)~(c) は、ウェットウェル圧力について ε の sensitivity を示すものである。これらの図から、空気拡散率 ε が大きい程、ウェットウェル圧力は高くなっている。この傾向はブローダウン後半で顕著に現われている。 $\varepsilon = \infty$ が瞬時完全混合に相当するのであ

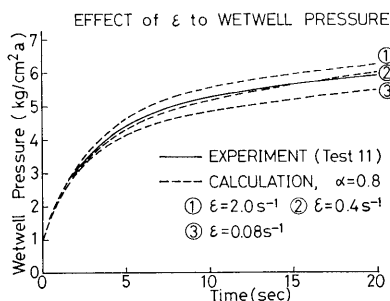


図 4-5 (a) 実験 11 のウェットウェル圧力に対する残留空気拡散率 ε の感度解析

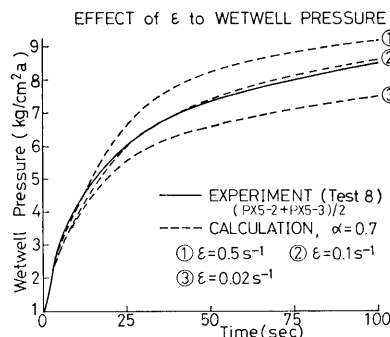


図 4-5 (b) 実験 8 のウェットウェル圧力に対する残留空気拡散率 ε の感度解析

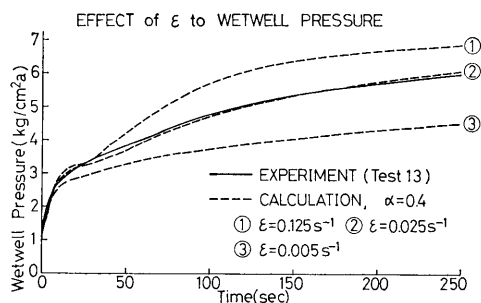


図 4-5 (c) 実験 13 のウェットウェル圧力に対する残留空気拡散率 ε の感度解析

るが、 $D_{po}=24$ mm, 12 mm, 6 mm に対してそれぞれ $\varepsilon=2$ s⁻¹, 0.5 s⁻¹, 0.125 s⁻¹ の場合は、 $\alpha=1$ の場合とほとんど差がない。これから、一体型炉安全性模擬装置においては、 ε を

$$\varepsilon/A \geq 4400 \text{ m}^{-2}\text{s}^{-1} \quad (4-1)$$

にとれば瞬時完全混合と見なせる。

図 4-2 (b) と図 4-5 (a), 図 4-3 (b) と図 4-5 (b) さらに図 4-4 (a) と図 4-5 (c) (この場合、ドライウェルウェットウェル間の圧力差はほとんどない) をそれぞれ比較して、 α と ε の効果の違いを見よう。 ε の効果は、ブローダウン初期の応答にはほとんど出なくて、後半になるほどはっきりと差が現われてくる。これに対し、 α はブローダウン直後の立上りに最も強く現われ、後半では次第に差がなくなる傾向をもっていることが見られる。 α はブローダウン開始時にドライウェル空気が蒸気と混合する割合を、 ε はブローダウンの進行とともにドライウェル内残留空気が蒸気-空気混合域に拡散していく度合を示す指標であるから、 α が大きければ初期にウェットウェルへ送られる空気量が増し、 ε が大きければ中期から後期にかけての空気移動量が多くなる。そして、圧力抑制タイプの格納系圧力応答はベント管を流れる空気量でほぼ決まってしまうことを考えに入れると、結局、 α はブローダウン直後の立上りの程度を決めるもので、 ε は中期から後期における勾配を決めるものであると言える。

4.2.2 気泡上昇速度 u_b とプールスエル

気泡半径が 3 cm 以下の空気泡の水中上昇速度のデータはあるが、3 cm を越えるものについてのデータは見当たらない。本実験装置の場合、ベント管内径が 7.5 cm であるから、空気は半径 3 cm よりずっと大きな気泡 (気泡半径はベント半径よりかなり大きくなる) として、或は大きな空気塊としてプール水中を上昇するものと考えられる。さらに、実際には激しい過

波状態にあるため、プール水中の気泡上昇速度を見積ることは困難となる。そこで、これをパラメーターとし、実験結果と一致する上昇速度を採用する方法を採った。

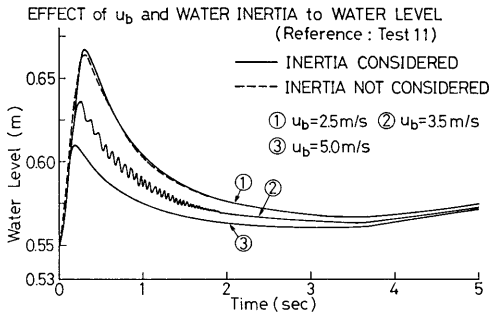


図 4-6 サプレッション水位のジャンプに対する気泡上昇速度 u_b と水の慣性の影響

図 4-6 は、 u_b の三つの値についてサプレッション水位 L_w の計算値を示すもので、 u_b が小さいと気泡の水中滞留時間が長くなり、水位上昇が大きくなるという当然の結果を示している。気泡上のサプレッション水の慣性については次章で考えることにする。図 4-7 は、実験 11 の差圧計による水位測定の結果と u_b

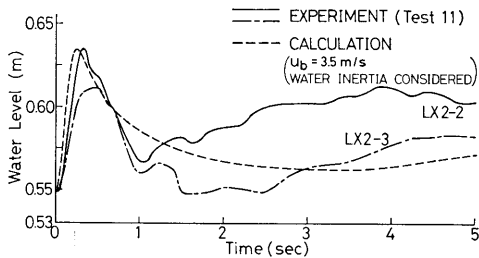


図 4-7 サプレッション水位の実験値と計算値の比較例

$=3.5 \text{ m/s}$ とした計算値を示す。水位が一度ジャンプした後の実験と計算との差は、SUPPAC では 1 次元モデルを使っているが実際には 2 次元効果はかなり残っているためと、 u_b そのものがベント中の空気流量や圧力に応じて変化するためであろう。しかし、ブローダウン直後の水位の飛上り（プールのスエール）はほぼ計算値と合っている。

なお、 L_w 以外の圧力や温度等の格納系熱流応答への u_b の影響は、計算上ほとんど見られなかった。

4.2.3 ポリトロープ指数 k_a とウェットウェル空気温度

ブローダウン中のウェットウェル空気部から構造物

への熱伝達は、対流がかなり激しいため、自然対流熱伝達として求めた伝熱量では少なすぎる事が判明した。そこで、構造物への放熱を考慮して、ウェットウェル空気の状態変化をポリトロープ変化で近似させることにする。

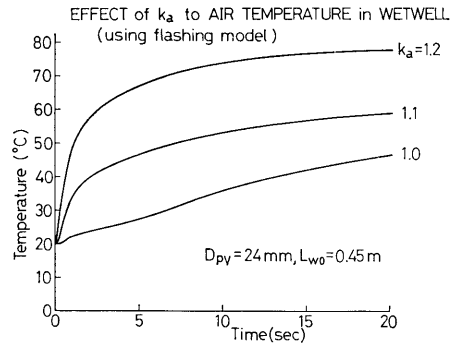


図 4-8 (a) ウェットウェル空気部温度に対するポリトロープ指数 k_a の影響

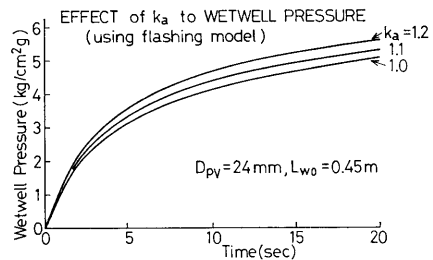


図 4-8 (b) ウェットウェル圧力に対するポリトロープ指数 k_a の影響

図 4-8 (a)~(b) は、気液界面での蒸発を flashing (ウェットウェル空気部の蒸気分圧が常にサプレッション水温に対する飽和蒸気圧に等しい) でモデル化した場合について、ポリトロープ指数 k_a がウェットウェル空気温度とウェットウェル圧力に及ぼす効果を示している。(a), (b) 図の比較から、 k_a はウェットウェル空気温度には直接影響して、その差 $1.2-1.0=0.2$ が 5 秒後には 40°C もの差となって表われるのに対し、ウェットウェル圧力への影響は 2 次的で小さく、同じ 0.2 の差が 10 秒後で僅か 0.5 kg/cm^2 である。なお、計算の結果によれば、ドライウェル圧力への効果は、ベントオリフィスがダンパの役割を果し、さらに小さくなる傾向にある。

図 4-9 (a)~(b) は、それぞれ実験 5 と実験 11 について、その結果と $k_a=1.05$ とした計算値とを比較したものである。実験 11 ($D_{py}=24 \text{ mm}$, $D_o=50 \text{ mm}$)

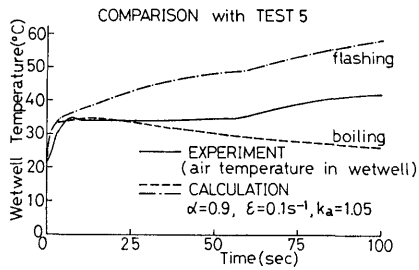


図 4-9 (a) 実験 5 のウェットウェル空気部温度に対する実験値と解析値との比較

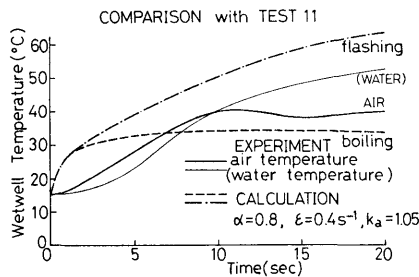


図 4-9 (b) 実験 11 のウェットウェル空気部温度に対する実験値と解析値との比較

のブローダウン初期の空気温度は計算値よりずっと低めに出ているが、これは、空気温度が水温に近い値を示していることから、気泡による激しい水面の波立により熱電対が濡れたためであろう。この点を除けば、ウェットウェル空気温度は flashing モデルと boiling モデルの中間にあって、どちらかといえば CON-TEMP-T-LT が採用している boiling モデルの方に近いといえる。flashing とは空気部の蒸気圧が常に空気温度に対する飽和圧に達している（湿度 100%）というモデルに対し、boiling とはサプレッション水温が空気圧に対する飽和温度に達するまでは一切蒸発が起らないとするモデルである。従って、実験値がこれらのモデルの中間に現われたというのは物理的に予想される結果といえる。しかし、5.5 節で述べる更に詳しい検討の結果、この空気温度の上昇は flashing 効果が現われたというより、サプレッション水上層の高温水からの熱伝達によるものと考えた方がよい。

上述したように、 k_a は空気部温度以外には余り影響しないので、解析では実験値をうまく説明する $k_a = 1.05$ とした。

4.3 その他の計測値との比較

前節までで、4つの計算パラメーターについて、その性質を吟味し、圧力抑制型格納系の熱流力的応答へ

の感度を調べそれぞれのパラメーターについて最適値を求めた。これらの作業を通して、表 4-1 のかなりの部分について実験値との対比が既になされたが、まだ比較が行われていない箇所があるので、それらについて実験値との対比を行うことにする。しかし、重複を避けるため、本節ではパラメーターの感度解析を省略する。なお、 u_b と k_a はそれぞれ既に求めた 3.5 m/s と 1.05 を用いるが、 (α, ϵ) の組合せは表 4-1 で示されたものを使用する。また、実験 10 ($D_{pw}=24$ mm, $D_v=25$ mm) は、格納系の安全弁としてのラプチャーディスクが 5.2 秒で破裂したため、比較データが不十分なものとなっている。

4.3.1 ドライウェル圧力とウェットウェル圧力

図 4-10 (a)~(f) は、それぞれ実験 1, 10, 5, 12,

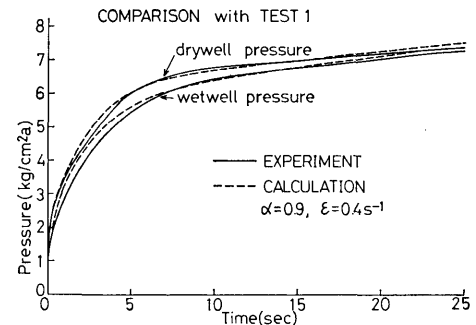


図 4-10 (a) 実験 1 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

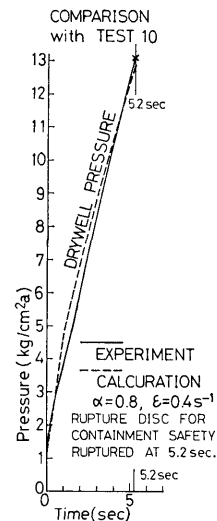


図 4-10 (b) 実験 10 のドライウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

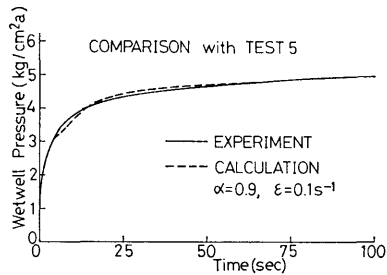


図 4-10 (c) 実験 5 のウェットウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

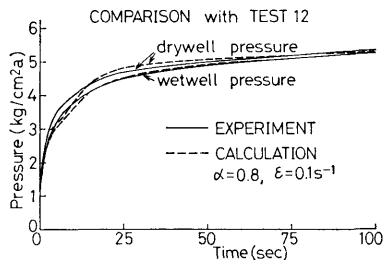


図 4-10 (d) 実験 12 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

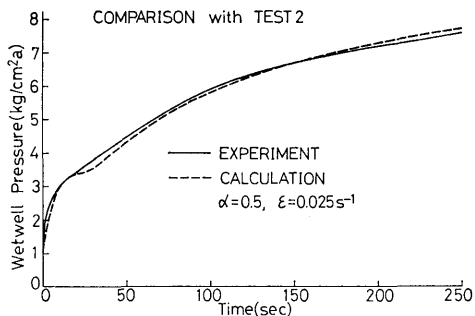


図 4-10 (e) 実験 2 のウェットウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

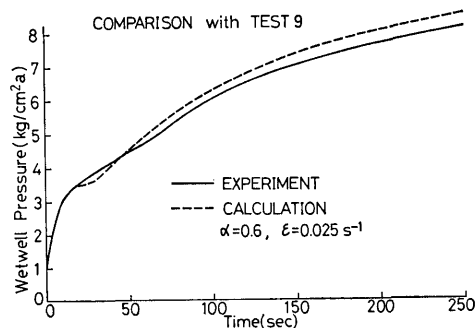


図 4-10 (f) 実験 9 のウェットウェル圧力に対する実験値と解析値との比較

2, 9 について, ドライウェル圧力或はウェットウェル圧力を示している。ウェットウェル圧力のみが比較されている実験は, ウェットウェル圧力とドライウェル圧力に意味のある圧力差がほとんど無い場合である。これらの図から, 圧力の計算値は表 4-1 の (α, ϵ) を使えば実験結果と良く一致することが判る。

4.3.2 ドライウェル内部温度

図 4-11 (a)~(c) は, それぞれ実験 11, 5, 2 におけるドライウェル内部温度の比較を示している。CONTEMPT 等と同様, SUPPAC ではドライウェル

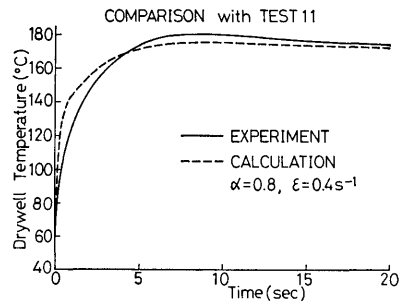


図 4-11 (a) 実験 11 のドライウェル内部温度に対する実験値と解析値との比較

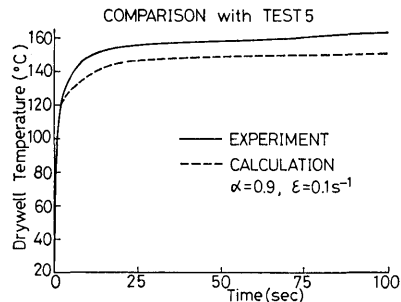


図 4-11 (b) 実験 5 のドライウェル内部温度に対する実験値と解析値との比較

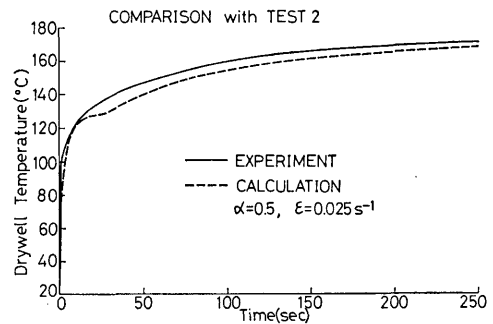


図 4-11 (c) 実験 2 のドライウェル内部温度に対する実験値と解析値との比較

気体に熱平衡（内部温度が一樣）を仮定しているが、このモデルによる計算によると、ドライウェル内蒸気は常に湿り飽和状態にある。ドライウェル圧力は蒸気の飽和圧に空気分圧を加えたものであるが、ブローダウン初期を除けば、空気分圧は実質的には零と見なせるので、計算値のドライウェル圧力は飽和蒸気圧と見なしてほぼ間違いない。ところが、図から判るように、ブローダウン初期を除いていずれも実験値の方が計算値より数 °C から 10°C 程度高めに出ている。ドライウェル圧力が計算値と良く一致していたにもかかわらずドライウェル内部温度においては実験値の方が高いということは、ドライウェル内部では実際には幾分過熱状態にあることを意味している。このドライウェル内部での熱的非平衡現象は、今後、より精密な best estimate コードを開発する上で考慮すべき事柄である。

4.3.3 ドライウェル壁温

図 4-12 (a)~(e) は、それぞれ実験 1, 10, 5, 2, 9 について、ドライウェル内壁温を比較したものであり、(c)~(e) 図の実験値は 3 個所（前報図 3-8 参照）

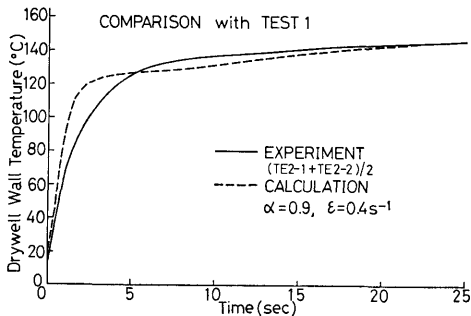


図 4-12 (a) 実験 1 のドライウェル内壁面温度に対する実験値と解析値との比較

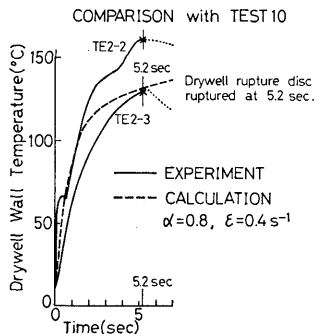


図 4-12 (b) 実験 10 のドライウェル内壁面温度に対する実験値と解析値との比較

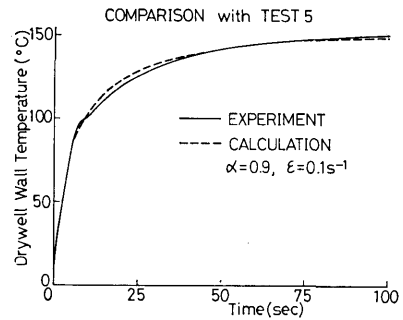


図 4-12 (c) 実験 5 のドライウェル内壁面温度に対する実験値と解析値との比較

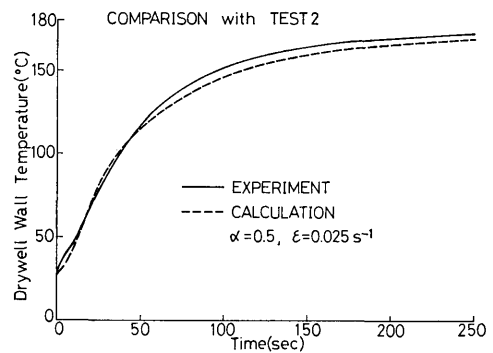


図 4-12 (d) 実験 2 のドライウェル内壁面温度に対する実験値と解析値との比較

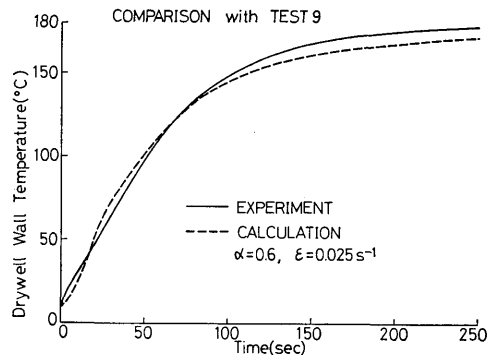


図 4-12 (e) 実験 9 のドライウェル内壁面温度に対する実験値と解析値との比較

の測定値を平均化したものである。速いブローダウンの初期 ((a) 図) 以外は比較的よく合っている。この (a) 図と図 4-2 (d) が示す速いブローダウン初期における計算値との差は、ゆっくりしたブローダウンでは実験と計算との一致が良いことから、以前にも述べたように、速い過渡変化のある壁温の測定値に時間遅れ

が存在するためと考えられる。

なお、壁温に最も強く影響する凝縮熱伝達率 h は前章で説明した (3-5) 式によったが、その係数 C_1, C_2 の値は、圧力抑制型という本実験の特徴を考慮して、佐川の実験に基づく値と多少異なるものを使用した。それについては次章で詳述する。

4.3.4 ウェットウェル水温

図 4-13 (a)~(c) は、それぞれ実験 11, 5, 2 におけるウェットウェル水温を示している。前報で述べたように、ウェットウェル水温は鉛直方向に温度勾配があるので、図の実験値は 2 点から 4 点 (水位によって異なる) の測定値を平均化したものである。水温の平均値への影響としては、ベント管から流入する蒸気と凝

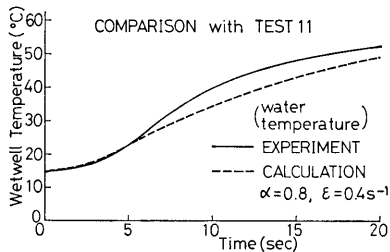


図 4-13 (a) 実験 11 のウェットウェル水温に対する実験値と解析値との比較

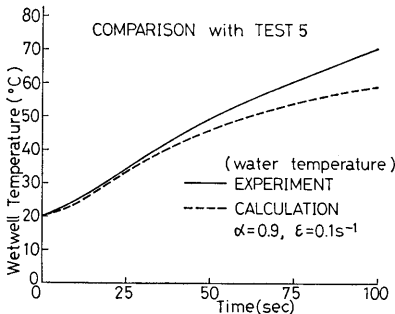


図 4-13 (b) 実験 5 のウェットウェル水温に対する実験値と解析値との比較

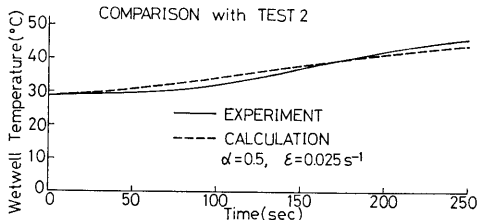


図 4-13 (c) 実験 2 のウェットウェル水温に対する実験値と解析値との比較

縮水のエンタルピが他の出入する熱量に比べて圧倒的に大きい。そして、これらの流量とエンタルピの計算値は、格納系圧力やドライウェル壁温の一致が良ことから、誤差は少ないと考えられる。従って、(a), (b) 図が示しているように、実験値の方がかなり高めになっているのは次の様な理由によるものと考えている。実験値には、混合効果が少なく死水域化しているため低温のままに保たれているベント出口より下方の水部の影響が入っていない。そして、(a), (b) は低水位実験であったため、この低温死水域の影響が大きく出た。これに対し、実験 2 ((c) 図) の場合は、水位が高くこの効果が小さいためと、水温上昇の絶対量が少ないため一致が良いものと思われる。

なお、サブプレッション水から構造物への熱損失が水温へ及ぼす効果は非常に小さいことは明らかであるので、これを省略して計算を行った。

5. 考 察

5.1 圧力抑制系の効果

船用一体型炉の格納方式として圧力抑制型格納系を採用している最大の理由は、LOCA 時における一次系からの噴出蒸気をサブプレッション水へ導き、そこで凝縮させることにより格納系の圧力・温度上昇を低く押えることができるため、同一の耐圧条件では Dry Containment に比べ格納系容積を大幅に縮少できることにある。このサブプレッション水による圧力抑制効果を、Dry Containment の解析結果を通して考察しよう。

当所の一体型炉安全性模擬実験装置を Dry Containment として扱った実験は、装置の設計圧力 $15 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ からくる安全上の理由から行わなかった。しかし、ブローダウンオリフィス径 $D_{pv}=24 \text{ mm}$ 、ベントオリフィス径 $D_v=25 \text{ mm}$ という条件で行われた実験 10 は、ベントオリフィスで臨界流となったため、実質的には容積 $V_D=2.232 \text{ m}^3$ の Dry Containment へのブローダウン実験に近いものであった。この場合、安全弁としてのドライウェル側ラプチャーディスクが 5.2 秒で破裂したが、図 4-10 (b) が示すように、この時点でのドライウェル圧力は既に $13 \text{ kg/cm}^2\text{a}$ に達していた。そして、容器に上記の耐圧限界がなく、ラプチャーディスクの破裂がなければ、なお圧力が急上昇し続けるであろう様子が伺える。この実験結果と、同じく $D_{pv}=24 \text{ mm}$ に対して $D_v=50 \text{ mm}$, 75 mm の実験 11 と実験 1 の結果 (それぞれピーク圧 7.6 kg/

cm²a, 7.3 kg/cm²a) とを比較するだけで, ウェットウェル中のサプレッション水が有効に働いた場合の効果の大きさが容易に理解できる。

ところで, SUPPAC-2V による計算結果が Dry Containment 条件に近い実験 10 の圧力と壁温 (図 4-12 (b) 参照) とほぼ満足できる程度に一致したことから, SUPPAC-2V を完全な Dry Containment に適用しても信頼し得るに足る結果をもたらすであろうと期待できる。そこで, 一体型炉安全性模擬装置の Dry Containment という条件下での熱流力応答を SUPPAC-2V で解析し, Dry Containment の特徴と圧力抑制型との違いを概観することにする。

5.1.1 Dry Containment の圧力及び壁温応答

図 5-1 (a)~(b), 図 5-2 (a)~(b), 図 5-3 (a)~

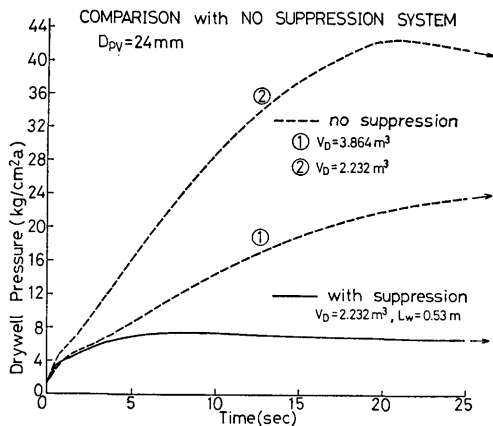


図 5-1 (a) ブローダウンオリフィス径 24 mm の場合における Dry Containment の圧力応答解析

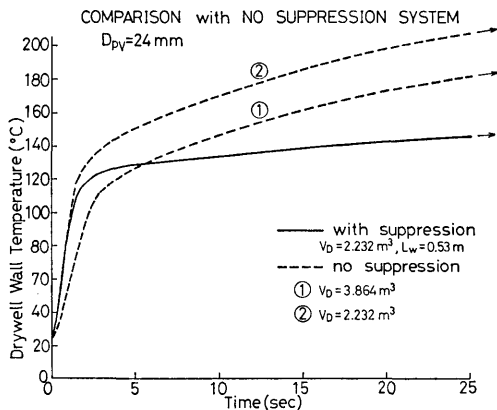


図 5-1 (b) ブローダウンオリフィス径 24 mm の場合における Dry Containment の内壁面温度応答解析

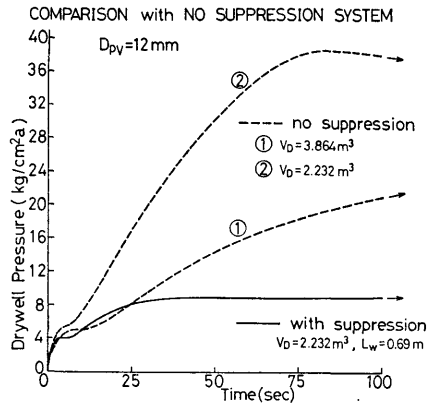


図 5-2 (a) ブローダウンオリフィス径 12 mm の場合における Dry Containment の圧力応答解析

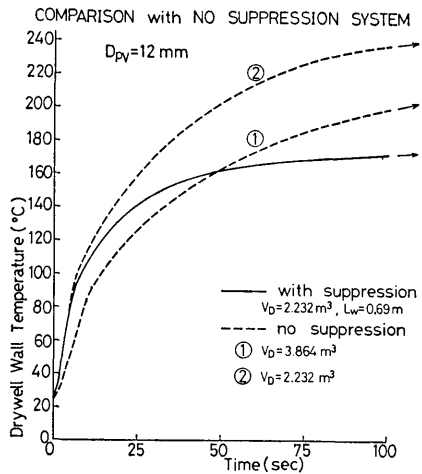


図 5-2 (b) ブローダウンオリフィス径 12 mm の場合における Dry Containment の内壁面温度応答解析

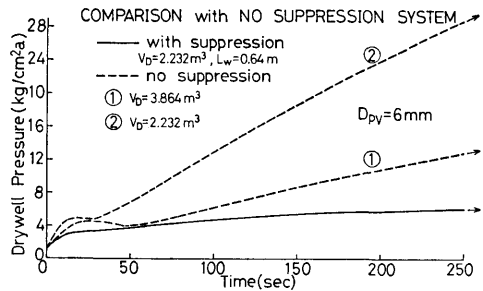


図 5-3 (a) ブローダウンオリフィス径 6 mm の場合における Dry Containment の圧力応答解析

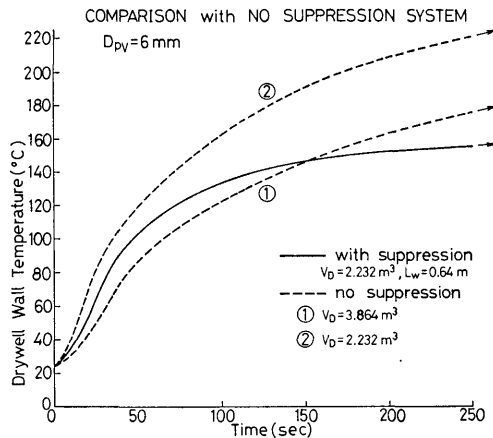


図 5-3 (b) ブローダウンオリフィス径 6 mm の場合における Dry Containment の内壁面温度応答解析

(b) は、それぞれブローダウンオリフィス径 $D_{pv}=24$ mm, 12 mm, 6 mm における圧力と壁面温度の応答を示している。各図中の実線は、圧力抑制系の効果を見るためサプレッション水が有効に働いた場合の計算結果を、又 ①, ② の破線はそれぞれ Dry Containment 容積 $V_D=3.864$ m³, 2.232 m³ の場合を表わしている。2.232 m³ は実験装置のドライウェル容積そのものであり、3.864 m³ は 2.232 m³ に装置のウェットウェル容積 1.632 m³ を加えたものである。従って、破線 ① と実線との比較は、格納系全体の容積を一定にして、一切の内部構造物がない場合と容器の一部をウェットウェルとした場合とを比べていることになる。これに対し、破線 ② と実線との比較は、同一容積のドライウェルにウェットウェルが併設されていない場合と併設されている場合との対比を行うことになる。各図は、容積 V_D の小さな ② の方が ① より圧力とそれに伴う壁温とも高くなるという当然の結果を示しているが、①, ② いずれの場合でも、ウェットウェルのある場合に比べ、非常に高い圧力となっている。このことは圧力抑制装置の有用性を最も明確に示している。

(1) ブローダウン時間について

いずれの図においても、圧力と壁温の過渡応答期間は、ウェットウェルが設けられている場合の方が ①, ② の Dry Containment の場合よりずっと短くなっている。これから、圧力抑制型の方が早くブローダウンが終了するよう思えるが、これは正しくない。圧力抑制型では確かに過渡期間が短い、これは、このタ

イブの圧力はウェットウェルへ移動した空気量でほぼ決まってしまう、ブローダウン開始後、比較的すみやかに移動がほとんど完了してしまうことによる。ブローダウン終了を、圧力容器と格納系の圧力がバランスして破断口からの蒸気流出が止まった時点と定義するならば、圧力抑制型は最終圧が低く押えられるため、ブローダウン時間はかえって長引くことになる。このブローダウン時間については、5.3 節の凝縮熱伝達率のところでも触れる。

(2) 圧力ピークについて

ブローダウンオリフィス径 $D_{pv}=24$ mm と 12 mm における ② の圧力にはピークが表われている。速い過渡変化では容器外への放熱効果は小さいという理由から SUPPAC ではその効果を考慮していないので、このピークは自然冷却に依るものではない。これは、ブローダウン過程における流入エンタルピと容器構造材への伝熱量とのバランスいかんによって生ずるものである。従って、圧力ピークが生じることは、ピーク以前では流入エンタルピの方が伝熱量より大きいがピークを境に逆転することを意味している。しかし、 $D_{pv}=6$ mm における圧力 ② や全ての D_{pv} における圧力 ① にもピークが生じるかどうかはこれらの図からは明らかではない (図 5-4 参照)。

(3) 壁面温度について

Dry Containment の場合、容器内空気はどこへも逃げ出せなく最後まで容器内に留まっているが、ブローダウン後すぐに蒸気量の方が圧倒的となり、空気分圧は僅か数 % 程度にまで低下する。又、容器内蒸気は湿り飽和状態であるため、内部温度は各時点における圧力に対する飽和温度と見なしてほぼ間違いない。

壁面温度はこの飽和温度よりかなり低い (図 5-5 参照) もの、蒸気温度でほぼ定まる。図 5-1~3 の各 (b) 図に示されている壁面温度においても、一時期を除けば ①, ② とも実線より高い結果となっている。しかし、圧力で見られた程の差はない。これは、飽和線上の蒸気においては圧力変化に対する温度変化が小さいことに起因するものである (5.1.3 節参照)。

(4) 圧力抑制方式の望ましくない現象

圧力抑制効果そのものとはそれ程関係の深いことではないが、容器の一部をウェットウェルにした方が、ブローダウン初期の一時期、高い圧力や壁温となっていることに注目しよう (実線の方が ① の圧力・壁温より高めに出る)。圧力では $D_{pv}=24$ mm と 12 mm についてこの現象が起り、壁温では全てのブローダウ

ンオリフィス径について起っている。圧力・壁温にこの様な現象が生じるのは、格納系の一部にウェットウェルを設けることによるマイナス面と考えることができる。これらの現象に関与していると思われる事柄は、圧力抑制型の側から見れば、次の4点であろう。

- (i) ベント管を流れる蒸気はサブプレッション水に触れ瞬時に凝縮する。
- (ii) ウェットウェルを設けたことにより、圧力容器からの蒸気のための膨張空間が減少する。
- (iii) (ii) の理由から、蒸気凝縮のための伝熱面積が減少するとともに、凝縮熱を吸収する構造物の熱容量も減少する。
- (iv) ドライウェル空気がウェットウェルへ速やかに移動するため、ドライウェル気体中の空気分圧は急激に減少し、凝縮熱伝達率が大きくなる。

以上の事項の内、(i) と (iv) はドライウェル圧力を抑制する働きがあり、(ii) と (iii) は圧力上昇を促進する働きがある。従って、一次的ではあるにせよ、ウェットウェルを設けた方の圧力が Dry Containment の圧力より高くなり得るという事は、(ii) と (iii) の効果が (i) と (iv) の効果より勝る場合のあることを物語っている。しかし、このマイナス面が現われるのはブローダウン初期のごく一時期だけで、その差も僅かであって、ブローダウン全体を通しては (i) による圧力抑制効果が圧倒的であることには変りはない。

次に、 $D_{pv}=6\text{ mm}$ の場合の図 5-3 (a), (b) を比較してみると、実線圧力は常に圧力 ① より下方にあるにもかかわらず、実線壁温の方が壁温 ① よりかなり高温になっている時期が存在する。この事から、壁温にとっては (iv) の効果がいかに大きいか理解できるであろう。凝縮熱伝達率が大きくなることは、圧力や内部温度から見れば低く押えられて有益であるが、壁温の急上昇を避けたい場合には有害となる。

5.1.2 ブローダウンオリフィス径の影響

ブローダウンオリフィス径の影響を調べるには、前報で行ったように、オリフィス断面積と時間の積が一定となるような時間スケールを用いるのが合理的で便利である。図 5-4 は、この様な換算時間スケールを用いて、ブローダウンオリフィス径の Dry Containment 圧力への影響を表わしたものである。SUPPAC においては圧力容器・格納系構造物外への熱損失を考えていないため、圧力容器と Dry Containment が熱平衡に達した最終圧はブローダウンオリフィス径に依らず一定のはずである。ところがブローダウン過程におい

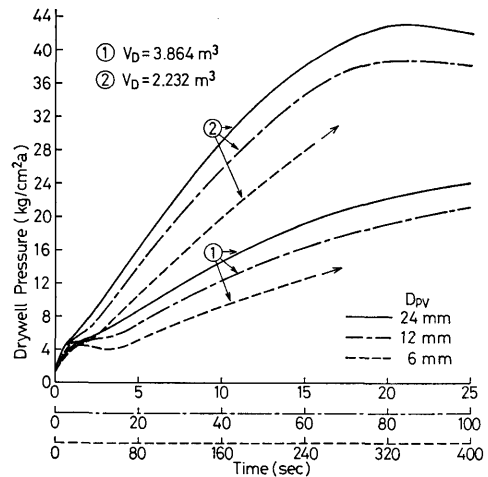


図 5-4 Dry Containment の圧力応答解析に対するブローダウンオリフィス径の影響 (At が一致する時間軸を使用)

ては、 $At=\text{const.}$ という時間軸を使ってもなおオリフィス径の大きい方が速く圧力が上昇し、ピーク圧にもかなりの差が生じている。この原因として次の2点が考えられる。

- (1) ブローダウンオリフィス径が大きい程、オリフィス部を流れる流体のクオリティは低下して、単位断面積当りの流出流体のエンタルピは大きくなる。
- (2) ブローダウンオリフィス径が小さい程、経過時間の絶対値が長く構造物への伝熱が進んでおり、これによる圧力抑制効果が大きくなる。

これら (1), (2) が相乗効果として作用し、図に示されるようなかなり大きな差となって現われてくるであろう。

これに対し、圧力抑制型においては、圧力はウェットウェルへの移動空気量でほぼ決定され、(1) と (2) の効果は2次的なものとなる。事実、ベント管に絞りのない場合、ブローダウンオリフィス径の影響は小さくなっている (前報, 図 6-4 参照)。しかし、ベント管に絞りのある場合は、その絞り効果の程度に応じて、実験 11 のようにドライウェル圧力に山ができたたり、実験 10 のように Dry Containment に近い状態になったりする。

5.1.3 Dry Containment 容積の影響

図 5-1~4 から Dry Containment 容積 V_D の圧力や壁温への影響も調べることができる。① と ② の容積比 $3.864\text{ m}^3/2.232\text{ m}^3=1.73$ に対し、代表的時点で

の圧力比は $D_{pv}=24\text{ mm}$, 12 mm , 6 mm についてそれぞれ $1/1.0$ (12 秒), $1/2.1$ (50 秒), $1/2.2$ (200 秒) となっている。そして、これらの圧力比はブローダウンのごく初期を除けば、いずれのブローダウンオリフィス径の場合とも、時間経過に伴ってほとんど一定である。ここで興味を引かれるのは、容積比×圧力比 < 1 となっている点にある。これは、格納容器を断面積一定の下に垂直方向に伸ばせば、それによる容積増加率(伝熱面積増加率は天井の存在により更に小さい)以上の圧力低減率が期待できることを意味している。そして、その圧力低減効果はブローダウンオリフィス径の小さい方が若干大きくなる傾向にある。

次に、容積 V_D が容器内部温度 θ_a に及ぼす影響を見てみよう。図 5-5 は $D_{pv}=24\text{ mm}$ の場合における二つの V_D 値に対する容器内部温度と壁面温度を示している。内部温度、壁温とも圧力で見られる程の容積増加の効果は出ていない。この理由は次の様に説明できる。

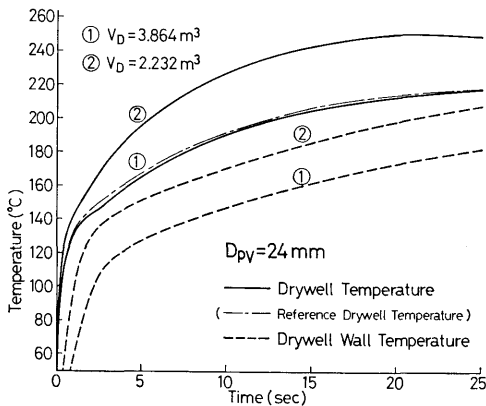


図 5-5 Dry Containment の容器内部温度と壁面温度解析に対する容器容積の影響

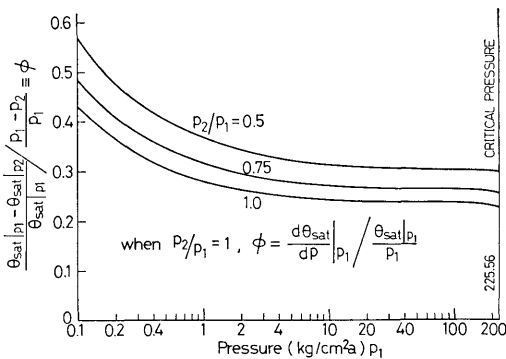


図 5-6 飽和蒸気の温度変化率と圧力変化率の比

図 5-6 は、飽和蒸気の温度・圧力表から

$$\phi \equiv \frac{\theta_{\text{sat}}|_{p_1} - \theta_{\text{sat}}|_{p_2}}{\theta_{\text{sat}}|_{p_1}} \cdot \frac{p_1 - p_2}{p_1} \quad (5-1)$$

を計算し、その結果を横軸を圧力 p_1 とし、 p_2/p_1 をパラメーターとして表わしたものである。 $p_2/p_1=1$ のときは、

$$\phi = \frac{d\theta_{\text{sat}}}{dp} \Big|_{p_1} \cdot \frac{\theta_{\text{sat}}|_{p_1}}{p_1} \quad (5-2)$$

となるが、 $d\theta_{\text{sat}}/dp$ の計算にはクライペイロンの式を使用した。図から、数気圧以上の圧力では ϕ はほぼ一定値となることが判る。 ϕ はパラメーター p_2/p_1 に依存するが、 $p_2/p_1=0.5\sim 1.0$ では $\phi \approx 1/3\sim 1/4$ となっている。ところで、 ϕ は飽和圧力差の割合と飽和温度差の割合との比を表している。 ϕ が $1/3\sim 1/4$ ということは、圧力比が $1+1=2$ 倍あっても、温度比は $1+(1/3)\sim 1+(1/4)$ 倍程度にとどまることを意味している。このことから、内部温度や壁面温度は圧力程には容器容積に敏感ではないことが説明できる。

上述の説明は Dry Containment に空気が含まれていないとした場合の説明であって、実際には、容器内に空気は封じ込められたままになっている。ところが幸いな事に、圧力が高くなるにつれて空気分圧の占める割合は次第に小さくなって無視できるようになる。ちなみに、この残留空気の影響を見たのが図 5-5 の 1 点鎖線で示されている。この曲線は、図 5-1 (a) の圧力 ①、② と図 5-5 の内部温度 ③ を基に、図 5-6 の ϕ を用いて内部温度 ① を推定したものである。従って、空気濃度が零であれば、1 点鎖線は内部温度 ① と完全に一致するはずである。図に示されているごく僅かの差は ① と ③ の間に空気濃度に差があるためで、空気濃度の比は容積比の逆数 $1/1.73$ である。

5.2 ドライウェル内空気分布

5.2.1 非均質混合モデルと濃度勾配モデル

圧力抑制型格納系のブローダウン時における圧力応答は、ベント管を通してウェットウェルへ移動するドライウェル空気の量ではほぼ定まるものであることは既に説明した。この移動空気量はベント管内流体の流速と空気混合率で定まる。ベント内流速は、格納系圧力の絶対値よりも、ドライウェルとウェットウェル間の差圧で支配される。そして、この差圧はブローダウン流量・エンタルピーやドライウェル壁への伝熱量などが複雑にからみ合っているため、流速の評価は直接には行い難い。しかし、前章で行った圧力等についての実験結果との一致が良いことから、ベント内流速もほぼ

一致しているものと推定される。

非均質混合モデルは、移動空気量に深いかかわりを持つ空気混合率を、二つのパラメータ (α, ϵ) を使って求めようとするものであるが、以下の経過を経て導入されたものである。

ウェットウェルへの空気移動については、従来から、ブローダウンのごく初期にほとんど移動し終ると言われている事から、SUPPAC 開発に当って、まず空気濃度勾配モデル (air concentration gradient model) とも言うべきモデルを考え、試計算を行った。このモデルは、ブローダウン流体がドライウェル上部から流入し、ウェットウェルへの流体がドライウェル底面から流出する系を対象としており、空気濃度分布は下方に向かって直線的に増加しているとする。

図 5-7 の (a) と (b) は、各モデルによるドライウェル空気の垂直分布が時間とともに変化していく様子を表わしている。(c) 図は、初期の空気ピストン流と、実験結果との一致が良い非均質混合モデルとに基づいて、実際の分布状態を想像して描いたものである。各図の横軸は空気モル分率 X_{air} 或は蒸気モル分率 X_s を、縦軸は高さ z を示している。これら二つのモル分率には

$$X_{air} + X_s = 1 \quad (5-3)$$

という関係がある。各図の $\overline{PA_0}$ はブローダウン開始

前のドライウェル湿度に相当するごく僅かの蒸気モル分率を、従って $\overline{A_0R}$ は初期空気モル分率 ≈ 1 を表わしている。ベント管への流出流体の組成はドライウェル底における組成であるから、ベント内流体の空気モル分率は $\overline{A_0R} \rightarrow \overline{A_1R} \rightarrow \overline{A_2R} \dots \rightarrow R (X_{air}=0)$ と変化していく。ブローダウン開始時点では直線 A_0B_0 で示される均質分布が、ブローダウンの進行に伴って、各図に示されるような変化を辿る。

(a) 図の濃度勾配モデルでは、ある一定の濃度勾配に達するまでは、 $A_0B_0 \rightarrow A_0B'_0 \rightarrow A_0B''_0$ のようにドライウェル底のモル分率が変わらず、その後は $A_1B_1 \rightarrow A_2B_2S \rightarrow A_3B_3S$ と変化して行き、最後に空気濃度零の RS となる。 $A_0B'_0$ の勾配がこのモデルにおけるパラメーターとなり、その値によってベントを流れる空気量が変わってくる。(a) 図には瞬時混合モデルの場合も併記されており、そのときは常に均質分布で $A_0B_0 \rightarrow C_1D_1 \rightarrow RS$ という経過となる。

(b) 図の非均質混合モデルでは、模式的に下方に混合領域を考えると、混合域内の分布は均質で、 $A_0B_0 \rightarrow A_1B_1 \rightarrow A_2B_2 \rightarrow RS$ と変化していく。その間に、空気領域は $S_0S \rightarrow S_1S \rightarrow S_2S \rightarrow S$ と減少の一途を辿る。

(c) 図に示されるように、実際の空気モル分率は、初期には下方に濃い空気が存在する濃度勾配モデルに近く、その後は上方に濃い空気が溜る非均質混合モデル

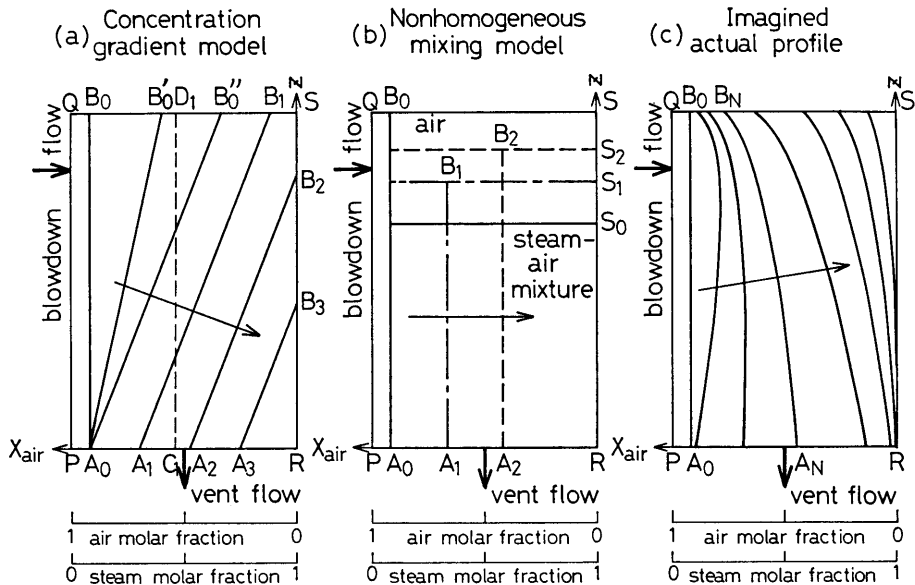


図 5-7 ドライウェル内空気分布に関する各モデルにおける空気の垂直分布変化 ((c) 図は実際の分布状態を、実験・解析結果を基に、想像で描いたもの)

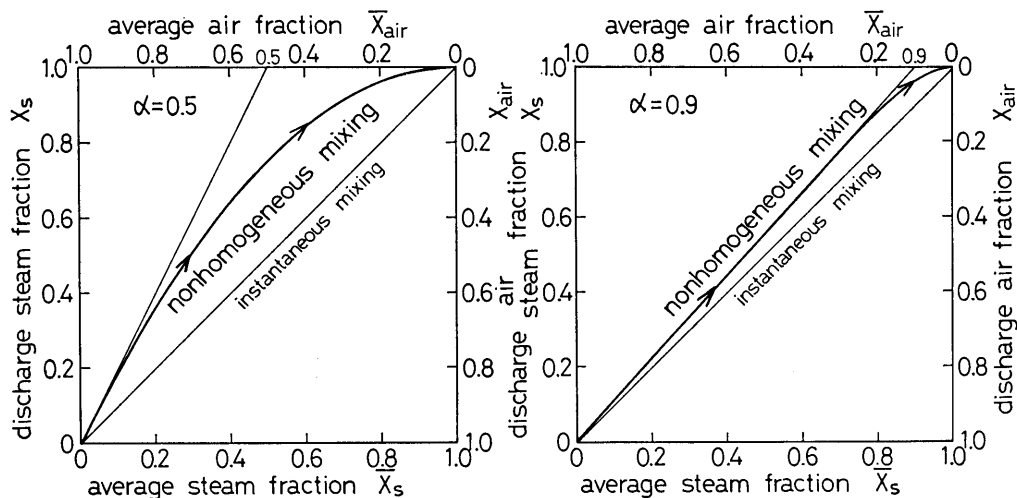


図 5-8 $\alpha=0.5$ 及び 0.9 の非均質混合モデルにおけるベント流出気体の組成とドライウェル気体の平均組成との関係

ルで表わされるような分布変化となるであろう。厳密に言えば、垂直方向ばかりでなく、水平方向にも分布はあるはずであるので、(c) 図は各水平断面における平均値の垂直分布を示していると見なせる。

ところで、上述の三つの計算モデルの接点は、非均質混合モデルの $\alpha=1$ 及び濃度勾配モデルの零勾配の時、ともに瞬時完全混合モデルに一致する。

図 5-8 は、非均質混合モデルにおけるベントへの流出気体の組成とドライウェル気体の平均組成との関係を、 $\alpha=0.5$ と 0.9 について示したもので、矢印はブローダウンの進行に伴う組成変化の過程を示す。当然の事ながら、 $\alpha=0.9$ の方が完全混合に近くなる様子が伺える。 ϵ が変れば、各モル分率に達するまでの時間に変化があるが、組成変化の過程を示す曲線の形状にはほとんど影響しない。同図には、比較に便利のように瞬時完全混合モデル ($\bar{X}_s = X_s, \bar{X}_{air} = X_{air}$) も示されている。なお、ごく僅かの初期蒸気分率 X_{s0} は図では省略されている。

図 5-9 は、ドライウェル内空気分布に関する三つのモデルによるウェットウェル圧力の解析結果を比較しやすいよう定性的に表わしたものである。濃度勾配モデルは、図 5-7 (a) で示したような空気ピストン流を生むモデルであるため、瞬時完全混合モデルよりも圧力上昇が更に速くなる。非均質混合モデルでは、パラメーター (α, ϵ) の最適な組合せにおいては、前章で詳しく見てきたように実験結果と良く一致した。その最

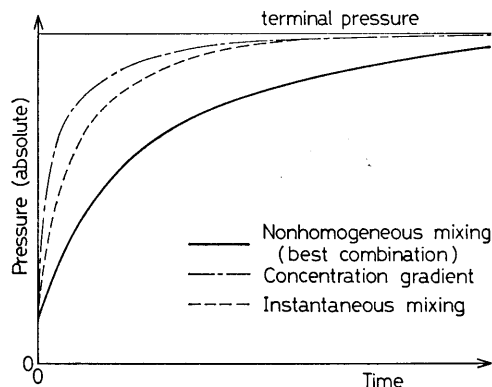


図 5-9 ドライウェル内空気分布に関する各モデルにおけるドライウェル圧力応答の定性的比較

適な (α, ϵ) に対する圧力応答は、図に示されている如く、瞬時完全混合モデルよりも遅く上昇する。

瞬時に流入蒸気がベント入口にまで達することは不可能であるので、ブローダウンの開始時における空気ピストン流は存在するはずである。にもかかわらず、非均質混合モデルが最も良く実験結果をうまく説明できたことは、問題にしている空気ピストン流のブローダウン過程全体に及ぼす影響は小さいことを意味している。以上より、非均質混合モデルは、濃度勾配モデルや従来から使われている瞬時完全混合モデルによる近似よりも更に良い近似が得られるモデルであると言

えるであろう。

5.2.2 (α, ϵ) の最適値とブローダウンオリフィス径・ベントオリフィス径との関係

非均質混合モデルを使えば、圧力抑制型格納系の圧力・温度応答がうまく表現できることが判明した。しかし、パラメーター (α, ϵ) の最適値は本来、格納系の形状、寸法、流入・流出位置等に依存し、さらに ϵ は時間の経過とともに変化するであろうと思われる。これらの内、形状や流入・流出位置に対しては対比すべき実験データが見当たらないため、本報では扱うことができない。又、 ϵ の時間依存性は、その依存性がないとしたモデルで充分満足のできる結果を得たことから、小さいと考えられる。そこで、ここでは、(α, ϵ) のブローダウンオリフィス径とベントオリフィス径に対する依存性を調べることにする。その前に、 α と ϵ の物理的意味から、同一条件における最適値はただ一組だけ存在することを示しておこう。

初期空気混合率 α は格納系圧力応答の初期上昇勾配の決め手となり、残留空気拡散率 ϵ はその後の圧力上昇勾配を決める最も重要な要素であることは前章で説明した通りである。図 5-10 は、 α と ϵ の特性を考

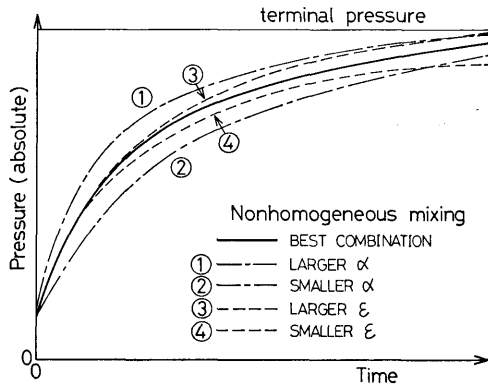


図 5-10 非均質混合モデルのパラメーター α, ϵ のウェットウェル圧力応答へ及ぼす効果

慮しつつ、最適の (α, ϵ) から α 或は ϵ が異なった値となった場合のウェットウェル圧力応答の概略を描いたものである。これからも、ブローダウン全域にわたり合致する最適値は一組のみ存在することが判るが、次図を見れば更に明確となる。図 5-11 は、初期圧力上昇勾配のみが一致するような (α, ϵ) の領域と、その後の圧力上昇勾配のみが一致するような (α, ϵ) の

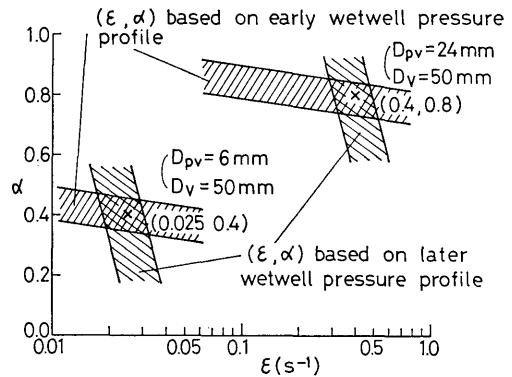


図 5-11 実験値をうまく説明できる最適なパラメーターの組合せ (α, ϵ) の唯一性の説明図

領域を ($D_{pv}=24 \text{ mm}, D_v=50 \text{ mm}$) と ($D_{pv}=6 \text{ mm}, D_v=50 \text{ mm}$) の場合について示したものである。それぞれの領域に幅があるのは、計算値と実験結果とは完全には一致しないため、大体一致していると見なすことのできる (α, ϵ) には図に示された程度の広がりがあるためである。又、各領域が横軸或は縦軸に平行でないのは、 ϵ や α がそれぞれ初期圧力上昇勾配やその後の勾配にも多少影響を及ぼすことを意味している。そして、両方の圧力勾配とも満足する領域は図に示すような四辺形となる。表 4-1 に示した最適値は、各条件に対するこの四辺形の中心付近の値を選んだものである。

さて、最適値 (α, ϵ) の D_{pv} や D_v との関係であるが、 α, ϵ, D_{pv} 及び D_v の 4 要素の内、 D_{pv} と D_v という組合せ以外の全ての要素間の関係を、表 4-1 の値を使って示したのが図 5-12 (a)~(c) である。これら

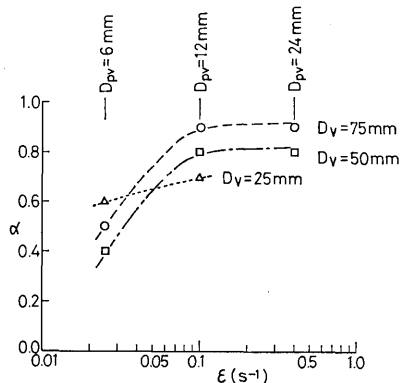


図 5-12 (a) 最適値 α と最適値 ϵ との関係

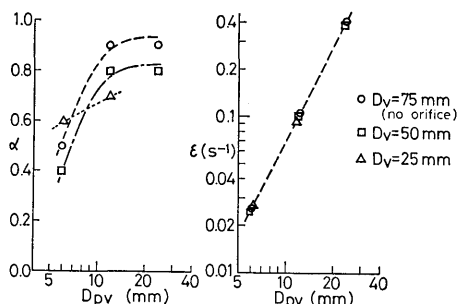


図 5-12 (b) 最適値 α 或は最適値 ϵ とブローダウンオリフィス径 D_{pv} との関係

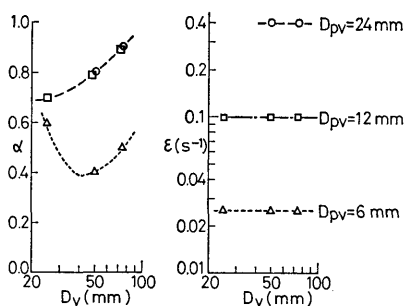


図 5-12 (c) 最適値 α 或は最適値 ϵ とベントオリフィス径 D_v との関係

の図から、以下の事柄が導かれるであろう。

(1-a) D_{pv} が大きくなると、 α , ϵ とも増大し瞬時完全混合モデル ($\alpha=1$ 又は $\epsilon=\infty$) に近づく ((b) 図)。

(1-b) 特に、 ϵ はブローダウン断面積に比例する。即ち、

$$\epsilon \propto D_{pv}^2 \quad (5-4)$$

(2-a) α と D_v は $D_{pv}=24$ mm と 12 mm に対しては、 D_v の増加に伴い α も大きくなるという同一の曲線にコリレートされる ((c) 図)。

(2-b) $D_{pv}=6$ mm に対しては、 α は D_v のある値で極小値をとる ((c) 図)。

(3) ϵ は D_v には依存しない ((c) 図)。

(1-a) は納得のできる結果である。(1-b) は、 ϵ がドライウェル内の攪拌力に比例し、その攪拌力はブローダウン流量に比例すると考えるならば、理解できる。(2-a)~(3) の結果をもたらす理由は、今までのところうまく説明ができない。ところで、 $D_{pv}, D_v \rightarrow 0$ の極限でも、ドライウェル内は均一に混合される $\alpha=1$ の状態に近づくと考えられる。しかし、(2-b) の結果がその傾向の現われであると結論づけるには実験デー

タが少なすぎる。

5.3 ドライウェル壁面への凝縮熱伝達

5.3.1 佐川のデータに基づく凝縮熱伝達率式の修正

格納容器壁への伝熱量がブローダウン時における格納系の熱流力的応答へ及ぼす影響は、従来から非常に大きいと言われている。そこで、Dry Containment を使った佐川の実験データに基づき、空気を含んだ蒸気のブローダウン時における壁面凝縮熱伝達率式 (3-5) を導いた。この熱伝達率式を圧力抑制型の一体型炉安全性模擬実験装置に適用するに当り、次の事柄を考慮して係数 C_1, C_2 の値を修正した。

(1) 圧力抑制型と Dry Containment では空気混合率にかなりの差があるが、(3-5) 式では h_{stdy} の項以外にはその効果が含まれていない。従って、低空気混合率は熱伝達率を高める作用をする。

(2) 佐川の実験は、高さ 6 m で内径 3.3 m の容器の中心付近に置かれた被測定部高さ 0.4 m 前後、径 0.15 m の銅又は黄銅製円柱体表面での熱伝達率を間接測定したものである。これに対し、格納系圧力・温度応答の解析には、対流が弱かったり凝縮膜が厚かったりして低熱伝達率となっている部分も含めた平均的熱伝達率を必要とする。従って、佐川のデータは解析に必要な値より高めに出る傾向となる。

(3) 圧力抑制型の場合は、同じ容積ならば、系全体の圧力が大幅に低く押えられるため、ブローダウン時間 t^* が Dry Containment に比べて長くなる。

(1), (2) の効果は相反するものであるが、実験と解析の比較から、係数 C_1 を下げる (2) の効果の方が強いことが判明した。又、(3) の効果は係数 C_2 を小さくする働きがある。安全性模擬装置による実験結果と SUPPAC による解析とが一致するような係数 C_1, C_2 はそれぞれ次の様になる ((3-3) 式参照)。

$$C_1 = 1.72 \times 10^8 \text{ kcal}/(\text{m} \cdot \text{h} \cdot \text{K}), \quad C_2 = 3 \times 10^6 \text{ m}^2/\text{s}^2 \quad (5-5)$$

厳密に言えば、 C_1 と C_2 は压力容器や格納系の容積、初期圧力、初期水量それに破断位置等にも影響されるものと考えられる。従って、(5-5) 式の係数値には、これらの影響も含まれているものとする。

図 3-3 を見れば判るように、ブローダウン開始直後は (3-5) 式で示される値よりも小さな熱伝達率となっている。そこで、 $0 \leq t^* \leq t^*$ においては、次式で表わされる熱伝達率を採用することにした。

$$h = h_{\text{stdy}} \left(1 - \frac{1}{C_2 t^{*2} + 1} \right) + \frac{t^*}{t_1^*} \cdot C_1 \frac{A}{V_a} \frac{1}{C_2 t_1^{*2} + 1} \quad (5-6)$$

上式は(3-5)式と比べ、第2項の対流項を直線的に変化させるものである。 t_1^* としては、模擬装置による実験結果との比較から 3×10^{-4} s/m という値を選んだ。

5.3.2 ブローダウン乗数に基づく熱伝達率との比較

佐川の実験データに基づく実験式(3-5)とは別に、ブローダウンによる対流に起因する乗数を、空気を含む蒸気の定常凝縮熱伝達率(3-4)式に乗じた熱伝達率(5-7)式を考案し、(3-5)式を使った場合(係数は(5-5)式)との比較を詳しく行った。

$$\begin{cases} h = C_{mt} h_{\text{stdy}} \\ C_{mt} = 1 + C_3 \frac{A}{V_a} \cdot \frac{1}{C_4 t^{*2} + 1} \end{cases} \quad (5-7)$$

乗数 C_{mt} の第1項は $t^* = \infty$ のとき $h = h_{\text{stdy}}$ とするため、対流効果は第2項で表わされる。対流項の形は、3.3節で説明したのと同様の理由から、(3-5)式の対流項と同じものを採用した。模擬装置による実験結果をうまく説明できる係数の値はそれぞれ、

$$C_3 = 1 \times 10^5 \text{ m}, \quad C_4 = 1.23 \times 10^6 \text{ m}^2/\text{s}^2 \quad (5-8)$$

である。

図 5-13~15 は、第3章の実験結果との比較等に用いてきた(3-5)式(一部(5-6)式)とブローダウン乗数の考えに基づく(5-7)式による計算値を実験結果と対比させたものである。ただし、各(a)図の熱伝達率においては、実験値が無いため、計算値のみを比較している。図中では、(3-5)式によるものを SUPPAC model と、(5-7)式によるものを blowdown multiplier

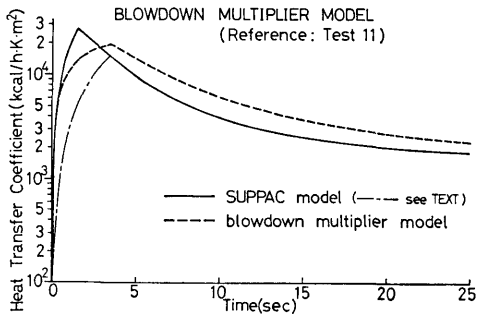


図 5-13 (a) 参考実験 11 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルとブローダウン乗数モデルによる解析値の比較

model と表示してある。比較は、熱伝達率そのものの比較の他に、ドライウェル圧力とドライウェル壁温についてなされており、 $D_{pw} = 12$ mm の実験 8 に対して

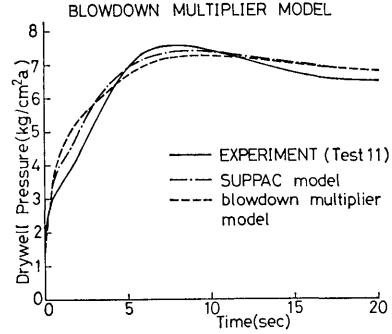


図 5-13 (b) 実験 11 のドライウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

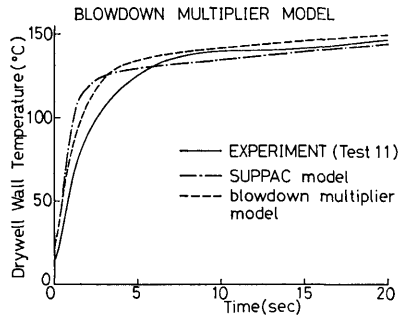


図 5-13 (c) 実験 11 のドライウェル壁面温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

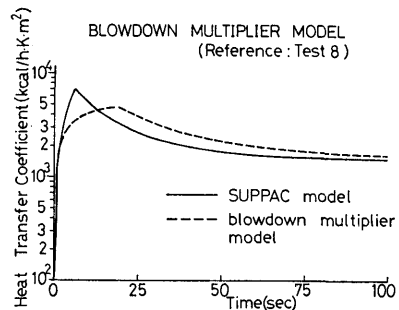


図 5-14 (a) 参考実験 8 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルとブローダウン乗数モデルによる解析値の比較

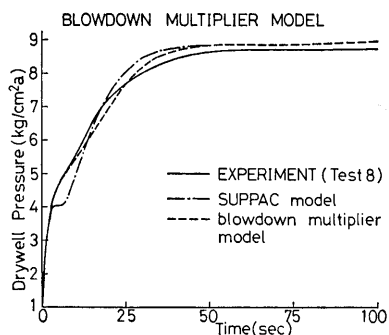


図 5-14 (b) 実験 8 のドライウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

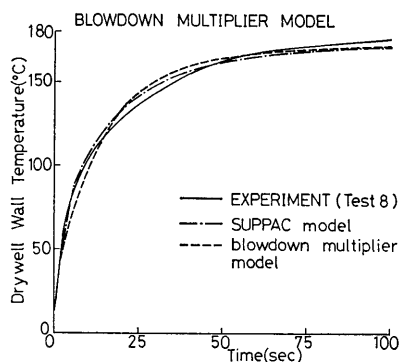


図 5-14 (c) 実験 8 のドライウェル壁面温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

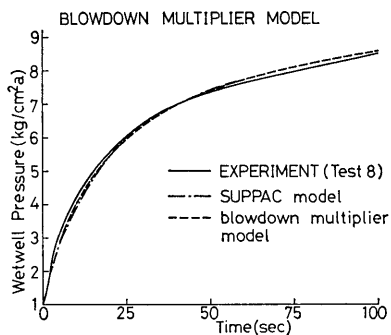


図 5-14 (d) 実験 8 のウェットウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

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

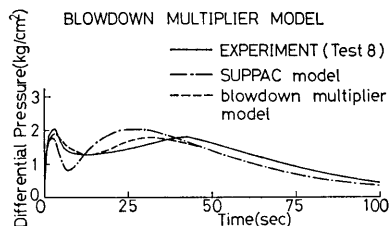


図 5-14 (e) 実験 8 のベントオリフィス差圧に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

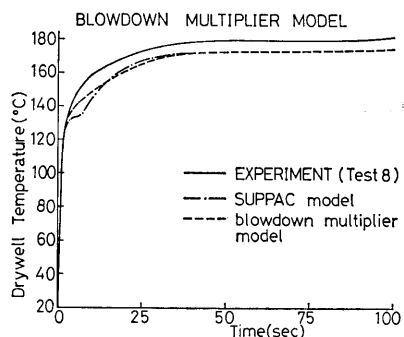


図 5-14 (f) 実験 8 のドライウェル内温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

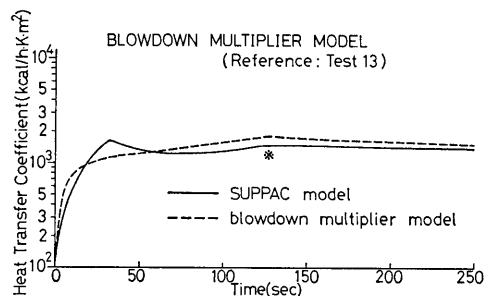


図 5-15 (a) 参考実験 13 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルとブローダウン乗数モデルによる解析値の比較

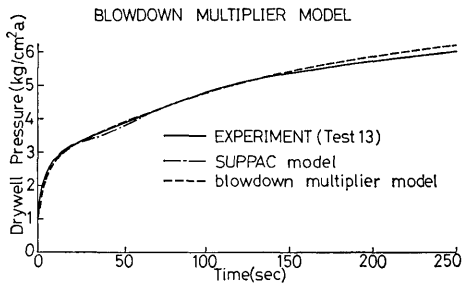


図 5-15 (b) 実験 13 のドライウェル圧力に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

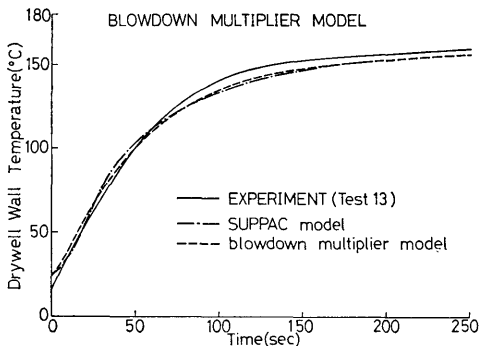


図 5-15 (c) 実験 13 のドライウェル壁面温度に対する実験値と SUPPAC モデル及びブローダウン乗数モデルによる解析値との比較

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

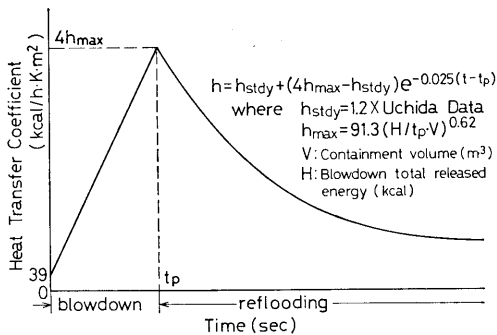


図 5-16 最小格納容器内圧モデルにおける壁面凝縮熱伝達率の概念図

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 $D_{p0} = 24 \text{ mm}$,

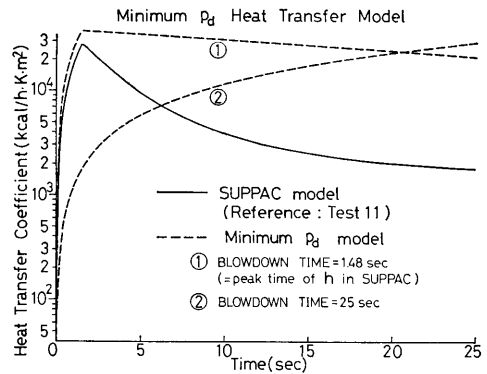


図 5-17 (a) 参考実験 11 のドライウエル内壁面における SUPPAC 凝縮熱伝達率に対するモデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

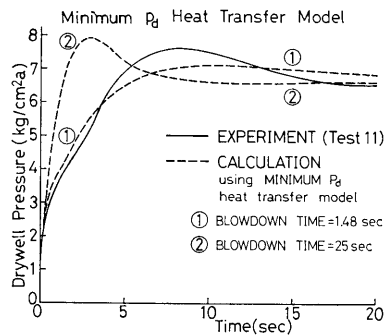


図 5-17 (b) 実験 11 のドライウエル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

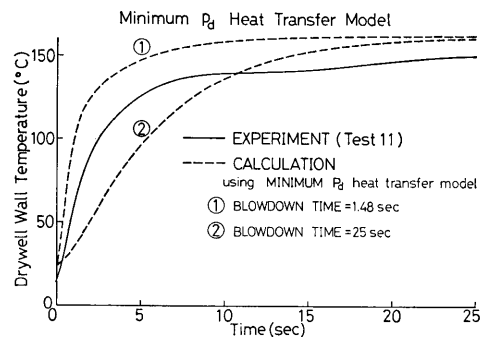


図 5-17 (c) 実験 11 のドライウエル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

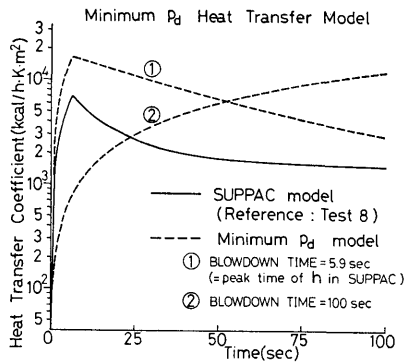


図 5-18 (a) 参考実験 8 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

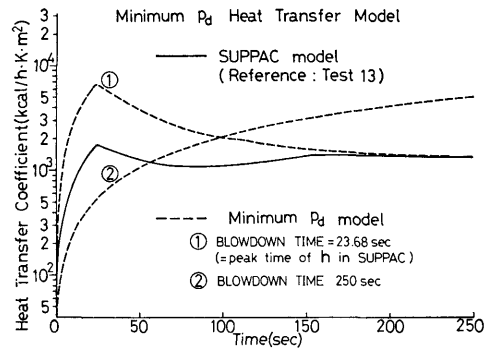


図 5-19 (a) 参考実験 13 のドライウェル内壁面における凝縮熱伝達率に対する SUPPAC モデルと最小格納容器内圧モデルによる解析値の比較

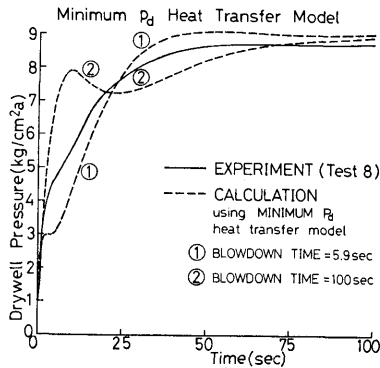


図 5-18 (b) 実験 8 のドライウェル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

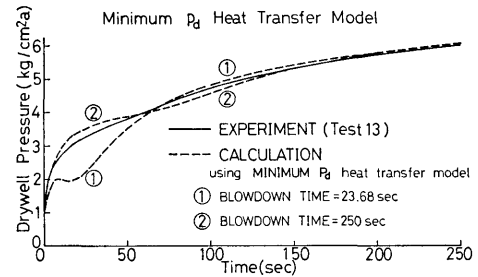


図 5-19 (b) 実験 13 のドライウェル圧力に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

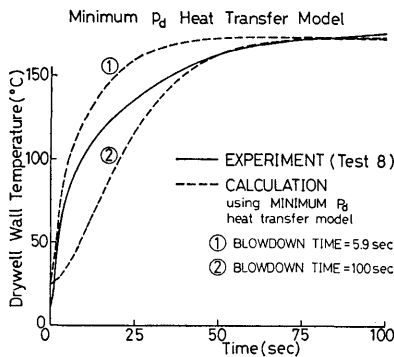


図 5-18 (c) 実験 8 のドライウェル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

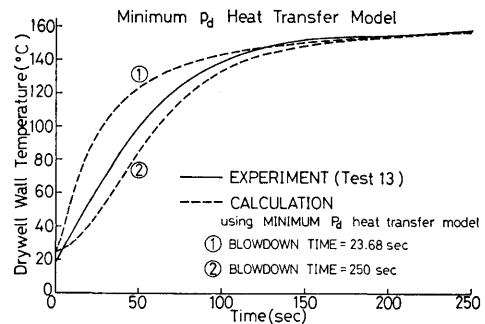


図 5-19 (c) 実験 13 のドライウェル壁面温度に対する実験値と最小格納容器内圧モデルによる解析値との比較

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

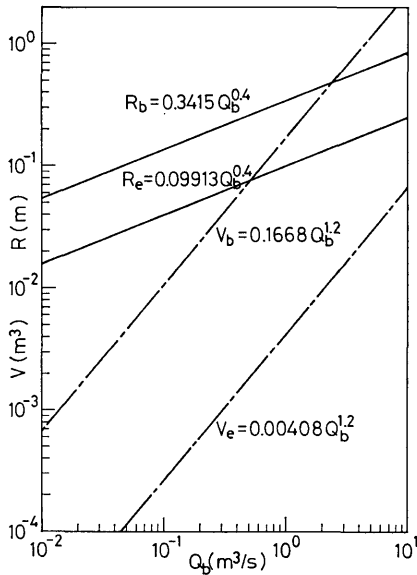


図 5-20 Ramakrishnan らの理論に基づく膨張期の気泡容積 V_e と半径 R_e 及び離脱期の気泡容積 V_b と半径 R_b と空気流量 Q_b の関係

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。

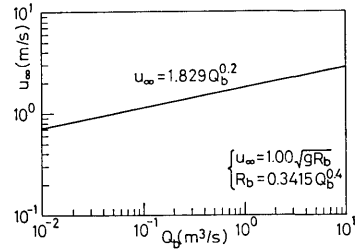


図 5-21 Ramakrishnan らの理論と Wallis の式に基づいた気泡上昇速度 u_∞ と空気流量 Q_b の関係

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を予測するには、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

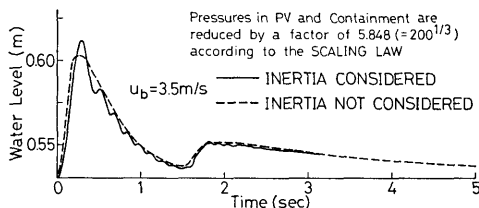


図 5-22 プールスエルの相似則に従い模擬実験装置の格納系初期圧力を 1/5.848 倍として解析したサブプレッション水位変化

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 炉のブロー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

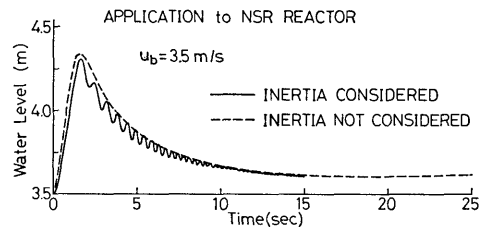


図 5-23 NSR-7 概念設計炉に対するブルスエルの解析値

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、ブロー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

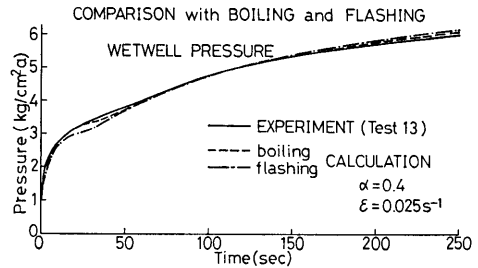


図 5-24 (c) 実験 13 のウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

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

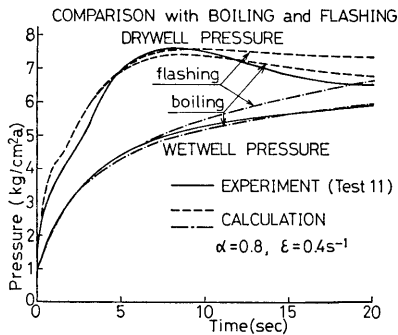


図 5-24 (a) 実験 11 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

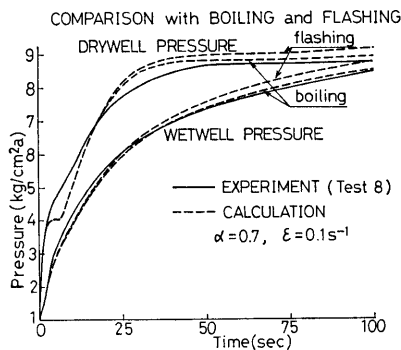


図 5-24 (b) 実験 8 のドライウェル圧力とウェットウェル圧力に対する実験値と boiling モデル及び flashing モデルによる解析値との比較

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

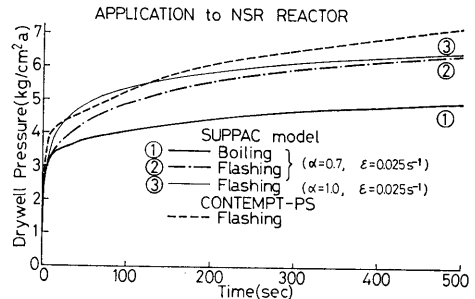


図 6-1 (a) NSR-7 概念設計炉のドライウェル圧力に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

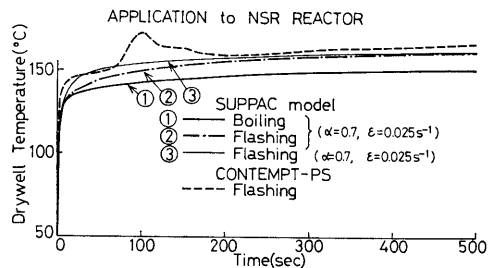


図 6-1 (b) NSR-7 概念設計炉のドライウェル内温度に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

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 $\alpha=0.7$, $\epsilon=0.025$ 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

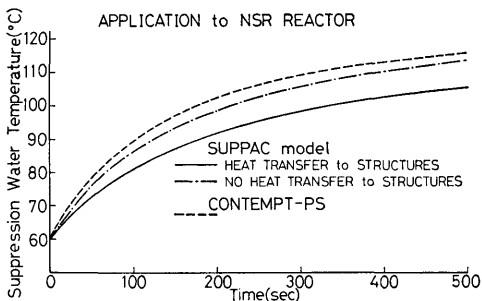


図 6-2 NSR-7 概念設計炉のサブプレッション平均水温に対する SUPPAC 及び CONTEMPT-PS による解析値の比較

(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

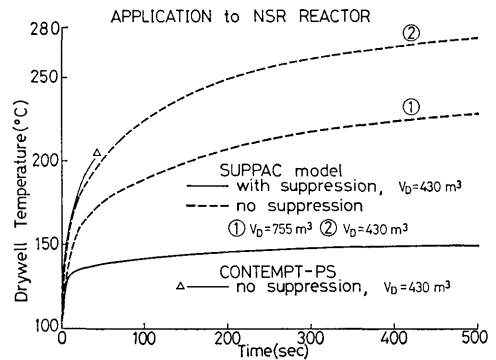


図 6-3 (a) NSR-7 概念設計炉において圧力抑制設備のない場合のドライウェル圧力に対する SUPPAC による解析値

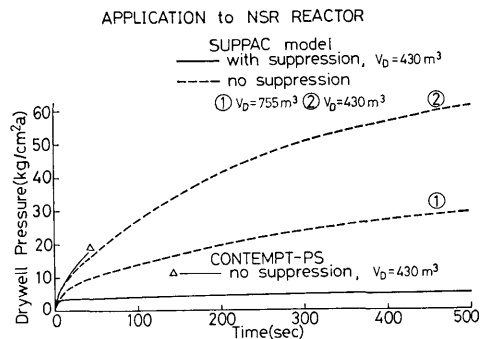


図 6-3 (b) NSR-7 概念設計炉において圧力抑制設備のない場合のドライウェル内温度に対する SUPPAC による解析値

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。

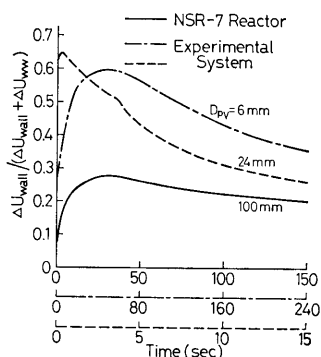


図 6-4 NSR-7 概念設計炉と模擬実験装置のドライウエル壁への伝熱量割合に対する SUPPAC による解析値

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_{pw} の効果も考慮して、 At/V_{pw} 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 $D_{pw} = 6$ 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_{pw} の小さい方が ΔU_{wall} の割合が高めに出るのは、 D_{pw} 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_{pw} による差が大きいのは、 D_{pw} 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 ($\alpha=1$ 又は $\epsilon=\infty$ に相当) に近づき、 $\alpha \geq 0.8$ 又は $\epsilon/A \geq 4400 \text{ m}^{-2}\text{s}^{-1}$ 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压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.