

狭隘流路における伝熱モデルの検証

Validation of Heat Transfer Models for Gap Cooling

岡野 行光 (Yukimitsu Okano)* 長江 尚史 (Takashi Nagae)* 村瀬 道雄 (Michio Murase)*

要約 軽水炉のシビアアクシデント評価では、デブリと原子炉容器の間に形成される微小なギャップでの伝熱モデルが原子炉容器の健全性評価とアクシデントマネージメントに重要な影響を及ぼす。これまでに、伝熱モデルの開発、改良を進めてきたが、原子炉容器下部の水中にデブリが落下した場合に対するギャップ熱流束相関式の適用性、高圧条件に対する局所沸騰熱流束相関式の適用性は明らかでなかった。そこで、本報告では原子炉容器下部を縮小模擬した容器の高圧水中に約 2700K の溶融アルミナ(Al_2O_3)を落下させた ALPHA 実験と LAVA 実験の解析を行い、伝熱モデルと相関式の妥当性を検証した。容器の加熱過程では、容器の温度上昇率とピーク温度の計算値が測定値とよく一致し、伝熱モデルとギャップ熱流束相関式の妥当性を確認した。また、容器の冷却過程における冷却率の計算値と測定値の比較から核沸騰熱流束相関式の妥当性を確認した。なお、ALPHA 実験と LAVA 実験とも容器のピーク温度が膜沸騰から遷移沸騰への遷移温度より低いため、遷移点での極小熱流束相関式の妥当性は確認できなかった。

キーワード シビアアクシデント, デブリ冷却, 狭隘流路気液対向流制限, 沸騰熱流束, 限界熱流束, ALPHA 実験, LAVA 実験

Abstract For severe accident assessment of a light water reactor, models of heat transfer in a narrow annular gap between overheated core debris and a reactor pressure vessel are important for evaluating vessel integrity and accident management. The authors developed and improved the models of heat transfer. However, validation was not sufficient for applicability of the gap heat flux correlation to the debris cooling in the vessel lower head and applicability of the local boiling heat flux correlations to the high-pressure conditions. Therefore, in this paper, we evaluated the validity of the heat transfer models and correlations by analyses for ALPHA and LAVA experiments where molten aluminum oxide (Al_2O_3) at about 2700 K was poured into the high pressure water pool in a small-scale simulated vessel lower head. In the heating process of the vessel wall, the calculated heating rate and peak temperature agreed well with the measured values, and the validity of the heat transfer models and gap heat flux correlation was confirmed. In the cooling process of the vessel wall, the calculated cooling rate was compared with the measured value, and the validity of the nucleate boiling heat flux correlation was confirmed. The peak temperatures of the vessel wall in ALPHA and LAVA experiments were lower than the temperature at the minimum heat flux point between film boiling and transition boiling, so the minimum heat flux correlation could not be validated.

Keywords severe accident, debris cooling, narrow gap, countercurrent flow limitation, boiling heat flux, critical heat flux, ALPHA experiment, LAVA experiment.

1. はじめに

軽水炉のシビアアクシデント解析^{(1),(2)}では、狭隘流路での伝熱モデルが重要であり、流路の上端と下端が開放された自然循環実験に基づく Monde らの限界熱流束 (CHF) 相関式⁽³⁾が使用されているが、下端が閉塞された原子炉容器 (RPV) 下部での伝熱への適用性は検証されていない。一方、下端を閉塞したギャップでの CHF データ^{(4)~(9)}が蓄積され、相関式が提

案されているが、これらの CHF 相関式は低過熱度の準定常加熱実験に基づいており、高過熱度への適用性とクエンチ実験との相違、類似性は明らかにされていない。

本研究では、シビアアクシデント解析に適用できる炉心溶融物 (デブリ) 冷却モデルを開発し、RPV 健全性評価の信頼性向上を目的としている。これまでに、Henry らのクエンチ実験⁽¹⁰⁾に基づいて沸騰熱流束の相関式^{(11), (12)}を導出し、従来の CHF データ^{(4)~(9)}に基づ

* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

いてギャップへの流入水量を計算するための気液対向流制限 (CCFL) の相関式⁽¹³⁾を導出した。また、京都大学および工学院大学と共同でクエンチ実験^{(14), (15)}を行い、高過熱度に対する沸騰熱流束相関式と CCFL 相関式の適用性を確認するとともに、相関式の一部を改良した⁽¹⁶⁾。しかし、高圧条件に対する沸騰熱流束相関式の適用性、および RPV 下部の水中にデブリが落下した場合に対する CCFL 相関式の適用性は明らかでなかった。そこで、RPV 下部を縮小模擬した容器の高圧水中に約 2700K の熔融アルミナ (Al₂O₃) を落下させた ALPHA 実験⁽¹⁷⁾の解析を行い、伝熱モデルと相関式の妥当性を検証した^{(18), (19)}。

本報告では、別報に示す改良した相関式⁽¹⁶⁾を用いて ALPHA 実験⁽¹⁷⁾の計算を行うとともに、RPV 下部を縮小模擬した容器の高圧水中に熔融アルミナを落下させた LAVA 実験^{(20), (21)}の解析を行い、デブリ冷却モデルと相関式の実機条件への適用性について考察した。

主な記号

A	: 面積 (m ²)
C_K	: CCFL 定数 (-)
C_p	: 比熱 (kJ/kg K)
D_h	: 水力等価直径 (m)
g	: 重力加速度 (m/s ²)
h	: 熱伝達率 (kW/m ² K)
h_{fg}	: 蒸発潜熱 (kJ/kg)
$h_{D,fs}$: 固化潜熱 (kJ/kg)
L	: 長さ (m)
L_{gap}	: ギャップ幅 (m)
L_L	: ラプラス定数 (m) ($= \{ l/g (f - g) \}^{1/2}$)
M	: 質量 (kg)
Q_{DH}	: 崩壊熱 (kW)
q	: 熱流束 (kW/m ²)
R	: 半径 (m)
T	: 温度 (K)
t	: 時間 (s)
X	: 表面からの距離 (m)
	: 線膨張率 (1/K)
T_{SAT}	: 過熱度 (K)
	: 放射率 (-)
	: 熱伝導率 (kW/m K)
	: 密度 (kg/m ³)
	: 表面張力 (N/m)

: ボルツマン定数 (kW/m² K⁴)

: 動粘性率 (m²/s)

2. デブリ冷却モデル

2.1 伝熱モデル

本研究では、軽水炉のシビアアクシデント解析に適用する伝熱モデルの開発を目的としており、主要な伝熱メカニズムを明らかにするために、デブリと RPV 壁に対し、図 1 に示す単純な質点モデルを使用する。

- (1) デブリは 1 領域で取扱うが、熱抵抗を評価するため、上部クラストと下部クラストの厚さを計算する。クラスト表面の熱伝達は放射と沸騰を考慮する。また、下部クラストと RPV 間では、蒸気の熱伝導を加味する。
- (2) RPV 壁は 1 領域とし、RPV 壁への伝熱量は下部クラストからの伝熱量とギャップに流入する冷却水の蒸発潜熱の差で評価する。ギャップ上端での冷却水の流入量は CCFL に支配される。一方、RPV 壁の冷却過程では、RPV 壁内面における熱流束は沸騰熱伝達によって制限される場合がある。その結果、RPV 壁内面の熱流束は、冷却水の流入量、或いは沸騰熱流束に影響される平均熱流束によって制限される。

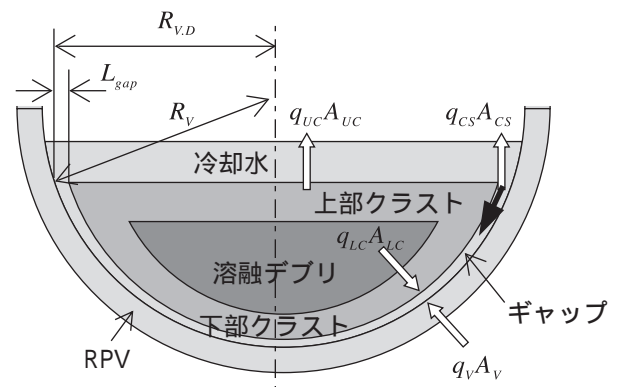


図1 RPV下部でのデブリ冷却

2.2 エネルギー保存式

図 1 に示すように、デブリの熱平衡式は次のようになる。

$$C_p M_D \left(\frac{dT_{D,A}}{dt} \right) = -q_{UC} A_{UC} - q_{LC} A_{LC} + Q_{DH} \quad (1)$$

ここで、 Q_{DH} は崩壊熱である。デブリの固化過程ではその平均温度 $T_{D,A}$ は固化温度 $T_{D,fs}$ で一定であり、クラスト厚は時間の関数である。

$$\rho_D A_{UC} \left(\frac{dL_{UC}}{dt} \right) h_{D,fs} = q_{UC} A_{UC} - \left(\frac{q_{UC} A_{UC}}{q_{UC} A_{UC} + q_{LC} A_{LC}} \right) Q_{DH} \quad (2)$$

$$\rho_D A_{LC} \left(\frac{dL_{LC}}{dt} \right) h_{D,fs} = q_{LC} A_{LC} - \left(\frac{q_{LC} A_{LC}}{q_{UC} A_{UC} + q_{LC} A_{LC}} \right) Q_{DH} \quad (3)$$

上式で、溶融デブリから各クラストへの伝熱量はクラスト表面での伝熱量に比例すると仮定している。RPV 壁の熱平衡式は次のようになる。

$$C_{pV} M_V \left(\frac{dT_{V,A}}{dt} \right) = -q_V A_V \quad (4)$$

$$q_V A_V = \min \{ (q_{CS} A_{CS} - q_{LC} A_{LC}), q_{V,B} A_V \} \quad (5)$$

ここで、 $q_{CS} A_{CS}$ はギャップ上端における CCFL で制限される伝熱量であり、 $q_{LC} A_{LC}$ は下部クラストからの放熱量である。一般的に、クラスト外表面温度は RPV 壁内面温度よりかなり高く、下部クラストからの熱は冷却水、或いは RPV 壁に放出される。従って、RPV 壁からの伝熱量はギャップ冷却と下部クラストからの伝熱量の差 ($q_{CS} A_{CS} - q_{LC} A_{LC}$) で制限される。式 (4)、(5) は、CCFL で制限されるギャップ冷却が下部クラストからの伝熱量よりも低い ($q_{CS} A_{CS} < q_{LC} A_{LC}$) 場合、RPV 壁平均温度 $T_{V,A}$ が増加することを示している。RPV 壁の冷却過程では、その冷却も同様に沸騰伝熱 $q_{V,B} A_V$ によって制限される。

2.3 クラストの表面熱流束

式 (1) ~ (3) における上部クラストから RPV 下部の飽和水への熱流束 q_{UC} は次式で与えられる。

$$q_{UC} = h_{UC} (T_{D,A} - T_f) \quad (6)$$

$$\frac{1}{h_{UC}} = \frac{L_{UC}}{2\lambda_C} + \frac{1}{h_{US}} \quad (7)$$

$$h_{US} = \max \left\{ \sigma_r \frac{\varepsilon_D T_{D,A}^4 - \varepsilon_f T_f^4}{T_{D,A} - T_f}, h_{FB,UC} \right\} \quad (8)$$

ここで、式 (7) の右辺第 1 項は上部クラストの熱抵抗

であり、第 2 項はクラスト表面での熱抵抗である。式 (8) において、放射と沸騰は異なる伝熱機構であり加算するのが一般的であるが、沸騰熱伝達率の相関式に放射を含む可能性があることから、放射熱伝達率と沸騰熱伝達率の最大値を使用する。沸騰熱伝達率に関しては、膜沸騰熱伝達を使用し、RPV 壁が完全に冷却されデブリ温度が低下した以降に適用される遷移沸騰や核沸騰の相関式を用いていない。膜沸騰熱伝達率には、上向き伝熱面に対する Berenson のプール膜沸騰熱伝達率相関式⁽²²⁾を用いる。

式 (1) ~ (4) における下部クラストからギャップの飽和水と RPV 壁への熱流束 q_{LC} は次式で与えられる。

$$q_{LC} = h_{LC} (T_{D,A} - T_{V,A}) \quad (9)$$

$$\frac{1}{h_{LC}} = \frac{L_{LC}}{2\lambda_C} + \frac{1}{h_{gap}} + \frac{L_V}{2\lambda_V} \quad (10)$$

$$h_{gap} = \max \left\{ \sigma_r \frac{\varepsilon_D T_{D,A}^4 - \varepsilon_V T_{V,A}^4}{T_{D,A} - T_{V,A}}, h_{FB,LC} \right\} + \frac{\lambda_g}{L_{gap}} \quad (11)$$

ここで、式 (10) の右辺第 1 項は下部クラストの熱抵抗であり、第 3 項は RPV 壁の熱抵抗である。式 (11) は式 (8) と同形式であり、ギャップ内での蒸気の熱伝導を含むがギャップ幅が大きい場合には無視できる。沸騰熱伝達には、垂直面に対する Bromley⁽²³⁾ のプール膜沸騰熱伝達率相関式を用いる。

2.4 容器壁内面での熱流束

式 (5) で示されるように、RPV 壁内面での熱流束はギャップ上端での CCFL による流入水量、或いは沸騰熱流束で制限される。CCFL で制限されるギャップ上端での熱流束 q_{CS} は次式⁽¹⁶⁾で計算する。

$$q_{CS} = \left\{ \frac{C_K}{1 + (\rho_g / \rho_f)^4} \right\}^2 \rho_g h_{fg} \left\{ \frac{g \sigma (\rho_f - \rho_g)}{\rho_g^2} \right\}^{1/4} \quad (12)$$

$$C_K = 1.2 \text{ (層状分離流) または} \quad (13)$$

$$= 2.1 \text{ (液部分流入)} \quad (14)$$

C_K は、Wallis の CCFL 相関式⁽²⁴⁾ の代表長さにラプラス定数を用いた場合の実験定数であり、流動様式や実験条件により異なる。Monde らの CHF 相関式⁽³⁾ を q_{CS} に適用すると次のようになる。

$$q_{CS} = \frac{a}{1+F} \rho_g h_{fg} \left\{ \frac{g\sigma(\rho_f - \rho_g)}{\rho_g^2} \right\}^{1/4} \left(\frac{A_{LC}}{A_{CS}} \right) \quad (15)$$

$$a = 0.16 \quad F = 0.00067 \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.6} \left(\frac{A_{LC}}{A_{CS}} \right) \quad (16)$$

RPV 壁内面での沸騰熱流束 $q_{v,B}$ には次式⁽¹⁶⁾を使用する。

$$q_{v,B} = \min \{ q_{NB}, \max (q_{TB}, q_{FB}) \} \quad (17)$$

膜沸騰流束 q_{FB} には Bromley のプール膜沸騰の式⁽²³⁾を使用する。核沸騰熱流束 q_{NB} と遷移沸騰熱流束 q_{TB} には次式⁽¹⁶⁾を使用する。ここで、添字 1 S は片面加熱、2 S は両面加熱、L は低過熱度、H は高過熱度を示す。

$$q_{NB,1S} = 32 \left(\frac{\lambda_f \Delta T_{sat}}{\rho_g h_{fg} v_f} \right)^{-0.1} \frac{\lambda_f \Delta T_{sat}}{L_L} \quad (18)$$

$$L_L = \left\{ \frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)} \right\}^{1/2} \quad (19)$$

$$q_{NB,2S} = \min (q_{NB2S,L}, q_{NB2S,H}) \quad (20)$$

$$q_{NB2S,L} = 3.2 \left(\frac{\lambda_f \Delta T_{sat}}{\rho_g h_{fg} v_f} \right)^{0.3} \frac{\lambda_f \Delta T_{sat}}{L_L} \quad (21)$$

$$q_{NB2S,H} = \min (0.35 D_h^*, 1.0) q_{NB,1S} \quad (22)$$

$$D_h^* = D_h / L_L \quad (23)$$

$$q_{TB} = (\Delta T_{TB} / \Delta T_{sat})^{4.5} q_{min} \quad (24)$$

$$q_{min} = C_{min} \rho_g h_{fg} \left(\frac{g\sigma}{\rho_f - \rho_g} \right)^{1/4} \quad (25)$$

$$C_{min} = 0.131 \sim 0.23 \quad (26)$$

式(18)はギャップの対面が低温である場合、式(20)は対面が高温である場合の核沸騰熱流束である。式(26)の $C_{min} = 0.131$ は上向きの水平伝熱面に対する係数であり、狭隘流路では下方からの蒸気流による攪乱で熱伝達が促進されて係数が大きくなると考えられる。

2.5 容器壁の温度分布とギャップ寸法

式(4)では容器壁の平均温度を計算するが、実験では容器壁外面の温度が測定されており、計算値と測定値を比較するには容器壁の温度分布を計算する必要がある。そこで、容器壁内で線形熱流束分布を仮定 ($q(X) = q_V (1 - X/L_V)$) して温度分布を計算する。

$$T_V(X) - T_{V,A} = \left(\frac{q_V L_V}{2\lambda_V} \right) \left\{ \left(\frac{X}{L_V} \right)^2 - 2 \left(\frac{X}{L_V} \right) + \frac{3}{4} \right\} \quad (27)$$

ここで、 X は内表面からの距離である。

式(4)におけるギャップ断面積を計算するため、ギャップ幅の計算が必要となる。そのため、ギャップ幅は容器壁の熱膨張とデブリの熱収縮を考慮して算出する。

$$L_{gap} = L_{gap,0} + \beta_V (T_{V,A} - T_{V,0}) R_{V,D} + \beta_D (T_{D,fs} - T_{D,A}) R_{D,D} \quad (28)$$

ここで、 $L_{gap,0}$ は初期のギャップ幅で $R_{V,D}$ はデブリ上部における容器内半径である。式(28)では容器のクリーブは考慮していない。

2.6 解析条件

伝熱モデルを検証するため、ALPHA 実験⁽¹⁷⁾と LAVA 実験^{(20),(21)}の解析を実施した。いずれも RPV 下部を縮小模擬した容器の高圧水中に溶融アルミナを落下させ、容器壁の温度変化を測定したものである。

テルミット反応直後にデブリ温度は約 2700K になるが、容器下部に落下後のデブリ温度は明らかでない。そのため、計算ではアルミナの固化温度 2327K を初期条件とする。実験では崩壊熱を模擬しておらず、式(1)～(3)では $Q_{DH} = 0$ を使用する。式(8)と(11)では、アルミナの放射率 ρ_d は表面温度に依存し 0.5～0.7 であるが、計算では $\rho_d = 0.6$ を使用する。クラスト形成後はクラストの熱抵抗がクラスト表面における熱抵抗より大きいため、放射率の影響は小さい。式(12)の CCFL 定数 C_k に関しては、容器下部にデブリが堆積してギャップが形成された後、冷却水がギャップに部分的に流入し始めると推定されるため式(14)の $C_k = 2.1$ を使用し、パラメータ計算で CCFL 定数の影響を評価する。式(24)による遷移沸騰熱流束 q_{TB} の計算では、式(25)、(26)による極小熱流束 q_{min} とプール膜沸騰熱流束の交点から極小熱流束点の過熱度 T_{TB} が求まるが、ALPHA 実験と LAVA 実験とも最大過熱度が T_{TB} 以下であるため、膜沸騰と核沸

騰の影響を計算し、沸騰遷移条件は適用しない。核沸騰条件での平均熱流束は、CCFLによる流入水量で支配され核沸騰相関式に依存しないため、式(18)を使用する。局所沸騰熱流束と局所温度の評価で式(18)と式(20)の影響を比較する。式(28)のギャップ計算では、ゼロ割を避けるために初期ギャップ幅として十分小さい $L_{gap,0}=1 \times 10^{-6}$ mを使用する。

3. ALPHA 実験の解析

3.1 実験条件と解析条件

日本原子力研究所で行われた ALPHA 実験⁽¹⁷⁾の実験条件を表1に示す。実験容器の直径は0.5m、圧力は1.3MPa、飽和温度465Kである。落下された熔融アルミナ(Al₂O₃)の質量は、IDC001実験で30kg、IDC002実験で50kgである。

解析条件を表2に示す。ケース1が標準条件であり、IDC001実験を対象にして、ケース1とケース0の比較により沸騰熱流束について検討し、ケース1~3の比較によりCCFL相関式と流入水量の影響について検討する。IDC002実験の解析では、ケース1と同じ相関式を使用する。

表1 ALPHA実験⁽¹⁷⁾の実験条件

実験番号	IDC001	IDC002
容器の内径	0.5m	
容器の外径(肉厚)	0.542m(0.021m)	
デブリ(Al ₂ O ₃)質量	30kg	50kg
デブリの高さ	0.113m*	0.151m*
デブリ上端の直径	0.418m*	0.460m*
初期水深	0.3m	0.3m
初期水温(サ ^o ケル度)	445K(20K)	450K(15K)
系の圧力	1.3MPa	1.3MPa

*デブリの質量と密度から計算

表2 ALPHA実験の解析条件

対象実験	ケース	q_{cs}^*	沸騰熱流束
IDC001	0	$C_K=2.1$	膜沸騰**
	1		核沸騰***
	2	$C_K=1.2$	核沸騰***
	3		
IDC002	4	$C_K=2.1$	核沸騰***

*式(12)~(16) ; **Bromley⁽²³⁾ ; ***式(18)

3.2 伝熱量と温度変化

標準条件であるケース1の解析結果を図2に示す。測定値はデブリの中心温度であるのに対し、計算値

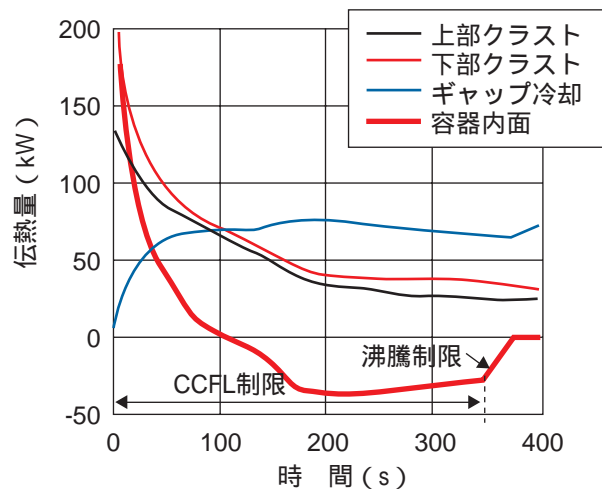
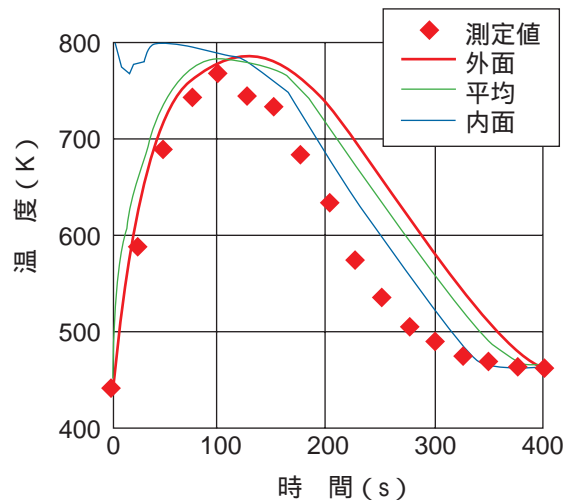
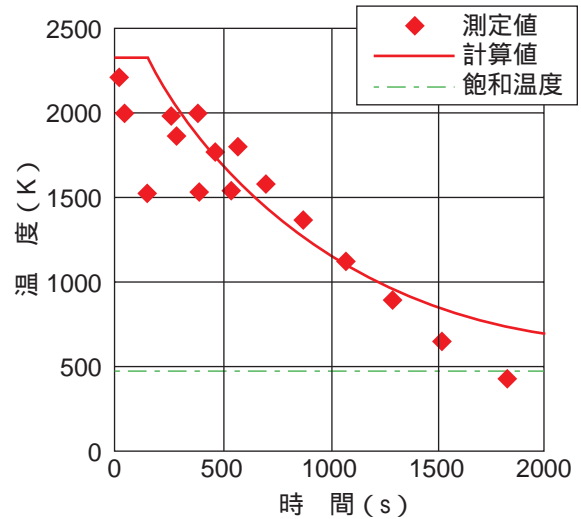


図2 標準条件ケース1の解析結果

はデブリ平均温度であり，計算値の方が早く低下する．実験後の固化デブリが1塊になっていることから，デブリは溶融状態で容器下部に到達しており，固化温度2327K以上であるが，測定では高温を正常に検出できていない．計算値は，500秒～1250秒では測定値と比較的よく一致し，デブリからの放熱を妥当に計算できている．1250秒以後の計算値が測定値より高い原因は，デブリからの伝熱では沸騰遷移と核沸騰を考慮せず，低温まで膜沸騰で計算したことによると考えられる．

容器温度は外面の垂直軸0度位置(容器中心軸上：TV3)，30度位置(TV2, TV4, TV6)，60度位置(TV1, TV5)で測定されている．デブリ上端が垂直軸57度位置であり，60度位置(TV1, TV5)では温度上昇していないため，0度位置(TV3)と30度位置(TV2, TV4, TV6)の4点での平均温度と計算値を比較した．計算では，熱平衡式(4)で中心(平均)温度を計算し，式(27)で内面温度と外面温度を計算した．

ギャップ幅が微小である初期には，式(11)の右辺第2項の蒸気熱伝導により内面温度が急激に上昇するが，ギャップ幅の増加とクラスト熱抵抗の増加により下部クラストからの伝熱量が急激に低下し，壁内外側への熱伝導により内面温度は急激に低下する．外面温度は中心温度より遅れて変化する．約100秒で，下部クラスト放熱量とギャップ冷却量が等しくなると，容器壁への伝熱量がゼロになり，容器温度が最大になる．約350秒までの容器の加熱と冷却は流入水量(CCFL)で支配され，容器温度(過熱度)が低くなると容器冷却は沸騰熱流束で制限される．容器の加熱過程とピーク温度の計算値は測定値とよく一致し，伝熱モデルと相関式が妥当であることを示している．容器の冷却過程では，計算による冷却は測定値より遅れている．

3.3 沸騰熱流束と流入水量の影響

沸騰熱流束相関式の影響を図3に示す．プール膜沸騰熱流束の相関式を用いると，約190秒以降，容器冷却が膜沸騰熱流束に制限され，冷却率の計算値が測定値より小さくなり，核沸騰熱流束の相関式を用いるのが妥当であることを示している．核沸騰熱流束の相関式を用いると，図2に示したように容器冷却はCCFLで制限されるため，沸騰熱流束の相関式は低過熱度の範囲を除いて容器冷却の計算に影響しない．

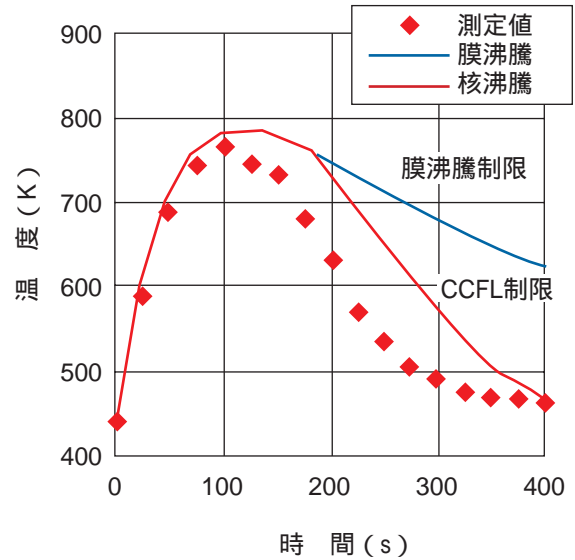


図3 沸騰熱流束の影響

流入水量(CCFL相関式)の影響を図4に示す．多くのCHF実験と一致する $C_K=1.2$ を用いると，ギャップ冷却を過小評価し，ピーク温度を大幅に過大評価する．この原因として，デブリ落下実験では固化したデブリの上端が丸みを帯びている，ギャップ上端の開口が大きい，ギャップ幅に周方向の不均一性がある，クラスト表面に凹凸があるなどにより，冷却水がギャップに流入しやすくなっていると考えられる．ギャップ幅は，熱膨張により容器温度が高いほど大きくなる．約150秒以降，デブリ温度が低下し始めると熱収縮によりギャップ幅が増加するが，容器温度の低下により熱膨張の影響が小さくなる．標準条件であるケース1のギャップ幅の計算値は約1mmである．デブリが完全に冷却された後のデブリ収縮によるギャップ計算値3.6mmに対し，実験後のギャップ測定値は1～2mmであり，計算値はギャップ幅を過大評価する．原因は明確でないが，外面から固化するため，割れや隙間が生じて収縮が小さくなると考えられる．

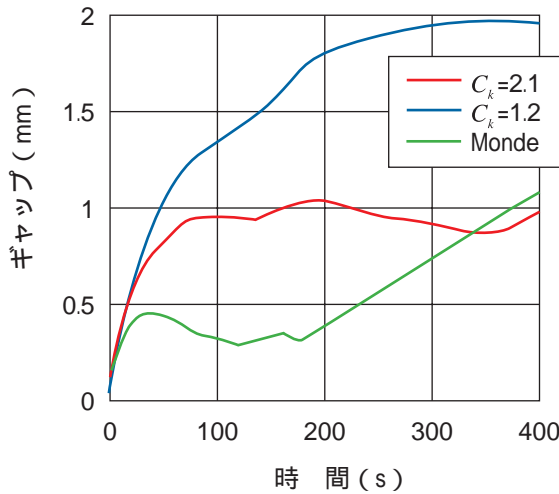
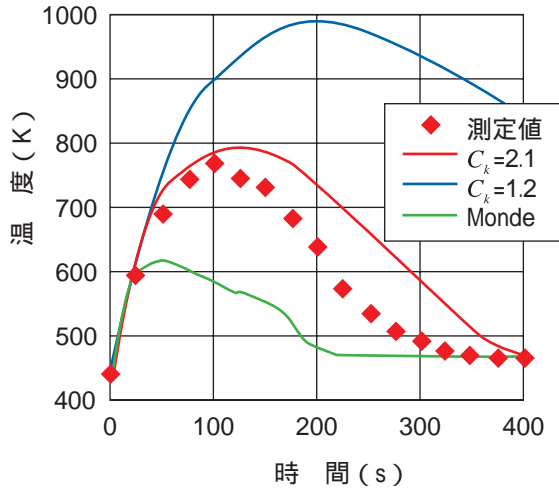


図4 流入水量の影響

3.4 IDC002 実験の解析

溶融アルミナ 50 kg を落下させた IDC002 実験の解析結果を図 5 に示す。デブリ上端は垂直軸 67 度位置に相当し、垂直軸 60 度位置の温度計 (TV1, TV5) でも若干温度上昇していることから、垂直軸 30 度位置の温度計 (TV2, TV4, TV6) の 3 点での平均温度と計算値を比較した。容器外面温度の計算値は測定値より温度上昇が早いですが、ピーク温度は測定値とよく一致している。一方、冷却過程では計算値は測定値より温度低下が遅くなっている。

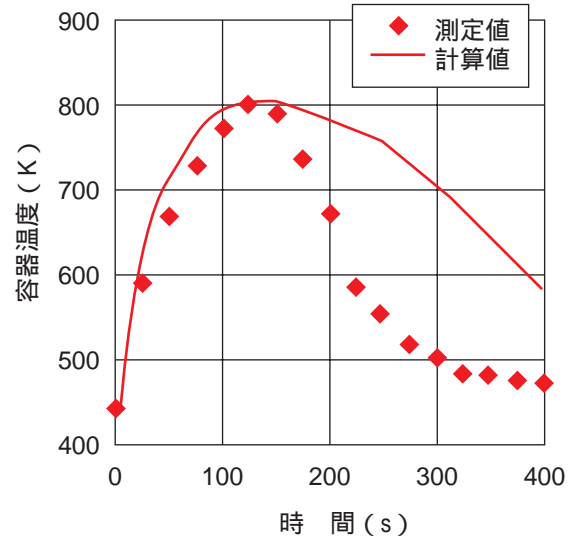


図5 ALPHA実験IDC002の解析結果

4. LAVA 実験の解析

4.1 実験条件と解析条件

韓国原子力研究所で行われた LAVA-9 実験⁽²¹⁾ の実験条件を表 3 に示す。実験容器の直径は 0.5m、圧力は 1.7MPa、初期水温 476K である。落下された溶融アルミナ (Al₂O₃) の質量は 30kg である。容器直径と溶融アルミナ質量は ALPHA 実験 IDC001 と同じであるが、圧力が高く、初期水深が深い。

表3 LAVA - 9実験⁽²¹⁾ の実験条件

容器の内径	0.5m
容器の外径(肉厚)	0.55m(0.025m)
デブリ(Al ₂ O ₃)質量	30kg
デブリの高さ	0.113m*
デブリ上端の直径	0.418m*
初期水深(質量)	0.5m(70kg)
初期水温(サブクール度)	476K(24K)
系の圧力	1.7MPa

*デブリの質量と密度から計算

解析条件を表 4 に示す。沸騰熱流束の計算には核沸騰相関式 (18) を使用する。ケース 1 が標準条件であり、ケース 1 ~ 3 では流入水量の影響を評価する。ギャップの計算式 (28) の右辺第 3 項のデブリ収縮計算では、ALPHA 実験解析と同様、 $T_{D,A}$ にデブリ平均温度を使用する。ケース 4 ~ 6 では $T_{D,A}$ にクラスト温

度を使用し，ケース1～3との比較によりデブリ収縮の影響を評価する．ケース7，8では，ギャップ計算式(28)を0.55倍，2倍してギャップの影響を評価する．

表4 LAVA-9実験の解析条件

解析目的	ケース	q_{CS}^*	デブリ収縮**	ギャップ**	
流入水量の影響	1	$C_k=2.1$	デブリ平均温度	1倍	
	2	$C_k=1.2$			
	3	Monde ⁽³⁾			
デブリ収縮の影響	4	$C_k=2.1$	クラスト温度		
	5	$C_k=1.2$			
ギャップの影響	6	Monde ⁽³⁾	クラスト温度		0.55倍
	7	$C_k=2.1$			2倍
	8				

*式(12)～(16)、**式(28)

4.2 流入水量の影響

流入水量(CCFL相関式)の影響を図6に示す．実験では，容器温度は垂直軸0度位置(容器中心軸上)，15度，30度，45度位置で，外表面と外面から13mmで測定されている．15度位置での測定値が公表されており，外面から13mmでの測定値(T2_D, T3_D, T5_D)と計算値を比較する．外面から13mmは中心12.5mmに近い．デブリ上端が57度位置であり，15度位置は29度位置より容器底部に近い．測定位置T2_D, T3_D, T5_Dは周方向に90度ずつ異なる．計算は平均温度であり，測定値の平均 T_{ave} と対応する．MondeらのCHF相関式⁽³⁾は最低温度T3_Dとほぼ一致し，平均温度 T_{ave} を過小評価する．一方，CCFL定数 $C_k=2.1$ は最高温度T5_Dとほぼ一致し，平均温度 T_{ave} を過大評価する．平均温度 T_{ave} を過大評価する原因として，ギャップ計算式(28)のデブリ収縮計算にデブリ平均温度を使用しており，クラストの収縮量とギャップを過小評価している可能性がある．

LAVA-9実験でのデブリ落下量30kgと同じALPHA実験IDC001と比較すると，LAVA-9実験での最高温度T5_DがALPHA実験IDC001での平均温度(図2の容器壁温度を参照)とほぼ一致している．ALPHA実験の水深0.3mより深いLAVA実験の水深0.5mでもデブリが熔融状態で容器下部に到達したと考えられることから，水深が浅く落下中の放熱が少ない

ALPHA実験では固化温度2327Kより高い可能性がある．したがって，デブリ初期温度を高くして計算すると，図2のALPHA実験解析でも容器温度を過大評価する可能性が高い．

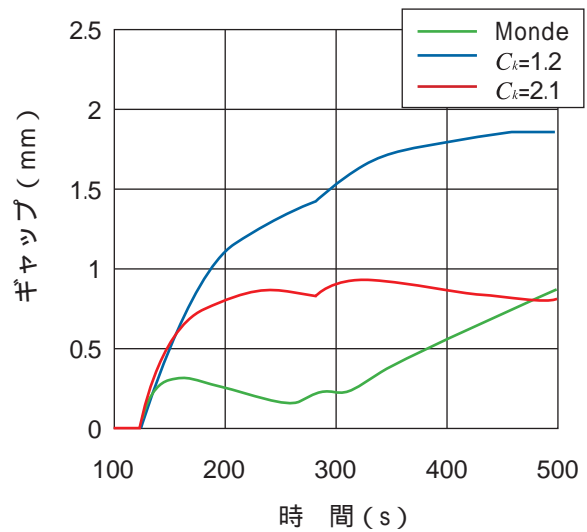
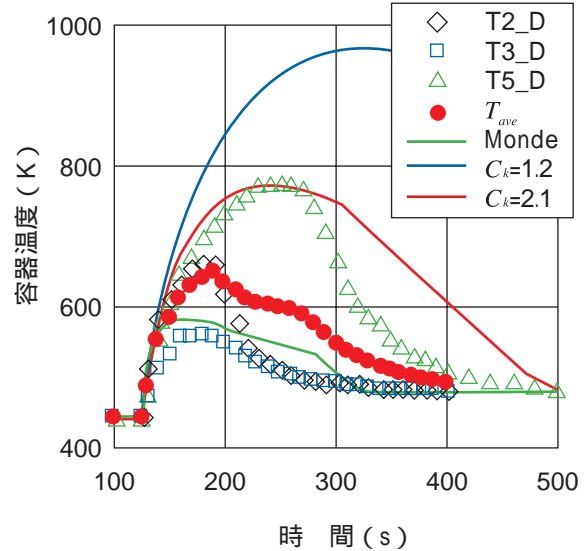


図6 流入水量(CCFL相関式)の影響

4.3 ギャップの影響

図6の計算ではデブリ平均温度を用いて熱収縮を計算しているため，収縮量とギャップ幅を過小評価し，容器温度を過大評価した可能性が高い．そこで，クラスト温度を用いて収縮量とギャップを計算した結果を図7に示す．デブリ平均温度を用いて計算した図6と比較してギャップが増加し，容器温度の計算値が低下している．この結果，CCFL定数 $C_k=2.1$ での計算値は平均温度 T_{ave} とよく一致し， $C_k=2.1$ を用

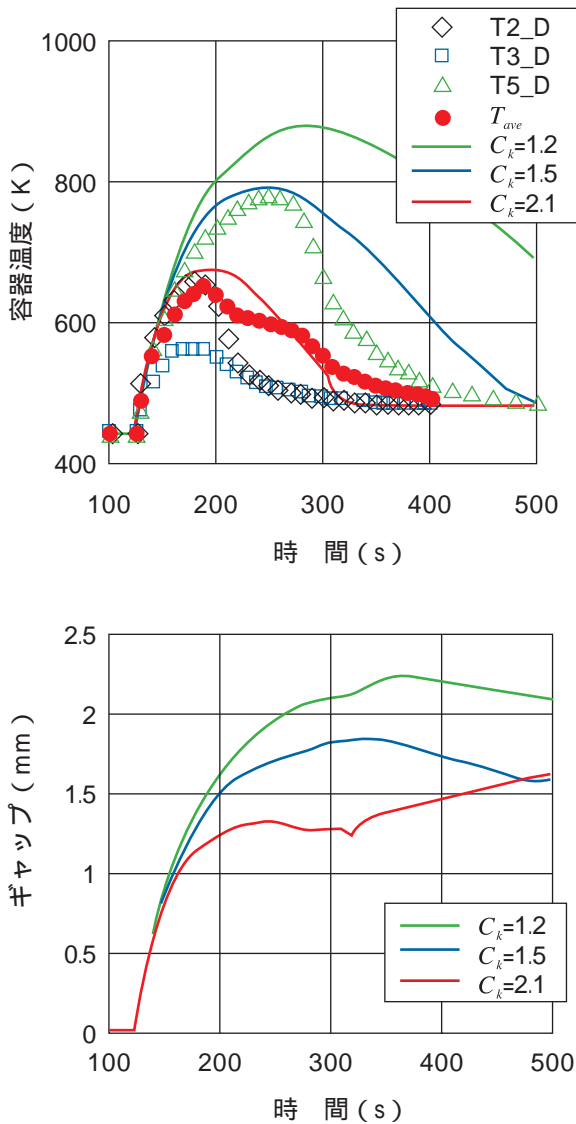


図7 クラスト温度で熱収縮を計算した結果

いるのが妥当であることを示している。 $C_k=1.2$ での計算値は容器温度を大幅に過大評価している。

LAVA-9 実験での容器温度測定値は周方向位置での相違が大きい。周方向ギャップの不均一性がこの原因と考えられるため、ギャップ幅を変更して計算した結果を図8に示す。ギャップ計算式(28)を一定倍して計算したものであり、ギャップ幅は容器温度とクラスト温度の変化に依存するため、ギャップ幅は一定倍率にはなっていない。ギャップ計算式を0.55倍すると最高温度T5_Dとほぼ一致し、2倍すると最低温度T3_Dとほぼ一致している。周方向のギャップ不均一性はCCFLで制限される流入水量を増加する作用があり、LAVA-9実験でALPHA実験より容器温度が低い1要因と考えられる。

LAVA-10 実験終了後のギャップ測定値1~3 mm

に対し、デブリ冷却後のデブリ収縮によるギャップ計算値は3.6 mmであり、ALPHA 実験解析と同様に計算値はギャップ幅を過大評価することになる。式(5)において、CCFLで制限される伝熱量 $q_{CS} A_{CS}$ の内、ギャップ幅と流路断面積 A_{CS} を過大評価することは、熱流束評価式(12)、(14) ($C_k=2.1$)はCCFLで制限される熱流束 q_{CS} を過小評価することを意味する。

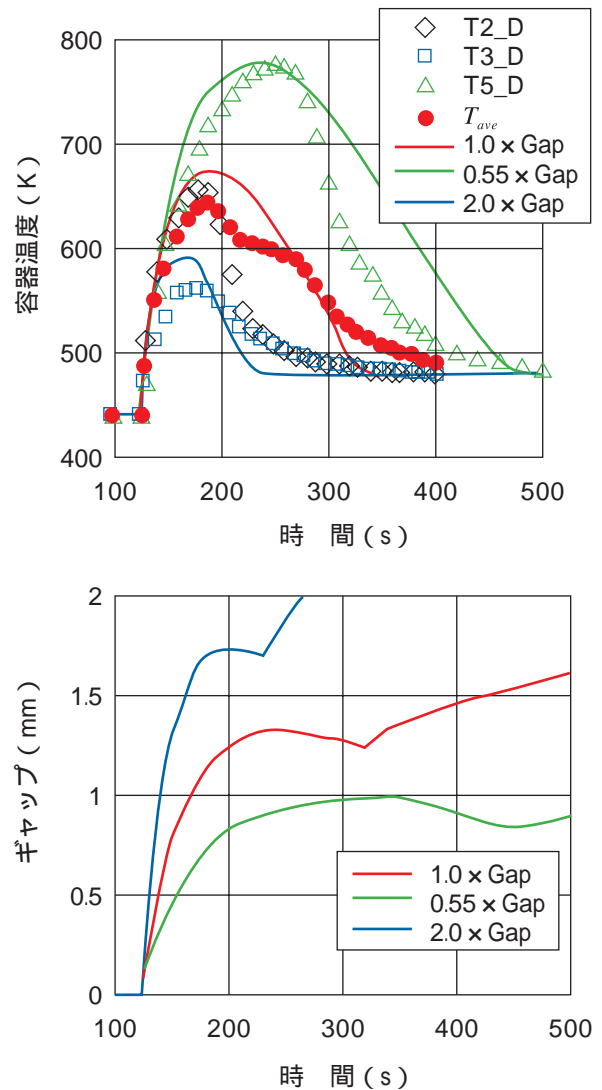


図8 ギャップ幅の影響

5. 実機条件への適用性の考察

ALPHA 実験とLAVA 実験の解析により、容器壁の伝熱量計算式(5)において、CCFLで制限される熱流束 q_{CS} の評価式(12)ではCCFL定数 $C_k=2.1$ を、沸騰熱流束 q_{vB} には核沸騰相関式(18)を用いるのが妥当であることを示した。ここでは、CCFL制限による伝熱

量 q_{CS} 、 A_{CS} と沸騰熱流束 $q_{v,B}$ の相関式の実機条件への適用性について考察する。

5.1 CCFL 制限による伝熱量

CCFL 制限による伝熱量 q_{CS} 、 A_{CS} の計算では、熱流束 q_{CS} の評価式 (12) での CCFL 定数 C_K と、伝熱面積 A_{CS} の計算でのギャップ評価が重要である。

ギャップ計算式 (28) では容器の熱膨張とデブリの熱収縮を考慮した。ALPHA 実験と LAVA 実験の容器内径は 0.5 m であるのに対し、実機 RPV の内径は約 4 m であり、1桁異なる。実験解析ではデブリ収縮量を過大評価している可能性がある。寸法が大きくなるほどクラストに割れや隙間が生じやすくなり収縮量を過大評価することから、実機解析ではデブリの収縮を考慮しない方がよいと考えられる。ALPHA 実験終了後のギャップ 1 ~ 2 mm (平均 1.5 mm)、LAVA 実験終了後のギャップ 1 ~ 3 mm (平均 2 mm) は主としてクラスト表面の凹凸によると考えられ、実機のクラストでも同程度の凹凸が生じると考えられる。したがって、ギャップの初期値を十分に小さくし、RPV 壁の熱膨張によるギャップ増加を計算し、ギャップ最大値を 1.5 ~ 2 mm にするのが現実的と考える。

多くの CHF 実験では CCFL 定数 $C_K=1.2$ であるのに対し、本実験解析では $C_K=2.1$ が適切であった。この相違の原因として、高温の溶融デブリの落下実験では、固化したデブリの上端が丸みを帯びている、ギャップ上端の開口が大きい、ギャップ幅に周方向の不均一性がある、クラスト表面に凹凸があるなどにより、冷却水がギャップに流入しやすくなっていると考えられる。実機条件では、これらの傾向が増大する可能性はあるが、縮小する可能性は少ないため、CCFL 定数 $C_K=2.1$ を用いるのが妥当と考える。

5.2 沸騰熱流束

沸騰熱流束 $q_{v,B}$ の式 (17) は沸騰曲線に対する一般式であり、膜沸騰熱流束 q_{FB} 、遷移沸騰熱流束 q_{TB} 、核沸騰熱流束 q_{NB} の相関式が重要である。ALPHA 実験と LAVA 実験とも最大過熱度が低く遷移沸騰の過熱度以下であるため、膜沸騰と遷移沸騰については検証できなかった。Bromley のプール膜沸騰の式⁽²³⁾は、狭隘流路に対する相関式ではないため、実機条件にも使用できると考えられる。

遷移沸騰熱流束の式 (24) ~ (26) は大気圧実験に基づいており、高圧への適用性を確認する必要がある。特に、式 (24) において、膜沸騰から遷移沸騰に変化する際の過熱度 T_{TB} の圧力依存性の影響が大きい。

T_{TB} は膜沸騰熱流束 q_{FB} と式 (25) による極小熱流束 q_{min} との交点として求まる。高圧になると、Bromley のプール膜沸騰熱流束は増加するが、式 (25) の極小熱流束 q_{min} は蒸気密度に比例して増加し膜沸騰熱流束より増加率が大きい。極小熱流束点での過熱度 T_{TB} は大きく増加する。したがって、極小熱流束 q_{min} の相関式の高圧条件に対する妥当性を検証する必要がある。

実験解析では核沸騰熱流束の相関式 (18) を使用したが、平均熱流束は低過熱度の範囲を除いて CCFL で制限され、核沸騰熱流束は計算結果に影響しなかった。しかし、多次元解析では局所の影響が大きくなり、核沸騰熱流束が制限条件になる場合がある。そこで、核沸騰熱流束相関式の妥当性について検討するため、容器温度が高過熱度の状態で CCFL 制限を解除して計算することにより核沸騰熱流束が冷却率に及ぼす影響を評価する。

局所の核沸騰熱流束が容器壁の冷却率に及ぼす影響を図 9 に示す。測定値は局所温度であり、計算値と測定値 (TV6, T5_D) を直接比較できる。CCFL 制限を解除するまでの解析条件には、ALPHA 実験 IDC001 の計算では表 2 のケース 1 を、LAVA-9 実験の計算では表 4 のケース 7 を使用した。Murase らによる核沸騰熱流束の相関式⁽¹¹⁾には圧力の指数項を含み、高圧条件では熱流束と容器壁の冷却率を過大評価する。

相関式 (18) は、ALPHA 実験 IDC001 と LAVA-9 実験のいずれに対しても熱流束を過大評価し、容器壁の冷却率を過大評価している。これは、片面加熱実験に基づく相関式 (18) を対面が高温の両面加熱状態に適用したことによると考えられる。対面が高温である場合の核沸騰熱流束の相関式 (20) は、ALPHA 実験 IDC001 の計算では熱流束と容器の冷却率を過小評価しているが、LAVA-9 実験の計算では容器の冷却率が測定値とよく一致している。したがって、核沸騰熱流束には相関式 (20) を使用するのが妥当である。相関式 (20) には水力等価直径 (ギャップの 2 倍) を含むが、容器直径の影響は含まないため実機条件に適用しても問題は生じないと考えられる。なお、式 (20) において、低過熱度での熱流束は伝熱量への影響が小さく、高過熱度に対する式 (22) を用いても計算結果には顕著な影響はない。

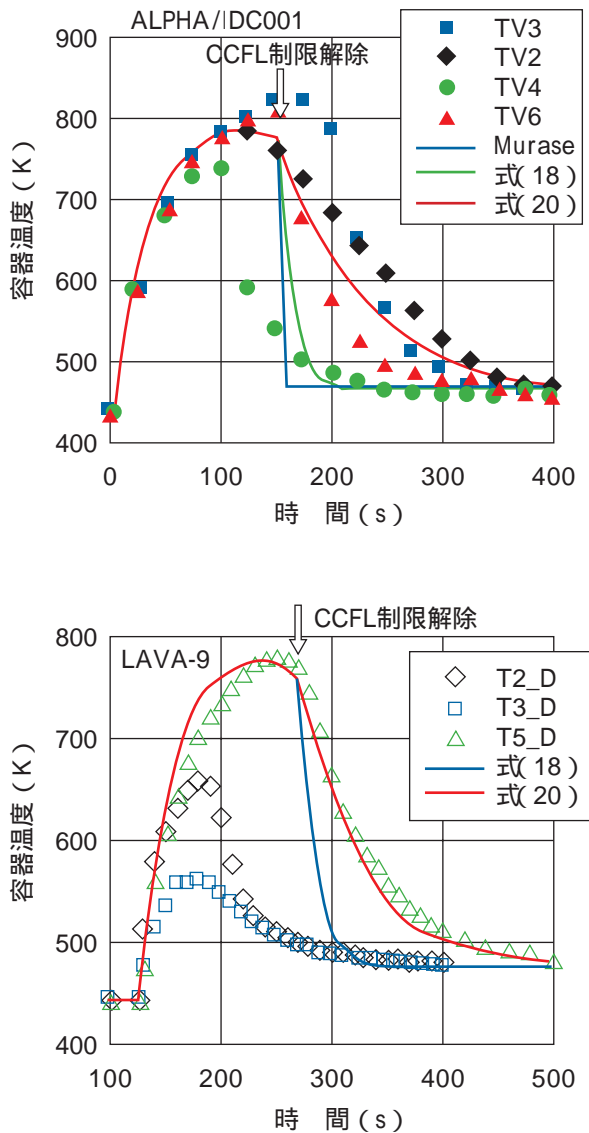


図9 局所の核沸騰熱流束の影響

6. 結論

RPV下部を縮小模擬した容器の高圧水中に高温(2700 K)の溶融アルミナを落下させたALPHA実験⁽¹⁷⁾とLAVA実験^{(20), (21)}の解析を行い、これまでに開発し別報に示すデブリ冷却モデルと伝熱相関式⁽¹⁶⁾を検証し、デブリ冷却モデルと伝熱相関式の実機条件への適用性について考察した。

- (1) 容器の加熱過程では、容器温度の上昇率とピーク温度の計算値は測定値とよく一致し、伝熱モデルの妥当性を確認した。下部クラストから容器への伝熱量は、下部クラスト放熱量とギャップへの流入水の蒸発潜熱(ギャップ熱流束とギャップ面積の積)との差で計算できる。ギャッ

プ熱流束が小さいと容器温度が高くなり熱膨張によりギャップ面積が増加するため、ギャップ熱流束の相関式(12)におけるCCFL定数 C_K は初期の容器温度の上昇率にはあまり影響しない。CCFL定数 C_K は容器のピーク温度に大きな影響を及ぼし、 $C_K=2.1$ を用いるのが妥当である。

- (2) 容器の冷却過程では、冷却率はギャップ熱流束(CCFL定数 C_K)もしくは沸騰熱流束で制限される。容器ピーク温度での過熱度が膜沸騰から遷移沸騰に移行する過熱度より低い場合には、加熱面平均熱流束と冷却率はギャップ熱流束(CCFL定数 C_K)で制限される。多次元解析で局所温度を計算する場合には、局所の冷却率が沸騰熱流束に制限される可能性があり、両面加熱に対する核沸騰熱流束の相関式(20)を使用するのが妥当である。本解析では膜沸騰から遷移沸騰への遷移条件を検証できなかったため、高圧での遷移条件(特に極小熱流束)を明らかにする必要がある。
- (3) 本実験解析と実機条件(TMI-2事故)の主な相違は、実機条件ではRPV内径が1桁大きく、容器のピーク温度が約600K高いことである。実機条件でも、ギャップ熱流束の相関式(12)とCCFL定数 $C_K=2.1$ 、および核沸騰熱流束の相関式(20)は適用できると考えられる。一方、高過熱度では膜沸騰になる可能性があるため、特に高圧での極小熱流束を明らかにする必要がある。

文献

- (1) Henry, R. E., Paik, C. Y. and Plys, M. G., "MAAP4 - Modular Accident Analysis Program for LWR Power Plants", Fauske & Associates, Inc., May 1994.
- (2) Ujita, H. and Hidaka, M., "Model Verification of the Debris Coolability Analysis Module in the Severe Accident Analysis Code 'SAMPSON'", J. Nuclear Science and Technology, 38 [4], pp. 229-241, 2001.
- (3) Monde, M., Kusuda, H. and Uehara, H., "Critical Heat Flux during Natural Convective Boiling in Vertical Rectangular Channels Submerged in Saturated Liquid", Journal of Heat Transfer, Transactions of the ASME, Vol. 104, pp. 300-303, May 1982.
- (4) Fujita, Y., Ohta, H., Uchida, S. and Nishikawa, K.,

- “ Nucleate Boiling Heat Transfer and Critical Heat Flux in Narrow Space between Rectangular Surfaces ” , Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 31, No. 2, pp. 229-239, 1988.
- (5) Chang, Y. and Yao, S., “ Critical Heat Flux of Narrow Vertical Annuli with Closed Bottoms ” , Transactions of ASME, Vol. 105, pp. 192-195, February 1983.
- (6) 小泉安郎, 渡邊剛夫, 大竹浩靖, 安濃田良成, “ 垂直狭隘環状流路内対向気液二相流の限界熱流束 ” , 第36回日本伝熱シンポジウム講演論文集, D221, pp. 375-376, 1999-5.
- (7) Park, R. J., Ha, K. S., Kim, S. B. and Kim, H. D., “ Experimental Study on Critical Power in a Hemispherical Narrow Gap ” , Nuclear Technology, Vol. 140, pp. 266-278, 2002.
- (8) Schmidt, H., Köler, W., Herbst, O. and Krázer, W., “ Experiments on Heat Removal in a Gap between Debris Crust and RPV Wall ” , 1st European-Japanese Two-Phase Flow Group Meeting, 36th European Two-Phase Flow Group Meeting, Portoroz, 1-5 June 1998.
- (9) Tanaka, F., Mishima, K., Kohriyama, T. and Okano, Y., “ Orientation Effects on Critical Heat Flux due to Flooding in Thin Rectangular Channel ” , J. Nuclear Science and Technology, 39 [7], pp. 736-742, 2002.
- (10) Henry, R. E. and Hammersley, R. J., “ Quenching of Metal Surfaces in a Narrow Annular Gap ” , Paper Presented at the 5th International Conference on Simulation Methods in Nuclear Engineering, 1996.
- (11) Murase, M., Kohriyama, T., Kawabe, Y., Yoshida, Y. and Okano, Y., “ Heat Transfer Models in Narrow Gap ” , Proc. of 9th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-9), No.385, Nice, France, April 8-12, 2001.
- (12) 郡山民男, 村瀬道雄, 玉置和彦, “ 狭隘流路における伝熱モデルの開発 ” , INSS Journal, Vol. 8, P206-218 (2001).
- (13) 岡野行光, 郡山民男, 川邊康晴, 吉田至孝, 村瀬道雄, “ 下端を閉塞した狭隘流路における沸騰伝熱と気液対向流挙動 ” , 日本機械学会論文集 (B編), 68巻666号, 論文No. 00-1558, pp. 504-510, 2002.
- (14) Tanaka, F., Juarsa, M., Mishima, K., Murase, M. and Nagae, T., “ Experimental Study on Transient Boiling Heat Transfer in an annulus with a Narrow Gap ” , Proc. of 11th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-11), No. 36177, Tokyo, April 20-23, 2003.
- (15) 岡野行光, 長江尚史, 村瀬道雄, 小泉安郎, 大竹浩靖, 新井学, “ 下端を閉塞した狭隘流路での気液対向流と伝熱特性 ” , 日本機械学会論文集 (B編), (投稿中).
- (16) 長江尚史, 岡野行光, 村瀬道雄, “ 狭隘流路における伝熱モデルの改良 ” , INSS Journal, Vol. 11, p. 267, (2004).
- (17) Maruyama, Y., Yamano, N., Moriyama, K., Park, H. S., Kudo, T., Yang, Y. and Sugimoto, J., “ Experimental study on in-vessel debris coolability in ALPHA program ” , Nuclear Engineering and Design 187, pp. 241-254, 1999.
- (18) Okano, Y., Kohriyama, T., Yoshida, Y. and Murase, M., “ Modeling of debris cooling with annular gap in the lower RPV and verification based on ALPHA experiments, Nuclear Engineering and Design 223, pp. 145-158, 2003.
- (19) Kohriyama, T., Murase, M., Nagae, T., Okano, Y. and Ezzidi, A., “ Validation of Heat Transfer Models in Narrow Gap for RELAP/SCDAPSIM/MOD3.2, Nuclear Technology, (to be published).
- (20) Kim, J. H., Kang, K. H., Park, R. J., Kim, S. B. and Kim, H. D., “ Experimental Study on Inherent In-Vessel Cooling Mechanism during a Severe Accident ” , Proc. of 7th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-7), No. 7085, Tokyo, April 19-23, 1999.
- (21) Kang, K. H., Park, R. J., Kim, J. T., Kim, S. B. and Kim, H. D., Evaluation of the Coolability through the Inherent In-Vessel Gap Cooling in the LAVA Experiments, Proc. of 10th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-10), No. 22230, Arlington, VA, April 14-18, 2002.
- (22) Berenson, P. J., Trans. ASME, Heat Transfer, Vol. 83, p. 351, 1961 (伝熱工学資料, 第4版より).
- (23) Bromley, L. A., “ Heat Transfer in Stable Film Boiling ” , Chemical Engineering Progress, Vol. 46, No. 5, pp. 221-227, 1950 (伝熱工学資料, 第4版より).
- (24) Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill, 1969.