72. LOFT L2-4 テストの再冠水過程解析と FLOOD4 コード

↓
神 永 文 人*

(1978年 9月14日 受理)

Analysis of Reflood Behavior of LOFT L2-4 Test and FLOOD4 Code

By Fumito KAMINAGA

The FLOOD4 code which evaluates reflood behavior during LOCA of PWR is explained and is used to predict LOFT L2-4 test during reflood. The FLOOD4 model has downcomer, lower plenum, core, upper plenum, intact loop and broken loop in PWR, and the code calculates thermal and hydraulic behavior during reflood.

Prediction of the L2-4 test presents the following requirements for revising and modifying the code: (1) To define a change of gap conductance in a nuclear fuel. (2) To investigate heat transfer correlation in dispersed flow and film boiling regime. (3) To consider superheated steam in dispersed flow regime and to replace empirical heat transfer correlations with analytical or semi-analytical ones. (4) To investigate flow resistance in downcomer, lower plenum and core.

KEYWORDS: computer codes, FLOOD4, reflood, loss of coolant accident, PWR type reactors, LOFT, heat transfer, dispersed flow, film boiling, reactor core, gap conductance

I. 緒 言

PWRにおける仮想事故の一つである冷却材喪失事故(LOCA)に関しては、破断後の1次ループからの冷却材流出流量、圧力降下、燃料の挙動、緊急炉心冷却水の実質炉心流入量、再冠水現象、格納容器内の圧力遷移等、研究分野が多岐にわたっている。現在実験研究によりデータを蓄積し、それと並行して解析コードの開発が進められ、コードの信頼性を高める努力がなされている。米国では LOFT(Loss of Fluid Tests) 計画が進行中であり、炉心熱源として核燃料を用いた1次ループを有する大規模実験として各国の注目を浴びている。現在までに核燃料を用いる実験(L2シリーズ)に先立ち発熱のない炉心での実験(L1シリーズ)が終了し、ブローダウンおよびリフィル中における多くの実験結果が得られた。この LOFT 計画は数ヶ国が研究に協力する国際協力研究であるため、各国の LOCA 解析コードを用いての実験解析も盛んで、実験結果との比較検討がなされ、各コードの開発、改良に有益な情報を提供している。

LOCA 時のリフィル過程の後に現れる再冠水過程では燃料が長い時間高乾き度雰囲気中にあるため、燃

料被覆管が許容温度を超える、また被覆管の酸化が許容量以上に進む可能性があり、炉心および燃料の健全性に関する重要な問題となっている。その再冠水現象に関しては、現在までに電気加熱管を模擬燃料として用いた実験が種々行われてきた。例えば1次ループ系を備えた実験としては米国での FLECHT テスト、セミスケールテストがある。これらの実験は炉心内の熱伝達特性、流動特性に関するデータを供給し、種々の解析コード(RELAP4⁽¹⁾, REFLUX⁽²⁾, FLOOD4⁽³⁾等)の開発、改良に用いられた。

本報では、米国で開発された再冠水解析コード FLOOD4 の要点について述べるとともに、本コードを用いて行なった LOFT L2-4テストの再冠水過程の予備解析の結果について報告する。さらに、本コードの問題点、特質点について言及する。

II. FLOOD4 再冠水解析コード

FLOOD4 コードは、PWRの再冠水時の炉心および1次ループをFig. 1に示すように、モデル化した各

* 茨城大学工学部機械工学第二学科(Dept. of Mech. Eng., Faculty of Eng., Ibaraki Univ.)

部分について、その質量、運動量、熱量の釣合いを計算する計算プログラムである。

Fig. 1 System model in FLOOD4 code

流体の流れる方向の次元のみを考慮した1次元コードであり、炉心は燃料の1本と1本当りの流路から成るサブチャンネルの集合で模擬されている。ダウンカマと下部プレナムでは質量、運動量の釣合い、炉心では質量、運動量、熱量の釣合い、上部プレナムおよび1次ループでは質量の釣合いの式から、炉心に流入する冷却水流量、燃料の温度、冷却水の温度、各部の圧力等を計算する。上部プレナム、1次系健全ループに存する蒸気は一つのボリュウムの完全気体として扱われる。本コード内のほとんどの実験式はFLECHTテスト、セミスケール・テストの結果から得られた。

以下に、本コードで用いられている主な関係式の要点について説明する。

1. 質量の釣合い

本コードでは、再冠水の開始時は冷却水の水面は炉心の最下部に達しているという初期条件が仮定されており、下部プレナムは常に冷却水で満たされている。また一般に、再冠水過程では炉心のごく一部を除き液と蒸気は界面をはさんで分離しており、液と蒸気が混合しているバブルフ

Fig. 2 Flow patterns considered in FLOOD4

ローやスラグフローは一般に現れない。本コードでは炉心に生じる流動形態としてFig. 2に示す2つを考慮した。

(1)は、液面がクエンチ点より上方にある場合で、液面からクエンチ点までの燃料は環状の液で囲まれた蒸気膜で覆われている。

(2)は、液面がクエンチ点より下方にある場合で、炉心内で生じる液面振動による液面の降下を考慮した。

冷却水はダウンカマおよび炉心部では、界面を持った液柱となり質量の釣合いは次の式で示される。

ダウンカマ：

$$\int W_s dt = \int W dt + \rho_l H_A A_A - \int W_A dt \quad (1)$$

$$\text{炉心: } \int W dt - \int W_v dt = \rho_l H_c A_c \quad (2)$$

炉心で発生する蒸気は上部プレナムを通して健全ループおよび破断ループに流れる。その質量流量の割合はループの流動抵抗の比から次の式で計算される。

$$\begin{aligned} W_I / (W_I + W_B) \\ = 1 / [1 + \{(R_I + R_{BC}) / R_{BH}\}^{0.5}] \end{aligned} \quad (3)$$

2. 運動量の釣合い

ダウンカマ、下部プレナム、炉心での運動量の釣合いを考える。摩擦損失、形状損失および炉心での蒸気発生を考慮すると、各部において次の式が得られる。

ダウンカマ：

$$\begin{aligned} (P_A - P_{AL} - R_A W | W |) A_A + \rho_l g H_A A_A \\ = \frac{d}{dt} (mV)_A \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \text{下部プレナム: } (P_{AL} - P_{LC} - R_L W | W |) A_L \\ = \frac{d}{dt} (mV)_L \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \text{炉心: } (P_{LC} - P_C - R_C W | W |) A_C - \rho_l g H_C A_C \\ = W_v | W_v | / (\rho_m A_C) \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 ρ_m は平均混合密度で、次式で与えられる。

$$1/\rho_m = 1/\rho_l + X_v(1/\rho_v - 1/\rho_l)$$

また R_A, R_C はダウンカマおよび炉心での圧力損失係数で、次式で定められる。

$$R = f \cdot H / (2A^2 D \rho_l)$$

ここで、 f は管摩擦係数で、次のようにレイノルズ数 Re 関数である。

$$\begin{aligned} f &= 64/Re & Re < 2,500 \\ &= 0.0536 - 2.66 \times 10^{-6} Re & 10^4 \geq Re \geq 2,500 \\ &= 0.03 - 1.25 \times 10^{-7} Re & 10^5 \geq Re > 10^4 \\ &= 0.019 - 5.0 \times 10^{-9} Re & 10^6 \geq Re > 10^5 \\ &= 0.013 & Re > 10^6 \end{aligned}$$

(5)式の R_L はダウンカムから下部プレナム、下部プレナムから炉心へと流路方向が変化するための損失と下部プレナムでの摩擦損失とを合わせた損失係数であり、コード利用者が入力しなくてはならない。

(4)~(6)式から P_{AL}, P_{LC} を消去して整理すると

$$\frac{d}{dt}(IW) + W|W|(R_A + R_L + R_C) + (P_C - P_A) - \rho_i g(H_A - H_C) + W_v|W_v|/(\rho_m A_c^2) = 0 \quad (7)$$

ここで、 $I = H_A/A_A + H_L/A_L + H_C/A_C$

が得られ、初期条件は次に示される。

$$W = W_{EA}/(A_A + A_C) \quad (8)$$

$$W_v = 0 \quad (W_v \text{ は炉心での蒸気発生量}) \quad (9)$$

(7)式を条件(8)と(9)の下で解けば炉心流入流量 W を得る。さらに連続の式(1)、(2)を用いれば炉心およびダウンカム内での水位 H_C, H_A が求められる。

3. 熱量の釣り合い

燃料内の熱伝導式として次式が用いられる。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2(\kappa T)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial(\kappa T)}{\partial r} + Q \quad (10)$$

境界条件としては

$$r=0 \quad \partial T/\partial r=0 \quad (11)$$

$$r=r_{out} \quad \partial T/\partial r=(T-T_i)h/\kappa \quad (12)$$

初期条件としては

$$t=0 \quad T=T(x, r) \quad (13)$$

燃料から流体に伝達される熱流束は燃料内の温度分布を(10)式と条件(11)~(13)の下で解き $q=h(T_w-T_i)$ として求める。ここで、熱伝達率 h は第II-4節で示される値である。冷却水の温度上昇は沸騰が始まる位置より上流では次式より求める。

$$\rho_i c_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{c_i W}{A_c} \cdot \frac{\partial T_i}{\partial x} + q$$

核沸騰領域より下流では水温は飽和温度とした。また蒸気は飽和温度であり過熱は考慮しない。

4. 炉心での熱伝達

本コードでは、被覆管の温度あるいはボイド率に従って熱伝達形式を6つのモードに分類している。Table 1に、モードの定義領域と各モードに対応する熱伝達率とを示す。

Table 1 Heat transfer correlations in FLOOD4 code

Mode	Condition	Heat transfer correlation
1	Forced convection ($T-T_i \leq 5.6 \text{ K}$)	$h=250+8.8(10^3)V^{0.834}$
2	Nucleate boiling ($55.6 \geq T-T_i > 5.6 \text{ K}$)	$h=307(T-T_i)$
3	Transition boiling ($277.8 \geq T-T_i > 55.6 \text{ K}$)	$h=58.5P^{0.56} \exp\{-1.87(10^{-3})P^{0.168}(T-T_i)\}$
4	Film boiling and dispersed flow ($T-T_i > 277.8 \text{ K}$)	$h=0.5P^{0.3} \left(\frac{DH}{D_c}\right)^{0.7} \left(1+\frac{1}{0.5+DZ}\right) + C \frac{T^4-T_i^4}{T-T_i}$ ($\alpha < 0.997$: $C=1.15(10^{-8})$, $\alpha \geq 0.997$: $C=0$)
5	Dispersed flow ($T-T_i > 277.8 \text{ K}$)	$h=8.5$
6	Top quench ($T-T_i \leq 55.6 \text{ K}$) ($T-T_i > 55.6 \text{ K}$)	$h=307(T-T_i)$ $h=58.5P^{0.56} \exp\{-1.87(10^{-3})P^{0.168}(T-T_i)\}$

Mode 1 は、強制対流領域で Sleicher-Rouse⁽⁴⁾ の式で温度が 422 K のときの熱伝達率を用いた。Mode 2 は核沸騰領域であり、セミスケールの実験結果から得られた実験式を用いる。Mode 3 は、遷移沸騰領域であり、Hsu⁽⁵⁾ の示すデータおよび式から得られた伝達式を用いる。Mode 4 は、膜沸騰領域と噴霧流(蒸気単相流含む)領域であり、熱伝達式は FLECHT テストとセミスケール・テストの結果から得た実験式である。Table 1 に示すようにボイド率に従って輻射の影響を考慮した。Mode 5 は、噴霧流域を示すが Mode 4 と違い Fig.

2 に示される流動形式(2)の場合にあたる。Mode 6 は、上部クエンチ領域に相当する。上部クエンチはエントレインメントによって運ばれてきた液滴の再付着、あるいは上部プレナムに注入された非常冷却水が作る落下液膜によって生じる。この領域では核沸騰と遷移沸騰を考慮した。熱伝達式はそれぞれ Mode 2, Mode 3 のそれに等しい。

5. 炉心でのエントレインメントとフォールバック
炉心では沸騰によって生じた蒸気が冷却水の一部をエントレインして上部プレナムに運ぶ。このエントレ

インメントは核沸騰、遷移沸騰、膜沸騰域での燃料の冷却に用いられる冷却水の量を減じるとともに、膜沸騰下流に存する噴霧流域での燃料からの熱伝達量を大きくする効果を持っている。本コードでは次の実験式でそのエントレインメント量を計算する。

$$W_i = 0.05 W_0 (DH/D_0) (413,700/P)^{0.088}$$

上部プレナムにエントレインされた液の一部はループに運ばれ蒸気発生器で蒸発するが、残りは炉心にもどってくる。このもどりを一般に Fall Back と呼んでいるが、この液のもどりによって炉心の熱伝達は良好になるとともに燃料の冷却に利用できる液量が増える結果となる。本コードは Wallis⁽⁶⁾ の関係式から得た次式から炉心にもどってくる液量を計算する。

$$W_f = \frac{-1.67 V_g^{1/2} \left(\frac{\mu_l \rho_l}{g \sigma_l^2} \right)^{1/10} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{1/4} + 1.27}{\left(\frac{\mu_l \rho_l}{g \sigma_l^2} \right)^{1/3} \left(\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_g} \right)^{1/2}}$$

6. ECC 注入量のモデル化

ECC の注入形式としては、冷却水がコールドレグ、下部プレナムおよび上部プレナムから注入される場合を考慮した。コールドレグおよび上部プレナム注入の場合は炉心で発生した蒸気の一部(あるいは全部)が凝縮するが、下部プレナムの場合はその蒸気の凝縮はない。コールドレグ、下部プレナムから注入される冷却水の流量は Fig. 3 に示すようにモデル化され、時刻 0 から t_1 までは高圧、低圧ポンプ、蓄圧系から、 t_1 からは高圧、低圧ポンプからの流量を模擬している。上部プレナムからの注入量は一定値で模擬した。

Fig. 3 ECC injection rate model

7. 下部および上部クエンチの定義

本コードでは Table 1 に示すように被覆管の表面の過熱度が 6~56 K を核沸騰域、56~278 K を遷移沸騰域としている。下部クエンチは遷移沸騰から核沸騰に変る位置であると定義した。上部クエンチは下記の式を満足する最下部の位置であると定義した。この関係

式はセミスケールおよび FLECHT の実験結果から得られた。

$$\alpha(T - T_s)/(T_s - 255) \geq 0.25$$

III. LOFT L2-4 テストと解析条件

LOFT L2 シリーズに用いられる実験装置は 4 ループ PWR の実機の 1/50~1/60 の大きさを持ち、主冷却水配管破断による LOCA を模擬するために設置された。実験装置を Fig. 4 に示す。健全ループには蒸気発生器、循環ポンプおよび加圧器が設置され、破断ループは位置関係と流動抵抗のみを模擬した模擬蒸気発生器と模擬循環ポンプおよび破断を模擬するための急速開放バルブからなっている。実験中破断口から流出する冷却材はサブプレッション・タンクに導かれる。炉心は UO₂ を充填した外径 10.7 mm、長さ 1.68 m の燃料棒 1,300 本と数 10 本の制御棒からなっている。

Fig. 4 Schematic of LOFT major components

L2 シリーズテストは核燃料による炉心発熱を伴う実験で、低温側配管における両端ギロチン破断によって生じる LOCA および低温側配管からの高圧、低圧ポンプと蓄圧注入系からの緊急炉心冷却水の注入を模擬したものである。現在出力等を変化させて計 5 回の実験が予定されている。その中で L2-4 は最大出力の実験である。Table 2 に L2-4 に関する主な実験初期条件を示す。

Table 2 LOFT L2-4 test initial conditions

Initial pressure in operating loop	15.5 MPa
Initial fluid temperature at core outlet	598 K
Initial flow rate in operating loop	242 kg/s
Maximum linear heat generation rate	52.4 kW/m

実験に先立ちその予備解析が現在行われており、ここで報告するものはその一つである。L2-4 テストの

ブローダウン、リフィルおよび再冠水過程の解析は Table 3 に示す手順に従って行われた。

Table 3 Procedure of prediction
for LOFT L2-4 test

- (1) Prediction for system model using RELAP4/MOD5
- (2) Prediction for hot pin model using RELAP4/MOD5
- (3) Prediction of fuel behavior using FRAP-T
- (4) Reflood analysis using FLOOD4

(1)に示す RELAP4 によるシステム解析では、炉心を垂直方向 3 つに分割し、装置を全体で 51 個のボリュームと 58 個のジャンクションによってモデル化した。この計算は主に 1 次ループおよび圧力容器内の流動状態を解析するために行われた。

(2)に示す RELAP4 による Hot Pin 計算は炉心の状態変化を、(1)のシステム計算より詳しく計算するために行われた。最高出力の燃料棒について、[付録]の Fig. A1 に示すように下部プレナムボリューム、上部プレナムボリューム、炉心 12 個のボリュームで炉心付近をモデル化した。上部および下部プレナムの状態(温度、圧力、乾き度)変化は、(1)のシステム計算の結果を用い、炉心での状態変化を破断後から再び計算する。本計算は炉心の流体の状態変化を計算し、次のステップ(3)の計算の境界条件を定めるために行われた。

(3)では FRAP-T⁷⁾を用いて燃料の状態変化を計算する。この計算では Fig. A1 に示す Hot Pin 計算と同じモデルを用いる。(2)の計算結果(流体の温度、圧力、乾き度と燃料棒表面の熱伝達率の変化)を本計算の境界条件として用い、RELAP4 コードでは不充分であった燃料内の挙動を詳しく計算する。

(4)は FLOOD4 コードを用いた再冠水過程解析を示す。RELAP4 と FRAP-T 計算から得られたブローダウン、リフィル過程の解析結果が再冠水解析の初期条件として用いられる。(1)のシステム計算からは流体条件、流動抵抗、緊急炉心冷却系からの注入量、再冠水開始時刻および蓄圧器が空になる時刻。(3)の FRAP-T 計算からは燃料温度とギャップ・コンダクタンスを得る。再冠水中のギャップ・コンダクタンスは一定と仮定し、リフィル終了時に FRAP-T により計算された値を用いる。

IV. 結果と考察

Figs. 5～8 に解析結果の代表例を示す。本解析では

保守的な解析として炉心から上部プレナムに運ばれた液はすべて蒸気発生器内で蒸発する。上部プレナムからの液の Fall Back はないと仮定した。

Fig. 5 は 5 個所での燃料被覆材外表面温度の変化を示す。横軸は再冠水開始後の時刻を示す。再冠水は破断後 38.5 s から始まる。本図から 3 個所(炉心下端から 0.54, 0.62, 0.94 m, また 0.62 m は最高温度位置に当る)で再冠水開始ごく初期では、微量の温度上昇および再冠水中では温度変動があることがわかる。しかし、そのような微小な変化を除けば、被覆管の温度は減少を続けている。また Fig. A3 の FRAP-T 計算による温度変化を見てもリフィル過程での温度上昇は大きくない。この再冠水、リフィル中の温度変化の傾向はいままでの一般的結果、すなわち被覆管の温度(特に最高温度位置での)変化においてリフィル中炉心は高乾き度雰囲気にあるためその温度が上昇し、再冠水が開始されてもその上昇が続き、ターンアラウンドは再冠水中に現れる、に反している。

例えば、電気加熱の模擬燃料を使った LOCA 実験(例、セミスケール S-04-6⁸⁾)の最高出力位置での表面温度はリフィル中上昇し、再冠水が始まっても上昇を続けてターンアラウンドを起すのは約 10 s 経過後である。現在までのところ核燃料を用いた LOCA 実験はないので、ここで示されたターンアラウンドの傾向が正しいか否かの確証はないが、FRAP-T 計算で示されたリフィル中燃料温度がほぼ一定で、再冠水が始まると降下する傾向は燃料中にあるギャップによる影響ではないかと考えられる。つまり熱伝導の悪いギャップによって被覆管の温度変化が電気加熱の模擬燃料に比べて緩慢になるのではないかとと思われる。現在のところ、ギャップのコンダクタンスは未知の部分が多く

Fig. 5 Clad surface temperature at five elevations during reflood

燃料の動特性を解析する上で大きなネックになっている。本解析では第Ⅱ章で述べたように FRAP-T 計算値を再冠水中一定として用いている。Fig. A3 に示すようにブロードダウン中ではその変化が大きい。再冠水中では温度変化はブロードダウン中に比べて緩やかではあるが変化量は同様に大きいゆえ、今後再冠水中でのギャップ・コンダクタンスの変化を詳細に検討する必要があると考えられる。

Fig. 6 は Fig. 5 と同じ位置での熱伝達率の変化を示す。また図の上方には位置 0.62 m での熱伝達モードの変化を示す。熱伝達モードとの比較からわかるように、大きな振動を示している部分ではモードは噴霧流あるいは膜沸騰領域である Mode 4 ないし 5 になっている。この間では熱伝達率は $10 \sim 500 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ であり、その後には生じる遷移および核沸騰領域 (Mode 2, 3) での約 $10,000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ と比べると非常に小さい。

Fig. 6 Surface heat transfer coefficient at five elevations and heat transfer mode at hot spot during reflood

本コードで用いられている熱伝達の関係式は Table 1 に示されるように実験式が多い。実験式の場合、物性値など式内に表面的には考慮されていない因子があり、大きさの違う装置や形状の異なる装置への適用が困難となる場合が生じる欠点がある。適用範囲が広い、あるいは核燃料炉心の場合にも適用可能な解析コードを作るには、実験式を理論あるいは半理論式に置き換えてゆく努力が必要であると考えられる。特に文献(9)によれば、膜沸騰領域の熱伝達は燃料の温度変化に与える影響が大きく重要な値であり、噴霧流のそれは燃料の最高温度に与える影響が大きいので詳細な検討が必要である。本解析では噴霧流域での蒸気は飽和温度であると仮定したが、実験結果が示すようにこの領域では飽和温度以上に過熱されていることが多

い。理論あるいは半理論式を用いるには蒸気の過熱の考慮は不可欠である。なぜならもし考慮しないと燃料からの伝熱量を多く見積るからである。ただし、この蒸気の過熱がどの程度燃料温度に影響を与えるかは明らかでなく今後の課題であると思われる。

Fig. 7 は、下部と上部クエンチ点の位置とダウンカムと炉心内の液位の高さの時間的経過を示す。下部クエンチと炉心内の液位との変化が示すように、下部クエンチより炉心内の液位が低くなる流動パターン (Fig. 2 の(2))はまれにしか現れずほとんどは流動パターン(1)である。上部と下部クエンチ点は炉心下端から約 1 m の位置で合体し、再冠水開始後約 155 s で燃料は完全に水漬けにされる。液位の変化には大きな振動現象が現れており、その振幅は 0.6~0.8 m にも及んでいる。両曲線の位相は完全に逆転しており、炉心、下部プレナム、ダウンカムで形成される U 字型流路によって起る振動であることがわかる。

Fig. 7 Elevations of top and bottom quench fronts and heights of water level in downcomer and core

Fig. 8 は炉心に流入する冷却水の流入速度を示す。非常に大きな振幅を持った振動を示しているが、その振動数は約 0.5 Hz である。この振動数は Figs. 5~7 に示される被覆管表面温度、熱伝達率、炉心およびダウンカム内の液位の変化に現れている振動数に等しい。

Fig. 8 Flooding rate into core

Fig. 6から流体の振動は熱伝達率に大きな影響を与えていることがわかる。Table 1のMode4の熱伝達式に示されるように、炉心内の液位は熱伝達率に影響を与えるパラメータの1つであるので液位を正確に解析する必要がある。炉心への流入量に現れる振動の振動数および振幅は主にダウンカマ、下部プレナム、炉心での流動抵抗に影響を受ける。よって実験結果等と比較して正確な抵抗値を計算する必要があると思われる。

ギャップ・コンダクタンスおよび流動抵抗の影響をFig. 9に示す。実線はFig. 5の $x=0.62$ mでの燃料表面温度と同じであるが、図を見やすくするため変動を取り除いた平均温度を示す。他の3本の曲線も平均化されたものである。破線は炉心入口での流動抵抗を実線の場合に比べ2倍にしたものである。クエンチ時間がかなり早くなることがわかる。これは抵抗の増加のため流量の変動が小さくなり、炉心での実質の冷却水の量が増加して冷却効果が増大したためと考えられる。

Fig. 9 Effect of flow resistance and gap conductance (clad surface temperature at $x=0.62$ m)

1点および2点鎖線は実線と比べギャップ・コンダクタンスを変化させたものであり、長さ方向に一定値を用いた。1点鎖線はFig. A2に示す最小値 $1,500 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を用いた場合、2点鎖線は最大値 $(5,000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K})$ を用いた場合の結果である。コンダクタンスが大きいとクエンチは遅く、小さいと速くなっている。また小さい場合、再冠水初期に大きな温度降下が示されている。両曲線でクエンチ時間の差は約12 sであり、コンダクタンスが被覆管の温度変化に影響を与えることがわかる。FRAP-Tコードによるギャップ・コンダクタンスの解析結果の信頼性は高いとはいえず、ここで考えた範囲から外れる可能性もあり、より信頼

性の高いギャップ・コンダクタンスの変化を知る必要があると考えられる。

V. 結 言

PWRのLOCA現象解明の一環として研究が進められている再冠水現象の解析コードの1つとして、FLOOD4を取り上げその主な内容を解説した。

本報ではLOFT L2-4テストの再冠水過程の予備解析をFLOOD4を用いて行い、今後改良すべき点として以下の結論を得た。

- (1) 被覆管の温度変化に影響を与えるギャップ・コンダクタンスの再冠水中での変化を明らかにする必要がある。
- (2) 熱伝達モデルの再検討の必要がある。特に燃料の温度変化に強い影響を持つ噴霧流と膜沸騰域の熱伝達率を詳しく調べる必要がある。
- (3) 熱伝達式を実験式から理論あるいは半理論式に代える必要がある。
- (4) 噴霧流域での蒸気の過熱を考慮すべきである。
- (5) 炉心に流入する冷却水量に大きな影響を与えるダウンカマ、下部プレナム、炉心での流動抵抗を詳しく調べる必要がある。

〔記 号〕

- A: 流路面積 (m^2), c : 比熱 ($\text{J/kg} \cdot \text{K}$)
 D: 直径 (m), DH: 環状部長さ (m)
 DZ: クエンチ点からの距離 (m)
 H: 水位 (m), h : 熱伝達率 ($\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$)
 m: 質量 (kg), P: 圧力 (N/m^2)
 R: 抵抗係数 ($\text{Ns}^2/\text{kg} \cdot \text{m}^2$), T: 温度 (K)
 t: 時間 (s), V: 流速 (m/s)
 W: 質量流量 (kg/s), α : ボイド率
 κ : 熱伝導率 ($\text{W/m} \cdot \text{K}$), μ : 粘性係数 ($\text{kg/m} \cdot \text{s}$)
 ρ : 密度 (kg/m^3), σ : 表面張力 (N/m)

(添字) A: ダウンカマ

AL: 下部プレナムとダウンカマの間

B: 破断側, BC: 破断低温側

BH: 破断高温側, C: 炉心

E: ECC 注入, f: フォールバック

g: 蒸気, I: 健全側

L: 下部プレナム, l: 液

SP: オーバーフロー, s: 飽和

U: 上部プレナム, w: 燃料被覆管

終りに、FLOOD4コードを使用する際にご助力下

さった EG&G Idaho Inc. の Rex W. Shumway 氏に感謝の意を表する。

— 参考文献 —

- (1) RELAP4/Mod-6, A computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems, CDAP TR 003, (1978).
- (2) KIRCHNER, W.L.: Reflood heat transfer in a light water reactor, NUREG-0106, Vols. I, II, NRC-2-4, (1976).
- (3) BENEDETTI, R.L., et al.: TREE-NUREG-1031, (1977).
- (4) SLEICHER, C.A., ROUSE, M.W.: Int. J. Heat Mass Transfer, 18, 677~683 (1975).
- (5) HSU, Y.Y.: A tentative correlation for the regime of transition boiling and film boiling during reflood, 3rd Water Reactor Safety Information Meeting, U.S.NRC, (1975).
- (6) WALLIS, G.B.: "One-Dimensional Two-Phase Flow", (1969), McGraw-Hill.
- (7) FRAP-T3, A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods, TFBP-TR-194, (1976).
- (8) Experiment data report for Semiscale Mod-1 tests S-04-5 and S-04-6 (vaseline ECC tests), TREE-NUREG-1045, (1977).
- (9) 神永文人, 内田秀雄: 機械論文集, 44[388], 4263(1978).
- (10) WARING, J.P., et al.: WCAP-8431, UC-78a, (1974).

〔付 録〕

Fig.A1に Hot Pin と FRAP-T 計算で用いたモデルを示す。炉心は2~13の12個のボリュームに等分割されている。Fig.A2に, FRAP-T 計算から得られた再冠水開始(リフィル終了)時の被覆管表面温度とギャップ・コンダクタンスの軸方向分布を示す。

Fig.A3に, 破断後の最高出力位置(Fig. A1のボリューム6にある燃料部分に相当する)でのギャップ・コンダクタンスと被覆管温度の変化を示す。本図はギャップ・コンダクタンスと表面温度の変化に関して次のことを示している。

最初ギャップ・コンダクタンスは燃料温度の上昇によるギャップの拡張に従って小さくなる。その後1s付近では温度が被覆管の材質上の限界を越えると, 炉心圧力がギャップガスの圧力より高いため外から押しつぶされてギャップがほとんどなくなり, コンダクタンスは急激に増加する。17s 付近から炉心圧力の減少に伴いギャップが再び開いてくるが, コンダクタンスの値の変化はその後大きくない。表面温度はブローダウン開始後の DNB による急激な温度上昇を経てから約19sで最高温度に達している。しかし, その後は大きな変化を示さない。

Calculation core model for hot pin and FRAP-T runs
Fig. A1

Fig. A2 Axial surface temperature and gap conductance distributions calculated by FRAP-T

Fig. A3 Transients of surface temperature and gap conductance at hot spot during blowdown calculated by FRAP-T