

<論 文>

電氣加熱式 模擬燃料棒 다발에서의 再冠水 熱傳達 研究

鄭 文 基* · 朴 鍾 碩** · 李 永 煥**

(1985年 7月 13日 接受)

A Study of Reflood Heat Transfer in Electrically-Heated Fuel Rod Bundle

Moon Ki Chung, Jong Seuk Park and Young Whan Lee

Key Words: Reflood Heat Transfer(再冠水熱傳達), Rod Bundle(燃料棒다발), Rewetting(再水着) Film Boiling(膜沸騰), REFLUX Code(REFLUX 코드)

Abstract

To predict the fuel clad temperature during the reflooding phase of a LOCA, one may need a knowledge of reflood heat transfer mechanism in a rod bundle. For this purpose reflooding experiments have been carried out with an electrically heated 3×3 rod bundle.

Using the method for the determination of local heat transfer coefficient from the measured wall temperature the parametric effects of coolant flow rate, initial wall temperature, coolant subcooling and heat generation rate on the propagation of rewetting front were investigated. Prediction of the wall temperature histories for these experiments was discussed using REFLUX code with modification of the rewetting temperature correlation. Through this modification, better agreement between experiment and prediction was obtained.

기 호 설 명

C_p : 비열

K : 열전도계수

\dot{q} : 단위부피당 발생된 열량

r : 반경방향좌표

t : 시간

T : 온도

Z : 축방향좌표

ρ : 밀도

1. 序 論

原子力發電所 설계기준사고(design basis accident)인 冷却材喪失事故에 따른 爐心내의 熱水力學 現象은 일반적으로 블로우다운단계, 재충전(refill)단계, 재관수(reflood) 단계로 구분되어진다⁽¹⁾. 非常爐心冷却材가 주입된 후 燃料棒의 온도상승방지는 再冠水段階에서 冷却材의 효율적인 주입 및 爐心내의 再冠水 熱傳達現象에 의해 좌우되므로 과열로 인한 燃料棒의 損傷防止를 위해 爐心내의 熱水力現象을 파악하여 非常爐心冷却系統의 성능을 평가하는 것이 原子爐의 安全性確保

*正會員, 韓國에너지研究所, 熱水力設計室

**正會員, 韓國에너지研究所, 原子力安全센터

를 위하여 매우 중요하다.

LOFT⁽²⁾, CCTF⁽³⁾, PKL⁽⁴⁾, 등과 같은 대규모 실험장치를 통하여 非常爐心冷却系統의 효율성에 대한 實證實驗이 진행되고 있을 뿐만 아니라, 再冠水段階에서 생기는 主要 熱水力現象을 파악하고, 物理的 모델 및 相關式을 개발하기 위하여 소규모 실험을 통한 연구도 진행되어 왔다^(5,6). 또한 이러한 實驗結果를 해석할 수 있는 전산코드를 개발하여 실제 原子爐事故解析에 적용시킬려는 노력이 계속되어 왔다⁽⁷⁾. 그러나 과열된 熱料棒이 냉각되는 과정에서 나타나는 再冠水 熱傳達現象에는 膜沸騰, 遷移沸騰, rewetting 現象, 물방울 분산류막비등(Dispersed flow film boiling), 등이 동시에 존재하므로 그 현상이 복잡하여 아직도 정확한 熱傳達解析이 확립되어 있지 않다. 그러므로 이 분야에는 아직도 많은 實驗資料 및 理論研究가 요망되고 있다.

本 研究에서는 加壓輕水型 原子爐心을 모의하는 3×3 배열로 된 模擬燃料棒다발의 實驗裝置를 이용하여 再冠水過程의 流動特性과 熱傳達特性을 파악하였으며, 再冠水過程중 燃料棒의 溫度舉動을 예측하는 REFLUX 코드를 최근 개발된 研究資料를 토대로 수정하여 本 實驗結果와 비교하였다.

2. 實驗裝置 및 方法

再冠水 熱傳達實驗에서 實驗結果의 정확도를 높이기 위해서는 燃料棒의 溫度舉動을 정확하게 파악하는 것이 필요하다. 本 實驗에서 사용된 電氣加熱式 模擬燃料棒은 총길이 2,740 mm이며, 하부 70 mm와 상부 170 mm를 제외한 2,500 mm의 가열길이를 가진다. 또한 축방향에 따라 출력이 일정하고 最高出力은 2.5 kW이다. 模擬燃料棒의 溫度變化를 측정하기 위하여 熱電對를 부착하는 방법은 燃料棒의 외부표면에 깊이 0.5 mm, 폭 0.5 mm의 홈을 파서 外徑 0.5 mm의 스테인레스강관으로 피복된 알루미늄-크로멜 熱電對를 삽입하여 熱電對 頂點에서 약 25 mm 길이 부분은 은납땜한 후 이 燃料棒을 다시 스테인레스강관속에 삽입하여 압출하는 방법을 취하였다. Fig. 1은 본 실험에 사용된 燃料棒斷面과 熱電對附着方法을 보여주고 있다.

Fig. 2는 3×3 再冠水實驗裝置의 流動圖이다. 본 장치는 크게 試驗部와 冷却材 注入部로 구성되며 交流電源供給裝置와 資料處理裝置가 설치되어 있다. 試驗部는 3×3(9개)의 電氣加熱式 模擬燃料棒다발, spacer-grid, 몸체 및 몸체 전·후면에 장치된 각각 6개의 點

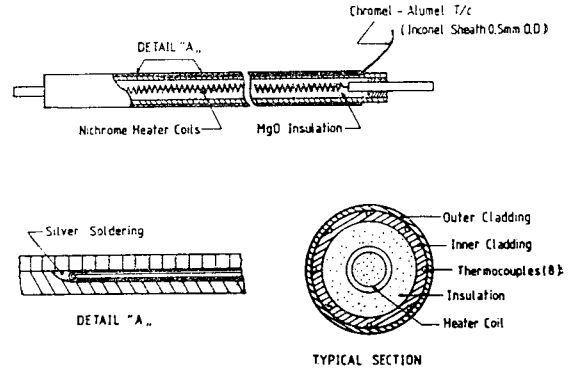


Fig. 1 Cross section of rod and thermocouple attachment

檢窓, 상·하부 플레넘, 試驗部의 압력을 조절하기 위한 蒸氣 catch vessel 등으로 구성되며, 冷却材 注入部는 이온교환기, 冷却材 저장탱크 및 가열기, 주입펌프, 오리피스유량계, 기타 배관 및 밸브로 구성되어 있다.

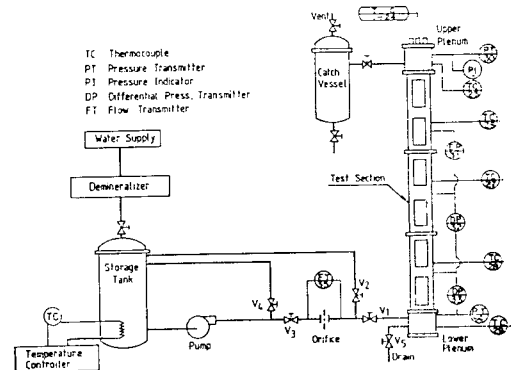


Fig. 2 Schematic flow diagram of 3×3 rod bundle test facility

本 實驗裝置에서는 가능한 한 古里 1號機의 水力直徑에 가깝게 하기 위해 燃料棒사이의 피치 15.4 mm, 유동면적 1,485 mm², 水力直徑이 11 mm가 되게 설계 제작하였다.

模擬燃料棒다발은 사각형 배열로 되어 있으며 총 24개의 熱電對(中央燃料棒에 8개, 나머지 燃料棒에 각각 2~3개)를 燃料棒의 온도변화를 파악하기 위하여 燃料棒의 軸方向 및 圓周方向으로 적절히 배치하였다. 또한 燃料棒 배열의 모양을 유지하고 再冠水過程중 模擬燃料棒의 屈을 방지하기 위해 軸方向 600 mm 간격으로 spacer grid를 설치하였다. 이 燃料棒다발은 상부 플레넘의 덮개판 상부에 고정시켰고, 하부는 再冠水

過程중 熱伸縮으로 인한 燃料봉의 휨을 방지하기 위해 自由段이 되게 하였다.

試驗부의 物體는 模擬燃料棒 다발의 크기, 배열, 水 力直徑 등을 고려하여 50 mm×50 mm의 사각체널, 2,800 mm의 길이로 제작되었고 상·하부 플레넘은 80 mm×80 mm의 사각체널로 제작되었다. 物體 전·후에는 流動路 길이 방향의 총 70%를 肉眼觀察이 가능하도록 vycor 유리로 된 點檢窓이 부착되어 있고, 側面에는 冷却材의 局所溫度를 측정하는 3개의 熱電對가 설치되어 있으며 物體내의 水位를 압력차로 측정하기 위하여 4개의 압력탭이 差壓트랜스듀서에 연결되도록 배관되어 있다. 또한 상부플레넘에는 實驗시 試驗부의 절대압력이 변화하는 과정을 감지하기 위해서 압력트랜스듀서가 장착이 되어 있다.

試驗부에 주입되는 冷却材 流量은 오리피스와 壓力變換器를 이용하여 측정·기록하였다.

模擬燃料棒을 가열시키기 위한 電源은 燃料棒當 최고 2.5 kW로써, 총 22.5 kW이며, 용량 65 kW의 電壓可變變壓器를 설치하여 6개의 電源段子를 3그룹으로 나누어 電源을 공급하였으며, 實驗條件에 따라 燃料棒의 출력을 조절할 수 있도록 되어 있다.

本 實驗의 節次는 다음과 같다.

이온교환기에서 純水(10⁶Ω)를 생산하여 저장탱크에 저장한 후 實驗條件에 맞도록 冷却材 加熱器 및 自動溫度制御裝置로 冷却材의 온도를 設定溫度로 유지시킨다. Fig. 2에 표시된 밸브 V₁을 차단하고 밸브 V₂를 개방하여 주 펌프를 가동시킨 후 유량조절밸브 V₃, V₄를 설정된 유량에 맞도록 고정시킨 후 계속 바이패스시킨다. 模擬燃料棒의 출력을 電壓可變變壓器로 원하는 출력에 맞추고 燃料棒溫度가 設定値에 도달하면 밸브 V₁, V₂를 반대로 개폐시켜 바이패스로 순환되는 冷却材를 試驗部로 주입시키므로써 실험은 시작되며, 이와 동시에 試驗부의 模擬燃料棒 溫度, 差壓, 絕對壓力, 流量은 資料處理裝置인 HP 9825 T에 의해 측정, 기록된다. 試驗部가 완전히 냉각되면 펌프를 차단시키고 밸브 V₅를 개방하여 試驗부의 冷却材를 배수시키므로써 한번의 실험은 끝이 난다. 실험은 大氣壓下에서 수행되었으며 實驗 파라미터로는 初期壁溫, 出力注水速度, 冷却材溫度 등이다. 本 實驗에서는 初期壁溫度 500°C, 出力 0.4 kW/m, 注水速度 6 cm/sec, 冷却材溫度 40°C를 標準値로 선정 한 뒤 각 파라미터를 변경시키면서 반복 수행하였으며, 모든 측정데이터는 HP 9825 T의 테이퍼 테이프에 저장시킨 후 資料分析에 이용하였다.

再水着時間은 冷却材를 주입시킨 후 온도가 급격히 떨어지는, 즉 再水着溫度에 도달하는 시간을 말하며, 再水着速度는 熱電對가 부착되어 있는 지점간의 거리를 그때의 再水着時間으로 나눈 값이다. 이 再水着時間과 再水着速度는 再冠水過程을 파악하는 데 중요한 인자이며 상세한 정의는 參考文獻(8)에 기술되어 있다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 熱傳達係數 計算프로그램

再冠水過程에서 燃料棒의 熱傳達機構를 해석하기 위해 실험에서 측정된 燃料棒의 온도변화곡선으로부터 燃流束 및 熱傳達係數를 구하는 프로그램(HTC 프로그램)을 개발하였다.

非定常狀態의 熱傳導方程式은 원통좌표에서 式(1)과 같다.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K \cdot r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \dot{q} \quad (1)$$

軸方向 熱傳導項을 무시하면

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K \cdot r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \dot{q} \quad (2)$$

燃料棒의 境界條件은 燃料棒의 중앙노드에는 溫度勾配가 없고, 각 경계면의 熱流束은 같다고 가정하며 燃料棒을 반경방향 0.25 mm 간격으로 구분하여 燃料棒內部の 온도분포를 有限差分法으로 구하고, 이로부터 熱流束 및 熱傳達係數를 구하였다.

燃料棒을 구성하고 있는 MgO에 대한 物性値가 계산결과에 영향을 미칠 것으로 예상되어 밀도를 3,200, 2,940, 2,600(kg/m³)으로 각각 취하여 熱傳達係數를 계산해 본 결과 밀도차이로 인한 熱傳達係數의 변화는 약 7%범위에 들어가고 있는 데, 이 정도의 오차는 再

Table 1 Thermal properties of each region in the rod

	Nicrome	MgO	Stainless steel
ρ (kg/m ³)	8,300	2,940	8,026
C_p (KJ/kg°C)	0.55	1.25	0.57
K (W/m°C)	$K=12.62$	$K=25.594$	$K=14.42$
	-0.019 T -5.5×10 ⁻⁶ T	-0.0583 T +3.86×10 ⁻¹⁰ T ²	+0.01 T

冠水熱傳達의 복잡한 특성을 고려한다면 무시할 만하다. 따라서 본 HTC 프로그램에서는 MgO 밀도를 측정치인 2,940 kg/m³ 을 사용하였다. Table 1 은 HTC 프로그램에 사용된 燃料棒材質들의 物性值를 제시하고 있다. 본 HTC 프로그램을 이용하여 再冠水傳達에 미치는 각 因子들의 영향을 평가하였고 HTC 프로그램에 대한 상세한 내용은 참고문헌(9)에 기술되어 있다.

3.2 再冠水前線의 반경방향과 축방향의 영향

本 實驗裝置에서 9개의 模擬燃料棒중에서 중앙에 위치한 燃料棒을 제외하고 나머지 8개 模擬燃料棒은 각각 몸체의 영향을 받을 것으로 생각되어 이에따른 반경방향의 영향을 고찰하였다. 측정된 模擬燃料棒 溫度變動을 보여주는 Fig. 3 을 통하여 燃料棒의 같은 높이에서는 반경방향으로 위치가 달라도 再水着時間이 거의 같음, 즉 豫冷地帶의 溫度勾配와 再水着時間이 거의 같음을 알 수 있다. 이는 Catch Vessel의 설치로 상부플레넘의 압력상승이 낮아 冷却材流動이 반경방향으로 거의 일정하여 再水着前線이 균일하게 상승하고 있는 것으로 생각된다.

따라서 再水着速度는 일정하다고 보고 중앙에 위치한 燃料棒을 기준으로 각 파라미터에 따른 영향을 검토하였다. 즉 3×3 燃料棒實驗裝置에 의해서도 몸체의 영향이 크지 않으므로 실제 原子爐心の 燃料棒을 모의할 수 있음을 의미한다.

再冠水過程時 燃料棒의 축방향에 따라 여러가지 流動樣式 및 熱傳達領域이 존재한다는 것을 點檢窓을 통하여 관찰하였고, 또한 再水着前線이 上部로 진행됨에 따라 임의의 한점에서 볼 때 熱傳達領域의 遷移過程은 같으나, 그過程의 특성은 축방향에 따라 다소 다르다는 것을 각각 높이 450 mm, 950 mm, 1,400 mm, 1,850 mm에서의 熱傳達係數의 변화를 나타내고 있는 Fig. 4

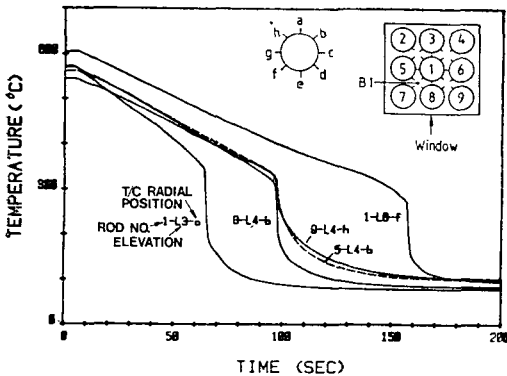


Fig. 3 Typical temperature histories 3×3 rod bundle test(Run No. 902)

를 통하여 알 수 있다. 冷却材 注入후 初期에 熱傳達係數가 낮게 나타나는 것은 주로 과열된 蒸氣에 의해 열이 전달되므로 熱傳達率이 낮기 때문이며, 熱傳達係數가 급격히 증가하는 것은 蒸氣領域에서 膜沸騰領域으로 변했기 때문이다. 또한 燃料棒 下部에서는 再水着이 빨리되어 膜沸騰 熱傳達係數가 燃料棒 上部보다 더 큰 값을 갖는데, 이는 燃料棒 下部의 冷却材 亞冷却度가 커서 熱傳達係數가 커지며 上部로 갈수록亞冷却度가 떨어져 熱傳達係數가 낮아지는 것으로 생각된다.

Fig. 5는 축방향과 冷却材溫度를 기준으로 再水着時間을 도기한 것인데, 각각의 冷却材溫度에서 再水着時間은 축방향으로 거의 일정하게 증가함을 알 수 있다. 이는 再水着速度가 축방향에 따라 일정함을 뜻한다.

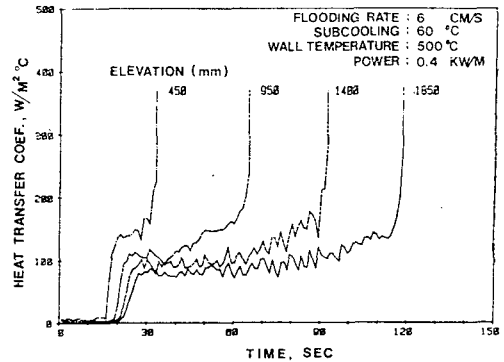


Fig. 4 Heat transfer coefficients at several axial elevations

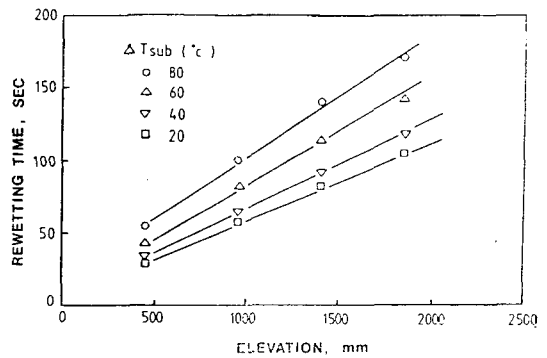


Fig. 5 Rewetting time versus axial elevation

3.3 再冠水現象에 대한 影響因子

일반적으로 注水速度의 증가는 再水着速度를 증가시키는 것으로 알려져 있으며, 이는 單一管實驗⁽³⁾, FLE CHT⁽¹⁰⁾, Semiscale⁽¹¹⁾, 등의 실험에서도 같은 경향을

보이고 있다. 그러나 注水速度가 증가하여 再水着速度를 증가시키는 원인에 대해서는 아직도 명확히 밝혀져 있지 않다.

本 實驗에서는 이러한 영향을 조사하기 위하여 注入流量을 변경하여 再水着時間과의 관계를 고찰하였다. Fig. 6은 標準度驗條件중 注水速度에 따른 각 높이에서의 再水着時間變化를 보여주고 있다. 전반적으로 注水速度가 증가할수록 再水着時間이 감소하는 경향으로 나타나고 있으며 注水速度가 12 cm/sec의 범위까지는 再水着時間이 급격히 감소하지만 그 이상의 범위에는 완만히 감소하고 있다.

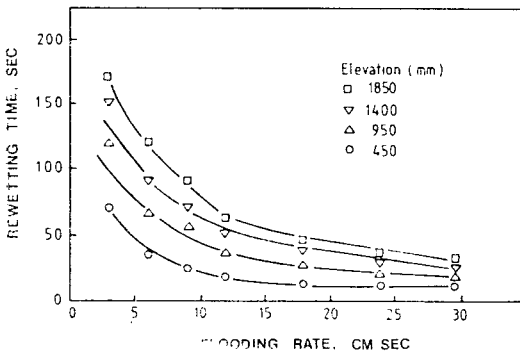


Fig. 6 Effects of flooding rate on rewetting time

豫冷却地域의 熱流束은 注水速度가 증가할수록 높는데 이것은 豫冷却地域에서 再水着에 기여하지 못한 剩餘冷却材의 量이 注水速度가 증가할수록 많아져서 再水着前線 下流의 冷却材 亞冷却度가 커지기 때문에 豫冷却效果가 증가하는 것으로 생각할 수 있다. 注水速度에 따른 熱傳達係數의 變化를 보여주는 Fig. 7에서 局所 熱傳達係數는 注水速度가 증가할수록 증가하며, 豫冷却地域의 平均 傳達係數도 커짐을 볼 수 있다. 또한 再水着地域의 被覆材에서 심한 溫度勾配로 인해 軸 방향의 熱傳導가 증가하여 再水着前線 下流에서 被覆材의 冷却析果가 증가하는 것은 再水着速度를 증가시키는 요인이 된다.

本 實驗에서는 燃料棒出力이 변하여도 燃料棒, 下部의 再水着時間에 큰 변화가 없으나 上部로 갈수록 出力이 증가함에 따라 再水着時間이 다소 길어지고 있음을 알았다. 이것은 出力이 높을수록 再水着前線 上流의 熱流束이 커지기 때문에 冷却材가 上部로 갈수록 冷却材의 亞冷却度가 작아져 再水着地域의 熱傳達을 감소시키기 때문에 再水着時間이 길어진다고 생각할 수 있다.

初期壁溫도와 燃料棒 높이에 따른 再水着時間의 변

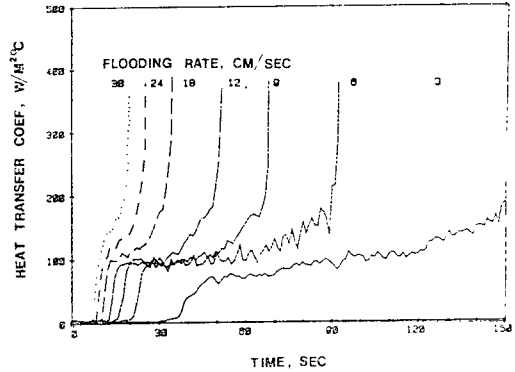


Fig. 7 Heat transfer coefficient as a function of flooding rate at 1,400 mm elevation

화를 조사한 결과, 燃料棒 下部에서는 初期壁溫도의 증가에 따라 再水着時間의 증가율은 작으나 상부로 갈수록 再水着時間의 증가율이 커지고 있는데, 初期壁溫도가 낮을수록 再水着前線 下流部의 壁溫도는 再水着溫度로 빨리 떨어져 再水着前線이 빠르게 진행된다고 볼 수 있다.

일반적으로 冷却材의 亞冷却度가 낮을수록 再水着時間이 길어진다는 사실은 單一管實驗에 의해 알려져 있으나, 아직도 그 원인은 밝혀져 있지 않다. 本 實驗에서는 亞冷却度가 증가함에 따라 전반적으로 再水着時間은 감소하고 있음을 Fig. 8을 통하여 알 수 있는데, 이러한 경향을 분석하기 위해 豫冷却地域의 熱流束 및 熱傳達係數 變化를 고찰하였다. Fig. 9를 통하여 初期 豫冷却地域에서는 熱流束이 거의 같으나, 再水着되기 직전에는 熱流束差가 크고 있음을 알 수 있다. 豫冷却地域의 平均熱流束은 亞冷却度가 80°C에서 약 $4.5 \times 10^4 \text{ w/m}^2$ 이고, 20°C에서 약 $3.5 \times 10^4 \text{ w/m}^2$ 이다. 따라서 再水着前線 직전에 豫冷却는 亞冷却度가 클 때 그 효과가 커지므로 再水着前線 上部의 壁溫도가 더 빨리 떨어져 再水着速度가 빨라진다고 생각된다. 亞冷却度의 증가는 遷移沸騰領域의 熱流束을 증가시키므로 再水着地域의 軸方向 熱傳導 증가에도 기여하게 된다.

Fig. 10은 再冠水時 燃料棒을 완전히 냉각시키는 데 필요한 冷却材量의 變化를 정성적으로 분석하기 위하여 中央燃料棒 1,850 mm 높이에 부착된 熱電對 지점이 再水着될 때까지 주입된 冷却材量을 각 파라미터의 변화에 대해 표시한 것이다. 冷却材量은 燃料棒 出力과 初期壁溫도의 증가에 따라 증가하는 경향을 보이고 있고 亞冷却度에 따라 감소하는 경향을 나타내고 있다.

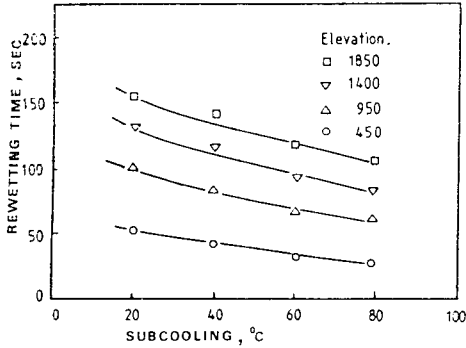


Fig. 8 Effects of subcooling on rewetting time

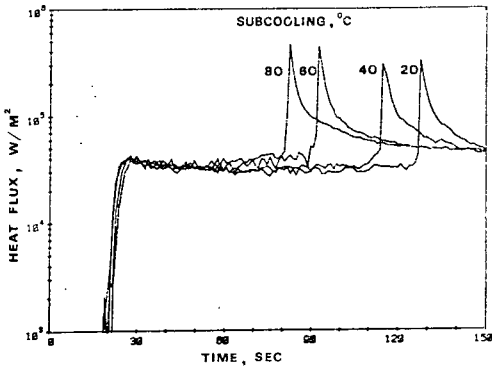


Fig. 9 Heat flux as a function of subcooling

그러나 注水速度에 따른 冷却材量의 변화는 注水速度가 증가함에 따라 대체로 증가하나 注水速度가 12 cm/sec 이상에서는 거의 일정하게 나타나고 있다. 이는 Fig. 6의 注水速度和 再水着時間의 관계에서 나타난 것과 같이 12 cm/sec 이하의 注水速度에서는 再水着時間이 급격히 감소하나 그 이상에서는 실제로 注入된 冷却材는 燃料棒 冷却에 크게 기여하지 못한 채 剩餘 冷却材로서 carryover 되어버리기 때문에 再水着時間

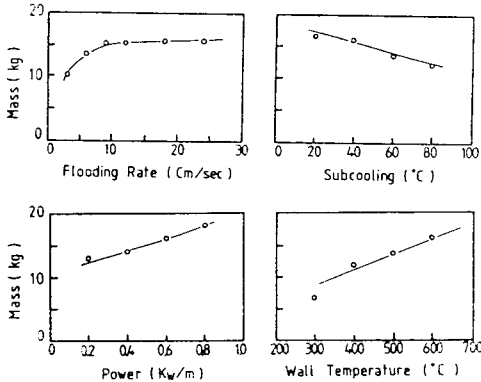


Fig. 10 Effects of experimental parameter on coolant mass

의 감소율이 작아져 冷却材를 많이 주입시켰다고 冷却 효과가 계속 증가되는 것이 아님을 알 수 있다. 이러한 실험결과는 再冠水過程에서 爐心冷却效果에 미치는 影響因자의 민감도분석 뿐만아니라 실제 原子爐의 非常爐心冷却材의 量을 정하는 근거가 될 수 있다.

3.4 再冠水熱傳達 特性

Fig. 11은 再冠水實驗時 模擬燃料棒 表面의 한점에서의 表面過熱度에 대한 熱傳達係數의 變化를 나타낸 것으로 再冠水 流動樣式에 따라 몇가지의 熱傳達領域으로 구분된다. 再冠水 初期의 蒸氣對流에 의해 熱傳達이 이루어지는 영역, 즉 蒸氣強制對流熱傳達領域에서의 熱傳達係數는 0~90 w/m²·°C 범위의 값을 가진다. 실험초기에는 증기가 정체되어 있으나 再冠水가 시작되어 증기가 발생함에 따라 증기속도가 증가되어 強制對流의 영향이 커지기 때문에 熱傳達係數가 커진다. 膜沸騰熱傳達領域에서는 燃料棒 表面의 온도가 떨어짐에 따라 다소 증가하고 있으며 100~150 w/m²·°C 범위의 값을 가진다. 遷移沸騰領域에서는 冷却材가 燃料棒 表面과 부분 접촉이 시작되므로 熱傳達係數가 급격히 증가하고 있으며, 燃料棒表面의 온도에 따라 150~10,000 w/m²·°C 범위의 값을 가진다. 再水着이 이루어진 후에 나타나는 核沸騰領域에서는 熱傳達係數가 다시 감소하는 것으로 나타나 있다.

Fig. 12는 주어진 조건하에서 同一燃料棒에 대해 각기 다른 높이에서 측정된 실험결과로부터 구해진 熱傳達係數와 燃料棒過熱度의 관계를 보여주고 있다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이 위치가 높은 곳일수록 膜沸騰熱傳達係數가 낮게 나타나 있는 데, 이는 앞서 언급한 바와같이 下流側으로 갈수록 亞冷却度가 낮아지기 때문이다.

또한 이 그림에서는 膜沸騰熱傳達係數를 구하기 위

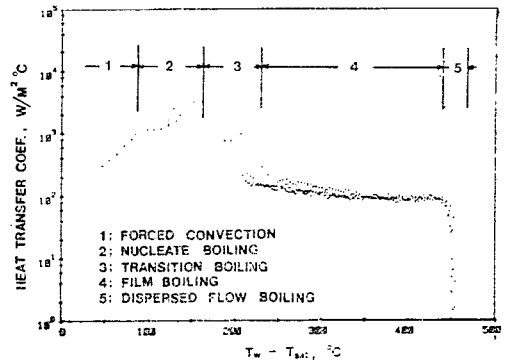


Fig. 11 Typical plot of heat transfer coefficient vs wall superheat

해 개발된 Bromley 相關式⁽¹²⁾으로 계산한 값과 비교하여 보여주고 있는데, 전체적인 경향은 유사하지만 再冠水過程의 경우와 같은 파도 상태의 膜沸騰熱傳達係數를 제대로 계산하기 위해서는 Bromley 相關式에서 고려되지 않고 있는 注水速度, 亞冷却度, 燃料봉 높이 등을 고려한 相關式이 개발되어야 한다는 것을 알았다.

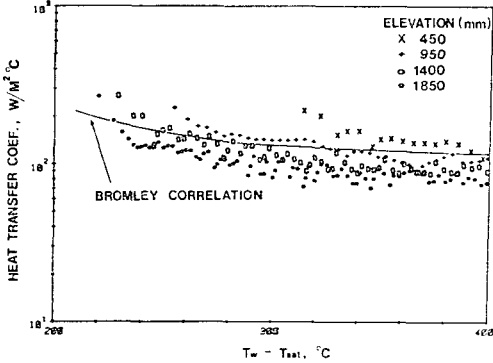


Fig. 12 Comparison between measured and calculated heat transfer coefficient by Bromley's correlation in film boiling regime

3.5 燃料棒 溫度舉動 解析

再冠水過程에서 燃料棒의 溫度舉動을 해석하기 위하여 개발된 전산코드로는 REFLOOD⁽¹³⁾, UCFLOOD⁽¹⁴⁾, WREFLOOD⁽¹⁵⁾, REFLUX⁽¹⁶⁾ 등이 있다.

再冠水過程에서는 2相流動으로 인하여 여러가지 熱傳達 및 流動樣式이 존재하는 데, 대부분의 코드에서는 적절한 파라미터를 선정하여 流動樣式을 구분하고자 流動樣式에서 적절한 熱傳達係數相關式과 流動現象을 고려하기 위한 實驗相關式을 사용하여 再冠水現象을 해석한다.

本 論文에서는 REFLUX 코드를 사용하여 실험결과를 해석하였다. REFLUX 코드의 기본개념은 燃料棒集合體의 流路를 單一流路로 단순화시킨, 소위 副水路解析方法으로 유동장에 대한 保存方程式과 燃料棒내부의 熱傳導方程式을 풀어서 燃料棒溫度變化를 계산하게 된다. 2相流動에서 運動方程式은 drift flux 모델을 이용하였고, 熱的非平衡狀態를 平衡狀態로 가정하였으며, 熱傳導方程式은 축방향을 무시한 반경방향 1차원모델이다. 각 方程式, 파라미터, 그리고 實驗相關式 등에 관한 상세한 내용은 참고문헌(16)에 기술되어 있다. 再冠水熱傳達을 해석하는 데 가장 중요시 되는 파라미터는 熱傳達係數가 작은 膜沸騰領域과 熱傳達係數가 큰 遷移沸騰領域을 구분해 주는 再水着溫度이다.

REFLUX 코드에서는 Henry의 再水着溫度相關式이 이용되고 있으나 이 相關式에는 燃料棒 表面과 冷却材 熱의 物性值 및 온도의 영향만이 고려되고 있다. 注水速度에 따른 再水着溫度의 變化를 보여주고 있는 Fig. 13에서 注水速度가 증가하면 再水着溫度가 증가하고 있음을 알 수 있는데, Henry 相關式에는 注水速度의 영향이 고려되어 있지 않다. Chung 등⁽¹⁷⁾은 單一管實驗을 통하여 再水着溫度에 영향을 미치는 注水速度 등 대부분의 因子를 고려한 相關式을 개발하였는데, 이 相關式이 Henry 相關式 대신 사용되도록 REFLUX 코드를 수정하여 본 실험에서 측정된 燃料棒溫度舉動을 해석하였다. Fig. 14는 標準條件에서 中央燃料棒의 표면온도를 해석한 결과의 한 예를 보여주고 있는데 수정된 REFLUX 코드가 비교적 실험결과에 잘 부합되고 있음을 알 수 있다. 그러나 再水着時間의 예측은 제대로 되고 있는 반면에 豫冷却領域에서의 온도는 실험치보다 높게 예측되고 있는데, 이는 豫冷却領域의 물방울 分散流膜沸騰에 관한해석모델이 제대로 정립되어 있지 않는 탓이라고 볼 수 있다. 왜냐하면 물방울 分散流膜沸騰에서 유동상태는 蒸氣流動속에 물방울이 공존하는 상태이고 이때 열전달은 연료봉→증기→물방울

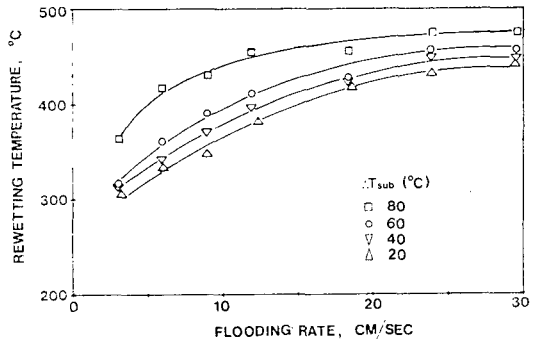


Fig. 13 Effects of subcooling and flooding rate on rewetting temperature

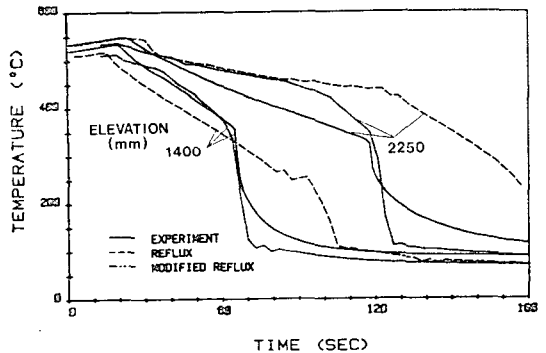


Fig. 14 Comparison between measured and predicted temperature Histories for center rod

을, 또는 연료봉→물방울의 순서로 일어나는 데 蒸氣는 過熱狀態로 물방울은 亞冷却狀態인 熱的 非平衡狀態가 나타나게 된다. REFLUX 코드에서 사용한 해석방법은 熱的 非平衡狀態를 고려하지 않는 drift-flux 모델이며 물방울이 蒸氣流動속에 빨려들어가는 현상인 Carryover 에 대한 기준도 확립되어 있지 않기 때문이다. 따라서 再冠水過程의 熱水力學的 現象을 해석하기 위해 이 분야에 많은 연구가 필요하다.

4. 結 論

非常爐心冷却系統의 성능을 평가하기 위한 연구의 일환으로 冷却材喪失事故時 爐心の 再冠水現象을 3×3 燃料棒다발로 爐心을 모의한 실험을 통하여 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 再水着時間에 미치는 影響因子分析을 통하여 初期壁溫도와 燃料棒出力의 증가는 再水着時間을 증가시키고 注水速度와 冷却材 亞冷却度の 증가는 再水着時間을 감소시킨다.
- (2) 注水速度가 12 cm/sec 이하에서는 注水速度가 증가할수록 再水着時間이 감소되지만, 그 이상에서는 注水速度의 영향이 작아진다.
- (3) 같은 실험조건인 경우, 모든 燃料棒의 溫度舉動은 같으며, 반경방향으로 위치가 다른 燃料棒에서도 再水着前線은 같은 높이로 일정하게 전진하므로 1次元解析이 가능하다.
- (4) REFLUX 코드를 수정하여 燃料棒 溫度舉動을 예측한 결과 수정하기 전보다 양호하다. 그러나 REFLUX 코드에서 고려하지 않은 再水着前線부근에서의 軸方向 熱傳達導를 고려한다면 보다 나은 결과를 얻을 것으로 예상된다.

References

- (1) 鄭文基, “冷却材喪失事故의 熱水力學的 研究動向”, 大韓機械學會誌, 第20卷, 第5號 pp.400~409, 1980
- (2) D.L. Reeder, “LOFT System and Test Description”, NUREG/CR-0247, July 1978
- (3) Y. Murao, et al, Experimental Study of System Behavior during Reflood Phase of PWR-LOCA Using CCTF, J. Nucl. Sci. Tech., 19(9), pp. 705~719, 1982
- (4) D. Hein and F. Winkler, “A Synopsis of PKL Small Break Tests”, Presented at 8th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gattysburg USA, Oct. 1980
- (5) M.E. Swan and M.W. Carbon, “A Review of Spray-Cooling and Bottom-Flooding Work for LWR Cores”, Nucl. Eng. Des. 32, 1975
- (6) M.K. Chung, et al., “Reflood Experiments with Horizontal and Vertical Flow Channels”, J. Korean Nucl. Soc., Vol.12, No.3, 1980
- (7) Y. Murao, et al, “Reflood Code Development Work in JAERI”, Presented at 11th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Oct. 1983
- (8) 鄭文基, 李永煥, “下部注入에 의한 加熱管의 再水着 現象에 관한 研究”, 大韓機械學會論文集, 第8卷, 第1號, pp.48~56, 1984
- (9) 李永煥 등, “原子爐心の 熱水力學相 過渡現象연구”, KAERL/RR-420/83, 1984
- (10) J.P. Waring, et al., “PWR FLECHT-SET B1 Evaluation Report”, WCAP 8583, Aug. 1975
- (11) A.C. Peterson, et al., “Thermal Hydraulic Response of the Semiscale Mod-1 Core During Forced Feed Reflood Tests”, TREE-NUREG-1001, Jan. 1977
- (12) L.A. Bromley, “Heat Transfer in Stable Film Boiling”, Chem. Engng. Progress, Vol. 46, No. 5, pp. 221~227, 1950
- (13) B.E. Bingham and K.C. Shieh, “REFLOOD-Description of Model for Multinode Core Reflood Analysis”, BAW-10093, July 1974
- (14) L. Arrieta and G. Yadigaloglu, “Analytical Model for Bottom Reflooding Heat Transfer in LWR”, EPRI-NP-756, Aug. 1978
- (15) G. Collier, et al., “Calculational Model for Core Reflooding After a Loss of Coolant Accident(WREFLOOD Code)”, WCAP-8171, June 1974
- (16) W.L. Kirchner, “Reflood Heat Transfer in a Light Water Reactor”, NUREG-0106, Jan. 1976
- (17) M.K. Chung, et al., “Experimental Study on Reflood Phenomena by KAERI”, Presented at First Light Water Reactor Safety Research Workshop on Thermal-Hydraulics, Tokyo, Japan, March 1984