2003 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

소듐 냉각재 자연순환 폐쇄회로 과도기 계산 모델 개발

Development of a Transient Calculation Model for a Closed Sodium Coolant Circuit

장원표, 하귀석, 정해용, 허 선, 이용범

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

자연순환 회로는 피동적 특성 때문에 안전계통의 신뢰성 증대를 위하여 특히 액체금속로에서 다양하게 이용된다. 최근 국내에서 신개념으로 개발되는 액금로는 용량의 격상에 따라 소듐 자연순환 폐쇄회로, 즉 PDRC 가 기존 PVCS 외에 추가로 설치된다. 그러나 국내에서 현존 액금로 관련 해석코드로는 적용범위의 한계 때문에 PDRC 와 같은 자연순환 폐쇄회로를 해석하기에는 제한이 따른다.

이 점을 보완하기 위해 본 연구는 시작되었으며, 여기서 개발된 계산모델은 계통분석코드 SSC-K 에 연결되어 사고 시 신개념의 냉각능력을 평가하는데 사용될 것이다. 이 모델은 냉각재가 액체금속인 점을 감안하여 냉각재를 비압축성 액체로 가정했기 때문에, 결과적으로 한 개의 회로 내에는 하나의 유량만이 존재한다. 따라서 경수로 모델과 비교할 때 계산모델이 크게 단순화되었다. 본 연구에서 개발된 열수력 모델은 향후 다른 액금로의 계통분석 코드 개발, 혹은 열수력 부품모델 개발에 유용하게 응용될 수 있기 때문에, 국내 액금로 계통분석 전산체제 구축에도 또한 일조할 것으로 기대된다.

Abstract

A natural circulation loop has usually been adopted for a Liquid Metal Reactor (LMR) because of its high reliability. Uprating of the current KALIMER capacity requires an additional PDRC to the existing PVCS to remove its decay heat under an accident. As the system analysis code currently used for LMR in Korea does not feature a stand alone capability to simulate a closed natural circulation loop, it is not eligible to simulate PDRC.

To supplement its limitation, a calculation model for PDRC has been developed in the present study. The developed model will then be coupled with the system analysis code SSC-K to assess a long term cooling for the new conceptual design. The incompressibility assumption of sodium which allows

the circuit to be modeled with a single flow, makes the model greatly simplified comparing with that for LWR. Some thermal-hydraulic component models yielded from this work can be effectively applied to other LMR analysis codes, and thus the present development may contribute to establishment of a code system for the LMR analysis.

1. 서론

한국원자력 연구소에서 개념설계된 150 MW(e), 소듐냉각 액체금속로인 KALIMER 는 고유 안전성과 함께 노심 과열이 예상되는 사고 시 노심잔열을 제거하기 위해 원자로 용기 외부 벽면을 대기의 공기 자연순환으로 피동 냉각되도록 설계되었다.[1] 그러나 이 설계는 열출력이 1,000 MWt 용량 이하의 원자로에만 적용 가능한 개념이다. 최근의 원자력 환경이 여러 이유로 대용량의 원자로를 선호하는 추세에 맞추어 KALIMER 용량을 600 MW(e)로 격상하기 위한 개념을 구상하게 되었다. 용량을 격상함에 따라 기존의 피동잔열제거 계통인 PVCS(Passive Vessel Cooling System) 만으로는 노심 잔열제거가 충분하지 못하므로, 풀 직접 냉각방식인 PDRC(Passive Decay heat Removal Circuit)의 추가 필요성이 제기되었다. 이 방식은 1,000 MWt 이상의 대용량 풀형 원자로에 주로 사용되는 데, 대표적인 원자로는 불란서의 Super Phenix(SPX)와 EFR(European Fast Reactor) 등이 있다. 그림 1 은 이 계통의 원자로 용기 내 위치와 작동방식을 나타내고, 그림 2 는 개략적인 배열을 보여준다.

그림 1,2 에서 보듯이 이 계통은 원자로 용기 내 고온풀 외부에 설치된다. 이 계통은 DHX, AHX, 및 유로관으로 구성된다. 소듐-소듐 열교환기 DHX(Decay Heat Exchanger)는 정상상태 시에는 저온풀 풀 상부의 기체 공간에 위치시켜 열제거를 최소화하지만, 펌프정지 혹은 고온풀의 소듐 팽창으로 소듐이 저온풀로 넘쳐 수위가 높아질 때, 소듐 풀속에 잠겨 PVCS 와 함께 노심 붕괴열을 제거하도록 설계되었다. AHX 는 열량을 효율적으로 대기로 방출하기 위해 EFR 의 경우와 유사하게 helical 형태의 소듐 전열관 배열을 채택하였다. PDRC 개념을 3 개의 중간열전달 루프로 구성된 열출력 1,500MWth, 전기출력 600MWe 인 KALIMER 600 에 적용하기 위해, 각 루프당 AHX 와 연결된 1 개의 DHX 를 위치시킨다.

본 연구는 전번 연구[2]의 후속으로 정상상태 대신 과도기 시 자연 순환량, 온도, 열제거량 등에 대한 계산모델을 개발했다. 이 논문에서는 개발된 모델의 타당성 확인을 위해 Null Transient 시 각 변수들의 수렴성을 포함하여 실제 과도기 시 시간에 따른 저

온풀 소듐 수위 및 온도 변화, AHX 2 차측 입구 공기온도 변화에 대한 모델의 계산능력을 시험한 결과가 제시된다. 또한 과도기 모델 완성을 위해 수치해석식의 Time-step 크기에 대한 민감도 분석도 아울러 수행되었다.

2. 본 론

2.1 지배방정식

PDRC 는 열흡수 및 제거로 요약되는 그림 3 과 같은 내부 폐쇄회로에 대해 소듐 유동량 계산모델은 문헌 [2]에서 이미 기술되었기 때문에, 본 논문에서는 중복성을 피하기 위해 생략한다. 한편, AHX 의 Shell 측 자연순환 공기 유량 계산은 공기밀도가 작기 때문에, 공기유량이 유동저항(벽면마찰 및 Form Loss)에 의한 압력강하와 공기유로 내.외부의 공기 밀도차에 의한 중력차의 균형으로부터 구해진다. 공기 내.외부의 중력차는

$$\Delta P_{gr} \quad = \quad \int \rho\, g\, dz \quad = \quad \{ \rho_{atm} \cdot h - \int \bar{\rho}_{a,in}(T_{ai})\, dz \} \cdot g \tag{1}$$

로 표현된다. h 는 AHX 높이, 그리고 외부 대기온도는 일정한 값으로 가정하여 ρ_{atm} 는 외부 대기밀도를 나타낸다. 그리고 AHX Shell 측의 공기밀도는 공기유량 진행방향으로 공기온도가 증가하기 때문에 이를 고려하여 공기유로 높이에 따라 적분하여 구한다. 유동저항에 의한 압력강하는 벽면 마찰에 의한 것과 Form Loss 에 의한 것으로 구성된다. 즉,

$$\Delta P_{loss} \quad = \quad \sum \frac{\dot{m}_o}{2\rho_{ai}\, A_a} \left(f_i \frac{\Delta z_i}{D_h} + k_{or,i} \right) \tag{2}$$

여기서 $\dot{m}_o$, A_a , f_i , Δz_i , D_h , $k_{or,i}$ 는 공기순화량, 공기유로 면적, 위치별 마찰계수, 노드 크기, 공기유로의 열수력 직경, 위치별 Form Loss Coefficient 를 각각 뜻한다. 이 식에서 f_i 는 i 노드의 Re (Reynold Number)에 의해 결정되는데, $\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$ 일 경우

$$f_i \quad = \quad f_R\, \mathrm{Re}^{b_{fr}} \tag{3}$$

$\mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$ 일 경우

$$f_i \quad = \quad f_L / \mathrm{Re}_T \tag{4}$$

를 사용하는 데, b_{fr} 은 – 0.25, f_L 은 64, 그리고 f_R 은 0.023 을 사용한다. 또한 여기서 Re_T 는 Laminar Flow 와 Turbulent Flow 사이의 천이값이며, $\mathrm{Re}_T = (f_L / f_R)^{\frac{1}{1+b_{fr}}}$ 로 정의된다.[2] 그러나 AHX 의 Shell 측 자연순환 공기 유량 계산은 현재까지 계통에 대한 상세한 설계가 마무리 되지 못한 관계로 추후 설계자료가 완성될 때 수행될 예정이다.

회로 내 소듐냉각재의 에너지 보존식은 위치에너지 및 운동량 에너지변화를 무시한다. 따라서 DHX 의 Tube 쪽 에너지 보존식을 운동량 보존식에서 구한 소듐 유동량 (Mass Flow, $\dot{m}$)으로 표현하면, 냉각재 온도는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho c_p \, \Delta V \frac{\partial T_i}{\partial t} \;=\; \dot{m} c_p \, (T_j - T_{j+1}) \;+\; h_i A_i (T_w - T_i) \tag{5}$$

여기서 T_i 는 Volume Node 에서의 온도이며, T_j 는 Junction 에서의 온도이다. 이 모델에서는 Volume Node 에서의 온도를 Junction 온도의 산술적 평균값인 $T_i = 0.5 (T_j + T_{j+1})$ 로 정의한다. 그러나 수치적인 편의를 위해 식 (5)의 $\frac{\partial T_i}{\partial t}$ 는 $\frac{\partial T_{j+1}}{\partial t}$ 로 근사한다. 그리고 벽면온도 T_w 는 한 Node 에 반경방향으로 한개의 동일온도를 가정한다. 이 식에서 열교환기 Tube 측의 열전달계수, h_i 는 현재 특별한 선택이 없기 때문에 SSC-L[3]에서 사용하는 Aok’s Correlation 을 이용한다. 즉,

$$Nu \;=\; 6.0 \;+\; 0.025(\bar{\phi}\, Pe)^{0.8} \tag{6}$$

단, $\bar{\phi} \;=\; \dfrac{0.014(1-e^{-71.8X})}{X}$

$$X \;=\; \frac{1}{\mathrm{Re}^{0.45}\,\mathrm{Pr}^{0.2}}$$

그러나, $\mathrm{Re} \le 3000$ 의 경우는 $Nu = 4.36$ 을 사용한다.[3] 이 식을 그림 4 를 참고하여 수치해석식으로 정리하면

$$\left\{\frac{1}{\Delta t}+\frac{0.5 h_i A_i + \dot{m} c_p}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}}\right\} T_{j+1}^{n+1} = \left\{\frac{\dot{m} c_p - 0.5 h_i A_i}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}}\right\} T_j^{n+1} - \frac{h_i A_i}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} T_w^{n+1} + \frac{T_{j+1}^n}{\Delta t} \quad (7)$$

로 요약된다.

한편 Tube 벽면은 반경방향으로 한 개의 온도를 가정하기 때문에 두께가 영(Zero)이고, 열용량은 실제 벽면값을 사용하여 벽면 에너지 보존식을 기술한다. 이에 따라 벽면 에너지 보존식은

$$\rho_w c \Delta V_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = h_i A_i (T_i - T_w) + h_o A_o (T_{NA} - T_w) \quad (8)$$

로 표현된다. 여기서 $\rho_w c \Delta V_w$ 는 벽면열용량, T_{NA} 는 DHX 외부가 소듐으로 채워졌을 때는 DHX Shell 측의 소듐 풀 온도, 그리고 h_i 와 h_o 는 각각 DHX 내.외부의 열전달계수이다. 본 모델에서는 DHX 의 Shell 측이 소듐으로 채워졌을 때 풀 소듐은 축 방향으로 일정한 온도를 유지하고, Laminar Flow 를 형성한다고 가정하여 SSC-L[3]에서와 마찬가지로 $Nu = 4.36$ 을 사용한다. 그러나 그림 1 에서와 같이 DHX 가 소듐풀에 잠기지 않는 정상운전 시에는 열복사가 지배적이므로, 식 (10)은 h_o 대신 복사 열전달계수 h_r 그리고 T_{NA} 대신 DHX Hole 내부 표면온도로 대체된다.[2] 이 식은 또한

$$\left\{\frac{1}{\Delta t}+\frac{(h_i A_i + h_o A_o)}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}}\right\} T_w^{n+1} - \frac{0.5 h_i A_i}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_{j+1}^{n+1} = \frac{0.5 h_i A_i}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_j^{n+1} + \frac{h_o A_o}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_{NA}^{n+1} + \frac{T_w^n}{\Delta t} \quad (9)$$

의 수치해석식으로 정리될 수 있다.

반면에 AHX Tube 측 에너지보존식은 식 (7)과 동일하지만, Shell Side 측 에너지 보존식은

$$\frac{\partial T_{aj}}{\partial t} = \frac{1}{(\rho c_p \Delta V)}\left\{-\dot{m}_o c_o (T_{aj} - T_{aj+1}) + h_o A_o (T_w - T_{ai})\right\} \tag{10}$$

로 표현된다. 이 식에서 $\dot{m}_o$, c_o 는 공기유량 및 비열을 각각 나타내고, 공기유량의 유동방향은 Tube 측 소듐 유동방향과는 반대이다. 여기서 T_{ai} 와 T_{aj} 는 Shell 측 노드의 공기 평균온도와 노드경계(Junction)에서의 온도를 각각 나타낸다. 그러나 소듐의 경우와 마찬가지로 $\frac{\partial T_{ai}}{\partial t}$ 는 $\frac{\partial T_{aj+1}}{\partial t}$ 로 근사된다. 또한 h_o 는 Nu (Nusselt Number)로부터 구하는며, Nu 는 Re (Reynold Number)와 Pr (Prandtl Number)에 의해 결정된다.

$\mathrm{Re} \geq \mathrm{Re}_T$ 일 경우

$$Nu = 0.023 \mathrm{Re}^{b_{fr}} \mathrm{Pr}$$

$\mathrm{Re} < \mathrm{Re}_T$ 일 경우

$$Nu = 5.0$$

을 사용하는 데, b_{fr} 과 Re_T 는 유동량 계산에서 정의된 것과 같다. 이의 수치해석식은

$$\left\{\frac{1}{\Delta t} + \frac{0.5 h_o A_o - \dot{m}_o c_o}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}}\right\} T_{aj+1}^{n+1} = -\frac{(0.5 h_o A_o + \dot{m}_o c_o)}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} T_{aj}^{n+1} - \frac{h_o A_o}{(\rho c_o \Delta V)^{n+1}} T_w^{n+1} + \frac{T_{ai}^n}{\Delta t} \tag{11}$$

로 표현된다.

또한 AHX 의 벽면 에너지식과 수치해석식도 각각

$$\rho_w c \Delta V_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = h_i A_i (T_i - T_w) + h_o A_o (T_{ai} - T_w) \tag{12}$$

$$\left\{ \frac{1}{\Delta t} + \frac{(h_i A_i + h_o A_o)}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} \right\} T_w^{n+1} - \frac{0.5 h_i A_i}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_{j+1}^{n+1}$$
$$= \frac{0.5 h_i A_i}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_j^{n+1} + \frac{h_o A_o}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_{NA}^{n+1} + \frac{T_w^n}{\Delta t} \quad (13)$$

로 기술된다.

2.2 수치해석법

가. DHX 온도분포 계산

식 (7), (9)는 소듐온도와 각 노드의 벽면온도인 2 개 미지수 즉, T_{j+1}^{n+1} 과 T_w^{n+1} 으로 표현된 방정식이다. 또한 식 (7)은 T_w^{n+1} 가 결정되면 이미 알려진 이전 노드값 T_j^{n+1} 으로부터 계산될 수 있으므로, 처음의 경계조건만 안다면 소듐유동 방향을 따라 다음 노드의 미지수인 T_{j+1}^{n+1} 를 계산할 수 있다. 소위 Marching Scheme 으로 계산하기 때문에 역행렬(Marix Inversion)을 구해야 하는 번거러움이 없어져 계산이 비교적 간편한 잇점이 있다. PDRC 와 같은 폐쇄회로에서는 경계조건이 $T_1^{n+1} = T_{NJ+1}^{n+1}$ 이다. 반면에 식 (9)도 역시 T_{j+1}^{n+1} 값이 정해지면 T_w^{n+1} 을 계산할 수 있다. 그러나 이들 식에는 Implicit 항인 열전달 계수가 포함되어 있으므로 이 모델에서는 식 (7)과 (9)를 반복적 방법(Iterative Method)을 통해 미지수를 구한다. 먼저 식 (7)에서 T_w^{n+1} 를 예측해 T_{j+1}^{n+1} 를 먼저 구하고, 다음으로 얻은 T_{j+1}^{n+1} 를 이용해 식 (9)으로부터 새로운 T_w^{n+1} 을 계산한다. 각 온도들이 한 Time-step 에서 모두 1.0^{-6} 이하로 수렴한 후 다음 Time-step 으로 넘어간다.

나. AHX 에서의 온도분포 계산

식 (7), (11), (13)은 3 개의 미지수 T_{j+1}^{n+1}, T_{aj+1}^{n+1}, T_w^{n+1} 로 구성된 비선형 방정식이다. 이들 식의 해도 DHX 경우와 마찬가지로 Marching Scheme 에 따라 반복적 계산법으로 구한다. 먼저 식 (7), (11)에서 예측된 T_w^{n+1} 을 이용하여 T_{j+1}^{n+1} 과 T_{aj+1}^{n+1} 를 먼저

구한 후, 식 (13)로부터 새로운 T_w^{n+1} 을 구하는 과정을 이 3 개의 변수가 모두 1.0^{-6} 이하로 수렴할 때까지 반복한다.

2.3 모의계산 및 결과

정상상태 계산에서와 마찬가지로 설계가 현재에 진행되고 확정되지 못한 관계로 정확한 입력자료의 사용은 가능하지 않다. 그러나 모델개발을 위해 참조계통을 기본적인 계통의 요구조건을 근거하여 그림 3 과 같이 간략화 하였다.

본 계산에서 사용한 DRC hole 내표면의 온도는 KALIMER 의 열침원 상실사고시 얻어진 약 850 K 를 사용했다. 또한 DRC 회로 내 초기 DHX 열전달량과 에너지 균형을 맞추기 위해 AHX Shell 측의 공기온도 예상 상승값, 80 K 는 입력으로 주어진다. AHX Shell 측의 공기와 Tube 벽면사이의 열전달 계수는 현재 적합한 부품배열과 지형이 결정되지 못한 관계로 일단 200.0 (W/m^2 K)로 정하고 정상상태를 계산하였다. 정상상태 값을 얻기 위해서는 입력 중 초기 예정치를 고쳐가며 시행착오를 거쳐야 한다. 기하학적 지형과 관련한 값들은 현재 모델개발을 위해 임의로 정한 값으로 상세설계 완성 후에는 보다 현실적인 값들로 대체되어야 한다.

열전달 노드는 정상상태와는 달리 SSC-K[1,2]에서 노심 유로 모의에 사용된 노드 크기와 유사한 값을 가지며 크기는 약 10 cm 내외이다.

가. Null Transient 계산결과

이 계산은 비록 정상상태 프로그램에 의해 변수들의 정상상태 값을 계산했으나, 보존식들이 비선형적이고 정상상태 식들과는 형태가 다르기 때문에, 즉 정상상태 보존식에서는 변수의 시간에 대한 변화율이 없기 때문에 정확히 과도기 보존식의 초기 조건으로는 볼 수가 없다. 단지 시작하는 과도기 계산의 초기조건 일 뿐이다. 따라서 과도기 모델이 타당한지를 확인하는 작업 중 하나는 주어진 경계조건에서 과도기 보존식들이 정상상태로 수렴하는 지를 확인해야 한다. 즉, 소위 말하는 Null Transient 계산을 수행한다. 경계조건은 정상상태에서 가정한 DRC hole 내 표면의 온도, AHX Shell 측 공기 입구온도의 정상상태 값을 그대로 유지하는 것이다.

그림 5 는 1500 초 동안의 DHX 입구노드의 소듐온도와 벽면온도, AHX 입구노드의

소듐온도와 벽면온도, 그리고 AHX Shell 측의 공기 출구온도에 대한 Null Transient 계산 결과를 보여준다. 정상상태 계산 보존식과 과도기 계산 보존식의 차이점 때문에 초기에는 요동 (Oscillation)을 나타내지만 시간의 경과에 따라 일정한 값에 수렴함을 보여준다. 이 점에서 이 모델의 과도기 계산논리는 타당한 것으로 간주된다. 또한 유동량(그림 6)도 수렴하며, 그림 7 은 DRC hole 내 표면으로부터 DHX 로 복사 열전달되는 에너지와 AHX 를 통해 제거되는 열량을 비교하였다. 역시 이 두 값은 궁극적으로 일치하며 일정 값에 접근함을 말해준다. 따라서 그림 5, 6, 7 을 통해 보여진 계산결과를 볼 때, 이 과도기 모델 변수들은 일관성 있게 수렴하므로 계산 논리의 타당성을 입증한다.

나. 과도기 계산결과

먼저 저온풀 수위 상승율 변화에 따른 PDRC 거동을 분석하였다. 저온풀의 수위 상승율에 따라 3 가지 경우를 분석했는데, 먼저 6 m 높이의 DHX 가 완전히 잠길 때 까지 초당 0.005 m 에서부터 , 0.01 m/s, 0.1 m/s 까지 일정한 상승속도로 변화시키며 시험계산을 수행했다.(그림 8) DHX 열수송량과 AHX Shell 측 열제거율의 차이로 인해 유동량의 변화를 이르킨다. 이 결과 회로 내 소듐 유동량(그림 9), 에너지 전달량(그림 10), DHX 소듐온도(그림 11)는 요동(Oscillation) 형태를 나타낸다. 이런 거동은 풀 소듐 수위가 일정 이상 될 때까지 반복된다. 수위가 일정 이상일 경우는 Tube 내 소듐과 풀 소듐 사이의 온도차가 감소하여 그 효과는 미미하지만 일정한 값으로 수렴한다.

사고 시 고온풀에서 저온풀로 넘치는 소듐은 시간에 따라 온도가 증가할 수도 있다. 이 점에서 PRC 모델은 풀 소듐온도 증가에 따른 계통의 거동을 타당하게 모의할 수 있어야 한다. 본 시험계산에서는 이를 평가하기 위해 풀 소듐의 수위가 0.005 m/s 를 유지하고, 온도가 800 초간 50 K 로 증가할 경우에 대해 분석하였다. 그림 12 는 DHX 입구 소듐온도를 나타내는데, 동일온도에서 소듐 수위가 증가할 경우와 비교하여 일반적으로 풀 소듐 온도와 함께 증가하는 경향 외에는 별다른 차이를 보이지 않는다.(그림 13)

공기온도를 낮추어 열제거량을 증가시킬 경우 모델의 계산능력을 평가했다. 공기온도는 약 3,000 초 동안 정상상태 값, 약 592 K 로부터 대기온도 291 K(20.0 ^{o}C)까지 일정하게 낮출 경우를 모의 계산했다. 그림 14 는 회로 내 소듐 유동량 변화를 보여준다. 이 결과에서 보듯이 공기 감온이 유동량을 증가시키는데, 이것은 AHX 열제거율이 DHX 열전달 보다 크기 때문에 양쪽 밀도차 때문으로 풀이된다.(그림 15) 예상대로 DHX 및 AHX 소듐온도도 공기온도와 함께 시간의 변화에 따라 감소함을 알 수 있다.(그림 16)

Time-step 에 대한 시험을 위하여 Δt = 0.02 초, 0.5 초, 1.0 초, 5.0 초, 10 초에

대해 비교하였다. 그림 17, 18 은 DHX 온도와 에너지 수송량에 Time-step 이 미치는 영향을 각각 나타낸 것이다. 수치적으로 Fully Implicit 방법을 적용했기 때문에 수치적 불안정성은 보여지지 않지만, 오차의 누적에 따라 Time-step 이 클수록 섬세한 변화에 대해 무딘 것을 알 수 있다. 이것을 개선하기 위해서는 Semi-Implicit Scheme 을 사용하여 비록 Time-step 이 작더라도 오차는 줄일 수 있을 것이라 판단하지만, 현재의 Scheme 에서 적절한 Time-step 은 0.02 초와 0.5 초 이내의 값을 사용하더라도 정확성 손실은 크지 않을 것이라 예상된다.

3. 결 론

초기조건을 일정하게 유지할 때 정상상태에 수렴하느냐에 대한 시험결과는 그림 1 에서부터 그림 7 까지 결과를 분석할 때 타당함을 보여준다. 모든 변수들이 약 1,500 초 이후 일정한 값에 수렴함을 알 수 있기 때문에 일단 수치 해석적 측면에서 일관성을 나타낸다.

풀 소듐 수위변화에 따른 DHX 에너지 전달량 (그림 16)을 비교할 때 수위가 약 반 이하일 때 최고값을 나타내며, 이후 AHX 열제거량과 균형을 이루게 된다. 따라서 DHX 높이 축소에 대한 가능성을 시사하며 높이제한에 대한 여유를 보여준다. 경제적 측면에서 주어진 전열면적에서 AHX 의 높이가 최소화되어야 하는데, 이는 열제거량 균형을 위한 공기유량과 직결되어 있다. 따라서 가능한 AHX 공기 온도차가 크도록 설계함으로써 높이를 줄일 수 있다. Time-step 에 관해서는 Fully-implicit 방법을 적용함으로써 수치적 불안정성은 제거되었으나, 변화추이를 현실적으로 모의하기 위해서는 적어도 0.5 초 이내가 되어야 할 것으로 판단된다.

향후 이 모델은 계통분석 코드 SSC-K[4]에 연결되어 저온풀 소듐수위를 상승시키는 사고의 안전해석에 적용될 예정이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 연구.개발사업의 일환으로 수행되었다.

참고 문헌

[1] 한도희 외, " KALIMER 예비 계념설계보고서" , KAERI/TR-1636/2000, 2000.8

[2] 장원표 외, " 소듐회로의 자연순환 해석" , 한국원자력학회 2003 춘계학술 발표회

[3] J.G. Guppy, et al., " Supper System Code(SSC. Rev. 0) An Advanced Thermohydraulic Simulation Code for Transients in LMFBR" , NUREG/CR-3169, BNL-NUREG-51650, Apr. 1983

[4] W.P. Chang, " Model Development for Analysis of the Korea Advanced Liquid Metal Reactor" , Nuclear Engineering and Design, 217, 2002, pp. 63-80

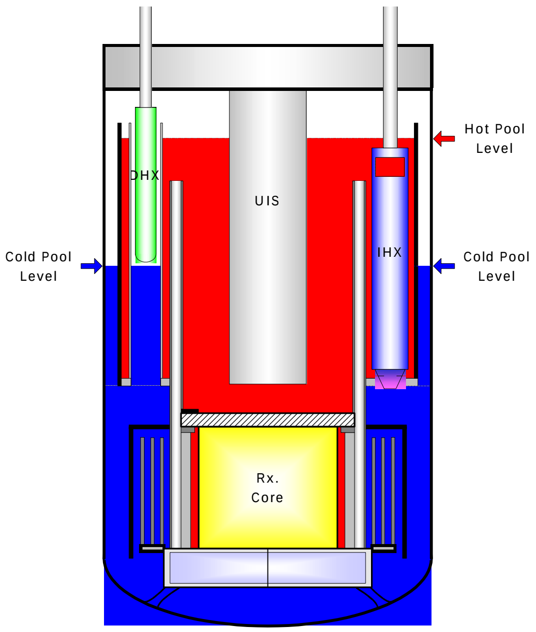

그림 1 PDRC 계통의 원자로 용기 내 위치와 작동방식

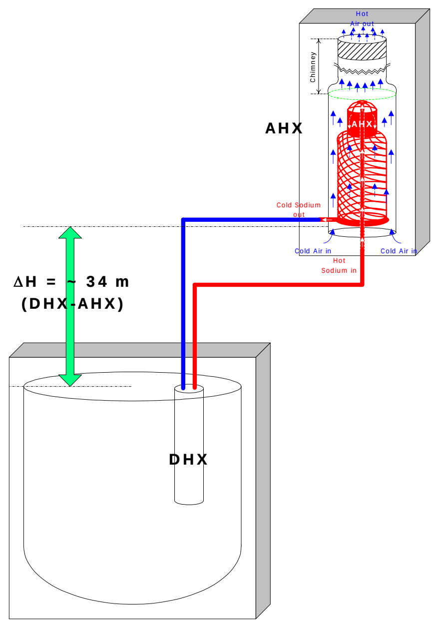

그림 2 PDRC 계통의 원자로 내 배치

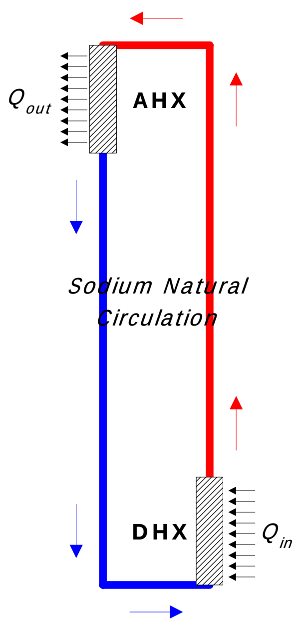

그림 3 PDRC 모델개발을 위한 계통 도식도

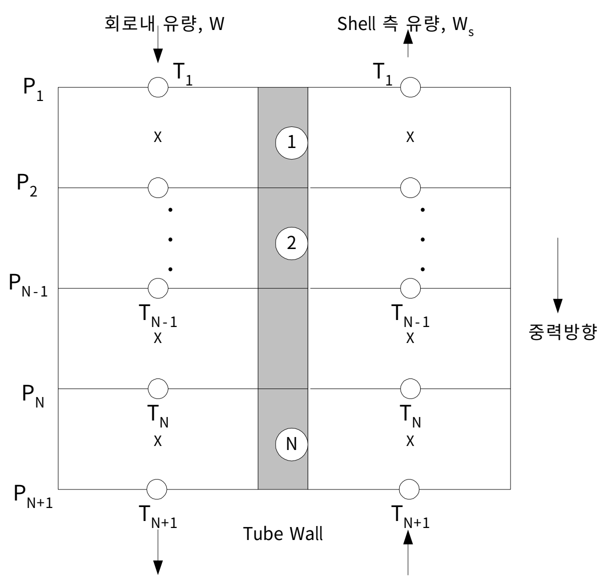

그림 4 수치해석을 위한 열교환기 모델링

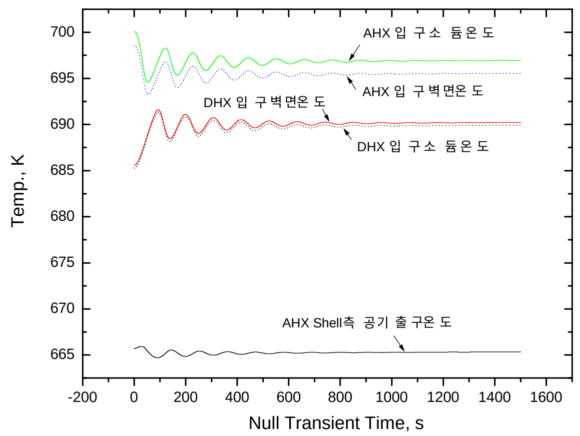

그림 5 Null Transient 시 시간에 대한 각종 온도 변화

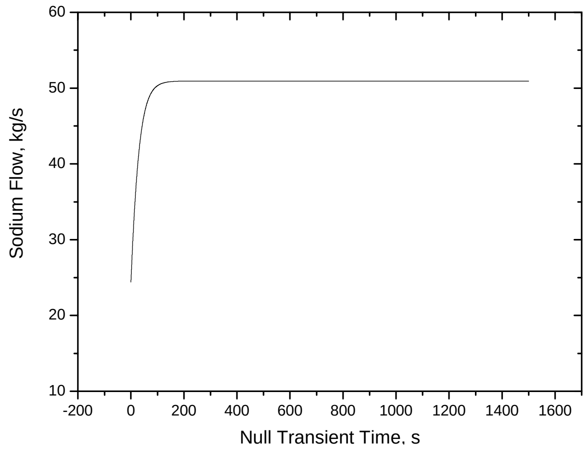

그림 6 Null Transient 시 시간에 대한 회로내 소듐유량 변화

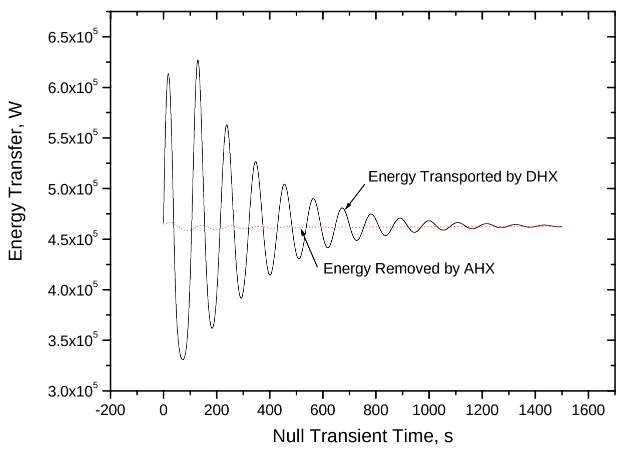

그림 7 Null Transient 시 시간에 대한 DHX 및 AHX 에너지 수송량 변화

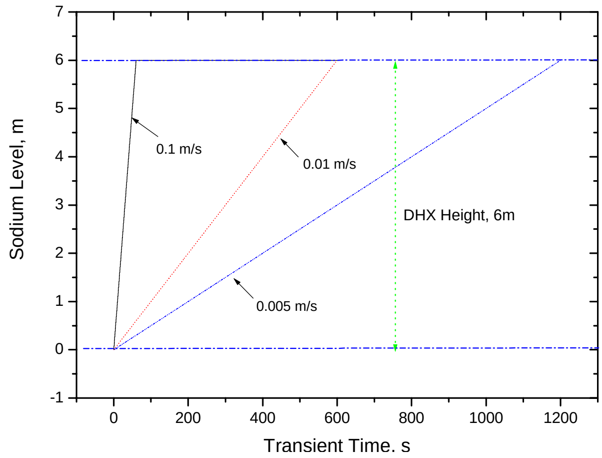

그림 8 Transient 시 사용된 풀소듐 수위 상승율

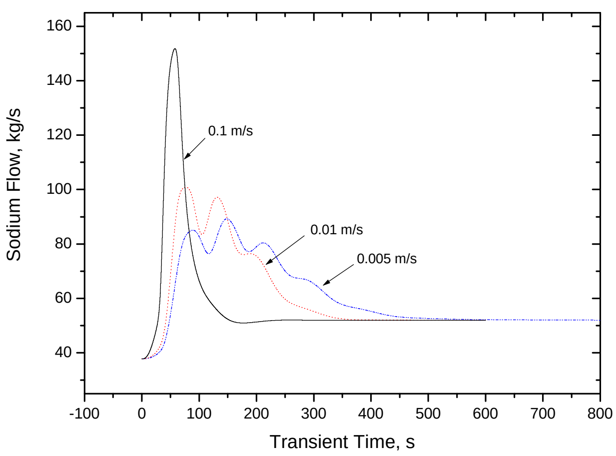

그림 9 Transient 시 수위 상승율에 따른 회로내 소듐유량 결과 비교

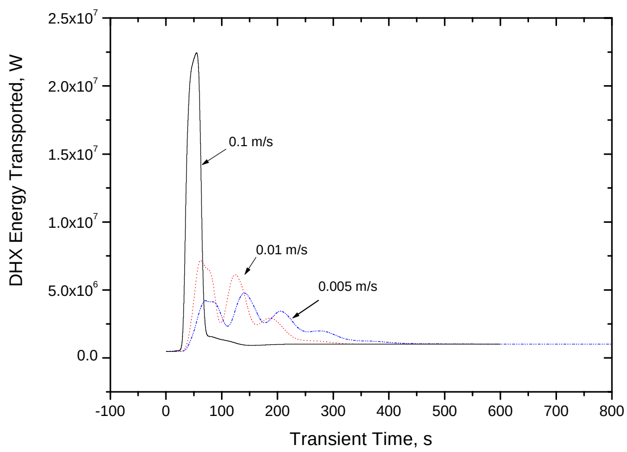

그림 10 Transient 시 수위 상승율에 따른 DHX Tube 측 에너지 수송량 결과 비교

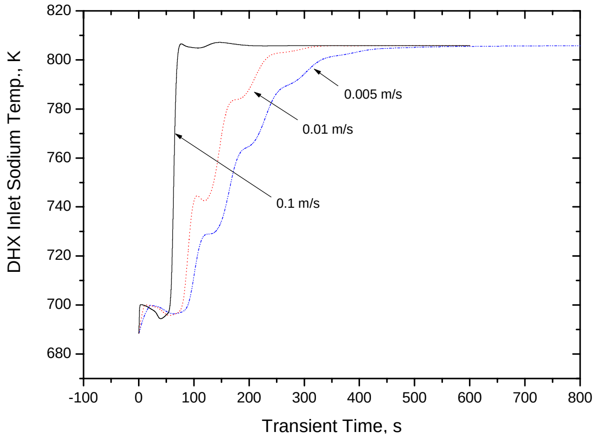

그림 11 Transient 시 수위 상승율에 따른 AHX Tube 측 입구 소듐온도 결과 비교

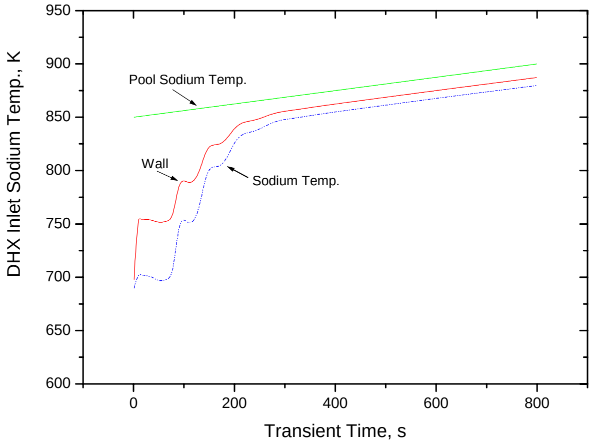

그림 12 풀 소듐 온도증가에 따른 DHX 온도 변화

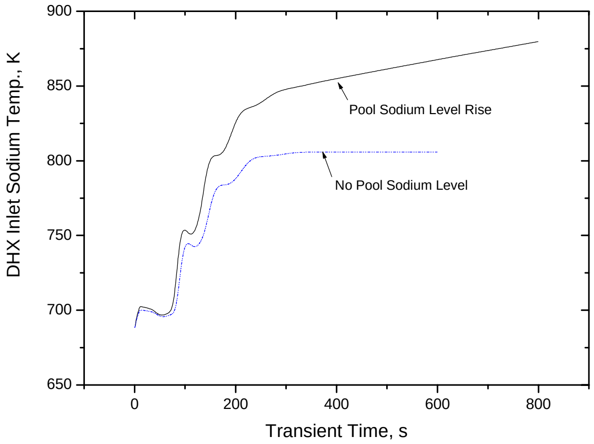

그림 13 풀 소듐 온도증가에 따른 DHX Tube 측 입구 소듐 온도 비교

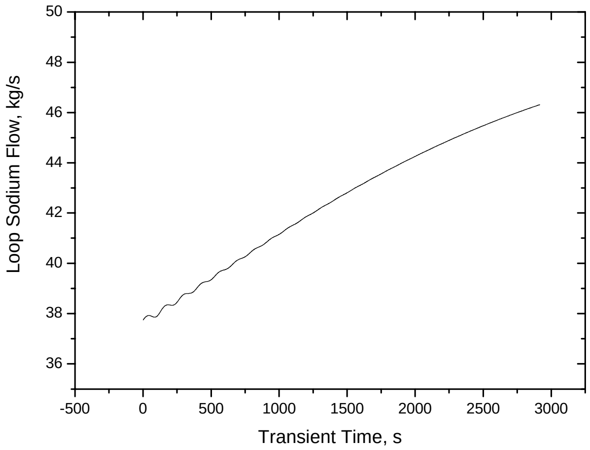

그림 14 AHX Shell 측 공기 입구온도 감소에 따른 회로 내 소듐유량 변화

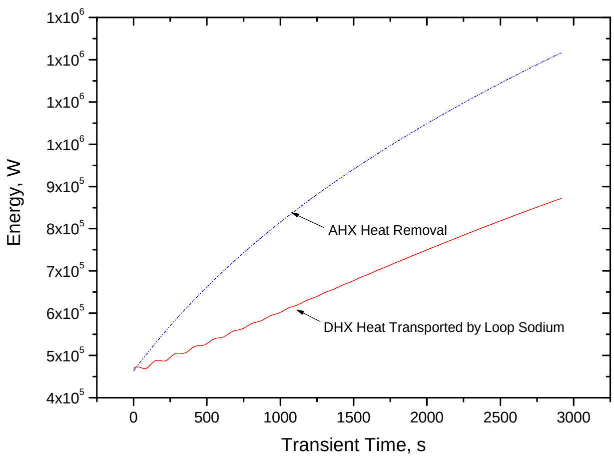

그림 15 AHX Shell 측 공기 입구온도 감소에 따른 열전달량 변화

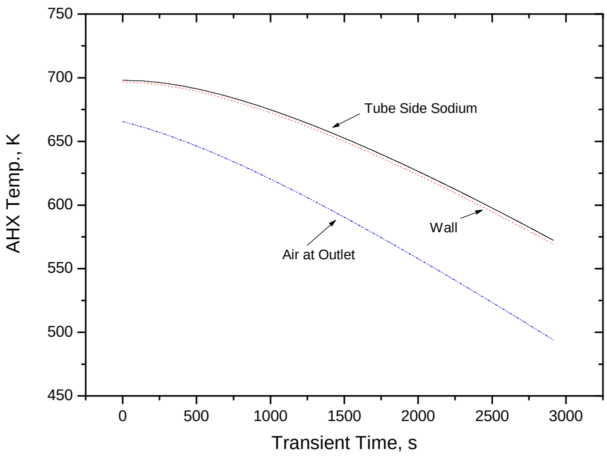

그림 16 AHX Shell 측 공기 입구온도 감소에 따른 AHX 온도 변화

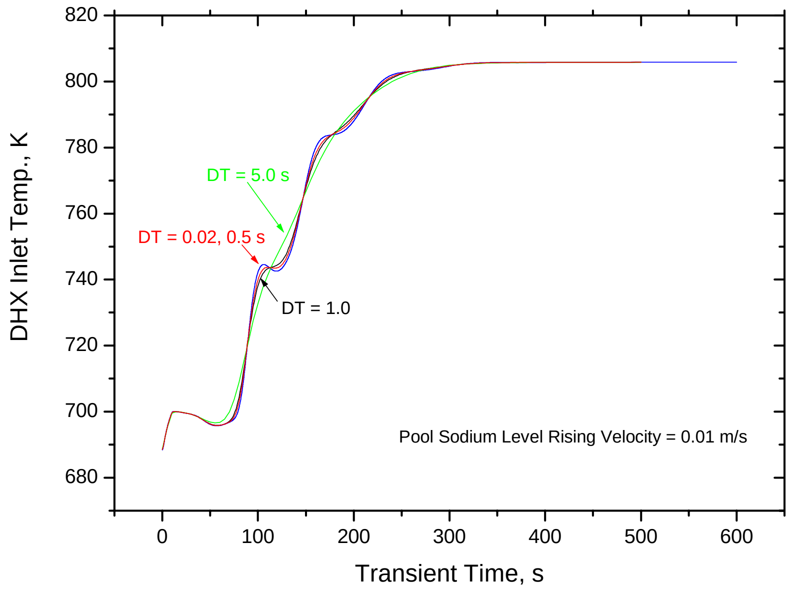

그림 17 Time-step 크기에 따른 DHX Tube 측 소듐온도 변화

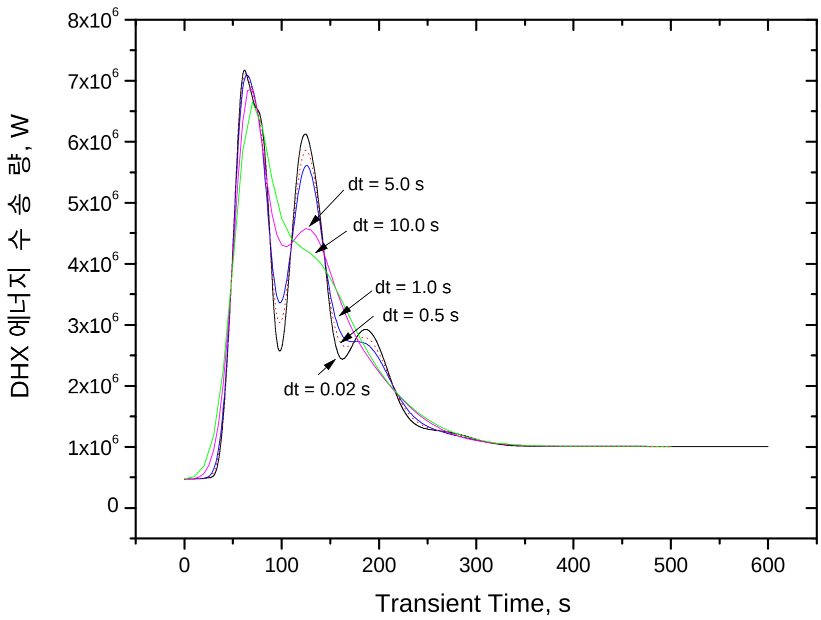

그림 18 Time-step 크기에 따른 DHX 열전달량 비교