2003 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

소듐회로의 자연순환 해석모델 개발

Development of a Calculation Model for Natural Circulation in a Sodium Circuit

장원표, 하귀석, 정해용, 권영민, 어재혁, 이용범

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

자연순환 회로는 피동적 특성 때문에 안전계통의 신뢰성 증대를 위해 소듐을 냉각재로 사용하는 액체금속로에서 특히 최종 잔열제거 방법 중의 하나로 많이 이용된다. 현재 국내에서 경수로의 경우는 이런 계통에 적용할 수 있는 전산코드가 확보된 반면, 액금로 관련 해석코드는 적용범위의 한계로 인해 독립적인 자연순환 폐쇄회로의 해석에는 제한이 따른다. 그러나 이런 환경에서 최근 독립적인 자연순환 소듐회로의 해석 필요성이 현실화됨에 따라 본 연구의 계기가 마련되었다. 금번 연구는 주로 초기 정상상태 시 소듐회로 내의 자연순환 해석모델 개발에 치중했지만, 계속해서 과도기 해석모델도 적극 개발하여 국내 액금로 계통해석 전산체제 구축에 일익을 담당할 예정이다. 본 연구에서 개발되는 모델은 냉각재가 액체금속로인 점을 감안하여 냉각재를 비압축성 액체로 가정하고, 운동량 및 에너지 보존방정식을 이 계통에 적용하여 수치해석적인 해를 구하였다. 그 결과 한 개의 회로 내에는 하나의 유량만이 존재함으로써 계산모델이 크게 단순화되었고, 계산결과는 정성적으로 타당함을 보였다. 본 연구에서 개발된 열수력 모델은 향후 다른 액금로에 대한 계통분석 코드 개발, 혹은 부품의 열수력 모델 개발을 위해 유용하게 활용될 수 있을 것으로 기대한다.

Abstract

A sodium natural circulation loop has frequently been adopted in a Liquid Metal Reactor (LMR) using sodium as coolant to remove the decay heat ultimately under accidental conditions because of its high reliability incorporated with passive characteristics. Up to now a code applicable to a stand-alone natural circulation loop for the LMR analysis, is not available in Korea, while most of the system analysis codes used for a light water reactor (LWR) can handle such natural circulation loop. To this end, the present study has been initiated because the necessity of natural circulation analysis for such circuit is realistically raised on a new LMR concept. The present study responds to the requirement and it is concentrated in only the steady state modeling in this time, however, development of a transient model is also followed

to close the study. Momentum and energy conservation equations are numerically solved with the assumption of incompressibility associated with sodium coolant. As a result, this assumption makes the model greatly simplified, and the calculation results turns out being reasonable in a qualification sense. Models developed in the study are expected to be extended effectively to the development of other LMR system analysis codes, or component models in the future.

1. 서론

한국원자력 연구소에서 개념설계된 150 MW(e), 소듐냉각 액체금속로인 KALIMER는 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 환경은 여러 이유로 대용량의 원자로를 선호하고 있기 때문에 기존 개념설계로는 요구조건들을 만족할 수 없다. 이런 배경에서 KALIMER 용량을 600 MW(e)로 격상하기 위한 개념을 구상하게 되었다. 용량을 격상함에 따라 기존의 피동잔열제거 계통인 원자로 용기 외부벽면 냉각방식의 PVCS(Passive Vessel Cooling System) 만으로는 냉각이 충분하지 못하다. 이 점에서 풀 직접 냉각방식인 PDRC(Passive Decay heat Removal Circuit)의 추가 필요성이 신개념에서 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 1은 이 계통의 원자로 용기 내 위치와 작동방식을 나타내고, 그림 2는 개략적인 배열을 보여준다. 그림 1,2에서 보듯이 이 계통은 원자로 용기 내 고온풀 외부에 설치된다. 이 계통은 DHX, AHX, 및 유로관 등 기타 부품으로 구성되어 있다. 소듐-소듐 열교환기 DHX(Decay Heat Exchanger)는 펌프정지와 같은 과도기 시 저온풀 수위가 높아지거나, 혹은 고온풀의 소듐 팽창으로 소듐이 저온풀로 넘칠 경우 소듐 풀에 잠겨 붕괴열을 제거하도록 설계되었고, AHX는 DHX에서 얻어진 열을 외부대기로 제거하는 역할을 한다. 그림에서와 같이 소듐-소듐 열교환기인 DHX는 성능 측면에서 기본적으로 KALIMER 설계의 IHX와 유사한 개념으로 설정하고, 이를 통해 DRC(Decay heat Removal Circuit)로 가해진 열량은 AHX에서 대기로 방출된다. AHX는 열량을 효율적으로 대기로 방출하기 위해 EFR의 경우와 유사하게 helical 형태의 소듐 전열관 배열을 가정하였다. Helical 형태의 소듐 전열관은 동일한 AHX 높이에서 전열관의 길이를 최대한 늘릴 수 있어 전열면적을 극대화할 수 있는 잇점을 갖고 있다.

EFR의 DRC1 루프는 소듐의 고화(freezing) 방지를 위해 원자로 전 운전기간 동안 항상 대기상태(standby)로 유지되며, 차단 밸브를 설치하여 정상운전 중의 열손실을 최소화 하고 있다. 그리고 사고 시에는 수동으로 차단 밸브 및 공기열교환기(AHX) 측 damper를 개방하여 본격적인 구동이 시작되도록 설계되어 있다. 그러나 DRC 개념은 KALIMER PVCS와 같은 완전 피동개념의 적용이 어렵기 때문에, 본 신개념 설계에서는 정상운전 중 열손실은 최소화 하면서 DRC의 차단 밸브를 제거할 수 있도록 PDRC(Passive Decay heat Removal Circuit) 개념을 설정하였다.

PDRC 개념은 3개의 중간열전달 루프로 구성된 열출력 1,500MWth, 전기출력 600MWe인

KALIMER 600에 대하여 적용 가능하며, 각 루프당 2개의 중간열교환기(IHX)와 2개의 전자펌프(EMP), 그리고 AHX와 연결된 1개의 DHX가 위치할 수 있도록 구성된다.

그림 2에서와 같이 잔열제거를 위한 DHX는 저온풀과 연결된 DRC hole에 위치하여 정상운전 중에는 PHTS 전자펌프의 양정(head)에 의해 형성되는 고/저온 풀 간의 수위 차로 인해 소듐과 직접 접촉하지 않도록 배치한다. 반면에 원형의 DRC hole 상단 높이는 원자로 배플(baffle) over flow slot의 높이와 동일하게 설정하였는데, 두가지 관점에서 고려되었다. 첫 째는 사고시 PHTS 펌프 작동이 중지되어 저온풀 소듐의 액위가 상승하여 DHX 전열관과 소듐이 직접 접촉하여 열제거를 원만하게 하는 것을 목표로 한다. 두번째는 제열원 상실로 인한 고온풀 소듐의 부피 팽창에 의해 KALIMER의 PVCS 작동 시와 동일하게 고온 소듐이 DRC hole 내부로 유입되어 또한 소듐풀의 냉각이 가능하도록 설정하였다. DHX에서 흡수된 열은 AHX를 통해 대기로 제거되면서 양단의 온도차에 의해 자연순환 유로가 형성된다. 또한, 정상운전 중의 열손실 방지를 위해 풀 내부에 있는 DRC hole에 위치하는 DHX를 정상운전 중에는 소듐과 직접 접촉하지 않고 저온 풀 상부의 기체 공간에 위치시켰다. 이로 인해 결국 원자로 DRC hole 내벽과 DHX 전열관 사이에 복사 열전열이 지배적이 되어 최소한의 열만이 DHX에 전달되도록 설계되어 있다. 이로 인해 EFR의 DRC 개념과 비교할 때 열효율 뿐 아니라 작동 신뢰성 측면에서도 설계상의 장점을 갖는다. DRC의 소듐 고화 방지를 위해 최소 순환유량을 확보해야 한다. 이를 위한 최소한의 열량만을 공급할 수 있도록 DRC hole 내표면 및 DHX 전열부의 표면 방사율 및 거리 등을 적절히 설정한다.

금번 연구는 그림 3과 같이 소듐회로를 단순화하여 정상상태 시 자연순환량, 온도, 및 압력분포를 계산할 수 있도록 계산논리를 개발했다. 개발된 모델을 이용하여 주요 변수인 AHX 공기온도차, DRC hole 내표면 온도, 그리고 DHX 외부 기체거동을 포함하여 DHX 전열부의 표면과 DRC hole 내표면 사이의 거리에 상관되는 열전달계수, h_{cv} 에 대해 민감도 분석도 수행되었다.

2. 본론

가. 지배방정식

(1) 운동량 보존방정식

PDRC는 열흡수 및 제거로 요약되는 그림 3과 같은 내부 폐쇄회로를 구성하므로, 소듐 유동량에 대한 운동량 보존방정식의 기술은 SAS2A [2] 전산코드에 사용된 것과 유사하다. 단지, 차이는 수치방정식에서 노드의 유동면적 변화를 고려하기 위해 질량속 (Mass Flux) 대신 유량으로 식이 표현된 것이다. 냉각재를 비압축성 유체로 가정했으므로 회로내 유량은 위치와 관계없이 항상 일정한 값을 가지게 되므로 운동량 보존방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{1}{A_C}\frac{dW}{dt} + \frac{\partial P}{\partial z} + \frac{1}{A_C}\frac{\partial(\upsilon \cdot W)}{\partial z} = -\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right)_{fr} - \left(\frac{\partial P}{\partial z}\right)_{K} + \rho_C\, g \qquad (1)$$

수치해석을 위해 그림 4와 같은 노드의 Tube 측에 식 (1)을 적용하면 다음의 식 (2)를 얻는다.

즉,

$$I_1 \frac{\partial W}{\partial t} + P_t - P_b + I_2 W^2 + I_3 W^2 + I_4 W^2 - I_5 g = 0 \qquad (2)$$

여기서

$$I_1 = \int \frac{dz}{A_c} = \sum_1^n X_{I1}(JC) \qquad (3)$$

$$X_{I1}(JC) = \frac{\Delta z(JC)}{A_c(JC)}$$

$$I_2 = \sum X_{I2}(JC) \qquad (4)$$

$$X_{I2}(JC) = \frac{1}{A_c(JC)^2}\left[\frac{1}{\rho_c(JC+1)} - \frac{1}{\rho_c(JC)}\right]$$

$$I_3 = \int \frac{f}{2\rho D_h A_c^2} dz = \sum X_{I3}(JC) \qquad (5)$$

$$X_{I3} = \frac{f\,\Delta z(JC)}{2\,\rho_c(JC)\,A_c(JC)^2\,D_h(JC)}$$

$$I_4 = \sum 0.5(K_{OR}(JC) + K_{OR}(JC+1)) \qquad (6)$$

$$I_5 = \int \rho_c\, dz = \sum X_{I5}(JC) \qquad (7)$$

$$X_{I5}(JC) = \rho_c(JC)\,\Delta z(JC)$$

를 나타낸다. 그리고

P_b = DRC 회로 내의 시작 압력 (AHX 출구 압력)

P_t = 소듐회로 내의 마지막 압력

을 의미한다. 또한 본 계산에서 마찰계수 f 는

$$f = 0.0055 + 0.55(\mathrm{Re})^{-\frac{1}{3}} \qquad (8)$$

그리고 Laminar Flow에서는 $f = 64/\mathrm{Re}$ 을 사용한다.[3]

계산에서 implicitness 정도에 대한 융통성을 가지기 위해 SAS2A 코드에서와 같은 방법으로 방

정식 (2)의 계수인 I 들에 가변적인 Explicit/Implicit Scheme 수치해법이 적용되었다. 따라서 식 (2)의 최종적인 유한차분식은

$$I_1 \frac{W^{n+1} - W^n}{\Delta t} + \theta_1 \left[(P_t)^n - (P_b)^n \right] + \theta_2 \left[(P_t)^{n+1} - (P_b)^{n+1} \right] + \theta_1 I_2^n (W^n)^2$$
$$+ \theta_2 I_2^{n+1} (W^{n+1})^2 + \theta_1 I_3^n (W^n)^2 + \theta_2 I_3^{n+1} (W^{n+1})^2 + \theta_1 I_4^n (W^n)^2 \qquad (8)$$
$$+ \theta_2 I_4^{n+1} (W^{n+1})^2 - \theta_1 I_5^n g - \theta_2 I_5^{n+1} g = 0$$

로 정리된다. 여기서, θ_1 과 θ_2 는 Implicitness의 정도를 나타내는 값이고, 이 값이 각각 0.0과 1.0일 경우는 Fully Implicit 방법이 적용됨을 뜻하고, 반대로 1.0과 0.0일 경우는 Fully Explicit 방법이 적용된다. 만약 두 값이 모두 0.5이면 Semi-Implicit 방법이 적용됨을 의미한다. 회로내의 시작압력 (P_b)은 폐회로 내 끝 압력 (P_t)과 같아야 하므로 식 (8)은 다시

$$\theta_2 \left\{ I_2^{n+1} + I_3^{n+1} + I_2^{n+1} + I_5^{n+1} g \right\} (W^{n+1})^2 + \frac{I_1}{\Delta t} (W^{n+1} - W^n)$$
$$+ \theta_1 \left\{ (I_2^n + I_3^n + I_4^n)(W^n)^2 - I_5^n g \right\} = 0 \qquad (9)$$

로 요약된다. 이 식으로부터 $\theta_1 = 0.$, $\theta_2 = 1.$ 인 정상상태 소듐 유동량을 계산할 수 있다. 물론, I 값들은 유량의 함수이므로 반복계산이 요구된다.

(2) 냉각재 에너지 보존 방정식

회로 내 소듐 소듐냉각재의 에너지 보존식은

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} + G \frac{\partial H}{\partial z} = Q \qquad (10)$$

으로 기술되어 진다. 여기서

$$dH = c_p \, dT \qquad (11)$$

로 정의되므로, 식 (10)은 다시 회로 내 소듐 냉각재 온도로 다음과 같이 표현된다.

$$\rho c_p \Delta V \frac{\partial T_i}{\partial t} = \dot{m} c_p (T_{j+1} - T_j) + h_i A_i (T_w - T_i) \qquad (12)$$

가 된다. 여기서 T_i는 Volume Node에서의 온도이며, T_j는 Junction에서의 온도이다. 이 모델에서는 Junction 온도의 산술적 평균값인 $T_i = 0.5\cdot(T_j + T_{j+1})$로 정의한다.이 식 (12)를 수치해석식으로 정리하면

$$- \frac{h_i A_i}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} T_w^{n+1} + \left[\frac{\dot{m} c_p}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} + 0.5 \left\{ \frac{1}{\Delta t} + \frac{h_i A_i}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} \right\} \right] T_{j+1}^{n+1} - \left[\frac{\dot{m} c_p}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} + 0.5 \left\{ \frac{1}{\Delta t} + \frac{h_i A_i}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} \right\} \right] T_j^{n+1} = \frac{T_i^n}{\Delta t} \quad (13)$$

로 요약된다. 이 계산에서 열교환기 Tube 측의 열전달계수, h_i는 Aok's Correlation을 사용한다. [3]

$$Nu = 6.0 + 0.025(\bar{\phi}\, Pe)^{0.8} \quad (14)$$

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

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

그러나, $\mathrm{Re} \le 3000$의 경우는 $Nu = 4.36$을 사용한다.[3]

한편, Shell Side 측의 에너지 보존식은

$$\frac{\partial T_{ai}}{\partial t} = \frac{1}{(\rho c_p \Delta V)} \dot{m}_o c_o (T_{aj} - T_{aj+1}) + h_o A_o (T_w - T_{ai}) \quad (14)$$

로 표시되는데 AHX의 Shell 측 공기유로에만 적용된다. 이를 앞에서와 마찬가지로 유한 차분화하면, 최종적으로

$$-\frac{h_o A_o}{(\rho c_o \Delta V)^{n+1}} T_w^{\,n+1} \quad + \quad \left[\frac{\dot{m}_o c_o}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} + 0.5 \left\{ \frac{1}{\Delta t} + \frac{h_o A_o}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} \right\} \right] T_{aj+1}^{n+1}$$

$$- \quad \left[\frac{\dot{m}_o c_o}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} + 0.5 \left\{ \frac{1}{\Delta t} + \frac{h_o A_o}{(\rho c_p \Delta V)^{n+1}} \right\} \right] T_{aj}^{n+1} \quad = \quad \frac{T_{ci}^{n}}{\Delta t} \tag{15}$$

를 얻는다. 이 계산에서 $\dot{m}_o$ 는 공기유량을 나타내고, Tube 측 소듐유량과는 방향이 반대이다. 그러나 현재 계통에 대한 상세설계가 마무리 짓지 못한 관계로 향후 충분한 설계자료가 제공될 때, Shell 측의 공기 온도와 외부 대기온도의 차에 의한 공기 자연순환 유량을 계산할 수 있다.

벽면의 에너지 보존식은 한 Node에 한 개의 동일온도를 가정하면

$$\rho_w c \Delta V_w \frac{\partial T_w}{\partial t} \quad = \quad h_i A_i (T_i - T_w) \quad + \quad h_o A_o (T_{NA} - T_w) \tag{16}$$

로 표현된다. 여기서 T_{NA} 는 DHX Shell 측의 소듐온도에 해당하며, DHX 외부가 소듐으로 채워졌을 때는 DHX Shell 측의 소듐 풀 온도이고, 그림 1에서와 같이 소듐수위 보다 DHX가 높게 존재할 때는 주로 열복사에 의해 열전달이 이루어지기 때문에 원자로 Baffle의 벽면온도에 해당한다. 본 모델에서는 DHX의 경우 Shell 측의 풀 소듐은 축방향으로 일정한 온도를 유지하며, Laminar Flow를 형성한다고 가정한다. 이 경우 $Nu \; = \; 4.36$ 을 사용한다. [3]

식 (16)을 역시 유한차분식으로 표현하면,

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

$$= \quad \frac{h_o A_o}{(\rho_w c \Delta V_w)^{n+1}} T_{NA}^{n+1} \quad + \quad \frac{T_w^n}{\Delta t} \tag{17}$$

로 간략하게 정리된다.

DHX가 소듐풀에 잠기지 않는 정상운전 시 열복사가 지배적이므로 DHX의 벽면온도는

$$\rho_w c \Delta V \frac{\partial T_w}{\partial t} \quad = \quad h_i A_i (T_i - T_w) \quad + \quad h_r A_r (T_{wb} - T_w) \tag{18}$$

로 표현되므로, 이 식은 식 (16)에서 $h_o A_o$ 대신 $h_r A_r$ 로 대체하고, 소듐 풀의 온도 T_{NA} 대신

T_{wb} (DRC hole 내표면 온도)를 사용한 것과 같은 형태를 갖는다.

복사열전달계수는 이전 PVCS 모델[4]에서 사용한 값을 사용할 수 있다. 즉, h_r 는 열저항의 합에 의해

$$\frac{1}{h_r} = \frac{R_{wb}}{2} + \frac{1}{h_{cv12} + \varepsilon_{12}\sigma(T_{wb} + T_w)(T_{wb}^2 + T_w^2)} + \frac{R_w}{2} \tag{19}$$

와 같이 나타낼 수 있다. 이 식은 다시

$$h_r = h_{cv12} + \varepsilon_{12}\sigma(T_{wb} + T_w)(T_{wb}^2 + T_w^2) \tag{20}$$

로 간략화 할 수 있는 데, 여기서 h_{cv12} 는 기체의 대류 및 전도효과를 고려한 값이며, ε_{12} 는

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{wb}} + \frac{1}{\varepsilon_w} - 1} \tag{21}$$

로 정의된다. 이 식에서 ε_{wb} 는 DRC hole 내표면에서의 Emissivity이며, ε_w 는 DHX 외부벽면에서의 Emissivity이고, σ 는 Stefan-Boltzman 상수이다.

나. 정상상태 계산

(1) 모델링

식 (13), (15), (17), (18)에서 시간에 대해 유량 및 온도 변화율을 무시하면, 과도기 초기조건을 계산할 수 있는 정상상태 계산식이 된다. 이들 식은 Source 항 외에도 첫 노드의 경계조건을 알면 다음 노드의 값을 계산할 수 있는 소위 Marching Step을 사용할 수 있기 때문에 역행렬(Marix Inversion)을 구해야 하는 번거러움이 없어져 비교적 계산이 간편하다. 이 계통에 대한 상세설계가 현재에도 진행되고 있는 관계로 정확한 입력자료의 사용은 아직 가능하지 않다. 그러나 모델개발의 관점에서 기본적인 계통의 요구조건만을 이용하여 그림 3과 같은 간략한 계통 모델링을 근거로 모델 개발을 시도했다. 먼저 원자로 정상작동시에는 DHX가 원자로내 소듐풀 위에 채워진 밀봉가스 헬륨에 노출되어 있으므로 소듐 대류 대신 열복사가 주된 열전달 과정이다. 이 점에서 식 (13)과 (17) 대신, 식 (13)과 (19)가 사용된다. 식 (17)과 (19)는 같은 식이지만, DHX 벽면의 외부 열전달 계수와 소듐풀 온도 대신 DRC hole 내표면 온도가 경계조건으로 사용된다. 각종 복사열 관련 모델과 입력들은 PVCS에 사용된 값[4]들이 거의 그대로 적용되었다.

본 계산에서 사용한 DRC hole 내표면의 온도는 KALIMER의 열침원 상실사고시 얻어진 약

820 K를 사용했다. 또한 DRC 회로 내 에너지 균형을 위해 AHX Shell 측의 공기온도 상승값, 80 K도 입력으로 주어진다. DHX와는 달리 AHX에 대해서는 그림 4의 Tube 및 Shell 측 에너지 방정식 (13), (15), (17)이 그대로 적용된다. Shell 측의 공기와 AHX Tube 벽면사이의 열전달 계수는 현재 적합한 부품배열과 지형이 제공되지 않는 관계로 일단 35.0 (W/m^2 K)를 초기값으로 하고, 불확실성이 크므로 에너지 균형을 위해 조절하는 변수로 가정했다. 기하학적 지형과 관련한 값들은 현재 모델개발을 위해 임의로 정한 값이며, 향후 상세설계 후에는 보다 현실적인 값들로 대체될 수 있다. 이들 값이 바뀌더라도 개발된 모델의 논리에는 변화를 주지 않는다. 소듐-소듐 열교환기인 DHX는 성능 측면에서 기본적으로 KALIMER 설계와 IHX와 유사한 개념이므로 대략적으로 6 m로 정였다. 또한, 공기 열교환기인 AHX는 EFR의 크기 자료를 이용하여 대략 열교환부 전열관 번들 영역의 높이를 5.0 m로 설정하였다. DHX 측의 온도 경계조건도 KALIMER의 열제거원 상실 사고시 소듐풀의 온도와 유사하게 설정하였다. 수평관의 길이는 전적으로 임의적이며, 이는 계산거의 영향을 주지 않고, 수직배관과 DHX, 혹은 AHX를 포함한 회로의 전체 높이는 35 m로 정하였다.

AHX와 DHX 사이의 수직 및 수평관은 회로 내 자연순환유량 계산에만 사용되므로, 각각 25 m와 6 m 길이를 35 개와 30 개의 노드로 나누었다. DHX와 AHX 사이의 수직 및 수평관도 같은 갯수로 각각 나누었는데, DHX와 AHX 자체는 각각 30 개와 50 개로 비교적 세밀하게 나누어서 실제 계산 시 발생이 예상되는 Numerical Oscillation 가능성을 감소시키려 했다.

(2) 계산논리

(i) 초기 Guessing한 DHX Tube 내 소듐온도 증가값을 이용하여 초기 소듐유량을 결정. 역시 가정된 AHX Shell 측의 공기온도 증가 값을 기준으로 공기유량을 계산. 첫 Junction 온도 가정.

(ii) 물성치 계산을 위해 초기 소듐온도와 벽면온도 계산

(iii) 에너지 보존식 (13), (15), (17), (18)을 이용해 회로 내 소듐온도 분포계산

(iv) AHX 출구온도와 첫 노드 온도와의 불일치 수렴을 위한 반복계산

(v) DHX에서 흡수 열량과 균형을 맞추기 위한 AHX의 Shell 측 출구 공기 온도차 수렴을 위한 반복계산

(vi) 개선된 공기 온도차를 이용한 AHX 입구온도 수렴을 위한 반복계산

(vii) (i) (vi)에서 계산된 온도분포를 이용해 압력분포 계산

- P_b = P_t 만족을 위한 반복계산

(viii) 소듐유동량, 온도분포, DHX 열흡수율과 AHX 열제거율 수렴을 위한 (i) (vii) 반복계산

그림 5는 이 계산논리에 대한 흐름도를 보여준다.

다. 계산결과

주어진 초기 DRC hole 내표면 온도, 820.15 K, 첫 Junction 온도(AHX 출구온도), 685.15 K, DHX 내부 소듐 온도차 10 K, AHX Shell 측 공기 온도차 80 K를 초기조건으로 하여 정상상태 유동량 및 온도분포를 계산했다. 회로 내 소듐 압력은 AHX 입구에서 대기압과 같다고 가정한다. 그리고 식 (20)의 h_{cv} 는 PVCS [4]에서 사용한 10. W/m^{2}K를 사용했지만, 상당한 불확실성을 내포하고 있으므로 향후 이 값에 대한 타당한 결정이 요구된다. 수치해석을 위한 첫 노드는 AHX 출구 다음의 수직 하향관 첫번째 노드를 기준했다. 기본 입력을 사용하여 계산한 결과는 그림 6 -8에서 보여진다. 계산된 결과 DHX의 소듐온도는 Tube 내부 열전달계수가 열복사 열전달계수인 외부 값보다 상대적으로 큰 관계로 Tube 벽면과 소듐의 온도는 1.0 K 이하로 차이가 거의 없다. (그림 6) 또한 AHX의 경우도 외부 공기와의 온도차가 아주 크기 때문에 소듐과 벽면과의 온도차는 상대적으로 작다. (그림 7) 그림 8은 회로의 압력분포를 보여준다. AHX 입구압력을 1 기압으로 잡았기 때문에 압력은 중력의 영향으로 바닥 수평관에 도달할 때까지 계속 증가함을 알 수 있다. AHX 전열관은 helical 형태로 되어있어 압력의 기울기가 작다. 높이가 5 m 인 반면 길이는 25 m 이기 때문이다. 이 결과는 현재 상세한 AHX와 DHX의 설계가 완료되지 않았기 때문에 논리 및 프로그램의 타당성 입증에는 의미가 있으나, 물리적 의미는 부여할 수 없다.

본 계산에서 주어진 기하학적 배열에서 전체 설계변수에 가장 영향을 주는 입력 값은 AHX 외부 Shell 측 공기의 온도차, 열복사시 기체의 전도 및 대류 효과를 보정하는 식 (20)의 h_{cv} , 그리고 DRC hole 내표면의 온도일 것이라 판단된다. AHX 외부 Shell 측 공기 온도차는 공기 유량을 결정하고, 공기유량의 결정은 AHX 높이, Shell 측의 열전달 면적 및 유동면적 등의 설계에 직접적 영향을 주며, 경제성과도 직결되어 있어 매우 중요하다. 또한 h_{cv} 는 DHX의 열흡수와 상관되어 정상운전 시 열손실에 결정적으로 영향을 미치기 때문에 원자로 열효율과 상관된다. 그러나 이 값은 설계 후에는 제어 가능한 값이 아니기 때문에, 최소화하는 방안이 h_{cv} 영향 분석을 통해 설계 단계에서 반영되어야 한다. DRC hole 내표면의 온도는 h_{cv} 와 마찬가지로 열효율에 영향을 미치고 특히, 사고 시에는 소듐풀 온도로 대체되어 잔열제거 능력을 결정하며 AHX의 전열 면적을 정하는데도 영향을 미친다. 이러한 중요성 때문에 PDRC의 설계뿐 아니라, 과도기 해석을 위해 이들 변수의 민감도 분석이 수행되었다.

먼저 AHX의 Shell 측 공기온도차의 민감도를 분석하였다. 그림 9와 10은 기본입력 즉, h_{cv} = 10 W/m^{2}K, DRC hole 내표면 온도 820.15 K에서 Shell 측 공기온도차를 20, 40, 80, 120으로 증가시켰을 경우의 관심 설계변수에 대한 계산결과이다. 이 값들은 DHX의 열흡수에는 영향을 거의 미치지 않으나, 예상했듯이 AHX 공기입구온도와 공기유량에는 상당한 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 공기유량의 감소는 당연히 예상되었지만, AHX 공기입구 온도는 온도차가 증가할수록 감소한다. 공기 온도차의 증가는 공기출구를 중심으로 회로 내 소듐온도와 격차가 줄어들기 때문에 DHX에서 흡수한 일정한 열량과 균형을 맞추기 위해서 결국 공기 입구온도가 감소한 것으로 판단된다. 유량 또한 공기 온도차가 6배 증가하지만 유량은 약 1.4 배만 감소하기 때문에 공기 온도차 증가가 유량 감소에 결정적 잇점을 제공하지는 못한다. 그러나 공기입구는 40 K의 감소효과가 있으므로 유리하다.

풀소듐 혹은 DRC hole 내표면의 온도효과는 표 1에서 보는 바와 같이 회로 내의 대부분 설

계변수들에 영향을 미치고 있다. 이 온도의 30 K 증가는 약 30 %의 공기유량 증가효과를 보이고, AHX 공기 온도는 약 15 K 이상 감소하는 효과가 있다. 또한 약 10 %의 DRC 회로 내 소듐 유량이 증가한다. 특이한 점은 노심 Baffle의 온도가 800.15 K 일 경우에는 AHX 공기 입구온도가 수렴하지 않는다는 것이다. 이것은 DHX에서 흡수한 열이 작기 때문에 AHX 열제거율이 균형을 맞추기에는 공기온도가 상당히 높아야 하지만, 주어진 대기온도의 초기값은 수렴조건의 적정범위를 벗어났기 때문이라 풀이된다. 이의 수렴을 위해서는 그 외 다른 설계변수를 모두 고려해 대기온도의 초기값을 찾아야 수렴 가능성이 있을 것으로 판단한다.

다음으로 DHX의 열복사 열전달과 관련하여 기체의 열전도와 대류효과를 보정하는 식 (20)의 h_{cv} 는 풀소듐 온도와 마찬가지로 DHX 열교환에 주로 영향을 미치고 있다. 이 값의 약 3 배 증가는 DHX 열흡수량을 약 23 % 증가 시키고 (그림 11), AHX 공기 입구온도(그림 12)는 40 K, 그리고 AHX 공기유량(그림 13)은 대충 10 %만 증가시킨다.

3. 결론

PDRC 회로의 설계에서는 정상운전 시 열손실의 최소화하고, 동시에 사고 시에는 가능한 많은 열제거가 이루어져야 하는 양면성이 존대한다. 설치의 관점에서는 특히 DHX의 경우 공간적인 제약이 있으므로 전열면적이 또한 최소화되어야 한다. 그리고 AHX의 부하는 크기 및 높이와 관련하여 경제적인 측면도 고려되어야 한다. 따라서 가장 먼저 주어진 전열면적에서 AHX의 높이가 최소화되어야 하는데, 이는 열제거량 균형의 공기유량과 직결되어 있다. 따라서 가능한 AHX 공기 온도차를 크게 설계함으로써 높이를 줄여야 한다. 이 값이 적을 경우 입구온도가 높아지므로 공기예열의 필요성이 제기될 수도 있다. 또한 h_{cv} 를 오히려 증가시킴으로써 AHX의 공기유량 감소 효과가 열손실 보다는 더 큰 잇점이 있을 것으로 판단된다. 본 계산에서 사용한 설계 값들은 전혀 최적화가 되지 않았고, 해석모델의 개발을 위해 대략 임의로 사용된 값이 많다. 향후 과도기 모델까지 개발된다면 사고 시의 열제거능력도 함께 살펴볼 수 있을 것이다. 따라서 본 계산결과는 모델 개발과 관련한 정성적인 점은 인정되지만, 정량적인 분석을 하기에는 자료가 아주 부족하다. 다만 본 연구의 목적이 모델개발 이므로 계속해서 유사 입력 값을 사용하여 과도기 계산모델을 개발할 계획이다. 이 모델이 완성되면 새로운 개념의 자연순환회로, PDRC 뿐 아니라, 비압축성 액체금속을 냉각재로 사용하는 회로 혹은 계통에 대해서는 최소의 노력을 통해 효과적으로 활용될 것이라 판단한다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 연구.개발사업의 일환으로 수행되었다.

7. 참고 문헌

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

[2] F.E. Dunn, et al., "The SAS2A LMFBR Accident Analysis Computer Code", ANL-8183, Oct.1974

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

[4] 장원표 외, "KALIMER 계통분석 코드 SSC-K 용 PSDRS 모델개발", KAERI/TR-1143/98

ΔT_{air}, K / 설계변수	800.15	820.15	850.15
열전달양 (MW)	수렴 실패	0.52	0.68
입구공기온도, K	수렴 실패	395.8	380.6
소듐 초기온도	수렴 실패	380.56	328.71
DHX 소듐온도차	수렴 실패	12.86	15.96
DRC 소듐유량	수렴 실패	31.62	33.46
AHX 공기유량	수렴 실패	2.84	4.45

표 1 소듐풀 온도에 대한 설계변수 민감도 분석

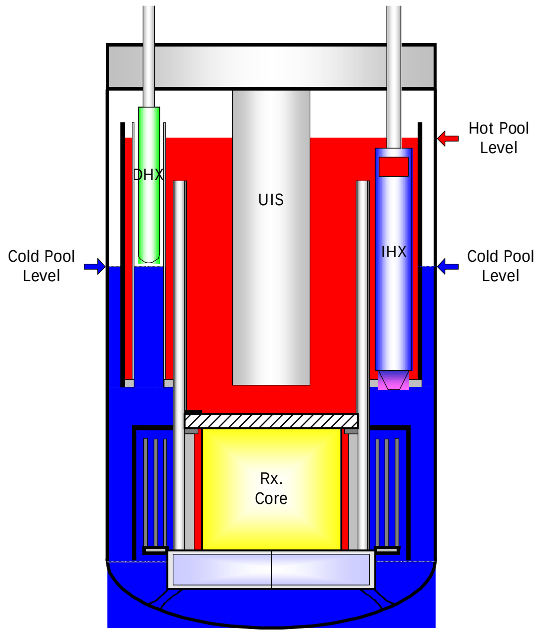
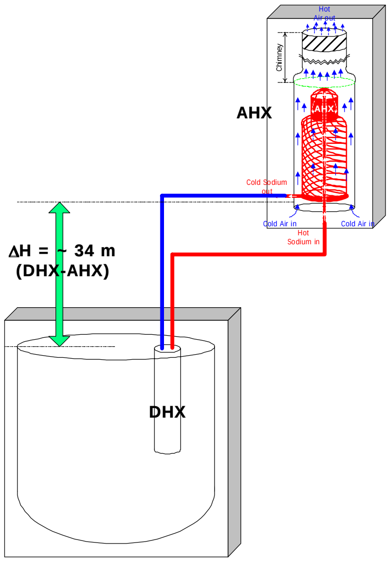


그림 1 PDRC 계통의 원자로 용기 내 위치와 작동방식



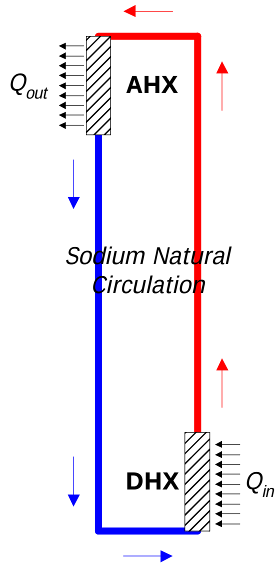


그림 2 PDRC 계통의 원자로 내 배치 그림 3 PDRC 모델개발을 개략 계통 도식도

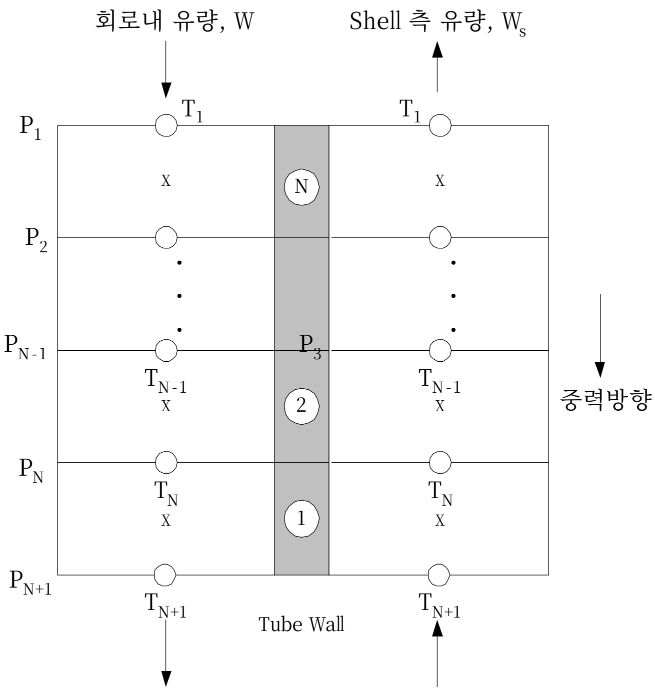


그림 4 수치해석을 위한 열교환기 모델링

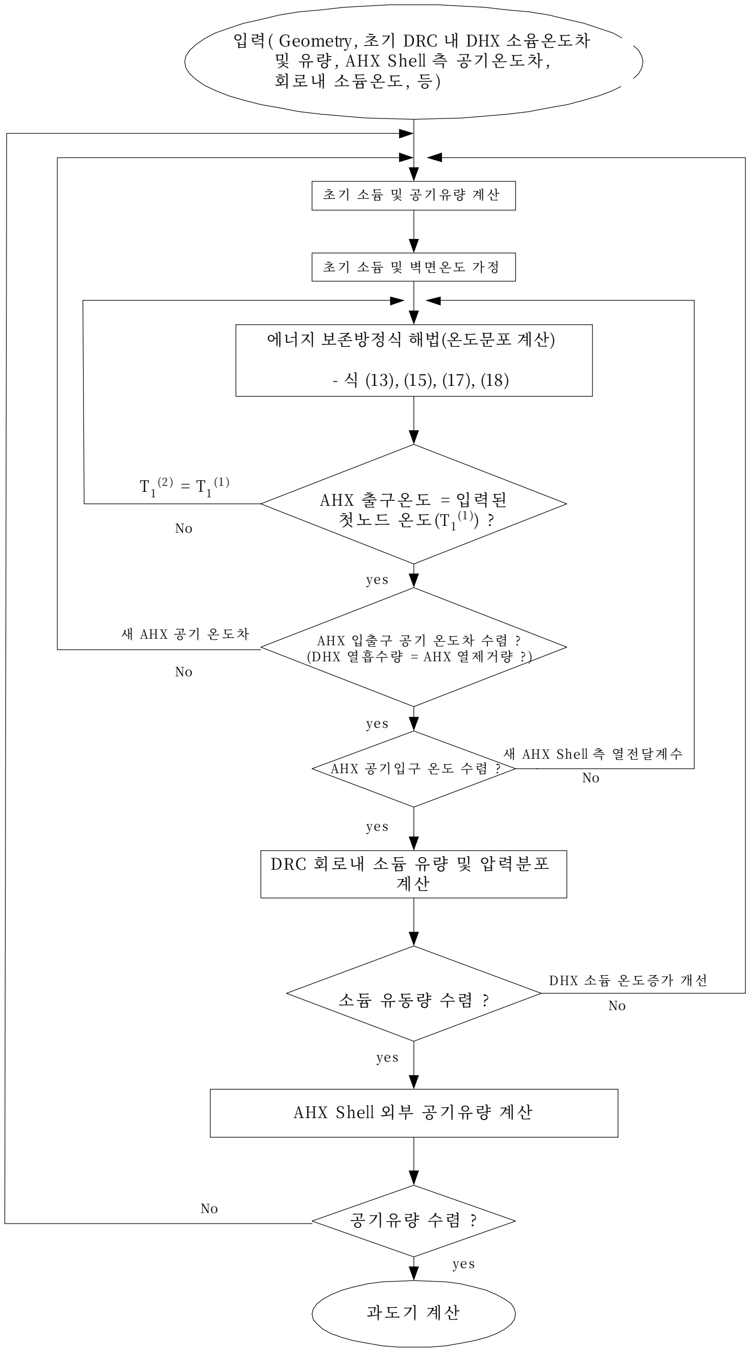


그림 5 정상상태 계산논리 흐름도

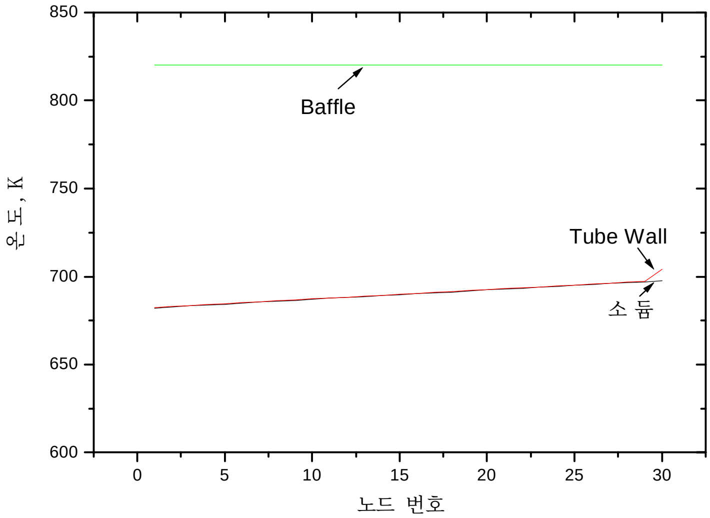


그림 6 DHX 온도 분포

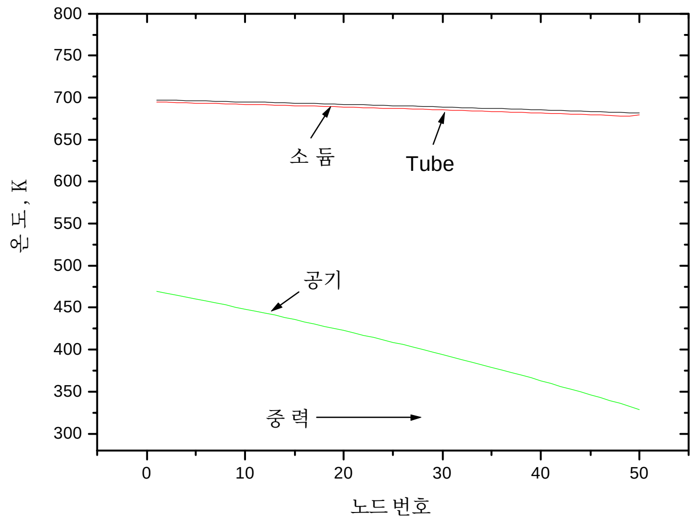


그림 7 AHX 온도 분포

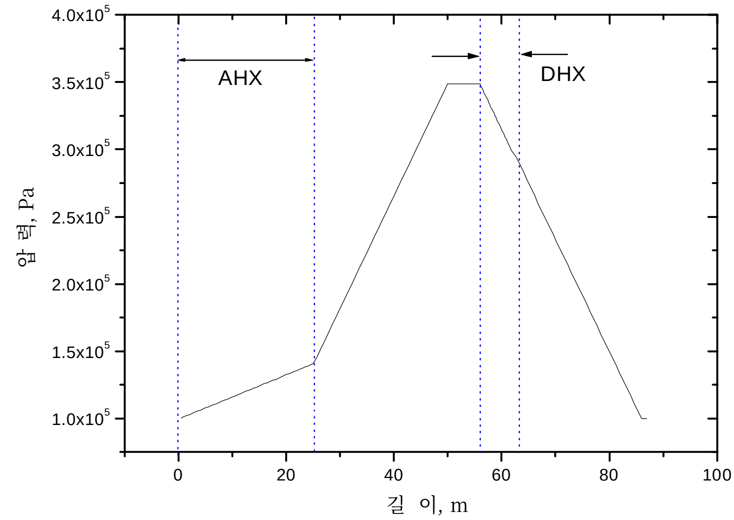


그림 8 회로내의 압력 분포

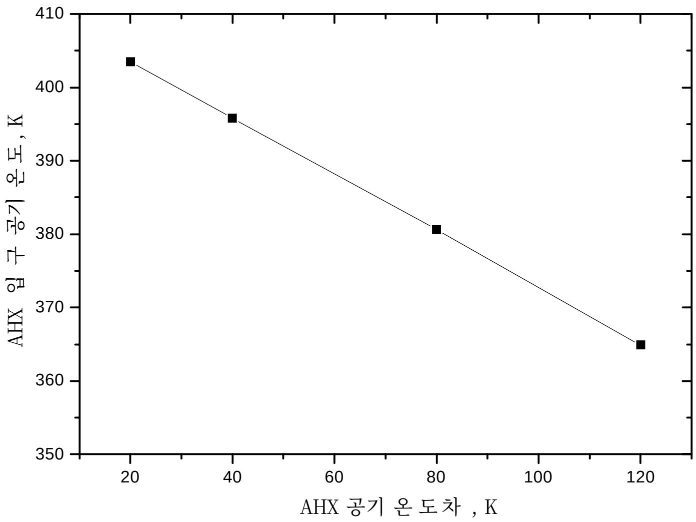


그림 9 AHX 공기 온도차 변화에 대한 입구 공기 온도효과

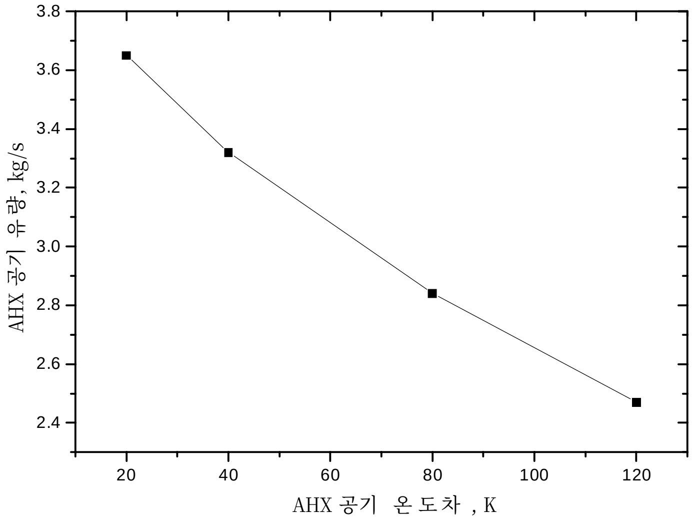


그림 10 AHX 공기 온도차 변화에 대한 공기 유량 효과

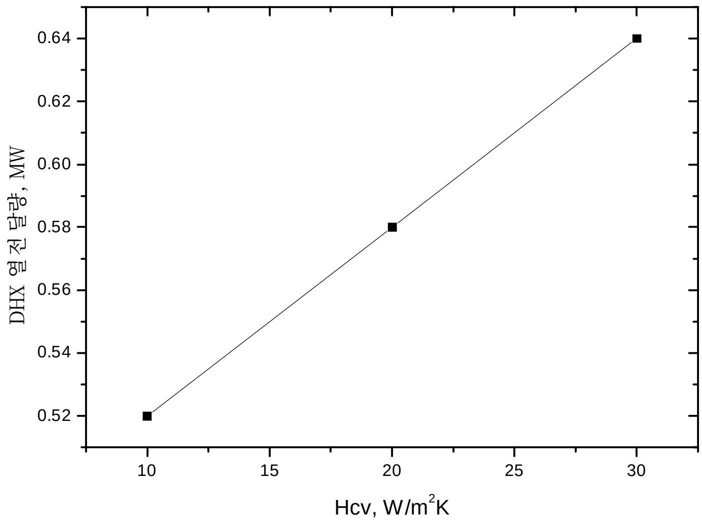


그림 11 Hcv 변화에 대한 DHX 열 흡수량 효과

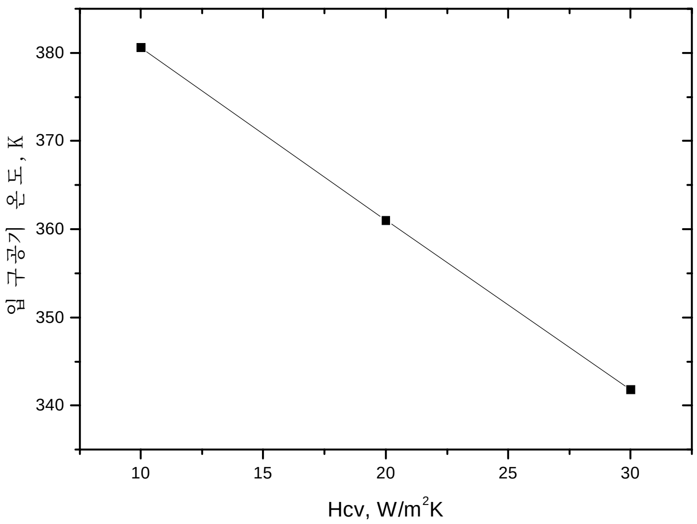


그림 12 Hcv 변화에 대한 AHX 입구 공기 온도 효과

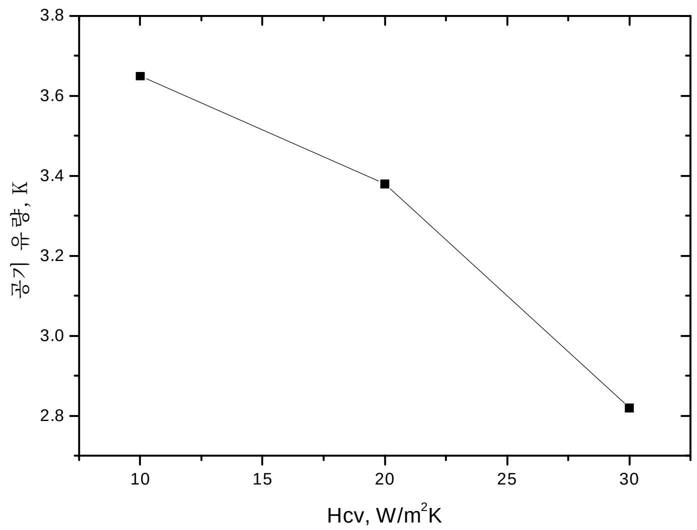


그림 13 Hcv 변화에 대한 AHX 공기 유량 효과