

열전도관 해석을 위한 MARS-KS 모델 개발과 열전달 성능 평가

정해용*[†] · Nihat Erdem Berber* · 이도영* · 하귀석**

Development of MARS-KS Heatpipe Model and Evaluation of Heat Transfer Performance

Haeyong Jeong*, Nihat Erdem Berber*, Doyeong Lee*, Kwiseok Ha**[†]

Key Words : Heat pipe(열전도관), Passive Heat Transfer(피동 열전달), Passive Heat Removal System(피동 열제거계통), MARS-KS, Two-phase Flow(이상유동)

ABSTRACT

To simulate a heat pipe with the MARS-KS (Multi-dimensional Analysis for Reactor Safety - KINS Standard) code, which is widely used for thermal-hydraulic analysis of nuclear power plant systems, the governing equations have been improved and relevant thermal-hydraulic models have been developed. For considering the effects of surface tension at the gas-liquid interface within the heat pipe, capillary pressure term was added to the governing equations. Furthermore, as the internal wick structure alters the existing flow regimes in MARS-KS, this paper describes the modification of the annular flow regime and the corresponding method for calculating the interfacial area. The enhanced model was validated against experimental data, which demonstrates the applicability of the developed model and also suggests the need of improvement of heat transfer model in condenser part. Future work will focus on implementing a liquid momentum correlation to better predict evaporator dryout and applying specialized heat transfer models, such as nucleate boiling and film condensation, to improve simulation fidelity. These developments aim to establish MARS-KS as a robust tool for heat pipe design and safety analysis.

기호 설명 (Nomenclature)

a_{int}	Interfacial area (m^2)	N_{pore}'''	Pore site density function
A	Flow area (m^2)	R_{pore}	Pore radius (m)
B_x	Gravity force in x-direction	v_f	Velocity of fluid (liquid) (m/s)
C	Virtual mass coefficient	v_g	Velocity of gas
D_o	Pipe outer diameter (m)	V_{gt}	Interfacial gas velocity (m/s)
D_{wo}	Wick outer diameter (m)	α_f	Void fraction of fluid (liquid volume fraction)
D_{wi}	Wick inner diameter (m)	α_g	Void fraction of gas (gas volume fraction)
H_{fg}	Mean curvature of the gas-liquid interface	ρ_f	Density of fluid (liquid) (kg/m^3)
P	Pressure (Pa)	ρ_g	Density of gas
P_v	Vapor pressure (Pa)	θ_{cap}	Contact angle between the liquid phase and the wick wire (m)
P_l	Liquid pressure (Pa)	σ	Surface tension (N/m)
R_{cap}	Radius of curvature of the liquid corrugated surface (m)		

* 세종대학교 양자원자력공학과(Sejong University, Department of Quantum and Nuclear Engineering)

** 한국원자력연구원(Korea Atomic Energy Research Institute)

[†] 교신저자, E-mail : hyjeong@sejong.ac.kr

Γ_g	Mass generation rate (mass transfer rate) (kg/m^3s)
ϕ	Surface porosity

1. 서론

열전도관(Heat pipe)은 인위적인 힘을 가하지 않고 자연 현상으로 열을 전달하는 장치이기 때문에 신뢰성과 효율성이 매우 높다. 이 장치의 열원과 열침원 온도 차이는 작지만, 잠열(Latent heat)을 이용하여 열을 전달하기 때문에 상대적으로 매우 큰 열량을 전달할 수 있다. 현재 우주선의 동력을 제공하는 원자로나 초소형 원자로의 피동 열제거계통으로 고려되고 있다. 열전도관의 내부 작동 유체와 압력을 변화시킴으로써 다양한 환경과 조건에서 열을 전달시킬 수 있기 때문에 이 장치의 활용 가치는 매우 높다. 작동 유체로는 일반적으로 물이나 알칼리 액체 금속 등이 사용되며, 그 외 다양한 유체가 사용될 수 있다^(1,2).

열전도관 내부에서 기화와 응축을 통해 열을 전달하는 작동 유체로 300~500 K 온도 범위에서는 물이 적절하다. 물을 작동유체로 사용하는 열전도관은 현재 상업적으로 널리 사용되고 있는데 CPU/GPU 쿨러, 노트북, 공조시스템 열교환기에 사용되어 열전도관에 대한 열성능과 경제성이 검증되었다⁽³⁾. 500~700 K 사이에서는 수은이 적절한 것으로 알려져 있지만 독성 때문에 잘 사용되고 있지 않다. 700~1600 K 사이에서는 알칼리 금속 유체가 이용되는데, 대표적으로 칼륨, 나트륨, 리튬 등이 후보 물질이다⁽⁴⁾. 특히 칼륨-나트륨 혼합 유체의 경우 용융점을 $-12.6\text{ }^\circ\text{C}$ 까지 감소시킬 수 있어 주로 우주선 등에서 활용가치가 높다. 최근에는 우주용 원자로뿐만이 아닌 지상에서도 사용될 수 있는 초소형원자로 개발을 위해서도 열전도관을 이용한 설계가 활발히 개발되고 있다.

2. 히트파이프 해석 모델

2.1 히트파이프 해석 방법

Fig. 1에 열전도관 구성요소와 작동 원리가 도시되어 있

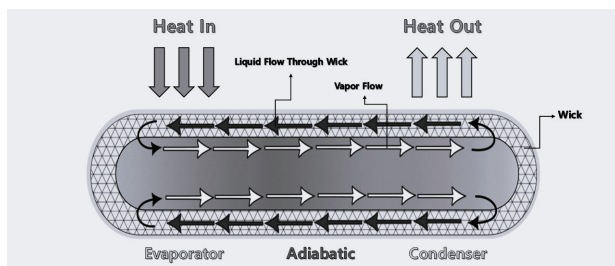


Fig. 1 Heat pipe structure and operation principle

다. 열전도관을 여러 산업에 적용하기 위해 다양한 정상상태 및 과도 상태 해석모델들이 개발되어왔다. 작동 유체의 고화된 상태에서부터 과도 운전까지 설계하기 위해서는 작동 유체의 기체-액체 계면, 파이프의 벽면, Wick(철망)에서의 열 및 질량 전달과 관련된 비선형 방정식들을 결합해서 풀어야 한다. 현재까지의 대부분 해석모델은 다차원을 기반으로 한 정상상태 해석모델로서 계산 효율성 측면에서 사용자에게 부담이 될 수 있다.

열전도관 모델들은 4가지 범주로 구분되는데, 기체 유량만을 모의하는 방법, 기체-액체 계면을 이용한 운동량 방정식을 결합하고 Wick에서 액체 유량을 무시하면서 기체, Wick, 벽면 영역을 모의하는 방법, 기체-액체 계면에서 운동량 방정식을 풀지 않고 역향류 모델을 이용하여 기체와 액체의 유량을 계산하는 방법, 기체-액체 계면에서 표면장력으로 인해 오목해진 부분의 곡률 반경을 계산하고 운동량방정식과 에너지방정식을 계산하는 방법이 가능하다.

2.2 MARS-KS 열전도관 모델

Wick에서 기체-액체 계면이 존재할 때, 표면장력으로 인해 요철 계면을 형성한다. 이로 인해 배관의 벽면에서는 보통 환상 유동이 형성된다. Wick에서의 기체-액체 경계면은 일반적으로 오목한 형태를 가진다. 이 경우에 기체-액체 경계면에서 기체와 액체의 압력 차이는 Pascal 관계식으로 표현할 수 있는데, Fig. 2에 나타난 Wick 구조의 철망 사이에 형성되는 오목한 요철 구조에서 기체와 액체 사이의 압력 차는 다음과 같다.

$$P_v - P_l = \frac{2\sigma}{R_{cap}} \cos\theta_{cap} \quad (1)$$

여기서 σ 는 표면장력, θ_{cap} 는 액체상과 Wick 사이의 접촉각, R_{cap} 은 액체 요철 표면의 곡률 반경을 의미한다.

다양한 열수력 해석을 수행할 수 있는 MARS-KS(Multi-dimensional Analysis for Reactor Safety-KINS Standard) 코드는 유동을 1차원적으로 분석하는 코드인 RELAP5/mod3

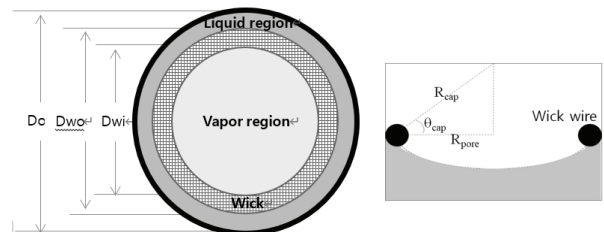


Fig. 2 Capillary effect due to surface tension at the wick structure⁽⁶⁾

와 유동을 3차원적으로 분석하는 COBRA-TF를 기반으로 개발되었다. 기존 MARS-KS 코드의 지배방정식은 두 상의 압력이 같다는 가정 하에서 유도되었다⁽⁵⁾. 따라서 모세관 현상에 의한 압력 변화를 고려하기 위해서는 지배방정식을 새로 유도해야 하며 상당히 광범위한 코드 수정이 수반되어야 한다. 이러한 번거로움을 피하기 위해 본 연구에서는 모세관 압력으로 인한 힘과 일을 생성항(Source term)으로 처리하는 방법을 채택하였다. 아래에서는 이를 위한 보존방정식 개선 내용을 기술하고 있다.

2.2.1 운동량 보존방정식 개선

새롭게 구성된 MARS-KS 코드의 기체와 액체의 운동량 보존식이 식 (2)와 (3)에 주어져 있다⁽⁵⁾. 아래 식의 우측 맨 끝항은 표면장력으로 인한 힘을 고려하기 위해 추가한 것이다. 좌측 첫 번째 항은 운동량의 시간 변화율, 두 번째는 운동량 출입량을 나타낸다. 우측 첫 번째는 압력 구배, 두 번째는 중력, 세 번째는 벽면 마찰, 네 번째는 증기 생성으로 인한 운동량, 다섯 번째는 계면 마찰, 여섯 번째는 가상 질량으로 인한 운동량 변화, 일곱 번째는 모세관 압력으로 인한 힘과 일을 각각 나타낸다.

$$\alpha_g \rho_g A \frac{\partial v_g}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_g \rho_g A \frac{\partial v_g^2}{\partial x} = -\alpha_g A \frac{\partial P}{\partial x} + \alpha_g \rho_g B_x A - (\alpha_g \rho_g A) FWG(v_g) + \Gamma_g A (v_{g,j} - v_g) - (\alpha_g \rho_g A) FIG(v_g - v_f) - C \alpha_g \alpha_f \rho_m A \left[\frac{\partial (v_g - v_f)}{\partial t} + v_f \frac{\partial v_g}{\partial x} - v_g \frac{\partial v_f}{\partial x} \right] - \alpha_g A \frac{\partial (2H_f \sigma)}{\partial x} \frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g}$$

$$\alpha_f \rho_f A \frac{\partial v_f}{\partial t} + \frac{1}{2} \alpha_f \rho_f A \frac{\partial v_f^2}{\partial x} = -\alpha_f A \frac{\partial P}{\partial x} + \alpha_f \rho_f B_x A - (\alpha_f \rho_f A) FWF(v_f) - \Gamma_g A (v_{g,j} - v_f) - (\alpha_f \rho_f A) FIF(v_f - v_g) - C \alpha_g \alpha_f \rho_m A \left[\frac{\partial (v_f - v_g)}{\partial t} + v_g \frac{\partial v_f}{\partial x} - v_f \frac{\partial v_g}{\partial x} \right] - \alpha_f A \frac{\partial (2H_f \sigma)}{\partial x} \frac{\rho_f}{\rho_f - \rho_g}$$

2.2.2 열전도관 계면 면적 모델

MARS-KS 코드는 열전도관에서의 에너지 전달을 모의하기 위한 기본적인 항들을 에너지 보존식에서 고려하고 있다⁽⁵⁾. 일반적인 이상 유동에서의 열전달과 열전도관에서의 열전달 특성이 가장 다르게 나타나는 부분은 Wick 영역에 의한 액체상과 기체상 사이의 열전달이 이루어지는 경계면의 형태로 볼 수 있다. Wick 구조의 위치와 액체-기체 상간의 경계면의 위치에 따라 상간 열전달이 이루어지는 경계면의 면적이 다르게 계산되어야 한다. Hansel 등은 최근 열전도관 모델 개발 과정을 체계적으로 정리하여 제시하고 있다⁽⁶⁾. 본 연구에서는 이를 참조로 하여 MARS-KS 코드의 벽면 열전달에 영향을 미치는 계면 면적 모델을 개선하였다. 기체-액체 계면의 접촉각은 모세관 압력 즉 식 (1)과 계면 면적의 밀도를 구하는 데 필수적이다. 이 접촉각은 Wick 영역에서의 기포율을 기반으로 결정되는데, Fig. 3에 주어진 3가지 형태가 가능하다.

Fig. 3의 (a)는 기체-액체 경계면이 Wick의 안쪽과 평평

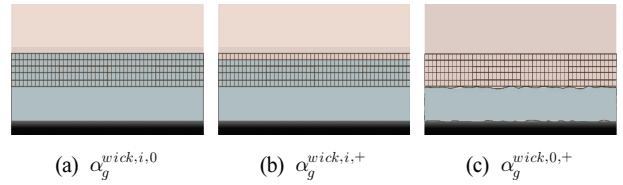


Fig. 3 Location of phase boundary in heat pipe⁽⁶⁾

해질 때이며, 이 경우 경계면 면적은 일반적인 환상 유동에서의 면적과 같다. (b)는 Wick 쪽으로 반구 형태의 요철 경계면을 가지며, 이때 경계면 면적에는 요철 형태가 고려되어야 한다. (c)는 경계면이 Wick 바깥쪽에서 반구 형태의 요철면을 가지는 경우로서, (b)와 마찬가지로 요철 형태가 고려되어야 한다, 각각의 기포율 값은 Fig. 2의 기하학적 치수를 이용하여 식 (4)와 같이 계산된다⁽⁶⁾.

계면 면적은 해당 영역에서의 기포율에 따라 결정된다. 먼저 계면이 존재하는 위치에 따라 각각의 기포율 값은 Fig. 3의 기하학적 형상을 이용하여 각 경우에 대해 식 (4)와 같이 얻어진다.

$$\begin{cases} \alpha_g^{(wick,i,0)} = \frac{D_{wi}^2}{D_{wo}^2} & (a) \\ \alpha_g^{(wick,i,+)} = \alpha_g^{(wick,i,+)} + N_{pore}'''(D_{wi}) \frac{2\pi R_{pore}^3}{3} & (b) \\ \alpha_g^{(wick,i,+)} = \alpha_g^{(wick,i,+)} + \phi \frac{((D_{wo}^2 - D_{wi}^2))}{(D_o^2)} + N_{pore}'''(D_{wo}) \frac{2\pi R_{pore}^3}{3} & (c) \end{cases} \quad (4)$$

$$N_{pore}'''(D) = \frac{\phi \pi D}{A_{pore} A} \quad (5)$$

위 식에서 $A_{pore} = \pi R_{pore}^2$ 로 정의되며, ϕ 는 표면기공률을 의미한다. 그리고 N_{pore}''' 표면기공밀도 함수이다. 결정된 wick 영역에서의 기포율을 토대로 기체-액체 상간의 경계 면적은 다음의 식 (6)과 같이 계산된다.

$$a_{int}(\alpha_g) = \begin{cases} 2\sqrt{\frac{\pi \alpha_g}{A}} & (\alpha_g \leq \alpha_g^{wick,i,0}) \\ \frac{2\pi R_{pore}^2 N_{pore}'''(D_{wi})}{\xi + 1} & (\alpha_g^{wick,i,0} \leq \alpha_g \leq \alpha_g^{wick,i,+}) \\ \frac{2\pi R_{pore}^2 N_{pore}'''(D_{int})}{\xi + 1} & (\alpha_g^{wick,i,+} \leq \alpha_g \leq \alpha_g^{wick,o,+}) \\ \frac{\pi}{A} \sqrt{\frac{D_o^2 - 4(1 - \alpha_g)A}{\pi}} & (\alpha_g^{wick,o,+} \leq \alpha_g) \end{cases} \quad (6)$$

위 식에서 $\xi \equiv \sin \theta_{cap}$ 으로 정의된다.

MARS-KS 코드의 환상 유동 영역은 기포율이 0.8 이상으로 설정되어 있다. 그러나 열전도관의 경우 Wick 영역이 차지하는 분율이 어느 정도인지는 설계에 따라 다르다. 따라서 기존 MARS-KS 코드의 환상 유동 영역 정의를 바꾸어야 하는데, Wick 분율이 기포율 0.8보다 큰 영역에 존재하면 기존 환상 유동 하향 조건은 그대로 사용한다. 반면, 기포율 0.8보다 작은 영역에 존재하면 환상 유동 영역은 0.7로 설정

하였다. 이는 Wick 분율의 하한이 0.7이라고 가정한 것이다. 벽면 열전달은 기존 코드에서 환상 유동의 경우 열전달 양은 액체와 기체에 적절한 분배가 이루어진다. 그러나 열전도관에서는 벽면에 항상 액체가 존재하거나 완전히 기체 상태가 된다. 즉 벽면 열전달은 단상으로만 이루어진다. 이에 따라 특정 기포율 값 이하에서는 액체로만 열전달이 이루어지고, 그 이상에서는 기체로만 열이 전달되도록 코드가 수정되었다.

3. 열전도관 모델 평가 계산

3.1 대상 실험 MARS-KS 모델링

개선된 MARS-KS 코드를 이용하여 수평형 물-구리 열전도관에 대한 열수력 거동 실험에 대한 모의 계산을 수행하였다. 모의 계산에 사용된 열전도관은 El-Genk가 수행한 실험의 Double-layer, 150 mesh, Screen Wick을 가진 구리 열전도관이다⁽⁷⁾. 해당 열전도관은 내경 17.3 mm, 외경 19.1 mm이며 증발부(Evaporator)의 길이는 393 mm, 단열부(Adiabatic section)의 길이는 37 mm, 응축부(Condenser)의 길이는 170 mm로서 총 길이는 610 mm이다. 또한 응축부는 냉각재킷(Cooling Jacket)을 통해 순환하는 물로 냉각된다.

응축부는 냉각재킷을 통해 물을 순환시켜 냉각하며, 이 물

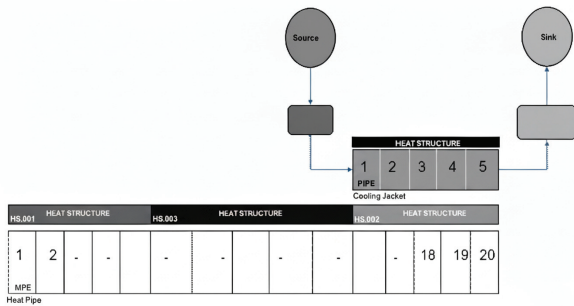


Fig. 4 MARS-KS nodalization for the experiment

Table 1 Heat pipe design parameters⁽⁶⁾

Parameter	Value
Wall inner diameter (mm)	17.3
Wall outer diameter (mm)	19.1
Total length (mm)	610
Length of evaporator (mm)	393
Length of condenser (mm)	170
Inner diameter of wick region (mm)	15.8
Inner diameter of wick region (mm)	17.3
Material	Copper
Fluid	Water
Porosity	0.77

은 상부탱크를 통해 공급된다. 냉각 재킷의 내경은 22.3 mm, 외경은 25.4 mm이다. 실험 시작을 위해 냉각부의 유량을 안정화하여 초기 조건을 맞추었다. 가열 실험이 진행되면 열전도관의 증발부는 전기열선을 통해 균일하게 가열되는데, 증발부의 전기열선의 전력을 원하는 값으로 계단식으로 증가시키 가열하였다. 이후 정상상태에 도달하면 증발부의 전기출력을 차단하고 냉각부의 유량은 일정하게 유지하면서 냉각 실험을 진행하였다.

모의 계산을 위해 구성된 노드는 El-Genk에 의해 설명된 물리적 조건과 매우 유사하며, MARS-KS 코드의 열전도관 시뮬레이션 개선 사항을 검증하는 데 적합하다. 또한, 열전도관을 수평 배치하여 중력의 영향을 최소화함으로써, 분석을 위한 제어된 상황을 제공한다. 모델링을 위해, 열전도관 설계 정보와 초기 조건을 수집하여 MARS-KS 코드에 적용하였다. 이렇게 구성된 실험 조건에 맞춘 노드 구성은 Fig. 4에서 제시되어 있다.

3.2 실험 평가 계산 결과

3.2.1 가열 실험 모의 계산

실험 조건과 동일하게, 시스템이 정상상태(Steady State)에 도달하는 과정을 확인하기 위해 3000초 동안 연속적으로 전기 출력을 공급하는 경우를 모사하였다. 시험 초기 조건에서 냉각 재킷의 유량은 2.4 g/s, 초기온도는 295 K, 증발부의 초기 열 입력은 570 W이다. 실험에 수행하기 전, 냉각 재킷의 냉각수 유량은 설정 목표 값 도달 이후, 실험 전 과정 동안 일정하게 유지되었다. MARS-KS 모의 계산에서도 냉각재킷의 유량과 온도를 일정하게 유지하면서 570 W의 열을 증발부에 공급하였다.

Fig. 5는 실험 결과 얻어진 열전도관 각 영역에서의 온도 분포를 보이고 있다. 그리고 Fig. 6과 Fig. 7은 각각 수정된 MARS-KS 코드와 기존 MARS-KS 코드로 예측된 온도 분포이다. 이 결과들은 수정된 MARS-KS의 계산에서 기존 MARS-KS보다 전체적인 실험 경향을 타당하게 모의함을 의

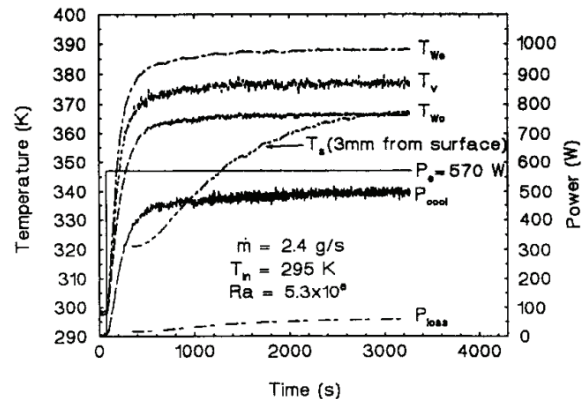


Fig. 5 Steady-state energy balance experiment by El-Genk⁽⁷⁾

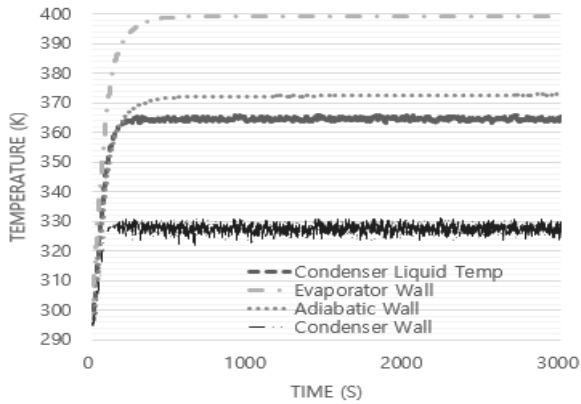


Fig. 6 Modified MARS-KS prediction of energy balance experiment

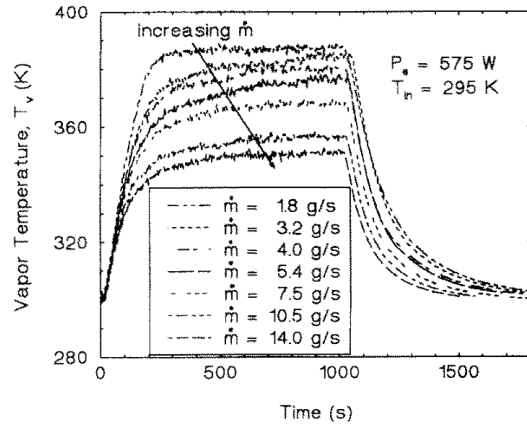


Fig. 8 Heat-up and cool-down experiment results by El-Genk⁽⁷⁾

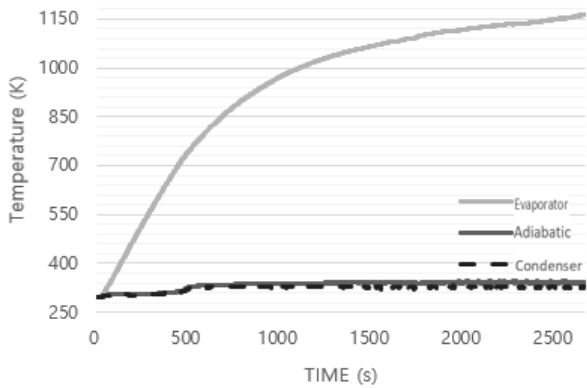


Fig. 7 Original MARS-KS prediction of energy balance experiment

미한다. 특히 Fig. 7에서 수정 전 MARS-KS 코드는 증발부 벽면 온도가 시간에 따라 지나치게 증가하여 열전도관의 열 전달 특성을 모의하지 못함을 알 수 있다. 반면 Fig. 6에 보인 바와 같이 수정된 MARS-KS는 응축부 벽면 온도는 실험과 거의 동일하게 예측하고 증발부 벽면 온도를 약간 높게 예측하지만 열전도관의 특성을 잘 모의하고 있다. 높은 증발부 벽면 온도는 가열 벽면에서 Wick을 통한 열전달량이 실제 실험보다 모의 계산에서 과소평가됨을 의미한다. 이러한 차이는 열전도관 내부에서 액막을 통한 축방향 열전도 부분이 포함되지 않았기 때문으로 분석된다. 또한 Wick 내부에서 부분적으로 나타날 수 있는 핵비등(Nucleate Boiling)과 같은 열전달 현상이 불충분하게 반영되었기 때문으로 볼 수 있다. 열전도관 내부 축방향 열전도와 증발부 영역의 비등 열전달과 개선한다면 증발부 벽면 온도 예측 또한 향상될 것으로 판단된다.

3.2.2 냉각 실험 모의 계산

냉각 실험은 열량을 575 W로 일정하게 유지하였고, Fig. 8과 같이 응축부의 냉각재킷의 유량은 1.8 g/s에서 14 g/s로 변화시키며 수행하였다. 냉각수 유량이 높아질수록, 가열 과정 동안 증기 온도는 완만하게 낮은 평형값에 도달하였다. 냉각 과정 동안은 질량 유량이 감소함에 따라 온도 변화가

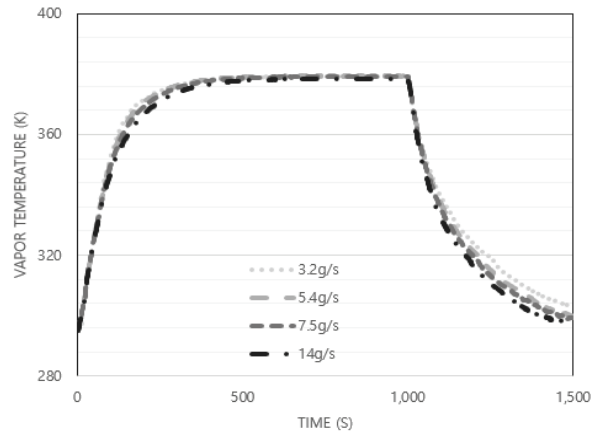


Fig. 9 Modified MARS-KS prediction of Heat-up and cool-down experiment

급격하게 나타나고 있다. Fig. 9는 실험에 사용된 냉각 유량 중 4가지 경우를 선정하여 모의 계산을 수행하여 얻은 열전도관 내부의 증기 온도를 보이고 있다. 모의 계산 결과는 가열 기간과 냉각기간 동안의 온도 변화 경향을 타당하게 추적하고 있음을 알 수 있다. 하지만 실제 실험에서의 결과와는 달리 모의 계산 결과는 냉각수 유량에 따른 증기 온도 변화를 과소평가되고 있다.

이처럼 수정된 MARS-KS의 열전달 모델이 냉각수 유량 변화에 따른 증기 온도 변화를 제대로 예측하지 못하는 것은 일차적으로 응축부에서의 증기 응축 모델의 한계로 파악된다. 실제 열전도관 내에서는 응축부 영역에서 복잡한 막 응축(Film condensation) 과정이 발생하며, 이에 따른 열저항은 냉각수 유량에 크게 의존한다. MARS-KS 모델에 반영된 응축 모델이 열전도관 내에서의 응축 현상을 타당하게 평가하는지 독립적인 평가가 필요하다고 판단된다. 이와 더불어 냉각물의 변화로 인해 응축율이 달라짐에 따라 액막의 두께 또한 상당한 차이를 가질 수 있으므로 열전달에 영향을 미친다. 액막을 통한 축방향 열전도량도 달라지므로 전체적인 열 제거율과 증기 온도도 영향을 받을 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 논문에서는 기존 계통열수력해석 코드인 MARS-KS 코드로 열전도관을 모의하기 위하여 지배방정식을 개선하고 관련 열수력 모델들을 추가하였다. 기존 MARS-KS 코드에서는 열전도관 내부 기체-액체 경계면에서의 표면장력이 미치는 영향을 고려하기 위한 모세관 압력이 모사되어 있지 않아 이를 위한 새로운 항을 지배방정식에 포함시켰다. 또한 열전도관 내부의 Wick 구조로 인한 열전달을 고려하기 위해 계면 면적 모델을 추가하였다. 이러한 코드 변경에 의한 영향을 파악하기 위해 El-Genk 등이 수행한 실험 결과와 MARS-KS 코드로 계산한 결과를 비교 분석하였다. 코드 평가 결과 새롭게 추가된 열전도관 모델은 실험에서 얻어진 전체적인 온도 변화의 경향을 타당하게 모의할 수 있어 원하는 기능이 성공적으로 코드에 반영되었음을 알 수 있다. 하지만 열전도관을 통한 열전달량 계산 정확도를 향상시키기 위해서는 추가적인 코드 개선이 필요한 것으로 평가된다. 이를 위해 증발부와 응축부를 위한 최적 상관식 도입, 축방향 열전달 모델 적용 등 몇 가지 MARS-KS 코드 개선 사항이 고려되고 있다. 지속적인 모델 개선과 다양한 평가 계산을 통해 MARS-KS 코드를 우주용 원자로와 초소형 원자로 개발을 위한 검증 계산용으로 활용할 수 있을 것이다.

후 기

이 논문은 2023년 세종대학교 연구역량강화사업과 한국원

자력안전재단의 원자력안전규제기술개발(과제번호 RS-2025-02314346) 사업의 지원을 받아 작성되었습니다.

References

- (1) Jang, J. H., et al., 1990, Mathematical modeling and analysis of heat pipe start-up from the frozen state. *Journal of Heat Transfer*, Vol. 112, No. 3, pp. 586~594.
- (2) Ishii, M. and Hibiki, T., 2010, *Thermo-Fluid Dynamics of Two-Phase Flow*. Springer Science & Business Media, New York.
- (3) Faghri, A., 2014, Heat pipes: Review, opportunities and challenges. *Frontiers in Heat Pipes*, Vol. 5, No. 1, pp. 1~48.
- (4) Tournier, J.-M. and El-Genk, M. S., 1992, HPTAM heat-pipe transient analysis model: an analysis of water heat pipes. *AIP Conference Proceedings*, Vol. 246, No. 1, pp. 1023~1037.
- (5) Korea Institute of Nuclear Safety, 2022, MARS-KS Code Manual Volume V: Models and Correlations Manual. KINS/RR-1822.
- (6) Hansel, J. E., Berry, R. A., Andrs, D., Kunick, M. S. and Martineau, R. C., 2021, Sockeye: A One-Dimensional, Two-Phase, Compressible Flow Heat Pipe Application. *Nuclear Technology*, Vol. 207, No. 7, pp. 1096~1117.
- (7) El-Genk, M. S. and Lianmin, H., 1993, An experimental investigation of the transient response of a water heat pipe. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, No. 15, pp. 3823~3830.