

비확산 액체질소 풀이 형성된 콘크리트 판의 열전도 모델 평가

김명배^{1,2,†} · Le-Duy NguYen¹ · 정경열¹ · 한용식¹ · 조성훈¹

¹한국기계연구원 플랜트융합연구실, ²과학기술연합대학원대학교 플랜트기계공학

Evaluation of the Heat Conduction Model of Concrete Ground on Which LN2 Non-Spreading Pool Forms

MYUNGBAE KIM^{1,2,†}, LE-DUY NGUYEN¹, KYUNGYUL CHUNG¹, YONGSHIK HAN¹, SUNGHOON CHO¹

¹Department of Plant Technology, Korea Institute of Machinery & Materials, 156 Gajeongbuk-ro, Yuseong-gu, Daejeon 34103, Korea

²Department of Plant Machinery & Systems, University of Science and Technology (UST), 217 Gajeong-ro, Yuseong-gu, Daejeon 34113, Korea

†Corresponding author :
mbkim@kimm.re.kr

Received 23 August, 2021
Revised 13 October, 2021
Accepted 19 October, 2021

Abstract >> In this study, evaporation of LN2 non-spreading pool on concrete plate was dealt with experimentally. The thermophysical properties of concrete, which is a composite material, were obtained by minimizing the difference between the numerical analysis results obtained from the assumed properties and the results from experiments. The thermal energy required for evaporation of the liquid pool is supplied from the concrete plate and the wall of the container. As a result of the measurement, the thermal energy flowing in from the wall was negligible compared to the one supplied from the concrete plate. It was found that the measured evaporation rate of the liquid pool by the heat energy supplied through the concrete plate agrees well with the PTC model except for the initial section of the experiment. The validity of the semi-infinite assumption and the one-dimensional assumption, which are the main conditions of the PTC model, was also verified through experiments. The evaporation rate model in the non-spreading pool discussed in this study can provide a basic frame for the one in the spreading pool, which is a meaningful result considering that the spreading pool is very realistic compared to the non-spreading pool.

Key words : Liquid nitrogen pool(액체질소 풀), Non-spreading(비확산), Concrete ground(콘크리트 그라운드), Perfect thermal contact(완전한 열적 접촉), Heat conduction model(열전도 모델)

Nomenclature

- A : area or cross-sectional area of vessel, m^2
 k : thermal conductivity, W/mK
 m : mass of liquid nitrogen in the vessel, kg
 \dot{m} : mass evaporation rate, kg/s
 q : heat flux, W/m^2
 R : radius of vessel
 T : temperature, K
 t : time, s
 v : vaporization velocity, m/s
 z : distance from the ground surface, m
 α : thermal diffusivity, m^2/s
 λ : latent heat, J/kg
 ρ : density of liquid nitrogen, kg/m^3

Subscripts

- a : ambient
 B : boiling point
 c : concrete
 g : ground
 v : vessel
 w : wall

1. 서론

액화천연가스, 액화석유가스, 액체수소 등과 같은 극저온 액체가 저장 용기에서 누출되어 바다 또는 지면과 같은 고체 표면 위에 모여지게 되면 액체풀(liquid pool)이 형성 된다. 일반적으로 액체풀은 특정한 표면 위를 확산해 가면서 증발하는 확산풀(spreading pool)이 되나, 웅덩이와 같은 확산이 제한되는 장소에서는 비확산(non-spreading) 액체풀이 형성된다.

확산풀의 물리적 현상을 연구하면서 확산속도와 증발속도의 개념이 도입되었고, 이 개념들을 이용하여 확산풀의 확산과 증발을 다루는 여러 가지의 모델들이 발표되었다. 물리적으로 액체풀의 증발이 확

산에 영향을 주기 때문에, 확산을 지배하는 방정식에 증발속도가 입력 변수로써 존재하는 constant frode number (CFN)¹⁾, shallow layer model (SLM)^{2,3)}과 같은 모델은 비교적 간단하여 지배 방정식의 해를 어렵지 않게 구할 수 있다. 그러나 이 방법에서는 액체풀의 확산이 증발속도의 정확성에 의존하고 있기 때문에 사용되는 증발속도 값의 타당성을 반드시 고려하여야 한다. 많은 수치 해석적 연구¹⁻⁶⁾에서는 이러한 평가 없이 증발속도 값을 입력변수로 사용하였다. 대부분 증발속도를 일정한 값으로 사용하였는데, 저자의 연구에서 증발속도는 일정하지 않다는 것이 입증되었다⁷⁾.

확산풀의 모델링에서 일정한 증발속도 값을 사용하는 모델링과 달리, 비확산풀의 증발속도 모델을 기반으로 확산과 상호작용하는 확산풀의 증발속도 모델은 비확산풀의 열전달 기구를 해석하여 얻어진다⁷⁾. 이 해석과정에서 적용되는 기본 가정은 1차원 열전도, 액체풀과 고체표면의 열적으로 완전한 접촉(perfect thermal contact, PTC), 반무한 깊이의 고체이다. 이와 같은 기본 가정에 고체표면으로써의 콘크리트의 불명료한 열물성치는 콘크리트에 대한 열전도 모델에 근본적인 문제점을 제공할 수 있다. 이것은 콘크리트가 단일 물질이 아닐 뿐만 아니라 주성분들의 배합비율이 다양할 수 있기 때문이다. 본 연구에서는 이와 같은 기본 가정들의 타당성을 검토하여 콘크리트 판의 열전도 모델을 평가하고자 한다. 이 열전도 모델로부터 비확산 액체질소 풀로 유입되는 열 유속을 평가할 수 있고, 결국 액체질소 풀의 증발속도 모델을 평가할 수 있게 된다.

2. 실험 장치

열전도 모델의 기본 가정들을 검토하기 위하여 액체질소를 사용하여 비확산 풀을 원형 콘크리트 판위에 형성 하였다. 필요한 각종의 물리량을 계측하기 위하여 실험 장치는 Fig. 1과 같이 전자저울, 데이터 처리장치, 원형의 액체질소 보관용기와 직경 0.2 m, 높이 0.15 m의 콘크리트 판으로 구성된다. 보관 용기

는 스테인레스 강으로 제작되었고, 윗면은 개방 되어 있으며, 벽면에는 단열재를 설치하여 벽면으로부터의 열전달을 최대한 차단하였다. 보관용기 내에 콘크리트 ground를 설치하여 비확산 액체질소 풀이 형성 되도록 하였다. 실험은 보관용기의 윗면을 통하여 액체질소를 비교적 짧은 시간 내에 붓는 것으로 시작 된다. 약간의 시간이 지난 후 안정화 되면 비확산풀이 형성된다.

대류나 복사 에너지는 무시하였기 때문에 액체풀로 전달되는 열에너지는 ground와 보관용기의 벽면으로부터의 열전도이다. 본 연구에서는 ground로부터 전달되는 열에너지만 유효하기 때문에 Fig. 2와 같은 장치를 이용하여 보관용기의 벽면으로부터의 열 유속을 측정하였다. Fig. 1과 다른 점은 콘크리트 ground가 없으며 용기의 밑면도 단열 처리 되어 있는 것이다.

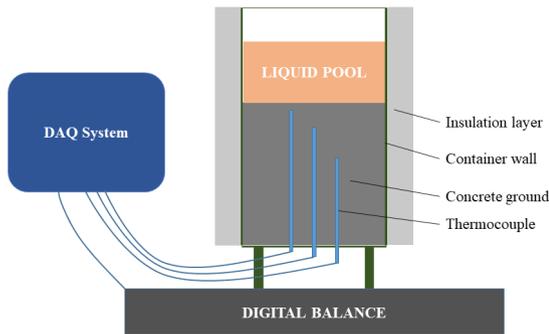


Fig. 1. Experimental apparatus

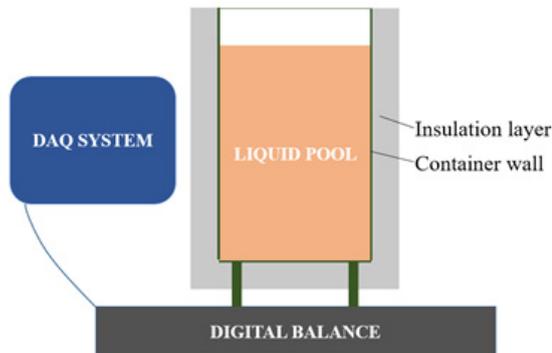


Fig. 2. Estimation of the heat flux into the liquid pool from the container

비확산풀은 주로 콘크리트 ground로부터 전도열을 받아 증발하게 된다. 콘크리트 ground에서 전도되는 열에너지를 평가하기 위하여 콘크리트 ground 내부의 8개 위치에 k-type 열전대가 설치되어 있으며, 증발하는 액체질소의 양을 측정하기 위하여 전자저울이(CAS CBX32KH, 분해능 0.1 g) 사용되었다. 데이터 처리 장치를 통하여 콘크리트 ground 내부의 온도와 액체질소의 무게는 동시에 측정 된다. 열전대의 위치는 Fig. 3 및 Table 1과 같다.

3. 비확산풀의 증발 모델

비확산풀은 제한된 용기에 가두어진 형태의 액체

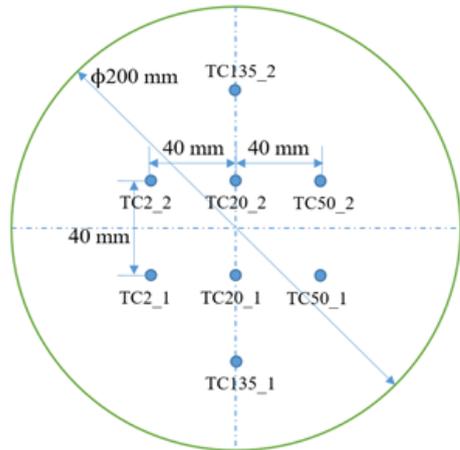


Fig. 3. Thermocouple distribution

Table 1. Thermocouple location

Thermocouple ID	Depth from the surface (mm)
TC2_1	2
TC2_2	
TC20_1	20
TC20_2	
TC50_1	50
TC50_2	
TC135_1	135
TC135_2	

이므로 Fig. 4와 같이 ground 표면 위에 놓여진 상태에서 증발이 일어나는 모델로 성립될 수 있다. ground 위에 형성된 비확산 액체질소 풀은 매우 낮은 온도이기 때문에 주위로 부터의 열에너지를 받아 증발하게 되는데, 일반적으로 태양열, 대류열, 액체풀과 접촉하고 있는 접촉면으로부터의 전도열 등을 고려할 수 있다. 이 중 전도열의 비중이 매우 크기 때문에 다른 에너지원은 무시하는 것이 보통 이다¹⁾.

액체풀과 ground사이의 전도 열전달은 ground에 대한 1차원 열전도를 가정하여 식 (1)과 같이 비정상 방정식으로 모델링 되며, 액체풀과 ground 표면사이의 완전한 열적 접촉(perfect thermal contact)을 가정하면 접촉면에서의 온도는 액체의 비등점으로 일정하게 유지되며, ground는 반무한 이라고 가정 한다^{1,7)}.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} T &= T_a \text{ for } 0 \leq z \leq \infty \text{ at } t = 0 \\ T &= T_B \text{ for } t > 0 \text{ at } z = 0 \\ T &= T_a \text{ for } t > 0 \text{ at } z = \infty \end{aligned}$$

여기에서 z 는 Fig. 4와 같이 ground 표면으로부터의 거리이며, t 는 시간, T 는 ground의 온도, α 는 ground의 열확산계수(thermal diffusivity), T_B 는 액체의 비등점, T_a 는 ground의 초기 온도 이다. 위의 식이 선호되는 이유는 해석적인 해가 존재하며, 따라서 ground로부터 액체풀로 유입되는 열 유속을 해석적으로 표현할 수 있기 때문 이다. 본 연구에서는 편

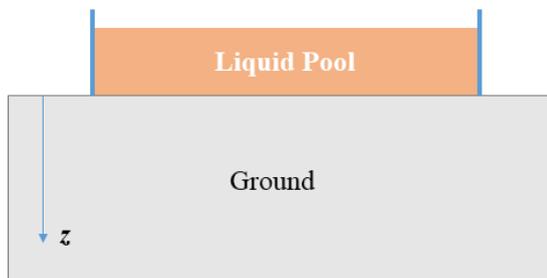


Fig. 4. Vaporization of non-spreading pool on ground

의상 식 (1)과 초기조건 및 경계조건으로 구성되는 시스템을 PTC 모델이라고 부른다.

4. 실험결과 해석 및 토의

4.1 콘크리트의 열물성치 검토

서론에서 언급한 바와 같이 콘크리트의 물질적 특성 때문에 열물성치는 직접 측정하는 것이 타당하지만, 본 연구에서는 간접적인 방법을 통하여 열확산계수와 열전도율을 추정하고자 한다^{8,9)}. 실험에서 측정할 수 있는 자료는 특정 위치의 온도와 액체의 증발로부터 계산할 수 있는 ground와 액체의 접촉면에서의 열 유속 이다. 이를 위하여 가정된 열확산계수를 근거로 식 (1)과 같은 방정식과, 초기 및 경계 조건에서 접촉면에서의 경계조건만을 다음과 같이 변경한 열전도 방정식을 고려한다.

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)_{z=0} = q_g \text{ (W/m}^2\text{)} \quad (2)$$

여기에서 q_g 는 ground로부터 액체풀로 유입되는 열 유속이며 실험적으로 구해진다. k 는 열전도율(thermal conductivity)이다.

콘크리트의 열확산계수와 열전도율을 추정하기 위하여, 초기에 가정된 물성치들을 이용하여 식 (1)을 식 (2)가 포함된 조건하에서 특정한 위치에서의 시간에 따른 온도 값을 수치해석으로 우선 구한다. 그 다음 계산된 온도 값들과 측정된 온도 값들 차이의 제곱의 평균을 최소화하는 방향으로 물성치들을 수정하여, 수렴할 때까지 동일한 계산을 수행한다. TC20_1 과 TC20_2의 평균값을 이용하여 계산한 결과, 물성치들과 온도의 변화와 수렴된 값을 Figs. 5, 6에서 확인할 수 있다. 최종적으로 얻은 추정치는 열전도율 1.96 W/(mK), 열확산계수 $5.92 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ 이며, 알려진 값¹⁰⁾, 1.37 W/(mK), $3.4 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ 과 비교된다.

4.2 열 유속 측정결과

액체질소의 증발에 필요한 열에너지는 용기의 벽면과 하부의 콘크리트 판을 통하여 공급된다. 앞에서 설명한 Fig. 4와 같은 증발모델에서는 콘크리트 판을 통하여 전달되는 열에너지만을 고려하기 때문에, 액체질소로 유입되는 전체 열 유속에서 용기의 벽면을 통하여 유입되는 열 유속을 배제 시켜야 한다. Fig. 2의 실험 장치에서 액체질소로 유입되는 열 유속은 다음 식 (3)과 같이 표현된다.

$$q_v = \frac{\dot{m}\lambda}{A} = \frac{\dot{m}\lambda}{A_w + \pi R^2} = \frac{\dot{m}\lambda}{2m/(\rho R) + \pi R^2} \quad (\text{W/m}^2) \quad (3)$$

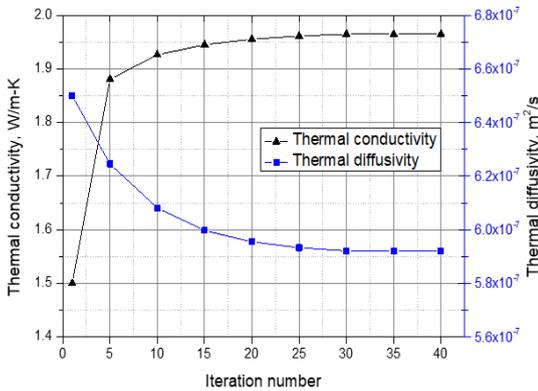


Fig. 5. Convergence of thermal properties at z = 20 mm

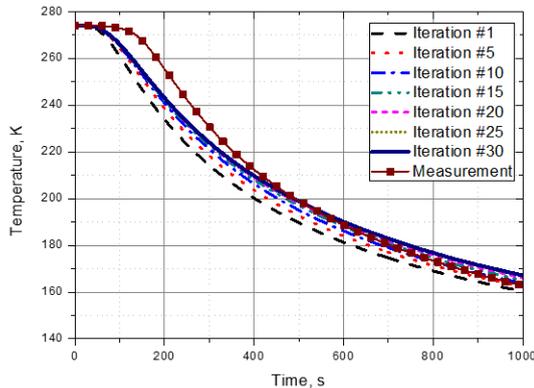


Fig. 6. Temperature variation at z = 20 mm

여기에서 q_w 는 용기의 벽면으로부터의 열 유속이며, \dot{m} 는 액체질소의 질량 증발률 이고, λ 는 액체질소의 증발잠열 이다. A 는 용기의 내면과 액체질소가 접하고 있는 면적이며, A_w 는 용기의 벽면중에서 액체질소와 접하고 있는 면적이고, R 은 용기의 반경 이다. m 은 액체질소의 질량이며, ρ 는 액체질소의 밀도 이다. 용기의 벽면을 통한 열 유속을 측정하기 위하여 Fig. 2의 실험 장치에서 측정된 증발률이 Fig. 7에 제시 되었다.

5회 반복 측정된 실험결과가 Fig. 8에 제시되어 있다. 액체질소를 용기내로 부어 넣는 시간은 약 17초이며, 이후 30분간 실험이 진행되었다. 식 (3)을 이용한 열 유속은 초기의 17초가 지난 후부터 계산되었으며, Fig. 8과 같이 좋은 재현성을 보인다. 액체질소의

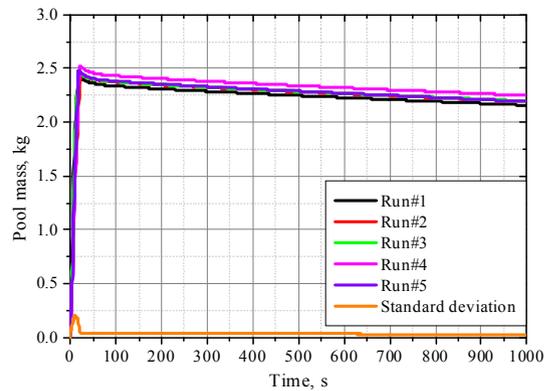


Fig. 7. Pool mass vs. time (related to Fig. 2)

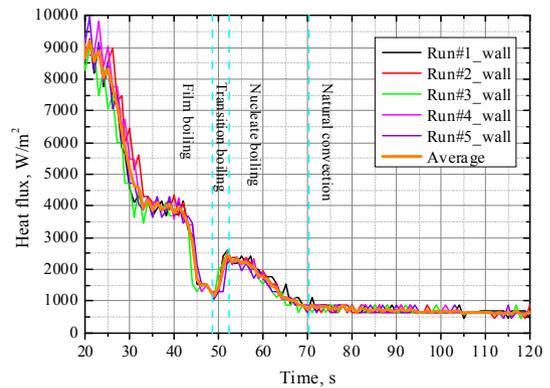


Fig. 8. Heat flux into the liquid pool from the container wall

증발은 3가지 구간으로 관찰되며, 막비등(film boiling)의 조건은 Breen 등¹¹⁾의 관계식을, 핵비등(nucleate boiling)의 조건은 Kutateladze¹²⁾의 관계식을 사용하여 영역을 구분하였다.

콘크리트 판으로부터의 열 유속은 Fig. 1의 실험

장치를 사용하여 다음 식 (4)에 의하여 계산 된다.

$$q_c = \frac{\dot{m}\lambda - A_w q_v}{\pi R^2} \quad (\text{W/m}^2) \quad (4)$$

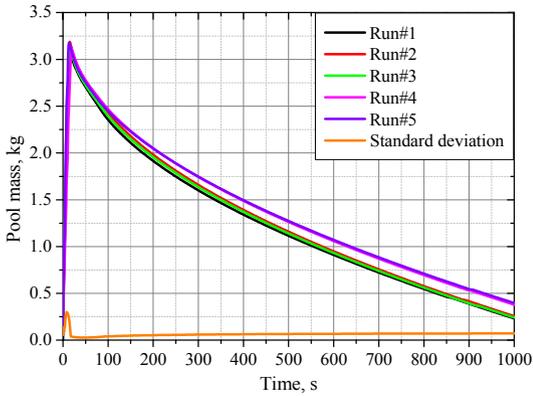


Fig. 9. Pool mass vs. time (related to Fig. 1)

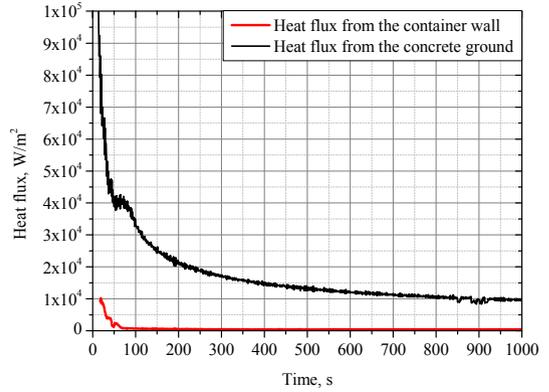


Fig. 10. Comparison between the two heat fluxes

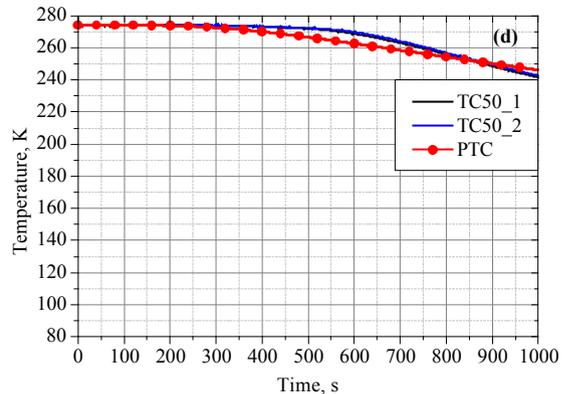
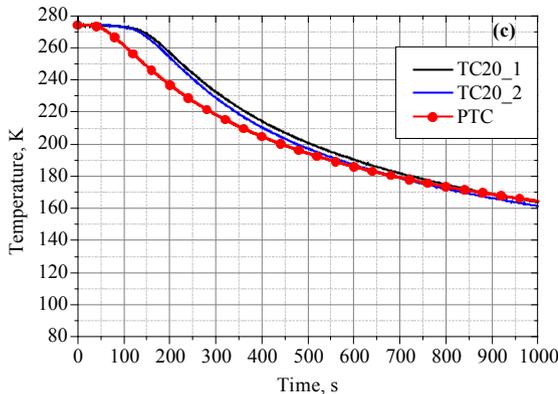
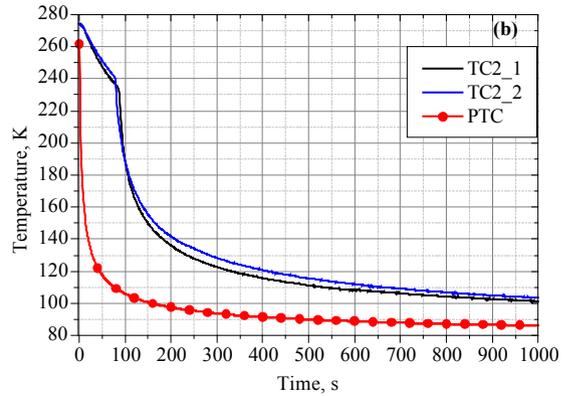
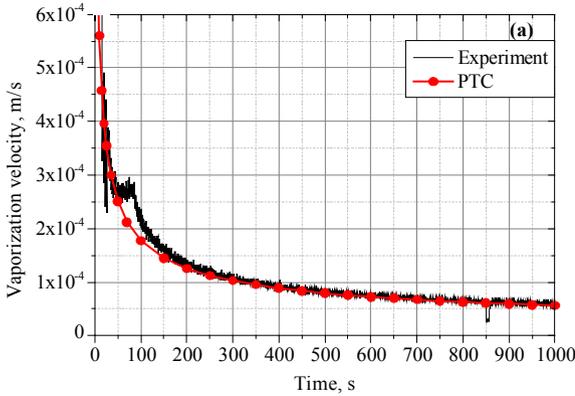


Fig. 11. Comparison between the experimental results (Run#1) and the predictions from the PTC model

여기에서 q_c 는 콘크리트 판으로부터의 열 유속이며 q_v 를 제외한 모든 변수는 Fig. 1의 실험 장치에서 얻어진다. 액체질소의 증발에 따른 질량의 변화를 Fig. 9에 제시하였는데, 초기의 질량 증가 구간은 용기내로 액체질소를 붓는 과정에서 나타난 현상이다. 약 14초 정도에서 최댓값을 보인 후 증발에 따라서 질량이 감소하고 있다. 질량 증발률은 이 데이터로부터 계산된다.

식 (3), (4)를 이용하여 계산된 열 유속을 Fig. 10에 나타낸 바와 같이 용기의 벽면으로부터 전달되는 열

유속은 콘크리트 판으로부터 전달되는 열 유속에 비하여 매우 작은 것을 알 수 있다.

4.3 액체질소 풀의 증발속도(vaporization velocity)

액체풀의 증발속도는 풀의 단위 면적 당 부피 증발률이며 다음과 같이 정의 된다.

$$v = \frac{\dot{m}}{\rho\pi R^2} \quad (\text{m/s}) \quad (5)$$

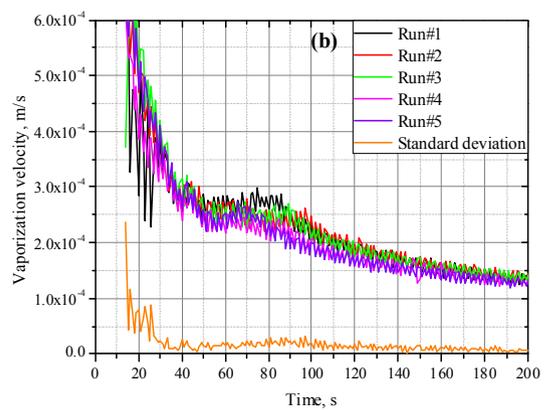
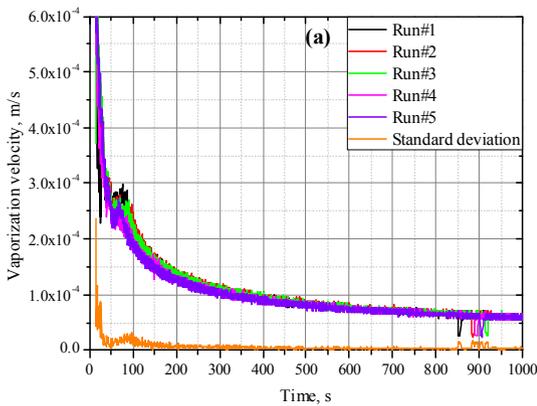


Fig. 12. Vaporization velocity obtained from experiments

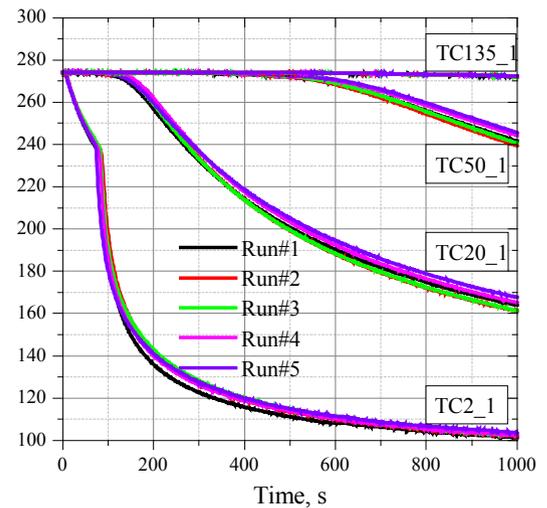
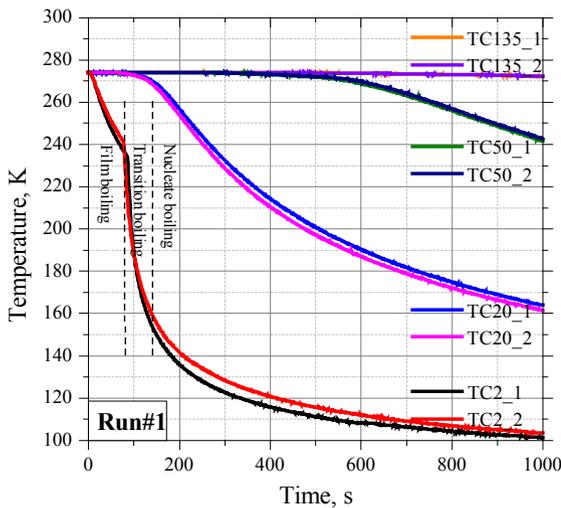


Fig. 13. Measured temperature

여기에서 v 는 증발속도이다. 실험에서 질량 증발률 \dot{m} 가 측정되므로 증발속도를 알 수 있게 된다. 이론적인 증발속도는 식 (1)의 해를 이용한 식 (2)의 열 유속 q_g 를 이용하여 다음과 같이 계산된다.

$$q_g \pi R^2 = \dot{m} \lambda = \rho v \pi R^2 \lambda \quad (6)$$

$$\therefore v = \frac{q_g}{\rho \lambda} \quad (7)$$

Run#1 데이터를 이용한 증발속도의 비교를 Fig. 11(a)에 제시한 바와 같이 실험값과 모델치가 대략 150초 이후에는 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 특히 50-150초 구간에서는 그 차이가 현저한데 이 구간에서 국소적인 증발막(vapor film)이 파괴되기 때문인 것으로 판단된다. 나머지 4개의 데이터도 매우 유사한 경향을 보여서 여기에서는 생략하였다. 참고로 Fig. 12에 측정된 모든 증발속도를 나타내었다.

측정된 온도와 PTC 모델에서 계산된 온도의 비교는 Fig. 11(b)-(d)에 제시하였는데 콘크리트 그라운드 표면, 즉 액체와 접하고 있는 면에 가까울수록 모델과 측정값 사이에 많은 차이를 보인다. 그러나 표면과 멀리 떨어진 곳에서의 온도 추이는 PTC 모델에서의 반무한 가정에 대한 타당성을 제공한다.

PTC 모델에 사용된 1차원 열전도 가정과 콘크리트판의 반무한 그라운드 가정에 대한 타당성을 Fig. 13에서 검토한다. 그라운드 표면에서 가장 멀리 떨어진 135 mm에 설치된 2개의 열전대로부터 측정된 값은 실험기간 전체에 걸쳐 초기 온도를 유지하고 있어, 이로부터 반무한 가정의 타당성이 입증된다. 또한 동일한 깊이에 설치된 2개의 열전대로부터 얻은 값도 그라운드 표면으로 갈수록 차이가 커지는 것을 알 수 있다. 깊이 50 mm, 135 mm에서는 2개의 측정값이 동일하다. 그러나 전체적으로 동일한 깊이에서 위치 변화에 따른 온도 차이가 크지 않기 때문에 PTC 모델에서의 1차원 가정도 타당하다고 판단된다.

5. 결론

본 연구에서는 콘크리트 판위의 액체 질소 비확산 풀의 증발을 실험적으로 다루었다. 복합물질인 콘크리트의 열물성치를 평가하기 위하여 실험에서 얻은 정보와 가정된 열물성치로부터 얻은 수치해석 결과의 차이를 최소화 하는 방법으로 열물성치를 얻었다.

액체풀의 증발에 필요한 열에너지는 콘크리트판과 용기의 벽면으로부터 공급되며, 측정 결과 벽면으로부터 유입되는 열에너지는 콘크리트 판으로부터 공급되는 열에너지에 비하여 무시할 정도로 작았다. 콘크리트판을 통하여 공급된 열에너지에 의한 액체풀의 증발속도는 실험의 초기 구간을 제외하면 PTC 모델과 실험값이 잘 일치하고 있는 것을 알았다. PTC 모델의 주요 조건인 반무한 가정과 1차원 가정도 실험을 통하여 그 타당성이 입증되었다. 본 연구에서 논의된 비확산풀에서의 증발속도 모델은 확산풀(spreading pool)에서의 증발속도 모델에 기본적인 근거를 제공해 줄 수 있으며, 확산풀이 비확산풀에 비하여 매우 현실적이라는 점을 고려할 때 이와 같은 연구 내용은 의미 있는 결과로 판단된다.

후 기

본 연구는 해양수산과학기술진흥원 과 국토교통부의 상용급 액체수소 플랜트 핵심기술 연구개발사업의 지원으로 수행되었습니다.

References

1. F. Briscoe and P. Shaw, "Spread and evaporation of liquid", Prog. Energy Comb. Sci, Vol. 6, No. 2, 1980, pp. 127-140, doi: [https://doi.org/10.1016/0360-1285\(80\)90002-7](https://doi.org/10.1016/0360-1285(80)90002-7).
2. J. Brandeis and E. Kansas, "Numerical simulation of liquefied fuel spills: I. Instantaneous release into a confined area", Int. J. Numer. Methods Fluids, Vol. 3, 1983, pp. 333-345, doi: <https://doi.org/10.1002/FLD.1650030404>.
3. W. Stein and D. L. Ermak, "One-dimensional numerical fluid dynamics model of the spreading of liquefied gaseous fuel (LGF) on water", United States, Vol. 6, 1981, Retrieved

from <https://www.osti.gov/biblio/5394323-one-dimensional-numerical-fluid-dynamics-model-spreading-liquefied-gaseous-fuel-lgf-water>.

4. A. G. Venetsanos and J. G. Bartzis, "CFD modelling of large-scale LH2 spills in open environment", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 32, No. 13, 2007, pp. 2171-177, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2007.04.020>.
5. K. Verfondern and B. Dienhart, "Experimental and theoretical investigation of liquid hydrogen pool spreading and vaporization", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 22, No. 7, 1997, pp. 649-660, doi: [https://doi.org/10.1016/S0360-3199\(96\)00204-2](https://doi.org/10.1016/S0360-3199(96)00204-2).
6. J. Brandeis and D. Ermak, "Numerical simulation of liquefied fuel spills: II. Instantaneous and continuous LNG spills on an unconfined water surface", *Int. J. Numer. Methods Fluids*, Vol. 3, No. 4, 1983, pp. 347-361, doi: <https://doi.org/10.1002/flid.1650030405>.
7. L-D. Nguyen, M. B. Kim, B. G. Choi, and K. Y. Chung, "Validation of numerical models or cryogenic-liquid pool spreading and vaporization on solid ground", *Int. J. Heat and Mass Transfer*, Vol. 128, 2019, pp. 817-824, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.09.055>.
8. K. Levenberg, "A method for the solution of certain non-linear problems in least squares". *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 2, No. 2, 1944, pp. 164-168, Retrieved from <https://www.jstor.org/stable/43633451>.
9. D. Marquardt, "An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters", *SIAM Journal on Applied Mathematics*, Vol. 11, No. 2, 1963, pp. 431-441, Retrieved from <https://www.jstor.org/stable/2098941>.
10. J. P. Holman, "Heat transfer", 4th ed., *AICHE*, Vol. 23, No. 3, 1977, pp. 406, doi: <https://doi.org/10.1002/aic.690230338>.
11. B. P. Breen and J. W. Westwater, "Effect of diameter of horizontal tubes on film boiling heat transfer", *Chemical Engineering Progress*, Vol. 58, No. 7, 1962, pp. 67-72, Retrieved from https://jglobal.jst.go.jp/en/detail?JGLOBAL_ID=201602003578059063.
12. S. S. Kutateladze, "Heat transfer in condensation and boiling", 1992, doi: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-52457-8>.