

액화수소 저장탱크의 NER 성능평가를 위한 보정법 연구

윤정환^{1†} · 오진식² · 김성재^{3†} · 김정환⁴ · 박주현⁴

¹동아대학교 고기능성밸브 기술지원센터, ²(주)에스지티, ³동아대학교 기계공학과, ⁴한국가스안전공사 가스안전연구원

A Study on Correction Method for NER Performance Evaluation of Liquid Hydrogen Storage Tank

JEONG HWAN YOON^{1†}, JIN SIK OH², SEONG JAE KIM^{3†}, JEONG HWAN KIM⁴, JU HYEON PARK⁴

¹Technical Center for High-Performance Valves, Dong-A University, 37, Nakdong-daero 550beon-gil, Saha-gu, Busan 49315, Korea

²SGT Co., Ltd. 18-13, Dugok-ro, Osan-si, Gyeonggi-do, Korea

³Department of Mechanical Engineering, Dong-A University, 37, Nakdong-daero 550beon-gil, Saha-gu, Busan 49315, Korea

⁴Institute of Gas Safety R&D, Korea Gas Safety Corporation, 1390, Wonjung-ro, Maengdong-myeon, Eumseong-gun, Chungcheongbuk-do, Korea

[†]Corresponding author :

yoonjeonghwan@dau.ac.kr
sjkim641@dau.ac.kr

Received 17 June, 2026

Revised 21 June, 2026

Accepted 22 June, 2026

Abstract >> As the transition to hydrogen energy accelerates toward carbon neutrality, liquid hydrogen has garnered significant attention as a next-generation clean energy storage and supply medium owing to its high energy density and large-scale transport efficiency. In liquid hydrogen storage tank insulation performance testing, liquid nitrogen is often used as a substitute fluid due to safety constraints. This study develops a correction method to predict the expected NER when liquid hydrogen is applied, based on liquid nitrogen NER test data. Analysis of the ISO 21014:2019 NER equation identifies the key correction variables thermophysical properties, filling ratio-to-area ratio, and heat flux ratio and derives the relationship between filling volume and heat transfer area according to tank geometry. Heat flux calculations for the IM-Foam-MLI composite insulation system using the McIntosh Layer-by-layer method reveal that the heat flux ratio reaches a maximum of 1.14 and converges to 1.055 as MLI thickness increases. Based on these results, NER correction equations are presented for each tank geometry, and a conservative correction factor of 1.14 is proposed when insulation material data is unavailable.

Key words : Correction Method(보정법), Hydrogen(수소), NER(정상증발률), Nitrogen(질소), Storage Tank(저장 탱크)

Symbols

L	: 정상증발률
F	: 최대 허용 충전 질량
Q	: 침입 열량
h	: 엔탈피
v	: 비체적
T	: 온도
P	: 압력
A	: 열전달 접촉 면적
V	: 액체 충전 부피
ρ	: 기체상수
q	: 열유속
f	: 열유속비
k	: 열전도 계수
Ra	: 레이리수
Pr	: 프란틀수
Nu	: 누셀트수
R	: 열저항

Subscript

g	: 기체
l	: 액체
$total$	: 전체
IM	: 탱크 벽
MLI	: 다층단열재
h	: 고온
c	: 저온
H	: 수소
N	: 질소
out	: 유출

1. 서 론

1.1 연구 배경

전 세계적으로 온실가스 배출 저감과 탄소중립 실현을 위한 에너지 전환이 가속화되면서, 수소에너지

는 차세대 청정에너지원으로서의 역할이 더욱 부각되고 있다^{1,2)}. 수소는 단위 질량당 에너지 밀도(약 120 MJ/kg)가 기존 화석연료 대비 2~3배 수준으로 높을 뿐 아니라, 연소 시 수증기 외의 탄소성 부산물이 발생하지 않아 탄소중립 목표 달성에 적합한 연료로 평가받고 있다³⁾. 이러한 배경에서 한국, 일본, 독일, 미국 등 주요국들은 수소경제 로드맵을 수립하고 수소 생산·저장·운송·활용에 이르는 전 주기 기술 개발에 집중 투자하고 있다^{4,7)}.

수소의 저장 형태는 크게 기체 압축, 액화, 고체 흡장의 세 가지로 구분되나, 대용량 장거리 운송 및 장기 저장 측면에서는 액화수소(Liquid Hydrogen, LH2)가 가장 효율적인 방식으로 알려져 있다⁸⁾. 액화수소는 대기압 기준 약 20.27 K의 비등점을 가지며, 기체 상태 대비 약 800배에 달하는 부피 압축이 가능하여 선박, 철도, 항공기 등을 이용한 대규모 수소 공급망 구축에 있어 핵심 기술로 자리매김하고 있다⁹⁾. 특히, 최근 우리나라를 비롯한 주요 국가들이 추진 중인 해외 수소 생산·액화 후 수입하는 ‘수소 글로벌 공급망’ 시나리오에서는 대형 액화수소 저장탱크의 안전성 및 단열 성능이 경제성 확보의 관건이 된다¹⁰⁾.

1.2 액화수소 저장 시스템의 단열 성능과 NER

액화수소 저장탱크에서 단열 성능은 운용 효율 및 안전성을 결정하는 핵심 인자이다. 외부로부터 탱크 내부로의 열 침입은 내부 액화수소의 증발을 유발하여 내압 상승 및 보일-오프 손실(boil-off loss)로 이어지며, 단열 성능이 불충분할 경우 안전 밸브 작동 또는 수소 방출이 발생할 수 있다¹¹⁾. 따라서 저장탱크의 단열 성능을 정량적으로 규정하고 검증하는 표준화된 평가 방법이 필수적이다.

이와 관련하여 국제표준화기구(ISO)는 ISO 21014: 2019 Cryogenic vessels-Cryogenic insulation performance에서 정상증발률(Normal Evaporation Rate, NER)을 극저온 용기의 단열 성능 평가 지표로 규정하고 있다¹²⁾. NER은 탱크 내 충전된 유체의 최대 허용 충전 질량에 대한 일일 증발 손실량의 비율(단위: %/day)

로 정의되며, 열 침입량, 증발잠열, 기체 및 액체 비체적 등의 물성치와 탱크의 충전 질량을 기반으로 계산된다. NER 값이 낮을수록 단열 성능이 우수함을 의미하며, 탱크의 용량이 증가할수록 NER은 감소하는 경향을 보인다¹³⁾. 또한 탱크의 형상(수직형/수평형) 및 규모에 따라 그 값이 달라진다¹⁴⁾.

1.3 대체 작동유체 활용의 필요성과 문제점

NER 시험은 원칙적으로 실제 운용 유체인 액화수소를 충전하여 수행하는 것이 이상적이다. 그러나 액화수소는 폭발 하한계(Lower Flammability Limit, LFL)가 공기 중 부피 기준 약 4%로 매우 낮고, 최소 점화에너지(Minimum Ignition Energy, MIE)가 0.017 mJ로 극히 작아 인화-폭발 위험성이 대단히 높다¹⁵⁾. 또한 액화수소의 생산, 저장 및 이송을 위한 인프라 구축에는 막대한 비용이 수반되며, 시험 설비의 안전 인증 및 운용 인력에 대한 특수 교육도 필요하다. 액화수소 시험의 위험성과 운용 제약으로 인해 일부 연구에서는 액화질소를 대체 작동유체로 활용하여 증발 특성 시험을 수행하고 있다¹⁶⁾.

미국 연방 규정인 49 CFR §179.400-4에서는 시험용 극저온 유체(test cryogenic liquid)가 실제 적재 유체와 다를 수 있음을 규정하고 있으며, 일부 극저온 탱크 형식에 대해서는 액화질소를 시험 유체로 사용하는 사례를 포함하고 있다¹⁷⁾. 이는 극저온 저장 시스템 평가에서 대체 시험 유체 활용 가능성이 제도적으로 일부 인정되고 있음을 시사한다.

그러나 액화수소와 액화질소는 열물리적 특성에서 현저한 차이를 보인다. 대기압 기준 액화수소의 비등점은 20.27 K인 반면 액화질소는 77.36 K로 약 57 K의 온도 차이가 존재하며, 밀도는 액화수소 약 70.8 kg/m³, 액화질소 약 808 kg/m³로 약 11배 이상의 차이가 난다. 증발잠열의 경우 액화수소는 약 446 kJ/kg, 액화질소는 약 198 kJ/kg으로 2배 이상 차이가 있다¹⁸⁾. 이러한 물성 차이는 두 가지 측면에서 NER 환산에 직접적 영향을 미친다. 첫째, 동일한 탱크에 두 유체를 충전할 경우 밀도 차이로 인해 충전율(filling rate)

이 상이해지며, 이에 따라 유체와 탱크 내벽 간의 접촉 면적(열전달 면적)이 달라진다. 둘째, 두 유체의 온도 환경 차이로 인해 동일한 단열재 시스템을 통한 열유속(heat flux) 크기와 그 분포가 달라진다.

1.4 선행연구 동향

액화수소 저장탱크의 단열 성능에 관한 연구는 크게 단열재 시스템 설계 최적화, 열유입량 모델링, 그리고 NER 계산 방법론이 있다.

단열재 시스템 연구 분야에서는 진공 단열과 다층 단열(Multi-Layer Insulation, MLI)을 결합한 복합 단열 시스템에 대한 연구가 활발히 진행되었다¹⁹⁻²³⁾. NER 계산 및 측정 방법론 연구로는 액화수소 저장탱크의 NER을 이론적으로 계산하고 실험적으로 검증한 연구들이 보고되어 있다. He 등¹⁶⁾은 자체 개발한 4m³ 액화수소 저장탱크를 대상으로 NER을 이론 계산 및 수치 시뮬레이션으로 예측하고, 액화질소 충전 실험을 통해 이를 검증하였다. 이 연구에서도 실험에 액화질소를 작동유체로 활용하였으나, 두 유체 간 물성 차이에 따른 체계적 보정에 대한 논의는 제공되지 않았다. 극저온 단열재의 열유속 특성 연구에서는 폼 단열재와 MLI의 온도 의존성 열전도 특성을 다루는 연구가 수행되었다²⁴⁾.

1.5 본 연구의 차별성 및 목적

기존 연구들은 액화질소를 대체 유체로 사용한다는 사실을 언급하면서도, 두 유체 간 열물리적 특성 차이를 고려한 보정 방법론을 제시하지 않았다. 따라서, 본 논문에서는 열적 특성을 고려하여 액화수소 저장탱크에서 액화질소를 적용한 NER 데이터를 실제 액화수소 적용시 예측치를 확보할 수 있는 보정법에 대해 연구하였다.

2. 연구 방법

본 논문에서 보정법 도출을 위해 연구한 방법은

다음과 같다. 첫째, ISO 21014:2019에 규정된 NER 수식의 물리적 의미를 분석하여 보정에 필요한 핵심 변수를 도출하였다. 둘째, 수직형 및 수평형 탱크의 기하학적 특성을 분석하여 충전율에 따른 열전달 면적 변화를 정량화하고 셋째, IM-Foam-MLI 복합 단열 시스템의 정상상태 열유속을 액화수소 및 액화질소 환경 각각에 대해 계산하여 두 환경 간의 열유속 비율을 도출하였다. 넷째, 앞서 도출된 면적비 및 열유속비를 결합하여 수직형·수평형 탱크에 적용 가능한 NER 보정식을 도출하였다.

3. 결 과

3.1 NER 변수 검토

ISO 21014에서 제시하는 NER 계산 수식은 (1)과 같다.

$$L = \frac{86400(v_g - v_l)Q}{v_g h_{fg} F} \times 100\% \quad (1)$$

$86400Q$ 는 하루 동안 유입되는 총에너지를 나타내며, 여기에 증발잠열(h_{fg})을 나누어 증발된 액체 질량을 구한다. 이에 기체 비체적을 곱하면 증발된 액체가 기체가 되었을 경우 차지하는 부피를 구할 수 있으며, 액체 비체적을 곱하면 증발된 액체의 부피를 구할 수 있게 된다.

즉, 증발된 액체 부피에 기체가 다시 채워질 것이므로 증발되어 생성된 기체부피에 증발된 액체부피를 빼주면 순수 증발된 기체 부피가 된다. 최종적으로 기체 비체적과 충전된 액체의 질량을 곱한 항을 나눔으로써 전체 액체가 증발되었을 때 100%/day가 나오도록 정규화한 것이다.

압축성 유체인 가스의 밀도(비체적)는 압력과 온도에 따라서 변화하게 된다. 하지만, 충분히 안정화를 거친 탱크 시스템은 준정상상태(quasi-steady state)로 간주 할 수 있으므로 기체부의 상태를 일정하다고 가정하였다. 기체의 경우 20 K, 대기압에서의 값

을 기준으로 한다. 간단히 질량 기준으로 고려하면

$$L(\text{질량기준}) = \frac{24\text{시간 동안 증발량}}{\text{충전 액체 질량}} \times 100\% \quad (2)$$

이며 이를 다시 나누어 생각하면

$$\frac{\text{열유속(하루당)} \times \text{접촉면적}}{\text{증발잠열}} \times \frac{1}{\text{충전액체질량}} \quad (3)$$

이다. 여기서, 고려해야 할 사항으로는 액화수소와 액화질소의 밀도, 증발잠열과 액화수소 기준으로 저장탱크가 설계되어져 있기 때문에 밀도차이에 의한 서로 다른 충전율에 기반한 접촉 면적의 차이와 환경유지 온도 차이에 따른 열유속이다. 특히, 충전율과 접촉면적과의 관계는 수직형탱크와 수평형탱크에서 상이할 것이므로 이에 대한 분석이 필요하다.

3.2 탱크 type에 따른 부피와 열전달 면적 관계

앞서 언급된 바와 같이 수직, 수평형 탱크에서 부피(충전량)와 면적과의 관계를 규명하기 위해 각 유형의 탱크에서 헤드 부분을 제외(탱크의 길이(L)와 직경(D)의 비(L/D)가 3 이상일 경우 표면적의 10% 미만)하고 실린더 형태로의 탱크로 가정하였다. 수직형 탱크의 경우 Fig. 1과 같이 $A \approx V$ 의 선형관계를 확인 할 수 있다.

동일하게 수평형 탱크의 경우 분석한 결과는 Fig. 2와 같이 비선형 관계를 확인 할 수 있으며, 역 시그모이드 함수(sigmoid function) 형태로 나타난다. 이러한 형태는 추후 적용될 수식 간략화에서 복잡한 형태의 함수를 유도하게 되므로 규격에서 규정하고 하는 액화수소의 최대 충전율인 90% 기준으로 단조증가함수로 근사곡선을 도출하였다. 그 결과는 $A \approx V^{0.5}$ 이며 이는 충전율 90%까지 유효하다.

3.3 열유속

동일 단열재 시스템에서 온도분포 차이(액화수소 :

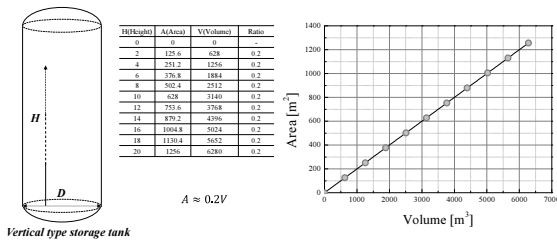


Fig. 1. Relationship between fill level and area in a vertical storage tank

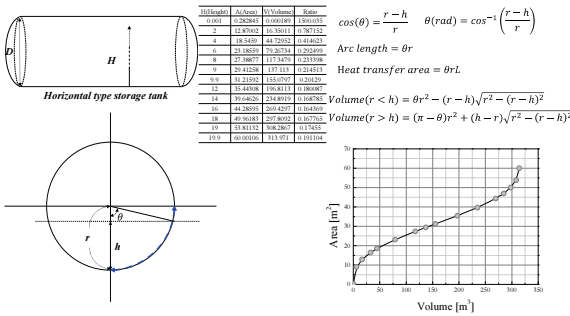


Fig. 2. Relationship between fill level and area in a horizontal storage tank

20 K, 액화질소 : 77 K)에 따른 열유속을 분석하기 위해 그림과 같이 Inner material (tank wall)과 Foam 그리고 MLI (50 layer)의 정상상태에서 열유속을 계산하였다. Fig. 3에서 제시된 Tank shell, Foam 및 MLI 열유속은 각각 선행연구²⁵⁾에서 제시된 방법 및 재료 물성치를 적용하였다.

(1) Heat flux in IM

$$q_{total} = q_{IM} = q_{MLI} \quad (4)$$

$$q_{IM} = K_{IM}(T_h - T_c) \quad (5)$$

여기서 T_h , T_c 는 hot temperature, cold temperature를 나타낸다. $K_{IM} = k_{IM}/h_{IM}$ 이며 여기서 k_{IM} 은 IM의 평균 열전도계수를 나타내며, h_{IM} 은 두께를 나타낸다. IM의 재질은 SUS316L로 온도에 따른 열전도도 변화는 NIST에서 제시하는 재료 물성치 수식을 적용하였다.

(2) Heat flux in Foam

Foam의 경우 선행연구에서 알려진 실험데이터 값을 적용하였으며 20~140 K에서 유효하다.

$$k_{foam} = 8.6 \times 10^{-5} T - 4.8 \times 10^{-4} \quad (6)$$

(3) Heat flux in MLI

MLI단열재의 열유속은 McIntosh¹⁹⁾에 의해 제시된 Layer-by-layer 방법으로 분석되어 졌으며 복사, 전도, 가스 전도의 합으로 구성된다.

$$q_{MLI} = q_r + q_s + q_g \quad (7)$$

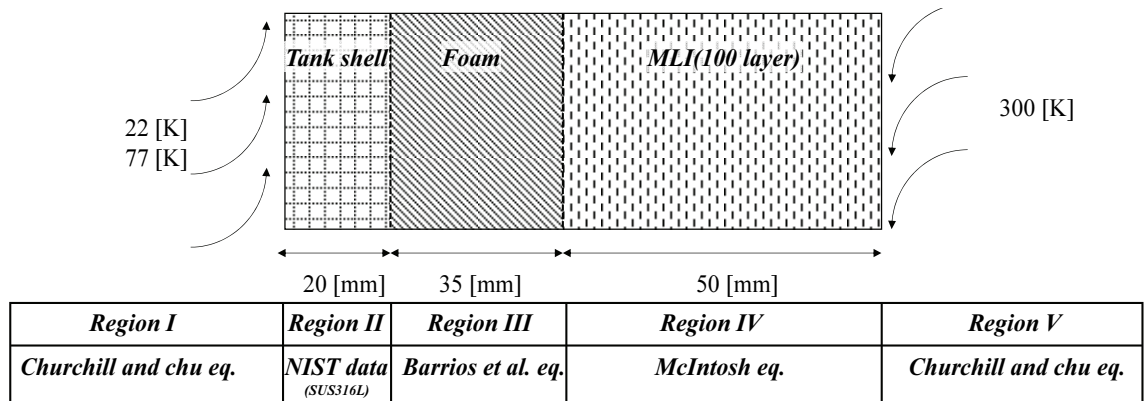


Fig. 3. Insulation configuration and schematic diagram

(4) Heat flux on inner wall and outer wall

단열재 내부는 극저온유체와 접촉하고 있으며 외부는 대기압, 상온의 공기에 노출되어 있다. 층류 $10^4 \leq Ra_L \leq 10^9$, 층류와 난류가 혼합된 유동 $10^9 \leq Ra_L \leq 10^{13}$ 의 전체 영역에서 적용될 수 있는 Churchill과 Chu²⁶⁾에 의하여 제시된 아래와 같은 상관식을 적용하였다.

$$\overline{Nu}_L = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/4}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} \right\}^2 \quad (8)$$

앞서 제시된 각 층에 대한 계산 방법의 흐름도는 그림과 같다. 초기 온도 분포에 따라 열저항을 계산하며 이를 바탕으로 총열유속을 구한다. 총 열유속에 따라 열저항의 비례에 따라 각 절점의 온도 분포를 구하며 이를 온도 분포가 일정할 때까지 반복적으로 계산한다(See Fig. 4).

$$T_n = T_{CBT} + \frac{\sum_{i=1}^n R_i}{\sum_{i=1}^N R_i} (T_{WBT} - T_{CBT}) \quad (9)$$

3.4 보정법

보정법을 수립하기에 앞서, 동일 단열재 시스템에서 작동 유체가 액화수소(20 K)와 액화질소(77 K)로 달라질 때 열유속이 어떻게 변하는지를 정량적으로 파악하여야 한다. 단열재를 통한 열유속은 재료의 열전도도와 온도차(ΔT)에 의해 결정되므로, 두 인자를 함께 고려하는 것이 핵심이다.

먼저 재료 물성 측면에서 살펴보면, SUS316L 탱크 벽의 열전도도는 온도가 낮아질수록 감소하는 경향을 보인다. Fig. 5에 나타낸 바와 같이 액화수소 환경(20 K)에서의 열전도도는 액화질소 환경(77 K)에 비해 낮게 예측되므로, 단순히 열전도도만을 비교하면 액화수소 환경에서 열유속이 더 작을 것으로 예상할 수 있다. 그러나 외부 환경 온도를 상온(300 K)

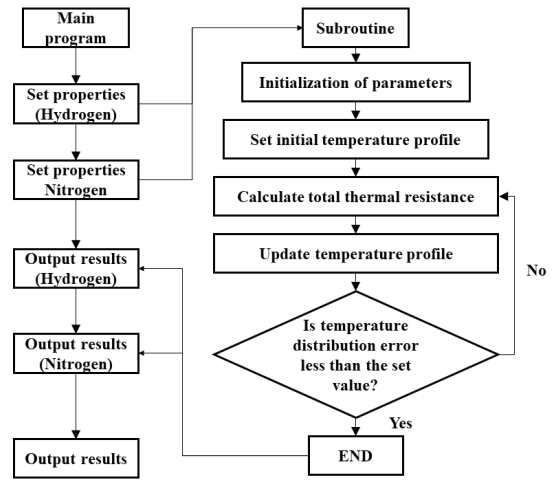


Fig. 4. Heat flux calculation flowchart

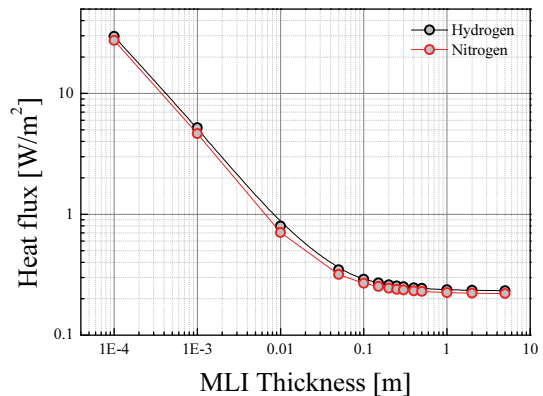


Fig. 5. Heat flux in liquid hydrogen and liquid nitrogen environments

으로 동일하게 설정하면, 작동 유체에 따른 온도차는 액화수소의 경우 $\Delta T = 280$ K, 액화질소의 경우 $\Delta T = 223$ K로, 액화수소 환경에서 약 25% 더 큰 구동력이 존재한다. 따라서 열전도도 감소 효과와 ΔT 증가 효과가 상충하며, 실제 열유속은 두 인자의 상호작용에 의해 결정된다.

이를 정량적으로 평가하기 위해 IM, Foam, MLI를 직렬 복합 열저항으로 구성하고, MLI 두께를 변수로 설정하여 작동 유체별 총 침입 열유속을 계산하였다. Fig. 5는 MLI 두께에 따른 두 유체 환경에서의 침입 열유속을 나타내며, Fig. 6은 이를 비(ratio, $f = q_{H_2}/q_{N_2}$) 형태로 정리한 결과이다.

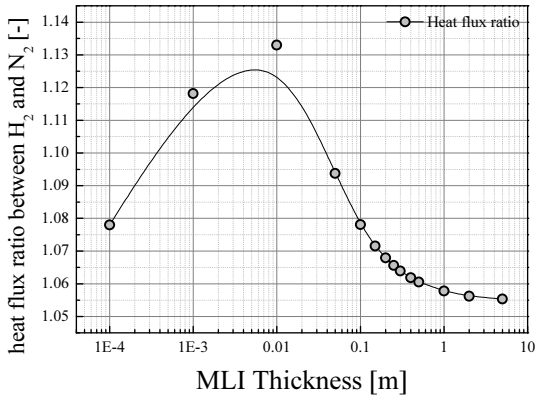


Fig. 6. Heat flux ratio of liquid hydrogen to liquid nitrogen

분석 결과, 두 작동 유체 모두에서 MLI 두께가 증가함에 따라 침입 열유속이 단조 감소하는 경향을 보이며, 충분히 두꺼운 MLI가 단열 성능을 지배함을 확인하였다. 열유속비의 경우, MLI 두께 약 10 mm 부근에서 최대값인 1.14에 도달한 후, 두께가 두꺼워짐에 따라 점차 감소하여 1.055로 수렴하는 양상을 나타낸다. 이는 MLI 두께가 얇은 초기 구간에서는 IM과 Foam의 열저항 비율이 상대적으로 크고, 두 유체 간 ΔT 차이와 복사 열전달 항의 상대적 기여가 커지기 때문으로 판단된다. 반면 MLI가 충분히 두꺼워지면 MLI 열저항이 전체 시스템을 지배하게 되며, 이때 복사 항의 기여 비율이 균등화되어 열유속비가 하한값인 1.055로 수렴한다.

이상의 분석으로부터 두 유체 환경 간 열유속비의 범위는 다음과 같이 정의된다.

$$1 \leq f \leq 1.14 \quad (10)$$

탱크 제작업체로부터 단열재의 상세 사양을 확보하지 못한 경우에는, 보수적 관점에서 최대 열유속비인 $f=1.14$ 를 적용하는 것이 적절하다. 단열재 상세 정보가 주어진 경우에는 앞서 제시한 계산 흐름도에 따라 f 를 직접 산정하여 적용한다. 한편, 열유속비 자체는 1.055~1.14로 비교적 좁은 범위에 분포하여 두 유체 환경 간 침입 열유속의 차이가 크지 않음을 시사한다. 그럼에도 동일한 열유입이 발생하였을 때

두 유체의 NER에 현저한 차이가 발생하는 근본 원인은 열유속이 아닌 각 유체의 물성치, 특히 밀도와 증발잠열의 차이에 기인한다. 액화질소의 대기압 조건에서의 증발잠열은 199 kJ/kg, 밀도는 808 kg/m³이며, 액화수소는 각각 446 kJ/kg과 71 kg/m³이다. 동일한 열유입이 가해지더라도 질량 기준 증발량은 액화질소가 더 크다($\dot{m} = Q/h_{fg}$), 여기에 밀도 차이를 함께 고려하면 동일 조건에서 액화수소의 체적 손실이 액화질소 대비 약 5배에 달한다. 이는 NER 보정에서 물성치 항의 기여가 지배적임을 의미하며, 보정 계수의 핵심이 되는 인자이다.

$$\frac{(Q/h_{fg})/\rho_{H_2}}{(Q/h_{fg})/\rho_{N_2}} = \frac{h_{fgN_2} \cdot \rho_{N_2}}{h_{fgH_2} \cdot \rho_{H_2}} = \frac{199 \times 808}{446 \times 71} \approx 5.08 \quad (11)$$

이 계수는 이후 보정식에서 탱크 형태와 무관하게 공통으로 적용되는 물성 기반 보정계수이다.

3.4.1 수직형 탱크에서 보정법

수직 탱크의 경우

$$L = \frac{86400(v_g - v_l)Q}{v_g h_{fg} F} \times 100\% \quad (12)$$

$$L_H = L_N \frac{q_H A_H}{q_N A_N} \frac{h_{fgN} F_N}{h_{fgH} F_H} \quad (13)$$

식 (13)에서 열유속비를 $f = q_H/q_N$ 으로 정의하고, 충전 질량을 $F = \rho V$ 로 나타내면

$$L_H = L_N f \frac{V_H}{V_N} \frac{h_{fgN} \rho_N V_N}{h_{fgH} \rho_H V_H} \quad (14)$$

수직형 탱크에서는 3.2절에서 도출된 $A \approx V$ 의 선형 관계로부터 $A_H/A_N = V_H/V_N$ 이 성립한다. 이를 식 (14)에 대입하면 부피 항이 다음과 같이 소거된다. 이는 수직형 탱크의 경우 NER 보정결과가 두 유체의 충전 부피비에 무관하고, 오직 물성치(잠열·밀도)

와 열유속비에 의해서만 결정됨을 의미한다. 수치를 대입하면

$$L_H = L_N \frac{f}{2.25} \frac{808}{70} \text{ 는 } L_H = 5.13fL_N \quad (15)$$

이다. 즉, 수직형 탱크에서 액화수소 NER은 액화질소 NER 대비 열유속비를 포함하여 약 5.13배 높게 예측된다. 이 계수는 두 유체의 물성치 차이만으로 결정되는 값으로, 동일 탱크에서 액화질소 시험을 수행할 경우 단일 성능이 같더라도 NER 수치는 액화수소 적용 시보다 현저히 낮게 측정됨을 명확히 보여준다.

3.4.2 수평형 탱크에서 보정법

수평형 탱크의 경우 면적과 부피 관계는 $A \approx V^{0.5}$ 이므로

$$\begin{aligned} L_H &= L_N f \frac{V_H^{0.5}}{V_N^{0.5}} \frac{h_{fgN}}{h_{fgH}} \frac{\rho_N V_N}{\rho_H V_H} \\ &= L_N f \sqrt{\frac{V_N}{V_H}} \frac{h_{fgN}}{h_{fgH}} \frac{\rho_N}{\rho_H} = L_N f \sqrt{\frac{V_N}{V_H}} 5.13 \end{aligned} \quad (16)$$

수직형 탱크와의 결정적 차이는 $\sqrt{V_N/V_H}$ 항의 존재이다. 수평형 탱크에서는 액체 충전 부피가 달라지면 접촉 면적의 변화율이 부피 변화율의 제곱근에 비례하므로, 충전 부피비가 보정계수에 직접 영향을 미친다. 동일 탱크에 액화질소와 액화수소를 각각 동일 충전율(예: 90%)로 충전할 경우, 충전 부피는 동일하여 수식은 수직형 결과와 동일하게 5.13으로 수렴된다. 그러나 두 유체의 밀도 차이(약 11배)로 인해 실제 운용 시 동일 충전율을 유지하더라도 충전 질량이 크게 달라진다. 따라서 수평형 탱크 보정에서는 시험 조건에서의 실제 충전 부피를 명확히 파악하여 적용하는 것이 중요하다.

단, 여기서는 충전율 0~90%구간에서 유효하다.

4. 결 론

본 연구는 액화수소탱크에서 NER 시험을 액화질소로 대체하여 진행할 경우, 시험데이터 기반으로 액화수소를 적용하였을 경우 기대되는 NER 결과를 예측하는 보정법에 관한 연구로 그 결과는 다음과 같다.

- 1) 충전율의 차이에 따른 면적과 부피비를 통해 각각의 유체가 충전되는 경우 열전달 면적을 예측하였고 수직 탱크의 경우 선형관계로 $A \approx V$ 이며, 수평 탱크의 경우 충전율 90%까지 $A \approx V^{0.5}$ 관계를 보인다.
- 2) 동일 단열재 시스템에서 액화수소 및 액화질소 환경에의 열유속 비의 최대치는 1.14임을 확인할 수 있다.
- 3) 동일 탱크에서 액화질소로 시험을 할 경우 예측되는 액화수소 적용 시 NER 결과는 수직형의 경우 열유속비의 함수로, 수평형 탱크의 경우 충전 부피를 고려한 함수형태로 도출하였다.
- 4) 온도 환경에 따른 정확한 단열재의 열전도계수 값을 확보할 수 있을 경우, 계산을 통해 열유속비를 정의하며, 그 외의 경우 최대 열유속비인 1.14를 적용하여야 한다.

본 연구는 액화수소 외 타 극저온 유체를 적용하여 액화수소 적용시에 기대되는 NER을 예측하는 연구로 기초자료로 활용할 수 있을거라 판단된다.

후 기

본 연구는 기후에너지환경부(MCEE)와 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다.(NO. 20227310100020, 액화수소 저장탱크/압력용기류의 진공·단열 성능평가 기술/안전기준 개발)

References

1. IEA, "Global hydrogen review 2023", International Energy Agency, Paris, 2023.
2. IRENA, "Hydrogen: a renewable energy perspective", Inter-

- national Renewable Energy Agency, Abu Dhabi, 2019.
3. R. Moradi and K. M. Groth, "Hydrogen storage and delivery: review of the state of the art technologies and risk and reliability analysis", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 44, No. 23, 2019, pp. 12254-12269, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.03.041>.
4. Government of the Republic of Korea, "Hydrogen economy activation roadmap", Ministry of Trade, Industry and Energy, Seoul, 2019, Retrieved from https://www.motir.go.kr/kor/article/ATCLf724eb567/210222/view?utm_source=chatgpt.com.
5. Government of Japan, "Basic hydrogen strategy", Ministry of Economy, Trade and Industry (METI), Tokyo, 2017.
6. Federal Government of Germany, "The national hydrogen strategy", Federal Ministry for Economic Affairs and Energy (BMWi), Berlin, 2020.
7. U.S. Department of Energy, "U.S. national clean hydrogen strategy and roadmap", U.S. Department of Energy, Washington, D.C., 2023.
8. M. Aziz, "Liquid hydrogen: a review on liquefaction, storage, transportation, and safety", *Energies*, Vol. 14, No. 18, 2021, pp. 5917, doi: <https://doi.org/10.3390/en14185917>.
9. J. O. Abe, A. P. I. Popoola, E. Ajenifuja, and O. M. Popoola, "Hydrogen energy, economy and storage: review and recommendation", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 44, No. 29, 2019, pp. 15072-15086, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.04.068>.
10. Ministry of Trade, Industry and Energy, "The 1st basic plan for hydrogen economy implementation", Ministry of Trade, Industry and Energy, Seoul, 2021.
11. C. Wan, S. Zhu, C. Shi, S. Bao, X. Zhi, L. Qiu, and K. Wang, "Numerical simulation on pressure evolution process of liquid hydrogen storage tank with active cryogenic cooling", *International Journal of Refrigeration*, Vol. 150, 2023, pp. 47-58, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2023.01.012>.
12. ISO, "ISO 21014:2019: cryogenic vessels - cryogenic insulation performance", International Organization for Standardization, Geneva, 2019.
13. H. Wang, Y. Gao, B. Wang, Q. Pan, and Z. Gan, "Perspective for the safe and high-efficiency storage of liquid hydrogen: thermal behaviors and insulation", *Hydrogen*, Vol. 5, No. 3, 2024, pp. 559-573, doi: <https://doi.org/10.3390/hydrogen5030031>.
14. Z. Wang and W. Mérida, "Thermal performance of cylindrical and spherical liquid hydrogen tanks", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 53, 2024, pp. 667-683, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2023.11.287>.
15. D. A. Crowl and Y. D. Jo, "The hazards and risks of hydrogen", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, Vol. 20, No. 2, 2007, pp. 158-164, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jlp.2007.02.002>.
16. Y. He, Z. Xiong, B. Wang, J. Yuan, H. Wu, H. Xu, H. Wang, X. Shen, W. Zhou, and Z. Gan, "Theoretical and experimental study for static evaporation rate of a self-developed liquid hydrogen storage tank", *Proceedings of ICEC28-ICMC 2022*, Springer, Singapore, 2023, pp. 271-278, doi: https://doi.org/10.1007/978-981-99-6128-3_33.
17. U.S. Government, "Code of Federal Regulations Title 49, §179.400-4, insulation system and performance standard", U.S. Government Publishing Office, Washington, D.C.
18. E. W. Lemmon, I. H. Bell, M. L. Huber, and M. O. McLinden, "NIST Standard Reference Database 23: reference fluid thermodynamic and transport properties - REFPROP, Version 10.0", National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, 2018.
19. G. E. McIntosh, "Layer by layer MLI calculation using a separated mode equation", *Advances in Cryogenic Engineering*, Vol. 39, 1994, pp. 1683-1690, doi: https://doi.org/10.1007/978-1-4615-2522-6_206.
20. A. Hedayat, T. M. Brown, L. J. Hastings, and J. Martin, "Variable density multilayer insulation for cryogenic storage", NASA/TM-2002-211867, NASA Marshall Space Flight Center, Huntsville, 2002.
21. L. J. Hastings, D. W. Plachta, L. Salerno, and P. Kittel, "An overview of NASA efforts on zero boiloff storage of cryogenic propellants", *Cryogenics*, Vol. 41, No. 11-12, 2001, pp. 833-839, doi: [https://doi.org/10.1016/S0011-2275\(01\)00176-X](https://doi.org/10.1016/S0011-2275(01)00176-X).
22. K. Li, J. Chen, X. Tian, and Y. He, "Study on the performance of variable density multilayer insulation in liquid hydrogen temperature region", *Energies*, Vol. 15, No. 24, 2022, pp. 9267, doi: <https://doi.org/10.3390/en15249267>.
23. Y. Ding, D. Shao, S. Jin, M. Yu, Y. Wang, and L. Jiang, "Numerical study on composite multilayer insulation material for liquid hydrogen storage", *Coatings*, Vol. 14, No. 11, 2024, pp. 1417, doi: <https://doi.org/10.3390/coatings14111417>.
24. J. E. Fesmire and W. L. Johnson, "Cylindrical cryogenic calorimeter testing of six types of multilayer insulation systems", *Cryogenics*, Vol. 89, 2018, pp. 58-75, doi: <https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2017.11.004>.
25. P. Wang, L. Ji, J. Yuan, Z. An, K. Yan, and J. Zhang, "The influence of inner material with different average thermal conductivity on the performance of whole insulation system for liquid hydrogen on orbit storage", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 46, No. 18, 2021, pp. 10913-10923, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2020.12.166>.
26. S. W. Churchill and H. H. S. Chu, "Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 18, No. 11, 1975, pp. 1323-1329, doi: [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90243-4](https://doi.org/10.1016/0017-9310(75)90243-4).