



액화수소 저장탱크 적용을 위한 4K 환경 평판형 열류계법 실험 절차 정립 및 MLI 단열 성능 평가

최예란¹·최지웅¹·이승준¹·차승주²·황병관²·김정현³·이제명^{1,3†}

부산대학교 조선해양공학과¹

삼성중공업(주) 조선해양연구소²

부산대학교 수소선박기술센터³

Establishment of a 4K Flat-plate Calorimeter Test Procedure and Evaluation of the Thermal Insulation Performance of MLI for Liquefied Hydrogen Storage Tank Applications

Ye-Ran Choi¹·Ji-Woong Choi¹·Seung-Jun Lee¹·Seung-Joo Cha²·Byeong-Kwan Hwang²·Jeong-Hyeon Kim³·Jae-Myung Lee^{1,3†}

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University¹

Ship and Offshore Research Institute, Samsung Heavy Industries Co., LTD.²

Hydrogen Ship Technology Center, Pusan National University³

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Liquefied hydrogen (LH₂) must be stored at an ultra-cryogenic temperature of approximately 20 K. If external heat ingress is not effectively minimized, boil-off gas (BOG) generation increases, leading to fuel loss, reduced system efficiency, and potential safety risks. Therefore, reliable experimental methods for evaluating the thermal insulation performance of multilayer insulation (MLI) used in cryogenic storage tanks are essential. Although liquid nitrogen is commonly used as a surrogate cryogen, it cannot sufficiently reproduce the operating conditions of LH₂ storage systems. In this study, a 4 K experimental procedure based on a flat-plate boil-off calorimeter was established in accordance with ASTM C1774. The proposed procedure consists of moisture removal through helium purging, stepwise vacuum conditioning, cryocooler cool-down, liquid helium filling, and BOG flow rate measurement. To verify the applicability of the procedure, an experiment was conducted using a 40-layer MLI specimen (Coolcat 2NW). A steady-state average BOG flow rate of 8,290 mL/min was measured, from which a heat load of $Q=0.5059$ W and an effective thermal conductivity of $k_{\text{eff}}=0.3147$ mW/(m·K) were derived. The established procedure provides a systematic basis for future repeatability studies and comparative evaluations of various insulation materials, thereby contributing to improved reliability in the thermal design of LH₂ storage tanks.

Keywords : Vacuum composite insulation system(진공 복합 단열시스템), MLI(Multilayer insulation, 다층 단열재), Heat flow rate(열유량), Effective thermal conductivity(유효열전도도), Boil-off gas(BOG, 자연 기화 가스)

1. 서론

탄소중립 목표와 에너지 안보에 대한 필요성이 높아지는 가운데, 국제에너지기구(International Energy Agency, IEA)의 세계 에너지 전망(World Energy Outlook 2025, WEO-2025)에 따르면 기존 화석연료의 공급 위험에 더해 핵심 광물 자원의 글로벌 공

급망 위험이 에너지 안보를 새롭게 위협하고 있으며, 탈탄소와 에너지 자립을 동시에 달성할 수 있는 청정에너지원의 필요성이 높아지고 있다(IEA, 2025). 특히 해운 분야는 에너지 소비의 대부분을 중유 등 화석연료에 의존하고 있어 청정에너지 전환의 필요성이 더욱 높은 분야이다. 이러한 흐름 속에서 무탄소 연료인 액화수소(Liquefied hydrogen, LH₂)는 질량 기준 에너지 밀도가

액화천연가스(Liquefied natural gas, LNG)보다 약 2.4배 높고, 사용 과정에서 탄소 배출이 없다는 장점을 바탕으로 차세대 무탄소 연료로 주목받고 있다. 다만 부피 기준 에너지 밀도는 상대적으로 낮으므로, 저장 및 운송 효율을 확보하기 위한 고성능 초극저온 단열 기술이 필수적이다. 액화수소는 약 20K의 초극저온 상태에서 저장·운송되어야 하므로 외부 열 유입을 최소화하지 못할 경우, 자연 기화 가스(boil-off gas, BOG) 발생이 증가하여 연료 손실, 시스템 효율 저하 및 안전성 문제를 초래할 수 있다(Aziz, 2021). 따라서 초극저온 환경에서는 효과적으로 열 유입을 차단할 수 있는 진공 단열 시스템이 필수적이다.

진공 단열 시스템에 적용되는 단열재료는 크게 파우더(powder) 소재, 블랭킷(blanket) 소재, 그리고 시트(sheet) 소재로 분류할 수 있다. 파우더 소재로는 펄라이트(perlite), 글라스 버블(glass bubble) 등이 있으며, 블랭킷 소재로는 에어로겔 블랭킷(aerogel blanket)이 대표적이다. 이 중 다층 단열재(Multilayer insulation, MLI)는 시트 형태로 반사체(reflector)와 스페이서(spacer)를 다층으로 적층한 구조이다. 각 단열재료는 진공도에 따라 단열 성능이 크게 달라지며 일반적으로 진공도가 높을수록 기체 전도에 의한 열 전달이 감소하여 단열 성능이 향상되는 경향을 보인다(Fesmire, 2015). 특히 MLI의 경우 내부 열전달은 기체 전도, 고체 전도, 복사의 세 가지 경로로 발생한다. 이 중 기체 전도는 진공도가 높아질수록 잔류 기체 분자의 밀도가 낮아져 빠르게 억제되는 반면, 고체 전도는 스페이서와 반사체의 접촉을 통해 진공도와 무관하게 계속 발생한다. 복사 열전달의 경우에는 다층의 반사체가 서로 마주보며 열을 반복적으로 반사, 차단하는 구조로 인해 층수가 많을수록 효과적으로 억제된다. 따라서 고진공 환경에서 기체 전도가 사실상 제거되면, 남은 열전달 경로는 고체 전도와 복사뿐이다. MLI는 다층 반사체 구조를 통해 복사를 효과적으로 차단할 수 있어 다른 단열재보다 우수한 단열 성능을 제공한다.

이러한 MLI의 단열 성능을 평가하기 위한 기존의 극저온 실험은 주로 액체질소(Liquid nitrogen, LN2)를 활용한 77 K 환경에서 수행되었다. 액체질소는 취급 용이성, 비용 효율성 그리고 불활성 기체로서의 안전성 등의 장점으로 널리 사용되고 있다(Fesmire et al., 2004). 그러나 액화수소의 끓는점은 약 20 K로, 저장 온도에 대한 민감도가 높아 외부 열 유입에 의한 자연 기화 가스 발생이 쉽게 유발되며 액체질소를 활용한 실험은 77 K 환경에서 수행되므로, 실제 액화수소 저장 조건과 50 K 이상의 온도 차이가 존재한다. 이러한 차이로 인해 액체질소 실험만으로는 20 K 이하 극저온 환경에서 MLI 열전달 특성을 충분히 재현하기 어렵고, 액화수소 저장탱크 설계에 필요한 신뢰성 있는 열유량 데이터를 확보하는 데 한계가 있다.

20 K의 액화수소와 동일한 환경을 구현하기 위한 직접적인 방법은 액화수소 자체를 이용한 실험이지만, 가연성에 기인한 폭발 위험, 높은 생산·취급 비용, 실험 시설 제한 등 현실적 한계가 크다. 이에 대한 대안으로 불활성 기체인 액체헬륨(Liquid helium, LHe)을 활용한 4 K 환경 실험이 제안되고 있으며, 20 K보다 낮은 초극저온 조건에서 평가함으로써 액화수소 저장 환경에 대한 보수적 설계 데이터를 확보할 수 있다는 장점이 있다(Demko et

al., 2014). 그러나 4K 실험은 고진공 환경 조성의 어려움, 수분 및 잔류 기체 제거, 냉동기(cryocooler)의 열적 안정화 등 다양한 기술적 도전을 수반한다. 특히 4K 환경에서는 미량의 수분이나 잔류 기체도 고체 상태로 응축되어 진공도 저하, 센서 오작동, 열전달 특성 왜곡 등의 문제를 유발할 수 있다(ASTM International, 2019). 국내에서는 액화수소 저장탱크 적용을 위한 MLI의 구조 단위 단열 성능 평가 연구가 77K 환경에서 수행된 바 있으나(Cha et al., 2024), 4K 환경에서 재현 가능하고 체계적인 실험 절차를 확립한 연구는 국내외적으로 매우 제한적이며, MLI와 같은 고성능 단열재에 대한 4K 실험 데이터는 극히 부족한 실정이다.

이에 본 연구는 ASTM C1774를 기반으로 평판형 열류계법(flat-plate boil-off calorimeter)을 적용하여 4K 환경에서의 MLI 단열 성능 평가 절차를 정립하는 것을 목표로 한다. 헬륨 퍼징(helium purging) 기반 수분 제거, 단계적 진공 형성, 냉동기 냉각(cool-down), 액체헬륨 주입 및 BOG 계측을 포함하는 순차적 절차를 정립하고, 정립된 절차를 검증하기 위해 Coolcat 2NW 40-layer MLI 시편을 대상으로 4K 단열 성능 평가 실험을 수행하였다. 이를 통해 액체헬륨의 자연 기화량을 기반으로 열유량(heat flow rate, Q)을 산정하고, 유효열전도도(effective thermal conductivity, k_{eff})를 도출하여 4K 조건에서의 단열 특성을 정량적으로 평가하였다. 본 연구는 초도 실험 단일 데이터에 기반한 결과이나, 4K 초극저온 실험을 위한 체계적이고 반복 가능한 실험 절차를 확립하였다는 점에 의의가 있으며, 향후 액화수소 저장탱크 단열 설계의 신뢰성 확보를 위한 기반 연구로서 의미를 가진다.

2. 실험 장비 개요

2.1 실험 장비

본 연구에서는 액화수소 저장탱크 적용을 위한 초극저온 단열 성능 평가를 목적으로, 평판형 열류계 기반의 실험 시스템을 구축하였다. 본 시스템은 시험 챔버, 진공 시스템, 냉각 시스템, 계측 및 데이터 취득 시스템으로 구성된다. 이는 4K 초극저온 환경을 안정적으로 구현하고, 해당 조건에서 단열 시편의 열 유입을 정량적으로 평가하기 위해 설계되었다. 본 시스템의 내부 구조는 Fig. 1의 단면도로 나타내었으며, 구축된 실험 시스템은 Fig. 2와 같다.

해당 장비는 시편이 설치되는 시편 장착부 및 증발 유량을 측정하기 위한 시험 챔버(test chamber), 외부 열 유입을 차단하기 위한 가드 챔버(guard chamber), 그리고 이를 둘러싸는 진공부(vacuum space)로 구분된다. 시험 챔버는 가드 챔버 내부에 위치한 원통형 용기로, 시험 챔버 하단에 원형 디스크 형태의 단열 시편을 설치할 수 있도록 구성되어 있다. 가드 챔버는 시험 챔버의 하부를 제외하고 전체적으로 감싸는 원통 구조로, 시험 챔버로 전도 및 복사 형태로 전달되는 열을 차단하는 역할을 한다.

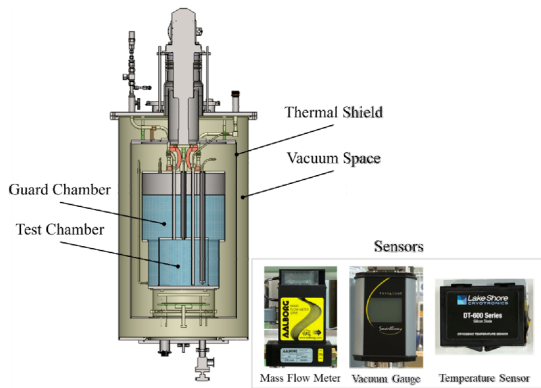


Fig. 1 Cross-sectional view of the cryostat



Fig. 2 Photograph of the flat-plate boil-off calorimeter

특히 가드 챔버와 시험 챔버는 구조적으로 분리되어 있으며, 동일한 극저온 유체가 충전되어 시험 챔버 측면 및 상부와의 온도 차이를 최소화한다. 이를 통해 시험 하면을 통한 1차원 열전달 조건을 확보하였다. 진공부 내부에는 열 차폐체(thermal shield)가 설치되어 있으며, 그 외면에는 MLI를 시공하여 복사에 의한 열 유입을 저감하였다. 열 차폐체는 냉동기와 열적으로 연결되어 냉각됨으로써, 외부로부터 시험 챔버로 전달되는 복사열을 일차적으로 차단하는 역할을 수행한다. 이를 통해 액체헬륨의 급격한 기화를 억제하고, BOG 측정 단계에서 안정적인 정상 상태 조건을 확보하는 데 기여한다.

진공부는 초극저온 실험에 적합한 고진공 환경을 형성할 수 있도록 설계되었다. 장비의 내부 구성 및 챔버의 배치는 Fig. 2에 나타내었다. 진공 형성을 위해 오일펌프인 로터리 펌프(rotary pump)와 확산 펌프(diffusion pump)를 순차적으로 사용하였으며, 실험 중 챔버 내부 압력은 10^{-5} Torr 수준에 도달하도록 구성하였다. 이러한 고진공 환경은 잔류 기체에 의한 대류 및 기체 전도 열전달을 최소화하기 위해 필수적이며, MLI 단열 성능을 평가하는 데 있어 주요 변수 중 하나이다.

냉각 시스템은 2단 냉동기(two-stage cryocooler)를 활용하여 시험 챔버를 예비 냉각한 후, 액체헬륨을 주입함으로써 최종적으로 약 4K의 초극저온 환경을 형성한다. 냉각 과정에서는 급격한 온도 변화로 인한 구조물의 열응력 및 진공 불안정을 방지하기

Table 1 Specifications of the experimental apparatus

Item	Specification	
Material	STS304/316L, Al	
Design pressure	2barg	
Design temperature	4K-300K	
Cryocooler	ULVAC UHE-15	
Vacuum level	$< 1 \times 10^{-5}$ Torr	
Test chamber	Volume	6.6L
	Inside diameter	208mm
	Height	200mm
Guard chamber	Volume	34.3L
	Inside diameter	350mm
	Height	478mm

위해 냉각 속도를 제어하였으며, 일정 온도 구간에서의 열적 안정화 과정을 거친 후 다음 단계로 진행하였다.

계측 시스템으로는 온도, 압력, 유량 측정을 위한 각종 센서가 설치되었다. 극저온 환경에서도 안정적인 온도 측정을 위해 Lake Shore의 DT-670-SD 다이오드 온도 센서를 장비 내부 및 시편에 장착하여 냉각 과정 및 정상 상태에서의 온도 분포를 측정하였다. 진공도 실시간 모니터링을 위해 냉음극-피라니(cold cathode-Pirani) 복합 진공 게이지를 설치하였으며, 이를 통해 비진공부터 고진공 영역까지 연속적인 압력 측정이 가능하도록 하였다. 액체 헬륨의 주입량 및 잔량 확인을 위해 시험 챔버와 가드 챔버에 각각 차압식 레벨 센서(differential pressure transmitter)를 설치하였다. BOG 유량 측정을 위해 Aalborg의 질량유량계(mass flow meter)를 설치하여 BOG 발생량을 실시간으로 계측하였다. 모든 계측 신호는 데이터 취득 시스템(DAQ)을 통해 연속적으로 저장되었다. 장비의 주요 사양은 Table 1에 정리하였다.

2.2 실험 시편

본 연구에서는 액화수소 저장탱크에 적용 가능한 MLI인 Coolcat 2NW 제품을 단열 시편으로 사용하였다. 해당 시편은 극저온 환경에서의 단열 성능이 검증된 상용 MLI로, 본 연구에서는 실험 절차의 정립 및 검증을 목적으로 선정하였다.

MLI 시편은 총 40 layers, 두께 7mm이며, 층 밀도(layer density)는 약 5.7 layers/mm이다. 각 층은 양면 알루미늄 증착 폴리에스터 필름(double-sided aluminized polyester film)과 폴리에스터 부직포 스페이서(polyester non-woven spacer) 재질로 이루어져 있다. 알루미늄 증착 필름은 복사 열전달을 억제하는 역할을 하며, 부직포 스페이서는 각 층 간 간격을 유지하며 접촉에 의한 고체 전도 열전달을 최소화한다. 시편은 직경 220mm의 원형 디스크 형태로 재단되어 챔버 하부에 설치되었다. 시편 설치 시에는 각 층이 평판과 평행하게 배치되도록 주의하였으며, 층간 압축을 최소화하기 위해 별도의 기계적 하중은 가하지 않았다. Table 2에 MLI 시편의 주요 사양을 정리하였다.

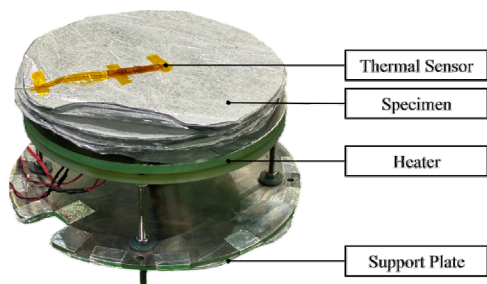


Fig. 3 Specimen mounting configuration

Table 2 Specifications of the MLI specimen

Item	Specification
Product	Coolcat 2NW
Specimen shape	Circular disk
Diameter	220mm
Number of layers	40
Total thickness	7mm
Layer density	5.7 layers/mm
Reflector	Double-sided aluminized polyester film
Spacer	Polyester non-woven

3. 실험 절차

본 연구의 핵심은 4K 초극저온 환경에서 반복 수행 가능한 실험 절차를 정립하는 데 있다. 전체 실험 절차는 헬륨 퍼징(helium purging), 가열(bake-out), 진공 형성(vacuum conditioning), 냉각(cool-down) 및 자연 기화량 측정(BOG measurement) 단계로 구성되며, 각 단계는 실험의 안정성과 재현성을 확보하기 위해 순차적으로 진행되었다.

3.1 헬륨 퍼징 및 가열

액체헬륨 주입 과정에서 4K 수준의 초극저온 환경이 형성되면 시험 챔버 및 가드 챔버의 유입구, 유출구 배관 내 수분이 급격히 결빙(icing)되어 유로를 차단하거나 유량 불안정, 계측 오류 등의 문제를 초래할 수 있다. 이를 사전에 방지하기 위해 시험 챔버 및 가드 챔버 내부를 대상으로 기체헬륨 퍼징을 수행하였다. 기체헬륨은 불활성 기체이며, 단원자 기체로서 원자 크기가 작아 배관 내부 미세한 공간까지 침투하여 잔류 수분을 효과적으로 제거할 수 있으며, 공기나 질소 대비 응축 온도가 매우 낮아 4K 조건에서도 기체 상태를 유지할 수 있다.

헬륨 퍼징과 병행하여, 챔버 외벽 및 내부 구조물에 물리흡착된 수분 제거를 목적으로 가열 단계를 수행하였다. 상온에서의 진공 배기만으로는 벽면에 강하게 흡착된 수분 분자를 완전히 제거하기 어려우며, 가열을 통해 탈착 에너지를 공급함으로써 제거 효율을 크게 향상시킬 수 있다. 가열 시스템은 챔버 외벽에 균일하게 감은 열선을 사용하였다. 열 분포 균일화를 위해 열선을 나

Table 3 Vacuum pressure range for cryogenic insulation testing

Name	Vacuum pressure range (Torr)
No vacuum (NV)	$10 < P < 10^2$
Soft vacuum (SV)	$10^{-2} < P < 10$
High vacuum (HV)	$10^{-6} < P < 10^{-2}$

선형으로 감은 후, 알루미늄 포일로 장비 전체를 감싸는 방식을 채택하였다. 가열 온도는 센서 및 열적 안전 한계를 고려하여 65~70 °C로 설정하였으며, 이 온도 범위에서 물리흡착된 수분이 대부분 탈착됨을 사전 테스트를 통해 확인하였다. 초기 압력이 1 Torr 이하에 도달한 후 열선을 가동하여 목표 온도까지 가열하고, 해당 온도에서 24시간 이상 유지하였다. 가열 과정에서 챔버 내부 압력은 수분 탈착 및 분자 운동의 증가로 인해 일시적으로 상승한 후 점차 감소하여 안정화되는 경향을 보였다.

3.2 진공 형성 및 냉각

퍼징 및 가열 단계를 완료한 후 본격적인 진공 형성을 수행하였다. 진공 형성은 비진공(no vacuum, NV), 중진공(soft vacuum, SV), 고진공(high vacuum, HV) 단계로 순차적으로 진행하였으며, ASTM C1774에서 정의하는 각 단계의 압력 범위는 Table 3과 같다.

먼저 로터리 펌프를 단독으로 대기압에서 약 10^{-1} Torr까지 배기함으로써 챔버 내 공기의 대부분을 제거한다. 이후 확산 펌프를 병행 가동하여 10^{-1} Torr에서 10^{-5} Torr 이하의 고진공 영역까지 배기한다. 목표 진공도에 도달한 후 진공도의 시간적 변화와 안정화 거동을 지속적으로 모니터링하여 누설(leak)이 없고 냉각 단계 진입이 가능한 상태임을 확인하였다. Fig. 4에 진공 형성 과정에서의 압력-시간 변화를 나타내었다.

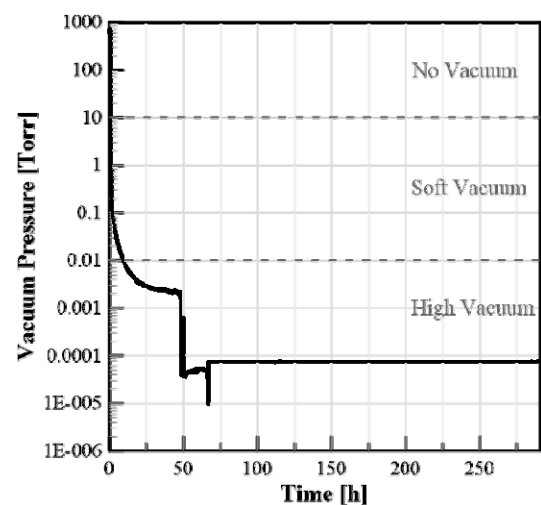


Fig. 4 Vacuum pressure history during the experimental procedure

Table 4 Duration and vacuum level for each test step

Step	Time	Vacuum pressure	Remark
GHe purging & bake-out	24h	1-50 Torr	Purging cycle > 3 times
Vacuum	50h	10^{-5} Torr	Rotary & diffusion pump
Cryocooler cool-down	24h	-	Gradual cool-down
LHe filling & stabilization	~4h	10^{-5} Torr	-

진공 상태가 안정화된 후 2단 냉동기를 가동하여 시험 챔버를 단계적으로 냉각하였다. 급격한 냉각은 열응력, 진공도 불안정(잔류 기체의 급격한 응축), 그리고 센서 드리프트(sensor drift) 등의 문제를 유발할 수 있으므로, 냉각 속도를 제어하며 단계적으로 진행하였다. 냉각 중 챔버 내 헬륨 가스가 수축하여 내부 압력이 감소하므로, 외부 공기 및 수분 유입을 방지하기 위해 기체헬륨 유입구 밸브를 열어 0-0.5barg 범위로 기체헬륨을 지속적으로 보충하였다.

3.3 액체헬륨 주입 및 자연 기화량(BOG) 측정

냉동기를 통한 예비 냉각이 완료된 후, 챔버 온도가 20K 이하에 도달하고 안정화되면 액체헬륨 주입을 시작하였다. 주입에 앞서 유연 주입 라인 끝단을 액체헬륨 용기(dewar)에 삽입하고, 기체헬륨 퍼징으로 잔여 수분을 제거한 후 유입구에 연결하였다.

액체헬륨은 시험 챔버와 가드 챔버에 동시에 주입하였다. 동시 주입은 두 챔버 간 열적 불균형을 방지하여, 시험 챔버로의 불필요한 열 유입을 억제하려는 조치이다. 주입 중에는 차압계를 통해 실시간으로 수위를 확인하며, 시험 챔버는 완전히 채우고 가드 챔버는 50% 이상 수위를 유지하도록 하였다. 주입 완료 후 가드 챔버 및 시험 챔버의 레벨과 온도가 안정화됨을 확인한 뒤, 측정 라인 밸브를 조작하여 시험 챔버의 BOG 유량 측정을 시작하였다. 온도, 레벨, 유량이 모두 안정화된 정상 상태 조건에서 일정 시간 동안 BOG 유량을 계측하여 평균값을 산출하였다.

4. 실험 결과 및 분석

4.1 진공 환경 조성 결과

헬륨 퍼징 및 가열을 포함한 본 연구의 절차를 순차적으로 수행한 결과, 최종 진공도는 약 10^{-5} Torr 수준으로, 이는 ASTM C1774에서 정의하는 고진공 조건을 만족하는 수준이다.

Fig. 4의 압력 변화 추이를 살펴보면, 퍼징 및 가열 절차를 병행한 이후 로터리 펌프 단독 운전 구간에서 압력이 약 10^{-1} Torr까지 감소하였다. 이후 확산 펌프를 병행 가동함에 따라 압력은 10^{-5} Torr 수준까지 낮아졌으며, 중진공 영역에서 고진공 영역으

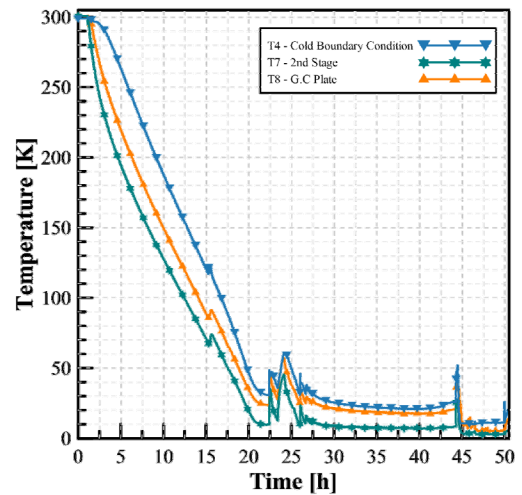


Fig. 5 Temperature history from cryocooler cool-down to liquid helium filling

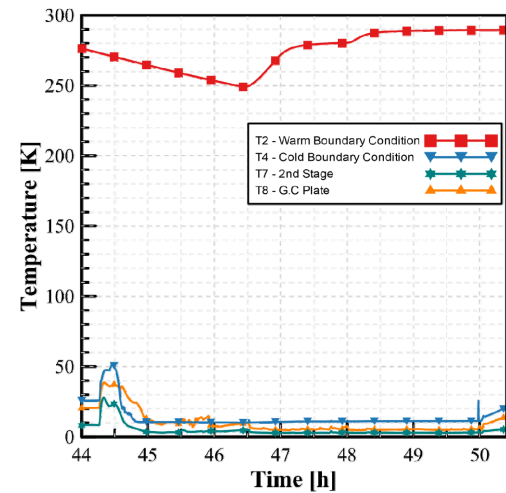


Fig. 6 Temperature history during and after liquid helium filling

로 진입한 것을 확인하였다. 고진공 영역에 도달한 이후에도 일부 압력 변동이 관찰되었으나, 이는 챔버 내벽 및 시편 표면에서 발생하는 아웃가스에 기인한 것으로 판단된다. 해당 변동은 고진공 조건 범위 내에서 유지되었으며, 실험 수행에 실질적인 영향을 미치지 않는 수준이었다.

4.2 냉각 특성 분석

Fig. 5에는 냉동기 가동 시작부터 액체헬륨 주입까지의 온도 변화를 나타내었으며, Fig. 6에 액체헬륨 주입 구간(44-50h)의 온도 변화를 확대하여 나타내었다. 냉동기 가동 시작부터 시험 챔버 하단부(T4: Cold Boundary Condition) 기준 20K에 도달하기까지 약 20시간이 소요되었으며, 이후 온도 안정화 과정을 거쳐 액체헬륨 주입을 시작하였다.

Fig. 5의 냉각 구간(0-20h)에서는 각 센서의 위치에 따라 온도 저하 속도에 차이가 나타났다. T7은 냉동기에 직접적으로 연결되

어 있어 가장 빠른 냉각 특성을 보였으며, T8(G.C Plate)은 열 차폐체를 통한 간접 열 경로에 위치하여 T7에 비해 상대적으로 완만한 냉각 거동을 보였다. 반면, T4는 시편 상부의 저온 경계 조건 위치에 설치되어 냉동기에 의한 간접 냉각 경로의 영향을 받기 때문에 가장 느린 냉각 속도를 보였다. 이는 가드 챔버 내 잔류 헬륨 가스를 통한 열전달 및 챔버 구조물의 열용량 영향이 복합적으로 작용한 결과로 판단된다. 또한 냉동기 가동 이후에는 잔류 기체가 저온 표면에 응축되는 크라이오펌핑(cryopumping)에 의해 진공도가 추가로 안정화되었다. 이를 통해 액체헬륨 주입 및 BOG 측정 단계에서 안정적인 고진공 환경을 확보할 수 있었다.

Fig. 6의 액체헬륨 주입 구간(44~50h)을 살펴보면, 주입 초기에 일부 온도 센서에서 일시적인 온도 상승이 관찰된다. 이는 유연 주입 라인을 시험 챔버 및 가드 챔버의 주입부에 연결하는 과정에서 발생한 열 유입과 액체헬륨 주입 초기 챔버 내부의 열적 불균형에 기인한 것으로 판단된다. 주입 완료 후 약 1시간의 안정화 과정을 거쳐 저온 경계 온도가 최종적으로 약 4K에 도달하였으며, 이후 각 센서의 온도는 안정적인 정상 상태를 유지하였다.

4.3 자연 기화량 측정 결과

Fig. 7에는 액체헬륨 주입 이후 정상 상태 구간에서의 BOG 유량 변화를 나타내었다. 액체헬륨 주입 직후에는 챔버 내부의 열적 불균형으로 인해 BOG 유량이 약 14 L/min으로 높게 측정되었으나, 시간이 경과함에 따라 유량이 점차 감소하여 안정화되는 경향을 보였다. 열적 안정화 이후 약 30분 동안 정상 상태 BOG 유량을 측정하였으며, 해당 구간에서 유량은 8,100~8,500 mL/min 범위에서 유지되었다. 평균 유량은 8,290 mL/min으로 산출되었다. ASTM C1774에서는 BOG 유량 및 온도 변화가 일정 기준 이내로 유지되는 구간을 정상 상태로 정의하고 있다. 본 실험에서 30분의 측정 구간은 사전에 설정된 고정 기준이 아닌 유량과 온도가 이미 수렴한 이후의 구간이다. 이러한 수렴 거동이

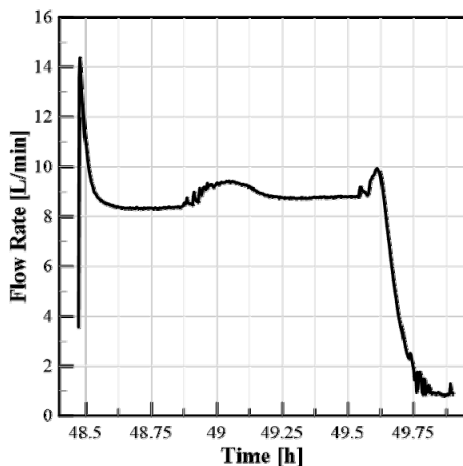


Fig. 7 BOG flow rate history after liquid helium filling

열적 평형 달성의 실험적 판단 기준으로 작용한다. 해당 구간 동안 유량 변동의 폭은 평균값 대비 $\pm 2.6\%$ 이내로 유지되었고 온도 변화가 거의 나타나지 않았으며, 이는 MLI 내부의 복합적인 열 저항 및 열용량에 의한 과도 응답이 종료되고 열적 평형이 형성되었음을 의미한다.

한편, 49.75시간 이후 유량이 급격하게 감소하는 경향이 관찰되었는데, 이는 정상 상태 측정 완료 후 실험 종료 절차에 따라 액체헬륨 공급 및 계측 조건이 변경되었기 때문이다.

4.4 단열 성능 평가 결과

ASTM C1774 기준에 따라 측정된 BOG 유량을 이용하여 열유량(Q) 및 유효열전도도(k_{eff})를 산출하였다. 열유량은 다음 식으로 계산된다(ASTM C1774 Eq. 1).

$$Q = V_{gSTP} \times \rho_{gSTP} \times h_{fg} \times \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fg}} \right) \quad (1)$$

여기서 V_{gSTP} 는 표준 상태(standard temperature pressure, STP)에서의 BOG의 체적유량(m^3/s), ρ_{gSTP} 는 표준 상태(STP) 기준 기체헬륨 밀도(kg/m^3), h_{fg} 는 액체헬륨의 기화잠열(J/kg), ρ_f 는 포화 액체헬륨의 밀도(kg/m^3), ρ_{fg} 는 포화 액상과 기상의 밀도차($\rho_{fg} = \rho_f - \rho_g, kg/m^3$)이다. 평판형 시편에 대한 유효열전도도(k_{eff})는 푸리에 법칙에 기반하여 다음 식으로 산출한다(ASTM C1774 Eq. 4).

$$k_{eff} = \frac{4Qx}{\pi d_e^2 \Delta T} \quad (2)$$

여기서 x 는 시편 두께(m), d_e 는 유효 열전달 직경(m)으로 본 실험에서는 시편 직경 220mm($d_e=0.22m$)를 적용하였으며, ΔT 는 고온 경계(warm boundary temperature, WBT=300K)와 저온 경계(cold boundary temperature, CBT=4K)의 온도 차(296K)이다. 측정값 및 재료에 대한 물성치를 식 (1), (2)에 대입하여 산출한 결과는 Table 5에 정리하였다.

산출된 열유량 Q 는 0.5059 W, 유효열전도도 k_{eff} 는 0.3147 mW/(m·K)로 나타났으며, 이는 고진공(10^{-5} Torr) 조건에서 측정된 MLI 단열 성능을 의미한다. 선행 연구와 비교하면, Fesmire and Johnson (2018)은 77~293K 조건의 고진공 환경에서 총 밀도 5.1 layers/mm인 Mylar/Fabric MLI 시편에 대해 $k_{eff}=0.095\sim 0.142$ mW/(m·K)를 보고하였다. 이에 비해 본 실험에서 산출된 유효열전도도 값은 상대적으로 높게 나타났으며, 그 원인은 다음과 같이 해석할 수 있다.

먼저, 본 실험 장치의 특성에 기인한 외부 열 유입 영향을 고려할 필요가 있다. 시편을 장착하지 않은 진공 단독 조건에서 히터 단독 가동 시 시편 장착부 벽면 온도가 약 120K에서 160K 이상까지 상승하는 현상이 관찰되었다. 이는 히터로부터의 복사열

Table 5 Calculated thermal performance parameters

Item	Value
Average BOG flow rate V_{gSTP}	8,290mL/min
WBT/CBT	300/4K
Temperature difference ΔT	296K
Specimen thickness x	0.007m
Effective diameter d_e	0.22m
Heat flow rate Q	0.5059W
Effective thermal conductivity k_{eff}	0.3147mW/(m·K)

이 시편 장착부 벽면으로 유입되고, 지지 구조물의 볼트 및 너트를 통한 고체 전도가 더해진 결과로 판단된다. 이러한 기생 열의 대부분은 시편 장착부를 감싸는 가드 챔버 내 극저온 유체의 기화잠열로 흡수되나, 흡수되지 않은 일부가 시험 챔버로 유입되어 측정된 BOG 유량에 부가적으로 반영될 수 있으며, 이는 유효열전도도를 실제보다 과대평가하는 방향으로 작용한다. 이를 개선하기 위해 향후 실험에서는 시편 장착부 벽면에 MLI를 추가 시공하여 복사열 유입을 최소화하고, 지지 구조물의 볼트 및 너트를 STS 소재에서 FRP(G10) 소재로 교체하여 고체 전도에 의한 구조적 열 유입을 저감할 예정이다. 이를 통해 보다 신뢰성 있는 단열재의 열성능 평가가 가능할 것으로 판단된다.

또한, 본 실험에서 사용된 MLI 시편의 층 밀도는 5.7 layers/mm로, 선행 연구에서 Fesmire and Johnson (2018)이 제시한 시편의 밀도에 비해 고밀도이다. 고밀도 적층 구조에서는 층 간 접촉 압력이 증가하고, 이에 따라 스페이서와 반사체 계면을 통한 고체 전도 열전달이 증가할 수 있다. 이러한 고체 전도 성분의 증가는 MLI 단열 성능을 저하시키는 주요 요인으로 알려져 있다(Johnson, 2010; Fesmire and Johnson, 2018).

따라서 본 실험에서 산출된 유효열전도도 값은 외부 열 유입의 영향, 고밀도 적층 및 극저온 열수축에 따른 고체 전도 증가가 복합적으로 반영된 결과로 판단되며, 소재 및 진공 환경 조건의 차이를 고려하면 선행 연구의 결과 범위와 일정 수준 부합하는 것으로 볼 수 있다. 추후, 외부 복사열 유입의 기여량 및 고밀도 적층에 따른 고체 전도 등에 대한 영향을 정량적으로 산출하여 선행 연구와 비교·분석하는 후속 연구가 필요할 것으로 판단된다.

MLI의 단열 성능은 진공도에 매우 민감하다. Fesmire and Johnson (2018)에 따르면 유효열전도도는 10^{-4} Torr 이하의 고진공 영역에서 수렴하는 경향을 보이며, 본 연구의 측정 진공도(약 10^{-5} Torr)는 수렴 영역에 해당하므로 단일 고진공 조건에서도 대표적인 단열 성능 평가가 가능하다고 판단하였다. 다만 비진공 및 중진공 영역에서는 유효열전도도가 급격히 변화하므로, 향후 실제 운용 환경에서 발생할 수 있는 진공 저하 상황을 고려한 추가 실험이 필요하다.

4.5 측정 불확도 분석

본 연구에서 산출된 열유량 Q 및 유효열전도도 k_{eff} 의 신뢰성

Table 6 Estimated measurement uncertainties

Parameter	Instrument	Applied uncertainty
BOG flow rate V_{gSTP}	Aalborg mass flow meter	$\pm 1.00\%$
Specimen thickness x	Vernier caliper (± 0.1 mm)	$\pm 1.43\%$
Effective diameter d_e	± 1 mm	$\pm 0.45\%$
Temperature difference ΔT	Lake Shore DT-670-SD	$\pm 0.38\%$
Combined uncertainty		$\pm 2.00\%$

을 평가하기 위해 주요 측정 변수에 대한 불확도 분석을 수행하였다. 식 (2)에서 유효열전도도 k_{eff} 는 BOG 유량(V_{gSTP}), 시편 두께(x), 유효 직경(d_e), 온도 차(ΔT)의 함수이므로, 오차 전파 법칙을 적용하면 유효열전도도의 상대 불확도는 다음과 같이 추정된다.

$$\frac{u(k_{eff})}{k_{eff}} = \sqrt{\left(\frac{u(Q)}{Q}\right)^2 + \left(\frac{u(x)}{x}\right)^2 + \left(\frac{u(d_e)}{d_e}\right)^2 + \left(\frac{u(\Delta T)}{\Delta T}\right)^2} \quad (3)$$

각 변수의 불확도 기여도는 Table 6과 같이 추정하였다. 상기 값을 식 (3)에 대입하면 유효열전도도의 합성 상대 불확도는 약 2.0%로 추정되며, 이는 $k_{eff}=0.3147$ mW/(m·K)에 대한 절대 불확도 약 ± 0.006 mW/(m·K)에 해당한다. 기여도를 살펴보면 시편 두께 측정($\pm 1.43\%$)이 가장 큰 비중을 차지하였으며, 유효 직경의 계측 불확도는 $\pm 0.45\%$ 이나 식 (2)에서 직경이 제곱으로 작용하므로 기여도는 $\pm 0.91\%$ 가 되어 BOG 유량($\pm 1.00\%$)과 유사한 수준이다. 온도 차는 296K로 매우 크기 때문에 상대 기여도가 $\pm 0.38\%$ 로 가장 작게 나타났다.

다만 상기 분석은 계측기 사양에 기반한 것으로, 4K 열류계 실험 특성상 존재하는 기생 열의 영향은 포함되지 않았다. 앞서 4.4 절에서 서술한 바와 같이 히터 복사열에 의한 시편 장착부 벽면 온도 상승(약 120K에서 160K 이상으로 상승)이 확인되었으며, 이러한 구조적 열 유입은 측정된 BOG 유량에 부가적으로 반영되어 유효열전도도를 과대평가하는 방향으로 작용한다. 벽면 MLI 시공 전후의 온도 변화 폭을 고려할 때, 기생 열에 의한 불확실성은 계측기 불확도보다 큰 지배적 오차 요인으로 추정되며, 이를 정량화하기 위해서는 진공 단독 조건 및 무시편 조건(blank run) 기준 실험을 통한 장비 고유 열 누설 측정이 요구된다. 이는 향후 연구에서 수행할 예정이다.

5. 결 론

본 연구에서는 액화수소 저장탱크용 다층 단열재(MLI)의 4K 초극저온 단열 성능 평가를 위해 평판형 열류계법 기반 실험 절차를 정립하고, Coolcat 2NW 40-layer MLI 시편을 대상으로 검증 실험을 수행하였다. 주요 결과는 다음과 같다.

헬륨 퍼징, 가열, 단계적 진공 형성, 냉동기 냉각 및 액체헬륨 주입 절차를 통해 10^{-5} Torr 수준의 고진공 환경과 4K 초극저온 환경을 안정적으로 구현하였다.

- 헬륨 퍼징 및 가열 절차를 병행함으로써 챔버 내부의 수분 및 잔류 기체 영향을 저감하고, 액체헬륨 주입 전 안정적인 진공 조건을 확보하였다.
- 냉각 및 액체헬륨 주입 과정에서 시험 챔버 내부 압력과 온도를 안정적으로 제어하였으며, BOG 측정을 위한 정상 상태 조건을 확보하였다.
- 정상 상태 구간에서 평균 BOG 유량은 8,290mL/min으로 측정되었으며, 이를 기반으로 열유량은 0.5059W, 유효열전도도는 0.3147mW/(m·K)로 산출되었다.
- 산출된 유효열전도도는 MLI의 고밀도 적층 구조와 외부 열 유입의 영향이 반영된 결과로 판단된다.

본 연구는 단일 시편에 대한 초도 실험 결과이나, 4K 환경에서 MLI 단열 성능을 평가할 수 있는 장비를 구축하고 실험 절차를 제시하였다는 점에서 의미가 있다. 향후 히터 가동에 따른 복사 열 유입, 장비의 구조적 영향을 고려하여 정량적 계산을 위한 보정 연구를 수행할 예정이다. 또한, 다양한 단열재에 대한 반복 실험 및 비교 평가를 통해 제안 절차의 신뢰성을 추가로 검토하고자 한다.

후 기

이 과정은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

References

- ASTM International, 2019. C1774-13(2019): Standard guide for thermal performance testing of cryogenic insulation systems. ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Aziz, M., 2021. Liquid hydrogen: a review on liquefaction, storage, transportation, and safety. *Energies*, 14(18), p.5917.
- Cha, S.J., Hwang, B.K., Kim, H.T., Lee, G.H., Lee, J.P., Kim, J.H. and Lee, J.M., 2024. A study on the insulation performance analysis of liquid hydrogen storage tank with 66-layer multi-layer insulation. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 61(6), pp.490-497.
- Demko, J.A., Fesmire, J.E., Johnson, W.L. and Swanger, A. M., 2014. Cryogenic insulation standard data and methodologies. *Advances in Cryogenic Engineering: Transactions of the Cryogenic Engineering Conference - CEC*, AIP Conference Proceedings, 1573, pp.463-470.

Fesmire, J.E., 2015. Standardization in cryogenic insulation systems testing and performance data. *Physics Procedia*, 67, pp.1089-1097.

Fesmire, J.E. and Johnson, W.L., 2018. Cylindrical cryogenic calorimeter testing of six types of multilayer insulation systems. *Cryogenics*, 89, pp.58-75.

Fesmire, J.E., Augustynowicz, S.D., Heckle, K.W. and Scholtens, B.E., 2004. Equipment and methods for cryogenic thermal insulation testing. *AIP Conference Proceedings*, 710, pp.579-586.

International Energy Agency (IEA), 2025. *World energy outlook 2025*. [Online] Available at: <https://www.iea.org/reports/world-energy-outlook-2025> [Accessed 28 April 2026].

Johnson, W.L., 2010. *Thermal performance of cryogenic multilayer insulation at various layer spacings*. M.S. Orlando, FL: University of Central Florida.

Authorship Contribution Statement

Ye-Ran Choi: Conceptualization, Data curation, Formal analysis, Investigation, Methodology, Writing – original draft; **Ji-Woong Choi:** Conceptualization, Data curation, Formal analysis, Investigation, Methodology; **Seung-Jun Lee:** Conceptualization, Data curation, Formal analysis, Investigation, Methodology; **Seung-Joo Cha:** Conceptualization, Data curation, Formal analysis, Investigation, Methodology; **Byeong-Kwan Hwang:** Conceptualization, Data curation, Formal analysis, Investigation, Methodology; **Jeong-Hyeon Kim:** Resources, Writing – review & editing; **Jae-Myung Lee:** Resources, Writing – review & editing.



최예란



최지웅



이승준



차승주



황병관



김정현



이제명