

• 특집 • 삶의 질 향상을 위한 환경 모니터링 정밀 측정 기술
(Precision Measurement Technology for Environmental Monitoring to Improve Quality of Life)

초정밀 열환경 제어 및 측정을 위한 압력제어식 온도제어 기술 동향
Progresses in Pneumatic Temperature Control Technique for Ultra-Precise Control and Measurement of Thermal Environment

남보미¹, 정육철^{1,2,#}
Bomi Nam¹ and Wukchul Joung^{1,2,#}

¹ 부경대학교 대학원 지능로봇공학과 (Department of Intelligent Robot Engineering, Graduate School, Pukyong National University)
² 부경대학교 기계공학부 (School of Mechanical Engineering, Pukyong National University)
Corresponding Author / E-mail: wukchuljoung@pknu.ac.kr, TEL: +82-51-629-6132
ORCID: 0000-0001-8014-2647

KEYWORDS: Pneumatic temperature control (압력제어식 온도제어), Temporal temperature control (시간 온도제어), Spatial temperature control (공간 온도제어), Temperature stability (온도 안정도), Temperature uniformity (온도 균일도)

In this paper, we introduce a new pneumatic temperature control technique and its application to precision thermometry. The method controls temperature by adjusting gas pressure through the unique thermohydraulic linkage of the pressure-controlled loop heat pipe (PCLHP). Due to this temperature-pressure linkage, the PCLHP-based pneumatic temperature control achieves exceptional control speed, stability, and precision. To fully understand this method, we systematically investigated the effects of various influencing parameters, such as heat load, sink temperature, and rate of pressure change, on the stability of temperature control. In addition, we successfully achieved closed-type pneumatic temperature control using a mechanically-driven gas pressure controller. We also developed a hybrid PCLHP that incorporates a heat pipe liner into the isothermal region to further improve the temperature uniformity of the pneumatically-controlled temperature field. With this technique, we significantly improved the accuracy of the fixed point of the International Temperature Scale of 1990 by using inside nucleation of the freezing temperature of tin and determining the liquidus temperature of tin. In this paper, we summarize the results of these diverse efforts in characterizing the pneumatic temperature control technique, along with theoretical analyses.

Manuscript received: July 3, 2024 / Revised: August 9, 2024 / Accepted: August 13, 2024

NOMENCLATURE

Δp_c = Capillary Pressure Difference
 $\Delta p_{\text{evap-CC}}$ = Pressure Difference between the Evaporator and Compensation Chamber
 Δp_{filt} = Filtration Pressure Loss
 Δp_{fric} = Frictional Pressure Loss
 Δp_{hyd} = Hydrostatic Pressure Loss

Δp_{loss} = Pressure Loss for the Working Fluid Flow from the Evaporator to the Compensation Chamber
 Δt = Temperature Uniformity
 c_p = Specific Heat
 h_{fg} = Latent Heat of Vaporization
 \dot{m} = Mass Flow Rate
 p = Pressure
 p_{control} = Control Gas Pressure

p_{CC}	= Compensation Chamber Pressure
p_{evap}	= Evaporator Pressure
p_{sat}	= Saturation Pressure
\dot{Q}_{evap}	= Evaporative Heat Transfer Rate
\dot{Q}_{hl}	= Heat Leak
\dot{Q}_{load}	= Heat Load
\dot{Q}_{sc}	= Liquid Subcooling
R_s	= Specific Gas Constant
σ_T	= Temperature Stability
σ_p	= Pressure Stability
T	= Thermodynamic Temperature
t	= Celsius Temperature or Time
t_{bottom}	= Temperature at the Bottom
t_{CC}	= Compensation Chamber Temperature
$t_{CC\ in}$	= Compensation Chamber Inlet Temperature
$t_{coolant}$	= Coolant Temperature
t_h	= Temperature at a Specific Height
$t_{IR\ reading}$	= Measured Isothermal Region Temperature
$t_{IR\ predicted}$	= Predicted Isothermal Region

1. 서론

온도는 열환경 특성을 결정짓는 중요한 기본 물리량으로 현대 기초과학 및 첨단산업에서 정밀 제어 및 측정에 대한 중요성이 날로 증대되고 있다. 이러한 정밀 열환경 온도제어 및 측정이 요구되는 분야는 국제온도표준의 기준온도(고정점) 실현 및 온도계의 교정[1]과 같은 전통적 분야로부터, 기후변화 관측을 위한 기상 온-습도계 교정[2], 첨단 반도체 제조[3], 신재생 에너지 생산[4], 식품 및 의약품 가공 공정[5,6]에 이르기까지 과학 및 산업 전 분야를 아우른다. 특히, 이러한 열환경 온도제어는 제어대상의 온도 변화율 제어 또는 안정성과 관련된 시간 온도 제어(Temporal Temperature Control)와 공간상 온도분포 또는 온도구배를 제어하는 공간 온도제어(Spatial Temperature Control)의 관점에서 접근하는 것이 필요하다[7]. 일반적인 열환경 온도제어는 각각의 제어 유형에 대해 빠르고 안정적인 온도변화와 함께 균일 온도장의 형성을 동시에 요구받으나, 전통적인 열(에너지)제어 방식 온도제어로는 이의 달성이 물리적·기술적으로 어려운 것이 현실이다.

시간 온도제어의 측면에서 기존 온도제어 기술은 열 관성의 역할을 하는 제어대상 매질의 유한한 열용량(Heat Capacity)으로 인해 최신의 PID (Proportional-integral-derivative) 적용 제어에서도 급격한 온도변화 시 오버슈트(Overshoot)나 언더슈트(Undershoot)와 같은 불안정성이 발생되거나 안정적 제어를 위해서는 느린 제어를 수행해야 한다는 한계를 가진다[7,8]. 아울러 공간 온도제어 측면에 있어서도 기존 열제어 방식 온도제어는

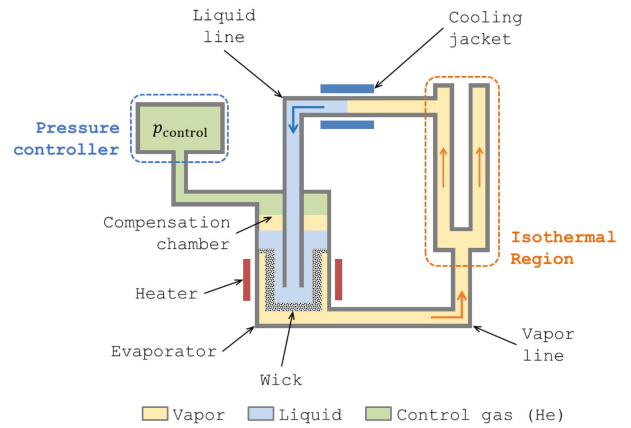
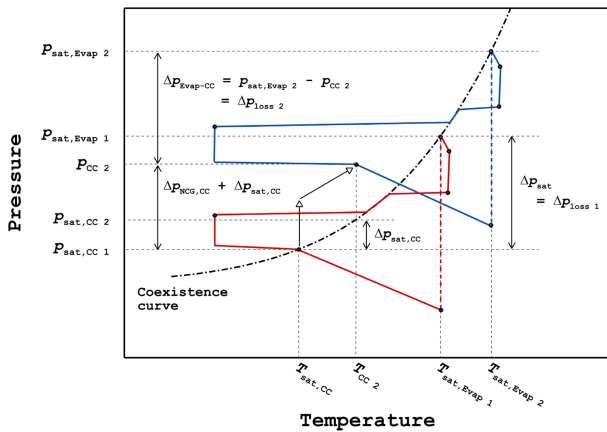


Fig. 1 Schematic diagram of the pneumatic temperature control apparatus [12, 13] (Adapted from Refs. 12,13 with permission)

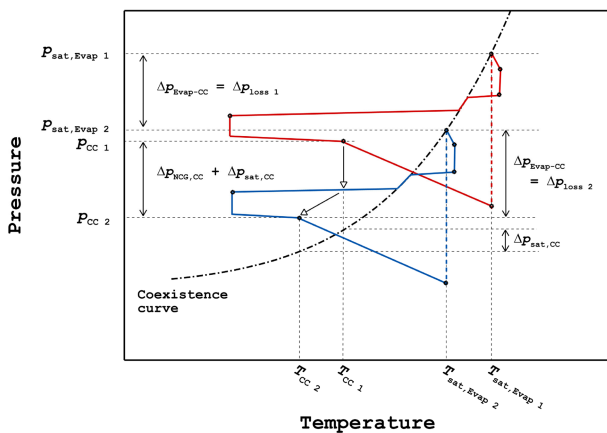
일정 크기 이상의 제어대상 매질이 가지는 유한한 열전도도에 의해 온도구배가 필연적으로 발생한다는 제약 역시 받는다 [9,10]. 최근 이러한 기존 온도제어 기술의 한계를 극복하기 위해 기존의 열제어 방식이 아닌 유체의 열역학적 포화상태 (Saturation State)가 갖는 온도와 압력 간 연결 관계를 이용하여 기체 압력제어를 통해 고속·고안정·고정밀 온도제어를 수행하는 압력제어식 온도제어 기술이 제안되었다.

압력제어식 온도제어는 피동형 2상 열전달 기기인 루프 히트 파이프(Loop Heat Pipe, LHP)를 모체로 하여 2상 작동유체 저장소인 보상실(Compensation Chamber)의 압력제어가 가능하도록 고안된 압력제어식 루프 히트 파이프(Pressure-controlled Loop Heat Pipe, PCLHP)를 이용하여 구현되며, 보상실에 주입된 제어기체의 압력제어를 통해 증발기(Evaporator)에서 배출되는 고속 증기의 온도를 제어한다. Fig. 1은 압력제어식 온도제어를 구현하기 위해 고안된 PCLHP의 개략도를 보여준다. 이러한 압력제어식 온도제어는 PCLHP의 보상실 압력과 증발기 온도 간 고유한 연결 관계를 바탕으로 고속·고안정·고정밀 제어가 용이한 기체 압력제어의 특성을 온도제어에 투사함으로써 기존의 열제어 방식 온도제어로는 달성 불가능한 수준의 빠르고 안정적인 정밀한 온도제어를 가능하게 한다. 아울러 해당 기술은 압력제어를 통해 온도가 제어된 고속 증기 유동을 이용하여 일정 크기의 제어영역을 실현하므로 우수한 온도 균일도를 가지는 작업공간의 형성 역시 가능하다는 특성을 갖는다.

본 논문은 초정밀 열환경 제어 및 측정을 위해 고안된 압력제어식 온도제어 기술에 대한 연구 동향을 정리하여 소개한다. 본 논문은 2장과 3장에 걸쳐 LHP 기반 압력제어식 온도제어 기술의 원리와 이를 구현하도록 고안된 PCLHP를 소개한다. 이어지는 4장은 압력제어식 온도제어의 일반적인 특성 및 주요 인자의 영향을 평가한 결과를 요약하여 제시한다. 5장 및 6장에는 압력제어식 온도제어의 적용성을 확장시킬 수 있는 밀폐형 압력제어식 온도제어와 압력제어식 온도제어의 온도 균일도 특성을 향상시킬 수 있는 하이브리드형 PCLHP를 각각 소개한다. 7장은 압력제어식 온도제어의 정밀측정 응용 사례를 제시하고,



(a) For increase in the compensation chamber pressure



(b) For decrease in the compensation chamber pressure

Fig. 2 Thermodynamic operation curves (p - T diagram) of the PCLHP [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)

8장에서는 초정밀 열환경 제어 및 측정을 위한 압력제어식 온도 제어의 의미를 요약하여 제시한다.

2. PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 원리

PCLHP는 작동유체가 증발하여 배출되는 증발기(Evaporator), 2상 작동유체 저장소의 역할을 하는 보상실, 이 두 요소 사이에서 온도차와 압력차를 유지하며 액체상 작동유체가 여과하는 다공질 Wick, 증발기에서 배출된 증기상 작동유체가 고속 유동하는 증기상 이송관(Vapor Line), 증기상 작동유체가 열을 방출하고 액체상 작동유체로 응축하는 응축기(Condenser), 그리고 응축된 액체상 작동유체가 보상실로 회귀하는 액체상 이송관(Liquid Line)으로 구성된다.

PCLHP는 증발기에 유입된 열의 일부가 보상실로 전달될 때 발생하는 온도차에 의해 증발기와 보상실 간 증기압차($\Delta p_{\text{evap-CC}}$)가 생성되고, 이 압력차에 의해 작동유체가 증발기로부터 보상실까지 유동한다. 이 과정에서 증발기와 보상실 간 증기압차가 작동유체 유동에 소요되는 마찰 손실(Δp_{fric}) 및 정수압 손실

(Δp_{hyd})의 합(Δp_{loss})과 균형이 이루어지는 상태에서 PCLHP의 운전 온도가 결정된다. 이후 보상실로 회귀한 액체상 작동유체는 다공질 Wick을 여과하여 다시 증발기로 공급되며 작동유체 순환을 완성하며, 이때 발생하는 액체상 작동유체의 여과 손실(Δp_{filt})을 포함한 작동유체 유동의 총 유동 손실(Δp_{tot})은 Wick 증발 상 경계면(Evaporating Phase Interface)에서 발생하는 모세관 압력차(Δp_c)와 균형을 이룸으로써 압력 균형이 완성된다. 식(1)과 식(2)은 이와 같은 PCLHP의 압력균형 관계를 보여준다[11].

$$\Delta p_{\text{evap-CC}} = p_{\text{evap}} - p_{\text{CC}} = \Delta p_{\text{loss}} = \Delta p_{\text{fric}} + \Delta p_{\text{hyd}} \quad (1)$$

$$\Delta p_c = \Delta p_{\text{evap-CC}} + \Delta p_{\text{filt}} \quad (2)$$

식(1)에 보이는 바와 같이 PCLHP의 증발기와 보상실 간 압력차는 작동유체의 유동 손실과 균형을 이루며, 작동유체가 증발하는 증발기의 열역학적 상태는 온도와 압력이 종속적인 포화상태이므로 PCLHP가 가지는 보상실 압력과 증발기의 증발 온도 간 고유한 열-수력학적 연결 관계(Thermohydraulic Linkage)가 존재함을 알 수 있다[11]. 압력제어식 온도제어 기술은 이와 같은 PCLHP의 고유한 열-수력학적 연결 관계를 이용하여, 총유동 손실의 크기가 유지되는 일정 열 부하 조건에서 보상실의 압력제어를 통해 증발기의 압력변화를 유도함으로써 증발기 내 작동유체의 증발온도를 제어하는 기술이다[12].

Figs. 2 (a)와 2(b)는 각각 보상실 가압과 감압 과정에 대한 PCLHP의 열역학적 운전 곡선 변화를 보여준다. 먼저 Fig. 2(a)에서 도시된 바와 같이 포화상태의 보상실을 제어기체 주입을 통해 특정압력($p_{\text{CC}2}$)으로 가압할 경우, 보상실과 증발기 간 압력차($\Delta p_{\text{evap-CC}}$)와 작동유체 유동 손실($\Delta p_{\text{loss}1}$) 사이의 균형 유지를 위해 증발기의 압력이 새로운 압력($p_{\text{sat, evap}2}$)으로 증가하며 포화상태의 특성에 따라 증발기의 온도 역시 새로운 온도($p_{\text{sat, evap}2}$)로 증가한다. 이때 증발기로부터 보상실로의 열 유출(Heat Leak) 증가에 의해 보상실 온도가 증가하며($T_{\text{CC}2}$), 이에 따라 증가한 보상실 내 작동유체의 포화압력에 의해 일정량의 제어기체가 배출되며 보상실 압력이 유지된다. 반대로 Fig. 2 (b)와 같이 일정량의 제어기체를 보유하고 있는 보상실 압력($p_{\text{CC}1}$)을 특정 압력($p_{\text{CC}2}$)으로 감압하는 경우, 증발기와 보상실 간 압력차와 작동유체의 유동 손실 간 균형 유지를 위해 증발기 압력과 온도가 감소($p_{\text{sat, evap}2}$ 및 $T_{\text{sat, evap}2}$)한다. 이 과정에서 감소한 열 유출에 의해 보상실 온도 및 보상실 내 작동유체의 포화압력이 감소하게 되어 일정량의 제어기체가 보상실로 유입되며 보상실 압력이 유지된다. 이와 같은 보상실의 가압 및 감압에 따른 증발기의 포화압력 변화량(Δp_{evap}) 보상실의 압력 변화량(Δp_{CC})과 같으며, 이는 제어기체 압력 변화량($\Delta p_{\text{control}}$)과 같은 값을 가진다(식(3))[12].

$$\Delta p_{\text{evap}} = \Delta p_{\text{CC}} = \Delta p_{\text{control}} \quad (3)$$

아울러 보상실 압력변화에 의해 제어된 증발기의 포화온도는 식(4)의 수정된 Clapeyron-Clausius 근사식을 이용하여 예측할

수 있다[12]. 이를 통해 PCLHP의 열·수력학적 특성을 이용한 압력제어식 온도제어가 열역학적 분석을 통해 실현 가능한 기술임을 확인할 수 있다.

$$T_{\text{sat, evap } 2} = \frac{T_{\text{sat, evap } 1}}{1 - T_{\text{sat, evap } 1} \frac{R_s}{h_{fg}} \ln \left(1 + \frac{\Delta p_{\text{control}}}{p_{\text{sat, evap } 1}} \right)} \quad (4)$$

다만, 이와 같은 열역학적 분석은 증발기의 압력 변화량이 보상실의 압력 변화량과 같은 값을 가지는 경우를 가정한 것으로, 실제 보상실 내 제어기체의 가압 및 감압을 통한 보상실 압력제어를 수행할 경우 보상실로부터 증발기로의 유한한 압력전파속도에 의해 증발기와 보상실 간 압력 변화율에 차이가 발생하여 두 요소의 압력 변화량이 일시적으로 다른 값을 가질 수 있다. PCLHP는 전술한 바와 같이 증발기와 보상실 간 압력차를 작동유체의 유동 구동력으로 사용하므로, 보상실 압력제어 시 두 요소의 압력 변화량에 차이가 발생할 경우 PCLHP의 운전 불안정성이 야기될 수 있다. 식(1)의 정상상태 압력 균형식을 시간에 대한 변화율 표현하면 식(5)와 같다[13].

$$\frac{d(\Delta p_{\text{evap-CC}})}{dt} = \frac{dp_{\text{evap}}}{dt} - \frac{dp_{\text{control}}}{dt} \quad (5)$$

보상실 감압 과정의 경우 증발기와 보상실 간 압력차의 변화율이 항상 양의 값을 가져 작동유체 유동 손실 이상의 압력차가 발생함에 따라, 두 요소 간 압력차가 식(2)에 제시된 모세관 압력차와 여과 손실의 차보다 커지지 않는 범위에서 작동유체 유동 구동력 감소에 따른 PCLHP의 운전 불안정성이 나타나지 않는다. 그러나 보상실 가압 과정은 보상실에서 증발기로 전파되는 압력 변화율에 차이가 있을 경우 두 요소 사이에 요구되는 압력차가 유지되기 어려운 조건이 형성될 수 있다. 앞서 식(1)을 통해 설명한 바와 같이 압력제어식 온도제어 과정 중 PCLHP의 안정적 작동유체 유동 유지를 위해서는 증발기와 보상실 간 압력차가 일정한 수준으로 유지되어야 한다($d(\Delta p_{\text{evap-CC}}/dt \approx 0$)). 이를 위해서는 보상실 내 제어기체의 압력 증가율과 증발기의 압력 증가율이 유사한 값을 가져야 한다. 만약, 보상실 가압 시 증발기의 압력 증가율이 보상실의 압력 증가율보다 낮아질 경우 PCLHP의 작동유체 유동을 위해 일정한 수준으로 유체가 요구되는 증발기와 보상실 간 압력차가 감소하여 PCLHP의 운전 불안정성이 야기될 수 있다. 이에 따라 압력제어식 온도제어 중 PCLHP의 운전 불안정성이 야기되는 조건은 아래의 식(6)과 같이 표현된다.

$$\frac{dp_{\text{evap}}}{dt} < \frac{dp_{\text{control}}}{dt} \quad (6)$$

보상실과 증발기 사이에서 압력전파 매질의 역할을 하는 다공질 워 내부의 액체상 작동유체는 비압축성 특성에 의해 보상실의 압력 변화를 빠르게 증발기로 전파하여 두 요소의 압력 증가율이 유사한 값을 갖도록 한다. 다만, 다공질 워의 기계적 특성

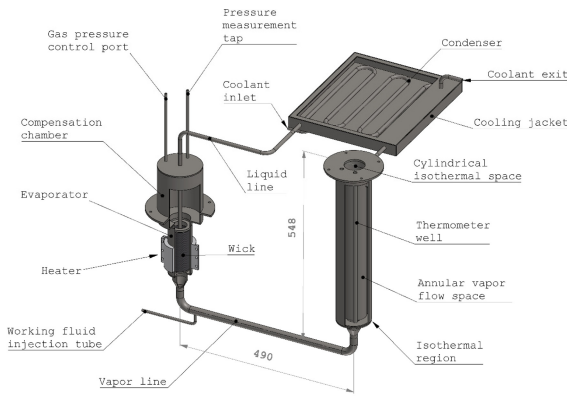
및 액체상 작동유체의 유변학적 특성에 의해 보상실로부터 증발기 사이의 압력전파 속도는 유한한 값을 가진다. 이에 따라 일정 수준 이상으로 보상실을 순간 가압할 경우 증발기의 압력 증가율이 보상실의 압력 증가율을 따르지 못해 PCLHP의 운전 불안정성이 야기될 수 있다. 이처럼 보상실 가압 시 증발기와 보상실 간 압력차의 실질적 감소가 야기되는 제어기체 가압량을 임계 가압량(Critical Pressure Step)이라 한다[13].

보상실을 임계 가압량 이상의 압력으로 가압할 경우, PCLHP의 작동유체 유동에 요구되는 증발기와 보상실 간 압력차가 유지되지 않아 작동유체의 순환이 멈출 수 있으며 이에 따라 압력제어식 온도제어 역시 불안정성이 야기될 수 있다. 다만, 이러한 PCLHP의 운전 불안정성은 증발기에 열 부하 유입이 지속되는 한 증발기와 보상실 간 요구되는 압력차가 재형성되어 안정적인 운전 상태를 회복하게 되므로 일시적인 특성을 가진다[12]. 그럼에도 불구하고 이와 같은 보상실의 임계 가압에 따른 PCLHP의 일시적 운전 불안정성은 압력제어식 온도제어의 고속·고안정·고정밀 제어 특성을 제한하므로, 확장된 제어범위에서 안정적 고속 온도제어를 달성하기 위해서는 임계 가압량을 증가시킬 수 있는 PCLHP의 운전 조건에서 압력제어식 온도제어를 수행하는 것이 필요하다. 따라서 PCLHP 임계 가압량의 크기에 영향을 미치는 주요 인자들에 대한 연구가 지속적으로 수행되었으며, 본 논문에서는 이와 같은 기존 연구의 주요 결과를 요약하여 소개한다.

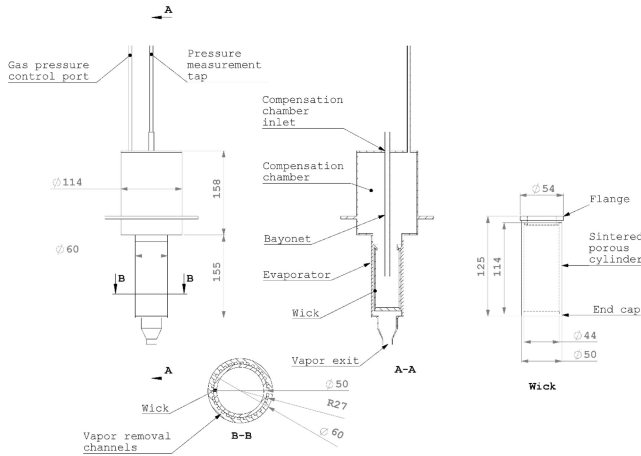
3. 압력제어식 루프 히트 파이프 (PCLHP)

Fig. 3(a)는 PCLHP의 전체 형상 및 구조를 보여준다. PCLHP는 스테인리스 스틸 316 L 재질로 제작되었으며, 외부의 열원으로 부터 열을 공급받아 작동유체가 증발하는 증발기, 2상 상태의 작동유체가 보유되는 보상실, 증발기와 보상실 사이에 열·수력학적 저항체(Thermohydraulic Barrier)의 역할을 수행하는 다공질 워, 증기상 및 액체상 작동유체 이송관과 응축기로 구성된다. 이러한 PCLHP는 증기상 이송관의 일부를 환형 단면을 갖도록 제작하여 내부에 원통형 작업공간(Working Space)이 형성되도록 하였다. 이에 따라 PCLHP의 보상실 압력제어를 통해 증발기 배출 증기상 작동유체의 온도를 제어함으로써 해당 작업공간의 온도가 제어되는 고유한 구조를 갖는다. 이처럼 형성된 원통형 작업공간은 외부의 환형 유동 공간을 통해 고속 유동하는 증기상 작동유체를 이용하여 높은 수준의 온도 균일도를 달성하도록 고안되었으며, 해당 작업공간을 등온영역(Isothermal Region)으로 명명하였다.

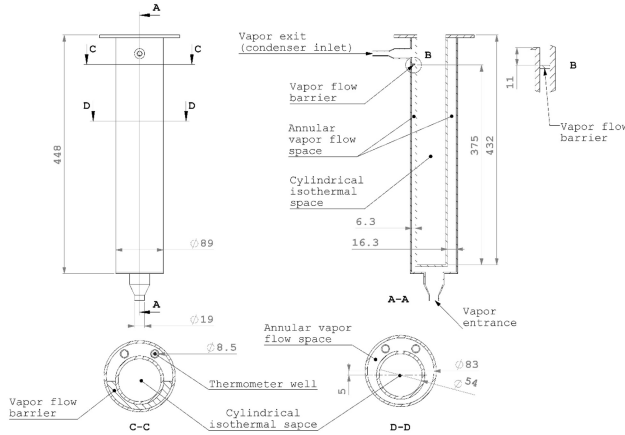
Fig. 3(b)는 PCLHP의 증발기, 다공질 워, 그리고 보상실이 결합된 구조를 확대하여 보여준다. PCLHP의 증발기는 원통형 구조를 갖도록 제작되었으며, 내부에 원통형 다공질 워가 위치한다. PCLHP의 워는 스테인리스 스틸 316 L 재질 금속분말을 $50 \times 445 \times 114 \text{ mm}$ (OD × ID × L)의 원통형 형상을 갖도록 소결



(a) Overall structure of the PCLHP



(b) Evaporator, wick, and compensation chamber



(c) Isothermal region

Fig. 3 Structure and dimensions of the PCLHP (dimensions in millimeters) [12,13] (Adapted from Refs. 12,13 with permission)

제작하였으며, 양 끝단에 불투과성 엔드캡(End Cap)과 플랜지(Flange)를 장착하고 원통형 증발기 내벽에 용접 부착함으로써 위를 경계로 증발기와 보상실이 나누어지도록 하였다. PCLHP의 증발기와 다공질 Wick 사이에는 약 $2 \times 2 \text{ mm}$ ($W \times H$) 단면의 증기배출유로(Vapor Removal Channel) 30 개를 등각 배치함으로써, Wick의 증발 상 경계면에서 발생된 증기상 작동유체가 증발기 출구(Vapor Exit)로 배출되도록 하였다. 증발기 출구에서

배출된 증기상 작동유체는 외경 19.1 mm, 길이 약 1 m의 증기상 이송관을 통해 등온영역으로 공급되도록 하였다. PCLHP의 보상실은 PCLHP 전체 체적의 약 50%에 해당하는 체적을 갖도록 제작되었다. 특히, PCLHP의 보상실은 제어기체의 주입 및 배출을 통해 압력제어가 이루어지는 공간으로, 이를 위해 보상실 상단에 외부 압력제어기와 연결을 위한 압력제어공(Gas Pressure Control Port)을 설치하였으며, 압력제어 과정에서 실시간 보상실 압력 측정을 위해 압력측정공(Pressure Measurement Tap) 역시 설치하였다.

Fig. 3(c)는 PCLHP 등온영역의 구조를 보여준다. 전술한 바와 같이 PCLHP의 등온영역은 증기상 이송관의 일부를 외관(Outer Tube)과 내관(Inner Tube)으로 이루어진 환형 단면 구조로 제작하여, 그 내부에 $54 \times 432 \text{ mm}$ ($D \times L$) 크기의 원통형 작업공간이 형성되도록 제작하였다.

아울러 등온영역 외부를 감싸며 유동하는 증기상 작동유체의 온도는 환형의 증기 유동 경로 내에 설치된 온도계 삽입구를 통해 측정되도록 하였으며, 균일한 증기 유동 단면적을 유지하기 위해 등온영역을 형성하는 외관과 내관을 편심 배치하였다. 등온영역 상부의 증기 배출구(Vapor Exit)는 응축기 입구(Condenser Inlet)와 연결되어 있으며, 증기 배출구 방향으로의 유동 편향을 방지하기 위해 증기 배출구 하부에 신월 형상의 유동 장애물(Crescent-shaped Flow Barrier)을 설치하였다.

PCLHP의 응축기는 외경 9.5 mm, 길이 약 2 m의 사형 응축관을 일정한 온도의 냉각 유체가 흐르는 쿨링 재킷(Cooling Jacket)으로 감싸는 구조로 제작되었다. 응축기에서 배출된 액체상 작동유체는 외경 9.5 mm, 길이 약 0.4 m의 액체상 이송관을 통하여 보상실로 회귀하도록 하였으며, 액체상 이송관을 보상실을 관통하여 Wick 중심부까지 연장함으로써 액체상 작동유체의 회귀 과정에서 상(Phase)이 연속적으로 유지되도록 하였다.

PCLHP의 운전온도는 사용되는 작동유체의 포화 증기압 특성에 의해 결정되며, 작동유체의 종류에 따라 압력제어식 온도제어가 가능한 온도 영역이 결정된다. 이에 증류수와 Dowtherm A를 작동유체로 사용한 PCLHP가 제작되어 각각 약 85부터 약 110 °C까지의 영역과 약 220부터 약 280 °C까지의 영역에서 압력제어식 온도제어를 수행한 바 있다[12,13]. 작동유체는 PCLHP체적의 약 49%에 해당하는 양을 진공상태의 PCLHP에 정량 주입하였다.

Fig. 4는 PCLHP를 이용한 압력제어식 온도제어 실험 장치의 개략도를 보여준다. Fig. 4에 도시된 바와 같이 PCLHP의 보상실은 내부 제어기체의 압력제어를 위해 보상실 외부의 기체 압력제어기(Gas Pressure Controller, GPC)와 밸브를 이용하여 연결된다. PCLHP의 보상실 압력제어를 위해 사용한 GPC는 0부터 200 kPa까지의 제어범위에서 약 20 Pa의 교정 불확도(약 95% 신뢰의 수준)를 가지는 상용 정밀 GPC를 사용하였으며, GPC와 더불어 제어기체의 보상실 주입 및 배출을 위해 고압 제어기체 실린더와 진공 펌프를 연결하여 사용하였다. 제어기체로는 낮은 분자량을 가지며 작동유체 용해성이 거의 없는 고순도 헬륨(He, 99.9999%)을 사용하였다[12].

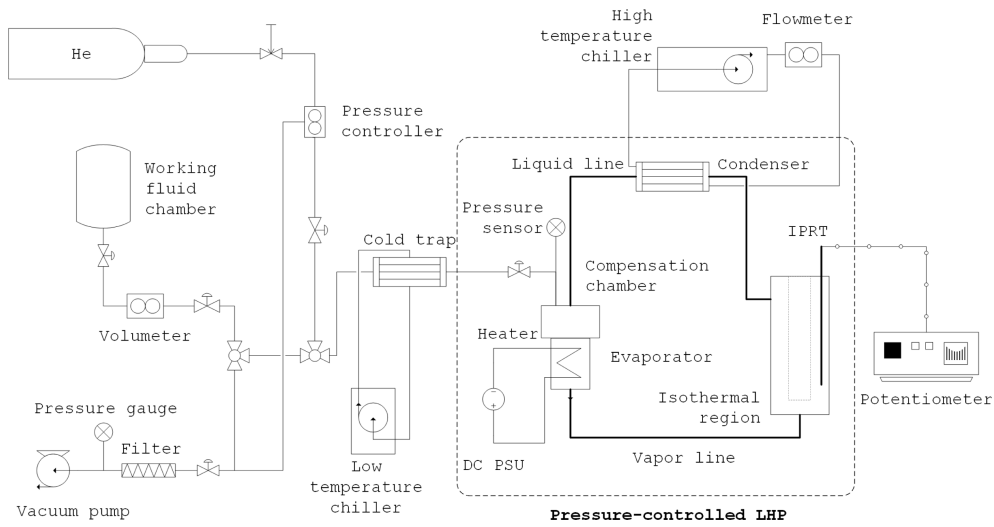


Fig. 4 Schematic of the pneumatic temperature control test setup [13] (Adapted from Ref.13 with permission)

압력제어식 온도제어 중 등온영역의 온도변화는 교정 불확도 약 2 및 60 mK을 가지는 표준 백금저항온도계(Standard Platinum Resistance Thermometer, SPRT) 및 산업용 백금저항온도계(Industrial Platinum Resistance Thermometer, IPRT)를 등온영역 내 온도계 삽입구에 설치하여 측정하였다. 아울러 압력제어식 온도제어 중 제어기체의 압력은 교정된 압력제어기 내부의 압력센서 및 정밀 디지털 압력센서를 이용하여 측정하였다. PCLHP는 구동을 위해 증발기 외벽에 니크롬(Nichrome) 히터가 부착되었으며, 피드백 제어 방식의 직류 전원 공급기(DC PSU)를 사용하여 일정한 양의 열 부하가 증발기에 공급되도록 하였다.

PCLHP를 이용한 압력제어식 온도제어를 수행하기 위해서는 보상실이 일정량의 제어기체를 보유하고 있어야만 한다. 이를 위해 PCLHP는 열 부하 입력 전, 보상실에 일정량의 제어기체를 주입한 후 압력제어공의 밸브를 닫아 밀폐 상태의 PCLHP로 시동된다. 시동 이후 작동유체가 순환하며 정상상태 운전에도 달하면 GPC와 연결된 보상실의 압력제어밸브를 개방하고, GPC를 이용하여 제어기체의 압력을 제어함으로써 압력제어식 온도제어가 이루어진다.

4. 압력제어식 온도제어 영향인자

4.1 압력제어식 온도제어 특성

Fig. 5는 증류수를 작동유체로 사용한 PCLHP의 보상실 압력 제어 전후 등온영역 온도(압력제어 전후 구간의 온도 평균값에 대한 차) 변화를 보여준다. Fig. 5에서 보이듯이, 보상실 내 제어기체의 압력을 일정한 값(80.00 kPa)으로 제어함에 따라 등온영역 온도 역시 일정한 값(약 91.88 °C)으로 유지되며 안정도가 확연하게 개선되었다. 12 시간 온도 측정값의 표준편차로 정의된 온도 안정도는 약 0.20에서 0.01 °C로 향상되었으며, 이를 통해 보상실 내 제어기체의 정밀 압력제어를 통해 증발기 배출 증기상

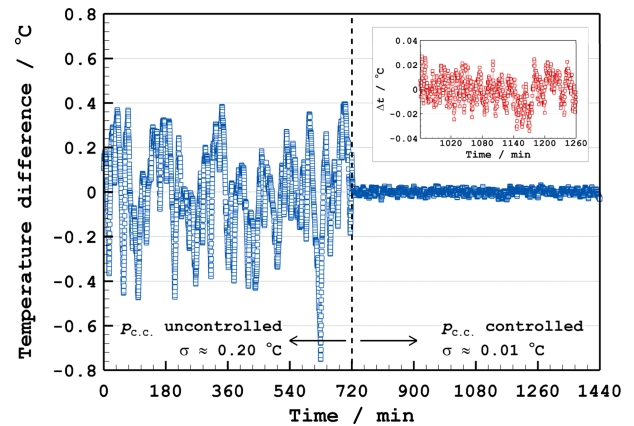


Fig. 5 Change in the stability of the isothermal region temperature when the compensation chamber pressure control was activated (working fluid: distilled water) [13] (Adapted from Ref. 13 with permission)

작동유체의 온도 및 등온영역의 온도를 높은 안정도와 정밀도로 제어할 수 있음이 확인되었다. 이와 같은 보상실 압력제어를 통한 등온영역 온도의 정밀 제어는 PCLHP의 보상실 압력과 증발기 내 작동유체 증발온도 사이에 존재하는 고유한 열수력학적 연결 관계를 이용한 것으로, 열역학적 분석을 통해 제안된 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 기술이 실제 작동함을 입증한다[13].

Fig. 6은 Dowtherm A를 작동유체로 사용한 PCLHP의 보상실 압력 제어 전후의 등온영역 온도(t_{IR}) 변화를 보여준다. Dowtherm A를 작동유체로 사용하여 보상실 내 제어기체 압력을 80.00 kPa로 제어할 경우, 등온영역의 온도는 약 246.21 °C로 유지되었으며 1시간 온도 측정값의 표준편차로 정의된 안정도는 보상실 압력제어를 통해 0.055에서 0.025 °C로 크게 개선되었다[12]. 이를 통해 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 기술이 작동유체 종류 변경을 통해 동일한 압력제어 범위에서 온도제어 영역을 변경하는 것이 가능하며 변경된 온도제어 영역에서도

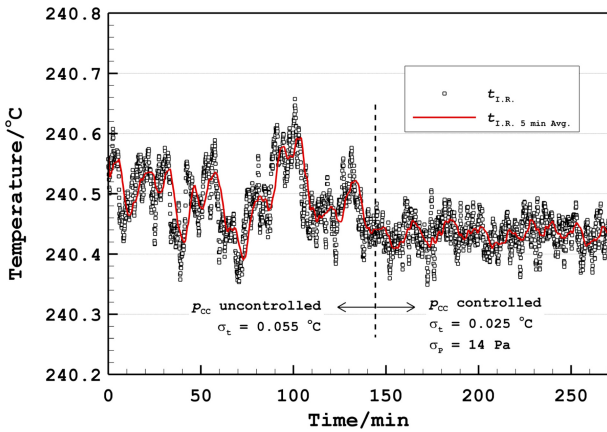


Fig. 6 Change in the stability of the isothermal region temperature when compensation chamber pressure control was activated (working fluid: Dowtherm A) [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)

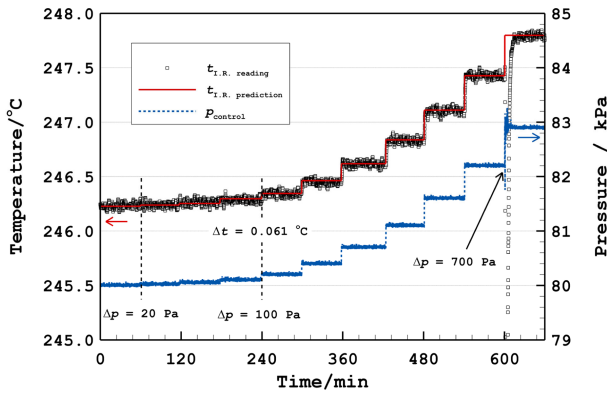


Fig. 7 Response of the isothermal temperature to the stepwise increase in the control gas pressure (working fluid: Dowtherm A) [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)

고유한 정밀 온도제어 특성이 유지되는 것이 확인되었다. 다만, 압력제어식 온도제어를 통해 달성되는 온도제어의 안정도는 GPC와 보상실 사이 제어기체 이송관의 길이[12] 또는 작동유체 물성 및 운전 온도[13]에 의해 영향을 받을 수 있어 동일한 압력제어 정밀도를 가지는 GPC를 사용하더라도 온도제어 안정도는 다른 값을 가질 수 있다.

이러한 고정밀 온도 유지능력에 더해 압력제어식 온도제어가 온도제어 기술로서 실질적 가치를 지니기 위해서는 압력변화를 통한 고속·고안정 온도변화 능력을 갖추는 것이 요구된다. 이에 PCLHP의 보상실 압력을 계단형으로 증가 및 감소시키며 등온 영역의 온도 변화를 시험하였다. 특히, 앞서 기술한 바와 같이 PCLHP는 임계 가압량을 넘어서는 보상실 가압 시 작동유체 순환이 일시적으로 정지되는 불안정성이 발생할 수 있으므로, 보상실 가압을 통한 등온영역 온도 증가 시험 시 보상실 가압량을 점진적으로 증가시키며 임계 가압량을 평가하였다.

Fig. 7은 Dowtherm A를 작동유체로 사용한 PCLHP에 대해 제어기체 압력($\Delta p_{control}$, 적색 실선) 증가에 따른 등온영역 온도

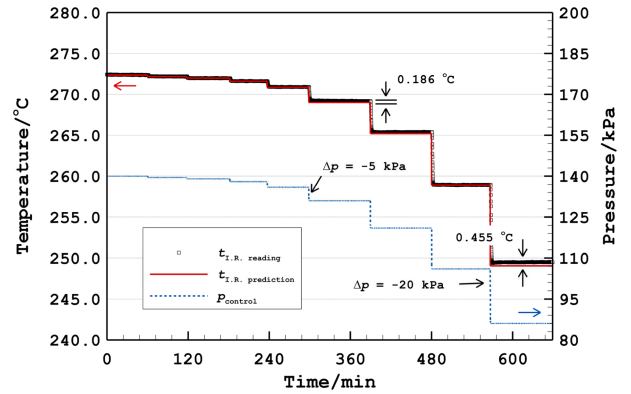


Fig. 8 Response of the isothermal temperature to the stepwise decrease in the control gas pressure (working fluid: Dowtherm A) [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)

측정값($t_{IR,reading}$ 흑색 표식) 변화 및 식(4)에 의해 예측된 온도 값($t_{IR,prediction}$, 적색 실선) 변화를 보여준다. 보상실 압력은 초기 압력을 80.00 kPa로 제어한 후, 제어기체 압력 증가량(Δp)을 0.02 kPa부터 시작하여 임계 가압량에 도달할 때까지 점진적으로 증가하였다. Fig. 7에 도시된 바와 같이, 임계 가압량 미만의 계단형 보상실 가압에 대해 등온영역 온도는 오버슈트나 언더슈트 없이 계단형 증가를 보였으며, 압력제어를 통해 제어된 등온영역 온도는 열역학적 관계식(식(4))에 의해 예측된 온도와 일치하는 특성을 보였다. 다만, 보상실 가압량이 0.70 kPa에 도달하였을 때 등온영역의 온도가 약 10 °C 이상 급격히 감소하며 작동유체의 일시적 순환 정지에 따른 불안정성이 야기되었다. 이는 해당 임계 가압량에서 증발기의 압력 증가율이 보상실의 압력 증가율보다 낮아져 두 요소 간 압력차에 실질적 감소가 발생한 데 따른 것이다. 이러한 불안정성은 증발기에 열 부하가 지속 공급됨에 따라 약 20 분 내에 다시 안정한 상태로 회복되었다.

$$\dot{Q}_{load} \approx \dot{Q}_{evap} + \dot{Q}_{hl} = mh_{fg} + \dot{Q}_{hl} \quad (7)$$

$$\dot{Q}_{hl} = \dot{Q}_{sc} = \dot{m}c_p(t_{CC} - t_{CCin}) \quad (8)$$

보상실 감압의 경우 증발기와 보상실 사이 항상 작동유체 유동 구동력 이상의 압력차가 발생되므로, 보상실 감압 시 증발기와 보상실 사이의 압력차가 워의 상 경계면에서 발행되는 모세관 압력차를 초과하지 않는 범위에서 안정적인 온도제어가 가능할 것으로 이론 예측되었다. Fig. 8은 초기 140.00 kPa로 압력을 유지한 보상실을 감압하며 등온영역의 온도변화를 시험한 결과를 보여준다. Dowtherm A를 사용한 PCLHP의 경우 최대 모세관 압력차는 약 5 kPa이므로, 해당 시험은 제어기체 감압량을 0.50 kPa부터 시작하여 제어 불안정성이 야기되는 순간까지 계단형으로 증가하며 보상실 감압을 시험하였다. Fig. 8에서 확인할 수 있듯이, 보상실 감압 시험의 경우 최대 모세관 압력차에 해당하는 5.00 kPa의 감압량을 초과하여 20.00 kPa의 대량 감압에도 운전 불안정성이 야기되지 않았다. 이는 보상실 감압 시, 액체상 이송관 방향으로의 압력전파에 의해 보상실 압력 감소율이 증발기 압력 감소율 보다

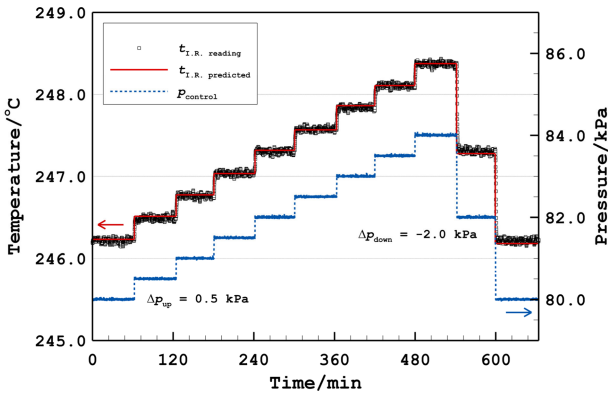


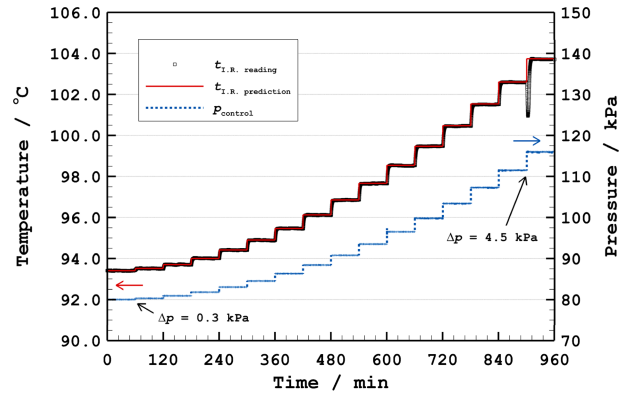
Fig. 9 Response of the isothermal region temperature to the stepwise increase and decrease in the control gas pressure (working fluid: Dowtherm A) [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)

낮아져 발생한 데 기인한다[12]. 다만, Fig. 8에서 보이듯이 수 kPa에 달하는 큰 압력변화에 대해서는 측정된 온도와 예측된 온도 간 차이가 발생하였는데, 이는 제어 온도 예측에 사용된 증발기 포화압력(식(4)의 $p_{sat, evap 1}$)을 등온영역 온도에 해당하는 작동유체의 포화 증기압으로 근사한 데 기인한다[12].

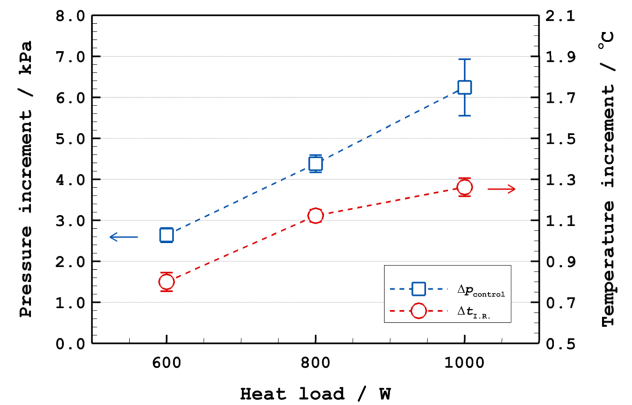
Fig. 9는 이러한 압력제어식 온도제어 특성을 바탕으로 구현한 계단형 보상실 가압 및 감압에 따른 등온영역 온도 변화를 보여준다. 해당 시험은 PCLHP의 보상실 압력을 80.00에서부터 84.00 kPa까지 0.50 kPa 간격으로 순간 가압한 후 80.00 kPa까지 2.00 kPa 간격으로 순간 감압하였으며, 이러한 계단형 보상실 압력변화를 따라 등온영역의 온도가 어떠한 불안정성 발현 없이 계단형 증감을 보이는 것을 확인할 수 있다. 이를 통해 고속-고안정-고정밀 제어특성을 가지는 압력제어식 온도제어 기술의 유효성을 입증하였다. 다만, 진술한 바와 같이 압력제어식 온도제어는 보상실을 임계 가압량 이상으로 가압할 경우 불안정성이 발현될 수 있으므로, 확장된 범위에서 압력제어식 온도제어를 수행하기 위해서는 임계 가압량에 영향을 미치는 다양한 인자(열 부하, 응축부 온도 및 제어기체 압력변화율)의 영향을 평가하여 임계 가압량을 증가시킬 수 있는 PCLHP의 운전조건 도출이 요구되었다.

4.2 열 부하

열 부하(\dot{Q}_{load})는 작동유체의 증발 열전달률(\dot{Q}_{evap})을 통해 작동유체의 질량유량(\dot{m}_{WF})을 결정하여 증발기와 보상실 사이에 요구되는 압력차의 크기에 영향을 주므로, 압력제어식 온도제어의 임계 가압량에 영향을 미친다. 식(7)과 식(8)은 각각 PCLHP의 증발기와 보상실에서 유지되는 열 균형식을 보여준다. 식(7)에서 확인할 수 있듯이, 열 부하는 PCLHP의 증발기 내 증발 열전달률에 영향을 주어 작동유체의 질량유량을 결정함을 확인할 수 있다. 증발기에서 작동유체의 증발에 소요되지 않은 열 부하는 보상실로 유출되며(\dot{Q}_{hl}), 식(8)과 같이 보상실로



(a) Response of the pneumatically controlled temperature of the isothermal region to the control gas pressure steps (heat load: 800 W)



(b) Changes in the critical pressure steps and corresponding isothermal temperature changes with increasing heat load (95% level of confidence)

Fig. 10 Effect of the heat load on the PCLHP (working fluid: distilled water) [13] (Adapted from Ref. 13 with permission)

회귀하는 저온의 액체상 작동유체가 제공하는 액체상 과냉(\dot{Q}_{sc})에 의해 열 균형을 이루게 된다.

압력제어식 온도제어의 임계 가압량에 대한 열 부하 영향을 평가하기 위해, 증류수를 작동유체로 한 PCLHP에 600, 800 및 1,000 W의 정상상태 운전 열 부하 조건에서 보상실 내 제어기체 압력을 점진적으로 증가시키며 PCLHP의 임계 가압량을 평가하였다. Fig. 10은 이와 같은 임계 가압량에 대한 열 부하 영향 시험 결과를 보여준다[13].

Fig. 10(a)는 800 W의 정상상태 운전 열 부하에서 제어기체 압력($p_{control}$, 청색 점선) 증가에 따라 측정된 등온영역 온도($t_{i,r, reading}$, 흑색 표식) 변화를 보여준다. 그림에서 보이는 바와 같이, 증류수를 작동유체로 사용한 PCLHP 역시 계단형 압력 증가를 따라 등온영역의 온도는 빠르고 안정적인 계단형 증가를 보였으며, 압력제어를 통해 제어된 온도는 열역학적 관계식(식(4))에 의해 예측된 온도($t_{i,r, prediction}$)와 일치하는 특성 역시 보였다. 아울러 보상실을 약 4.50 kPa순간 가압하였을 때 등온영역의 온도가 급격히 감소하며 임계 가압량에 도달하였음을

확인할 수 있으며, 임계 가압량 도달에 의한 운전 불안정성은 약 10 분 이내에 안정한 온도로 회복되었다.

Fig. 8(b)는 서로 다른 열 부하에서 평가된 임계 가압량과 이에 해당하는 등온영역 온도 변화량을 보여준다. 그림에서 확인할 수 있듯이, 열 부하가 600, 800, 1,000 W로 증가함에 따라 임계 가압량은 각각 2.64 ± 0.17 , 4.38 ± 0.21 및 6.24 ± 0.69 kPa (약 95 % 신뢰의 수준)로 선형 증가하는 경향을 보였다. 각각의 임계 가압량에 대한 등온영역 온도 변화는 각각 0.80 ± 0.05 °C, 1.12 ± 0.03 °C 및 1.26 ± 0.04 °C(약 95% 신뢰의 수준)이었으며, 작동유체의 포화 온도와 압력간 비선형 관계에 의해 로그함수 형태로 증가하는 경향을 보였다(식(4)). 임계 가압량은 압력제어식 온도제어에 불안정성을 야기하는 순간 가압 조건이므로, 안정적인 고속 온도제어를 위해서는 임계 가압량 미만의 가압량으로 보상실을 순간 가압하는 것이 유리하다. 위 실험 결과에 따라 열 부하의 증가는 임계 가압량을 증가시키므로, 확장된 제어범위를 가지는 고속·고안정 압력제어식 온도제어 실현을 위해서는 PCLHP의 운전 열 부하를 증가시키는 것이 유리함이 확인되었다[13].

4.3 응축부 온도

식(8)에 기술된 바와 같이 PCLHP의 응축부 온도는 보상실로 회귀하는 액체상 작동유체의 온도(t_{CCin})를 결정하여 PCLHP의 보상실 내에서 이루어지는 열 균형에 영향을 준다. PCLHP의 작동유체 질량유량 및 임계 가압량을 결정하는 증발 열전달률은 보상실 내에서 이루어지는 열 균형에 의해 크기가 달라지므로 PCLHP의 응축부 온도는 압력제어식 온도제어의 임계 가압량에 영향을 미친다. PCLHP의 응축부 온도가 압력제어식 온도제어의 임계 가압량에 미치는 영향을 평가하기 위해, 증류수를 작동유체로 사용하고 800 W의 열 부하에서 운전되는 PCLHP의 응축기에 공급되는 냉각 유체(실리콘 오일) 온도를 100에서 140 °C까지 10 °C 간격으로 증가시키며 임계 가압량을 평가하였다. 100 °C 미만의 응축부 온도에서는 임계 가압량 평가 시험을 수행하지 않았는데, 이는 100 °C 미만의 응축부 온도에서는 보상실 내 현열 냉각(Liquid Subcooling)의 증가로 인해 증발기로부터의 열 유출이 열 균형을 이루는 데 실패하여 불안정한 운전 특성을 보였기 때문이다. Fig. 11은 PCLHP 응축부 온도 변화에 따른 압력제어식 온도제어의 임계 가압량 변화를 보여준다[14].

Fig. 11에 도시된 바와 같이, 100 °C의 응축부 온도를 제외하고, PCLHP의 임계 가압량은 응축부 온도가 상승함에 따라 증가하였다. 이는 응축부 온도가 상승할 경우 보상실로 회귀하는 작동유체의 온도 상승에 의해 보상실 내 현열 냉각 효과가 감소하고, 이에 따라 증발기로부터 보상실로의 열 유출이 감소하여 작동유체의 질량유량이 증가한 데에 기인한다. 이처럼 증가된 작동유체의 질량유량은 PCLHP 내의 유동 마찰손실을 증가시키므로, 그에 따라 증발기와 보상실 사이의 요구 압력차가 증가하여 임계 가압량이 커지게 된다. 한편, 응축부 온도가 100 °C 인 경우 표면적으로는 높은 임계 가압량이 관측되었으나, 100 °C 미만의 응축부 온도 조건에서 발생하는 PCLHP의 운전

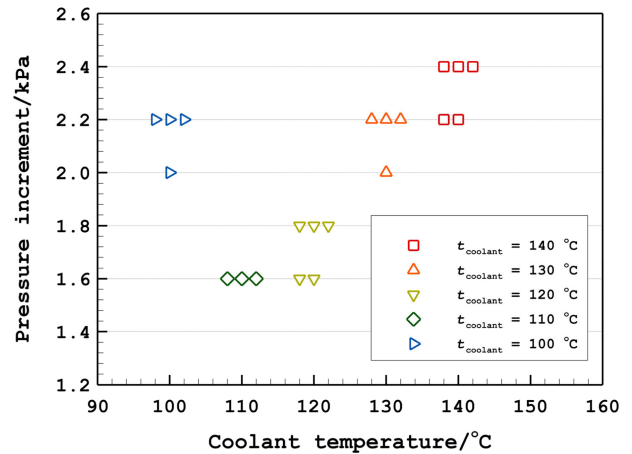


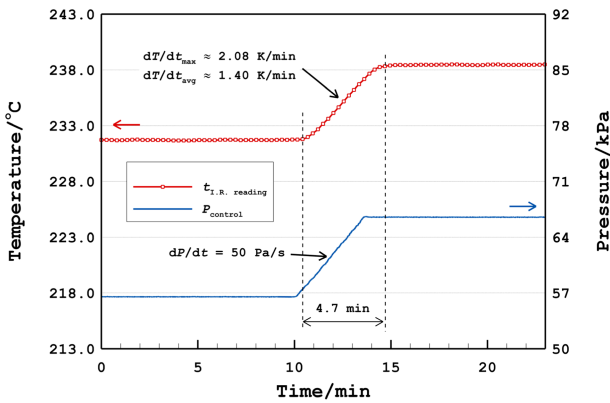
Fig. 11 Changes in the critical pressure step of the PCLHP with increasing coolant temperature (working fluid: distilled water) [14] (Adapted from Ref. 14 with permission)

불안정성과 유사한 거동이 발생되어 이에 영향받은 것으로 판단된다[14]. 이를 통해 압력제어식 온도제어를 수행함에 있어 PCLHP의 안정적 운전을 담보할 수 있는 응축부 온도 이상의 온도에서 응축부 온도가 증가함에 따라 안정적인 압력제어식 온도제어 범위가 확장됨이 확인되었다.

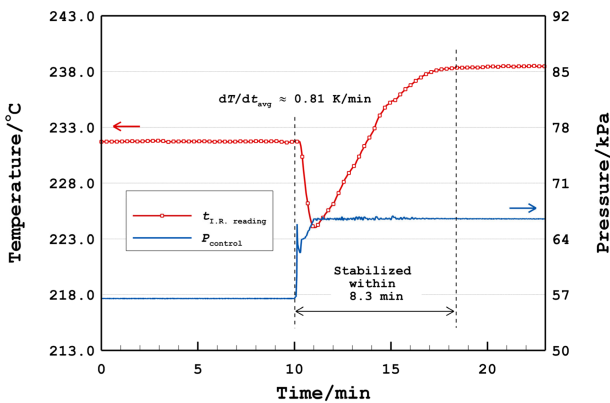
4.4 제어기체 입력변화율

앞서 이론 분석에서 제시한 바와 같이 PCLHP는 안정적 정상 상태 운전을 위해 증발기와 보상실 사이에 일정한 수준의 압력차가 유지되어야 하며, 보상실 가압 시 보상실의 압력 증가율보다 증발기의 압력 증가율이 낮아질 경우 증발기와 보상실 간 요구 압력차의 감소가 발생하여 운전 불안정성이 야기될 수 있다. 임계 가압 조건에서 증발기의 압력 증가율이 보상실을 따르지 못하는 것은 보상실과 증발기 사이에 존재하는 압력전파 매질의 유한한 압력전파 속도에 의해 임계 가압량 이상의 순간 가압 시 증발기의 압력 증가율이 보상실의 압력 증가율보다 낮아지기 때문이다. 이는 보상실 가압 시 순간 가압이 아닌 일정한 증가율로 보상실을 가압할 경우 증발기의 압력 증가율에 실질적 감소가 야기되지 않을 수 있으며, 이러한 특정 보상실 압력 증가율에 대해서는 임계 가압과 같은 압력제어식 온도제어의 불안정성이 발생되지 않을 수 있음을 의미한다.

Figs. 12(a)와 12(b)는 Dowtherm A를 작동유체로 하는 PCLHP에 대해 각각 50 Pa/s의 압력 증가율 및 순간 가압을 통해 56.50 kPa의 압력으로 유지되고 있는 보상실을 66.50 kPa 까지 임계 가압량(약 0.7 kPa)을 크게 초과하는 압력차(10 kPa)로 가압하였을 경우 등온영역의 온도 변화를 보여준다. Fig. 12(a)에서 보이는 바와 같이, 일정한 압력 증가율로 보상실을 가압하였을 경우 임계 가압량을 초과하는 10 kPa에 달하는 가압량에 대해서도 등온영역 온도는 불안정성 발현 없이 안정적으로 증가하였다. 50 Pa/s의 압력 증가율로 보상실을 10 kPa 가압한 경우, 등온영역의 온도는 최대 2.08 K/min의 속도로 약 6.8 °C 증가하였다.



(a) Gradual increase in the control gas pressure at 50 Pa/s



(b) Stepwise increase in the control gas pressure

Fig. 12 Responses of the isothermal region temperature to a control gas pressure increase (working fluid: Dowtherm A) [15] (Adapted from Ref. 15 with permission)

반면, Fig. 12(b)와 같이 보상실 압력을 10 kPa 순간 가압할 경우, 임계 가압량 초과에 따라 압력제어식 온도제어에 불안정성이 야기되었다. 이와 같은 임계 가압에 따른 불안정성 발현 이후 PCLHP는 빠르게 안정적인 상태로 회복되었으나 안정화 이후 최종 온도 도달에 소요된 시간이 50 Pa/s로 보상실을 가압한 경우보다 늦어, 압력제어식 온도제어를 통해 큰 폭의 온도상승 달성이 요구될 경우 보상실을 일정 압력 증가율로 가압하는 것이 더 유리함을 확인할 수 있었다[15].

Fig. 13은 증류수를 작동유체로 하는 PCLHP에 대해 300 Pa/s 압력 증가율로 보상실을 80.00에서 100.00 kPa까지 20 kPa 가압하였을 때 등온영역의 온도변화를 보여준다. 그림에서 보이듯이, 등온영역의 온도는 어떠한 불안정성 없이 최대 2.96 K/min 온도 증가율로 약 6.1 °C 증가하였다[13]. 이를 통해 작동유체의 종류와는 관계없이 보상실을 일정한 압력 증가율로 가압할 경우 빠르고 안정적으로 큰 폭의 등온영역 온도 상승을 이룰 수 있음이 확인되었으며, 안정적 압력제어식 온도제어를 위해서는 보상실의 절대적 가압량보다는 압력 증가율을 더 중요하게 고려해야 함이 밝혀졌다. 따라서, 보상실의 순간 가압이 아닌 일정한 압력 증가율로 점진 가압할 경우 빠르고 안정적인 압력제어식 온도제어를 달성할 수 있음이 확인되었다[13,15,16].

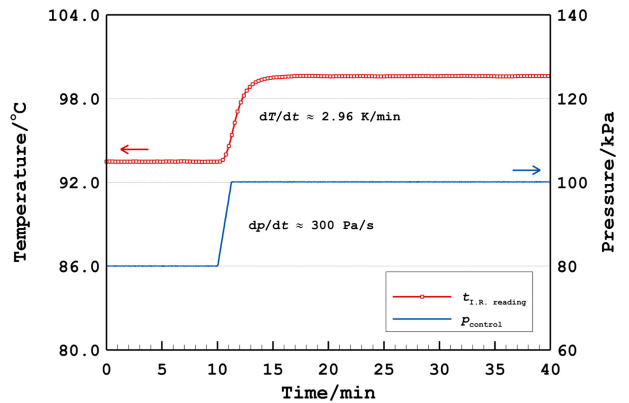


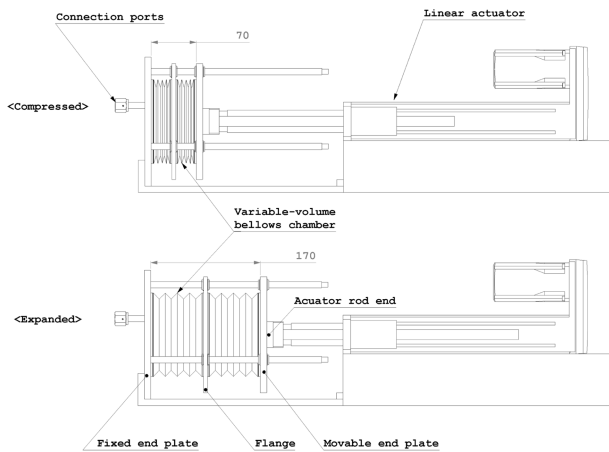
Fig. 13 Response of the isothermal region temperature to a gradual increase in the control gas pressure (working fluid: distilled water, $dp/dt = 300$ Pa/s) [13] (Adapted from Ref. 13 with permission)

5. 밀폐형 압력제어식 온도제어 기술

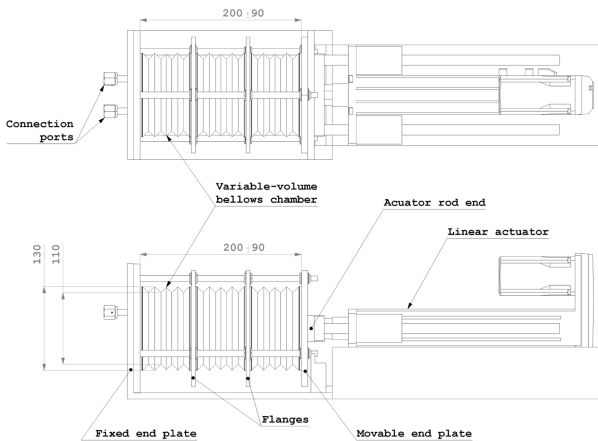
기존의 압력제어식 온도제어 기술은 개방형 상용 GPC를 사용하여 압력제어식 온도제어를 수행하였다. 개방형 GPC의 경우 기체 압력제어를 위해 고압원인 고압 제어기체 실린더와 저압원인 진공펌프의 사용을 필요로 함에 따라 시스템의 복잡성이 높으며, 알칼리 금속과 같이 반응성 또는 유독성을 가진 작동유체 사용 시 외부로의 유출 방지를 위해 운용 복잡성이 증가하거나 사용에 제약받는 단점을 가진다. 이와 같은 개방형 GPC 사용의 한계를 극복하기 위해 별도의 고압원 및 저압원을 사용하지 않는 밀폐형 기계구동식 기체 압력제어기(Mechanically Driven GPC, MDGPC)를 적용한 압력제어식 온도제어가 수행되었다.

MDGPC는 가변체적형 벨로즈 챔버(Variable-volume Bellows Chamber)와 선형 구동기(Linear Actuator)로 구성되며, 선형 구동기를 이용한 가변체적형 벨로즈 챔버의 축길이제어를 통해 벨로즈 챔버의 체적변화를 야기하여 챔버 내 제어기체의 압력 제어를 수행한다. Figs. 14(a)와 14(b)는 각각 2단 및 3단 벨로즈 챔버로 제작된 MDGPC의 구조 및 형상을 보여준다[16,17]. MDGPC는 비례(Proportional) 또는 비례-적분(Proportional-integral) 제어를 적용하여 벨로즈 챔버 내부 제어기체의 압력을 제어변수로 하고 선형 구동기의 변위를 조작변수로 하여 압력 제어를 수행하였으며, 압력제어 안정도 및 분해능 평가 결과 약 1 및 10 Pa의 안정도와 분해능을 가지는 것으로 평가되었다[18]. 이와 같은 MDGPC의 압력제어 능력은 상용 GPC의 압력제어 능력과 유사한 수준으로, 이를 바탕으로 제어기체의 계단형 압력 증감을 수행한 결과 오버슈트 및 언더슈트와 같은 불안정성 역시 관측되지 않음을 확인하였다.

Figs. 15(a)와 15(b)는 각각 2단 및 3단 벨로즈 챔버를 적용한 MDGPC를 이용한 압력제어식 온도제어의 결과를 보여준다. 시험 결과, 2단 벨로즈 챔버 적용 MDGPC의 경우 제어기체 압력을 2.50 kPa 순간 가압 및 감압함으로써 등온영역 온도를



(a) Structure of the MDGPC with a two-stage bellows chamber during compression and expansion processes [16] (Adapted from Ref. 16 with permission)



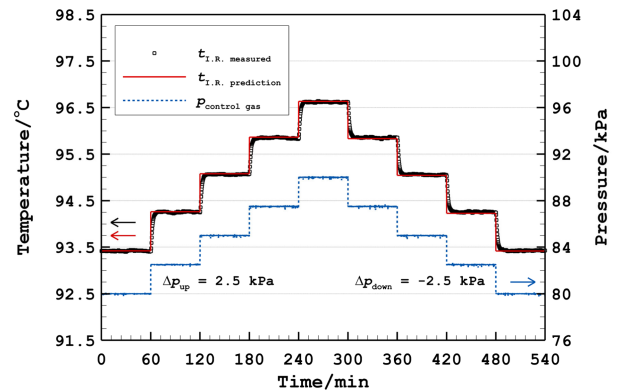
(b) Construction and dimensions of the MDGPC with a threestage bellows chamber [17] (Adapted from Ref. 17 with permission)

Fig. 14 Structures of the MDGPCs (dimensions in millimeters)

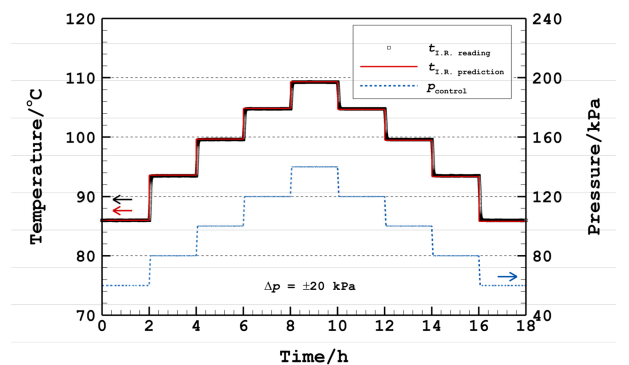
약 0.8 °C 간격으로 계단형 증감시켰다. 이때, 온도제어 안정도는 약 0.01 °C로 평가되었으며 오버슈트 및 언더슈트와 같은 온도제어 불안정성이 없이 압력제어식 온도제어의 고속·고안정 제어 특성이 유지되는 것을 확인하였다[16]. 3단 벨로즈 챔버 적용 MDGPC의 경우 제어기체 압력을 100 Pa/s의 압력변화율로 20.00 kPa 가압 및 감압하며 등온영역 온도를 약 85에서 110 °C의 범위 내에서 안정적으로 제어하였으며, 이때 온도제어 안정도는 약 0.01 °C로 평가되었다[17]. 이를 통해, MDGPC 적용 압력제어식 온도제어를 수행함으로써 고속·고안정·고정밀 온도제어를 밀폐구조로 실현할 수 있음이 입증되었으며, 개방형 압력제어식 온도제어의 한계인 시스템 복잡성 및 작동유체 사용 제약 역시 극복될 수 있음이 확인되었다.

6. 압력제어식 온도제어의 공간 온도 균일도 특성

PCLHP 기반 압력제어식 온도제어는 빠르고 안정적인 기체



(a) MDGPC with a two-stage bellows chamber [16] (Adapted from Ref. 16 with permission)



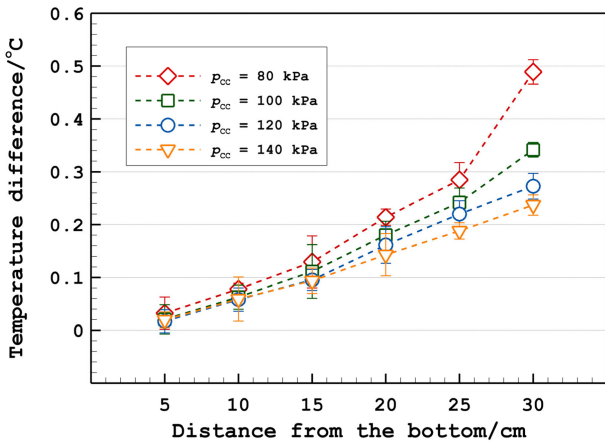
(b) MDGPC with a three-stage bellows chamber [17] (Adapted from Ref. 17 with permission)

Fig. 15 Responses of the isothermal region temperature to stepwise changes in the control gas pressure generated by the MDGPC

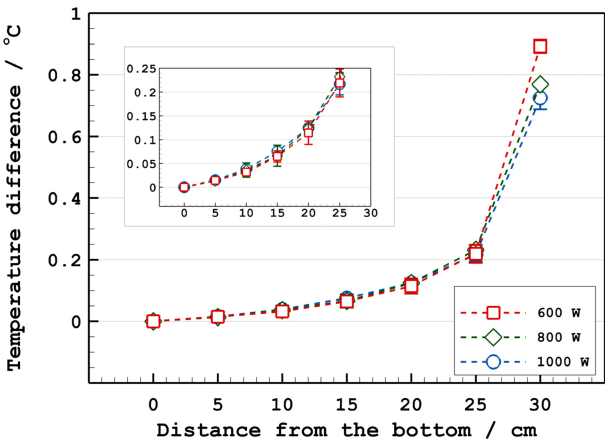
압력제어의 특성을 온도제어로 투사하여 고속·고안정·고정밀 시간 온도제어를 수행한다. 다만, PCLHP 등온영역의 온도 균일도 제어는 등온영역 내 원통형 작업공간 외부의 환형 단면 작동유체 유동영역을 통해 흐르는 증기상 작동유체 유동에 의해서만 이루어지므로 단상 유동의 특성상 일정한 온도구배가 발생될 수밖에 없다. 이에 압력제어식 온도제어의 시간 온도제어 특성인 안정도 및 온도변화 능력 평가에 더해 공간 온도제어 특성인 등온영역의 온도 균일도가 평가되었다. PCLHP 등온영역의 온도 균일도는 식(9)와 같이 등온영역 내 원통형 작업공간의 중심축에서 측정된 특정 높이와 바닥 면에서의 온도차(Δt)로 정의하였다.

$$\Delta t = t_h - t_{\text{bottom}} \tag{9}$$

Figs. 16(a)와 16(b)는 각각 Dowtherm A 및 증류수를 작동유체로 사용한 PCLHP의 등온영역에서 측정된 중심축 온도변화를 보여준다. 그림에서 보이듯이, PCLHP의 등온영역 온도 균일도는 바닥면으로부터 약 20 cm의 수직길이에 걸쳐 약 0.3 °C (Dowtherm A 작동유체 PCLHP) 및 0.2 °C(증류수 작동유체 PCLHP) 변하였으며, 이를 통해 시간 온도제어에서 보여준 우수한 온도 안정도를 크게 상회하는 수준의 낮은 온도 균일도 특성을 가지는 것으로 평가되었다. 이는 앞서 언급한 바와 같이 등온영역의 온도 균일도가 등온영역 외부를 감싸고 흐르는



(a) Immersion profiles at different control gas pressures (working fluid: Dowtherm A) [12] (Adapted from Ref. 12 with permission)



(b) Immersion profiles at different heat loads (working fluid: distilled water) [13] (Adapted from Ref. 13 with permission)

Fig. 16 Temperature uniformity characteristics of the isothermal region of the PCLHP. The error bars indicate expanded measurement uncertainties at an approximately 95% level of confidence

증기상 작동유체 유동에 의해서만 결정됨에 따라 발생된 것으로, 압력제어식 온도제어의 우수한 시간 온도제어 특성을 유지하기 위해서는 등온영역의 온도 균일도를 개선할 것이 요구되었다. 이를 위해 PCLHP의 등온영역 내 원통형 작업공간에 환형 단면을 가지는 히트 파이프 라이너(Heat Pipe Liner, HPL)를 삽입한 하이브리드 구조의 PCLHP가 고안되었다. Fig. 17은 이와 같은 하이브리드 PCLHP의 개략도를 보여준다.

HPL는 몸체를 이루는 내관 및 외관을 동심 배치하여 환형 단면의 내부 공간을 조성하고, 내관 또는 외관의 내부 공간에 접하는 면에 다공질 워ick이 부착된 구조를 가진다. 이에 따라 HPL는 내관의 내측에 원통형 작업공간을 형성하며, 이처럼 형성된 작업공간의 온도 균일도는 HPL 내부 작동유체의 유동 및 축 방향을 따라 형성된 워ick의 상 경계면에 의해 매우 높은 수준으로 유지된다. HPL는 이러한 우수한 온도 균일도 유지 능력으로 인해 일반 가열로(Heating Furnace)의 작업공간 온도 균일도

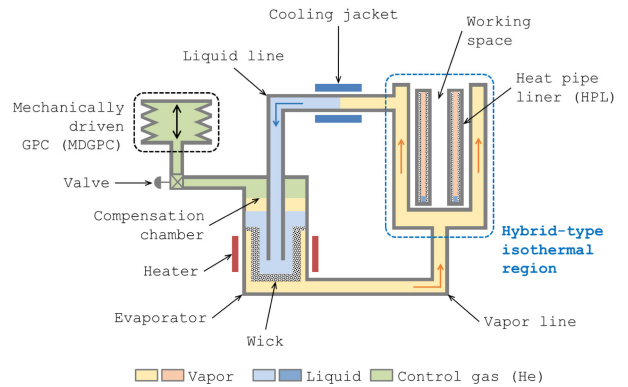


Fig. 17 Schematic of the hybrid PCLHP [17] (Adapted from Ref. 17 with permission)

향상을 위해 주로 사용된다[19]. 다만, HPL는 공간 온도 균일도 향상에 있어 우수한 성능을 보이나 시간 온도제어에 있어 외부 환경의 온도변화 특성을 벗어나지 못하는 한계를 지닌다. 이에 우수한 시간 온도제어 능력을 갖춘 PCLHP와 연계한 하이브리드 구조 PCLHP를 사용함으로써 시간 및 공간 온도제어를 동시에 달성할 수 있을 것으로 기대되었다. 다만, HPL는 내부의 워ick 구조 또는 물리적 배치에 따라 온도 균일도 특성이 달라질 수 있으므로[20], 다양한 내부 워ick 구조를 가지는 HPL 또는 다양한 HPL 배치 형태에 대해 하이브리드 PCLHP의 등온영역 온도 균일도를 평가하였다.

Fig. 18은 하이브리드 PCLHP 제작 및 시험에 사용된 다양한 HPL의 구조 및 구성을 보여준다. 그림의 좌측으로부터 HPL 내관 외면 및 외관 내면 양면에 다공질 워ick을 부착한 양면 워ick 구조 HPL (dual wick HPL, DWHPL), HPL 내관 외면에만 다공질 워ick을 부착한 단면 워ick 구조(Single Wick HPL, SWHPL), 환형 단면의 알루미늄 홀더(Holder)에 다수의 상용 봉형 히트 파이프가 삽입된 LMCHP (Liner with Multiple Commercial Heat Pipes)를 보여준다.

Fig. 19는 증류수를 작동유체로 사용한 PCLHP에 대해 보상실 압력을 100.00 kPa(등온영역 온도 약 100 °C)로 제어하며 HPL 종류 별 측정된 등온영역의 온도 균일도 변화를 보여준다. 시험 결과, 등온영역 내 작업공간의 바닥면으로부터 10 cm 높이에서 측정된 온도 균일도는 HPL를 적용하지 않았을 경우 약 100 mK으로 측정되었던 반면, DWHPL, SWHPL 및 LMCHP를 적용하였을 경우 각각 약 10, 40, 35 mK로 측정되어 HPL 사용에 따른 확연한 등온영역의 온도 균일도 향상 효과를 확인할 수 있었다. 특히, 하이브리드 PCLHP는 DWHPL 적용 시 가장 우수한 온도 균일도 특성을 보였는데 이는 DWHPL의 양면 워ick 구조에 의해 내부에 형성된 이중 상 경계면이 외부 온도 구배에 의한 외란을 흡수하고 내부 온도 균일도를 더욱 향상시킨 데 기인한다[17]. 이러한 결과를 통해 하이브리드 구조 PCLHP를 이용한 압력제어식 온도제어를 수행할 경우, 온도제어의 두 중요한 측면인 시간 온도제어 및 공간 온도제어의 목표를 동시에 달성하는 것이 가능함을 확인할 수 있었다.

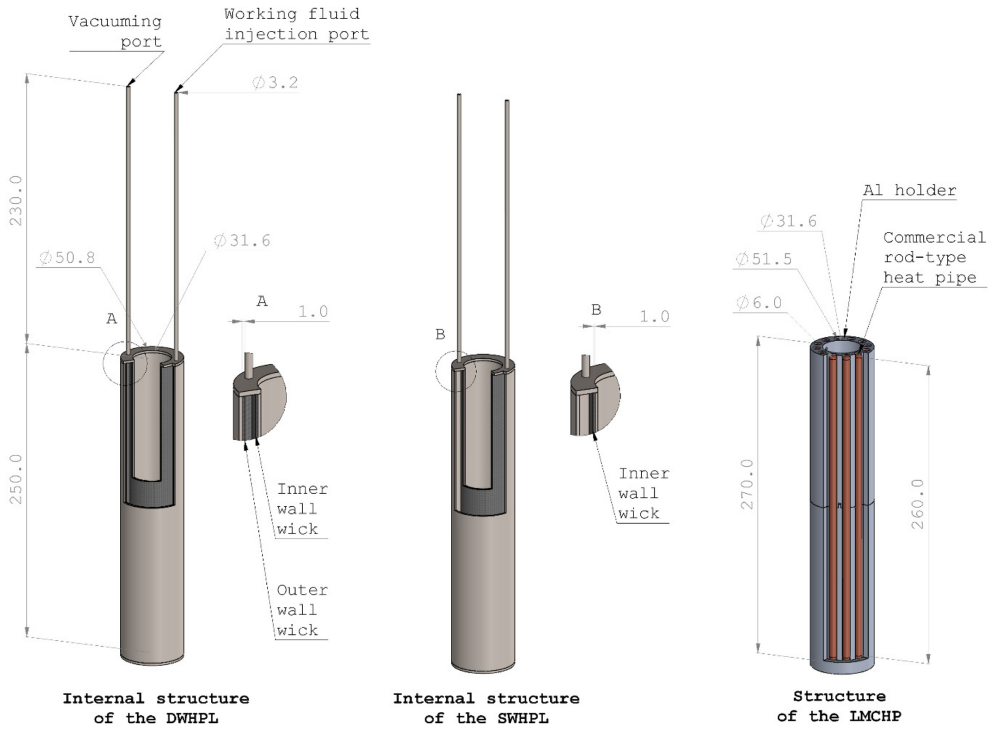


Fig. 18 Dimensions and section views of the tested HPLs (dimensions in millimeters) [17] (Adapted from Ref. 17 with permission)

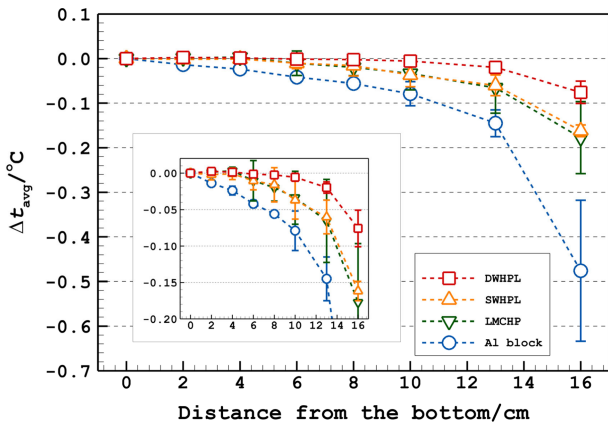


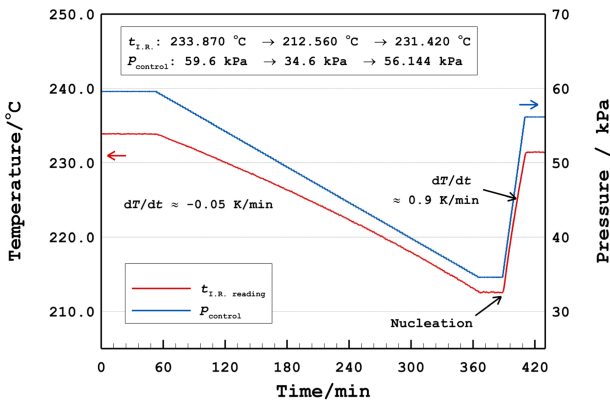
Fig. 19 Comparison of the temperature uniformities of the tested HPLs. The error bars indicate expanded measurement uncertainties at an approximately 95% level of confidence. [17] (Adapted from Ref. 17 with permission)

7. 압력제어식 온도제어 기술 응용

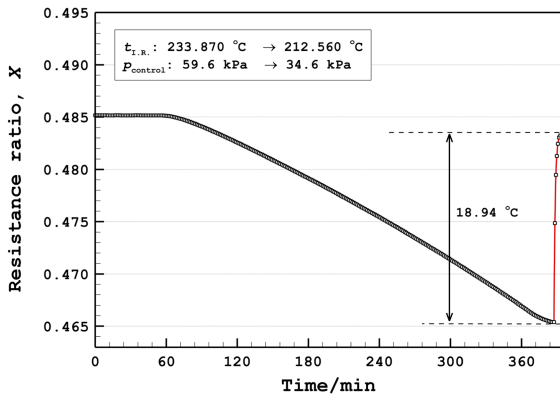
앞 절에서 소개된 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 기술은 기존의 온도제어 기술로는 달성하기 어려운 시간 및 공간 온도 제어 특성을 가져 빠르고 안정적이며 정밀한 동시에 공간적으로 균일한 온도제어 특성을 필요로 하는 분야에 적용이 가능하다. 이러한 시·공간 온도제어 특성을 모두 요하는 분야 중 하나는 국제온도표준(International Temperature Scale of 1990, ITS-90)의 기준온도인 고정점 온도(Fixed-point Temperature) 실현이다. ITS-90의 고정점은 몇 가지 선택된 순수한 물질의 상변화 온도로

정의되어 있으나[1], 현실적으로 순수한 물질은 존재하지 않아 미량 불순물에 의한 상변화 온도 변화가 발생할 수 있으며, 상온 이상의 고정점 온도를 정의하는 금속 고정점의 경우 불순물에 의한 온도변화가 중요한 불확도 요소로 작용한다. 이러한 불순물 효과에 의한 고정점 온도의 실현 불확도 저감을 위해서는 응고온도 실현의 경우 핵생성 후 불필요한 불순물 편석(Segregation)을 최소화하여야 하며 근본적으로는 불순물 편석의 영향이 배제된 액상선 온도(Liquidus Temperature)의 실현이 요구된다. 다만, 이와 같은 불순물 편석 최소화 또는 액상선 온도의 실현은 기존의 온도제어 기술로는 달성할 수 없는 수준의 매우 빠르고 안정적이며 동시에 정밀한 온도제어 기술이 요구되어, 기존의 방법으로는 불가피한 불확도 요소로 인식되었던 것이 현실이다.

이에 고정점 금속의 미량 불순물 효과에 의한 실현 불확도 저감을 위해 압력제어식 온도제어 기술을 적용한 고정점 금속의 응고온도 실현 또는 액상선 온도 실현이 시도되었다. Fig. 20은 ITS-90의 금속 고정점 중 하나로 231.928 °C를 정의하는 주석(Tin, Sn)의 응고온도 실현을 압력제어식 온도제어를 이용하여 실현한 결과를 보여준다. 주석은 핵생성에 요구되는 과냉각(Supercooling)이 매우 큰 금속으로 기존의 온도제어 기술로는 핵생성을 위해 응고온도 이하의 온도로 냉각된 용융 금속 시료의 온도를 핵생성 이후 빠르고 안정적으로 상승시킬 수 없어, 시료가 든 고정점 셀 자체를 일정 온도로 유지되고 있는 가열로에서 대기로 빼내어 핵생성 달성 이후 다시 가열로 안으로 재삽입하는 외부 핵생성(Outside Nucleation) 방법을 이용하여 실현한다[21]. 그러나 이와 같은 외부 핵생성 방식의 주석 응고온도



(a) Variation of the isothermal region temperature during the supercooling and nucleation of tin when the control gas pressure was gradually decreased and increased



(b) Variation of the resistance ratio of the SPRT immersed in the Sn FP cell during the supercooling and nucleation of tin when the control gas pressure was gradually decreased and rapidly increased

Fig. 20 Application of the pneumatic temperature control method to the inside nucleation of tin [22] (Adapted from Ref. 22 with permission)

실현은 핵생성 시 과도한 냉각에 의해 과량의 시료 응고가 발생하고 이에 따라 불순물의 편석 역시 심화되어 실현된 온도의 불확도가 크게 증가하는 단점을 가진다.

이러한 단점을 개선하기 위해 PCLHP의 등온영역에 주석 고정점 셀을 위치시키고 점진적 보상실 감압을 통해 시료를 외부 대기에 노출시키지 않고 등온영역 내부에서 핵생성을 유도한 후 보상실을 빠르게 가압하여 등온영역 온도를 빠르고 안정적으로 상승시켜 시료 응고 및 불순물 편석을 최소화한 내부 핵생성(Inside Nucleation) 방식 주석 응고온도 실현이 시도되었다. Figs. 20(a) 및 20(b)는 이처럼 압력제어식 온도제어 기술을 이용한 내부 핵생성 방식 주석 응고온도 실현 결과를 보여준다. 압력제어식 온도제어 기술을 적용하여 내부 핵생성 방식을 통해 실현된 주석 응고온도는 외부 핵생성 방식으로 실현된 응고온도 대비 0.37 ± 0.19 mK (약 95% 신뢰의 수준) 높은 온도를 가져 기존 내부 핵생성 방식 대비 더욱 정확한 기준온도를 실현할 수 있음이 확인되었다[22].

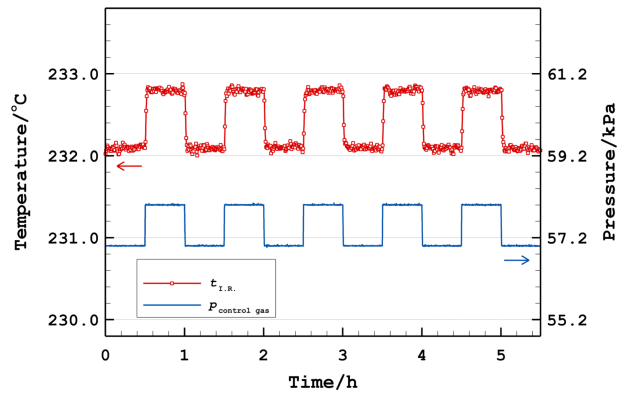
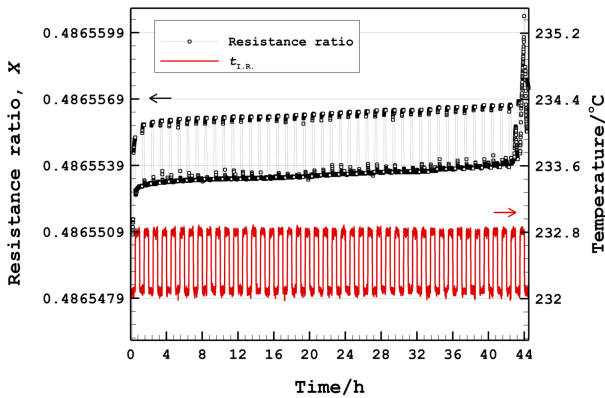


Fig. 21 Responses of the isothermal region temperature to the square wave-type pressure changes of the control gas with the amplitude of 1 kPa [23] (Adapted from Ref. 23 with permission)

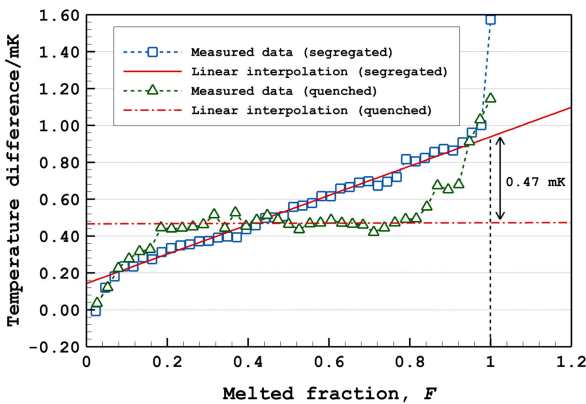
이에 더해 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어의 고속·고안정·고정밀 온도제어 특성을 이용하여 고정점 온도에 대한 불순물 편석의 영향을 배제할 수 있는 액상선 온도의 실현이 시도되었다. 액상선 온도는 시료의 응고가 시작되는 시점의 온도로 일반적인 고순도 금속은 응고 시 발생하는 핵생성에 수반되는 과냉각으로 인해 측정이 불가능한 온도이다. 이에 액상선 온도의 실현 및 측정은 시료 내부의 불순물을 의도된 분포를 가지도록 응고시킨 후, 일정한 열 펄스를 단열상태의 시료에 지속적으로 가하여 용융 분율(Melted Fraction)에 따른 용융온도 분포를 측정하고 이로부터 용융 종료 시점의 상변화 온도를 외삽함으로써 결정한다. 다만, 이와 같은 단열상태 열 펄스 공급은 사각파 형태의 온도 펄스를 시료의 용융온도 근방에서 지속적으로 공급을 의미하므로 기존 온도제어 기술로는 구현이 불가능한 것으로 인식되었다. 이에 압력제어식 온도제어 기술을 이용하여 주석 시료의 용융온도 근방에서 온도를 정밀 제어한 후 계단형 제어기체 압력 증감을 통해 사각파형 온도 펄스를 구현함으로써 주석의 액상선 온도를 결정하려는 시도가 이루어진 바 있다.

Fig. 21은 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 기술을 이용하여 계단형 제어기체 압력제어를 통해 사각파형 온도 펄스를 실현한 결과를 보여준다. 그림에서 보이는 바와 같이, 0.5 kPa의 크기를 가지는 계단형 제어기체 압력 증감을 통해 약 0.7 °C 크기의 사각파형 온도 펄스가 성공적으로 발생됨을 확인할 수 있다[23]. Figs. 22(a)와 22(b)는 이와 같은 압력제어식 온도제어 기반 열 펄스 용융을 적용하여 주석의 액상선 온도를 실현하는 과정 및 이를 통해 측정된 용융온도 분포로부터 액상선 온도를 결정하는 과정을 보여준다.

Fig. 22를 통해 확인할 수 있듯이, 압력제어식 온도제어를 통해 일정 간격으로 발생시킨 온도 펄스는 주석 시료를 일정한 용융 분율(F)로 용융시켰으며, 이 과정에서 측정된 용융온도 분포를 이용하여 용융 분율이 1인 지점으로 용융온도를 외삽함으로써 주석 시료의 액상선 온도를 결정할 수 있었다. 여기서 용융



(a) Resistance ratio (X) variation of the segregated sample during the heat pulse-based melting

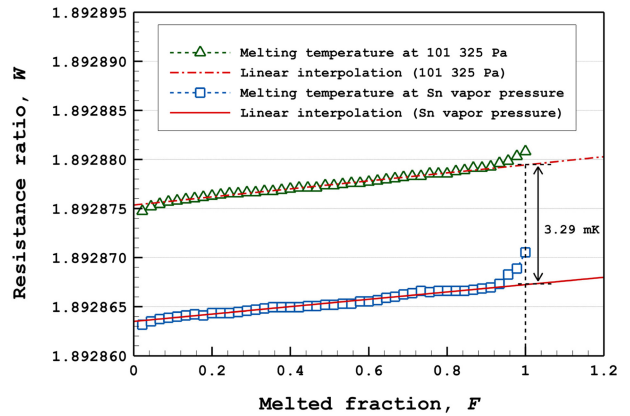


(b) Melting temperature variations of the segregated and quenched samples in terms of the absolute temperature difference from the outside-nucleated freezing temperature of tin

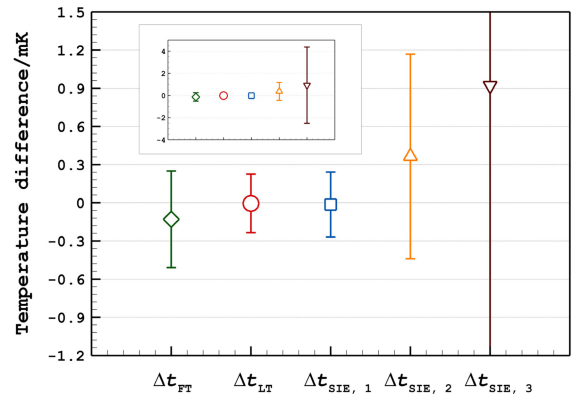
Fig. 22 Determination process of the liquidus temperature of tin using the heat pulse-based melting method [23] (Adapted from Ref. 23 with permission)

분율은 시료에 가해진 온도 펄스의 개수를 용융 종료 지점에 도달하는 데 소요된 온도 펄스의 개수로 나누어 계산하였다. 이와 같은 방법을 적용하여 결정된 주석의 액상선 온도는 외부 핵 생성 방식으로 실현된 주석의 응고온도 대비 0.95 ± 0.15 mK 높은 온도로 결정되어, 기존 고정점 실현 방식으로 실현된 고정점 온도가 ITS-90의 고정점 정의에 가장 가까운 온도 대비 매우 큰 폭의 차이를 가짐을 밝혔다[23].

이와 같은 기존 고정점 실현 방식으로 실현된 주석의 응고온도와 열 펄스 용융 방식에 의해 결정된 주석의 액상선 온도 간 큰 차이는 기존 고정점 실현 방식에 의해 실현된 고정점 온도의 불확도를 크게 증가시킬 수 있으므로 결정된 주석 액상선 온도에 대한 엄격한 검증이 요구되었다. 이에 ITS-90에 제시된 주석 용융온도의 압력 의존성을 바탕으로 열 펄스 용융 방식으로 결정된 주석의 액상선 온도와 주석의 삼중점 온도(Triple-Point Temperature) 간 차이를 비교하여 열 펄스 용융 방식으로 결정된 액상선 온도의 유효성을 일차 검증하고자 하였다. Fig. 23(a)는 이와 같은 열 펄스 용융 방식을 이용하여 주석의 액상선 온도와



(a) Variations of the resistance ratios measured during the heat pulse-based melting at two different pressures (i.e., at 101 325 Pa and under vacuum) [24] (Adapted from Ref. 24 with permission)



(b) Comparison of the difference between the fixed-point temperatures of the two tin samples (i.e., between the freezing temperatures or between the liquidus temperatures). Three differences between the SIE (sum of individual estimates) corrections for the two samples were also depicted for comparison. The error bar indicates the measurement or correction uncertainty of the temperature difference with a coverage factor of $k = 2$ [25] (Adapted from Ref. 25 with permission)

Fig. 23 Verification of the determined liquidus temperatures of two tin samples having different impurity compositions

삼중점 온도를 결정하는 과정을 보여준다. Fig. 23(a)에서 보듯이, 주석의 액상선 온도와 삼중점 온도 간 차이는 ITS-90에서 제시한 주석의 압력효과와 정확히 일치하는 특성을 보여 액상선 온도 결정에 사용된 열 펄스 용융 방법의 유효성을 일차 검증할 수 있었다[24].

이러한 열 펄스 용융 방법의 유효성에 대한 검증에 더해, 서로 다른 불순물 함량을 갖는 두 시료의 액상선 온도를 압력제어식 온도제어 기반 열 펄스 용융 방식으로 결정하고 이처럼 결정된 액상선 온도의 불순물 효과를 보정하여 두 보정 온도의 일치 여부를 통해 열 펄스 용융 방식을 통해 결정된 액상선 온도의 신뢰성을 검증하고자 하였다. Fig. 23(b)는 서로 다른 불순물 함량을 갖는 두 주석 시료에 대해 열 펄스 용융 방식으로 결정된 액상선 온도의 차이와 이에 대해 불순물 효과 보정을 통해 계산된 순수 주석의 용융온도 차이의 비교 결과를 보여준다.

시험에 사용된 두 시료의 불순물 함량은 글로우 방전 질량 분석(Glow Discharge Mass Spectroscopy, GD-MS) 방법을 통해 분석하였으며, 서로 다른 세 시험소에서 불순물 함량을 분석하였다.

Fig. 23(b)에서 확인할 수 있듯이, 열 펄스 용융 방식을 통해 결정된 서로 다른 두 주석 시료의 액상선 온도차는 불순물 효과가 보정된 순수 주석의 용융온도차와 일치하는 결과를 보여 열 펄스 용융 방식에 의해 결정된 액상선 온도의 유효성이 최종적으로 검증되었다[25]. 이처럼 PCLHP 기반 압력제어식 온도제어 기술은 기존 온도제어 기술로는 달성할 수 없는 수준의 제어 속도와 안정도, 정밀도를 바탕으로 기존의 국제온도표준에서 실현할 수 없었던 ITS-90 정의에 가장 가까운 고정점 온도의 실현을 가능케 하여 그 우수성을 입증하였다.

8. 결론

온도는 열환경 특성을 결정짓는 중요한 기본 물리량으로, 초정밀 열환경 제어 및 측정을 위해서는 시간 및 공간적 측면에 대한 고속·고안정·고정밀 온도제어가 요구된다. 이에 전통적 열제어 방식 온도제어가 가지는 온도변화에 따른 안정도 저하 및 온도구배 발생 등의 한계를 극복하기 위해, 최근 PCLHP의 고유한 열·수력학적 온도·압력 연결 관계를 이용한 압력제어식 온도제어 기술이 제안되었다. 압력제어식 온도제어 기술은 PCLHP의 작동유체 증발이 일어나는 증발기와 열·수력학적으로 연결된 보상실 내 제어기체 압력을 제어함으로써 증발기에서 배출되는 고속 증기의 온도를 제어하는 기술이며, 기체 압력제어의 고속·고안정 제어 특성을 온도제어에 투사함으로써 기존의 온도제어 기술로는 달성 불가능한 수준의 고속·고안정·고정밀 온도제어를 가능케 한다. PCLHP 기반 압력제어식 온도제어는 증기상 작동유체가 고속 유동하는 영역의 일부를 환형 단면으로 제작하여 보상실 압력제어를 통해 실질적 온도제어가 이루어지는 원통형 등온영역을 형성하였으며, 증류수와 Dowtherm A를 작동유체로 사용하여 각각 약 85부터 110 °C까지의 영역과 220부터 280 °C까지의 영역에서 압력제어식 온도제어를 실현하였다.

PCLHP 기반 압력제어식 온도제어는 보상실을 임계 가압량 이상으로 가압할 경우, 증발기의 압력 증가율이 보상실의 압력 증가율보다 낮아져 PCLHP의 일시적 운전 불안정성이 발생할 수 있다. 이에 확장된 범위에서 안정적 압력제어식 온도제어를 달성하기 위해 열 부하, 응축부 온도, 보상실 압력 증가율 등의 인자들이 임계 가압량에 미치는 영향에 대한 평가가 이루어졌다. 열 부하는 작동유체의 질량유량을 결정함으로써 임계 가압량의 크기에 영향을 주며, 열 부하 증가에 따라 임계 가압량이 선형 증가함이 확인되었다. 응축부 온도의 경우 보상실 내 열 균형을 통해 임계 가압량에 영향을 주며, 응축부 온도 증가에 따라 임계 가압량은 증가하는 경향을 보였다. 아울러 임계 가압에

따른 불안정성은 증발기의 압력이 보상실의 압력 증가율을 따르지 못하는 데 기인하므로, 보상실을 일정한 압력 증가율로 가압함으로써 임계 가압에 도달하지 않고 큰 폭의 온도제어를 안정적으로 수행할 수 있음이 확인되었다.

아울러 기존 압력제어식 온도제어의 개방형 상용 GPC 사용에 따른 단점을 극복하기 위해, 가변 체적형 벨로즈 챔버 및 선형 구동기로 구성된 MDGPC를 적용한 밀폐형 압력제어식 온도제어가 수행되어 개방형 GPC를 사용한 경우와 유사한 온도제어 정밀도와 안정도를 달성하였다. 이에 더해 기존 PCLHP의 등온영역 온도 균일도가 단상 증기상 유동에 의해서만 제어되는 한계를 극복하기 위해, 등온영역에 환형 HPL를 삽입한 하이브리드 구조 PCLHP를 제작하여 기존의 압력제어식 온도제어가 가지는 낮은 등온영역 온도 균일도를 크게 향상시켰다. 이처럼 MDGPC의 적용 및 하이브리드 구조 PCLHP를 사용함으로써 고속·고안정·고정밀 시간 온도제어 및 높은 온도 균일도를 갖는 공간 온도제어가 가능한 밀폐형 압력제어식 온도제어 기술이 확립되었다. 이러한 우수한 시·공간 온도제어 특성을 갖는 압력제어식 온도제어 기술은 기존의 온도제어 기술로는 기술적·물리적으로 향상이 어려웠던 국제온도표준의 고정점 실현 불확도를 크게 저감하는 데 기여함으로써 그 유효성을 입증하였다.

압력제어식 온도제어 기술은 위와 같이 상온 및 중온 영역에서 고속·고안정·고정밀 온도제어를 성공적으로 수행함으로써 기술의 유효성을 입증하였으나, 실제 기존의 온도제어 기술의 한계가 부각되는 400 °C 이상의 중·고온 영역에서는 구현된 바가 없다는 한계를 가진다. 이에 따라 중·고온 영역에서 압력제어식 온도제어 기술의 구현은 향후 해당 기술이 달성해야 할 중요한 목표라고 할 수 있다. 다만, 400 °C 이상의 온도에서 압력제어식 온도제어 기술을 구현하기 위해서는 해당 온도에서 안정적인 상변화 특성을 갖는 작동유체의 사용이 요구되나, 기존에 사용된 작동유체로는 해당 온도에서 열적 안정성을 담보하기 어려운 실정이다[12]. 이에 향후에는 고온 안정성이 뛰어난 알칼리 금속을 작동유체로 적용한 압력제어식 온도제어에 대한 연구가 이어져야 하며, 이를 위해서는 반응성이 큰 금속 작동유체의 주입 및 금속 작동유체를 사용하는 PCLHP의 운용에 대한 체계적 연구가 뒤따라야 한다. 본 논문은 이처럼 초정밀 열환경 시·공간 온도제어를 달성할 수 있는 압력제어식 온도제어 기술의 연구 동향과 정밀측정의 응용 및 의의, 그리고 향후 연구 방향을 소개함으로써 초정밀 열환경 제어 및 측정을 위한 기술적 토대를 제시하며 마친다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 성과는 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(RS-2023-00280026).

REFERENCES

1. Preston-Thomas, H., (1990), The international temperature scale of 1990 (ITS-90), *Metrologia*, 27, 3-10.
2. Merlone, A., Lopardo, G., Sanna, F., Bell, S., Benyon, R., Bergerud, R. A., Bertiglia, F., Bojkovski, J., Böse, N., Brunet, M., Cappella, A., Coppa, G., del Campo, D., Dobre, M., Drnovsek, J., Ebert, V., Emardson, R., Fericola, V., Flakiewicz, K., Gardiner, T., Garcia-Izquierdo, C., Georgin, E., Gilabert, A., Grykalowska, A., Grudniewicz, E., Heinonen, M., Holmsten, M., Hudoklin, D., Johansson, J., Kajastie, H., Kaykızılı, H., Klason, P., Kňazovická, L., Lakka, A., Kowal, A., Müller, H., Musacchio, C., Nwaboh, J., Pavlasek, P., Piccato, A., Pitre, L., de Podesta, M., Rasmussen, M. K., Sairanen, H., Smorgon, D., Sparasci, F., Strnad, R., Szymarka-Grzebyk, A., Underwood, R., (2015), The MetroMet project - metrology for meteorology: challenges and results, *Meteorological Applications*, 22(51), 820-829.
3. Ohnishi, W., Hirata, A., Shibatsuji, R., Yamaguchi, T., (2023), Fast and precise temperature control for a semiconductor vertical furnace via heater-cooler integration, *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing*, 36(2), 197-204.
4. Wong, S.-C., Hsiao, H.-C., Lo, K.-F., (2014), Improving temperature uniformity and performance of co preferential oxidation for hydrogen-rich reformat with a heat pipe, *International Journal of Hydrogen Energy*, 39(12), 6492-6496.
5. Chung, C.-C., Chen, H.-H., Ting, C.-H., (2016), Fuzzy logic for accurate control of heating temperature and duration in canned food sterilisation, *Engineering in Agriculture, Environment and Food*, 9(2), 187-194.
6. Štampar, S., Sokolič, S., Karer, G., Žnidaršič, A., Škrjanc, I., (2011), Theoretical and fuzzy modelling of a pharmaceutical batch reactor, *Mathematical and Computer Modelling*, 53(5-6), 637-645.
7. Joung, W., (2021), Progresses in ultra-precise temperature control and thermometry techniques, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 38(12), 905-915.
8. Liang, H., Sang, Z.-K., Wu, Y.-Z., Zhang, Y.-H., Zhao, R., (2021), High precision temperature control performance of a PID neural network-controlled heater under complex outdoor conditions, *Applied Thermal Engineering*, 195, 117234.
9. Boschert, S., Dold, P., Benz, K. W., (1998), Modelling of the temperature distribution in a three-zone resistance furnace: influence of furnace configuration and ampoule position, *Journal of Crystal Growth*, 187(1), 140-149.
10. Head, D. I., Gray, J., de Podesta, M., (2009), Current work on furnaces and data analysis to improve the uniformity and noise levels for metal fixed points, *International Journal of Thermophysics*, 30(1), 296-305.
11. Maydanik, Y. F., (2005), Loop heat pipes, *Applied Thermal Engineering*, 25(5-6), 635-657.
12. Joung, W., Gam, K. S., Kim, Y.-G., Yang, I., (2015), Hydraulic operating temperature control of a loop heat pipe, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 86, 796-808.
13. Park, C., Joung, W., (2022), Effect of heat load on pneumatic temperature control characteristics of a pressure-controlled loop heat pipe, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 186, 122472.
14. Joung, W., Lee, J., (2019), Effect of sink temperature on the stability of the pressure-controlled loop heat pipe, *Journal of Heat Transfer*, 141(9), 091805.
15. Joung, W., Kim, Y.-G., Lee, J., (2016), Transient characteristics of a loop heat pipe-based hydraulic temperature control technique, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 103, 125-132.
16. Park, C., Joung, W., (2023), Closed-type pneumatic temperature control of a pressure-controlled loop heat pipe with a mechanically driven gas pressure controller, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 200, 123519.
17. Nam, B., Park, C., Joung, W., (2024), Temperature uniformity of a hybrid pressure-controlled loop heat pipe with a heat pipe liner, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 156, 107656.
18. Park, C., Joung, W., (2023), Control characteristics of a mechanically driven gas pressure controller for a closed pneumatic circuit, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 40(4), 309-317.
19. Merlone, A., Coppa, G., Bassani, C., Bonnier, G., Bertiglia, F., Dedyulin, S., Favreau, J.-O., Fericola, V., van Geel, J., Georgin, E., Gotoh, M., Krenek, S., Iacomini, L., Joung, W., Machin, G., Marcarino, P., McEvoy, H., Musacchio, C., Pearce, J. V., Rudtsch, S., Sadli, M., Tamba, J., Woods, D., Yan, X., (2020), Gas-controlled heat pipes in metrology: More than 30 years of technical and scientific progresses, *Measurement*, 164, 108103.
20. Yan, X. K., Duan, Y. N., Ma, C. F., Lv, Z. F., (2011), Construction of sodium heat-pipe furnaces and the isothermal characteristics of the furnaces, *International Journal of Thermophysics*, 32(1-2), 494-504.
21. Consultative Committee for Thermometry under the auspices of the International Committee for Weights and Measures (2018), Guide to the realization of the ITS-90; Metal Fixed Points for Contact Thermometry, Paris: BIPM.
22. Joung, W., Gam, K. S., Kim, Y.-G., (2015), Realization of tin freezing point using a loop heat pipe-based hydraulic temperature control technique, *Metrologia*, 52(5), 694-707.
23. Joung, W., Park, J., Pearce, J. V., (2018), Determination of the liquidus temperature of tin using the heat pulse-based melting and comparison with traditional methods, *Metrologia*, 55(3), 334-349.
24. Joung, W., Pearce, J. V., Park, J., (2018), Comparison between the liquidus temperature and triple-point temperature of tin realized by heat pulse-based melting, *Metrologia*, 55(3), L17-L24.

25. Joung, W., Pearce, J. V., Park, J., (2019), Comparison between the liquidus temperatures of tin samples having different impurity compositions and correction of the impurity effect, Metrologia, 56(4), 045005.



Bomi Nam

M.S. candidate in the Department of Intelligent Robot Engineering, Pukyong National University. Her research interest is on precision thermo-mechanical control.
E-mail: bvolabvoss@gmail.com



Wukchul Joung

Associate Professor in the School of Mechanical Engineering, Pukyong National University. His main research interest is on precision thermal control and thermometry.
E-mail: wukchuljoung@pknu.ac.kr