수소 재액화용 단열 탈자 냉동기의 설계

Design of Adiabatic Demagnetization Refrigerator for Hydrogen Re-Liquefaction

박지호^{1,*}, 김영권², 정상권³, 김석호⁴Jiho Park^{1,*}, Youngkwon Kim², Sangkwon Jeong³, Seokho Kim⁴

Abstract: Adiabatic demagnetization refrigerator (ADR) for hydrogen re-liquefaction operating between 24 K and 20 K has been designed. $Dy_{0.9}Gd_{0.1}Ni_2$, whose Curie temperature is 24 K, is selected as a magnetic refrigerant. The magnetic refrigerant powder is sintered with oxygen-free high purity copper (OFHC) powder to enhance its effective thermal conductivity as well as to achieve relatively high frequency. A perforated plate heat exchanger (PPHE) operated with forced convection is utilized as a heat switch. The forced convection heat switch is expected to have fast response relative to a conventional gas-gap heat switch. A conduction-cooled high T_c superconducting (HTS) magnet is employed to apply external magnetic field variation on a magnetic refrigerant. 2nd generation GdBCO coated conductor HTS tape with Kapton[®] insulation (SUNAM Inc.) will be utilized for the HTS magnet. The magnetization and demagnetization processes are to be achieved by the AC operation of the HTS magnet. The designed magnetic field and target ramp rate of the HTS magnet are over 4 T with 180 A and 0.4 T/s, respectively. AC loss distribution on HTS magnet is theoretically estimated.

Key Words: high T_c superconducting (HTS) magnet, adiabatic demagnetization refrigerator (ADR), conduction-cooled, AC operation.

1. 서 론

현재 화석에너지의 고갈과 환경문제 등을 이유로 대체 에너지원의 개발에 박차를 가하고 있으며, 이를 동시에 해결할 수 있는 방안으로 청정 수소 에너지 기

술개발의 필요성이 증대되고 있다. 수소의 저장 방식에 대해서는 크게 고압 기체 저장 방식, 금속수소화물(metal hydride) 방식 및 액체 수소 저장 방식으로 많은 연구가 진행되고 있다. 이 중 액체 수소 저장 방식은 기체 상태의 수소에 비해 밀도가 800 배 이상 큰 액체 상태로 저장함으로써 단위 질량당 가장 큰 에너지 밀도를 가진다는 것이 장점으로 꼽히고 있다[1]. 하지만, 수소는 1 기압에서 20 K의 끓는점을 가지고 있어 극저온 액화 사이클이 필연적이며, 그 효율이 실제 시스템에 적용할 때 가장 중요한 요소가 될 것이다. 특히 액체 수소를 저장 용기에 보관할 때 저장 용기로 부터의 열 침입으로 인한 BOG(Boil Off Gas)가 발생하게 되며, BOG에 의한 수소 에너지의 손실을 최소화 하는 것이 매우 중요하다.

기존의 액화 사이클은 Linde-Hampson 사이클, Claude 사이클, GM-JT 사이클 등이 있으며[2], 이들은 Joule-Thomson 팽창에 의한 냉각효과를 이용한다. 그에 따라 수소의 최대 역전온도(maximum inversion temperature) 이하로의 냉각을 위해 별도의 예냉용 사이클 또는 극저온 냉동기를 적용하고 있다.

이러한 기존 냉각 사이클의 비효율성을 근본적으로 해결하기 위해 자기 냉동(Magnetic refrigeration)을 이용한 수소 액화 또는 재액화 시스템이 그 대안이 될 수 있다. 자기 냉동은 물질의 온도 및 엔트로피가 외부 자기장에 따라 변화하는 성질인 자기 열량효과(Magnetocaloric Effect: MCE)를 이용한 냉동 방식으로 일반적인 기체 압축-팽창 냉동 사이클에 비해 고효율의 가능성을 가지고 있다[3]. 따라서 본 연구에서는 자기 냉동기의 한 종류인 단열 탈자 냉동기(Adiabatic Demagnetization Refrigerator: ADR)를 수소 재액화에 활용하고자 한다. 기존의 단열 탈자 냉동기는 기체 압축-팽창 사이클 냉동 시스템으로 도달할 수 없는 초극저온 환경을 조성하기 위해 사용되었다[4]. 단열 탈자 냉동기는 자기 열량효과를 가지는 자성냉매(Magnetic refrigerant) 전체가 균일한 온도로 카르노 사이클(Carnot cycle)과 가깝게 작동하여 효율이 매우 높다는 장점이 있다. 하지만 자성냉매의 자기 열량효과가 발현하는 온도 범위가 제한적이기 때문에 매우 좁은 온도 범위에서만 가용하다는 단점이 있다. 따라서 별도의 예냉용 사이클과 함께 수소의 재액화가 일어나는 단계 단열 탈자 냉동기를 적용하고자 한다.

일본에서 가넷 계열 자성냉매를 사용해 수소 액화용 단열 탈자 냉동기를 설계하고 실험한 바가 있다[5]. 위 연구에서는 수소와 자성 냉매와 직접 접촉하여 응축이 일어나기 때문에 수소화(Hydrogenation) 반응을 하지 않는 가넷 계열의 자성냉매를 사용했다. 하지만 가넷 계열의 자성냉매는 자기 열량효과가 가장 크게 발현되는 온도인 퀴리온도(Curie temperature)

¹학생회원 : 한국과학기술원 기계공학과 석사과정

²정 회 원 : 한국과학기술원 기계공학과 박사과정

³정 회 원 : 한국과학기술원 기계공학과 교수

⁴정 회 원 : 창원대학교 기계공학과 교수

*교신저자 : jh8809@kaist.ac.kr

원고접수 : 2012년 06월 19일

심사완료 : 2012년 09월 25일

게재확정 : 2012년 09월 25일

가 수소 액화 온도보다 훨씬 낮다는 단점이 있어 수소 액화 또는 재액화를 목적으로 할 때 그 잠재력을 충분히 이용할 수 없다는 단점이 있다[6-7]. 따라서 본 연구에서는 수소 재액화를 위한 단일 탈자 냉동기의 자성냉매로서 24 K의 쿼리온도를 가지는 희토류 금속을 사용하여 자성냉매가 가지는 잠재력을 바람직하게 이용했다고 할 수 있다.

2. 단일 탈자 냉동 시스템의 구성

단일 탈자 냉동 시스템은 크게 두 부분으로 나눌 수 있으며, 이를 Fig. 1에 개략적으로 표시 하였다. 액화 수소 저장 용기 내에서 발생하는 BOG(Boil Off Gas)가 접촉하여 재액화(re-liquefaction)가 이루어지는 자성냉매와 자성냉매에서 발생하는 열을 해소하기 위한 열 스위치, 그리고 자성냉매에 자기장을 인가할 수 있는 고온 초전도 자석으로 구분할 수 있다.

자성냉매는 수소 재액화의 목적에 맞게 24 K의 쿼리 온도를 가지는 희토류 화합물 $Dy_{0.9}Gd_{0.1}Ni_2$ 를 선택 하였으며, 저온 환경에서 열전도도가 낮은 희토류 금속 화합물의 단점을 보완하기 위해 무산소동과의 소결을 통해 시스템에 적용 할 것이며, 이에 대한 영향을 수치해석을 통해 설계에 반영 하였다. 열 스위치는 자성냉매의 상단에 부착되어 있으며, 액체 질소와 열 교환을 마친 기체 헬륨이 복열기(Recuperator)와 GM 냉동기를 거쳐 열 스위치로 유입되어 자성냉매에서 발생하는 열을 외부로 전달하는 방식이다. 이러한 강제 대류 방식의 열 스위치를 사용 할 때 Gas-gap heat switch(GGHS) 비해 더욱 빠른 응답성을 기대 할 수 있으며, 제작이 용이하다는 장점이 있다. 본 연구에서는 다공성 판형 열교환기(Perforated-plate heat exchanger; PPHE)를 강제 대류 방식 열 스위치로 사용하고자 하며, 이에 대한 자세한 내용은 다음 장에서 다루도록 한다.

자성냉매의 잠재력을 충분히 활용하기 위해서는 외부에서 강한 자기장을 인가할 수 있는 자석이 필요하다. 본 연구에서는 전도 냉각 방식의 고온 초전도 자

석을 도입 하였으며, 초전도 자석에 인가되는 전류를 변화시켜 자기장을 변화시키는 교류 구동(AC operation) 방식을 통해 자화 및 탈자화 과정을 구현 할 것이다. 이러한 교류 운용 방식은 구동과 시스템의 복잡성 측면에서 장점을 가지지만 전류 변화에 따라 초전도 선재에서 손실이 발생하여 열로 소산되므로, 이를 최소화하고 효율적으로 해소할 수 있는 설계가 필요하다.

3. 단일 탈자 냉동 사이클 해석 및 설계

3.1. 단일 탈자 냉동 사이클 해석

이전 장에서 언급 한 것과 같이 저온 환경에서 열전도율이 상대적으로 낮은 희토류 금속 화합물을 자성냉매로 사용하여 자성냉매 내부의 온도 불균일 현상이 발생하며, 이로 인해 자성냉매 내부의 위치에 따라 경험하는 사이클이 서로 다르다는 문제가 발생한다. 따라서 냉동 사이클을 해석할 때 자성냉매의 열 확산을 고려하여 수치적으로 접근 할 필요가 있다. 또한 자성냉매 상단에 기계적으로 부착되어 있는 열 스위치의 열용량에 의한 영향을 고려하기 위해 해석 영역에 포함 하였다. 수치해석을 위해 사용 한 격자 시스템(grid system)은 Fig. 2 와 같으며, 해석 모델의 검사체적(control volume)을 개략적으로 나타내면 Fig. 3와 같이 표시할 수 있다. 각 영역에 따른 지배방정식은 아래와 같다.

$$\begin{aligned} & [\rho_m c_m (1 - v_c) + \rho_c c_c v_c] \frac{\partial T}{\partial t} \\ &= \frac{\partial}{\partial x} \left[\{k_m (1 - v_c) + k_c v_c\} \frac{\partial T}{\partial x} \right] \\ & \quad - \frac{h_{abs} A_{s,abs}}{L_m A_m} (T - T_{abs}) \\ & \quad - (1 - e) \mu_0 \left(\frac{\partial M}{\partial T} \right)_H \frac{dH}{dt} T \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} & [\rho_c c_c (1 - e) + \rho_f c_f e] \frac{\partial T}{\partial t} \\ &= \frac{\partial}{\partial x} \left[\{k_c (1 - e) + k_f e\} \frac{\partial T}{\partial x} \right] \\ & \quad - \frac{h_{rej} A_{s,rej}}{L_{hs} A_{hs}} (T - T_{rej}) \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 ρ 는 밀도, c 는 정압 비열, k 는 열전도율을 의미하며, 아래 첨자 m 은 자성냉매, c 는 무산소동, f 는 열 스위치 내부의 열전달 유체를 의미한다. v_c 는 자성냉매와 무산소동을 혼합하여 소결하였을 때 무산소동의 부피 분율, e 는 열 스위치의 공극율, 즉 열 스위치에서 열전달 유체가 차지하는 부피 분율을 의미한다. T 는 온도이며, 아래 첨자 abs 는 열 흡수가 일어나는 온도이며, rej 는 열 배출이 일어나는 온도를 의미한다. A 는 단면적, L 은 길이이며, 아래첨자 m 은 자성냉매, hs 는 열 스위치를 의미한다. A_s 는 열 교환면적, h 는 대류 열전달 계수를 의미하며, 아래 첨자 abs 는 수소의 응축이 일어날 때 열 교환을, rej 는 열 배출이 일어날 때 열 교환을 의미한다.

식 (1)은 자성냉매, 식 (2)은 강제 대류 열 스위치에 대한 에너지 방정식이다. 1차원 비정상(Transient)

Fig. 1. Schematic diagram of the ADR system for hydrogen re-liquefaction.

Table 1. Overall specifications of the heat switch with the number of layers.

# of layers	Volume of HEX [mm ³]	Void volume [mm ³]	Porosity	Heat transfer area [mm ²]	Heat transfer coefficient [W/m ² K]	Heat capacity [J/K]
120	4858.74	2121.26	0.3273	65034.90	1925.76	0.7076
100	3797.37	1872.63	0.3303	54195.75		0.6186
80	3055.99	1624.01	0.3470	43356.60		0.5080
60	2974.62	1375.38	0.3396	32517.45		0.4406
40	2113.24	1126.76	0.3477	21678.30		0.3516
20	1551.87	878.13	0.3614	10839.15		0.2626

열전도 방정식을 기반으로 하여, 자성냉매가 가지는 자기 열량효과를 모사하는 항을 추가하여 작성하였다. 이는 식 (1)의 마지막 항에서 확인할 수 있다. Fig. 4는 본 연구에서 사용한 자성냉매의 자화 (Magnetization) 값을 자기특성 측정 시스템 (Magnetic Property Measurement System; MPMS) 을 사용하여 측정한 후 자화의 온도에 따른 기울기를 계산하여 자성냉매의 자기 열량효과 모사에 사용 하였다. 설계하고자 하는 열 스위치의 공극이 작기 때문에 열 스위치와 열전달 유체의 온도가 동일하게 변한다고 가정 하였다.

단열 탈자 냉동기는 카르노 사이클과 가깝게 작동하며, 식 (1)은 자성냉매의 단열 자화 및 탈자, 열 배출 및 흡수 과정을 모사하기 위한 지배 방정식이다. 식 (1)에는 자성냉매가 단열 탈자과정을 겪은 후 자성냉매의 온도가 수소 저장 용기 내에서 기화 된 수소보다 낮아지면서 자성냉매의 벽면에서 응축이 일어나는 과정을 모사하는 항이 포함되어 있다. 이 과정을 모사하기 위해 응축 열전달 계수를 계산하여 수치해석에 반영 하였다[8]. 식 (2)는 자성냉매 상단에 부착되어 있

Fig. 2. Grid system for numerical analysis.

Fig. 3. Control volume of (a) magnetic refrigerant and (b) heat switch.

Fig. 4. Measured magnetization of the magnetic refrigerant (Dy_{0.9}Gd_{0.1})Ni₂.

는 열 스위치에서 열 배출 과정에서 열 스위치 내부에 열전달 유체의 유동이 형성되어 외부로의 열 배출이 일어나는 과정을 모사한 것이며, 열 스위치가 가지는 열용량이 자성냉매가 겪는 사이클에 미치는 영향을 고려하기 위한 것이다.

3.2. 열 스위치 설계

열 스위치는 자성냉매의 상단에 기계적으로 고정되어 있으며, 자성냉매가 자화된 후 열 스위치 내부를 흐르는 열전달 유체에 의해 자성냉매에서 발생 한 열이 외부로 배출된다. 하지만 열 스위치가 가지는 열용량 때문에 자성냉매가 겪는 사이클이 변화할 수 있다. 즉, 열 스위치가 존재함으로써 자성냉매가 단열 자화 또는 단열 탈자화 과정을 구현하지 못하게 되어, 두 과정동안 온도변화의 폭이 감소하게 된다. 따라서 열 스위치의 열용량에 의한 냉동 사이클의 성능변화를 고려하여 열 스위치의 형상을 결정 할 필요가 있다.

단열 탈자 냉동기의 열 스위치로 사용되는 마이크로 채널 다공성 판형 열교환기(Perforated plate heat exchanger; PPHE)의 형상을 Fig. 5에 설계 결과와 함께 나타내었다. 다공성 판형 열교환기의 적층 수에 따라 열 스위치의 열용량과 열 교환 성능이 결정된다고 볼 수 있으며, 두 설계 인자는 서로 반비례관계에 있어 최적 형상을 도출할 수 있다. Table 1 에 적층 수의 변화에 따른 열 스위치의 제원을 표시하였다.

앞서 언급했던 두 설계인자가 자성 냉매에 미치는 영향을 독립적으로 살펴보기 위해, 등은 자화과정 및 단열 탈자 과정에 대해서만 수치해석을 하였다. 즉, 자성냉매가 등은 자화 과정 후 최고 도달온도에 영향을 미치는 것은 열 스위치의 열전달 성능이 지배적이라고 할 수 있다. 또한 자성냉매가 단열 탈자 과정을 겪은 후 최저 도달온도에 영향을 미치는 것은 열 스위치가 가지는 열용량이라고 볼 수 있다.

Table 2. Comparison of the ADR performance with OFHC copper volume fraction.

Vol. fraction of OFHC copper [%]	Operating frequency [Hz, 1/s]	Min. temp. [K]	Max. temp. [K]	Effective thermal conductivity [W/m-K]	Cooling power @ 20 K (absorption cycle basis) [W]	Cooling power @ 20 K (total cycle basis) [W]
0	1/230	19.34	24.69	3.0	0.308	0.013
10	1/40	19.34	24.28	102.7	0.279	0.069
20	1/35	19.35	23.82	202.4	0.248	0.071
30	1/32.5	19.39	23.45	302.1	0.217	0.067

Fig. 5. Maximum and minimum temperature on magnetic refrigerant with the number of layers.

Fig. 5에 열 스위치의 적층 수에 따른 자성냉매의 최고 및 최저 도달온도와 최대 온도 차이를 표시 하였다. 최고 도달온도가 유사한 것으로 보아 열 스위치의 열전달 성능이 자성냉매의 온도변화에 미치는 영향은 작다고 볼 수 있다. 반면에 열 스위치의 열용량이 자성냉매의 온도변화에 미치는 영향은 상대적으로 크다고 볼 수 있으며 40 층이 적층 되었을 때 사이클의 성능이 최대가 되는 것을 확인할 수 있다.

3.3. 자성냉매 조성비 결정 및 사이클 설계

본 연구에서는 저온 상태에서 열전도율이 매우 취약한 자성냉매와 무산소동 분말을 함께 소결하여 유효 열전도도(Effective thermal conductivity)를 높이고자 한다. 이로 인해 자성냉매가 자화된 후 열 스위치에 의한 열 배출 과정에서 열 확산을 빠르게 하여 작동 주파수를 높일 수 있다는 장점이 있다. 하지만 무산소동 분말의 비율이 높아짐에 따라 무산소동이 가지는 열용량이 커지게 되어 자성냉매가 자화 또는 탈자화 되었을 때 목표 온도에 도달하지 못하는 문제가 발생할 수 있다. 따라서 자성냉매와 무산소동 분말의 비를 적절하게 선정하는 것이 매우 중요하다. 이를 위해 수치해석을 사용하여 사이클 설계를 수행 하였다.

Fig. 6 (a)는 자성냉매만 사용 하였을 때, Fig. 6 (b)는 무산소동이 20 %의 부피 분율을 가질 때의 1 주기 동안 자성냉매의 온도 변화를 표시한 것이다.

단열 탈자 냉동기의 사이클을 정리하자면 다음과 같다. 자기장이 점점 증가하면서 자성냉매가 자화(0~Tf₁)하게 되고(단열 자화 과정), 열 스위치가 켜지면서(Ts₁) 외부로 열을 배출한다(등온 자화 과정). 이어서 자성냉매 양 끝단의 온도차가 0.1 K 이내가 될 때 열 스위치가 꺼지게 되고(Ts₂) 탈자화(Tf₃-Tf₄)가 일어난다(단열 탈자화 과정). 마지막으로 자성냉매

(a)

(b)

Fig. 6. Temperature variation of the magnetic refrigerant during a cycle with (a) 0 % and (b) 20 % of vol. fraction OFHC copper.

에 수소가 접촉하여 응축이 일어나면서(Tf₃-Tf₄) 한 사이클이 완료된다(열 흡수 과정).

두 그래프의 가장 큰 차이점은 자성냉매가 자화되어 고온상태에서 열 배출이 이루어질 때 열 확산 속도의 차이로 인해 전체 시스템의 작동 주파수가 크게 달라질 수 있다는 것이다. 즉, 자성냉매의 유효 열전도도에 따라 자성냉매의 온도가 균일(자성냉매 내부 온도 분포 0.1 K 이내)하게 되는데 걸리는 시간이 크게 차이가 난다는 것이다. 이 해석과정에서 자속 변화율을 0.4 T/s로 하여 자화 및 탈자화 과정은 각각 10 초 동안 발생한다고 설정하였다.

Fig. 7. Comparison of performance with changing the volume fraction of OFHC copper.

자성냉매와 무산소동을 소결하여 만든 벌크는 길이 30 mm, 지름 18 mm를 가지며, 두 물질의 부피 비율의 변화에 따라 단열 탈자 냉동기의 성능을 비교하여 Table 2에 표시 하였다.

동일한 작동 주파수 또는 온도 범위를 가질 때 무산소동의 부피 비율을 변경함으로써 그 결과를 비교하는 것이 바람직하다고 생각할 수 있지만 위와 같은 조건에서 수치해석을 할 수 없는 이유를 다음과 같이 설명할 수 있다. Table 2를 살펴보면 무산소동의 부피 비율이 달라지면서 자성냉매 벌크의 유효 열전도도가 변화한다는 것을 확인할 수 있다. 유효 열전도도에 의해 열 확산 속도와 시스템의 작동주파수가 결정되기 때문에 서로 다른 조성비에 대해서는 동일한 주파수로의 해석이 어렵다고 볼 수 있다. 이는 앞에서 설명한 Fig. 6의 (a)와 (b)를 비교하면 명확하게 알 수 있다. 또한 무산소동의 부피 비율이 변화하면서 자성냉매가 차지하는 부피 비율도 같이 변하기 때문에 서로 다른 자성냉매의 양으로는 동일한 작동 온도 범위 내에서 작동할 수 없다는 것이 문제가 된다. 따라서 무산소동의 부피 비율이 변화함에 따라 작동 온도 범위와 작동 주파수를 변경하면서 해석을 실시하였다.

Table 2의 결과에서, 무산소동이 차지하는 부피 비율이 작을수록 열확산 속도가 낮아 단열 탈자 냉동기의 작동 주파수가 낮아진다는 것을 알 수 있다. 반면 무산소동의 부피 비율이 커질수록 최저 도달온도 및 작동 온도 범위가 좁아지며, 열 흡수 사이클에서의 냉동용량이 선형적으로 작아진다는 것 또한 확인할 수 있다. 반면에 단열 탈자 냉동기의 작동 주파수를 기준으로 한 실제 냉동 용량은 최적점이 존재한다는 것을 확인할 수 있으며, 이를 Fig. 7에 정리하였다.

4. 고온 초전도 자석 설계

4.1. 고온 초전도 자석

기존의 극저온에서 사용되는 자기 냉동기들은 일반적으로 저온 초전도 자석을 사용했다. 저온 초전도 자석의 작동 온도는 액체 헬륨의 온도인 4.2 K 부근이므로 수소 재액화용 자기 냉동기에는 적합하지 않다. 본 연구에서는 20 K 이상의 작동 온도를 가지는 고온

초전도 자석을 적용 할 것이며, 초전도 자석에 인가되는 전류를 변화시켜 자기장을 변화시키는 교류 구동 방식을 통해 자화 및 탈자화 과정을 구현 할 것이다. 고온 초전도 자석의 설계에 들어가기에 앞서, 고온 초전도 선재의 자화 특성을 파악하는 것이 매우 중요하다. 특히 고온 초전도 선재는 외부 자기장의 자화 방향에 따라 자화 특성이 다른 이방성을 가지고 있어 수평 및 수직 자기장에 따른 자화 특성을 모두 파악해야 하며, 이는 전자기장 설계뿐만 아니라 교류 운용에 의한 손실을 예측할 때에도 필요하다. 본 연구에서는 서남의 2세대 GdBCO 고온 초전도 선재 물성을 바탕으로 설계를 진행 하였다. 전자기장 설계를 위해 상용 FEM 툴(COMSOL Multiphysics ver. 3.5)을 사용 하였다.

본 연구에서는 일반적으로 고온 초전도 선재를 권선할 때 사용하는 double-pancake(DP) 방식이 아닌 layer-wound 방식을 통해 초전도 자석을 제작 할 예정이다. Double-pancake 방식은 납작한 형상을 가지는 고온 초전도 선재를 권선하기에 적합한 방식이며, 선재의 사이에 존재하는 도체 판에 의해 고온 초전도 선재의 냉각에 유리하다는 장점이 있다. 하지만 이러한 도체 판의 존재가 불용체적(Dead volume)으로 작용하여 동일한 양의 초전도체를 layer-wound 방식을 통해 권선하는 경우에 비해 자기장의 크기가 작아진다는 단점이 있다. 따라서 layer-wound 방식을 적용하고 축 방향으로의 열전달 성능을 향상 시킨다면 본 연구의 목적에 부합하는 고온 초전도 자석을 제작할 수 있을 것이다.

4.2. 고온 초전도 자석 설계

본 연구에서 사용할 고온 초전도 자석은 GM(Gifford-McMahon) 극저온 냉동기에 의한 전도 냉각을 통해 20 K의 작동 온도와 4 T 이상의 자속밀도를 가지며 동시에 0.4 T/s의 최대 자속 변화율을 가지는 교류 운용을 목표로 하고 있다.

Table 3에는 설계 된 고온 초전도 자석의 제원을, Fig. 8에는 초전도 자석 중심에서의 자속 밀도 분포를 각각 표시 하였다. 자성냉매가 위치하는 영역을 음영으로 표시 하였으며, 최대 4.1 T, 최소 3.6 T의 자속 밀도 분포를 가진다.

초전도체에 직류전류를 통전할 때는 손실이 없지만, 교류전류에 의해 외부 자기장이 주기적으로 변하게 되면 초전도 선재에서 교류 손실이 발생하며, 줄열의 개

Table 3. Overall specifications of the HTS magnet.

Item	Specification
Material of conductor	GdBCO (copper plating)
Size of conductor	0.3 mm * 4.0 mm (including Kapton [®] insulation)
Method of winding	Layer
Outer diameter of coil	88.23 mm
Inner diameter of coil	22.23 mm
Height of coil	52.00 mm
Total length of conductor	About 250 m
Operating temperature	About 20 K
Operating current	180 A
Maximum magnetic field	Over 4 T

Fig. 8. Magnetic flux density distribution along the center line of the designed HTS magnet. Shaded area represents the position of the magnetic refrigerant.

넘과 유사하게 열로서 그 손실이 나타난다. 교류 손실을 효과적으로 해소하지 못하면 초전도 코일의 온도가 상승하게 되고 초전도 코일의 초전도성이 사라지는 퀸치(quench)가 발생한다. 본 연구에서는 교류 손실 중 가장 큰 비중을 차지하는 히스테리시스 손실(Hysteresis loss)을 계산하였다. 교류 손실을 계산하기 위해 식 (3)~(7)을 사용 하였으며, 이는 낮은 주파수 대역에서 교류손실을 잘 예측하고 있다고 알려져 있다[9]. 여기서 $Q_{\perp}$, $Q_{\parallel}$ 는 각각 수직 자기장과 수평 자기장에 의한 손실을 나타내며, Q 는 전체 히스테리시스 손실이다. 그리고 $B_{\perp}$ 는 수직 자기장, $B_{\parallel}$ 는 수평 자기장, t 는 초전도 선재의 두께, w 는 초전도 선재의 폭, J_c 는 전류 밀도 그리고 f 는 작동 주파수이다.

$$Q = Q_{\parallel} + Q_{\perp} \quad (3)$$

$$Q_{\parallel} = 2J_c t B_{\parallel} f \left\{ 1 - \frac{2}{3} \frac{\mu_0 J_c t}{B_{\parallel}} \right\} \quad (4)$$

$$Q_{\perp} = J_c w B_{\perp} f g \left(\frac{B_{\perp}}{B_p} \right) \quad (5)$$

$$g(x) = \left(\frac{2}{x} \right) \ln(\cosh x) - \tanh(x) \quad (6)$$

$$B_p = \frac{2\mu_0 J_c w}{\pi} \quad (7)$$

초전도 자석 전체 영역에 대해 히스테리시스 손실을 예측 하였으며, 그 분포를 Fig. 9에 표시하였다. 자기장의 수직 성분이 지배적으로 분포하는 초전도 자석의 양 끝단에서 히스테리시스 손실이 높다는 것을 알 수 있다. 히스테리시스 손실을 초전도 자석의 총 부피에 대해 적분하면 23.13 J/cycle 이며, 본 연구의 목표 자속 변화율인 0.4 T/s에서 1.15 W의 냉동부하가 발생한다. 이는 본 연구에서 사용하려는 GM 극저온 냉동기의 20 K 에서의 냉동용량인 25 W보다 훨씬 작은 수준이며, 초전도 선재에서 발생하는 히스

Fig. 9. AC loss(hysteresis loss) distribution on HTS magnet.

테리시스 손실을 효과적으로 해소할 수 있다면 목표보다 훨씬 큰 자속 변화율에 의해 더 높은 작동 주파수와 더 큰 냉동용량을 달성할 수 있을 것으로 보인다.

5. 결 론

본 연구에서는 희토류 금속 화합물을 자성냉매로 하여 수소 재액화를 위한 단일 탈자 냉동 시스템의 기본적인 구조를 제안하고, 수치해석을 통해 냉동 사이클 및 열 스위치를 설계 하여 그 가능성을 판단하였다. 단일 탈자 냉동 시스템의 구동을 위해 고온 초전도 자석을 설계 하였으며, 극저온 냉동기에 의한 전도냉각 및 주기적인 교류 운전이라는 가혹한 상황에서의 운용을 목표로 하고 있다. 본 연구의 목표인 0.4 T/s의 최대 자속 변화율을 가질 때 1.15 W의 이론적인 교류 손실을 예측 하였지만 실제 고온 초전도 선재의 교류 손실은 명확히 밝혀진 바가 없다. 따라서 칼로리미터법(Calorimetric method) 또는 전기적 측정법(Electrical method)을 통한 검증이 반드시 필요할 것이다.

감사의 글

이 논문은 2012년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 휴먼인지환경사업본부-신기술융합형 성장동력사업의 지원을 받아 수행된 연구임 (No. 2012K001433)

참 고 문 헌

- [1] W. Iwasaki, "Magnetic refrigeration technology for an international clean energy network using hydrogen energy (WE-NET)", Int. J. Hydrogen Energy, Vol. 28, pp. 559-567, 2003.
- [2] 김승현, 장호명, 강병하, "상용 극저온 냉동기를

예냉기로 채택한 수소액화 시스템의 성능 해석”, 한국수소 및 신에너지학회논문집, Vol. 9, No. 2, pp. 53-64, 1998.

- [3] A. Kitannovski, P. W. Egolf, “Thermodynamics of magnetic refrigeration”, Int. J. Refrigeration, Vol. 29, pp. 3-21, 2006.
- [4] P. Shirron, E. Canavan, M. DiPirro, J. Francis, M. Jackson, J. Tuttle, T. King, M. Grabowski, “Development of a Cryogen-Free Continuous ADR for the Constellation-X mission”, Cryogenics, Vol. 44, pp. 581-588, 2004.
- [5] K. Kamiya, T. Numazawa, K. Matumoto, H. Nozawa, T. Yanagitani, “DESIGN AND BUILD OF MAGNETIC REFRIGERATOR FOR HYDROGEN LIQUEFACTION”, Cryogenic Engineering Conference, Vol. 51, pp. 591-597, 2006.
- [6] K. A. Gshneidner, H. Takeyam, J. .O. Moorman, V. K. Pecharsky, S. K. Malik, C. B. Zimm, “NEW MAGNETIC REFRIGERATION MATERIALS FOR THE LIQUEFACTION OF HYDROGEN”, Advances in Cryogenic Engineering, Vol. 39, pp. 1457-1465, 1994.
- [7] K. Kamiya, H. Takahashi, T. Numazawa, H. Nozawa, T. Yanagitani, “Hydrogen Liquefaction by Magnetic Refrigeration”, Cryocooler, Vol. 14, pp. 637-644, 2007
- [8] I. Cristescu, I. Cristescu, M. Zamfirache. “Determination of heat transfer coefficients for hydrogen condensation in condensers of various geometries”, Int. J. Therm. Sci., Vol. 39, pp. 659-666, 2000.
- [9] E. H. Brant, M. Indenbom, “Type-II-superconductor strip with current in a perpendicular magnetic field”, Phys. Rev. B, Vol. 48, pp. 12893-12906, 1993.

저 자 소 개

박지호(朴志浩)

1988년 09월 12일생, 2011년 경북대학교 공과대학 기계공학부 졸업, 현재 한국과학기술원 기계항공시스템학부 석사과정.

김영권(金永權)

1978년 12월 02일생, 2004년 연세대학교 공과대학 기계전자공학부 졸업, 2006년 한국과학기술원 기계항공시스템학부 졸업(공학석사), 현재 동 대학원 기계항공시스템학부 박사과정.

정상권(丁常權)

1962년 08월 16일생, 1985년 서울대학교 공과대학 기계공학과 졸업, 1987년 동 대학원 기계공학과 졸업(공학석사), 1992년 MIT 기계공학과 졸업(공학박사), 1992년~1995년 MIT-Plasma Fusion Center 연구원, 현재 KAIST 기계항공시스템학부 교수.

김석호(金錫鎬)

1975년 03월 02일생, 1997년 KAIST 공과대학 기계항공시스템학부 졸업, 1999년 동 대학원 기계항공시스템학부 졸업(공학석사), 2005년 동 대학원 졸업(공학박사), 2005년~2010년 한국전기연구원 초전도 응용연구그룹 선임연구원, 현재 창원대학교 기계공학과 교수.