

펄스 모드로 작동하는 증기냉각 전류 도입선에 관한 연구

Investigation on vapor-cooled current leads operating in pulse mode

인세환*, 정상권**

Sehwan In*, Sangkwon Jeong**

Abstract: This paper describes numerical modeling for thermal characteristic of vapor-cooled current leads under pulse operation. The transient thermal analysis considers the temperature difference between a helium gas flow and a copper lead and temperature dependent properties of helium gas, copper and stainless steel. This numerical modeling was compensated and validated by an experiment with commercially available 100 A vapor-cooled current leads. A proper overloading factor was suggested for the current leads under pulse operation through this modeling, which can significantly reduce heat input to a cryostat.

Key Words : VCCL(vapor-cooled current leads), pulse mode, overloading factor, overloaded current leads

기호 설명

- A : 구리의 단면적
- A_{cr} : 저온 용기의 단면적
- A_{st} : 스테인리스강 튜브의 단면적
- a_g : 헬륨 가스 유로의 단면적
- c : 구리의 비열
- c_{st} : 스테인리스강의 비열
- c_p : 헬륨 가스의 정압 비열
- D : 구리 브레이드 튜브의 직경
- h : 구리와 구리 안을 흐르는 헬륨 가스 사이의 열전달 계수
- h_{na} : 전류 도입선과 전류 도입선 외부의 헬륨 가스와의 열전달 계수
- h_{fg} : 액체 헬륨의 증발 잠열
- I_t : 작동 전류
- k : 구리의 열전도 계수
- k_g : 헬륨 가스의 열전도 계수
- k_{st} : 스테인리스강의 열전도 계수

- k_{teflon} : 테프론의 열전도 계수
- L : 전류 도입선의 길이
- l_{teflon} : 전류 도입선과 플랜지 사이의 거리
- \dot{m} : 구리 안을 흐르는 헬륨 가스의 질량 유량
- P : 구리와 구리 안을 흐르는 헬륨 가스 사이의 접수 길이
- P_{na} : 전류 도입선과 전류 도입선 외부의 헬륨 가스 사이의 접수 길이
- P_{teflon} : 테프론 수커넥터와 전류 도입선 사이의 접수 길이
- S' : 스테인리스강 튜브와 구리 브레이드 튜브들 사이의 열전도 형상 계수
- T : 구리의 온도
- T_g : 구리 안을 흐르는 헬륨 가스의 온도
- T_{outg} : 전류 도입선 외부의 헬륨 가스 온도
- T_{st} : 스테인리스강 튜브의 온도
- T_{top} : 플랜지의 온도
- t : 시간

그리스 문자

- ρ : 구리의 밀도
- ρ_g : 헬륨 가스의 밀도
- ρ_{st} : 스테인리스강의 밀도
- ρ^* : 구리의 비저항

1. 서 론

전류 도입선은 상온의 전원 공급 장치로부터 4.2 K의 액체 헬륨에 잠겨있는 초전도 장치에 전력을 공급해 주기 위해서 사용된다. 전류 도입선은 두 가지 측면에서 초전도 장치에 주요한 열유입 손실로 작용한다. 하나는 상온에서 전류 도입선 아래쪽으로 전도에 의해서 전달되는 열유입이고, 다른 하나는 전류 도입선에서의 전기 저항열에 의한 열유입이다. 따라서 이러한 열유입을 줄여주기 위하여 전류 도입선을 저온부 끝단에서 발생하는 저온의 헬륨 가스로 냉각시키는데, 이러한 방식의 전류 도입선을 증기냉각 전류 도입선(vapor-cooled current leads)이라고 한다.

Wilson은 정상 상태에서 작동하는 증기냉각 전류 도입선의 최적 형상을 제시하였다. [1] 그러나, 증기냉

* 학생회원 : 한국과학기술원 기계공학과 박사과정

** 정 회 원 : 한국과학기술원 기계공학과 부교수

원고접수 : 2002년 03월 28일

심사완료 : 2002년 05월 16일

각 전류 도입선이 토카막(tokamak)에서와 같이 수십 초의 짧은 시간 동안에만 수십 kA의 큰 전류가 흐르는 펄스 모드(pulse mode)로 작동할 때는, 과부하 전류 도입선(overloaded current leads)이 정상 상태에서 최적화된 전류 도입선보다 더 효율적이다. 그것은 과부하 전류 도입선이 정상 상태에서 최적화된 전류 도입선 보다 더 작은 단면적을 가지므로 전류 도입선에 전류가 흐르지 않을 때의 전도에 의한 열유입을 크게 줄여줄 수 있기 때문이다. 전류 도입선이 펄스 모드로 작동한다는 것은, 전류 도입선의 작동 주기를 전류 도입선에 전류가 흐르는 시간과 흐르지 않는 시간으로 나누었을 때 전류 도입선에 전류가 흐르는 시간이 흐르지 않는 시간에 비해서 매우 짧다는 것을 의미한다. 과부하 전류 도입선에서 작동 주기에 대한 평균 열유입을 최소로 하는 최적 과부하 계수(overloading factor)는 전류 도입선의 허용 가능한 최고 온도와 작동 시나리오에 의존한다. 그러나 본 연구에서는 전류 도입선의 작동 주기에 대해서 전류 도입선에 전류가 흐르는 시간이 매우 짧은 펄스 모드에 대해서 다루므로, 최적 과부하 계수는 전류 도입선의 허용 가능한 최고 온도에 의해서 결정된다. [2] 따라서 펄스 모드로 작동하는 과부하 전류 도입선에서 전류 도입선의 최고 온도를 예측하는 것이 중요하다.

본 연구에서는 과도 상태의 전류 도입선의 수치적 모델링을 세우고 이를 실험을 통해서 보완하였다. 또 이러한 수치적 모델링을 펄스 모드로 작동하는 과부하 전류 도입선에 적용하여 이전의 정상 상태의 수치적 모델링(Gavrilin[2])과 비교하였다. 본 연구의 수치적 모델링은 다음과 같은 특징을 가진다.

첫째, 전류 도입선의 지배 방정식들은 과도 항을 포함하고 있다. 둘째, 전류 도입선과 헬륨 가스 사이에 온도차가 존재하여 둘 사이에 대류 열전달이 발생한다. 셋째, 수치 해석에서 사용된 모든 물성치 값은 온도의 함수이다.

2. 수치 해석

2.1. 증기냉각 전류 도입선의 구조

그림 1은 상용화된 증기냉각 전류 도입선(VCCCL)의 구조를 보여준다. 전류 도입선은 크게 영역 A, B, C로 나눌 수 있다. 그림 2는 전류 도입선 외부에서 전류 도입선으로 들어오는 열유속을 나타낸다.

2.2. 수치 해석의 가정

수치 해석에서 사용된 가정은 다음과 같다

첫째, 전류 도입선을 냉각시키는 헬륨 가스는 전류 도입선의 저온부 끝단에서 액체 헬륨으로의 전도 열유입만으로 발생한다

둘째, 전류 도입선의 상온부 끝단의 온도는 고정되어 있고 저온 용기 바깥에서 공기와의 열전달은 고려하지 않는다.

셋째, 저온 용기 안에서 전류 도입선 바깥의 헬륨 가스는 정체되어 있다.

넷째, 영역 A와 C에서의 스테인리스강 튜브의 영향은 무시할 수 있고, 여기서 스테인리스강 튜브의 온도는 구리 로드와 같다. 이것은 스테인리스강 튜브의 단면적이 구리 로드와 비해서 매우 작기 때문이다.

다섯째, 플랜지의 온도는 273 K로 일정하게 유지된다. 이것은 실험을 통해서 확인하였다.

여섯째, 영역 B에서 구리 브레이드 튜브들과 스테인리스강 튜브 사이의 열전달은 둘 사이의 정체된 헬륨

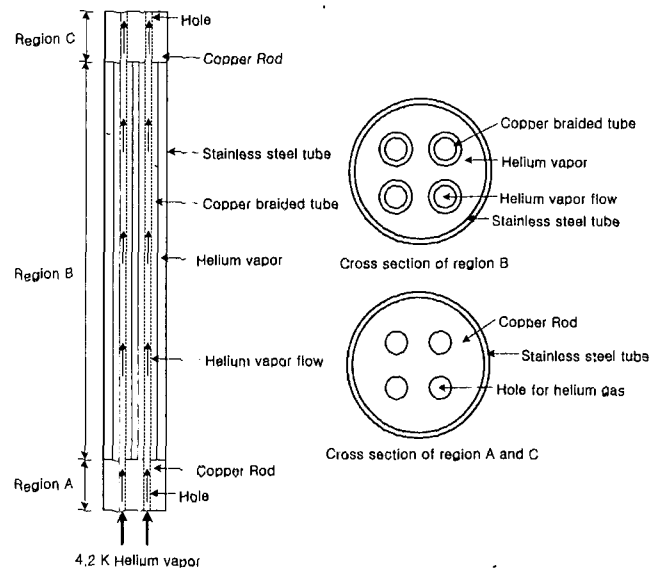


그림 1. 증기냉각 전류 도입선의 구조
Fig. 1. Schematic diagram of VCCL

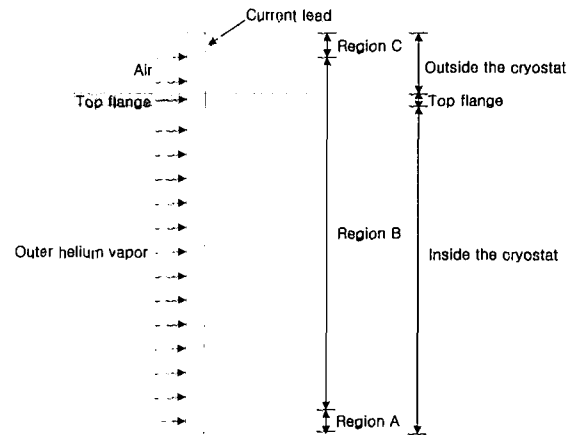


그림 2. 외부로부터 전류 도입선으로의 열유속
Fig. 2. External heat flux to VCCL

가스를 통해서 전도로 이루어진다. 이것은 둘 사이의 거리가 매우 가깝기 때문이다.

2.3. 지배 방정식과 경계 조건

전류 도입선의 수치적 모델링을 위한 지배 방정식은 구리 부분, 스테인리스강 튜브, 구리 안쪽으로 흐르는 헬륨 가스, 전류 도입선 바깥쪽에 정체되어 있는 헬륨 가스, 헬륨 가스 질량 유량에 관한 에너지 방정식으로 구성된다. 식에서 x 는 전류 도입선의 길이 방향으로 저온부 끝단으로부터의 거리를 의미한다.

구리 부분에 관한 지배 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[Ak(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] - hP(T - T_e) + \frac{\rho^*(T) I_c^2}{A} + q_m = A\rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

$$\begin{cases} q_m = I_m^2 P_m (T_{out} - T) & \text{in region A} \\ q_m = Sk_e (T_s - T) & \text{in region B} \\ q_m = 0 & \text{in region C} \end{cases}$$

스테인리스강 튜브에 관한 지배방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[A_{st} k_{st} (T_{st}) \frac{\partial T_{st}}{\partial x} \right] - q_{in} = A_{st} \rho_{st} c_{st} (T_{st}) \frac{\partial T_{st}}{\partial t} \quad (2)$$

$$\begin{cases} q_{in} = S'k_g(T_{st} - T) - h_{na} P_{na} (T_{outg} - T_{st}) & \text{inside the cryostat} \\ q_{in} = S'k_g(T_{st} - T) - k_{teflon} P_{teflon} \frac{T_{top} - T_{st}}{l_{teflon}} & \text{in the top flange} \\ q_{in} = S'k_g(T_{st} - T) & \text{outside the cryostat} \end{cases}$$

구리 안쪽을 흐르는 헬륨 가스에 관한 지배방정식은 다음과 같다.

$$hP(T - T_g) - \dot{m} c_p (T_g) \frac{\partial T_g}{\partial x} = \rho_g (T_g) c_p (T_g) a_g \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (3)$$

전류 도입선 바깥쪽에 정채되어 있는 헬륨 가스에 관한 지배방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[k_g (T_{outg}) A_{cr} \frac{\partial T_{outg}}{\partial x} \right] - q_{in} = A_{cr} \rho_g (T_{outg}) c_p (T_{outg}) \frac{\partial T_{outg}}{\partial t} \quad (4)$$

$$\begin{cases} q_{in} = h_{na} P_{na} (T_{outg} - T) & \text{in region A} \\ q_{in} = h_{na} P_{na} (T_{outg} - T_{st}) & \text{inside the cryostat except region A} \end{cases}$$

전류 도입선의 각 위치에서 헬륨 가스의 시간에 따른 밀도의 변화가 질량 유량에 미치는 영향은 실제로 전류 도입선에 흐르는 질량 유량에 비해서 매우 작기 때문에 질량 유량은 전류 도입선의 길이 방향으로 일정하다고 생각할 수 있고 따라서 헬륨 가스 질량 유량에 대한 지배방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{m} \frac{dT_g}{dx} = Ak(T) \frac{dT}{dx} \Big|_{x=0} \quad (5)$$

위의 다섯 가지 지배방정식 중에서 식 (1)-(4)는 AMI사의 100 A 전류 도입선에 대해 수행한 실험 결과와 비교하기 위한 수치 모델링에 사용하였다. 실험에서는 헬륨 가스의 질량 유량을 시간에 따라서 일정하게 유지시키고 실험을 수행하였기 때문이다.

대용량 전류 도입선의 과부하의 경우에 구리 브레이드 튜브들의 전체 단면적이 스테인리스강 튜브에 비해서 굉장히 커지고 전기 저항열에 의한 열유입이 지배적이므로, 플랜지를 통한 열유입과 전류 도입선 외부에서 스테인리스강 튜브를 통한 열유입의 영향은, 펄스 모드로 작동하는 과부하 전류 도입선의 시뮬레이션에서 무시할 수 있다. 따라서 다음과 같이 펄스 모드로 작동하는 과부하 전류 도입선의 시뮬레이션을 위한 지배방정식을 단순화할 수 있고, 그것을 통해서 계산을 단순화하였다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[Ak(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] - hP(T - T_g) + \frac{\dot{m} c_p (T) T}{x} = \rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (6)$$

$$hP, T - T_g, -\dot{m} c_p, T_g, \frac{\partial T}{\partial x} = \rho c, T_g, c_p, T_g, a_g \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

$$\dot{m} \frac{dT_g}{dx} = Ak(T) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (8)$$

그리고 시뮬레이션에서 사용된 전류 도입선은 영역 B의 형상을 가지는 것으로 가정하였다.

수치 해석에서 사용한 경계 조건은 다음과 같다. 실험 결과와의 비교를 위한 경계 조건은,

$$\begin{aligned} T(0) &= 4.2 \text{ K} \\ T(L_{ex}) &= T_{by \text{ experiment}} \\ T_{st}(L_b) &= T(L_b) \\ q_{in} &= k_{teflon} A_{teflon} \frac{T_{top} - T_{st}}{l_{teflon}}, \text{ when } x = L_{ex} \\ T_g(0) &= 4.2 \text{ K} \\ T_{outg}(0) &= 4.2 \text{ K} \\ T_{outg}(L_{ex}) &= T_{top} \end{aligned} \quad (9)$$

로 주었다. 여기서 L_{ex} 는 전류 도입선의 상온부에서 가장 가까운 곳에 설치된 열전대의 위치를 나타내고, L_b 는 영역 A가 끝나고 영역 B가 시작되는 위치를 의미한다. $T_{by \text{ experiment}}$, T_{top} 은 실험에 의한 측정값이다.

과부하 시뮬레이션을 위한 경계조건은,

$$\begin{aligned} T(0) &= 4.2 \text{ K} \\ T(L) &= 293 \text{ K} \\ T_g(0) &= 4.2 \text{ K} \end{aligned} \quad (10)$$

로 주었다.

2.4. 열전달 계수

수치 해석에서 사용된 열전달 계수는 구리와 구리 안쪽을 흐르는 헬륨 가스 사이의 강제 대류 열전달 계수와 전류 도입선과 전류 도입선 바깥쪽에 정채된 헬륨 가스 사이의 자연 대류 열전달 계수로 구성된다. 강제 대류 열전달 계수는 유동이 층류나 난류냐에 따라 두가지로 나뉜다. 층류와 난류를 나누는 기준은 구리 브레이드 튜브의 직경을 기준으로 한 레이놀즈 수가 2000 일 때이다. 레이놀즈 수는 헬륨 가스의 온도의 함수이기 때문에 전류 도입선의 길이 방향으로 변하며 전류 도입선의 각각의 위치에서의 레이놀즈 수가 고려되었다.

전류 도입선을 흐르는 헬륨 가스가 층류 유동($Re_D < 2000$)일 때는 기존의 알려진 열전달 계수 관계식을 사용할 수 없다. 이것은 구리 브레이드 튜브를 통과하는 헬륨 가스가 일정 열유속 조건도 일정 온도 조건도 놓이지 않고, 과도 상태에서 열전달이 이루어지며 저온부에서 상온부까지 올라가면서 온도 증가로 인한 급격한 물성치의 변화를 겪기 때문이다. 또, 헬륨 가스가 상온부로 올라감에 따라서 온도 증가로 동점성 계수가 증가하기 때문에 일정한 헬륨 가스 질량 유량과 유로의 단면적에 대해서 레이놀즈 수의 값이 난류값에서 층류값으로 바뀌는 현상이 일어나는데, 이때 헬륨 가스의 레이놀즈 수는 층류값을 나타내지만 실제로 헬륨 가스는 난류의 성질을 가지게 된다. 이것은 헬륨 가스가 난류에서 레이놀즈 수가 급격히 감소하여 2000 이하가 되더라도 난류의 성질을 계속 가지고 있음을 의미한다. 따라서 본 논문에서는 AMI사의 100 A 전류 도입선에 대해 수행한 실험 결과를 이용하여 수치 모델링에 사용될 층류 유동에서의 열전달 계수를 결정하였으며 다음과 같다.

$$Nu_D = 45 \left[\frac{Re^{0.5} Pr}{L/D} \right] \quad (11)$$

여기서 모든 물성치는 T_b (bulk mean fluid temperature)에서 계산한다.

전류 도입선을 흐르는 헬륨 가스가 난류 유동($Re_D \geq 2000$)일 때는 Taylor [3]의 열전달 관계식을 사용하였다. Taylor의 열전달 관계식은 난류 상태의 저온 헬륨 가스에 관한 실험식이며 다음과 같다.

$$Nu_D = 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} (T_w/T_b)^{-0.57 - (1.59/x^{0.2})} \quad (12)$$

여기서 T_w 는 벽면 온도를 나타내고, 모든 물성치는 T_b 에서 계산한다.

전류 도입선과 전류 도입선 바깥쪽의 정제된 헬륨 가스 사이의 자연 대류 열전달 계수는 Nagendra [4] 관계식을 이용하였다.

2.5. 수치 해석 방법

수치 해석에는 FVM(Finite difference control Volume based Method) [5]를 사용하였다. Gauss Seidel point-by-point method와 fully implicit method, 헬륨 가스에 대해서는 upwind scheme을 사용하였다. 수치 해석에서 사용한 온도에 따른 물성치의 값은 [6] - [9]를 참고하였다.

3. 실험

그림 3은 전체 실험 장치의 개략도를 나타낸다. 실험에는 AMI사의 100 A 전류 도입선을 사용 하였다. 전류 도입선의 길이 방향 온도는 ρ 형 열전대와 Cernox 센서를 사용하여 측정하였고, 헬륨의 질량 유량은 20 SLPM 헬륨 질량 유량계를 이용하여 측정하였다.

실험은 전류 도입선의 구리 RRR (Residual Resistivity Ratio) 값을 측정하기 위한 실험과 여러 가지 작동 조건에 대해서 전류 도입선의 온도를 측정하기 위한 실험으로 나누어서 수행하였다. 전류 도입선의 구리 RRR 값은 실험을 통하여 약 80으로 확인되었다. 전류 도입선의 각 위치에서의 온도는 전류 도입선의 상온부 끝단과 연결된 밸브에 의해 조절된 몇 가지 고정된 헬륨 질량 유량(1×10^{-5} kg/s, 1.5×10^{-5} kg/s, 2×10^{-5} kg/s)에 대해서 다양한 과부하 전류(100 A, 120 A, 150 A, 180 A, 200 A)를 전류 도입선에 흘려주어 시간에 따른 변화를 측정하였다.

4. 결과 및 토의

4.1. 수치 해석 결과와 실험 결과와의 비교

그림 4 ~ 7은 실험 결과와 식 (1)-(4), (9)로부터 얻은 수치 해석 결과의 비교를 나타낸 그래프이다. 각 그래프에서 같은 헬륨 가스의 질량 유량에 대해서 작동 전류가 증가할수록 전류 도입선의 온도는 증가하고 같은 시간 간격 사이의 전류 도입선의 온도 증가폭은 점점 커진다. 그러나 같은 작동 전류에 대해서 헬륨 가스의 질량 유량이 커지면 같은 시간 간격 사이의 전류 도입선의 온도 증가폭은 감소한다. 그림 6에서 전

류 도입선의 최대 온도는 시간에 따라 빠른 속도로 계속해서 증가하는 것을 알 수 있고 전류 도입선의 상온부 끝단에서 온도가 역전되는 것을 알 수 있다. 전류 도입선의 온도가 계속해서 증가하는 현상은 발생하는 전기 저항

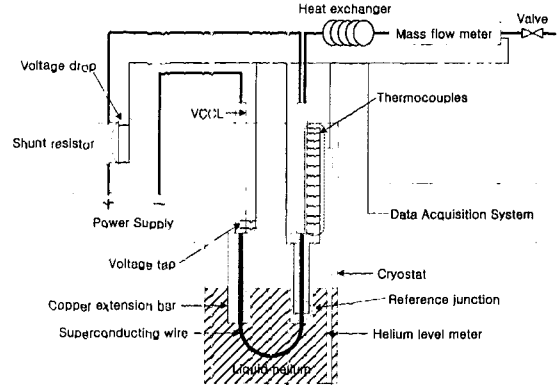


그림 3. 전체 실험 장치의 개략도

Fig. 3. Schematic diagram of total experimental apparatus

열에 비해서 헬륨 가스에 의한 냉각이 충분하지 않을 때 전류 도입선에서 전기 저항열에 의한 온도 상승이 구리의 비저항 값을 커지게 하고 커진 비저항은 다시 더 큰 전기 저항열을 발생시키기 때문에 일어난다. 그리고 온도 역전 현상은 전류 도입선의 상온부 끝단이 외부 공기와의 자연 대류와 상변화에 의한 열전달을 통해서 온도가 다른 곳보다 낮게 되기 때문에 발생한다.

그림 4 ~ 7은 현재의 모델링을 이용한 수치 해석 결과가 실험 결과와 잘 맞음을 보여준다. 수치 해석 결과는 전류 도입선의 최대 온도를 15 K 이내에서 예측할 수 있었다. 반면에 전류 도입선과 헬륨 가스 사이에 완벽한 열전달을 가정한 모델의 경우 그림 8에서 볼 수 있듯이 실험 결과와 잘 맞지 않음을 알 수 있다. 따라서 전류 도입선과 헬륨 가스 사이에 열전달 계수를 고려한 현재의 모델이 더 적절함을 알 수 있다.

4.2. 과부하 전류 도입선

과부하 전류 도입선은 정상 상태에서 최적화된 전류 도입선에 비해서 더 작은 단면적을 가지기 때문에 전류가 흐를 때의 전기 저항열은 커지지만, 전류가 흐르지 않을 때 전도에 의한 열유입을 줄일 수 있다. 따라서 토카막에서와 같이 전류 도입선에 전류가 흐르는 시간이 짧은, 펄스 모드로 작동하는 전류 도입선의 경우, 과부하 전류 도입선이 시간 평균한 열유입을 더 많이 줄여줄 수 있다. 정상 상태에서 계산된 최적 작동 전류와 실제 작동 전류의 비율 과부하 계수라고 정의할 때, 시간 평균한 열유입을 최소로 하는 최적 과부하 계수는 전류 도입선의 작동 시나리오와 허용 가능한 전류 도입선의 최대 온도에 의해서 결정된다. 그러나 전류 도입선이 펄스 모드로 작동하는 경우에 최적 과부하 계수는 최대 온도에 의해서 결정된다.

그림 9는 정상 상태에서 전류 도입선과 헬륨 가스 사이의 완벽한 열전달을 가정한 모델링(Gavrillin[2])과 현재의 모델링(식(6)-(8), (10))에 의한 수치 해석 결과를 비교해 준다. 이 그래프는 전류 도입선에 과부하 전류를 흘려주었을 때 전류 도입선의 최대 온도를 시간에

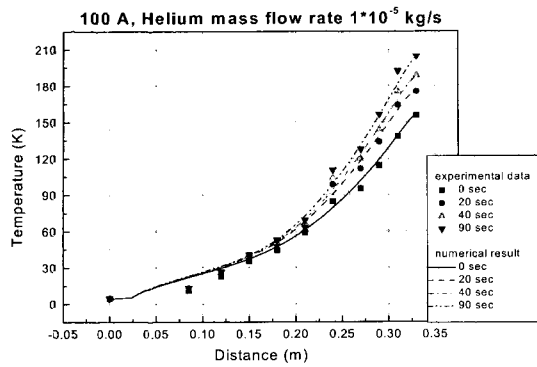


그림 4. 작동 전류 100 A, 헬륨 가스 질량 유량 1×10^{-5} kg/s 일때의 실험 결과와 수치 해석 결과의 비교 (구리의 온도)
 Fig. 4. Experimental result and numerical result for operating current 100 A and helium mass flow rate 1×10^{-5} kg/s (copper temperature)

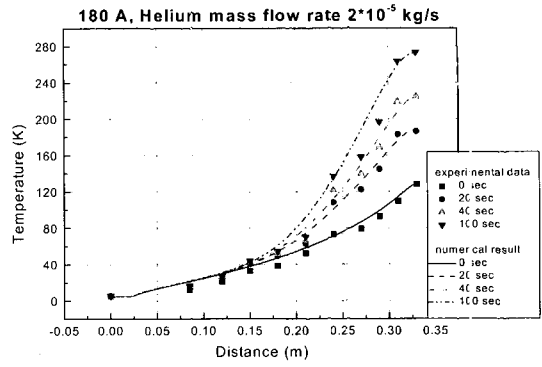


그림 7. 작동 전류 180 A, 헬륨 가스 질량 유량 2×10^{-5} kg/s 일때의 실험 결과와 수치 해석 결과의 비교 (구리의 온도)
 Fig. 7. Experimental result and numerical result for operating current 180 A and helium mass flow rate 2×10^{-5} kg/s (copper temperature)

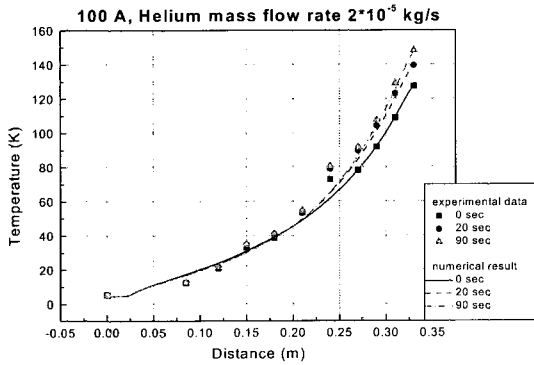


그림 5. 작동 전류 100 A, 헬륨 가스 질량 유량 2×10^{-5} kg/s 일때의 실험 결과와 수치 해석 결과의 비교 (구리의 온도)
 Fig. 5. Experimental result and numerical result for operating current 100 A and helium mass flow rate 2×10^{-5} kg/s (copper temperature)

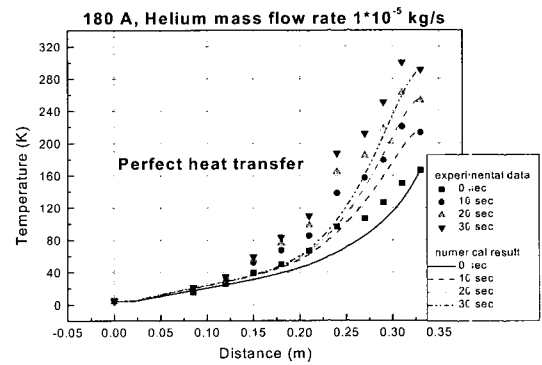


그림 8. 작동 전류 180 A, 헬륨 가스 질량 유량 1×10^{-5} kg/s 일때의 실험 결과와 완벽한 열전달을 가정한 수치 해석 결과와의 비교 (구리의 온도)
 Fig. 8. Experimental result and numerical result of perfect heat transfer model for operating current 180 A and helium mass flow rate 1×10^{-5} kg/s (copper temperature)

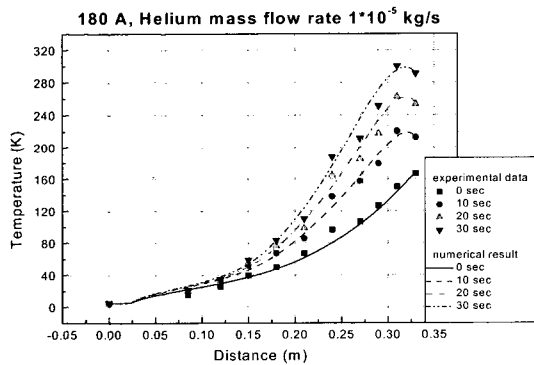


그림 6. 작동 전류 180 A, 헬륨 가스 질량 유량 1×10^{-5} kg/s 일때의 실험 결과와 수치 해석 결과의 비교 (구리의 온도)
 Fig. 6. Experimental result and numerical result for operating current 180 A and helium mass flow rate 1×10^{-5} kg/s (copper temperature)

따라 나타내며 점선은 정상 상태와 완벽 열전달을 가정한 모델링에 의한 수치 해석 결과를, 실선은 현재의 모델링에 의한 수치 해석 결과를 나타낸다. 펄스 모드로 작동하는 전류 도입선의 경우에 전류 도입선은 열적으로 과도 상태에 놓이고 정상 상태에 이르지 못한다. 따라서 정상 상태의 해석은 주어진 과부하 계수에 대해서 전류 도입선의 최대 온도를 실제보다 더 크게 예측한다. 따라서 이러한 해석은 전류 도입선의 허용 가능한 최대 온도가 제한된 상태에서 실제 가능한 과부하 계수보다 더 작은 값을 예측하게 된다.

다음의 예는 이와 같은 사실을 보여준다. 그림 9에서 전류 도입선의 허용 가능한 최대 온도를 뱀담의 녹는 온도인 473 K, 전류가 흐르는 시간을 15 초로 했을 때, 이전의 정상 상태와 완벽 열전달을 가정한 모델링의 해석으로는 1.21의 과부하 계수가 가능하지만 현재의 모델링으로는 1.85의 과부하 계수가 가능함을 알 수 있다. 이는 전류 도입선이 과도 상태에 있기 때문에 정상 상태, 완벽 열전달 모델링에 의한 해석보다

더 큰 과부하 계수가 가능함을 나타낸다.

표 1은 같은 조건(전류 도입선의 허용 가능한 최대 온도 473 K, 전류가 흐르는 시간 15 초)에서 작동 전류가 2000 A이고 전류 도입선에 전류가 흐르지 않는 시간이 t_0 일 때 과부하를 하지 않고 2000 A로 최적화된 전류 도입선을 사용했을 때와, 위의 각각의 모델링(정상 상태, 완벽 열전달 모델링과 현재의 모델링)을 이용하여 과부하 했을 때의 열유입을 나타낸다. 여기

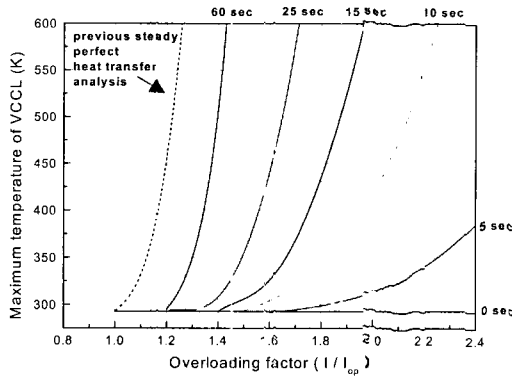


그림 9. 시간에 따른 전류 도입선의 최대 온도와 과부하 계수에 대한 그래프

Fig. 9. Graph for a maximum temperature of a current lead versus a overloading factor with time

표 1. 작동 전류가 2000 A일 때 과부하 계수에 따른 전류 도입선에 의한 열유입의 비교

Table 1. Comparison of heat input according to the overloading factor for a operating current of 2000 A

Category	Q_0 (J)	Q_n (J)	T_{max}
2000 A optimized VCCL (overloading factor 1)	$1.69 \cdot t_0$	45.1	293 K
1653 A optimized VCCL (overloading factor 1.21)	$1.39 \cdot t_0$	44.2	293 K
1081 A optimized VCCL (overloading factor 1.85)	$0.91 \cdot t_0$	43.4	472.24 K

서 Q_0 는 전류 도입선에 전류가 흐르지 않을 때의 전류 도입선에 의한 열유입을 나타내고 Q_n 은 전류가 흐를 때의 열유입을 나타낸다. 그리고, T_{max} 는 15 초 후의 전류 도입선의 최대 온도를 나타낸다. 그림 9에 의해서 전류 도입선에 주어진 조건(허용가능한 최대 온도와 작동 시간)에서 정상 상태, 완벽 열전달 모델링의 경우에 1.21의 과부하가 가능하므로 2000 A의 작동 전류에 대해 1653 A용 전류 도입선을 사용할 수 있고, 현재의 모델링에 의해서는 1.85의 과부하가 가능하므로 1081 A용 전류 도입선을 사용할 수 있다. 표 1에서 현재의 모델링에 의한 전류 도입선의 사용이 전류 도입선에 주어진 조건을 만족시키면서 전류가 흐르지 않을 때의 열유입을 가장 많이 줄여줄 수 있다.

따라서 앞서 언급한 바와 같이, 펄스 모드로 작동하는 전류 도입선에 대해서, 전류가 흐르지 않을 때의 열유입이 가장 작은 현재의 모델링에 근거한 전류 도입선의 설계는 전류 도입선의 시간 평균 열유입을 크

게 줄여 줄 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 초전도 자석에 사용되는 전류 도입선에 대해서 수치적 모델링을 세우고 그 결과를 AMI 100 A 전류 도입선에 대해 수행한 실험 결과와 비교하였다. 현재의 수치적 모델링은 전류 도입선과 헬륨 가스 사이의 온도차, 전류 도입선의 과도 특성과 온도에 따른 물성치의 변화를 고려하였다. 현재의 모델링을 통해서 펄스 모드로 작동하는 전류 도입선의 허용 가능한 최대 온도와 작동 시간이 주어졌을 때 이전의 정상 상태, 완벽 열전달 모델링에 의한 것보다 더 큰 과부하 계수가 가능함을 알 수 있었다. 이를 통해서 현재의 모델링에 의한 전류 도입선의 설계가 이전의 정상 상태, 완벽 열전달 모델링에 의한 전류 도입선 설계보다 토카막에서와 같이 펄스 모드로 작동하는 전류 도입선의 시간 평균 열유입을 더 줄여줄 수 있음을 알 수 있다.

감사의 글

본 연구는 BK21 사업과 과학 기술부 KSTAR 프로젝트 연구비 지원으로 수행되었으며 관계자 분들께 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- [1] Martin N. Wilson, "Superconducting Magnets", Clarendon Press Oxford, pp. 256-271, 1983
- [2] Andrew V. Gavrilin, "Overloaded current leads", MT-15 proceedings Beijing China, pp. 1254-1257, 1998
- [3] Walter Frost, "Heat transfer at low temperatures", New York: Plenum, pp. 77-81, 1975
- [4] H.R. Nagendra, "Laminar free convection from vertical cylinders with uniform heat flux", Journal of heat transfer, February, pp. 191-194, 1970
- [5] Suhas V. Patankar, "Numerical heat transfer and Fluid flow", Taylor & Francis, 1980
- [6] ASM handbook committee, "ASM Handbook", Metals Park Ohio, Vol. 2, pp. 1110-1114
- [7] Metals and ceramics information center, "Handbook on materials for superconducting machinery", 1977
- [8] Robert C. Weast, "Handbook of chemistry and physics", CRC Press, 1974
- [9] Randall F. Barron, "Cryogenic systems", Oxford university Press: New York, 1985
- [10] Yukikazu Iwasa, "Case studies in superconducting magnets design and operational issues", Plenum Press, pp. 125-136, 1994

저 자 소 개



인세환 (印世煥)

1978년 2월 24일생, 2000년 연세대 기계전자공학부 졸업, 2002년 한국과학기술원 기계공학과 졸업(공학석사), 현재 동 대학원 기계공학과 박사과정



정상권 (丁常權)

1962년 8월 16일생, 1985년 서울대 기계공학과 졸업, 1992년 MIT 기계공학과 졸업(공학박사), 1992년~1995년 MIT-Plasma Fusion Center 연구원, 현재 한국과학기술원 기계공학과 부교수