

KSTAR 초전도자석의 전류공급(current feeder) 시스템 개발 현황

Recent Progress of the Current Feeder System for KSTAR Superconducting Magnets

박영민, 이영주, 김양수, 오영국, 최창호, 사정우, 이경수

김기만*

한국기초과학지원연구원

대전광역시 유성구 어은동 52

*삼성전자기반기술연구소

대전광역시 유성구 문지동

요 약

“차세대 초전도 핵융합 연구장치(KSTAR)”의 초전도자석은 총 16개의 Toroidal Field (TF) 코일과 8개의 Central Solenoid (CS) 코일, 6개의 Poloidal Field (PF) 코일로 구성되어 있다. KSTAR 초전도 코일에 전류를 공급하기 위한 전류공급(cruent feeder) 시스템은 전류인입선(current lead)과 초전도버스라인으로 구성된다. 전류인입선은 상온에 있는 전원장치(power supply)로부터 공급되는 전류를 4.2 K의 극저온 헬륨온도 영역까지 공급하는 역할을 수행한다. KSTAR 초전도버스라인은 4.5 K의 초임계 헬륨(supercritical helium)에 의해 강제 냉각되는 NbTi CICC로 설계하였다. 전체 초전도버스라인의 수는 TF 코일용 1 쌍과 PF 코일용 11 쌍이다.

Abstract

The superconducting coils of KSTAR(Korea Superconducting Tokamak Advanced Research) device consist of 16 toroidal field(TF) coils and 14 poloidal field(PF) coils. The current feeder system consisting of bus-line and current lead is used as the current transmission system for the KSTAR superconducting coils. The current leads transfer current from a room temperature environment to 4.2 K helium. We are developing the superconducting bus-line with NbTi CICC (cable-in-conduit conductor) cooled with forced-flow supercritical helium. The total number of SC bus-lines are 12 pairs, of which 1 pairs are for the TF coils and 11 pairs are for the PF coils.

1. 서론

차세대 핵융합 연구장치인 KSTAR(Korea Superconducting Tokamak Advanced Research) 장치의 주요 설계변수는 주반경 1.8 m에서의 TF(Toroidal Field) 자장 3.5 테슬라, 플라즈마 전류 2 MA 및 플라즈마 구속시간 300초 등이다.[1] 일반적으로 토카막 핵융합 장치의 자석 시스템은 플라즈마를 toroidal 방향으로 가둬두기 위한 TF 코일과 플라즈마 발생 및 위치제어를 위한 PF(Poloidal Field) 코일이 있다. 300 초 정도의 플라즈마 구속시간을 갖는 steady-state 운전을 가능하기 위해서는 초전도자석의 사용이 필수적이다. KSTAR 장치의 초전도자석 시스템은 16개의 “D” 형 모양의 TF 코일과, 14개의 PF 코일로 구성되어 있다. PF 코일은 중심에 위치한 4 쌍의 CS 코일과 외곽에 위치한 3 쌍의 PF 코일이 상하 대칭형태로 구성된다.[2] 각 코일에 공급되는 전류는 TF 코일에 35.2 kA, CS 코일과 PF 코일에 각각 20 ~ 25 kA 이다.[3]

전원장치로부터 초전도자석에 전류를 공급하기 위한 전류공급 시스템(current feeder system)은 크게 전류인입선(current lead) 장치와 초전도버스라인(superconducting bus-line)으로 구분된다.

전류인입 장치는 300 K의 상온에서 운전되는 전원장치와 4.5 K의 극저온에서 전류를 수송하는 초전도버스라인을 연결하는 장치이며, KSTAR 냉동기 시스템 총용량의 약 30%에 달하는 열부하(heat load)를 발생시킨다. 전류인입선에서 발생하는 열부하는 KSTAR 냉각장치의 규모를 결정하는 중요한 요인으로 작용하며 또한 운전 소요경비의 규모를 결정하는 데에 중요한 역할을 담당하기 때문에 전류인입선에 의한 열손실을 최소화할 수 있는 시스템의 개발이 필요하다. 특히 KSTAR의 PF 코일들은 baseline(upgrade) 모드에서 플라즈마가 발생되는 약 20초(300초) 동안만 펄스형태로 전류가 인가된다. 따라서 PF Coil용 전류인입선은 펄스 운전시간을 제외하고는 전류가 흐르지 않고 저온으로 냉각되어있는 stand-by 모드에 있게된다. 이때 전류가 흐르지 않는 시간이 전류가 흐르는 시간 보다 훨씬 길기 때문에, stand-by 모드에 있는 동안의 열손실을 최소화 할 수 있어야 한다. 최근 펄스형식의 운전모드에서 전류인입선의 열부하를 최소화 할 수 있는 합금으로 제작된, 과부하(overloaded) 형식의 전류인입선이 연구 개발되고 있으나, 실제 대 전류용 전류인입선으로 사용되기 위해서는 안정성에 대한 보다 자세한 연구가 필요한 상태이다.

초전도버스라인은 전류인입선으로부터 원거리에 위치한 초전도자석까지 전류를 공급하는 장치이며, 길이가 최대 ~30 m에 달하는 송전선이다. 이 버스라인을 기존의 구리 선로로 제작하여 운영할 경우 높은 수송전류(약 36 kA)로 인한 막대한 에너지 손실을 가져오게 된다. 따라서 KSTAR에 사용할 전류 수송장치로는 에너지 손실이 거의 없는 초전도 선로를 이용하는 것이 필수적이며, 초전도자석이 quench 되었을 때 TF 코일의 경우 500 MJ의 축적에너지를 전원의 보호저항으로 내보내야 하기 때문에 KSTAR 초전도버스라인은 높은 신뢰성과 안정성이 요구된다.

이번 연구에서는 KSTAR의 운전 시나리오를 만족하면서 열부하를 최소화하는 전류인입선을 개발하기 위하여 PF coil용 전류인입선의 열부하 분석의 일환으로, 황동(brass) 전류인입선에 대한 과부하 전류수송 실험을 수행하였다. 또한 초전도버스라인의 공학설계를 수행하였으며, 초전도버스라인과 전류인입선 cryostat, 초전도버스라인과 주장치 cryostat을 연결하는 interface terminal을 설계하였다.

2. 전류인입(current lead) 장치

액체헬륨 또는 액체질소와 같은 냉매를 이용하는 초전도자석 또는 초전도체로 제작된 CICC등에 전류를 흘리기 위해서는 특수한 전류인입선이 필요하다. 헬륨 냉매 안에 있는 실험실 규모의 초전도자석에 요구되는 전류는 약 100 A 정도이며, 플라즈마 핵융합 장치의 초전도 전자석에 요구되는 전류는 약 20-40 kA 정도이다. 이 전류에 의해 발생하는 주울열(joule heating)과 상온에서 전도되는 열(conduction heating)에 의한 냉매의 손실을 줄이기 위해서는 전류인입선의 전기전도도와 열전도도가 작은 물질이 유리하지만 Wiedemann-Franz 법칙에 따라 전류인입선의 재질에 따른 냉매의 열손실량은 크게 다르지 않은 것으로 알려져 있다. 그러나, 전류인입선에 최적 전류(optimum current) I_{opt} 보다 더 높은 과부하 전류(overloaded current)를 흘릴 경우 또는 전류가 흐르는 시간과 흐르지 않는 시간 차이에 따른 발열특성은 전류인입선의 재질에 따라 달라진다. 전류인입선에 흐르는 전류와 최적전류의 비 I/I_{opt} 에 따른 최적전류 I_{opt} 가 흐를 때 발생하는 열량 Q 와 전류인입선에 전류 I 가 흐를 때 발생하는 열량 Q_{opt} 의 비 Q/Q_{opt} 는 전류인입선의 재질에 따라 다르며, 발생한 열에 의해 전류인입선이 끊어지게 되는 $(I/I_{opt})_{max}$ 또한 재질에 따라 다르다.[4,5] 전류인입선에 전류가 흐르는 시간에 비해 흐르지 않는 시간이 길다면, 전류가 흐르지 않는 동안 전도열이 적은 lead를 사용하고, 발생하는 열에 의해 전류인입선에 문제가 발생하지 않는 범위 내에서 과부하 전류가 흐르도록 전류인입선을 설계하는 것이 유리하다.[6] Wilson의 계산 방식[4]을 따르면, 전류가 흐르지 않을 경우의 액체헬륨 증발열량 Q_0 와 최적전류(optimum current)가 흐를 경우의 열량 Q_{opt} 의 비 Q_0/Q_{opt} 값이 구리는 0.68, Zn 30 % 황동은 0.56으로 계산된다. 따라서, 전류가 흐르지 않는 시간이 긴 경우 구리 전류인입선에 비해 황동 전류인입선이 헬륨을 적게 소모하게 된다. 위와같은 계산 결과를 토대로, 황동 전류인입선을 제작하여 과부하 전류에 의한 발열 특성을 측정 분석 하였다.

구리에 비해 비저항(electrical resistivity)이 비교적 작은 황동으로 최적전류가 200 A인 전류인입선을 제작 하였으며, 이 전류인입선에 과부하 전류를 흘려 전류인입선에서 발생하는 열량을 측정 분석하였다. AMI(American Magnet institut)에서 제작된 이 전류인입선은 증기냉각형(vapor cooled) 형태로서, 전류에 대해 축척가능(scalerble)한 것으로 알려져 있다.[6] Zn이 10 %(Cu 90 %)인 이 상업용 황동의 잔류 비저항(residual resistivity)

ρ_0 는 $2.1 \times 10^{-8} \Omega m$ 이고, 잔류 열전도도 k_0 는 22 W/mK , $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 에서의 비열 c_0 는 $3.35 \times 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$ 이다. 그림 1. 은 제작된 황동 전류인입선의 사진이다. 전류인입선의 위치에 따른 온도 분포를 알아보기 위해서 한 개의 전류인입선에 5 cm 간격으로 T type 열전쌍(thermal couple)을 부착 하였고, 전류인입선 하단과 상단부에 4개의 Cernox 센서를 부착 하였다. 액체헬륨 냉매에 담기는 전선은 NbTi 초전도선이다. 두 초전도선의 하단 끝부분은 2cm 두께의 구리봉을 납땀하여 연결하였으며, 전압 측정을 위해 전류인입선의 맨 윗부분과 하단부에 전기 전극을 연결 하였다. 제작된 전류인입선의 전체 길이는 45.5 cm이고 폭은 2.0 cm이다. 아날로그 압력 센서를 이용하여 헬륨 용기 내부의 압력을 측정 하였는데, 실험하는 동안 헬륨 용기의 압력 변화는 0.01 bar 미만이었다. 증발되는 헬륨가스는 전류인입선 바깥의 헬륨 회수라인을 통해 헬륨가스를 배출할 수 있도록 설계하였다.

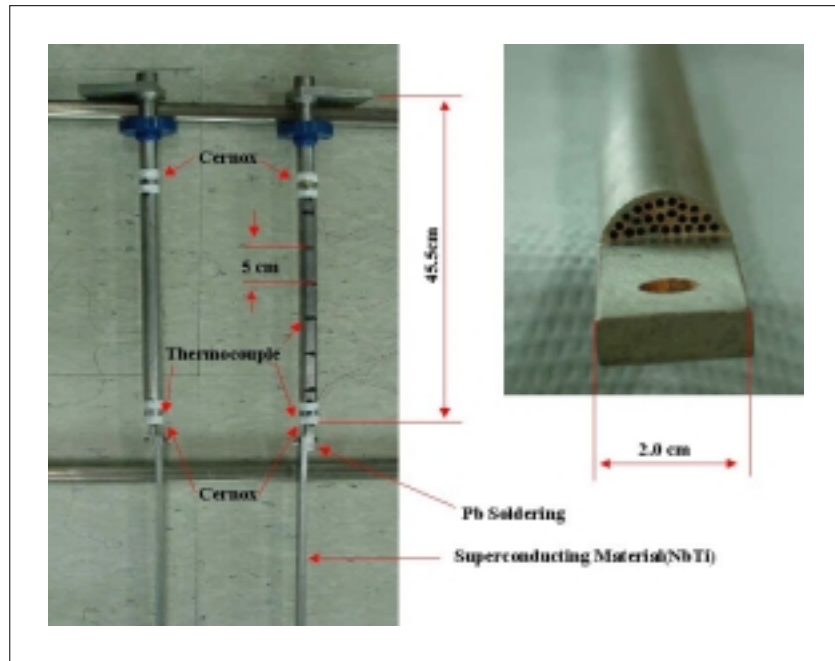


그림 1. 황동 전류인입선 사진. CIC 형태로 만들어졌다. 황동선을 감싸고 있는 튜브 재질은 스테인레스 스틸 이다.

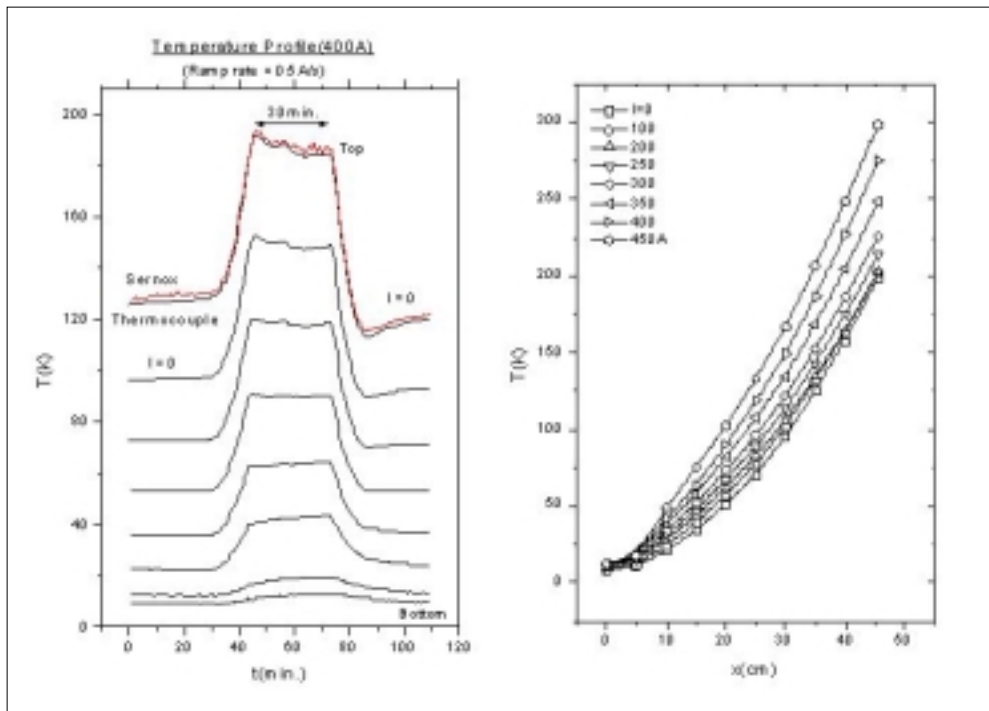
전류인입선에 의해 소모되는 액체헬륨의 양은 헬륨레벨(He Level) 센서로 측정하였다. 용기에 채워져 있는 헬륨의 시간에 따른 높이 변화를 dz/dt 라 하면, 증발되는 헬륨의 증발열량 Q_{LHe} 는

$$Q_{LHe} = C_L A_q \rho_{Lq} \left| \frac{dz}{dt} \right| \quad \text{----- (1)}$$

와 같이 주어진다. 여기서, C_L 은 액체 헬륨의 잠열(Latent Heat), A_q 는 용기의 단면적, ρ_{Lq} 는 액체 헬륨의 밀도이다. 냉각된 lead에 일정 전류를 공급하여 헬륨 액면의 변화를

측정하는 실험에 소요된 시간은 약 1시간 정도이다. 그동안 변화하는 헬륨 액면의 높이는 1~2 cm 정도로 전체 높이의 10 % 미만이었다. 헬륨 액면의 높이는 전류가 일정할 때 ($I=0$ 포함) 시간에 비례하여 감소하였다. 헬륨 용기 자체에 의한 헬륨 증발량을 알아보기 위하여 전류인입선으로 흘러가는 헬륨 가스를 차단하고 별도의 헬륨 회수라인으로 증발된 헬륨을 흘리면서 dz/dt 값을 먼저 측정하였다. 10시간 평균값을 측정한 결과, $dz/dt = 1.74 \text{ liter/hour} = 1.24 \text{ W}$ 이었다. 실제 실험에서는 헬륨 회수라인으로 흘러가는 헬륨을 차단하였으며, 이때 $I = 0$ 인 경우에 $dz/dt = 3.0 \text{ liter/hour} = 2.14 \text{ W}$ 이었다. 전류인입선 및 초전도 전선이 차지하는 비율이 헬륨 용기에 비해 매우 작으므로 헬륨을 회수라인으로 회수할 때의 dz/dt 값은 대부분 헬륨 용기 자체에 의한 것이다. 따라서, 전류인입선에 의한 dz/dt 는 $2.14 \sim 1.24 = 0.9 \text{ W}$ 보다는 크고 1.24 W 보다는 작은 것으로 예측된다.

$I = 0$ 인 경우를 포함하여 150~450 A까지 50 A 간격으로 전류를 흘리면서 헬륨 증발 열량을 측정하였다. 약 0.5 A/sec로 전류를 증가시켰으며, 전류를 감소시킬 때도 0.5 A/sec를 유지하였다. 약 30분 동안 일정한 전류를 유지하면서 전류인입선의 온도, 전압 및 헬륨 용기의 압력을 측정하였다.



(a)

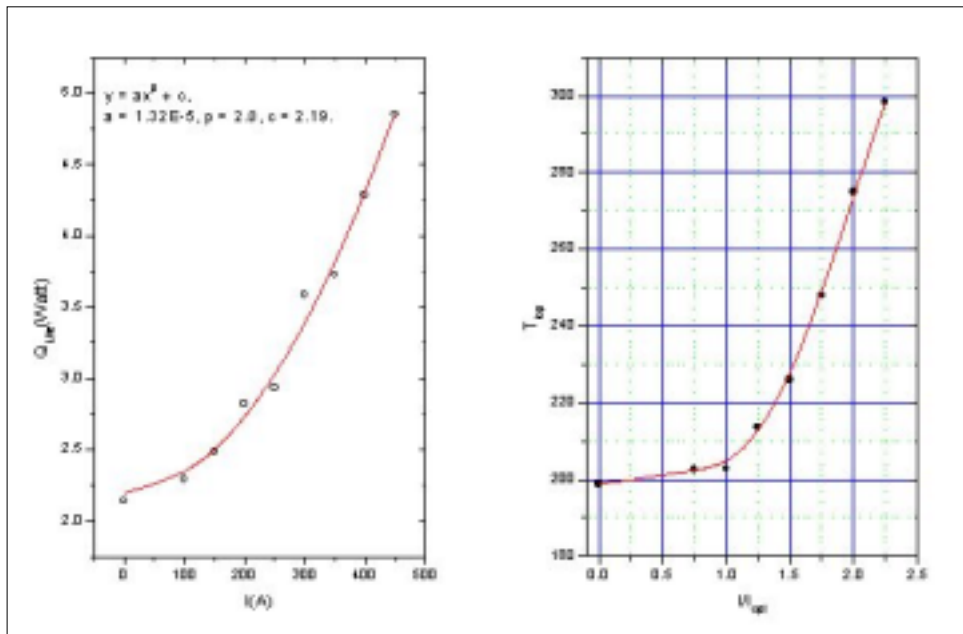
(b)

그림 2. (a) 시간에 따른 온도 변화(400A). (b) 위치에 따른 온도 변화.

전류가 일정하게 유지되는 동안 헬륨은 일정한 속도로 증발하였고 전류인입선의 온도

및 전압 단자들의 전압은 일정하게 유지 되었다. 전류가 $I_{opt}=200\text{ A}$ 일 때, 한 개 전류인 입선 양단의 전압은 80 mV 로 Wilson의 계산과 일치했다.[4] 전류가 200 A 보다 낮은 경우, 전압 또한 시간에 따라 일정한 비율로 증가했으나 200 A 보다 큰 과부하 영역에서는 비선형적으로($V \sim I^p$, $p > 1$) 증가하였다. 전류인입선 하단 끝에 연결된 초전도선 양단 전압은 400 A 인 경우 $75\ \mu\text{V}$ 이었고, 전류를 흘려 실험하는 동안 초전도선 양단에 걸린 최대 전압은 전류인입선 양단의 최대 전압의 1% 미만으로 측정되어 발열량을 계산할 때 이를 무시할 수 있었다.

그림 2(a)는 전류인입선에서 시간 및 위치에 따른 온도의 변화를 보여주고 있다. 0.5 A/sec 로 전류가 증가하는 동안 전류인입선의 각 부위에서의 온도는 T^3 에 비례하여 증가 하였다. 전류인입선의 온도는 전류가 일정해진 후 약 2분이 경과한 후에 일정해졌다. 전류 변화를 크게 하면 열전달 시간을 정확하게 측정할 수 있을 것이며, 이때의 열전달 시간은 2분 보다 길 것으로 예측된다. 그림 2(b)를 보면 전류인입선 하단의 온도는 $I = 0$ 일 때 6 K 정도였으며, 과부하 전류를 흘린 경우 온도 변화는 거의 없음을 알 수 있다. 반면, 전류인입선 상단의 온도는 최적 전류보다 낮은 전류가 흐를 때는 거의 변하지 않지만 과부하 전류가 흐를 때 온도 변화가 커짐을 볼 수 있다.



(a)

(b)

그림 3. (a) 전류변화에 따른 헬륨 증발열량. (b) I/I_{opt} 에 따른 전류인입선 상단의 온도 변화.

식 (1)을 이용하여 구한 전류에 따른 액체헬륨의 증발열량 Q_{LHe} 가 그림 3(a)에 나타나

있다. 그림 3(b)는 전류인입선 상단 끝부분의 온도 변화이다. $I/I_{opt} < 1$ 인 경우, 전류인입선 상단의 온도는 약 200 K로 거의 변하지 않았음을 볼 수 있다. $I/I_{opt} > 1$ 인 경우에 열이 발생하여 온도가 증가함을 알 수 있다. $I/I_{opt} = 2.25$ 일 때 변화한 온도는 약 100 K 정도이다. 전류인입선의 온도는 I^2 에 비례한다. 그림 3(a)에서 Q_{LHe} 값은 두 개의 전류인입선에 의한 것이다. 그림에서 알 수 있듯이, $I = 0$ 일 때의 증발열 Q_0 가 약 2.19 W 인데, 이 값은 Wilson이 계산한 값(0.14W : Zn30% 황동의 결과임)보다 크게 나왔다. 앞서서도 언급했듯이 $I = 0$ 일 때 헬륨증발량의 대부분이 헬륨 용기에 의한 것이기 때문에 이러한 차이가 있다. 전류가 흐르지 않을 때 헬륨 회수라인으로만 빠져나간 $Q_{LHe} = 1.24$ W 가 모두 헬륨 용기에 의한 것으로 가정하면, 전류인입선에 의한 $Q_{LHe} = 2.19 - 1.24 = 0.95$ W가 된다. 200 A를 흘렸을 때의 Q_{LHe} 는 1.48 W로 계산된다. 따라서, $Q_0/Q_{opt} = 0.95/1.48 = 0.64$ 가 됨을 알 수 있다. Wilson의 계산방식을 따르면, 구리의 경우 Q_0/Q_{opt} 가 0.68, Zn(30%) 황동의 경우 0.56으로 계산된다.[4] 최적전류가 40 A인 같은 재질(Zn 10%)의 경우 0.61[7]이 나왔다. 비록, Q_0 와 Q_{opt} 는 Wilson 계산방식으로 구한 값에서 벗어나지만 위 실험결과($Q_0/Q_{opt} = 0.64$)는 타당성이 있는 수치임을 알 수 있다. 전류가 흐르는 시간에 비해 흐르지 않는 시간이 긴 경우, 구리보다 Q_0/Q_{opt} 가 작은 Zn(30%) 또는 Zn(10%) 전류인입선이 액체헬륨을 적게 소비함을 알 수 있다. 즉, 구리에 비해 비저항이 상대적으로 작은 전류인입선이 단시간 동안 전류를 흘릴 때 유리함이 관측 되었다.

표 1. 은 I/I_{opt} 에 따른 측정 결과들을 보여주고 있다. 표를 보면, $I/I_{opt} = 2.25$ 일때 전류인입선 상단의 온도 변화(ΔT)는 약 100 K 정도이다. 40 A 전류인입선(Zn10% 황동)의 실험 결과[7]에 따르면, I/I_{opt} 가 약 4 이하이면 전류인입선이 과부하에 의해 손상될 위험이 없다. 만일 헬륨의 증발량을 더 늘린다면 전류인입선 상단의 온도를 더 낮출 수 있을 것이며 동시에 손상 위험도 줄일 수 있을뿐만 아니라 I/I_{opt} 값이 4보다 더 큰 경우에도 CL이 손상되지 않도록 할 수 있는 가능성을 엿볼수 있다. 또한, 헬륨의 증발량 조절을 통하여 전류인입선 상단이 얼어붙는 문제를 해결할 수 있을 것으로 전망된다.

표 1. I/I_{opt} 에 따른 물리량들의 변화. $Q/Q_{opt} = (Q_{LHe} - Q_0)/(Q_{opt} - Q_0)$ 이다.

I/I_{opt}	0	0.5	0.75	1	1.25	1.5	1.75	2	2.25
$\frac{dm}{dt}$ (g/sec)	0.1	0.11	0.11	0.13	0.14	0.17	0.18	0.2	0.23
Q_{LHe} (W)	2.19	2.32	2.49	2.72	3.02	3.38	3.81	4.3	4.86
Q/Q_{opt}	0.64	0.73	0.84	1	1.2	1.45	1.74	2.07	2.45
T_{top} (K)	199	200	203	203	214	226	248	275	298

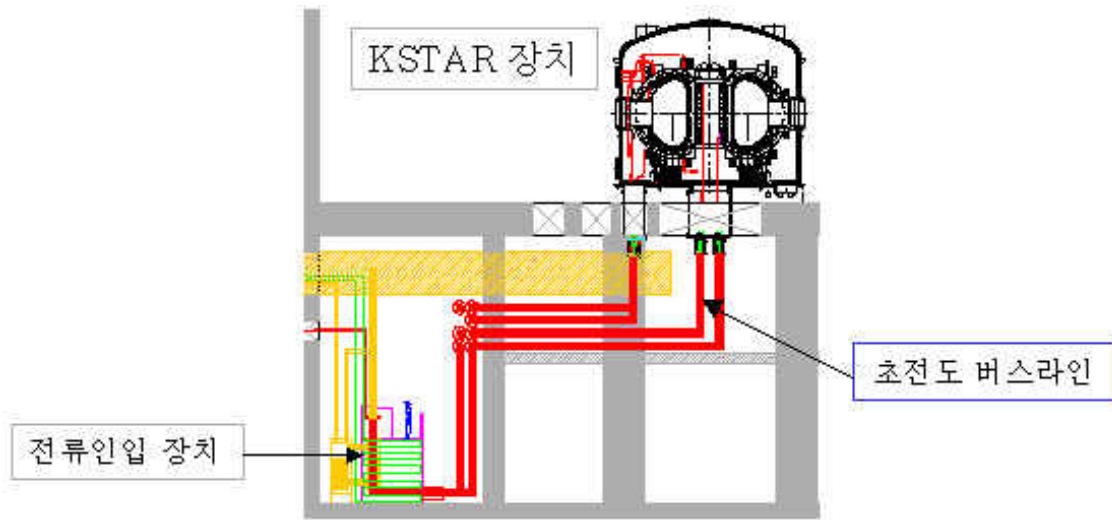


그림 4. KSTAR 초전도 핵융합 장치의 전류공급 시스템 개통도.

3. 초전도버스라인(SC bus-line)

3-1. 초전도버스라인 설계

그림 4. 에 나타나있는 것과 같이 초전도버스라인은 전류입입선과 KSTAR 초전도자석 사이에 연결되어있으며, 아래와 같은 기본 개념을 바탕으로 하여 설계 되어졌다.

- 1) 초전도버스라인용 CICC는 정격전류 35.2 kA에 대하여 완전 안정조건을 만족시킬 것.
- 2) 초전도버스라인의 내전압은 KSTAR 초전도 코일들의 내전압에 비해서 충분히 큰 margin을 가질 것.
- 3) 일시정전, Quench 등의 응급상황 발생에 충분히 대처 할 수 있을 것.
- 4) CICC는 초전도버스라인의 내부에서 연결부위 없이 조립함.

초전도버스라인에 사용되는 CICC의 규격은 근본적으로 KSTAR TF 코일에 사용하는 CICC와 같지만 jacket의 재질만 다르다. TF 코일에서는 CICC의 jacket 재질로 Incoloy 908을 사용하고, 초전도버스라인에서는 Stainless steel 316LN을 사용한다. 초전도 도선의 지름은 0.78 mm이고, 구리 도선과 초전도선을 합한 총 도선의 수는 486 가닥이다. 이중 초전도 도선의 수는 324 가닥이다. CICC의 규격에 대한 자세한 사항을 표 2. 에 나타내었다. 초전도버스라인은 총 7개의 버스라인 내에 13쌍의 CICC로 구성된다. TF 코일은 16개가 직렬로 연결되어 있다. 따라서 표 3. 에 나타낸 바와 같이 TF 코일에 전류를 공급하기 위해 1개의 초전도버스라인이 필요하며, 초전도버스라인 내부에 1 쌍의 CICC가

들어있다. PF 코일에 전류를 공급하기 위한 초전도버스라인은 총 6개 이며, 각 초전도버스라인에는 2 쌍의 CICC가 들어 있는 구조로 설계되었다. PF 코일중 CS1과 CS2는 upper 코일과 lower 코일이 직렬연결 되어있어 하나의 초전도버스라인으로 전류공급이 가능하다. PF7 코일 또한 직렬로 연결되어 있어 PF5 upper 코일과 같이 한 개의 초전도 버스라인안에 들어있다. 특히 PF5L 코일은 1 쌍의 CICC만 필요하지만 여분의 CICC 1 쌍이 더 들어가 있는 구조이다. 초전도버스라인에 사용된 CICC의 총길이는 1 km 정도 이며, 7개의 초전도버스라인 길이는 각각 ~30 m로 총 초전도버스라인의 길이는 200 m 이다. 그림 5. 에서 보는바와 같이 초전도버스라인은 SS316LN tube 내에 초전도(NbTi) 선재를 사용한 CICC를 한 쌍(TF용) 또는 두 쌍(PF용)을 묶은 구조이다. 초전도버스라인의 CICC는 KSTAR 초전도자석과 같은 냉각방식으로 4.5 K의 초임계 헬륨으로 냉각되어 운전되며, 초전도 도선으로의 침입열을 줄이기 위하여 60 K 가스헬륨(GHe)을 공급하는 thermal shield와 CICC를 통해 되돌아오는 6 K return line을 이용한 이중 단열차폐구조로 되어있다. 각각의 사이에는 진공상태이며, 복사열의 침입을 막기 위해 MLI(multi-layer insulation)가 감겨있는 구조이다.

표 2. 초전도버스라인용 CICC 규격.

Parameter	Units	
Conductor		NbTi SSC-class
Conduit		SS316LN
D _{strand}	mm	0.78
N _{strand}		486
N _{cu-strand}		162
A _{noncu}	mm ²	34.4
A _{cu(SC strand)}	mm ²	120.4
A _{cu(SC strand+Cu strand)}	mm ²	197.8

표 3. 초전도버스라인과 초전도 코일과의 연결 배치.

Coil	connection	CICC	No. of bus-line
CS1 (U, L)	serial	1 pair	1
CS2 (U, L)	serial	1 pair	
CS3 (U, L)		2 pair	1
CS4 (U, L)		2 pair	1
PF5 (L)		2 pair	1
PF6 (U, L)		2 pair	1
PF5 (U)		1 pair	1
PF7 (U, L)	serial	1 pair	
TF		1 pair	1

설계되어진 초전도버스라인에 대한 heat load를 계산하였다. Heat load는 식 2과 3을 사용하여 radiation과 transfer에 대하여 각각 계산하였으며, 300 K에서 60 K thermal shield 까지의 heat load와 60 K에서 6 K 초임계헬륨 return line 까지의 heat load는 각각 1100 W와 105 W 이다.

$$\dot{Q} = \sigma F_c A_c (T_h^4 - T_c^4) \text{-----} (2)$$

$$\dot{Q} = k_a A \frac{dT}{dx} \text{-----} (3)$$

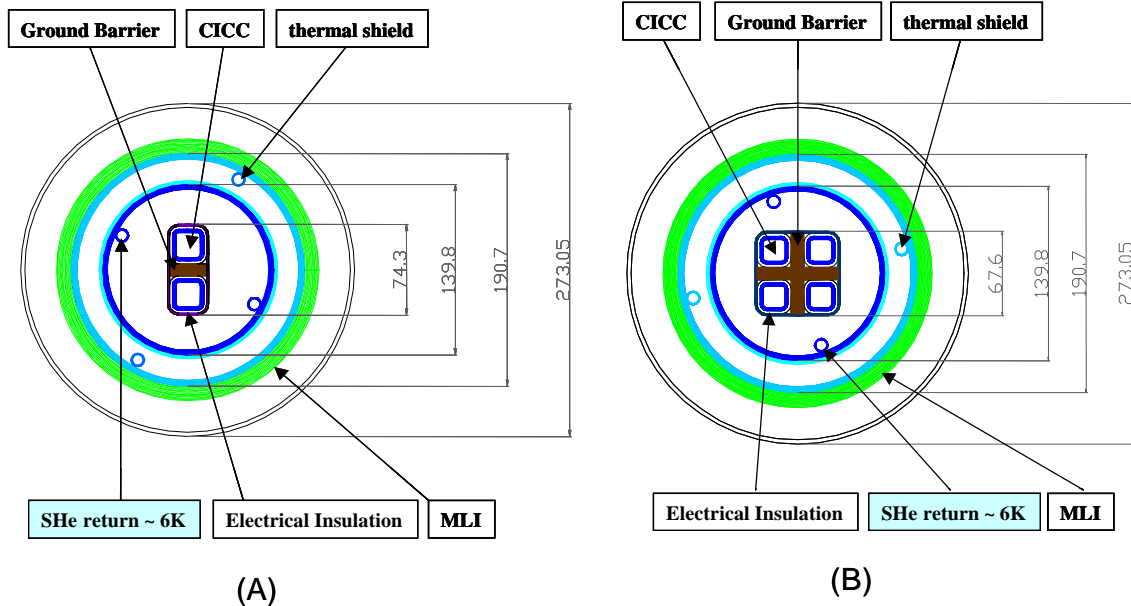


그림 5. (A) TF 코일용 초전도버스라인 단면도, (B) PF 코일용 초전도버스라인 단면도

3-2. 초전도버스라인 인터페이스 터미널(interface terminal) 설계

초전도버스라인은 대용량의 전류를 수송시키고, 초전도자석의 Quench, 운전도중의 순간적인 전원 차단, 주 장치의 leak 발생 등의 응급상황에도 안전하게 작동되어야 한다. 따라서 7개의 bus-line이 전류인입선 cryostat와 KSTAR cryostat에 연결되기 위해서는 특수한 구조의 연결부(interface terminal)가 필요하다. 초전도버스라인 인터페이스 터미널은 초전도버스라인에 독립적인 진공을 유지할 수 있는 vacuum break가 있다. 대용량의 전류가 흐르는 CICC는 vacuum break와 연결되기 때문에 이들 사이의 절연을 위한 electrical break도 있어야 한다. electrical break는 40 kA, 15 kV의 내전압에 견딜 수 있도록 설계되었으며, CICC가 저온으로 냉각될 때 thermal contraction에 의해 발생하는 stress로부터 구조적으로 약한 electrical break를 보호하기 위한 bellows와 연결되어있다. 상온에서의 열은 vacuum break를 통해 4.5 K의 CICC로 전달되기 때문에 열의 유입을 차단하기 위한 70 K thermal anchor가 설치 되어 있으며, 열의 유입경로를 길게 하고 단면적을 작게 설계하였다. 그림 6. 에 초전도버스라인 인터페이스 터미널의 3차원 그림을 나타내었다.

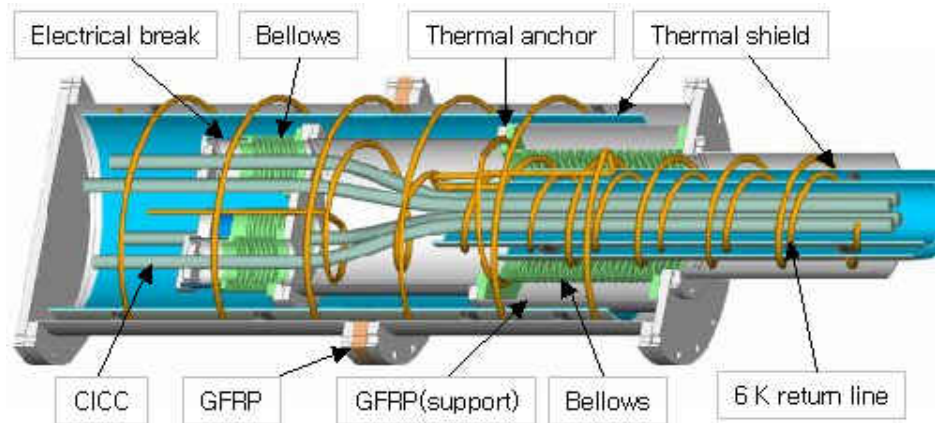


그림 6. 초전도버스라인 인터페이스 터미널

그림 6. 에 나타나있는 GFRP는 KSTAR 초전도자석이 펄스로 운전될 때 발생하는 eddy current가 초전도버스라인을 타고 나오지 못하도록 break 하는 역할을 수행한다. GFRP support는 vacuum break의 경로를 길게 하기 위해 사용한 bellows를 지지하는 구조물이다.

설계된 초전도버스라인 인터페이스 터미널의 vacuum break에 대하여 ANSYS code로 열분포 계산, 열수축에 대한 응력, 진공압력에 대한 응력 및 변위를 분석하였으며, 열전도에 의한 부하를 계산하였다. 그림 7. 은 vacuum break의 설계도이다. 그림 4.에서 보는바와 같이 bellows의 두께는 0.4 mm이고, bellows를 펼쳤을때의 길이는 1060 mm 이다.

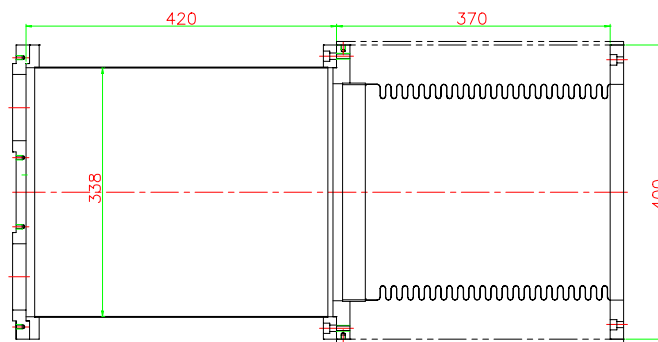


그림 7. 초전도버스라인 인터페이스 터미널의 vacuum break part.

GFRP support의 두께는 5 mm 이며, 길이는 370 mm 이다. Bellows 왼쪽의 직선 부분 원통의 두께는 1 mm이고, 길이는 420 mm 이다. 이때 식 3. 을 사용하여 계산한 heat load는 300 K에서 thermal anchor까지 bellows를 타고 들어오는 열량은 0.9 W이며,

GFRP support를 타고 들어오는 열량은 1.78 W이다. Thermal anchor에서 6 K로 들어오는 열량은 0.66 W이다. 그림 8. 는 ANSYS code로 분석한 vacuum break의 온도 분포이다.

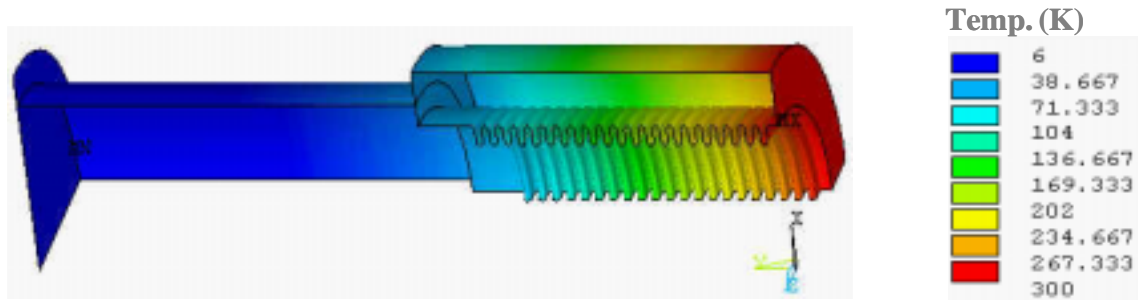


그림 8. 초전도버스라인 인터페이스 터미널 vacuum break의 온도 분포도.

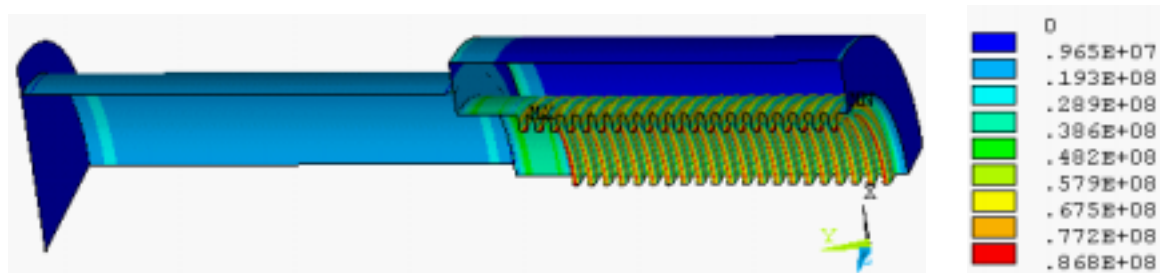


그림 9. 초전도버스라인 인터페이스 터미널 vacuum break의 stress 분포도.

그림 9. 는 vacuum break의 저온부분이 6 K로 cooldown된 후 두께 1 mm의 원통과 bellows에 0.1 MPa의 압력이 작용했을 때의 stress 분포도이다. 이것은 KSTAR cryostat 나 전류인입선 cryostat의 진공이 깨진 후 초전도버스라인만 독립적으로 진공이 유지되었을 때의 상황을 가정한 것으로 실제 상황에서는 거의 발생하지 않는 극단적인 stress에 대한 해석이다. 해석 결과 최대 응력은 bellows에 작용하였으며, 약 87 MPa로 나타났다. 그리고 길이 방향의 변위는 1.03 mm, 반지름 방향의 변위는 2.23 mm, 300 K의 원점을 중심으로 한 최대 변위는 2.5 mm 로 나타났다. 표 4.에 벨로우즈의 길이에 따른 응력과 변위, heat load를 나타내었다.

표 4. 초전도버스라인 인터페이스 터미널 vacuum break의 ANSYS 분석.

Pressure (Pa)	Type & Length (mm)	Max. Sint (Mpa)	Max. Dr (mm)	Max. Dz (mm)	Max. D (mm)	Heatload (W)
100,000	Bellows (900)	86.8	0.96	2.3	2.5	3.37
100,000	Bellows (1060)	86.8	1.03	2.28	2.5	3.34

4. 전류공급 시스템의 cooling scheme

초전도버스라인과 전류인입선 cryostat의 thermal shield는 총 21개의 파이프가 병렬로 연결되어 있는 구조이다. 이중 7개의 파이프는 초전도버스라인용 thermal shield 이며, 14개는 전류인입선 cryostat용 thermal shield이다. 각 파이프의 내경은 10 mm 이고, 길이는 174 m이다. 초전도버스라인 thermal shield의 inlet 압력은 20 bar이며, 그림 10. 에 나타나 있는 바와 같이 TL3로 공급된 후 TL4로 나오게 되어있다. 전류인입선 cryostat thermal shield는 TL4를 통해 공급과 배출이 이루어지게 설계되어졌다. 초전도버스라인의 CICC를 냉각시키는 4.5 K의 초임계 헬륨은 TL3에서 공급되어진후 전류인입선 cryostat 측에 연결되어 있는 return line을 통해 다시 TL3로 되돌아 나오게 된다. 초임계 헬륨의 mass flow rate는 40 g/sec 이며, inlet 압력은 4.7 bar이고, ΔP 는 0.1 bar이다. 초전도버스라인의 thermal shield heat load는 1개당 약 157 W(총 1100 W) 이며, 전류인입선 cryostat의 thermal shield heat load는 2800 W이다.

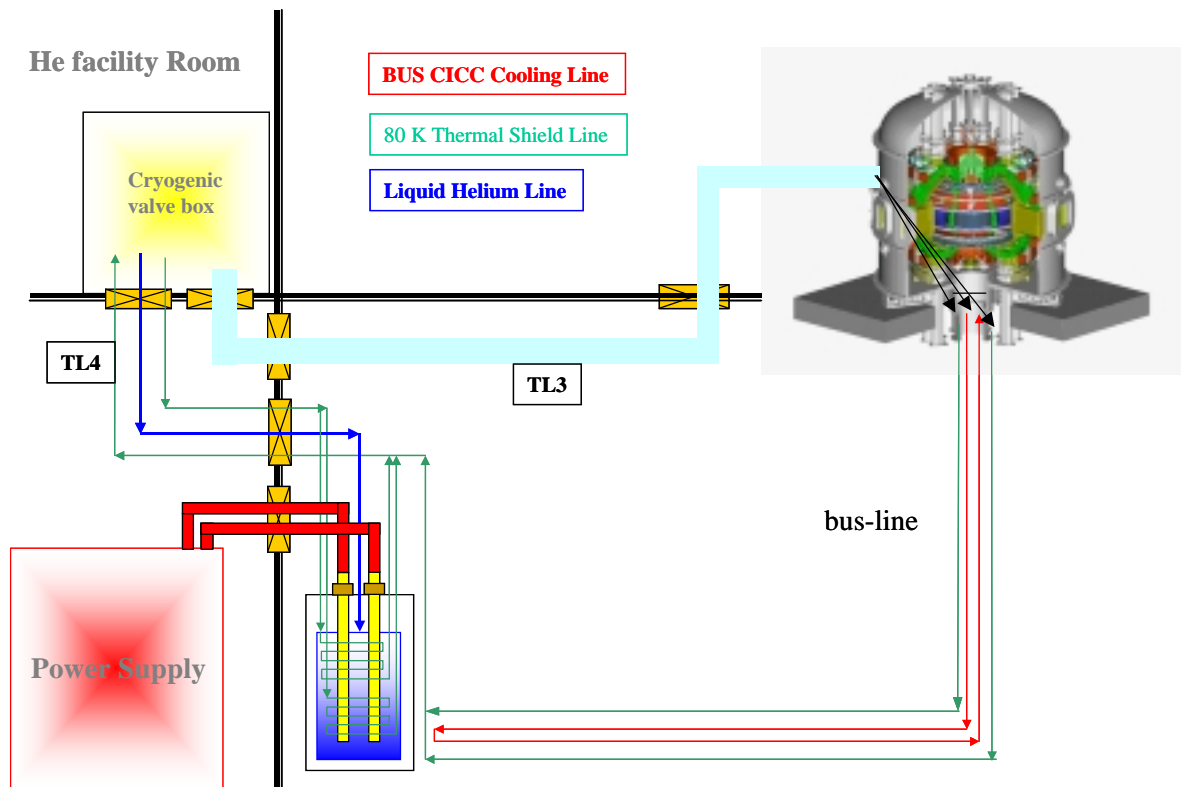


그림 10. 전류인입선 cryostat와 초전도버스라인의 cooling scheme.

5. 결 론

차세대 초전도 핵융합 연구장치인 KSTAR에 대용량의 전류를 공급하기 위한 초전도 전류공급 시스템을 설계하였다. 설계의 기본 개념은 전류인입선과 초전도버스라인의 열손실을 최소화 하며, 최대 40 kA이상의 전류에 대해서도 안정하게 작동하게 하는 것이다. 특히 PF coil용 전류인입선은 과부하 전류(overloaded current)형 lead를 사용하여 향후 운전비용을 낮추는 것에 중점을 두고 설계를 진행 중이다.

전류인입선에 단시간동안 전류를 흘릴 경우 헬륨 소모량을 줄이는 방법중 하나는 전류인입선의 안전성을 고려하여 I/I_{opt} 값을 크게하는 것이다. Q_0/Q_{opt} 가 작은 재료를 찾는 것 또한 중요하다. 구리에 비해 비저항이 작은 황동(Zn10%)의 경우 I/I_{opt} 는 최대 4 까지 가능한 것으로 판단되며 $Q_0/Q_{opt} = 0.64$ 로서 구리 전류인입선에 비해 열 안정성 및 헬륨 소모 면에서 우수함을 알 수 있었다. 전류인입선 양단 전압은 $I=I_{opt}$ 일 때 80mV 로 Wilson의 계산과 일치했으나, Q_0 와 Q_{opt} 는 Wilson의 계산보다 크게 나왔다. 헬륨 용기에 의한 액체헬륨 증발량을 줄여 최적의 I/I_{opt} 와 Q_0/Q_{opt} 에 대한 보다 면밀한 실험 및 분석이 필요하다. 구리 전류인입선 외에 위 두가지 물리량이 최적인 재질의 전류인입선을 찾는 것 또한 앞으로 남은 과제이다

KSTAR 초전도버스라인은 TF 코일용 CICC를 기준으로 설계하였으며, 열적 안정성 확보를 위하여 이중 단열차폐 구조로 설계하였다. 초전도버스라인에 사용되는 CICC의 총 길이는 ~1 km이며, 각각의 초전도버스라인의 길이는 ~30 m이다. 초전도버스라인을 전류인입선 cryostat와 KSTAR cryostat에 연결하기 위한 interface terminal에서 vacuum break를 따라 들어오는 침입열의 총량은 3.34 W이었다. Vacuum break에 0.1 MPa의 진공압력이 걸렸을 경우 발생하는 최대응력은 ~87 MPa이었으며, stainless steel의 허용응력(533 MPa)의 16 %정도로 초전도버스라인과 연결되어있는 cryostat의 진공이 깨어져도 초전도버스라인은 안전하게 진공을 유지할 수 있음을 알 수 있었다.

초전도버스라인의 thermal shield heat load는 1100 W이며, 전류인입선 cryostat의 thermal shield load는 2800 W이다. CICC로 강제 순환시키는 초임계 헬륨의 온도는 4.5 K이며, 4.7 bar의 압력으로 초당 40 g씩 흘려보내게 설계하였다.

6. 참고문헌

- [1] D. I. Choi, "The KSTAR Tokamak", 17th IEEE/NPSS Symposium Fusion Engineering, 215 (1998).
- [2] G. S. Lee, et al., "The KSTAR project: An advanced steady state superconducting tokamak experiment", Nuclear Fusion, Vol. 40, No. 3Y, 575 (2000).
- [3] C. H. Choi, et al, "Helium and Current Feeder System of KSTAR", IEEE Trans.

- Applied Superc., Vol. 11, No. 1, 2062 (2001).
- [4] Martin N. Wilson(1983), *SUPERCONDUCTING MAGNETS*, current lead ARENDON PRESS OXFORD.
 - [5] Yukikazu Iwasa(1994), *Case Studies in Superconducting Magnets Design and Operational Issues*, Plenum Press, New York.
 - [6] Andrew V. Gavrilin and Victor E. Kelin(1997), Conference(MT-5), Kurchatov Institute, 1 Kurchatov's sq., 123182 Moscow, Russia, p1254.
 - [7] Haigun Lee et. al.(2001), submitted to Cryogenics(Version 6, 03/19/2001; Version 1, 03/11/2001).