Conceptual design of cryomodules for RAON

Y. Kim^a, M. K. Lee^{*a}, W. K. Kim^a, H. M. Jang^a, C. J. Choi^a, Y. W. Jo^a, H. J. Kim^a, and D. Jeon^a

^a Institute for Basic Science, Daejeon, Korea

(Received 9 June 2014; revised or reviewed 21 July 2014; accepted 28 August 2014)

Abstract

The heavy ion accelerator that will be built in Daejeon, Korea utilizes superconducting cavities operating in 2 K. The cavities are QWR (quarter wave resonator), HWR (half wave resonator), SSR1 (sing spoke resonator1) and SSR2. The main role of the cryomodule is supplying thermal insulation for cryogenic operation of the cavities and maintaining cavities' alignment. Thermal and structural consideration such as thermal load by heat leak and heat generation, cryogenic fluid management, thermal contraction, and so on. This paper describes detailed design considerations and current results have being done including thermal load estimation, cryogenic flow piping, pressure relief system, and so on.

Keywords: Cryomodule, Thermal insulation, Cryogenic flow

1. 서 론

중이온가속기는 기초과학 및 다양한 분야에 적용 가능한 안정적인 희귀 동위원소를 생산하는 것을 목표로 하고 있으며, 전체 시스템의 개략도는 Fig. 1.과 같다.

이온원 (ECR-IS)에서 공급된 이온을 가속시키는 초전도 선형 가속기 (Superconducting Linear Accelerator)부분은 SCL1, SCL2와 SCL3로 이루어져 있다. SCL1은 QWR (quarter wave resonator)와 HWR (half wave resonator), 두 종류의 초전도 가속관 (superconducting cavity)을 사용하며 SCL3 역시 동일하다. SCL2는 SSR1 (single spoke resonator)과 SSR2 초전도 가속관으로 이루어진다. 각 초전도 가속관은 각각의 공진주파수에 맞게 커플러 (coupler) 로부터 공급되는 고주파 신호에 의해 전자기장을 발생시켜 내부를 지나는 이온을 가속시키게 된다. 이를 위해 고주파에 의한 손실을 최소화할 수 있도록 초전도체인 나이오븀(Nb, Niobium)으로 제작되며, 2 K의 극저온에서 작동한다.

저온유지모듈은 극저온에서 작동하는 초전도 가속관의 작동을 위해 필요한 단열 및 정렬(alignment)을 위한 구조물이다 [1]. 당 가속기의 경우 TABLE I과 같이 4종류의

TABLE I
SPECIFICATION OF CRYOMODULES FOR RAON.

Parameter	SCL1/SCL3		SCL2	
	SCL11	SCL12	SCL21	SCL22
Cavity	QWR	HWR	SSR1	SSR2
Frequency (MHz)	81.25	162.5	325	325
Beta	0.047	0.12	0.30	0.51
No. of CM	21	13	18	23
No. of cavity per CM	1	2	4	3
Aperture diameter (mm)	40	40	50	50

가속관 을 사용하고, SCL12의 경우에는 하나의 저온유지모듈에 2개 또는 4개의 가속관이 설치되므로 5종류의 저온유지모듈이 필요하게 된다. 본 논문에서는 현재 진행중인 저온유지모듈의 열부하 예측 결과와 그에 따른 극저온 유동시스템에 대한 내용을 담고 있다.

2. 저온유지모듈 열설계

2.1. 냉각온도 선정 및 냉각 시스템

저온유지모듈은 상기한 바와 같이 가속관의 작동을 위한 커플러(coupler)와 같은 부품과 극저온 작동을 위한 단열 및 극저온 유동 시스템을 포함하고 있다.

가속관의 작동 온도는 고주파 작동하에서 열발생을 고려하여 결정되었다. 초전도 가속관의 저항은 식 (1)과 같이 세 가지로 구성된다 [2].

$$R_s = R_0 + R_{BCS} + R_{mag} \quad (1)$$

위 식에서 R_0 는 잔류저항(Residual resistance), R_{mag} 는 가

Fig. 1. Schematic diagram of accelerator RAON.

* Corresponding author: eminki@ibs.re.kr

속관의 표면에 트랩된 자기장에 의한 저항, R_{BCS} 는 BCS 저항이다. 잔류저항과 BCS 저항은 온도에 반비례하기 때문에 작동온도가 낮아질수록 가속관의 작동에 의한 동적 열부하를 줄일 수 있다. 현재 설계상에는 가속관의 표면저항이 10 nΩ 이하가 되도록 하기 위해, 지자기 (earth's magnetic field) 를 10 mG 내외로 차폐하고 작동 온도는 2 K로 결정하였다. 2 K 액체 헬륨은 포화(saturated)상태에서 3.1 kPa의 압력을 가지는 초유체 (super fluid)이다. 그러므로 초유체의 특성으로 가속관의 발열에 의해 일반적인 액체 헬륨의 비등(boiling)이 발생하지 않아서 유체의 압력이 비교적 일정하게 유지될 수 있어서 외부 압력에 의해 공진주파수에 영향을 받는 가속관의 작동에 2.1 K (lambda temperature) 이상의 일반적인 액체 헬륨에 비해 장점을 가진다.

상온에서 2 K으로의 열을 차폐하기 위해 진공용기 내부에 위치한 가속관의 주위에 복사열 차폐막과, 전도 열전달을 막기 위한 thermal intercept를 설치한다. 가속기의 저온유지모듈에서 복사열 차폐막(radiation shield)은 40~70 K 온도로 냉각하고 외부에 30 층의 MLI(Multi-Layer Insulation)를 설치하고, 가속관 주변에는 10 층의 MLI를 설치하며, thermal intercept는 40~70 K과 4.5 K의 온도로 냉각하는 방식이 일반적이다. 복사열 차폐막과 MLI를 통한 열부하는 설치방법 및 포트 등에 의해 완전히 막히지 않는 부분이 존재하는 경우가 많으므로 정확히 예측하는 것이 매우 어렵다. 하지만, 저온유지모듈의 경우에는 기존의 연구에서 실험을 통해 측정된 값들이 잘 알려져 있다. 40 K과 70 K 복사열 차폐막을 사용하는 경우를 비교하면 상온에서 복사열 차폐막으로의 열유입은 1.5 W/m²으로 별 차이가 없지만, 2 K 표면으로 열유입은 0.05 W/m²과 0.15 W/m²정도로 알려져 있다 [3, 4]. 위의 값을 적용하여 당 가속기의 복사열전달을 비교하면 40 K 복사열 차폐막을 사용하는 경우 70 K에 비해 50 % 정도의 복사열부하의 감소가 예측된다. 본 연구에서는 40 K 복사열 차폐막을 기준으로 열부하를 예측하였다. 그리고, thermal intercept 역시 동일하게 40 K으로 냉각된다고 가정하였다.

요약하면, 저온유지모듈 내부에는 2 K, 4.5 K, 40 K의 온도대역이 존재하며, 각각의 온도대에 열부하가 발생한다. 각 온도대역에서 발생하는 열부하는 냉동시스템의 성적계수를 반영하여 전체 시스템의 열부하를 산출할 수 있다. 헬륨냉동기의 성능 및 최적화는 본 논문의 범위 밖이므로, Table II에 나열된 현재 알려진 냉동기의 성적계수를 바탕으로 전체 냉동부하를 예측하였다.

본 연구에서는 Table II에 나열된 값 중 가장 최신 경향을 반영하고 있는 Ref. [6]의 값을 사용하여 각 온도대역의 열부하를 식 (2)와 같은 환산식을 사용해서 4.5 K 열부하로 환산하여 저온유지모듈에 의한 열부하를 계산하였다.

TABLE II
PERFORMANCE OF HELIUM REFRIGERATOR FOR ACCELERATORS.

	Ref. [1]		Ref. [5]		Ref. [6]
	COP	COP ratio*	COP	COP ratio	COP ratio
2 K	0.00125	3.2	0.0014	3.66	3
4.5K	0.004	1	0.005	1	1
40 K	0.04	0.1			0.1
77 K	0.07	0.056	0.061	0.08	

$$\text{COP ratio} = \text{COP}_{4.5\text{K}} / (\text{COP}_{\text{AT}})$$

Fig. 2. P&ID for SSR1 cryomodule.

$$q_{4.5\text{K}ea} = 3q_{2\text{K}} + q_{4.5\text{K}} + 0.1q_{40\text{K}} \quad (2)$$

특히 thermal intercept는 40 K과 4.5 K 두 지점에서 냉각되므로 각 intercept의 위치에 따라 식 (2) 냉동시스템의 열부하가 최소가 되는 지점이 존재하며, 이를 thermal intercept의 위치로 가정하였다. 하지만, thermal intercept는 극저온 유동이 흐르는 파이프와 각 부분을 편조선을 통해 연결하여 냉각하게 되어 실제로 온도편차가 발생하게 되므로, 실제 열유입량을 계산시에는 각 intercept가 10 K, 60 K이라는 가정하에 열부하를 계산하였다.

위에서 설명한 바와 같이 세 온도 대역이 존재하는 저온유지모듈을 적절하게 냉각하기 위한 저온유지모듈의 P&ID는 Fig. 2에 도시되어 있다. 이는 대표적으로 SSR1 저온유지모듈의 경우를 나타내고 있으나, 다른 극저온 유지모듈 역시 동일한 형태를 가지며, 단지 내부 가속관의 개수에만 차이가 있다.

헬륨 냉동기로부터 4.5 K, 3 bar 이상의 초임계헬륨 (supercritical helium)과 40 K의 고압 기체 헬륨이 저온유지모듈로 공급된다. 40 K 기체헬륨은 상기한 바와 같이 복사열 차폐막과 thermal intercept를 냉각시키고 약 55 K으로 방출되어 냉동기로 되돌아간다. 그리고 4.5 K 초유체 헬륨은 저온유지모듈 내부에 설치된 줄-톰슨 팽창 밸브 (Joule-Thomson expansion valve)를 통해 1 bar 내외로 감압되어 이상(two phase)상태가 되며, 상분리기에서 액체는 열교환기에서의 예냉과 추가적인 팽창을 통해 초유체 헬륨을 생성하게 된다. 생성된 초유체 헬륨은 이상배관 (two phase pipe)를 통해 각 가속관의 외부에 설치된 스테인리스 스틸 재질의 헬륨 자켓 (helium jacket)으로 공급되어 가속관을 냉각시킨다. 증발된 기체는 열교환기를 통해 유입되는 액체를 예냉시킨 후 4 K 부근으로 온도가 상승하여 저압 회수 배관 (sub-atmospheric return pipe) 을 통해 콜드 컴프레서 (cold compressor)로 유입된다.

2.2. 열부하 예측

Fig. 3은 현재 설계가 진행중인 HWR 가속관용 저온유지모듈의 단면을 나타내고 있다. 저온유지모듈의 주요 구성품은 가속관, 커플러, 튜너, 이상유동 파이프 (two phase pipe), 복사열차폐막, 지지부 (strong-back, support rod), 압력 릴리프 시스템

템 (pressure relief system), 극저온 밸브(cryogenic valve), 진공 용기 (vacuum vessel) 등이 있다.

저온유지모듈의 열부하는 크게 정적 열부하 (static thermal load)와 동적 열부하(dynamic thermal load)로 나누어서 고려할 수 있다. 동적 열부하는 가속관의 작동 즉 RF 입력에 의해 가속관 또는 커플러에서 발생하는 열부하이며, 정적 열부하는 전도 및 복사에 의해 발생하는 열부하를 의미한다.

동적 열부하는 가속관과 커플러의 안테나에 의해서 2 K 온도 대역에서 직접적으로 발생한다. 먼저 가속관의 동적 열부하는 식 (1)에서 나타난 바와 같이 나이오븀 (Niobium)의 특성과 자기장 및 주파수에 의해서 결정된다. 작동 온도 2 K와 각 가속관의 작동 주파수, 자기장장을 10 mG 이하로 차폐한다고 가정할 경우 표면저항은 보수적으로 10 nΩ 정도로 예상되며 이를 바탕으로, 당 가속기에서는 각 가속관당 발생하는 평균 열부하는 TABLE III 과 같이 예상된다.

커플러에 의한 동적 열부하는 2 K 으로 냉각된 가속관의 내부로 삽입되는 커플러의 안테나와 가속관의 내부표면과의 복사열전달에 의해 발생하게 된다. 각 가속관의 내부 표면적은 안테나의 표면적에 비해서 매우 크다고 볼 수 있으므로, 복사 열전달량은 안테나의 표면적에만 비례하게 된다. 그리고 내부 안테나는 적절한 냉각을 통해 약 300 K 부근으로 유지되므로, 각 가속관 당 0.25 W의 복사 열유입이 발생할 것으로 예상된다.

정적 열부하는 전도 및 복사에 의해 발생하게 된다. 먼저, 복사(radiation) 열부하는 상기한 바와 같이 40 K 열차폐막과 그 양쪽에 설치되는 MLI층을 통한 열부하를 의미하며, 상기한 바와 같이 40 K과 2 K 온도 대역의 열유속이 각각 1.5 W/m²과 0.05 W/m² 이므로 이를 바탕으로 복사 열부하를 예측할 수 있다.

저온유지모듈에는 다른 형태의 복사 열부하가 존재하며, 이는 빔파이프 (beam pipe)의 내부를 통해 가속관의 내표면으로 발생하는 복사 열전달이다. 각 저온유지모듈의 사이에는 약 1 m 내외의 상온부 (warm section)가 존재하게 된다. 그러

Fig. 3. Cross section view of HWR cryomodule.

TABLE III
DYNAMIC LOAD OF CAVITIES.

	QWR	HWR	SSR1	SSR2
Dynamic load (W)	2.3	2.7	4.4	11.6

므로, 빔파이프를 통한 복사열침입이 발생하게 되며, 이를 예측하기 위해서 Fig. 4와 같이 ANSYS를 사용한 계산을 수행하였다. 각 저온유지모듈에 따라 가속관의 형상 및 개수는 달라지지만, 가속관의 내부 면적은 빔파이프의 단면적에 비해 매우 크기 때문에 가속관의 개수는 큰 영향을 미치지 않으며, 가장 큰 영향을 미치는 인자는 빔파이프의 직경(Table I의 Aperture diameter) 이다. 저온유지모듈 내부의 빔파이프 내표면의 방사율은 0.1, 상온부 (warm section)는 표면처리를 하지 않기 때문에 방사율을 0.5로 설정하였으며 표면온도는 300 K 이다. 가속관은 외표면이 2 K으로 냉각되고 있으며, 내부 표면의 방사율(emissivity)는 1로 설정하였다. 그 이유는 가속관은 화학연마에 의해 내표면이 매우 깨끗하게 연마되지만, 가속관과 빔파이프의 면적차이에 의해서 일단 가속관으로 유입된 빛은 외부로 빠져나가지 못하고 결국은 가속관에서 흡수되기 때문에 가속관의 내부 방사율은 1로 설정하였다.

TABLE IV는 각 저온유지모듈의 복사 열부하 예측결과를 나타내고 있다.

커플러는 가속관에 RF 전원을 공급하는 장치로서 SSR1과 SSR2의 경우 Fig. 5와 같은 형태의 커플러를 사용한다. 커플러는 상온부와 가속관을 연결하고있는 구조이므로 전도 열전달과 RF에 의해 외부 도체(outer conductor)에서 발열이 함께 발생하게 된다.

본 가속기에는 4종류의 가속관에 대해서 3종의 커플러가 필요하다. SSR1과 SSR2는 Fig. 4와 같은 동일한 형상의 커플러를 사용하지만, QWR과 HWR은 다른 형태의 커플러를 사용할 예정이다. 하지만 QWR과 HWR용 커플러에 대한 열설계가 미진한 상황이므로 SSR용 커플러와 동일한 형상에 입력만 다른 경우를 고려하여 커플러에서의 열유입을 예측하였으며 [7] 그 결과는 Table V에 나열되어 있다.

Fig. 4. 1/8 model of SSR2 cryomodule and warm section for calculating radiation through beam pipe.

TABLE IV
RADIATION THERMAL LOAD FOR CRYOMODULES.

Radiation		QWR	HWR1	HWR2	SSR1	SSR2
Through MLI	2 K	0.2	0.4	0.8	0.6	1.8
	40K	8.6	13.2	20.3	11.6	29.8
Through beam pipe	2 K	0.45	0.45	0.45	0.75	0.75

Fig. 5. Conceptual design of coupler for SSR2 cavity.

TABLE V
THERMAL LOAD BY COUPLER IN CRYOMODULE.

T (K)	QWR	HWR1	HWR2	SSR1	SSR2
2	0.1	0.3	0.6	1.05	2.1
4.5	0.81	2.06	4.12	6.21	12.42
40	2.35	5.36	10.72	12.75	25.5

Fig. 6. Conduction calculation result for the support post.

지지부는 가속관의 위치를 고정하는 역할을 하는 구조물로서 기계적인 강도를 가지고, 열침입을 최소화하는 구조로 제작되어야 한다. SSR1과 SSR2용 저온유지모듈의 경우에는 Fig. 6과 같은 형태의 지지부를 사용한다 [8]. 이 지지부는 GFRP (Glass Fiber Reinforced Plastic) 튜브를 사용해서 전도 열부하를 줄이고, 스테인리스 스틸과의 열수축율 차이를 이용한 열박음을 통해 제작된다. 이 형태의 지지부의 2 K, 4.5 K, 40 K 온도 대역의 열부하는 각각 0.05 W, 0.36 W, 2.76 W이다. 그리고, QWR과 HWR용 저온유지모듈의 경우는 invar 봉 (rod)를 사용하여 지지하게 되며, 이에 의한 열유입도 이와 비슷한 정도로 예상된다.

다음으로, 저온유지모듈과 가속관을 연결하는 빔 파이프이다. 각 저온유지모듈의 양 끝에는 가속관과 진공용기를 연결하는 빔파이프가 설치되며 그 길이는 110 mm 내외로 다른 연결부분에 비해서 길이가 매우 짧다. 그러므로, 이 부분은 전도 열부하의 최소화과 내부 부품의 열수축을 상쇄할 수 있도록 주름관 (bellows) 이 설치되어야 한다. SSR용 저온유지모듈에 사용되는 빔파이프의 형상은 Fig. 7에 표시되어 있다. QWR과 HWR용 빔파이프의 경우에는 직경이 40 mm로 감소하는 것 이외에 형상은 거의 동일하다. 주름관은 스테인리스 스틸로 제작되며, 4.5 K과 70 K thermal intercept가 설치된다. 각 주름관의 총 수는 열수축에 의한 가속관의 형상 변화를 상쇄할 수 있도록 2 mm의 길이방향 변형이 있는 경우에도 안전

Fig. 7. Detailed drawing of warm-to-cold transition beam pipe.

TABLE VI
THERMAL LOAD ESTIMATION OF CRYOMODULES.

	T (K)	QWR	HWR1	HWR2	SSR1	SSR2
Dynamic (W)	2 K	2.6	5.9	11.8	14.0	71.1
	4.5 K	1.4	1.5	2.4	2.9	5.5
Static (W)	4.5 K	3.0	5.2	9.4	10.7	20.9
	40 K	25.8	38.8	62.8	51.6	107.0
Total (W)	4.5 K	16.8	30.2	56.5	64.8	258.2
Linac total (kW)		11.1				

계수가 3 이상이 되도록 선정하였다 [9]. 각 부분 주름의 개수는 (1)에 나타난 전도 열부하를 최소화할 수 있도록 선정되었다.

그 결과 2 K, 4.5 K, 70 K 온도 대역의 열부하가 QWR과 HWR용 저온유지모듈의 경우에는 각각 0.02 W, 0.54 W, 3.46 W이며, SSR1과 SSR2 저온유지모듈의 경우에는 0.02 W, 0.68 W, 4.38 W로 계산되었다.

다음으로 온도 및 압력센서 등과 같은 측정장비 등에 의해 발생하는 열부하가 있으며, 압력센서의 경우에는 1 m 길이의 3/8 inch의 튜브를 통해 외부로 연결되는 경우를 상정하여 열부하를 산정하였다. 마지막 극저온 밸브는 다음 장에서 계산될 질량유량에 적합하도록 선정된 Weka 사 극저온 밸브의 열침입량을 기준으로 전도 열전달을 최소화하는 위치에 thermal intercept를 설치한 경우의 열부하를 산정하였다.

위와 같은 열유입을 고려하여 예측된 각 저온유지모듈당 열부하는 Table VI에 나타나 있다. 전체 저온유지모듈의 갯수를 고려한 경우 초전도 선형 가속단에서의 열부하는 11.1 kW 정도로 예상된다.

2.3. 저온유지모듈의 극저온 유동

저온유지모듈은 상기한 바와 같이 2 K, 4.5 K, 40 K의 온도 대역이 필요하다. 4.5 K과 40 K의 헬륨은 중앙의 헬륨 냉동기를 통해 공급받지만, 2 K 초유체 헬륨은 각 저온유지모듈 내부에서 줄-톰슨 팽창(Joule-Thomson expansion)에 의해 얻어진다.

이를 위한 줄-톰슨 열교환시스템 (Joule-Thomson heat exchanger system)의 개략도와 작동과정에 따른 상태변화 T-s 선도는 Fig. 8에 도시되어 있다. 개략도와 T-s 선도에 나타난 각 지점의 사이의 작동과정은 다음과 같다.

- 1→2: 증발하는 유체의 의한 예냉
- 2→3: 등엔트로피 팽창
- 3→4: 열흡수 및 증발
- 4→5: 유입되는 기체에 의한 온도상승

Fig. 8. (a) Schematic diagram of J-T heat exchanger and (b) T-s diagram for 2 K J-T heat exchanger.

줄-뜸슨 열교환기의 입구 조건은 크게 두 가지 경우가 널리 사용되고 있다. 하나는 Cern 또는 Argonne 연구소에서 사용되는 4.5 K, 3 기압이상의 초임계 (Supercritical) 상태의 헬륨과 일본의 KEK 등에서 사용되는 4.5 K, 1.3 기압의 포화액체 상태 (Saturated liquid)이다. Fig. 8(a)에 나타난 바와 같이 검사 체적 (control volume)을 설정하여 얻을 수 있는 아래 식들을 통해 줄-뜸슨 열교환기의 성능을 예측할 수 있다. 이 과정에서 정상상태, 이상적인 열교환기 및 등엔탈피 팽창 (isenthalpic expansion)을 가정하였다.

1) 질량보존

$$\dot{m}_{in} = \dot{m}_{out} \quad (3)$$

2) 검사체적내 에너지보존

$$\dot{m}_{in}(h_5 - h_1) = \dot{m}_c h_{fg} = \dot{Q}_L \quad (4)$$

3) 열교환기내 에너지 보존

$$\dot{m}_{in}(h_1 - h_2) = \dot{m}_{out}(h_4 - h_5) \quad (5)$$

계산과정에서 헬륨의 물성치는 HePak을 참고하였다 [11]. 위 식에서 $\dot{m}$ 은 질량유량 (g/s), h 는 엔탈피 (J/kg-K)를 의미한다.

위와 같은 식을 통해 열교환기의 성능과 액화율을 Fig. 9와 같이 얻을 수 있다. 열교환기의 NTU가 4이상인 경우 약 85% 이상의 액화율을 얻을 수 있음을 알 수 있다. 입구조건이 포화액체 상태인 경우 초임계 상태인 경우에 비해서 동일 열교환기를 사용한 경우 더 많은 2 K 액체 헬륨이 생성되므로 앞

Fig. 9. Effectiveness and liquefaction rate of the J-T heat exchanger.

TABLE VII
REQUIRED MASS FLOW RATE FOR CRYOMODULES.

	QWR	HWR1	HWR2	SSR1	SSR2
2 K evap.(g/s)	0.12	0.36	0.71	0.74	6.27
J-T inlet (g/s) ^A	0.14	0.43	0.84	0.87	7.38
4.5 K thermal intercept (g/s) ^B	0.06	0.34	0.65	0.66	1.31
4.5 K LHe total (A+B) (g/s)	0.26	0.76	1.49	1.53	8.69
40 K GHe (g/s)	0.55	0.67	0.90	0.81	1.53

서 언급한 P&ID에서 두 번의 팽창과정과 상분리기를 도입하였다. 필요유량의 산정 과정에서는 보다 보수적으로 포화액체 상태에서 유입되는 액체의 80%가 액화된다는 가정을 통해 필요유량을 산정하였다.

각 온도 대에 필요한 유량은 앞서 언급한 열부하 예측값과 입구와 출구조건을 바탕으로 계산할 수 있으며, 그 결과는 TABLE VII에서 확인할 수 있다.

위와 같이 각 부분에 필요한 유량에 따라 각 극저온 배관의 크기가 결정되며, 대부분은 압력강하 및 압력 안전성을 기준으로 하여 상용 스테인리스 스틸 파이프를 사용할 예정이다.

가속관은 외부에 설치된 헬륨 자켓에 채워진 액체 헬륨에 의해서 냉각되며, 가속관의 상부에 위치한 이상유동 파이프 (two phase pipe)에는 항상 적정량의 액체 헬륨이 유지되어야 할 필요가 있다. 이상유동 파이프에는 기체와 액체가 공존하고 있으며, 저온 압축기 (cold compressor)방향으로 흐르는 기체 유동에 의해 발생하는 기-액 간의 상대속도에 의해서 유동의 상태가 변화한다. 내부의 압력변화가 가속관의 작동에 영향을 미치게 되므로, 기-액 계면의 상대속도가 4 m/s 이하 [10]가 되도록 최소 직경을 결정해야 한다. 그러므로, 이상유동 파이프의 직경은 각 TABLE VII의 2 K에서의 질량유량 (2 K evap.)에 의해 결정되며, 이상유동 파이프 직경의 25%에 액체 헬륨이 채워져 있는 경우 각 저온유지모듈에 사용될 이상유동 파이프의 최소 직경은 6, 9, 12, 13, 28 mm이다. 이상유동 파이프의 형상을 결정하기 위해 또 하나 고려해야 할 상황은 저온유지모듈 내부의 진공이 누설되어 급격한 열유입이 발생하는 상황이다. 이 경우 증발된 유체가 릴리프 밸브를 통해 외부로 토출되는 과정에서 압력강하가 크게 발생할 수 있기 때문이다. 빔 파이프에 진공 누설이 발생한 경우 상온유체가 직접 2 K의 가속관의 내부에 접촉하여 최대 4 W/cm²의 열유입이 발생하게 된다 [12]. 설계시 가속관과 헬륨자켓의 최대허용 압력은 4 기압이므로, 이상유동 파이프와 배출배관에서의 압력강하를 고려하여, 내부 압력이 4기압이하가 되도록 파이프의 직경 및 릴리프 밸브의 설정압력과 크기를 결정할 필요가 있다. 먼저, 진공누설에 의해 가장 많은 유체의 증발이 발생할 수 있는 SSR2 저온유지모듈에 대해 릴리프 밸브의 토출 압력과 배관의 직경에 따른 압력강하의 경향은 Fig. 10과 같다. 이 경우 배관의 길이는 SSR2의 이상유동 파이프의 길이인 4 m이며, 진공누설에 의한 증발량은 17.6 kg/이다. 이 결과를 바탕으로 이상유동 파이프의 내경은 160 mm로 결정하였으며, 이상유동 파이프에서 수직으로 릴리프 밸브로 연결되는 배관은 내경 80 mm로 결정하였다.

릴리프 밸브의 단면적은 (5)와 같은 식[13]을 통해서 계산할 수 있으며, 그 결과는 TABLE VIII에서 확인할 수 있다.

Fig. 10. Calculated pressure drop according to the diameter of pipe and relief pressure for SSR2 cryomodule.

TABLE VIII
CALCULATED RELIEF VALVE SIZE FOR CRYOMODULES.

	W (kg/h)	A (mm ²)	D (mm)
QWR	6091.3	582.4	27.2
HWR1	14056.9	1344.1	41.4
HWR2	28113.8	2688.1	58.5
SSR1	20257.2	1936.9	49.7
SSR2	63252.2	6047.9	87.8

$$A = \frac{13160W\sqrt{TZ}}{CKP\sqrt{M}} \quad (6)$$

위 식에서 A는 릴리프 밸브의 단면적 (mm²), W는 토출유량 (kg/h), T는 기체의 토출 온도 (K), Z는 압축인자, C는 315, K는 밸브의 토출 계수 (0.9<K<0.98), P는 토출압력 (kPa), M은 토출되는 유체의 몰수이다.

3. 결 론

본 연구는 아직 저온유지모듈의 단열설계 개념을 바탕으로 열유입을 예측하고 극저온 유동시스템의 개념 설계를 진행하였다. 또한 가용한 국내 및 국제 설계 규격을 바탕으로 각 구성품을 설계하였다. 이를 바탕으로 현재 저온유지모듈의 시제품 제작을 위한 공학설계가 진행되고 있으며, 곧 제작이 진행될 예정이다.

ACKNOWLEDGMENT

This work was supported by the Rare Isotope Science Project of Institute for Basic Science funded by the Ministry of Science, ICT and Future Planning (MSIP) and the National Research Foundation (NRF) of the Republic of Korea under Contract 2013M7A1A1075764

REFERENCES

- [1] C. Pagani, and P. Pierini, "Cryomodule design, assembly and alignment," 12th international workshop of RF superconductivity, 2003, USA.
- [2] T. P. Wangler, *RF Linear Accelerator*, 2nd ed. Wiley-VCH, 2008.
- [3] L. Dufay, C. Policella, J.M. Rieblan, and G. Vandoni, "A large-scale test facility for heat load measurements down to 1.9 K," Proceedings of CEC-ICMC 2001, 2011, USA.
- [4] X.L. Wang, W. Maschmann, J. Eschke, O Sawlanski, R. Klos, K. Jensch, B. Petersen, "Thermal performance analysis and measurements for the accelerator prototype modules of European XFEL," TESLA technology collaboration meeting, 2011, Beijing.
- [5] E. Chojnacki, E. Smith, R. Ehrich, V. Veshcherevich, S. Chapman, "Cryogenic heat load of the Cornell ERL main linac cryomodule," proceedings of SRF2009, 2009, Germany.
- [6] F. Casagrande, M. Johnson, M. Leitner, D. Arenius, V. Ganni, W.J. Schneider, M.A. Wiseman, Y. Xu, and M. Barrios, "Integrated thermal analysis of the FRIB cryomodule design," Proceedings of IPAC2012, 2012.
- [7] S. Kazakov, "325 MHz coupler review", Fermilab, unpublished
- [8] J.D. Gonczy, T.H. Nicol, and R.C. Niemann, "Design and analysis of the SSC dipole magnet suspension system", In Proceedings of IISC, 1989.
- [9] Expansion joint manufacturers association, *EJMA*, 8th ed., 2003
- [10] G. Horlitz, B. Petersen, D. Sellmann, S.W. Van Sciver, J.G. Weise nd, and S. Wolff, "The TESLA 500 cryogenic system and He II two-phase flow: issue and planned experiments," *Cryogenics*, vol 37, 1997.
- [11] Hepak ver 3.4, Cryodata Inc.
- [12] D. Gusesell, R. Stierlin, G. Cavallari, and I Gorine, "Pressure protection against vacuum failures on the cryostats for LEP SC cavities," Proceedings of 4th Workshop on RF Superconductivity, 1989.
- [13] Compressed gas association, CGA S-1.3, 2008.