

10kVA High T_c Superconducting Power Transformer with Double Pancake Windings

李喜俊* · 車貴守** · 李志光*** · 韓松擘§ · 柳炅佑§§ · 崔景達§§§
(H.J. Lee · G.S. Cha · G.K. Lee · W.S. Hahn · K.W. Ryu · K.D. Choi)

Abstract - This paper presents the design and test results of a 10kVA single phase HTS transformer which is operating at 77K. Double pancake windings with BSCCO -2223 HTS tape and GFRP cryostat with room temperature bore are used in the transformer. Four double pan cake windings were used in total. Two double pancake windings are connected in series to provide 188 turns and other double pancake windings are connected in parallel to conduct the secondary current of 45.4A. The rated voltages of each winding are 440/220V. Numerical calculation using Finite Element Method was used to evaluate the performance of each arrangement. Considering the magnetizing reactance, leakage reactance, electrical insulation and the circulating current in low voltage winding which had two windings in parallel, HLLH arrangement was finally chosen. Estimation of the AC loss, magnetizing loss and self field loss, in the superconducting winding and the iron loss in the core were given. Magnetizing loss is calculated in the design stage, where effects of perpendicular field and parallel field are considered. Room temperature bore type cryostat has been constructed and its heat loss was measured.

Key Words : HTS Transformer, Double pancake winding, Cryostat, AC loss

1. 서 론

고온초전도 전력기기는 늦어도 21세기 초에는 실용화될 것으로 예상하고 있으며, 이 중에서도 실용화 시기가 빠르고 수요가 많을 것으로 예상되는 전력기기로 고온초전도 변압기를 꼽고 있다.

대형 고온초전도변압기의 경우에 일반 변압기에서 발생하는 손실의 70[%]가 감소하여 0.2~0.4[%]의 효율이 상승하는 것으로 발표되었다. 또한 대형 초전도변압기의 경우 권선과 철심의 무게가 상당히 줄기 때문에 대형변압기의 운반 시에 발생하는 문제들을 상당히 감소시킬 수 있다. 30MVA 고온 초전도 변압기의 경우에 무게가 24[ton]으로 무게가 48[ton]인 일반변압기에 비해서 절반 이상 감소하는 것으로 발표되어서 중량의 감소가 초전도화에 따르는 가장

큰 이점이 될 것으로 생각된다. 이와 더불어 고온초전도 변압기에서는 과부하 운전시에 절연물의 열화가 없어 과부하 운전에 따른 수명의 감소가 없기 때문에 냉방부하가 집중되는 하계기간 중에 과부하 운전이 가능해져 실질적인 변압기 용량감소의 효과를 볼 것으로 기대된다.

30MVA 일반변압기에서 냉각과 절연을 위해서 사용하는 6000궤런의 절연유를 초전도변압기에서는 사용할 필요가 없으므로 안전하고 환경 친화적인 전력 기기가 된다는 장점도 있다[1].

이와 같이 고온초전도변압기는 기존의 변압기에 비해서 성능이 우수하고 경제성이 높기 때문에 선진외국에서는 이에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다.

그 예를 보면, 다국적 기업인 ABB가 중심이 되어 630kVA 3상 고온 초전도 변압기를 1997년에 개발했고, 이 변압기는 세계에서 처음으로 실제의 전력계통에 연결되어 부하시험을 마쳤다. 현재 ABB에서는 10MVA 고온초전도 변압기를 개발하고 있는 중이다. 그리고 미국에서는 Waukesha Electric Systems의 주도로 1MVA 단상 고온초전도 변압기를 1998년에 개발했다. 일본 Kyushu대학에서는 1996년 8월 Fuji 전기, Sumitomo사와 공동으로 500kVA, 단상 고온 초전도 변압기의 개발에 성공하였다[2][3]. 국내에서는 1999년에 3.5kVA 고온초전도변압기가 개발되었다.

초전도변압기의 기본 구조는 일반 변압기의 구조와 같

* 正 會 員 : 順天鄉大 電氣工學科 博士
 ** 正 會 員 : 順天鄉大 情報技術工學部 教授
 *** 正 會 員 : 又石大 電氣工學科 助教授
 † 正 會 員 : 서울大 電氣工學科 教授
 †† 正 會 員 : 全南大 電氣工學科 教授
 ††† 正 會 員 : 韓國産業技術大 電氣電子工學科 教授
 接受日字 : 2000年 11月 4日
 最終完了 : 2001年 2月 13日

이 1차 권선과 2차 권선 사이에 자기 결합이 잘 되도록 철심을 두며 철심의 단면적 등을 설계하는 기준은 일반변압기와 동일한 기준을 적용한다[4]. 열적 또는 기계적인 측면에서 초전도선을 냉각시키고 온도를 유지하기 위해 극저온 용기가 필요하다. 철심과 권선을 함께 냉각시킬 수 있지만 철심에서 발생하는 열로 냉매가 기화하면 이를 다시 액화하는 데는 25배 정도의 전력이 필요하므로 전체 효율면에서 철심을 냉각시키는 방법은 바람직하지 않다. 따라서 철심은 상온에 두고 1차, 2차 권선만 냉각시켜야 하며 가운데가 빈 저온 용기에 권선을 설치하고 철심은 저온 용기의 중심으로 통과시키는 구조를 가져야 한다. 본 논문에서는 이러한 구조를 갖는 10kVA 고온초전도 변압기를 기존설계법으로 설계하여 유한요소법으로 그 특성을 해석하였다[5].

권선에는 BSCCO-2223로 제작된 고온초전도선을 사용하고 더블팬케이크형 권선을 이용하여 누설자속을 줄이도록 했고, 여러 가지의 권선 배치를 검토해서 최적의 권선 배치를 결정했다.

2. 고온초전도선재

권선에 사용한 선재는 BSCCO-2223 고온초전도 선재로서 폭은 3.1[mm], 두께는 0.168[mm]이며 임계전류는 외부 자장이 없는 경우 77K에서 62[A]이고, 선재의 임계전류밀도 J_c 는 1.2×10^4 [A/cm²]이다. 결합손실을 줄이기 위해 모재는 은합금을 사용하였으며, 표1은 BSCCO-2223 선재에 대한 기본 사양이다.

표1 고온초전도선재 사양

Table 1. Specification of the HTS tape

재질	BSCCO-2223
테이프 폭	3.1[mm]
테이프 두께	0.168[mm]
모재	은 합금
트위스트	NO
필라멘트수	55
임계전류	79A (77K, self-field)

그림 1은 고온초전도 변압기에 사용된 초전도선의 단면도이다.



그림 1 고온초전도 선의 단면도

Fig. 1 Cross section of the HTS tape

그림 2은 고온초전도선재에 대한 임계전류를 측정 한 것이다. 고온초전도선재 10[cm]에 전류를 인가하여 인가되는 전압을 측정하였는데 고온초전도체의 임계전류를 1[μ V/cm]의 기준을 적용해서 결정할 경우 0.01[mV]에서 켜지 이므로 고온초전도선재의 임계전류는 79[A]이다.

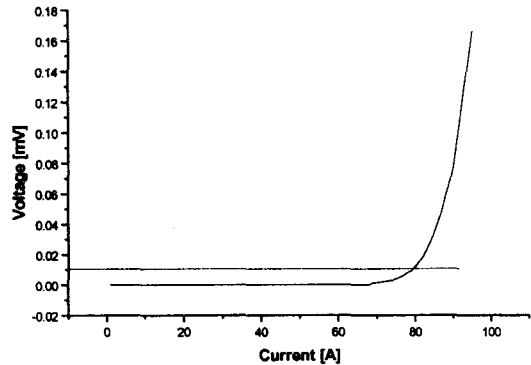


그림 2 고온초전도선재의 임계전류 측정

Fig. 2 The critical current of the HTS tape

표 2에서 제작된 더블팬케이크 보빈은 4개로, 보빈 하나 당 94턴을 권선했고 권선된 선재의 길이는 66.6[m]로서 더블팬케이크에 권선된 총 선재의 길이는 266.4[m]이고, 저압측에 133.2[m]가 고압측에 133.2[m]가 권선되어 있다. 저압측 두 개의 더블팬케이크권선은 병렬로 연결했고 고압측 두 개의 더블팬케이크권선은 직렬로 연결했다.

표 2 더블팬케이크 사양

Table 2. Specification of the double pan cake winding

저압측 권선 턴수	94 × 2	저압측 선재길이	133.2[m]
고압측 권선 턴수	188	고압측 선재길이	133.2[m]
사용된 선재길이	266.4[m]	더블팬케이크 수	4

3. 철심

사용된 철심은 저손실 방향성 규소 강판이고 두께는 0.3[mm]이며 비중은 7.65[g/cm³], 점적율은 0.96이다. 제작된 철심을 손실곡선을 이용해서 구하면 60.7[W]이고 실험을 통해 구한 무부하 손실은 67.3[W]이다. 변압기의 철심은 권철심 형태의 내철형으로 제작하였다.

그림 3은 제작된 철심의 단면도이다. 철심설계는 상온변압기 설계와 같은 방법으로 설계하였고 철심은 권선형의 방향성 규소강판을 적층하여 사각형 형태로 제작하였다. 철심의 단면적은 85×85[mm²]이며 철심의 최대 자속밀도는

1.92[T]이며 동작자속밀도는 1.3[T]이고, 제작된 철심의 가로 세로의 길이는 각각 670[mm], 340[mm]이며 창의 크기는 각각 500[mm], 170[mm]이며 무게는 86.7[kg]이다. 한쪽 철심에다 권선과 단자가 연결된 더블팬케이크 권선 4개를 삽입한다.

그림 4는 보빈의 단면도이다. 보빈의 내측 반지름은 182[mm], 외측 반지름은 382[mm]이며 두께는 15[mm]이고 권선 영역의 폭은 10[mm], 깊이는 40[mm]이다. 보빈의 재질은 G-10 FRP이다.

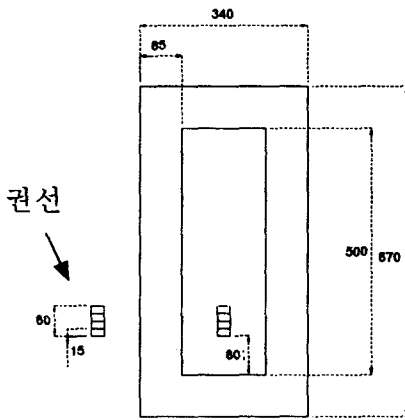


그림3 철심 단면도
Fig. 3 Cross section of the core

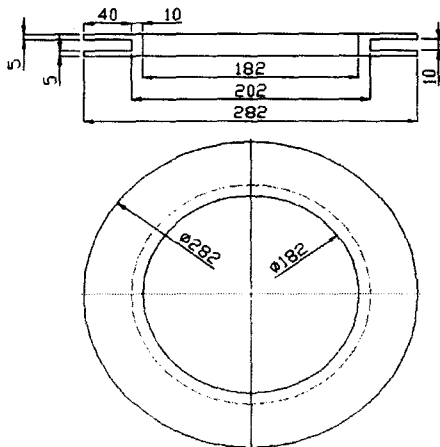


그림 4 보빈 단면도
Fig. 4 Cross section of the bobbin

4. 변압기 사양

1차측과 2차측 모두 같은 선을 사용하여 권선하였고 1차측과 2차측의 권수비는 2:1이다. 고압측 전압은 440[V]이고 전류는 22.7[A]이며 저압측 전압은 220[V]이고 전류는 45.4[A]이다. 4개의 더블팬케이크 형태로 권선하였고 권선부는 액체질소에서 동작하도록 하였다.

위와 같은 고온초전도체이프와 철심을 사용해서 단상 10kVA 변압기를 설계한 결과는 표 3과 같다. 고압측에 흐르는 전류는 22.73[A]이고 저압측에 흐르는 전류는 45.46[A]이다. 고온초전도선재를 구부릴 경우 전류밀도가 감소하므로 고온초전도선재의 구부림을 최소로 하기 위해서 권선을 원형형태의 보빈에 감아야 하고, 그 때문에 철심의 가로와 세로의 길이를 같도록 했다.

권선을 용이하게 하기 위해서 고압측과 저압측 권선을 더블 팬케이크 형태로 권선했다. 고압측에는 188턴, 저압측에는 94턴을 권선 하였으며 사용된 선재의 총 길이는 266.4[m]이다. 또한 고압측은 더블팬케이크권선 두 개를 직렬로 연결하였고 저압측에는 두 개의 더블팬케이크를 병렬로 사용하여 과도상태 시에 변압기에 흐르는 큰 전류에 의해서 변압기가 열화되는 것을 방지하도록 했다.

그림 5는 설계된 변압기의 지지구조물의 단면도로서 초전도권선, 철심 및 제작된 초전도변압기를 액체질소를 담은 극저온 용기의 상부플랜지에 고정시킬 수 있는 지지물이 표시되어 있다. 지지물은 스테인레스 스틸로 가공하여 손실을 최소화하였다.

표3 고온초전도변압기의 사양

Table 3. Specification of the HTS transformer

정격	용량	단상 10kVA
	전압	1차/2차 440/220[V]
전류	1차/2차 22.7/45.4[A]	
권선	턴수	1차/2차 188/94
	선 길이	1차/2차 133.2/133.2[m]
	안쪽/바깥쪽 지름	202/242 [mm]
	높이	60 [mm]
철심	재질	방향성규소강판
	높이/너비	670/340 [mm]
	단면적	85×85 [mm ²]
	무게	86.7[kg]
	손실	84.8[W], 1.3[T]
	최대자속밀도	1.92[T]
저온 용기	동작자속밀도	1.3[T]
	재질	G-10FRP
	안쪽/바깥쪽 지름	130/405 [mm]
높이	470 [mm]	

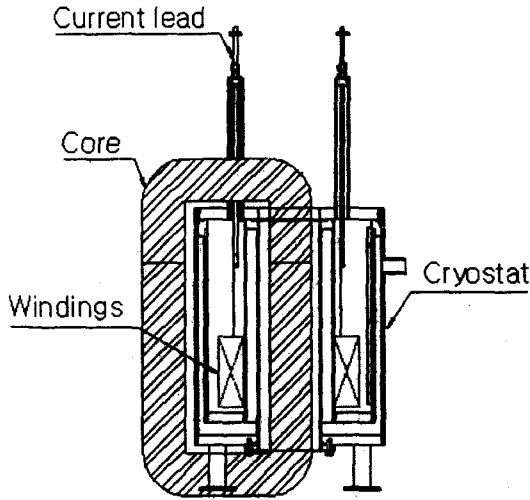


그림 5 초전도변압기 단면도
Fig. 5 Cross section of the HTS transformer

5. 극저온용기

그림 6은 제작된 저온용기의 단면도이다. 저온용기와 지지대는 G10-FRP와 부도체를 이용하여 누설 자속에 의한 와전류손이 발생하지 않게 제작하였다. 중공형 형태로 제작하여 가운데로 철심이 지나갈 수 있게 하여 상온에 철심이 위치할 수 있게 하였으며, 제작된 저온용기의 안지름과 바깥지름은 130[mm], 405[mm], 높이는 470[mm]이다. 액체질소용기 안과 바깥 부분에는 진공층을 두어 외부로부터의 열손실 침투를 방지하였다.

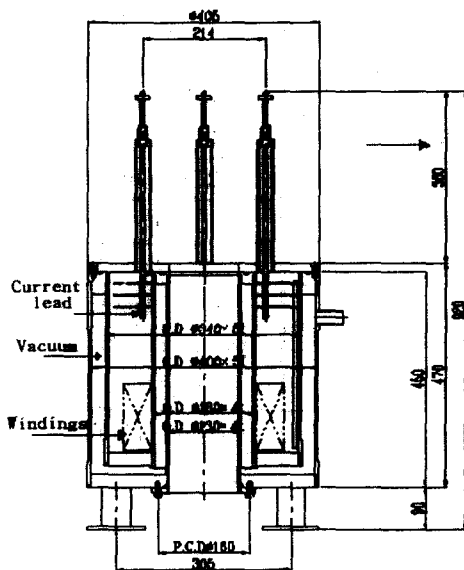


그림 6 저온용기 단면도
Fig. 6 Cross section of the cryostat

실험을 통해 액체질소의 증발량을 측정하기 위한 액체질소 액면의 감소된 높이에 대한 측정값은 그림7과 같다. 저온용기에 액체질소를 18.66[l]을 채운 다음 저온용기에서의 자연증발량을 측정하였다. 액체질소용 액면센서를 이용하여 측정하였는데 처음 액면센서의 높이는 10.1[cm]이었다. 13시간 동안 저온용기에 담긴 액체질소의 액면이 감소한 정도는 86[mm]이고, 시간당 평균 6.62[mm] 감소하였다. 저온용기에 담긴 액체질소의 자연 증발량을 측정한 결과 액체질소 증발량은 시간당 0.39[l]로 하루 평균 증발량은 9.38[l]이었다. 액체질소의 증발량을 열 손실전력으로 환산하면 다음 식과 같다.

$$\text{열 손실전력} = \text{증발량} \times \alpha^{-1} \text{ [W]} \quad (1)$$

여기서 α 는 0.022로 실험적으로 구한 비례상수 값으로 식(1)로부터 구한 열 손실전력은 17.73[W]이다.

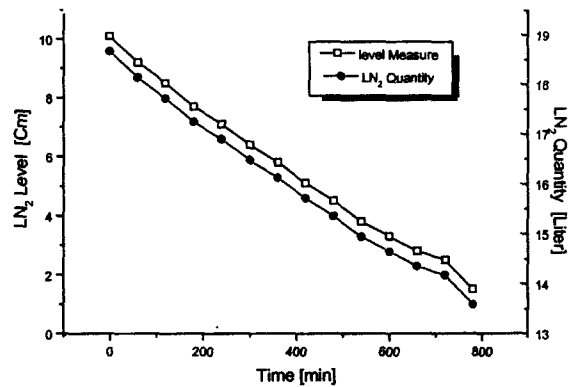


그림 7 저온용기의 증발량 측정
Fig. 7 Evaporation measured of cryostat

6. 권선배치

4개의 더블팬케이크를 사용하여 여러 종류의 권선배치가 가능하나 여기서는 4가지 경우에 대해서 확인하였다. 첫 번째는 고압-고압-저압-저압(HHLL), 저압-저압-고압-고압(LLHH), 저압-고압-고압-저압(LHHL), 고압-저압-저압-고압(HLLH) 여기서 고압은 1차측권선을 의미하며 저압은 2차측권선을 의미한다. 4가지 경우에 대한 자화리액턴스 X_m 과 누설리액턴스 X_l 을 유한요소법을 이용하여 계산하여 권선배치를 결정한다. 자화리액턴스와 누설리액턴스는 무부하 시험과 단락시험을 수치적으로 계산해서 구한 전압과 전류로부터 계산했다. 표 4는 무부하 특성해석과 단락회로 특성 해석 결과이다.

그림 8은 각 경우의 자화리액턴스와 누설리액턴스를 HLLH의 경우를 1로 해서 표시한 것으로 자화리액턴스는 세가지 경우 LLHH의 결선이 가장 크게 나왔다. 누설리액턴스의 경우는 HHLL과 LLHH의 누설액턴스 값이

같았으며 LHHL과 HLLH의 값이 같았다.

표4 개방회로특성 및 단락회로 특성

Table 4. Characteristic of open circuit and short circuit

권선 배치	개방 시험			단락 시험		
	전압 [V]	전류 [A]	자화 리액턴스 [Ω]	전압 [V]	전류 [A]	누설 리액턴스 [Ω]
HHLL	440	4.52	97.34	21.5	23.01	0.93
LLHH	440	4.51	97.56	21.5	22.99	0.94
LHHL	440	4.51	97.56	11	23.07	0.48
HLLH	440	4.53	97.13	11	23.03	0.48

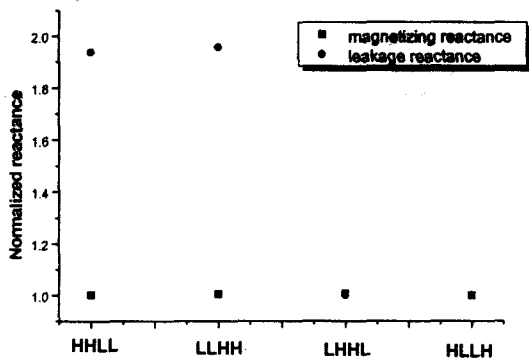


그림 8 각 권선 배치별 자화리액턴스, 누설리액턴스
Fig. 8 Magnetizing reactance and leakage reactance of each winding arrangement

권선의 배치는 해석 프로그램을 사용하여 전류의 불균형이 최소로 해소되는 모험인 HHLL과 LLHH의 회로 연결은 자속이 권선을 통과하는 부분이 적으나 2차측의 전류불평형으로 인하여 사용하지 않았고 LHHL의 형태는 해석해본 결과 저압측의 전압이 낮게 나오는 것을 확인할 수 있으므로 저압측의 전압과 전류가 정확하게 나오는 모험인 HLLH의 배치로 변압기의 권선배치를 결정하였다.

7. 손실

그림 9는 초전도변압기내의 자력선 분포를 나타낸 것이고 그림 8.b)는 권선 부분의 자력선분포를 확대해서 나타낸 것이다. 그림 9에서 알 수 있듯이 고압측 권선끼리 자로가 형성되고 저압측 권선끼리 자로가 형성되어 고압측과 저압측이 만나는 지점에서 수직 자속이 집중되는 것을 알 수 있다. 이는 고압측 권선과 저압측 권선에 흐르는 전류의

방향이 다르기 때문이다.

고온초전도선에 수직성분으로 자장이 가해지면 수평방향의 자장이 인가될 때에 비해서 임계전류의 감소폭이 커지고 손실도 커지게 된다. 저압측 권선과 고압측 권선이 마주보는 부분이 자장의 세기도 셀 뿐만 아니라 자장의 방향도 초전도선에 수직방향이기 때문에 변압기의 권선에서 발생하는 손실의 대부분은 저압측 권선과 고압측 권선이 마주보는 부분에서 발생한다.

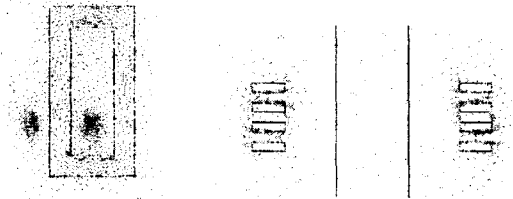


그림 9 초전도 변압기에서의 자속분포 ($\omega t = 0^\circ$)

a) 전체 부분 b) 권선부분확대

Fig. 9 Magnetic field distribution around the winding area
(a) whole diagram (b) enlarged winding area

그림 10은 더블 팬케이크 형태의 권선 배치로 제작된 고온 초전도 권선에서의 자속 밀도를 보여 주고 있으며, 권선에서의 최대자속밀도는 84.18[mT]이며 최소 자속 밀도는 6.69[mT]임을 알 수 있다.

중공형 저온용기에 철심을 통과시키어 더블 팬케이크형 권선과의 거리가 많이 떨어져 있고 변압기의 용량이 비교적 작아서 권선에 인가되는 자장의 세기는 약하다. 자력선 분포에서 알 수 있는 바와 같이 손실은 주로 각각의 1차측 권선 부와 2차측 권선 부가 만나는 표면에 집중되며 고압측에서 저압 측으로 변하는 부분에 집중되어 있다. 색깔이 짙은 부분이 자장의 세기가 셀 부분이며 전류가 바뀌는 부분에 자장이 집중되어 있음을 알 수 있다.

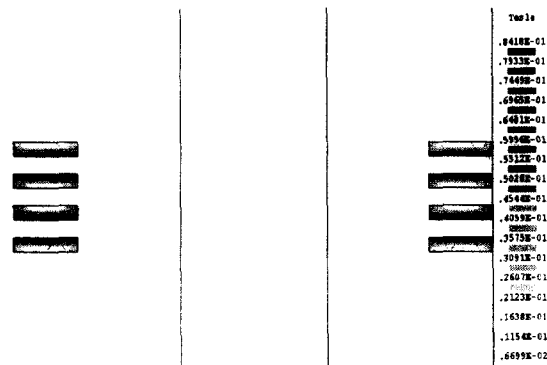


그림 10 전체 권선의 자속 밀도 분포
Fig. 10 Loss density of the winding area

초전도선재에 인가되는 외부자장에 의해 발생하는 손실을 수평방향으로 인가되는 자계에 의해 발생하는 손실과 수직방향으로 인가되는 자계에 의해 발생하는 손실을 계산하였다. 외부 자계손실의 계산에는 고온초전도 테이프의 평판모델을 사용하였다[6][7].

고온 초전도선의 치수는 그림 11.a)에서 두께 2a가 0.168[mm]이며 그림 11.b)에서 넓은 면 2b가 3.1[mm]이다. 외부에서 인가되는 자속밀도 B_x , B_y 을 이용해서 인가된 자속밀도와 완전침투 자속밀도의 비를 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\beta_x = \frac{B_x}{B_{px}} = \frac{B_x}{\mu_0 \times J_{cx} \times b} \quad (2)$$

$$\beta_y = \frac{B_y}{B_{py}} = \frac{B_y}{\mu_0 \times J_{cy} \times a} \quad (3)$$

식(2)는 수직방향으로의 자속 밀도 비이며, 식(3)은 수평방향으로의 자속 밀도 비이다.

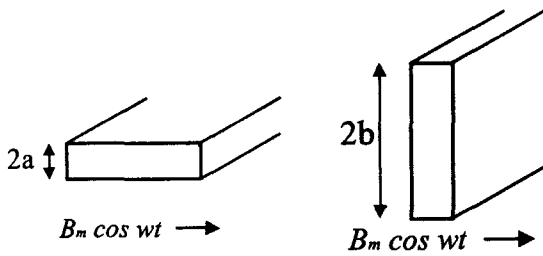


그림 11 고온 초전도 테이프의 평판 모델

(a)수평으로 가해지는 자장 (b)수직으로 가해지는 자장

Fig. 11 Slab model of the HTS tape

(a) perpendicular field (b) parallel field

한 주기당 자화 손실은 β 를 이용해서 완전침투가 발생하지 않는 경우($\beta < 1$)와 완전침투가 발생하는 경우($\beta > 1$)로 나누어서 표시하면 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$Q_x = \frac{2B_x^3}{3\mu_0^2 J_{cx} b} = \frac{2B_x^2}{\mu_0} \frac{\beta_x}{3} [J/m^3/cycle], \beta < 1 \quad (4)$$

$$Q_x = \frac{2B_x^2}{\mu_0} \left(\frac{1}{\beta_x} - \frac{2}{3\beta_x^3} \right) [J/m^3/cycle], \beta > 1 \quad (5)$$

$$Q_y = \frac{2B_y^3}{3\mu_0^2 J_{cy} a} = \frac{2B_y^2}{\mu_0} \frac{\beta_y}{3} [J/m^3/cycle], \beta < 1 \quad (6)$$

$$Q_y = \frac{2B_y^2}{\mu_0} \left(\frac{1}{\beta_y} - \frac{2}{3\beta_y^3} \right) [J/m^3/cycle], \beta > 1 \quad (7)$$

위 식(4), 식(5)는 수직방향으로 자속이 가해질 때의 단위 체적 당, 한 주기의 손실 식이며 식(6), 식(7)은 수평방향으로 자속이 가해질 때의 단위 체적 당, 한 주기의 손실 식이

다. 외부자계손실 해석이론으로 초전도체의 수직·수평 임계전류밀도를 계산하면 외부에서 가해지는 수직·수평 자장의 값이 각각 70[mT]일 경우 J_{cx} , J_{cy} 는 각각 $1.8 \times 10^7 [A/m^2]$, $5.3 \times 10^7 [A/m^2]$ 이며, 외부 자계가 초전도필라멘트의 중심까지 침투하는 수직·수평완전침투 자속밀도 B_{px} , B_{py} 는 각각 36[mT], 5.6[mT]이다.

각 권선에 인가되는 수직방향 자장 B_x 와 수평방향 자장 B_y 에 의해서 발생하는 손실을 계산하면 그림 12, 13과 같다.

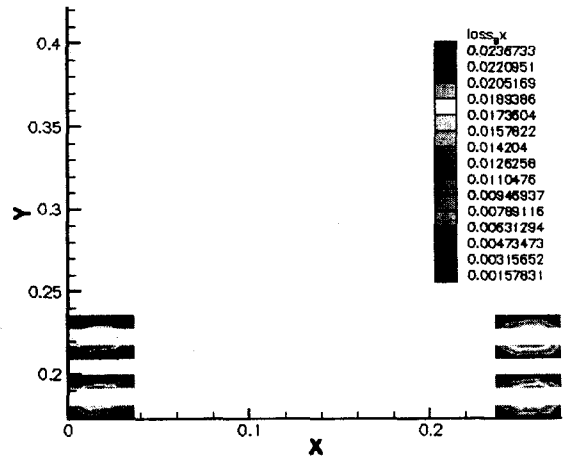


그림 12 수직방향 자장 B_x 에 의한 손실

Fig. 12 Loss by perpendicular field B_x

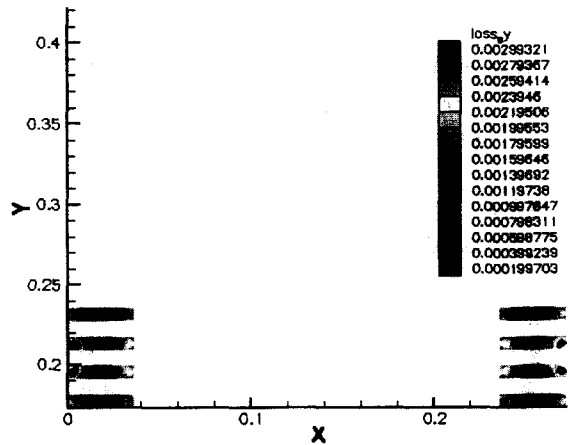


그림 13 수평방향 자장 B_y 에 의한 손실

Fig. 13 Loss by parallel field B_y

그림에서도 알 수 있듯이 수직방향 자장에 의한 손실의 최대값은 23[mW]이고 수평방향 자장에 의한 손실의 최대값은 2.9[mW]로 수직방향 자장에 의한 손실이 수평방향 자장에 의한 손실 값보다 약 10배정도 크게 계산되었다. 또한 권선의 중심부분에서의 자장이 권선의 바깥쪽 부분보다 강

하기 때문에 권선의 중심부분에 위치한 초전도선에서 발생하는 손실이 권선의 바깥 부분의 손실보다 크다.

그림 14는 수직자계 B_z 와 수평자계 B_r 가 각각의 더블팬케이크에 인가 될 때의 교류손실을 나타낸 것이다. 권선번호는 더블팬케이크권선을 고압-저압-저압-고압 순으로 놓고 고압권선으로부터 차례로 위에서 아래로 권선 번호를 붙였다. 여기서 수평자계로 인가시의 교류손실이 수직자계로 인가시의 교류손실 보다 더 크다는 것을 알 수 있다. 4개의 권선에서의 총 교류손실은 3.67[W]이다. 이 결과를 기화된 가스를 다시 액체로 만드는 데에 소용되는 전력의 비율인 COP를 25로 잡으면 교류손실은 91.75[W]이다. 이 교류손실이 작은 이유는 고온초전도 변압기의 용량이 10kVA로 작고 네 개의 권선에 외부자계가 잘 분배되기 때문이다. 중심 부분에 위치한 권선2와 권선3이 다른 권선1이나 권선4 보다 약간 교류손실이 높다.

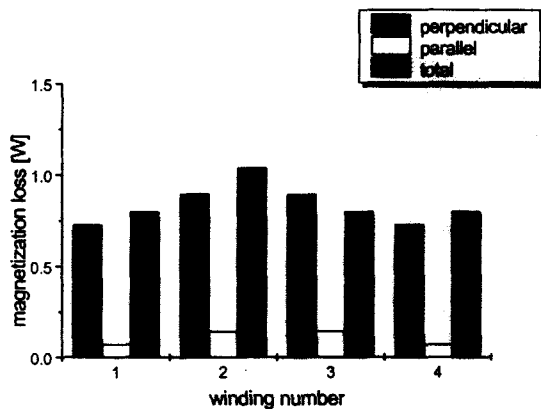


그림 14 각 권선당 교류손실
Fig. 14 AC loss in each winding

통전전류에 의해서 발생하는 자기자계손실은 다음과 같은 Norris식을 이용해서 구할 수 있다[8].

$$Q = \frac{I_c^2 \mu_0}{\pi} \left[\left(1 - \frac{i_p}{I_c}\right) \ln\left(1 - \frac{i_p}{I_c}\right) + \left(2 - \frac{i_p}{I_c}\right) \frac{i_p}{2I_c} \right] \quad [\text{J/m/cycle}] \quad (8)$$

위 식에서 I_c 는 임계전류이고 i_p 는 통전전류의 최대치이므로 한 주기당의 자기자계손실은 $0.049 \times 10^{-3} [\text{J/m/cycle}]$ 이고 이로부터 구한 전체 자기자계손실은 0.787[W]이다. 대부분의 손실이 자화손실이고 자기자계손실은 자화손실의 21.4[%]정도이다. 자화손실과 자기자계손실을 합한 총 손실은 4.46[W]이다. 기화된 가스를 다시 액체로 만드는 데에 소용되는 전력의 비율인 COP를 25로 잡으면 손실은

111.43[W]에 해당된다.

8. 결 론

본 연구에서는 10kVA 고온초전도변압기를 설계하고 이 변압기의 성능을 유한요소방법을 이용하여 계산했다. 4개의 더블팬케이크권선을 사용하였는데 더블팬케이크 권선방법은 고전압 변압기에서 슬레노이드권선 방법보다 많이 사용되는 방식이다. 권선된 더블팬케이크권선에 권선배치와 교류손실을 유한요소방법과 계산식을 이용하여 구하여 최적의 권선배치를 찾았으며 권선에서의 교류손실값을 구하였다. 권선배치는 누설리액턴스와 순환전류를 고려했을 때에 고압-저압-저압-고압-고압-저압-저압-고압순으로 배치하는 것이 최적의 배치임을 밝혔고, 제작된 저온용기에 대한 열용량손실을 측정하였다. 고온초전도권선에서의 COP을 고려한 교류손실과 자기자계손실은 111.43[W]로 손실이 작은데 이유는 고온초전도 변압기의 용량이 10kVA로 작고 네 개의 권선에 외부자계가 잘 분배되기 때문이다.

감사의 글

본 연구는 산업자원부의 지원에 의하여 이루어진 연구로서, 관계부처에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- [1] Sam P. Mehta, Nicola Aversa, and Michael S. Walker, "Transforming transformers," IEEE Spectrum, Vol.34, No.7, pp. 43-49, July 1997.
- [2] S.W.Schwenrerly, et al., "Performance of a 1-MVA Demonstration Transformer," IEEE Trans. Applied Superconductivity, Vol.9, No.2, pp.680-684, 1999.
- [3] K. Funaki et al., "Preliminary Tests of A 500kVA-Class Oxide Superconducting Transformer Cooled by Subcooled Nitrogen," Trans. on IEEE Applied Superconductivity, Vol.7, No.2, pp.824-827, 1997.
- [4] J. Lee, W. Kim, K. Choi, S. Hahn, G. Cha and S. Chang, "Development of a Three Phase 100kVA Superconducting Power Transformer with Amorphous Core," IEEE, Trans. Applied Superconductivity, Vol.9, No.2, 1999, pp.1293-1296
- [5] J.K.Sykulski, et al., "Design and Construction of an High Temperature Superconducting Transformer," ICEM'98, Istanbul, Turkey, pp.971-975, Sept., 1998
- [6] C. P. Bean, "Magnetization of Hard Superconductor," Physical Review Letters, Vol.8, No.6, pp.250-253, 1962.
- [7] Martin N. Wilson, Clarendon Press, Oxford,

Superconducting Magnets, pp.159-199, 1983.
[8] W.T.Norris, "Calculation of Hysteresis Losses in Hard Superconductors carrying AC: isolated conductors and

edges of thin sheets," Jour. of Physics. D, vol.3, pp.489-507, 1970.

저 자 소 개



이 희 준 (李 喜 俊)
1969년 5월 15일 생. 1994년 순천향대 공대 전기공학과 졸업. 1996년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 동 대학원 공학박사
현 순천향대 공대 기술정보학부
Tel : 041-530-1333
E-mail : jun1234@chollian.net



차 귀 수 (車 貴 守)
1956년 7월 18일생. 1978년 서울대 공대 공업교육학과 졸업. 1987년 전기공학과 졸업(공학박사). 1987년 순천향대 조교수. 1991년 영국 Bath대학 방문교수, 현 순천향대 공대 기술정보학부 교수

Tel : 041-530-1334
E-mail : gsoocha@sch.ac.kr

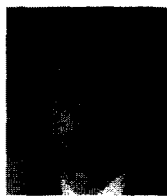


이 지 광 (李 志 光)
1966년 6월 1일생. 1989년 서울대 공대 전기공학과 졸업. 1992년 동 대학원 졸업. 1997년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 현 우석대학교 전기공학과 조교수
Tel : 062-290-1476
Email : jikwang@core.woosuk.ac.kr



한 송 업 (韓 松 暉)
1939년 3월 14일 생. 1963년 서울대 공대 전기공학과 졸업. 1968년 서울대 전기공학과 전입강사. 1979년 프랑스 로렌공과대학 대학원 졸업(공학박사). 1995년~1996년 당 학회 회장. 현 서울대학교 공과대학

교수
Tel : 02-880-7246
E-mail : syhahn@plaza.snu.ac.kr



류 경 우 (柳 炅 佑)
1962년 2월 10일 생. 1983년 인하대학교 전기공학과 졸업. 1985년 서울대학교 전기공학과 대학원 졸업. 1995년요꼬하마대학원 전자정보공학과 박사. 현 전남대학교 전기공학과 교수

Tel : 062-530-1748
E-mail : kwryu@chonnam.chonnam.ac.kr



최 경 달 (崔 景 達)
1984년 서울대학교 전기공학과 졸업. 1986년 동 대학원 졸업. 1993년 동 대학원 공학박사. 현 한국산업기술대학교 전기전자공학과 조교수

Tel : 032-496-8263
E-mail : choidal@kpu.ac.kr