

# 고온초전도변압기의 특성해석

論 文

49B-1-5

## The Characteristics Analysis of a HTS Transformer

李 喜 俊\* · 車 貴 守\*\* · 李 鎔 旭\*\*\* · 韓 松 曄§

(Hee-Joon Lee · Guee-Soo Cha · Yong-Wook Lee · Song-Yop Hahn)

**Abstract** - This paper presents the performance evaluation of an HTS transformer. Numerical calculation by finite element method was used to evaluate the performance. BSCCO-2223 HTS tapes and double pancake winding were adopted in this design. Four double pancake windings were used in total. Among them two windings were connected in series for high voltage winding and two windings are connected in parallel for low voltage winding. Properties of various type of the winding arrangement were examined. Characteristics of the transformer during the transient which was caused by sudden short were simulated. The current limiting effect, temperature rise and resistance growth of the superconducting winding were shown.

**Key Words** : HTS transformer, finite element method, double pancake, resistance growth

### 1. 서 론

초전도변압기는 권선에서 발생하는 손실을 거의 없앨 수 있기 때문에 기존의 변압기에 비해 효율이 높다. 또한 권선 및 철심의 부피와 무게가 감소하기 때문에 부피가 1/3까지 줄어든다. 상온변압기에서는 권선에서 발생하는 열의 방열과 전기적인 절연을 위해서 절연유를 사용하지만 초전도변압기에서는 절연유를 사용할 필요가 없기 때문에 폭발의 위험이 없고 환경친화적인 변압기이다. 이와같은 장점 때문에 현재 개발이 활발히 진행 중이다[1-2].

고온초전도선재의 성능이 향상됨에 따라 최근에는 고온초전도변압기를 제작되고 있다. 1998년에 다국적기업인 ABB를 중심으로 해서 3상 630kVA 초전도변압기를 개발했고 1999년에는 미국의 Waukesha에서 단상 1MVA 초전도변압기를 개발했다. 국내에서도 1998년에 3상 100kVA 저온초전도변압기를 개발한 이후에 고온초전도변압기를 개발하기 위한 연구를 진행 중이다[3-4].

본 연구에서는 본격적인 고온초전도변압기 개발의 앞 단계로서 진행하고 있는 실험실 규모의 고온초전도변압기의 특성 해석을 수행한다. 특성해석의 대상으로 선택한 초전도변압기의 1차측과 2차측 권선에는 BSCCO-2223로 제작된 고온초전도선을 사용했고 더블팬케이크 권선을 교호배치해서 누설자속을 줄이도록 했다. 변압기에 외부 시변자계가 인가될 때에

는 발생하는 자화손실, 자기자계손실의 교류손실과 철손을 계산했다. 변압기에서 발생하는 교류손실의 크기는 초전도테이프에 인가되는 수직 자계에 좌우되므로 이를 고려하여 더블팬케이크 권선 배치를 결정하였다.

고온초전도 변압기에서 발생하는 과도해석을 하였다. 전부 하운전시 2차측에 단락 사고가 발생 할 경우 초전도 변압기에서의 전류, 온도상승 및 저항성장 등을 계산했다.

### 2. 변압기 설계

#### 2.1 고온초전도선재

고온초전도선재로서는 BSCCO-2223로 제작된 테이프형태의 선재를 사용했다. 선재의 사양은 표 1과 같다.

초전도테이프의 폭과 두께는 3.54 mm, 0.25 mm 이고 테이프

표 1 고온초전도 선재의 사양

Table 1 Specifications of the HTS tape

재 질	BSCCO-2223	모 재	은합금
테이프폭	3.54 mm	필라멘트 영역 폭	2.615 mm
테이프 두께	0.25 mm	필라멘트 영역두께	0.175 mm
트위스트	NO	필라멘트 수	37
임계전류	40 A	전류밀도	$8.74 \times 10^3 \text{ A/cm}^2$

\* 正 會 員 : 順天鄉大 電氣工學科 博士課程

\*\* 正 會 員 : 順天鄉大 電氣工學科 教授 · 工博

\*\*\* 準 會 員 : 서울大 電氣工學科 碩士課程

§ 正 會 員 : 서울大 電氣工學科 教授 · 工博

接受日字 : 1999年 10月 18日

最終完了 : 1999年 11月 29日

프에서 필라멘트가 배치된 필라멘트 영역의 폭과 두께는 각각 2.615 mm, 0.175 mm로서 필라멘트 영역이 전 영역에서 차지하는 비율은 51.7%이다. 이 테이프의 모재는 은합금으로 제작되었고 임계전류는 40.0 A로서 이를 전류밀도로 나타내면  $J_c$ 는  $8.74 \times 10^3 \text{ A/cm}^2$  이다.

### 2.2 철심

사용된 철심은 30PH139로서 저손실 방향성 규소 강판이고 두께는 0.3 mm이며 질량은  $7.65 \text{ g/cm}^3$  철심의 점적율은 95.5%이다.

철손은 손실곡선에서 직접 구하거나 다음 식으로부터 구할 수 있다.

$$P_c = B^2 \left[ \sigma_H \left( \frac{f}{100} \right) + \sigma_E d^2 \left( \frac{f}{100} \right)^2 \right] \text{ W/kg} \quad (1)$$

위 식에서 B는 인가자장의 최대치,  $\sigma_H$ 는 히스테리시스손실 계수,  $\sigma_E$ 는 와전류손실계수, d는 규소강판의 두께, f는 주파수이다.

변압기의 철심구조는 내철형으로 하였다.

### 2.3 사양

위와 같은 고온초전도테이프와 철심을 사용해서 단상 3 kVA 변압기를 설계한 결과는 표 2와 같다. 고압측에 흐르는 전류는 13.6 A 이고 저압측에 흐르는 전류는 27.3 A 이다. 고온초전도선재를 구부릴 경우 전류밀도가 감소하므로 고온초전도선재의 구부림을 최소로 하기 위해서 권선을 원형형태의 보빈에 감아야 하고, 그 때문에 철심의 가로와 세로를 같도록 했다. 철심의 단면적은 적층두께와 폭이 86 mm, 85 mm 이고 철심의 무게는 34.6 kg이다.

권선을 용이하게 하기 위해서 고압측과 저압측 권선을 더블 팬케이크 형태로 권선했다. 고압측에는 120턴, 저압측에는 60턴이 감겨 있으며 사용된 선재의 총 길이는 120 m이다. 또한 저압측에는 2가닥을 병렬로 사용해서 과도상태 시에 변압기에 흐르는 큰 전류에 의해서 변압기가 열화되는 것을 방지하도록 했다.

그림 1은 설계된 고온초전도변압기의 단면도이다.

표 2 고온초전도변압기의 사양

Table 2 Specification of the HTS transformer

용량	단상, 3 kVA	전압	220/110 V
전류	13.6/27.3 A	권선 형태	더블 팬케이크
권선수	120/60	권선 길이	120 m
철심 단면적	$85 \times 86 \text{ mm}^2$	철심 무게	34.6 kg

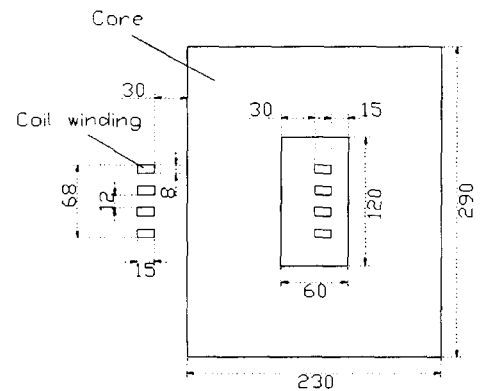


그림 1 고온초전도변압기의 단면도

Fig. 1 Cross-section of the HTS transformer

### 2.4 권선배치

권선을 더블 팬케이크로 배치할 경우는 1차 권선과 2차 권선의 배치를 조절할 수 있다. 본 연구에서는 더블 팬케이크 하나 당 60회를 권선해서 고압측에 2개, 저압측에 2개 총 4개의 더블 팬케이크 권선을 사용한다. 고압측에는 2개 권선을 직렬로 연결하고 저압측에는 2개의 권선을 병렬로 연결해서 사용한다.

이 경우에 4가지의 서로 다른 권선배치가 가능하다. 첫 번째가 고압-저압-저압-고압(H-L-L-H) 순서로 권선을 배치하는 것이고, 저압-고압-고압-저압(L-H-H-L), 고압-저압-고압-저압(H-L-H-L), 고압-고압-저압-저압(H-H-L-L) 순으로 배치하는 것이다. 4가지 경우에 대한 자화리액턴스  $X_m$ 과 누설리액턴스  $X_l$ 을 유한요소법을 이용하여 계산하여 권선 배치를 결정한다. L-L-H-H와 H-H-L-L은 서로 특성이 비슷하므로 여기서는 H-H-L-L에 대해서만 고려 하였다.

이때 권선배치별 자속분포는 그림2와 같다. 그림 2(a)는 전부하가 인가된 경우 H-H-L-L로 배치된 권선부분에서의 자속분포로서 두 번째 코일 밑 부분과 세 번째 코일 윗 부분에서 자장이 강한 자장이 발생하고 최대자속밀도는 65 mT이다. 나머지 양쪽의 공간에서는 서로 균등하게 자속 밀도가 낮다. 그림 2(b)는 H-L-H-L로 배치된 권선부분에서의 자속분포로서 첫 번째 코일의 밑 부분과 두 번째 코일 윗 부분에서 48.2 mT의 최대자속이 발생한다. 아래 코일로 내려 갈수록 자속 밀도가 낮아진다. 그림 2(c)는 H-L-L-H로 배치된 경우로서 첫 번째 코일 밑 부분과 두 번째 코일 윗부분 그리고 세 번째 코일의 밑과 네 번째 코일의 위 부분에서 자장이 가장 강하고 최대자속밀도는 42.1 mT이다. 마지막으로 그림 2(d)는 L-H-H-L로 배치된 권선부분에서는 최대자속밀도가 49.21 mT이고 양쪽의 자속밀도가 서로 균등하다.

그림 3은 각 경우의 자화리액턴스와 누설리액턴스를 L-H-H-L의 경우를 1로 해서 표시한 것으로 자화리액턴스는 네가지 경우 모두 큰 차이는 없으나 H-L-L-H 경우가 약간 적은 것을 볼 수 있다. 그러나 누설리액턴스는 H-L-H-L의 경우가 적고 H-H-L-L의 경우가 상당히 크다. 이는 H-L-H-L의 경우가 고압권선과 저압권선이 교차해서 배치되기 때

문에 자속결합이 잘 이루어지고 H-H-L-L의 경우는 고압권선과 저압권선이 분리되어 있기 때문에 자속결합이 잘 이루어지지 않기 때문이다.

변압기에서는 여자전류가 적고 전압변동율이 낮은 것이 우수한 특성으로 평가되기 때문에 이 결과만으로 보면 H-L-H-L 배치가 성능이 우수하나 H-L-H-L 배치에서는 두 저압권선을 통과하는 자속이 다르기 때문에 병렬로 연결된 두 저압권선에서 발생하는 전압이 달라지고 이에 따라 상당히 큰 순환전류가 발생하기 때문에 바람직하지 않다. 본 변압기의 경우는 저압이기 때문에 전기적인 절연이 문제가 되지 않으나 고압변압기에서는 철심과 권선과의 전기적인 절연이 문제가 되므로 철심에서 가까운 쪽에 고압권선을 배치하는 것이 바람직하다. 이들을 종합적으로 고려해서 변압기의 권선배치는 L-H-H-L로 한다.

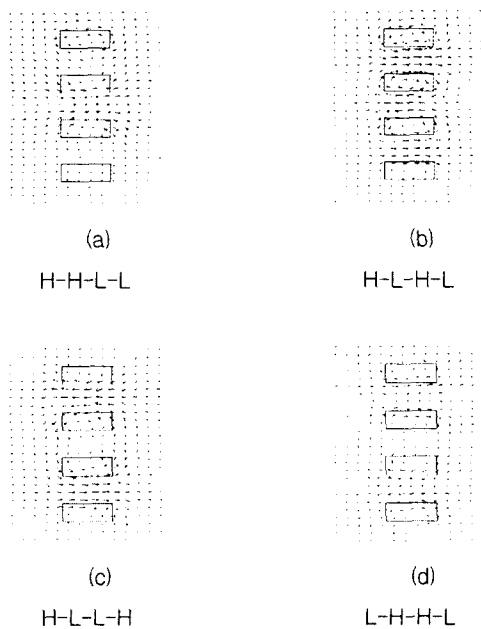


그림 2 각 권선배치별 자속 분포  
Fig. 2 Flux distribution of each winding arrangement

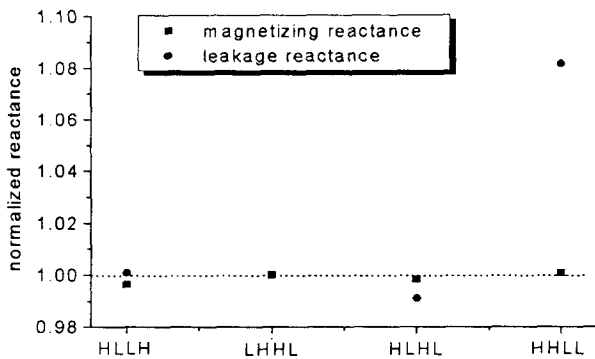


그림 3 각 권선배치별 자화리액턴스, 누설리액턴스  
Fig. 3 Magnetizing reactance and leakage reactance of each winding arrangement

### 2.5. 손실

고온초전도테이프에 시변자계가 인가 될 때에 발생하는 교류손실 중에서 자화손실은 초전도테이프 전영역에서 완전 침투가 발생한다고 가정하면 다음 식으로 나타낼 수 있다[5].

$$Q = \frac{2B_m^2}{\mu_0} \left( \frac{1}{\beta} - \frac{2}{3\beta^3} \right) \text{ J/m}^3/\text{cycle}, \beta > 1 \quad (2)$$

위 식에서  $\beta$ 는 자속의 침투 정도를 나타내는 계수이며, 사용된 초전도선의 필라멘트 영역의 폭  $2a$ 는  $0.175 \text{ mm}$ , 필라멘트 영역의 임계전류밀도  $J_c$ 는  $8.74 \times 10^3 \text{ A/cm}^2$ 이다. 권선영역에서의  $B$ 가  $10 \text{ mT}$ 로 가정한다면 자화손실은  $214 \text{ mW}$ 이다.

그림 4은 고온초전도 권선이 L-H-H-L상태로 배치된 경우 자화손실 밀도를 나타내고 있다. 이 그림 4의 왼쪽에 있는 그림은 코어 안쪽에 위치한 코일을 확대한 것이다. 권선에서의 최대자속밀도는  $48 \text{ mT}$ 이다.

그림 2(d)에서 볼 수 있는 바와 같이 첫 번째 권선과 두 번째 권선 사이 및 세 번째 권선과 네 번째 권선 사이에서 자장의 세기가 강할 뿐만 아니라 이 부분에서는 초전도테이프에 인가되는 자장의 방향도 초전도테이프에 거의 수직방향이기 때문에 손실이 많이 발생한다.

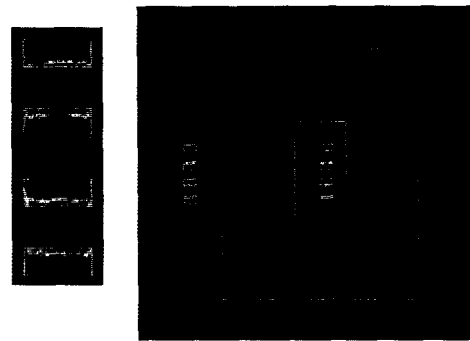


그림 4 HTS코일의 손실밀도  
Fig. 4 Flux distribution near the coil area

통전전류에 의해서 발생하는 자기자계손실은 다음과 같은 Norris식을 이용해서 구할 수 있다[6].

$$Q = \frac{I_c^2 \mu_0}{\pi} \left[ \left(1 - \frac{i_p}{I_c}\right) \ln\left(1 - \frac{i_p}{I_c}\right) + \left(2 - \frac{i_p}{I_c}\right) \frac{i_p}{2I_c} \right] \text{ J/m/cycle} \quad (3)$$

위 식에서  $I_c$ 는 임계전류이고  $i_p$ 는 통전전류의 최대치이므로 한주기당의 자기자계손실은  $1.59 \times 10^{-5} \text{ J/m/cycle}$ 이고 이로부터 구한 전체 자기자계 손실은  $114.69 \text{ mW}$ 이다. 자화손실과 자기자계손실이 비교적 적은 이유는 초전도 권선 부분에 인가되는 변압기의 용량이 작고 더블팬케이크 권선을 교호배치했기 때문에 권선에 인가되는 자장의 세기가 낮고 권선에 흐르는 전류가  $13.6 \text{ A}$ 로 비교적 적은 수준이기 때문이다.

변압기 철심의 무게가  $34.6 \text{ kg}$ 이므로 손실곡선을 사용해

서 구한 철손은 16.6 W이다. 이 결과로 볼 때에 기화된 가스를 다시 액체로 만드는 데에 소용되는 전력의 비율인 COP를 25로 잡으면 교류손실은 8.21 W가 되어 초전도변압기에서 발생하는 손실은 철손이 2배가되는 것을 알 수 있다. 본 연구에서는 극저온용기에서 발생하는 손실은 고려하지 않았다.

### 3. 고온초전도 변압기 과도해석

변압기 운전 중 발생하는 사고 중에서 가장 심각한 사고는 부하측에서의 단락이다. 부하측이 단락하면 정격전류의 수배에 달하는 사고 전류가 고온초전도 권선에 흐르고 이 전류는 켄치를 발생시킨다. 켄치가 발생하면 즉시 고온초전도권선에 흐르던 전류가 상전도체로 구성된 모재에 흐르게 되고 이 전류는 초전도선의 온도를 상승시켜 저항을 발생시킨다. 이 과정은 다음과 같은 순서로 계산한다.

- 1) 전압원 방정식을 이용해 2차측 전류 계산
- 2) 열적평형방정식을 이용해서 온도 상승 계산
- 3) 저항-온도의 관계를 이용해서 저항성장 계산

계산된 저항값을 이용해서 1)번으로부터 다시 다음 순간에서의 계산을 수행한다. 전류와 온도상승의 계산에는 2차원 유한요소방법을 사용하였으며, 시간미분을 계산할 때에는 후퇴차분법을 사용했다.

#### 3.1 전류

변압기의 전류는 다음과 같은 전압원 방정식으로부터 계산할 수 있다.

$$Ri(t) + \frac{d\phi}{dt} = V_m \cos \omega t \quad (4)$$

#### 3.2 온도와 저항

정격전류를 넘어서는 사고전류가 초전도테이프에 흐를 때에 초전도테이프에서 발생하는 열 Q에 의한 고온초전도테이프의 온도 변화는 다음과 같은 열평형방정식을 풀어서 구할 수 있다.

$$C(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k(T) \nabla T) + Q(T), \quad (5)$$

$$Q = \rho(T) J^2$$

여기서 C는 비열, k는 열전도도, ρ는 도전율이다. C, k 및 ρ는 모두 온도에 따라 값이 크게 변하므로 이를 고려해야 한다. 그림 5은 이 중에서 온도에 따른 열전도도 k의 관계를 보인 것이다. 계산을 간단히 하기 위해서 고온초전도권선 전체가 균일한 온도를 이루고 있다고 가정했고 초전도권선의 반경방향의 열전달은 무시했다.

열평형방정식을 풀어서 계산된 온도와 다음의 관계를 이용하면 초전도테이프에서 발생하는 저항을 계산할 수 있다.

$$R(T) = \rho(T) \frac{A_m}{l} \quad (6)$$

여기서 A<sub>m</sub>은 고온초전도테이프의 면적, l은 하나의 더블판케이크 권선에 사용된 고온초전도테이프의 길이이다.

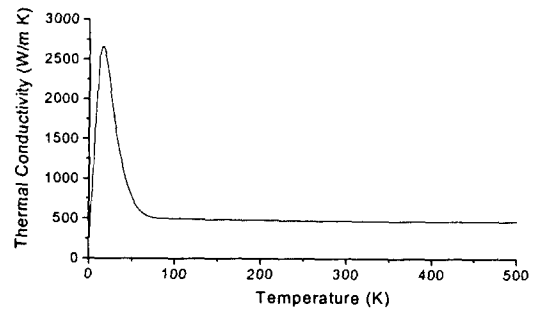


그림 5 온도에 따른 열전도도 특성

Fig. 5 Temperature dependence of the thermal conductivity

#### 3.3 해석 결과

전부하 운전시 2차측에서 단락 사고가 발생한 경우에 전류의 변화는 감소한다. 그림 6에서 사고 후 8.4배까지 증가한 전류는 1초가 지나면 정격전류의 7.1배로 감소되고, 4초 후에는 정격전류의 3.6배까지 감소한다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 고온초전도변압기에서의 전류감소는 저온초전도변압기에서의 전류감소에 비해서 대단히 느려서, 고온초전도변압기에서는 저온변압기에서 볼 수 있는 바와 같은 자체보호능력은 보유하지 않고 있다. 고온초전도변압기에서 전류감소속도가 느린 이유는 1)고온초전도선의 임계전류밀도가 낮고, 2) 모재로 사용한 은의 저항율이 낮고 열전도도가 높아서 켄치가 발생했을 때에 저항성장속도가 느리고 저항값 자체도 적기 때문이다. 대형변압기의 경우에는 과도시 권선에 가해지는 전자력이 크기 때문에 일반적으로 에폭시로 함침한다. 이 경우에는 열전도도가 작아지기 때문에 저항의 성장속도가 빨라질 것으로 예상된다.

그림 7은 고온초전도권선의 온도 상승 곡선이다. 사고발생 4초 후에 온도는 263K까지 증가 하였고, 그 이후에 추가적인 온도상승은 이전에 비해서 크지 않았다. 이 그림7에서 보는 바와 같이 온도상승속도가 낮고 온도 자체도 낮기 때문에 변압기의 2차측이 단락되는 사고가 발생해도 변압기의 권선이 열화되거나 소손되지 않는 것으로 밝혀졌다.

그림 8는 부하측 단락 시에 저항성장을 나타낸 것이다. 사고 후 즉시 고온초전도권선의 임계전류를 넘어 사고 전류가 흐르게 되며, 이때 모든 전류는 은합금으로 구성된 모재를 통

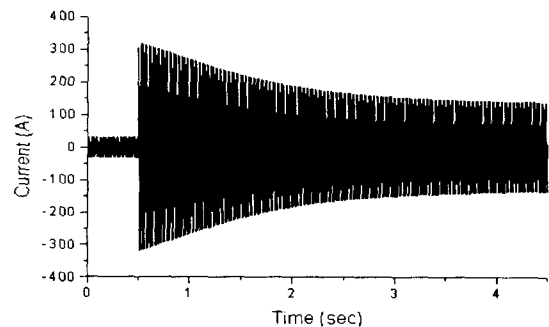


그림 6 단락시 권선에 흐르는 전류

Fig. 6 Current in the winding during the sudden shot

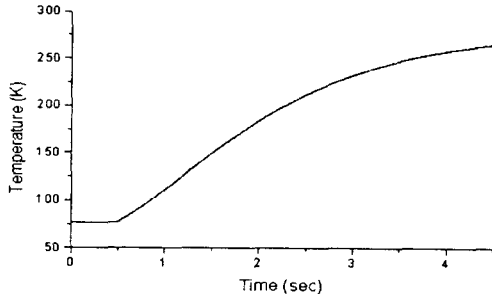


그림 7 고온초전도권선의 온도 상승곡선  
Fig. 7 Temperature rise in the winding

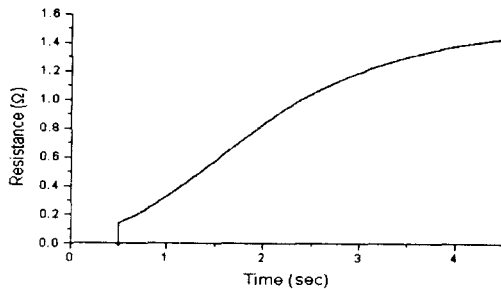


그림 8 고온초전도권선의 저항성장곡선  
Fig. 8 Resistance growth in the winding

해 흐른다고 가정하였다. 이와 같이 가정하면 그림 9에서 보는 바와 같이 사고 직후에 저항이 불연속적으로 상승한다. 사고 후 4초가 지나면 2차측 권선의 저항은 1.4Ω까지 증가하는 것을 볼 수 있다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 고온초전도변압기를 설계하고 이 변압기의 특성을 수치적 방법을 사용하여 계산했다. 초전도변압기의 권선으로는 더블팬케이크권선을 사용하였다. 각각의 권선 배치에 따른 자화 리액턴스, 누설 리액턴스, 교류손실 등을 계산하였다.

계산결과에 의하면 권선배치는 누설리액턴스와 순환전류를 고려했을 때에 저압권선 사이에 고압권선을 배치하는 것이 가장 바람직한 것으로 밝혀졌다. 고온초전도 변압기의 과도 해석 결과에 따르면 부하측 단락의 경우에 고온초전도변압기에서의 저항상승속도는 대단히 느려서 켄치로부터 변압기를 보호하기에는 부족한 것으로 판단된다. 전류감소가 늦기는 하지만 초전도권선의 온도상승은 안전한 범위 내에 머물러서 부하측 단락시에도 변압기가 소손되지는 않을 것으로 예상된다.

본 연구는 산업자원부의 지원으로 수행되었습니다.

#### 참 고 문 헌

[1] K.Funaki, et al., "Preliminary Tests of a 500kVA-Class Oxide Superconducting Transformer Cooled by Subcooled Nitrogen," IEEE Trans. Applied Superconductivity, Vol.7,

No.2, pp.824-827, 1997.  
[2] J.K.Sykulski, et al., "Prospects for large high-temperature superconducting power transformers: conclusions from a design study," IEEE Proc. Electri. Power Appl., Vol.146, No.1, pp.41-52, 1999.  
[3] S.W.Schwenrerly, et al., "Performance of a 1-MVA Demonstration Transformer," IEEE, Trans. Applied Superconductivity, Vol.9, No.2, pp.680-684, 1999.  
[4] J.K.Lee, et al., "Development of a Three Phase 100kVA Superconducting Power Transformer with Amorphous Core", IEEE, Trans. Applied Superconductivity, Vol.9, No.2, pp.1293-1296, 1999.  
[5] 차귀수 등, "고온초전도선재의 자화손실 측정," 대한전기학회 논문지, 제48권(B), 제4호, pp.182-186, 1999.  
[6] W.T.Norris, "Calculation of Hysteresis Losses in Hard Superconductors Carrying AC," Jour. of Physics , Vol.3, pp.489-507, 1970.

### 저 자 소 개



이 희 준(李 熹 俊)

1969년 5월 15일생. 1994년 순천향대 공대 전기공학과 졸업. 1996년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 현재 동 대학원 전기공학과 박사과정  
Tel : 0418-530-1333  
E-mail : heejoon@enterprise.sch.ac.kr



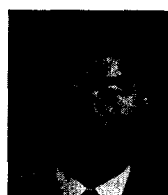
차 귀 수(車 貴 守)

1966년 7월 18일생. 1978년 서울대 공대 공업교육학과 졸업. 1987년 전기공학과 졸업(공학박사). 1987년 순천향대 조교수. 1991년 영국 Bath대학 방문교수, 현재 순천향대 공대 기술정보학부 교수  
Tel : 0418-530-1334  
E-mail : gsoocha@asan.sch.ac.kr



이 용 욱(李 鎔 旭)

1975년 4월생. 1997년 서울대 공대 전기공학부 졸업(학사). 1998년~현재 동 대학원 전기공학부 석사과정  
E-mail : after7@eesri-10.snu.ac.kr



한 송 엽(韓 松 曄)

1939년 3월 14일생. 1963년 서울대 공대 전기공학과 졸업. 1968년 서울대 전기공학과 전임강사. 1979년 프랑스 고렘공과대학 대학원 졸업(공학박사). 1995년~1996년 당 학회 회장. 현재 서울대 공대 전기공학부 교수