

켄치시 超電導 變壓器의 最大溫度에 鐵心이 미치는 影響

論 文
48B-1-2

Iron Core Effects on Maximum Temperature Rise of Superconducting Transformer during Quench

羅 浣 洙* · 朱 鎮 皓**
(Wansoo Nah · Jinho Joo)

Abstract - In this paper, the analytical results on the maximum temperature rise estimation, taking account of the magnetizing current, are presented. Magnetizing current effects are considered for the maximum temperature rise estimation during quenches. By introducing the first order model of the infinite solenoids, we calculate the magnetizing and leakage inductances of the coaxial-wound-superconducting transformers. As the permeability of the transformer core increases, so does the magnetizing inductance, while the leakage inductances and the magnetizing current of the transformer go down. These varying permeability effects on maximum temperature rise could be explained through the suggested model. Finally, the induced formula for the maximum temperature rise estimation is applied to the superconducting transformers, of which specifications have already been published. The calculated results showed sufficient margins to the thermal damage.

Key words : Superconducting transformer, Maximum temperature rise, Quench

1. 서 론

지금까지 초전도 변압기의 켄치 특성에 대하여 여러가지 연구들이 수행되어왔지만, 자화전류가 초전도 변압기의 켄치특성에 미치는 영향에 대한 연구는 다루어지지 않았다[1,2,3,4,6]. 즉, 현재까지는 변압기 자화전류의 효과를 무시한 상태에서, 누설인덕턴스에 저장된 자기에너지(magnetic energy) 만이 켄치시에 주울열의 형태로 방출되어 초전도변압기의 온도를 상승시킨다는 모델을 이용하여 변압기의 켄치특성을 산출하여 왔다[1,2,3,4,6]. 그러나 실제로는 자화인덕턴스 (magnetizing inductance)에 저장되는 에너지도 켄치시에 주울열의 형태로 방출되며, 따라서 이것이 미치는 영향을 정성적으로, 또 정량적으로 분석할 필요가 있다. 이러한 분석은 초전도 변압기의 코어를 선정할 때 기준을 제공하게 된다. 일반적으로 코어의 투자율이 증가하면 자화인덕턴스는 증가하게 되고 반면에 누설인덕턴스 및 자화전류는 감소한다. 이와같이 변화하는 투자율과 변압기 형상 파라메타의 증감에 의하여 변압기의 켄치특성이 어떻게 변화하는가를 알기위해서 본 논문에서는 무한 솔레노이드 모델을 이용한 1 차원 모델을 제시하였고, 이것에 의하여 자화인덕턴스와 누설인덕턴스를 계산하였으며, 최종적으로는 최대온도상승을 계산하는데에 사용되는 적분치(켄치시 변압기에 흐르는 전류밀도 제곱을 시간에 대하여 0부터 무한대까지 적분한항: 4 장 참조)를 변압기의 형상 파라메타로 표현하였다. 끝으로 제시된 수식을 이용하여 기존에 제작, 시험하여 기발표된 초전도변압기의 데이터를 이용하여 최대온도상승치를 계산한 결과를 보였다.

2. 사고전류에 기인한 켄치발생시의 전기회로 방정식

개념적으로 초전도변압기에 발생하는 켄치들은 크게 2 가지로 나누어서 구분할 수 있다. 즉, 사고전류 (과전류)에 의한 켄치 (excess-current-induced-quench) 와 국부적 열적교란에 기인한 켄치 (locally disturbed quench, heater induced quench) 로 구분된다.[6] 과전류에 기인한 켄치는 일반적으로 변압기의 2차 측에 단락사고에 의하여 발생하기 때문에 켄치전류는 항상 변압기의 동작전류보다 크게되고 이것이 발생하면 변압기 권선의 전체가 상전도 상태로 되게 된다. 반면에 국부적 열적 교란 (thermal

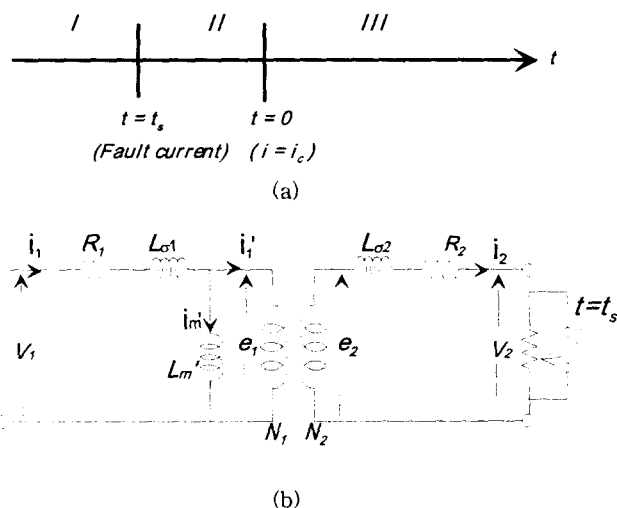


그림 1 (a) 단락사고에 의한 켄치 발생시의 시간축 설명도
(b) 켄치발생시의 초전도변압기 동가회로도

Fig. 1 (a) Timing diagram for a fault-current induced-quench
(b) Transformer equivalent circuits during quenches

* 正會員: 成均館大 工大 電氣電子및컴퓨터工學部 助教授 · 工博

** 正會員: 成均館大 工大 金屬材料工學部 助教授 · 工博

接受日字: 1998年 5月 8日

最終完了: 1998年 11月 4日

disturbance)에 의한 켄치 발생시에는 켄치전류가 변압기 동작전류보다 일반적으로 작게되고 변압기 권선부 중에서 단지 일부만이 상전도 상태로 전이되면서, 이렇게 개시된 상전도 영역은 권선 전체로 전파되게 된다. 본 논문에서는 전자의 경우, 즉 사고전류에 기인한 켄치의 경우만을 상정하여 고려하기로 한다. 이와같은 가정은 초전도변압기에서의 켄치가 변압기의 내부 원인에서 발생하는 것을 배제하는 것을 뜻하며, 전력계통에서 단락사고가 발생하였을 때 초전도변압기 자체가 안전한지의 유무만을 본 논문에서는 다룬다는 것을 의미한다. 그림 1의 (a)는 과도전류에 기인한 켄치 발생을 시간축 상에서 표현한 것이고 (b)는 켄치가 발생하였을 때 초전도 변압기의 등가회로를 보인다. 그림에서 볼 수 있듯이 $t=t_s$ 에서 변압기의 2차측에 단락사고가 발생하고, 이때 전류는 계속 상승한다. 그리고 $t=0$ 순간에 변압기 전류가 임계전류치에 도달하게 되어 권선전체가 상전도 상태로 전이된다. 본 등가회로의 $t>0$ 인 영역에 대응되는 회로방정식을 식 (1) 및 (2)에 표현하였다. 여기서 R_1 및 R_2 는 각각 1차측 및 2차측의 상전도영역에 의한 저항을 나타내며, $L_{\sigma 1}$ 및 $L_{\sigma 2}$ 는 1차 및 2차누설 인덕턴스 그리고 L_m' 은 변압기 1차측으로 표현된 자화 인덕턴스를 나타낸다. 또 n 은 1차 및 2차 권선의 비(N_1/N_2)를 나타낸다.

$$\begin{cases} v_1 = (L_m' + L_{\sigma 1}) \frac{di_1}{dt} - \frac{L_m'}{n} \frac{di_2}{dt} + R_1 i_1 & (1) \\ v_2 = -R_2 i_2 - \left(\frac{L_m'}{n^2} + L_{\sigma 2} \right) \frac{di_2}{dt} + \frac{L_m'}{n} \frac{di_1}{dt} = 0 & (2) \end{cases}$$

식 (1) 및 (2)를 변형하면 다음과 같이 i_1, i_2 에 대한 2 개의 2 계 미분방정식이 얻어진다. 여기서 자화 인덕턴스 L_m' 이 무한대로 커지면 (자화전류를 무시하면) 식 (3) 과 (4) 는 식 (5) 및 (6) 과 같은 간단한 1 계 미분방정식으로 축소되며, 이것의 형태는 기존에 발표된, 자화전류를 고려하지 않은 경우의 수식들과 똑 같은 형태($n=1$ 일 때) 가 된다[1].

$$\frac{dv_1}{dt} + \frac{R_2}{L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}} v_1 = \frac{(L_m' + L_{\sigma 1})(L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}) - (L_m'/n)^2}{L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}} \cdot \frac{d^2 i_1}{dt^2} \quad (3)$$

$$+ \left\{ R_1 + \frac{L_m' + L_{\sigma 1}}{L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}} \cdot R_2 \right\} \cdot \frac{di_1}{dt} + \left(\frac{R_1 R_2}{L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}} \right) \cdot i_1$$

$$\frac{L_m'/n}{L_m' + L_{\sigma 1}} \frac{dv_1}{dt} = \frac{(L_m' + L_{\sigma 1})(L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}) - (L_m'/n)^2}{L_m' + L_{\sigma 1}} \cdot \frac{d^2 i_2}{dt^2} \quad (4)$$

$$+ \left\{ R_2 + \frac{L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}}{L_m' + L_{\sigma 1}} \cdot R_1 \right\} \cdot \frac{di_2}{dt} + \left(\frac{R_1 R_2}{L_m' + L_{\sigma 1}} \right) \cdot i_2$$

$$v_1 = (L_{\sigma 1} + L_{\sigma 2} \cdot n^2) \frac{di_1}{dt} + (R_1 + n^2 R_2) \cdot i_1 \quad (5)$$

$$\frac{v_1}{n} = \left(\frac{L_{\sigma 1}}{n^2} + L_{\sigma 2} \right) \frac{di_2}{dt} + \left(\frac{R_1}{n^2} + R_2 \right) \cdot i_2 \quad (6)$$

3. 켄치 발생시의 에너지 평형 방정식

주지하다시피 초전도 마그네트에 켄치가 발생하면 마그네트의 인덕턴스에 자장의 형태로 저장되어있던 에너지가 마그네트의 상전도영역에 주울열의 형태로 방출되고 이에 따라서 켄치가 발생했던 점은 온도가 급격하게 상승하여 초전도 코일의 절연상태를 소손시키거나 심한경우에는 도체를 녹이기도 한다. 초전도 변압기의 경우에도 근본적으로는 같은 현상이 발생하게되나 이 경우에는 초전도 코일부에 교류전류가 흐르고 또 변압기 자체가 전기에너지를 1차측에서 2차측으로 전달하는 역할을 수행하기 때문에 다른 수식으로 표현되게 된다. 즉, 초전도변압기에 켄치가 발생하면 켄치가 발생할 때에 변압기의 누설인덕턴스에 저장되어있던 에너지와 자화인덕턴스에 저장되어있던 에너지가 변압기 코일부의 상전도영역에 주울열의 형태로 방출되면서 온도를 상승시키게된다. 여기에서는 특히 자화전류의 영향을 고려하여 켄치발생시의 에너지평형방정식을 수립하여보기로 한다. 식 (1)의 양변에 i_1 을 곱하고, 식 (2)의 양변에 i_2 를 각각 곱한 후 시간에 대하여 적분을 수행하고 두 결과 식을 더하면 최종적으로 다음과 같은 수식을 얻을 수 있다.

$$\int_0^{\infty} R_2 i_2^2 dt + \int_0^{\infty} R_1 i_1^2 dt = \frac{1}{2} L_{\sigma 1} i_{1c}^2 + \frac{1}{2} L_{\sigma 2} i_{2c}^2 + \frac{1}{2} L_m' i_m'^2 + \int_0^{\infty} v_1 i_1 dt + \int_0^{\infty} v_2 i_2 dt \quad (7)$$

여기서 i_{1c}, i_{2c} 및 i_m' 은 각각 켄치가 발생한 순간에서 변압기의 1차, 2차 및 자화전류를 의미한다. (사고발생 순간이 아님. 그림 1 참조) 이 때의 1차 및 2차 전류는 항상 임계전류치를 의미하므로 임계치를 의미하는 C 를 첨자에 삽입하였다. 식 (7)의 의미는 켄치가 발생할 때 누설인덕턴스 ($L_{\sigma 1}$ 과 $L_{\sigma 2}$) 에 저장되어있던 에너지 뿐만아니라 자화인덕턴스(L_m')에 저장되어 있던 에너지도 상전도 영역에 주울열의 형태로 방출된다는 것을 뜻한다. 따라서 켄치시 방출되는 에너지를 정확하게 산출하고 또 변압기의 코어가 켄치특성에 미치는 영향을 정량적으로 분석하기 위해서는 $L_m' i_m'^2/2$ 의 항을 고려해야하는데, 일반적으로 자화인덕턴스가 증가하면 자화전류 i_m' 은 감소하게되어 자화인덕턴스의 증가가 $L_m' i_m'^2/2$ 의 크기를 증가시키는지 또는 감소시키는지의 판단을 하기가 어렵게된다. 또 자화인덕턴스의 변화는 누설인덕턴스의 크기도 변화시켜서 식 (7)의 우변의 증감을 알 수가 없게된다. 본 논문에서는 자화인덕턴스의 변화량에 따른 식 (7)의 우변의 증감여부를 무한 슬레노이드 모델을 이용한 1 차원 모델을 통하여 계산하는 방법을 제시하고자 한다.

한편, 식 (7)에서 우변의 마지막 항은 단락사고 발생시 $v_2=0$ 이므로 0이 된다. 따라서 에너지 평형식인 식 (7)의 의미는 다음과 같이 해석할 수 있다. 초전도변압기에 2 차측 단락전류에 의한 켄치가 발생하면 변압기의 누설인덕턴스와 자화인덕턴스에 저장된 에너지 그리고 1 차측 전원에서 변압기의 상전도 영역에 주울열로 방출되는 에너지를 공급하게 된다는 것이다. 한편 변압기의 단락 전류는 일반적으로 정격전류의 10배 이상의 값을 가지며 이것은 식 (1) 및 (2) 에서부터 구할 수 있다. 이것의 해,

즉 사고전류는 과도응답 (homogeneous solution, transient response) 성분과 정상상태 해인 특해(particular solution)의 합으로 구성된다. 2차 단락사고시, 정상상태 전류는 일반적으로 정격전류의 10 배 이상의 값을 가지게 되며 과도항의 초기값은 초전도체의 임계전류값이 된다. 또, 변압기의 선재단면의 전류밀도는 일반적으로 8 A/mm² 을 넘지 않기 때문에 [9], 단락사고시 정상상태 전류밀도값은 80~100 A/mm² 정도의 값을 가지게 된다. 한편, NbTi 초전도선재의 임계전류밀도 값이 1 T 에서 5000~8000 A/mm² 이므로 초전도 선재의 점적율을 10으로 잡을 때 전류밀도 값이 500 A/mm² 를 상회하게 된다. 따라서 정상상태의 양은 과도응답의 양에 비하여 무시할 수 있을 만큼 작게 되며 이것의 제곱은 더욱 무시할 만큼 작게 된다. 이러한 해석은 결국 식 (2)에서의 v_1 역시 $v_1=0$ 로 놓을 수가 있음을 의미한다. 이것은 식 (3)과 (4)에서 i_1 과 i_2 를 구할 때 구동함수부 (driving functions)를 모두 0으로 놓을 수가 있다는 것을 뜻하며 과도응답만이 켄치특성상 물리적으로 중요한 응답특성이 됨을 의미한다. 따라서 앞으로 켄치시 사고전류의 응답은 과도응답만을 고려하기로 한다.

4. 초전도 변압기에서의 최대상승온도

전력(electric power) 대신에 전력밀도(electric power density)를 고려하기 위하여 식 (7)의 양변을 도체 (conductor) 의 체적으로 나누고 그 결과를 도체비열의 온도에 대한 적분과 같게 놓으면 식 (8) 과 같은 수식이 된다. 여기서 ρ_{m1} 과 ρ_{m2} 은 각각 1차 및 2차측 초전도선재 모재(matrix)의 비저항을 나타내며, C_1 과 C_2 는 초전도선재의 1차 및 2차측 비열을 의미한다. 또, A_1, A_2 는 1차 및 2차측 초전도선재의 단면적이고 A_{m1}, A_{m2} 은 각각 1차 및 2차측 초전도선재에서 모재가 차지하는 단면적을 나타낸다.

$$\frac{1}{A_{m1}A_1} \int_0^{\infty} \rho_{1m} \cdot i_1^2 dt + \frac{1}{A_{m2}A_2} \int_0^{\infty} \rho_{2m} \cdot i_2^2 dt = \int_{T_0}^{T_{max1}} C_1 dT + \int_{T_0}^{T_{max2}} C_2 dT \quad (8)$$

만약 상전도영역이 2차측에만 존재한다고 하면, 식 (8)은 식 (9) 와 같이 간단히 되며 식 (9)의 좌변을 Ω 로 정의하기로 한다. 여기에서 T_0 는 켄치 개시 시점에서의 변압기 온도를 나타내고 T_{max2} 는 켄치 시작점 (quench initiating point)에서의 최대상승온도를 의미한다.

$$\frac{1}{A_{2m}A_2} \int_0^{\infty} i_2^2 dt = \int_{T_0}^{T_{max2}} \frac{C_2}{\rho_2} dT \quad (9)$$

식 (9)의 우변은 전적으로 물질의 성질에 의한 단열발열함수 (adiabatic heating function)이고 구리 및 복합초전도선재 그리고 CuNi 의 경우에 대한 단열발열함수를 그림 2 에 나타내었다. 이 그림에서부터 CuNi의 단열발열함수가 구리의 경우보다 적어도 5~10 배 정도로 작음을 알 수 있다. 이것은 CuNi를 모재

로 삼아서 제작되는 초전도선재를 이용한 초전도 변압기는 구리를 모재로 만든 선재를 이용한 여타의 초전도 마그네트보다 상대적으로 쉽게 소손될 수 있음을 의미한다. 또 식 (9)의 좌변은 2차측 전류감쇄특성을 알면 계산을 할 수 있게되고 2차측 전류감쇄는 식 (4)에서 $R_1=0$ 그리고 $i_1(0)=i_c$ 의 조건과 함께 해석적으로 구할 수가 있다. 그런데 앞에서 언급하였듯이 식 (4)의 과도항만이 의미가 있으므로 전류 i_2 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$i_2(t) = \exp\left(\frac{-(L_m' + L_{\sigma 1}) \cdot R_2}{(L_m' + L_{\sigma 1})(L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}) - (L_m'/n)^2} \cdot t\right) \cdot i_{2c}^{(10)}$$

이것을 이용하여 식 (9)의 좌변을 계산하면 식 (11)과 같으며 식 (10)과 (11)은 모두 일정한 R_2 를 상정하여 계산한 것이다. 실제로는 켄치 발생후 변압기의 온도가 점점 상승하면서 저항 R_2 값도 증가하게되며 따라서 전류의 감쇄패턴도 식 (10)보다 더 감소하게된다. 따라서 이러한 일정한 저항을 가정하면서 식 (11)의 값은 실제보다 큰 값(overestimated, conservative value)을 계산하게된다. 이것은 변압기의 최대온도를 실제보다 여유를 두고 계산하는 것을 의미하게 된다[6].

$$\frac{1}{A_2 A_{m2}} \int_0^{\infty} J_2^2 dt = \frac{1}{2} \frac{(L_{\sigma 1} + L_m')(L_m'/n^2 + L_{\sigma 2}) - (L_m'/n)^2}{A_2 A_{m2} R_2 \cdot (L_{\sigma 1} + L_m')} \cdot i_{2c}^2 \quad (11)$$

자하인덕턴스 L_m' 이 무한대로 커지면 식 (11)은 기존에 발표된 논문에서와 같은 간단한 형태로 된다[1,2]. 그러나 실제로는 L_m' 이 변화하면 $L_{\sigma 1}$ 과 $L_{\sigma 2}$ 가 변하고 심지어는 i_{2c} 도 자장의 크기가 변하기 때문에 변화하게되며 이에 따라서 식 (11) 의 값도 바뀌게된다. 다시말해서 만약 초전도 변압기의 기하학적 모양이나 물질상수값을 변화한다면 이것으로 인하여 초전도 변압기의 켄치특성, 그중에서도 최대온도상승값이 변하게되며 이것은 매우 복잡한 양상을 띄게된다. 따라서 초전도변압기의 디자인 파라메타를 변화시키고자 할 때 변화하는 파라메타들이 켄치특성에 미치는 영향을 정량적으로 분석하기 위해서는 초전도 변압기의 $L_m', L_{\sigma 1}, L_{\sigma 2}$, 그리고 i_{2c} 들이 변압기의 기하학적 파라메타들과 물질상수값으로 표현할 수 있는 모델이 요구된다. 이러한 맥락에서 다음 장에서는 무한 슬레노이드 모델을 사용하여 초전도변압기를 모델링하고자 한다.

5. 초전도변압기의 모델링

그림 3 은 철심코어를 중심으로 권선된 초전도변압기(concentric-wound superconducting transformer with iron core)와 간략화된 무한 슬레노이드모델 (1 차원모델)을 나타낸다. 여기서 첨자 '1' 및 '2'는 각각 변압기의 1 차 및 2 차를 표시하며, 그림 3에서의 간략화된 모델은 무한 슬레노이드 중에서 길이 l부분만을 보이고 있다. 무한 슬레노이드 모델에서는 축방향 길이 l내

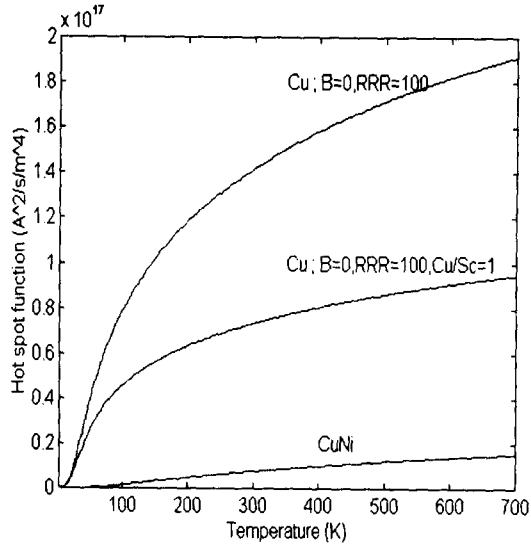


그림 2 구리, CuNi, 그리고 동비가 1인 초전도선재의 단열발열 함수

Fig. 2 Adiabatic heating functions of copper, cupro-nickel and the strand of unity copper to superconductivity ratio.

에, 반경 a_1 과 a_2 사이에 1 차권선이 N_1 회 권선되어있으며, 반경이 a_3 와 a_4 사이에는 2 차권선이 N_2 회 권선되어있다. 또, 코어는 비투자율이 μ_r 인 철심이 반경이 a_1 안에 위치하여있는 모양을 갖는다. 이러한 1차원 모델하에서 변압기의 자기인덕턴스 (self inductance: L_1, L_2) 및 상호인덕턴스 (mutua inductance: L_{12})는 식 (12), (13) 및 (14)로 각각 나타낼수 있으며,[1-2] 이들과 자화인덕턴스 (magnetizing inductance: L_m') 및 누설인덕턴스 (stray inductance, leakage inductance: $L_{\sigma 1}, L_{\sigma 2}$)와의 관계는 식 (15) 및 (16) 과 같다. 식 (15)에서부터 권선비가 같으면 상호인덕턴스와 자화인덕턴스는 같은 값을 가진다는 것을 알 수 있다.

$$L_1 = \frac{\pi N_1^2 \mu_0 (6\mu_r a_1^2 + a_2^2 + 2a_2 a_1 - 3a_1^2)}{6 \cdot l} \quad (12)$$

$$L_2 = \frac{\pi N_2^2 \mu_0 (6\mu_r a_1^2 + 3a_3^2 - 6a_1^2 + 2a_4 a_3 + a_4^2)}{6 \cdot l} \quad (13)$$

$$L_{12} = \frac{\pi N_1 N_2 \mu_0 (3\mu_r a_1^2 + a_2^2 + a_2 a_1 - 2a_1^2)}{3 \cdot l} \quad (14)$$

$$L_m' = L_{12} \cdot n \quad (15)$$

$$L_{\sigma 1} = L_1 - L_m', \quad L_{\sigma 2} = L_2 - L_m' / n^2 \quad (16)$$

위의 관계식을 이용하여 자화 및 누설 인덕턴스를 계산하여 보면 다음과 같이 표현된다.

$$L_m' = \frac{\pi N_1^2 \mu_0 (3\mu_r a_1^2 + a_2^2 + a_2 a_1 - 2a_1^2)}{3 \cdot l} \quad (17)$$

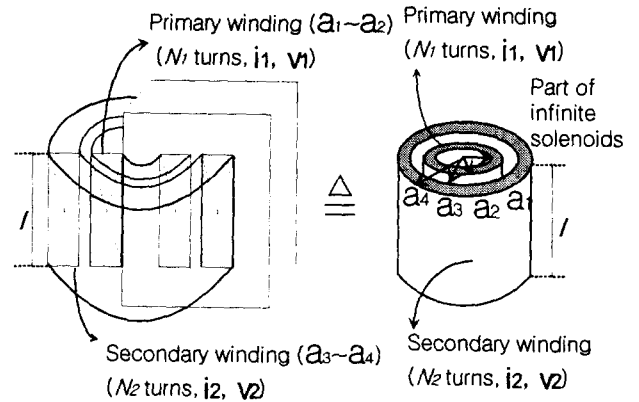


그림 3 초전도변압기의 무한솔레노이드 모델

Fig. 3 Infinite solenoid model for superconducting transformer

$$L_{\sigma 1} = \frac{\pi N_1^2 \mu_0 (a_1^2 - a_2^2)}{6} \quad (18)$$

$$L_{\sigma 2} = \frac{\pi N_2^2 \mu_0 (3a_3^2 - 2a_1^2 + 2a_3 a_4 + a_4^2 - 2a_2^2 - 2a_1 a_2)}{6 \cdot l} \quad (19)$$

식 (17) - (19) 처럼 계산되어진 누설인덕턴스는 계산된 모델 자체가 1차원 모델이기 때문에 실제값과 약간의 차이는 존재한다. 그러나 식 (16) 으로 계산된 누설인덕턴스가 일반적인 변압기 경우의 실제 누설 인덕턴스값과 거의 차이가 없음을 기존의 논문을 통해서 확인할 수 있다[5].

마지막으로 식 (11) 에서의 임계전류 i_{2c} 는 초전도체의 임계 곡면에 따라서 변화함은 물론이고 변압기의 기하학적인 형상에 따라서도 변화하게된다. 그림 4는 변압기 권선내부에서의 자장 분포를 1차원 모델을 이용하여 도시하고 있다. 변압기의 1차측과 2차측의 전송전류(transport current)의 방향이 서로 반대이므로 이것들에 의한 자장은 변압기 내부에서 서로 상쇄되어서 그림 4의 분포를 갖게된다. 이 때 최대자장 B_m 은 다음과 같이 표현된다.

$$B_m = \frac{\mu_0 N_1 i_1}{l} = \frac{\mu_0 N_2 i_2}{l} \quad (20)$$

6. 고찰

이제 식 (17)-(20)을 이용하여 식 (11)의 우변을 계산할 수 있게되며, 여기에서부터 편의상 식 (11)의 우변을 Ω 로 정의하기로 한다. 이 Ω 는 결국 변압기의 기하학적 형상 파라메타와 물성의 특성 파라메타등에 의존하는 매우 복잡한 수식의 형태를 갖게된다. Ω 의 특정 파라메타의 변화에 따른 민감도 (sensitivity) 는 일반적으로 Ω 의 해당 특정 파라메타로의 편미분으로 표현할 수 있게되며, 그 중에서도 Ω 의 μ_r 에 대한 민감도는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial \Omega}{\partial \mu_r} = \frac{\pi N_2^2 \mu_0 a_1^2 (-2a_2^2 a_1^2 + a_2^4 + a_1^4) \cdot i_{2c}^2}{2 l A_2 A_m R_2 \cdot (6\mu_r a_1^2 + a_2^2 + 2a_2 a_1 - 3a_1^2)^2} \quad (21)$$

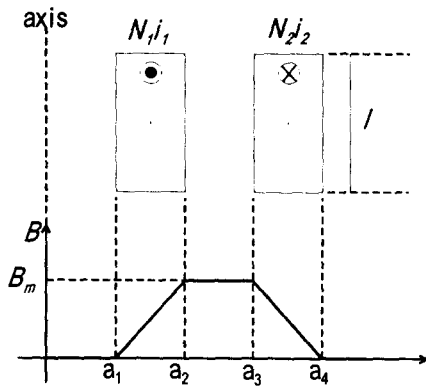


그림 4 1 차원 모델을 이용한 초전도 변압기 내부에서의 자장분포
 Fig.4 Magnetic field distribution in superconducting transformer

윗 식에서 알 수 있듯이 이 값은 항상 양수를 갖게되며, 이것은 변압기 코일의 비투자율 μ_r 을 증가시킬수록 Ω 자체는 증가한다는 것을 의미한다. μ_r 이 증가하여 이상적으로 무한대가 될 때 Ω 는 다음과 같은 극한값을 갖게된다.

$$\lim_{\mu_r \rightarrow \infty} \Omega = \Omega_{max} = \frac{\pi N_2^2 \mu_0 (2a_4 a_3 + a_4^2 + 3a_3^2 - 3a_2^2 - 2a_2 a_1 - a_1^2) \cdot i_{2c}^2}{12 \cdot l \cdot A_2 A_{m2} \cdot R_2} \quad (22)$$

앞에서도 잠깐 언급하였지만 μ_r 이 증가하게되면 자화인덕턴스가 증가하게되며 또한 누설인덕턴스는 감소하게 되어 자화전류의 크기가 감소하게된다. 이러한 변화에 의한 Ω 의 변화, 즉 식 (7)의 우변이 증가하는지 감소하는지 자체가 불분명 하였었다. 그러나 식 (21)과 (22)에 의해서 μ_r 이 증가할 때 Ω 자체는 증가하게되고 μ_r 이 무한대가 될 때 어떤 극한값을 갖게됨을 알 수가 있다. 또 식 (22)에서의 i_{2c} 는 식 (20)의 부하곡선에 의존하며 또 임계전류곡면에도 의존하게된다. 본 고에서 제시된 모델에 의하면 부하곡선은 변압기의 축방향 권선밀도에만 의존하는 형태를 가지고 있음을 알 수 있다. 식 (22)의 형태를 더욱 더 근본적인 물리량을 나타내는 파라메타 (basic parameters) 로 표현하면 다음과 같이 변형되어 표현될 수 있다.

$$\Omega_{max} = a_1 \cdot g(a_1, a_2, a_3, a_4) \cdot \mu_0 (J_c \cdot \lambda_{cd})^2 n \frac{A}{\rho_m} \quad (23)$$

여기서 J_c , λ_{cd} , 및 n 은 각각 초전도체의 임계전류밀도, 초전도선재 단면에서 초전도체가 차지하는 점적율, 그리고 변압기 축방향의 권선밀도(N_2/l)를 나타내며, A 와 ρ_m 은 각각 초전도선재의 단면적과 소재의 비저항을 의미한다. 또 $g(a_1, a_2, a_3, a_4)$ 는 변압기의 기하학적 요소를 나타내는 무차원(dimensionless)의 양으로서 다음과 같이 정의 하였다.

$$g(a_1, a_2, a_3, a_4) = \frac{(2a_4 a_3 + a_4^2 + 3a_3^2 - 3a_2^2 - 2a_2 a_1 - a_1^2)}{12 \cdot a_1 (a_3 + a_4)} \quad (24)$$

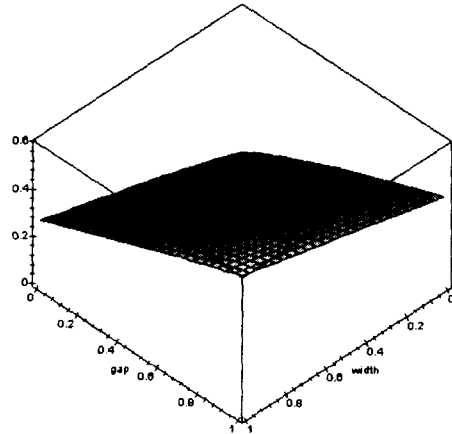


그림 5 코일사이의 갭과 폭으로 나타내어진 기하학적 형상함수 g
 Fig. 5 Geometrical factor g with respect to gap and width

그림 5는 변압기의 1 차 및 2차 권선부의 갭과 코일의 폭으로 기하학적 소를 나타내는 g 함수를 표현한 것이다. 여기에서 변압기의 1차측과 2차측 코일의 폭은 같은 것으로 계산하였으며 길이는 a_1 을 기준으로 정규화 (normalization) 하였다. 이 그래프는 코일의 0 과 1 사이의 갭과 폭에 대하여 단조증가하는 패턴을 보여주고있으며 정규화된 갭과 폭이 1일 때 0.6 정도를 가리킨다. 따라서 g 의 대체적인 값은 0 ~ 0.6 정도이다.

지금까지 위에서 유도된 수식들을 기 발표된 초전도변압기의 형상에 적용하여 각 변압기마다 Ω_{max} 를 계산하였다[1-4]. 그 결과를 표 1에서 정리하였다. 이 계산에서의 J_c 는 계산의 여유를 두기 위하여 현재 NbTi 선재가 낼 수 있는 최대전류밀도인 $10,000 A/m^2$ 를 이용하였으며 ρ_m 은 CuNi의 비저항인 $1.67 \times 10^{-7} [\Omega m]$ 를 이용하였다[8]. 이 표에서 볼 수 있듯이 계산된 Ω_{max} 값들은 $10^{13} \sim 10^{15}$ 에 걸쳐서 분포하였다. 그리고 500 K에서 CuNi의 단열발열함수는 약 $3 \sim 7 \times 10^{15}$ 이므로 계산된 Ω_{max} 들은 모두 이 범위 이내에 존재함을 알 수 있다. 이것은 계산에 이용된 변압기들이 모두 사고전류에 기인한 켄치

표 1 Ω_{max} 계산 사례

Table 1 Calculation results of Ω_{max}

참고문헌	1,2	3,4	3,4
a_1 [mm]	30.06	33.0	35.0
a_2 [mm]	31.3	33.25	35.25
a_3 [mm]	31.3	35.0	37.0
a_4 [mm]	32.0	35.25	37.25
J_c [A/mm ²]	10,000	10,000	10,000
n [m ⁻¹]	3000	1000	1994
λ_{cd}	0.5*	0.25	0.25
A [mm ²]	1*	1.37	1.37
Ω_{max}	1.3×10^{14}	6.3×10^{13}	9.2×10^{13}

* 추정치

에 대하여 안전함을 의미한다고 하겠다.

7. 결 론

본 논문에서는 초전도 변압기의 코어가 켄치에 미치는 영향을 해석적으로 분석하는 방법을 제시하였다. 초전도변압기의 2차측에 사고전류가 발생하여 이것에 의하여 변압기의 2차측에 켄치가 발생할 때 변압기의 최대온도 상승값이 코아의 비투자율의 함수로 표현되었다. 이와같이 표현하기 위하여 무한 솔레노이드 모델을 이용한 변압기의 1차원 모델을 도입하였으며 이것을 기반으로 하여 자화 및 누설인덕턴스를 비투자율의 함수로 표현하였다. 켄치 발생후 변압기 전류의 감쇄패턴이 일정 켄치저항을 가정하고 또 과도항만을 고려하여 얻어졌으며 (이것은 실제보다 여유를 둔 계산방법임.) 이것을 이용하여 전류 제곱의 시간에 대한 적분값 Ω 가 계산되었다. 이 식에 형상의 함수로 표현된 자화 및 누설 인덕턴스값을 이용하여 최종적으로 형상 및 비투자율의 함수로 표현된 Ω 를 얻을 수 있었다. 이 Ω 로부터 비투자율이 증가하면 Ω 도 증가한다는 것을 알 수 있었으며 비투자율이 무한대가 될 때 Ω 의 극한값(Ω_{max})이 존재함을 보였다. 또, 최종적으로 얻어진 Ω_{max} 는 정규화된 기하학적 형상함수 및 물질특성함수로 구성되어 있었으며, 형상함수 g 는 대체적으로 0~0.6의 범위를 가졌다. 마지막으로, 본 고에서 유도된 Ω_{max} 를 기준에 발표된 초전도 변압기에 적용하였다. 그 결과, 계산에 사용된 변압기들은 2차측에서 사고전류에 의하여 발생한 켄치에 대하여 안전함을 보였다.

본 논문에서 제시한 해석적인 수식들은 초전도 변압기를 설계할 때 켄치에 대한 안정도를 예측하는데에 유용하게 사용될 것이며, 특히 초전도 변압기의 철심이 켄치특성에 미치는 영향을 정량적으로 계산할 수 있어서 앞으로 초전도변압기의 코아를 선택할 때 기준을 제시할 것으로 사료된다. 향후 연구가 더 계속 되어야할 부분으로는 사고전류에 의한 켄치뿐만 아니라 국부적인 열침입에 의한 켄치가 발생할 때의 특성에 대하여도 (이 경우에는 켄치전과속도등을 고려하여야함.) 체계적인 연구가 수행되어야 할 것이다.

참고문헌

[1] F. van Overbeeke, K. Oedt and L.J.M. van de Klundert, "Design and operation of a protection system for transformers with superconducting windings", Cryogenics 1985 Vol. 25 December

[2] Frank van Overbeeke, Klaas Ordt, Louis J.M. van de Klundert, Albert A. Oldenburger, "Transient characteristics of double-coil protection device for superconducting transformers", MT-9, 1985

[3] Tsutomu Hoshino, Itsuya Muta, "Load Test on superconducting transformer and fault current limiting devices for electric power system", IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 30, No.4, July 1994

[4] Y.J. Tang, T. Kato, N. Hayakawa, Y. Yokomizu, K. Miyake, T. Kumano, W. Satoh, and K. Satoh, "Development of the prospective power transmission model system

integrated under superconducting environment-PROMISE", IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 5, No.2, June, 1995

[5] 김태기, 나완수, 차귀수, 한송엽, "1 차원 모델을 이용한 초전도 변압기의 누설인덕턴스 계산", 대한전기학회 창립 50주년 하계학술대회 논문집, pp. 256-259, 1997.7, 용평리조트

[6] 나완수, 차귀수, 한송엽, "보조권선이 없는 초전도 변압기 켄치 특성", 대한 전기학회 논문지, 제 46 권 12호, 1997

[7] Wansoo Nah, Jinho Joo, and Guee Soo Cha, "Analytic Approaches to Quench Behaviours of Superconducting Transformer", MT-15, Beijing, 1997

[8] Yukikazu Iwasa, "Case Studies in Superconducting Magnets", Plenum Press, 1994

[9] G.R. Slemon, and A. Straughen, "Electric Machines", Addison-Wesley Publishing Co., 1980

저 자 소 개



나 완 수 (羅 浣 洙)

1962년 6월 14일 생. 1984년 2월 서울대 전기공학과 졸업. 1986년 2월 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1991년 2월 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 1991년 7월 - 1993년 2월 미국 Superconducting Super Collider Lab. Guest Collaborator. 1991년 7월 - 1995년 1월 한국전기 연구소 초전도연구실 선임연구원. 1995년 3월 - 현재 성균관대학교 전기공학과 조교수.



주 진 호 (朱 鎭 皓)

1961년 12월 6일 생. 1984년 2월 성균관대 금속공학과 졸업. 1988년 12월 미국 웨인 주립대학 금속공학과 졸업(석사). 1993년 12월 미국 일리노이 공대 금속재료공학과 졸업(공학박사). 1990년 6월-1995년 2월 미국 Argonne National Laboratory 학연 및 객원 연구원. 1995년 3월 - 현재 성균관대학교 금속재료공학부 조교수