

전자계-열계 결합해석에 의한 전력용 변압기의 열전달 해석

논 문
58-11-12

Heat Transfer Analysis of Coupled Electromagnetic-Thermal Field for Power Transformer

안 현 모* · 오 연 호** · 한 성 진†
(Hyun-Mo Ahn · Yeon-Ho Oh · Sung-Chin Hahn)

Abstract - In this paper, we dealt with the electro-thermal coupling analysis for temperature prediction of power transformer. Heat transfer coefficient are calculated using Nusselt number in accordance with heat source generated from transformer windings and core materials. The calculated temperatures in power transformer were compared to those of measured ones and showed good agreement. This coupling method using heat transfer coefficient can be used at the design stage of power transformer efficiently.

Key Words : Power Transformer, Heat Transfer Coefficient, Temperature Rise, Thermal Analysis

1. 서 론

최근 송전용량이 증가함에 따라 전력기기의 대용량화가 진행되고 있다. 전력기기 중 전력용 변압기의 경우도 대용량화가 진행되면서 그 크기와 무게를 소형, 축소화하는 기술이 개발되고 있지만 동일한 용량에서 크기가 작아지게 되면 단위체적당 열발생률이 증가하게 되어 전력기기의 온도상승을 유발하게 된다. 전력용변압기의 온도가 상승하게 되면 절연물의 열화가 빠르게 진행되어 기기의 수명을 감소시키고 부하용량 및 동작성능에도 커다란 영향을 준다. 이러한 문제들을 해결하기 위해서는 전력용변압기의 정확한 온도분포와 최고점 온도(Hot-spot)를 예측하는 것이 매우 중요하다.

전력기기의 열해석법으로는 유체역학에 근거한 열유동(Heat Flow) 해석법과 열에너지의 이동을 이용하는 열전달(Heat Transfer) 해석법이 있다. 열유동 해석법은 유체역학의 지배방정식인 연속방정식(Continuity Equation), 운동방정식(Equations of Motion), 에너지방정식(Energy Equation)을 동시에 고려하여 열유동 현상을 해석하는 방법이다. 이 방법은 많은 요소들을 고려해야 하므로 매우 복잡하며 수학적 어려움이 발생하게 되어 해석시간이 오래 걸리게 된다. 반면에, 열전달 해석법은 전도(Conduction), 대류(Convection), 복사(Radiation)의 방정식을 고려하게 되는데, 열유동 해석법보다는 정확도가 떨어지지만 연산시간을 단축시킬 수 있는 이점을 가지고 있다[1][2].

한편, 열전달 해석법에는 열저항에 의한 등가회로망법과

유한요소법을 이용한 수치해석기법이 있다. 이 중에서 등가회로망법은 오음의 법칙과 푸리에 법칙 사이의 수학적 유사성을 이용해 전도와 대류, 복사의 요소들을 각각의 열저항으로 대체하여 등가모델화한 후 해석하는 기법이다. 이는 각 물질의 경계면이나 접촉면을 열저항으로 나타내어 온도를 예측하고 있다. 반면에, 유한요소법의 경우에는 자체 해석과 열계 해석 사이의 유사성을 이용해 지배방정식을 정식화하는 기법을 사용하고 있으며, 이는 해석 모델내부의 온도분포를 확인할 수 있는 이점을 가지고 있다[3].

본 논문에서는 열유동 해석법에 비해 연산시간을 단축시킬 수 있는 이점을 가진 열전달 해석법[4][5]을 이용하여 전력용변압기의 온도분포를 예측하였다. 해석모델의 온도분포를 예측하기 위해 먼저 열전달계수를 구한 후, 유한요소법을 적용해 열전달 지배방정식과 대류 경계조건을 정식화하였다. 해석의 정확성을 향상시키기 위해 덕트와 스페이서를 고려하여 전력용 변압기의 형상을 3차원으로 모델링하였고, 온도상승의 원인이 되는 권선과 철심에서의 전력손실을 계산하였다. 각 경계면의 열전달계수(Heat Transfer Coefficient)를 계산하기 위해 먼저 형상에 따른 누셀트수(Nusselt number)를 이용하여 초기 열전달계수를 계산하였으며, 여기에 에너지 보존 법칙을 적용해 계산된 손실과 비교하여 온도를 보정하는 반복과정을 거쳐 최종의 열전달계수를 구했다. 이렇게 얻어진 열원과 열전달계수를 적용하여 전력용변압기의 온도분포를 예측하기 위해 전자계-열계 결합해석을 시행하였으며, 측정값과 비교해 열전달해석의 정확성을 검증하였다.

2. 본 론

2.1 전자계 해석

2.1.1 전자계 지배방정식

열전달 해석의 열원을 계산하기 위해 권선과 철심에서의

* 정 회 원 : 동아대 공대 전기공학과 석사과정
** 정 회 원 : 한국전기연구원 선임연구원
† 교신저자 시니어회원 : 동아대 공대 전기공학과 교수 · 공박
E-mail : schahn@dau.ac.kr

접수일자 : 2009년 8월 25일
최종완료 : 2009년 9월 10일

※ 본 논문은 본 학회 2009년 하계학술대회 학술위원회에서 우수논문으로 선정되어 편집위원회 심사 후 본 논문에 게재 되었음.

전력손실밀도를 계산해야 한다. 식(1)은 전자계 지배방정식을 나타내고 있으며, 이는 정상교류전류가 권선에 흐를 때 발생하는 자기 벡터 포텐셜과 자계가 시간적 변화할 때 자계의 반대방향으로 발생하는 와전류를 고려하고 있다. 즉, 전자계 지배방정식을 이용해 열을 발생하는 원인인 줄손실(Joule's Loss)과 자속이 도체를 쇠고함으로써 발생하는 와전류손실(Eddy Current Loss)을 계산한다. 전력손실을 계산하기 위한 저항, 투자율 등의 파라미터는 온도변화에 영향을 받으므로 전자계-열계 결합해석이 필요하다[6][7].

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times \vec{A}) = \vec{J}_s - \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \phi \right) \quad (1)$$

여기서, μ 는 투자율(H/m), σ 는 도전율(S/m), \vec{A} 는 자기 벡터 포텐셜, \vec{J}_s 는 전류 밀도(A/m³), ϕ 는 전계 스칼라 포텐셜이다.

2.1.2 전력손실

전력기기에서 발생하는 전력손실은 크게 부하손실과 무부하손실로 나눈다. 부하손실에는 동손과 포유부하손이 있으며, 무부하손실에는 무부하시 발생하는 동손과 철손이 있다. 본 논문에서의 전력손실은 부하손실에서의 동손과 무부하손실에서의 철손만을 고려하였으며, 나머지 손실들은 그 값이 작아 무시했다. 동손은 권선에 흐르는 전류밀도와 도전율을 고려한 식(2)를 통해 계산할 수 있으며, 철손인 와전류손실과 히스테리시스손실(Hysteresis Loss)은 Steinmetz 실험식을 통해 계산하였다. Steinmetz의 실험식은 식(3)에 나타내었고, 이에 따른 히스테리시스계수와 와전류계수는 철심의 비선형적인 특성을 가진 자속밀도 대 증량당 손실 곡선(B-P Curve)을 통해 열을 수 있다[8].

$$P_w = \frac{1}{2\sigma} \int J_s^2 dv \quad (2)$$

$$P_c = \{K_h B_m^2 f + K_c (B_m f)^2\} w \quad (3)$$

여기서, P_w 는 권선의 손실(W), P_c 는 철심의 손실(W), B_m 은 자속밀도(T), K_h 는 히스테리시스계수, K_c 는 와전류계수, w 는 철심의 증량(kg)이다.

2.2 열전달 해석

2.2.1 열계 지배방정식

열전달은 일반적으로 전도, 대류, 복사의 방식 중 하나 또는 둘 이상의 방식으로 전달되며, 이를 수치해석적으로 표현하기 위해서는 먼저 전도, 대류, 복사의 지배방정식을 정식화 할 필요가 있다. 열전달 지배방정식은 푸리에 열전도법칙(Fourier's Law of Heat Transfer)에 따른 열전도방정식

과 혼합경계조건(Mixed Boundary Condition)으로 나타낼 수 있으며, 혼합경계조건이 적용되는 경계면은 전도에 의해 적용되는 자연경계조건(Neumann Boundary Condition)과 뉴턴의 냉각법칙(Newton's Law of Cooling)에 의해 발생하는 대류경계조건이 같다는 것을 의미한다. 앞서 언급된 열전도방정식과 혼합경계조건은 식(4)와 식(5)에 각각 나타내었다[9][10].

$$-k \nabla^2 T = Q \quad (4)$$

$$k \frac{\partial T}{\partial n} + h (T_w - T_\infty) = 0 \quad (5)$$

여기서, k 는 열전도도(W/m·°C), T 는 온도(°C), Q 는 단위체적당 외부에서 공급되는 열량(W/m³), h 는 대류 열전달 계수(W/m²·°C), T_w 는 표면온도(°C), T_∞ 는 외부온도(°C)이다.

2.2.2 열계 지배방정식의 정식화

열전달 지배방정식인 열전도방정식과 혼합경계조건은 수치해석적인 방법을 적용하여 정식화한다. 해석영역의 지배방정식에 가중잔차법(Weighted Residual Method)을 적용하여 가중함수 W_i 를 곱하고 해석영역에 대해 적분을 취하게 되면 식(6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_{\Omega} k \left[\left(\frac{\partial W_i}{\partial x} \frac{\partial \hat{T}}{\partial x} \right) + \left(\frac{\partial W_i}{\partial y} \frac{\partial \hat{T}}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial W_i}{\partial z} \frac{\partial \hat{T}}{\partial z} \right) \right] d\Omega - \int_{\Omega} W_i Q d\Omega - \int_{\Gamma} W_i h (\hat{T} - T_\infty) d\Gamma = 0 \quad (6)$$

갤러킨법(Galerkin Method)을 적용하면 식(6)의 가중함수 W_i 대신 형상함수 N_i 를 이용하여 식(7)의 형태로 열전달 지배방정식을 정식화한다.

$$\int_{\Omega} k \sum_{j=1}^4 \left[\left(\frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial N_j}{\partial x} \right) + \left(\frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial N_j}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial N_j}{\partial z} \right) \right] T_j d\Omega - \int_{\Omega} N_i Q d\Omega - \int_{\Gamma} N_i h \left(\sum_{j=1}^3 N_j T_j - T_\infty \right) d\Gamma = 0 \quad (7)$$

식(7)과 같이 정식화된 지배방정식에서 대류경계조건항을 제외한 나머지 항을 이산화시켜 식(8), (9)와 같이 표현하였으며,

$$[S_{ij}]^e = \frac{1}{36V} (k_x b_i b_j + k_y c_i c_j + k_z d_i d_j) \quad (8)$$

$$[F_i] = \frac{VQ}{4} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

식(7)에서 제외한 대류경계조건의 항을 이산화 시켜 요소와 요소 사이의 경계조건을 식(10)과 같이 나타내었다 [3][11].

$$\frac{h\Delta}{12} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_k \end{bmatrix} - \frac{h\Delta T_\infty}{3} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (10)$$

2.2.3 열해석 메커니즘

열전달 계수 산정은 시스템의 총 에너지 중 순수한 변화량은 시스템으로 들어가는 에너지와 시스템에서 나오는 에너지의 차이와 같다는 에너지 보존 법칙에 바탕을 두고 있다. 열전달 해석에는 열 또는 열에너지와 같은 온도차에 의하여 전달되는 에너지의 형태로 열평형(Heat balance)이 나타나며, 이 때 에너지 균형은 식(11)과 같이 표현하였다.

$$Q_{in} - Q_{out} + E_{gen} = \Delta E_{thermal\ system} \quad (11)$$

이러한 에너지 보존 법칙에 따라 권선과 절연유, 철심과 절연유 그리고 탱크와 공기간의 에너지 평형방정식을 식(12), (13), (14)과 같이 나타내어 열해석 지배방정식으로 사용하였다. 식(12)와 식(13)의 우변 첫 번째 항은 권선과 철심에 저장된 에너지를 나타내고 있고, 두 번째 항은 권선과 절연유, 철심과 절연유간의 대류 열전달을 나타내고 있다. 즉, 발생된 총 열에너지는 권선과 철심 속에 저장된 열에너지와 권선과 절연유, 철심과 절연유간의 대류성 열에너지의 합과 같다는 관계를 보여주고 있다. 식(14)는 탱크와 절연유간의 에너지 평형방정식으로 좌변은 권선과 철심에서 발생된 열에너지이고, 우변은 탱크에 저장된 열에너지와 탱크에서 공기로 전달되는 대류성 열에너지로 나누어진다[12].

$$Q_{winding} = (m C_p)_w \frac{dT_w}{dt} + h_w A_w (T_w - T_{oil}) \quad (12)$$

$$Q_{core} = (m C_p)_c \frac{dT_c}{dt} + h_c A_c (T_c - T_{oil}) \quad (13)$$

$$Q_{core} + Q_{winding} = (m C_p)_{tank} \frac{dT_{tank}}{dt} + h_{tank} A_{tank} (T_{tank} - T_{air}) + \epsilon \sigma A_{tank} (T_{tank}^4 - T_{air}^4) \quad (14)$$

여기서, $Q_{winding}$ 은 권선에서 발생되는 열에너지(J/°C), Q_{core} 는 철심에서 열에너지(J/°C), m 은 질량(kg), C_p 는 일정한 압력에서의 비열(J/kg·°C), ϵ 는 복사율, σ 는 스테판 볼츠만상수(W/m²·K⁴)이다.

2.3 전력용 변압기 해석 모델

열해석은 전자계해석과는 달리 구조물의 영향을 많이 받으므로 정확한 모델링을 하지 않으면 결과 값에 오차가 발생하게 된다.

이러한 문제점을 고려하여 철심의 형상은 적층형으로 모델링하였으며, 권선의 경우에는 덕트와 스페이서를 고려한 형태로 모델링하였다. 또한, 2차원으로 모델링할 경우 축방향의 열속(Heat Flux)이 고려되지 않기 때문에 이를 보완하기 위해 전력용 변압기의 형상을 3차원으로 모델링하였고, 유류의 흐름을 고려하지 않는 열전달 해석법임을 감안해 방열판은 고려하지 않았다. 해석된 전력용 변압기는 단상 내철형의 구조를 가진 유입자냉식(ONAN) 변압기로 형상과 사양은 그림 1과 표 1에 나타내었다.

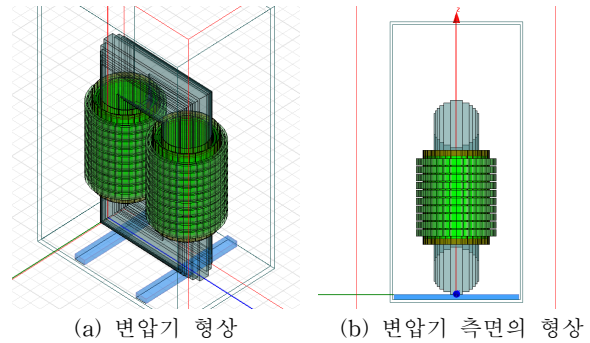


그림 1 전력용 변압기 모델
Fig. 1 Power transformer model

표 1 전력용 변압기의 사양
Table 1 Specification of power transformer

구 분	사 양
정 격 용 량	400 [KVA]
정 격 전 압	6600/220 [V]
정 격 전 류	60.6/1818 [A]
주 파 수	60 [Hz]
냉 각 매 질	α유

권선과 철심에서 발생되는 열을 냉각시키기 위해 탱크 내부의 냉각 매질은 알파유(α-Oil)로 채워져 있으며, 해석모델인 변압기가 실내에 설치되어 있음을 고려하여 탱크외부에서 발생하는 복사열은 고려하지 않았다. 해석시 모델에 적용되는 재료의 물성값을 표 2에 나타내었다.

표 2 재료의 물성값
Table 2 Material properties

구 분	규소 강판	구리	아라미드지	프레스 보드	α유 (25°C)
밀도 [kg/m ³]	7650	8978	720	1280	849
비열 [J/kg·°C]	452	381	913	1600	2045
열전도도 [W/m·°C]	21.5(3.5 →)	387.6	0.24	0.21	0.1601

2.4 전자계 해석

2.4.1 열원계산

열전달 해석을 하기 위해서는 먼저 온도상승의 원인이 되는 열원을 산정해야 한다. 본 논문에서는 부하손실인 동손과 무부하손실인 철손만을 고려하였으며, 온도의 변화에 영향을 받는 권선의 저항값은 정상상태의 해석임을 감안해 고려하지 않았다. 권선에서 발생하는 전력손실밀도를 계산하기 위해 앞서 언급된 식(2)를 사용해 저압권선과 고압권선의 전력손실을 계산하였으며, 저압권선에 비해 많은 소전수를 가진 고압권선에서 상대적으로 높은 전력손실밀도가 발생하였다. 고압권선(HV)에서는 2549.66[W], 저압권선(LV)에서는 1680.03[W]의 전력손실이 발생하였으며, 이를 단위체적당으로 환산하면 각각 401858.14[W/m³], 239340.31[W/m³]의 전력손실밀도를 가진다.

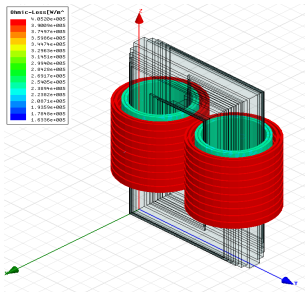


그림 2 권선의 전력손실밀도 분포
Fig. 2 Power loss density distribution in winding

철심에서의 전력손실밀도를 계산하기 위해서는 교번자속에 의해 발생하는 와전류손을 고려해야 하며, 이를 계산하기 위해 앞에서 언급한 식(3)인 Steinmetz 실험식을 적용하였다. 철심의 자속밀도는 유한요소법을 이용한 전자계해석으로 얻었으며, 자속밀도분포는 그림 3과 같다. 철심의 요크(Yoke)와 레그(Reg)에서는 2.2[T]의 균일한 자속밀도분포를 가진다. 여기서, 얻은 자속밀도와 철심의 비선형적인 특성을 나타내는 B-P곡선을 통해 히스테리시스계수와 와전류계수를 산정하였다. 전력용변압기에 사용된 철심은 포스코광관(30PG130)으로 60[Hz] 주파수 대역에서의 B-P 곡선은 그림 4와 같다.

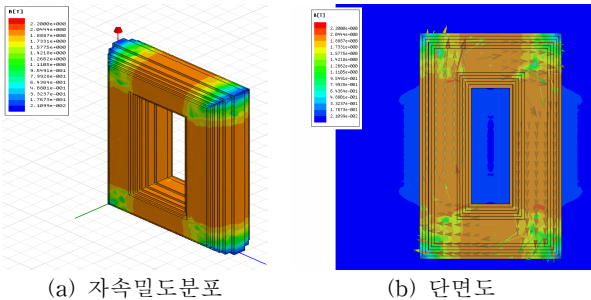


그림 3 철심의 자속밀도분포
Fig. 3 Flux density distribution in core

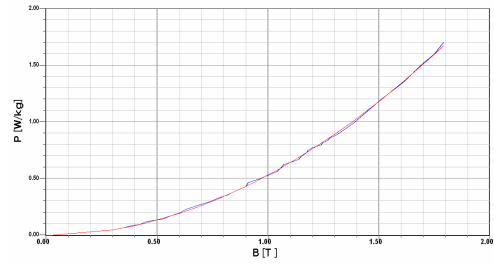


그림 4 30PG130 B-P 곡선
Fig. 4 30PG130 B-P curve

60[Hz] 주파수 대역을 고려해 6주기의 시간으로 과도상태 해석(Transient Analysis)으로 철심의 전력손실을 구하였다. 초기 1주기는 과도응답에 대한 데이터로 이를 제외한 정상상태 5주기의 데이터를 적용하였으며, 시간에 따른 손실 곡선을 그림 5에 나타내었다. 해석된 전력손실에 철심의 체적을 고려하여 열전달해석의 열원이 되는 전력손실밀도로 환산하였다. 전력용변압기의 열원이 되는 권선과 철심의 전력손실밀도는 표 3에 나타내었다[13][14].

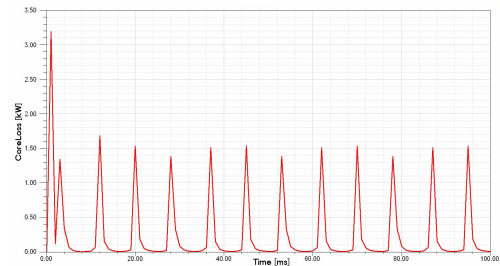


그림 5 시간에 따른 철심의 손실 곡선
Fig. 5 30PG130 B-P curve

표 3 전력손실밀도

Table 3 Power loss density

구 분		전력손실밀도 [W/m ³]
권 선	고 압 (HV)	401858.14
	저 압 (LV)	239340.31
철 심		24108.29

2.4.2 열전달 계수

열전달 해석의 정확성을 향상시키기 위해서는 동일한 경계면에서 온도변화가 일어나는 부분에 열전달 계수를 적용하여야 한다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 에너지 보존 법칙에 의거한 에너지평형 방정식을 적용시켜 각각의 면에 적절한 열전달 계수를 구하였다. 본 논문에서는 열전달 계수를 산정하기 위해 형상에 따른 누셀트수를 이용하여 열전달 계수를 계산하였으며, 누셀트수를 얻기 위해 무차원수인 레이일리 수(Rayleigh number), 프란틀 수(Prandtl number), 그라소프 수(Grashof number)를 사용하였다. 누셀트수를 구하

기 위해서는 유체의 레이리수가 필요하며, 이는 식(15)를 통해 얻을 수 있다. 누셀트수의 실험식은 모델의 형상에 따라 변화하게 되는데 철심과 탱크에는 식(16), (17)에서 나타낸 수직평판에 따른 실험식을 적용하였으며, 권선에는 식(17)에서 나타낸 중심이 빈 원통형에 따른 실험식을 적용하였다. 계산된 누셀트수를 식(18)에 적용하여 초기 열전달계수를 얻을 수 있다[9].

$$Ra = Gr Pr = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)\delta^3}{\nu^2} Pr \quad (15)$$

$$Nu_p = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 Ra^{1/6}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 \quad (16)$$

$$Nu_c = 0.4 Ra^{0.2} \quad (17)$$

$$h = \frac{k}{\delta} Nu \quad (18)$$

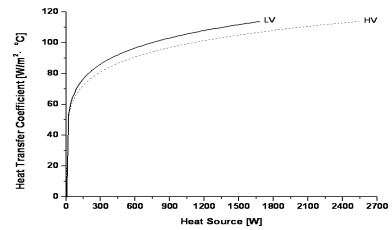
여기서, Nu_p 는 수직평판에 대한 Nusselt number, Nu_c 는 원통형에 대한 Nusselt number, Ra 는 Rayleigh number, Pr 은 Prandtl number, g 는 중력가속도(m/s^2), β 는 열팽창계수($1/^\circ C$), ν 는 동점성 계수(m^2/s), k 는 열전도도($W/m^\circ C$), δ 는 특성의 길이(m)이다.

초기 열전달계수를 에너지 평형방정식에 적용하여 전력손실에 열전달계수가 수렴될 때까지 ΔT 의 온도를 $0.01[^\circ C]$ 만큼 증가시켜 반복 계산하였다. 본 논문에서는 이러한 반복 과정을 거쳐 각 경계면에서의 최종 열전달계수를 구하였으며, 이를 경계조건으로 적용하여 해석영역에서의 계산시간과 해의 수렴성을 향상시켰다. 각각의 열전달계수의 값은 표 4에 나타내었으며, 에너지 평형 방정식에 의해 수렴되는 과정은 그림 6과 같다[15][16].

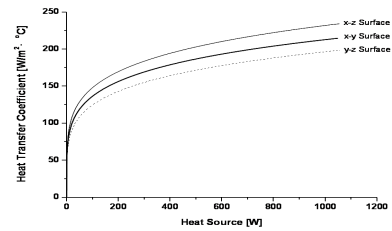
표 4 열전달계수 데이터

Table 4 Heat transfer coefficient data

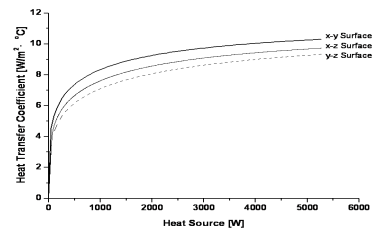
구 분		열 원 [W]	열전달계수 [$W/m^2 \cdot ^\circ C$]
권 선	고압 (HV)	2550.2	113.93
	저압 (LV)	1682.69	113.88
철 심	정면(Y-Z)	1051.84	198.63
	측면(X-Z)	1051.84	234.27
	윗면(X-Y)	1051.84	214.6
탱 크	정면(Y-Z)	5284.73	9.33
	측면(X-Z)	5284.73	9.73
	윗면(X-Y)	5284.73	10.27



(a) 권선



(b) 철심



(c) 탱크

그림 6 열전달계수 산정 곡선

Fig. 6 Heat transfer coefficient curve

2.4.3 열전달 해석 및 검증

전력용 변압기의 열원인 전력손실밀도는 유한요소법을 이용한 전자계 해석법으로 구하였으며, 권선과 절연유, 철심과 절연유, 탱크와 공기간의 열전달계수는 본 논문에서 제시한 반복법으로 각 경계면에서의 열전달계수를 계산하였다. 해석모델에 유한요소법을 적용하기 위해 철심과 권선, 스페이서, 절연유, 탱크에 그림 7과 같이 격자를 생성하였다. 각 영역에 생성된 격자수는 표 5에 나타내었으며, 전체영역에 생성된 격자수는 약 45만개이다.

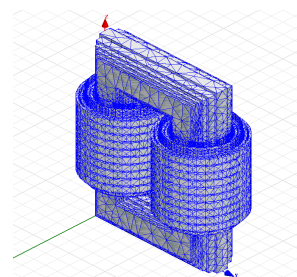


그림 7 격자 생성

Fig. 7 Mesh operation

표 5 격자수

Table 5 Number of meshes

구 분	철심	고압 권선	저압 권선	스페이서	절연유	탱크	공기
격자수	30,938	22,901	29,104	80,137	284,470	4,217	2,177

전력용변압기 모델에 유한요소법을 이용한 열전달 해석을 하였으며, 변압기 내부의 온도분포는 그림 8에 나타내었다. 그림 8(a)는 Y-Z평면에서의 전력용변압기 온도분포이고, 그림 8(b)는 X-Z평면에서의 전력용변압기의 온도분포를 나타내고 있다. 최고온도는 고압권선의 상단 부분에서 약 123°C로 나타났으며, 이때의 외부온도는 23°C이다.

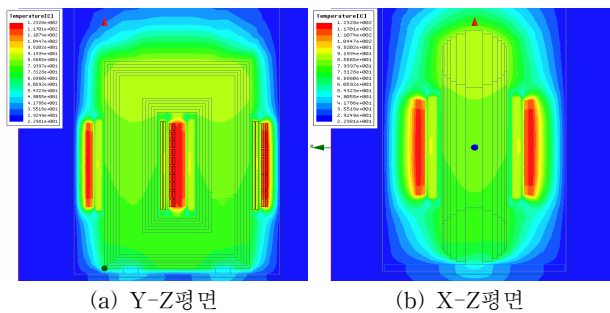


그림 8 전력용 변압기의 온도분포
Fig. 8 Temperature distribution of power transformer

해석된 결과를 검증하기 위해 온도상승시험을 통해 얻은 측정값과 비교하였으며, 온도측정센서는 그림 9에서 보는 바와 같이 저압권선덕트(L1, L2, L3), 고압권선(H1, H2, H3)에 설치해 측정하였다. 실험을 통해 얻은 측정값과 해석값은 표 6과 같다.

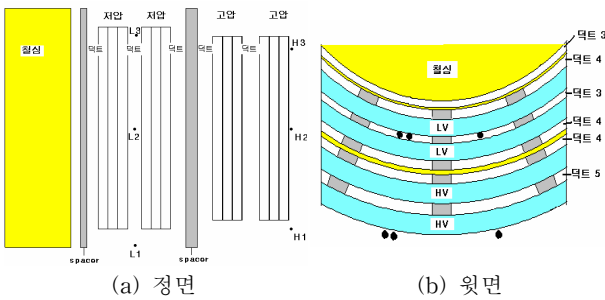


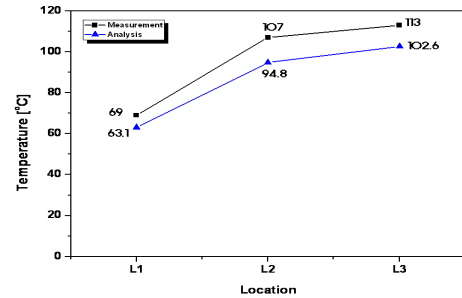
그림 9 전력용 변압기의 온도측정
Fig. 9 Temperature measuring of power transformer

표 6 온도 데이터

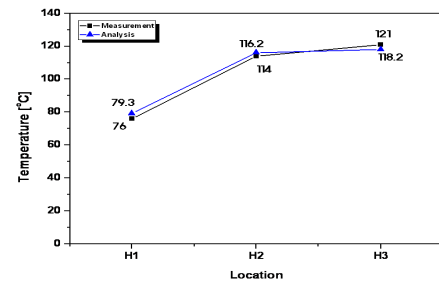
Table 6 Temperature data

구 분	L1	L2	L3	H1	H2	H3	
온도	측정값 [°C]	69	107	113	76	114	121
	해석값 [°C]	63.1	94.8	102.6	79.3	116.2	118.2
오차 [%]	8.5	11.4	9.2	4.3	1.9	2.3	

저압권선덕트와 고압권선에서의 온도값을 센서를 통해 측정된 실험값과 비교하여 그림 10에 나타내었다. 그림 10(a)는 저압권선덕트의 위치에 따른 해석값과 측정값의 온도분포이며, 그림 10(b)는 고압권선의 위치에 따른 해석값과 측정값의 온도분포이다.



(a) 저압(LV)



(b) 고압(HV)

그림 10 위치에 따른 온도분포 비교
Fig. 10 Temperature distribution comparison at LV and HV

3. 결론

본 논문에서는 전력용변압기의 온도분포를 예측하기 위해 전자계-열계 결합해석기법을 제안하였다. 혼합 경계조건을 갖는 대류 경계조건과 열전도 지배방정식에 가중잔차법을 적용하여 열전달 지배 방정식을 정식화하였고, 열해석에 적용되는 열원은 전자계해석을 통해 얻은 권선과 철심의 전력 손실밀도를 적용하였다. 각 경계면에 적용되는 경계조건은 누셀트수를 이용한 해석적 방법으로 초기 열전달계수를 계산하였고, 에너지 보존 법칙을 적용해 계산된 손실과 비교하여 온도를 보정하는 반복과정을 거쳐 최종의 열전달 계수를 구하였다. 유한요소법을 적용하기 위해 전력용변압기의 모델을 실제형상과 유사하게 철심은 적층형으로 권선은 덕트와 스페이서를 고려하여 3차원으로 모델링하였다. 시뮬레이션을 통해 얻은 해석결과와 온도상승시험을 통해 얻은 측정값을 비교했을 때 최대 11[%]의 오차가 발생했지만, 최고점 온도의 해석값은 측정값에 비해 5[%] 미만의 오차를 가지는 만족스러운 결과를 얻었다. 본 논문에서 다룬 열전달 계수를 이용한 전력용변압기의 온도 예측 기법을 초고압 전력용 변압기 설계에 적용할 수 있을 것을 기대한다.

감사의 글

본 연구는 지식경제부의 지원으로 수행한 에너지자원 인력양성사업과 기초전력연구(R-2007-2-060)주관으로 수행된 연구결과입니다.

참 고 문 헌

[1] 이형직, “유한요소법에 의한 유체역학·열전도 해석 입문”, Perason Education Korea, 2000.
 [2] John C. Tannehill, Dale A Anderson, “Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer”, Taylor & Francis, 1997.
 [3] 신종계, 이용신, 조성욱, “Logan의 유한요소법 첫걸음”, Thomson, 2006.
 [4] 오연호, 송기동, 선종호, “변압기의 3차원 온도분포 해석”, Trans KIEE, Vol 52B, pp.434-441, 2003.
 [5] Linden W. Pierce, Tom Holifield, “A Thermal Model for Optimized Distribution and Small Power Transformer Design”, IEEE Transmission and Distribution Conference, vol. 2, pp. 925-929, Apr. 1999.
 [6] S. J. Salon, “Finite Element Analysis of Electrical Machines”, Rensselaer Polytechnic Institute Troy, New York, 1995.
 [7] K. Preis, O. Biro, G. Buchgraber, and I. Tigar, “Thermal-Electromagnetic Coupling in the Finite-Element Simulation of Power Transformers”, IEEE Trans. Magnetics, vol. 42, no. 4, pp. 999-1002, Apr. 2006.
 [8] K. Karsai D. Sc., L. Kiss D. Sc., “Large Power Transformers”, Oxford N. Y., pp.351-359, 1987.
 [9] Adrian Bejan, “Convection Heat Transfer”, John Wiley & Sons, Inc, pp.192-202, 1995.
 [10] Cengel, Y. A, “Heat Transfer - A Practical Approach”, McGrawHill, pp.411-450, 1998.
 [11] C. C. Hwang, P. H. Tang, and Y. H. Jiang, “Thermal Analysis of Highfrequency Transformers using Finite Elements Coupled with Temperature Rise Method”, IEE Proc. Elect. Power Appl., Vol. 152, no. 4, pp.832-836, Jul. 2005.
 [12] G. L. Alegi, W. Z. Black, “Real-Time Thermal Model for An Oil-Immersed, Forced-Air Cooled Transformer”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 5, No. 2, April. 1990.
 [13] S. V. Kulkarni, S. A. Khaparde, “Transformer Engineering - Design and Practice”, Marcel Dekker INC, pp.214-216, 2004.

[14] John J. Winders, Jr, “Power Transformer - Principles and Applications”, Marcel Dekker INC, pp.69-116. 2002.
 [15] 김중경, 오연호, 이지연, 한성진, “열유동을 고려한 GIS 모선의 온도상승 예측”, 대한전기학회지(2007), Vol 58, No.4, pp.742-747, 4월. 2009.
 [16] Marina A. Tsili, Eleftherios I. Amoiralis, Antonios G. Kladas, and Athanassios T. Souflaris, “Hybrid Numerical-Analytical Technique for Power Transformer Thermal Modeling”, IEEE Trans. Magnetics, vol. 45, no. 3, pp. 1408-1411, Mar. 2009.

저 자 소 개



안 현 모 (安 現 模)

2009년 동아대 공대 전기공학과 졸업(학사). 2009년~현재 동아대 공대 전기공학과 대학원 석사과정.
 Tel : 051-200-6946
 Fax : 051-200-6947
 E-mail : hmahn@donga.ac.kr



오 연 호 (吳 年 浩)

1991년 동아대 전기공학과 공대 졸업(학사). 1993년 동아대 공대 전기공학과 대학원 졸업(석사). 1997년~현재 한국전기연구원 전력연구단 초고압전력기기연구그룹 선임연구원.
 Tel : 055-280-1566
 Fax : 055-280-1589
 E-mail : yhoh@keri.re.kr



한 성 진 (韓 聲 鎭)

1979년 서울대 공대 전기공학과 졸업(학사). 1981년 서울대 공대 전기공학과 대학원 졸업(석사). 1992년 서울대 공대 전기공학과 대학원 졸업(박사). 1983년~현재 동아대 전기공학과 교수.
 Tel : 051-200-7737
 Fax : 051-200-6947
 E-mail : schahn@dau.ac.kr