

FEM을 이용한 몰드변압기의 예방진단에 관한 연구

Young-Ki Chung⁰, Jong-Wook Jung, Myoung-Jun Choi, Jae-Chul Kim, Il-Han Park, Hee-Ro Kwak
Department of Electrical Engineering, Soongsil University, Korea

Abstract - This paper describes the technique for detecting failure symptom of mold transformer. This study uses the vibration signal analysis method and FEM as the technique.

A loading back method is constructed for experiment, accelation sensors are adhered for measurement of vibration signal. Vibration signal measured by this method is analyzed into variation trend of measurement variables by control of control variables. Magnetic field distribution of molded winding is also acquired by FEM considering the design specification and the characteristics of insulation material, in conclusion, the relation of results between vibration signal and FEM is studied by these methods.

Introduction

본 논문의 연구배경은 최근 몰드변압기의 수요증가에 따른 예방진단기술의 필요성에 의한 것이다. 현대사회에서 필수적인 전기에너지를 변성하는 변압기는 고전압·대용량화와 성능향상이 요구된다. 이는 전기설비에 대한 안전성과 신뢰성을 의미한다. 특히, 옥내의 경우, 방재성, 소형, 저소음 이외에도 환경보전, 보수성, 에너지 절감 등이 추가로 요구된다. 이 중 방재성이란 화재에 대한 안전성으로, 변압기 건식화 의미를 내포한다. 몰드변압기는 이러한 요구에 부응하는 전력설비로서, 고체절연방식이 갖는 제반 장점 때문에 기존 유입변압기에 대체되어 사용범위가 확장되어 왔다. 그러나 이러한 추세에도 불구하고, 몰드변압기 이상징후에 대한 예방진단 기술은 유입변압기에 비해 미비한 실정이며, 전력계통 신뢰도 향상 차원에서 그 필요성은 날로 증가하고 있다. 몰드변압기의 사고는 대부분이 진동음력을 포함한 제반 응력 복합작용으로 유발되어, 표면크랙으로 발전한다. 표면크랙은 권선의 몰드내부에서의 운동을 의미한다. 운동의 정도는 진동크기와 연관되며, 공급전압, 부하전류를 포함한 제반 변수에 의해 변화한다.

본 논문은 몰드변압기에 대한 예방진단의 방안으로 진동신호 분석법을 이용하여, 제어변수에 의한 몰드변압기 고압권선의 진동신호를 측정하였다 또한 이 측정결과를 FEM으로 해석한 이론적 결과와 비교하였다.

Related theory

몰드변압기 권선은 Lorentz 힘을 받으며, 이는 전류밀도 \vec{J} 와 누설자속밀도 \vec{B} 의 외적으로서, 힘의 밀도는 다음과 같다.

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B} \quad (1)$$

여기서, \vec{F} 는 힘의 밀도[N/m³], \vec{J} 는 전류밀도[A/m²], \vec{B} 는 자속밀도[Tesla]이다. 몰드변압기에 작용하는 힘은 여러 고조파 성분이 합성되어, 몰드권선 및 철심진동으로 나타난다. 부하전류 $i(t)$ 는 무한 푸리에급수에 의해 표현되며, 기본 각주파수 ω_0 의 주기함수이다. 일례로

$$\beta_{2n-1} = (2n+1)\omega_0 t + \delta_{2n-1} \quad (2)$$

이 때 δ_{2n-1} 는 위상이동이며, 전류 $i(t)$ 가

$$i(t) = \text{Re} \left[\sum_{n=0}^{\infty} I_{2n+1} e^{j\beta_{2n-1}} \right] \quad (3)$$

로 주어질 때, 처음 세 번째까지의 고조파를 취해 $i(t)$ 를 근사하면, 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$i(t) = \text{Re} \{ I_1 e^{j\beta_1} + I_3 e^{j\beta_3} + I_5 e^{j\beta_5} \} \quad (4)$$

식(4)를 대수적으로 처리하면, 힘의 밀도 $\vec{F}(t)$ 는 다음과 같다.

$$\vec{F}(t) = \frac{1}{2} \text{Re} \{ F_1^2 + F_3^2 + F_5^2 + F_1^2 e^{j2\beta_1} + F_3^2 e^{j2\beta_3} + F_5^2 e^{j2\beta_5} + F_1 F_3 e^{j(\beta_1+\beta_3)} + F_1 F_3 e^{j(\beta_1-\beta_3)} + F_1 F_5 e^{j(\beta_1+\beta_5)} + F_1 F_5 e^{j(\beta_1-\beta_5)} + F_3 F_5 e^{j(\beta_3+\beta_5)} + F_3 F_5 e^{j(\beta_3-\beta_5)} \} \quad (5)$$

힘의 밀도는 식(5)와 같이, 교류성분과 함께 직류성분도 지니고 있다. 기본주파수는 $2\omega_0$ 로서 전류 기본주파수의 2배이고, $2\omega_0$ 의 모든 고조파가 $8\omega_0$ 까지 존재한다.^{[7],[8]}

시변 진동신호는 시간영역에서 분석이 정량화될 필요가 있다. 본 논문은 진동신호 크기 표현을 위해, 에너지양 평균치를 나타내는 실효치로 정량화하였다 실효치는 다음 수식에 의해 계산하였다.

$$\text{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \overline{x_i^2}} \quad (6)$$

여기서, N 은 측정 데이터 샘플 개수이며, $\overline{x_i}$ 는 바이어스가 제거된 i 번째 샘플 데이터 크기이다.^{[8],[10]}

센서로 측정되고, Transducer에서 변환된 진동신호는 FFT를 통해 진동파형 주파수 스펙트럼으로 표현되며, 상대적 크기 비교로 변압기 비정상상태를 구별할 수 있다. FFT 변환 결과는 복소수 형태를 취하므로, 다음 수식으로 그 상대적 크기를 비교한다.

$$[\text{dB}] = 20 \log_{10} (p) \quad (7)$$

$$\text{여기서, } p = \sqrt{p_r^2 + p_i^2} \quad (8)$$

이며, p_r 은 FFT 변환 결과의 실수부이고, p_i 는 허수부이다.^{[2],[8]} 이렇게 계산된 주파수스펙트럼중 변화의 경향이 뚜렷한 주파수성분에 대해 유효요소법을 적용하였다. 보통의 유효요소 해석을 하기 위해서는 전류원이든, 전압원이든 한 가지의 구동전원을 사용하여 정식화 과정을 유도해야 한다. 그러나 반환부하법을 사용하는 몰드변압기의 해석에 있어서는 두 가지 구동전원을 사용한 정식화 과정을 유도해야 한다. 왜냐하면 몰드변압기의 고압측은 부하시험을 할 때마다 일정한 전압을 유지한 채 전류만 변화하고, 저압측은 권선수에 의해 항상 일정한 전압이 유지되기 때문이다. 그러므로 고압측은 전류원으로 구동되며, 저압측은 전압원으로 구동되는 시스템이 된다. 일단 입력전원이 정현적이라 하면, 이 두 구동전원을 사용하는 정식화의 과정은 전압원을 이용한 고조파 유효요소 해석의 정식화 과정으로부터 유도할 수 있다. 전압원을 이용한 고조파 유효요소 해석의 정식화식은 다음과 같다

$$\begin{bmatrix} [S] & [B_1'] & [B_2'] \\ [B_1']^T & [C_1] & [0] \\ [B_2']^T & [0] & [C_2] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [A] \\ [I_1] \\ [I_2] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [0] \\ [V_1] \\ [V_2] \end{bmatrix} \quad (10)$$

여기서, S는 시스템 행렬이고, B_1, B_2 는 고압축 및 저압축의 권선수가 고려된 벡터이고, C_1, C_2 는 고압축 및 저압축의 임피던스 항을 나타내는 벡터이고, V_1, V_2 는 고압축 및 저압축의 구동전원전압이고, A는 자기벡터 포텐셜이고, I_1, I_2 는 고압축 및 저압축의 전류이다. 위 식(10)을 풀어서 방정식으로 써보면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} SA + B_1 I_1 + B_2 I_2 &= 0 \\ B_1 A + C_1 I_1 &= V_1 \\ B_2 A + C_2 I_2 &= V_2 \end{aligned} \quad (11)$$

위 식(11)에서 고압축을 전류원 구동전원으로 만들어야 하므로 두 번째줄의 식을 제거하고 첫 번째줄의 $B_1 I_1$ 을 우변으로 옮기면 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} SA + B_2 I_2 &= -B_1 I_1 \\ B_1 A + C_2 I_2 &= V_2 \end{aligned} \quad (12)$$

위 식(12)에서 $-B_1 I_1$ 을 전원으로 대체를 해야 하는데, 이것은 다음과 같은 식에서 전류밀도로 대체할 수 있다. 지배방정식에 대한 유한요소 정식화식을 회로방정식과 결합을 하면 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} SA + BI &= 0 \\ BA + CI &= V \end{aligned} \quad (13)$$

위 식(13)에서 BI는 $-KA$ 라는 것을 알 수 있다. 그리고 유한요소 정식화에서 알 수 있듯이 $KA = J$ 이므로 BI를 $-J$ 로 대체할 수 있다. 이와 같은 결과를 식(13)에 대입하여 다시 써보면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} SA + B_2 I_2 &= J_1 \\ B_2 A + C_2 I_2 &= V_2 \end{aligned} \quad (14)$$

위 식(14)를 행렬식으로 표현하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} [S] & [B_2'] \\ [B_2']^T & [C_2] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [A] \\ [I_2] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [J_1] \\ [V_2] \end{bmatrix} \quad (15)$$

반환부하법은 동손공급전원을 이용하여 고압축의 전류를 부하별로 0[%]에서부터 100[%](정격상태)까지 변화시키는 시험방법이므로, 부하별로 고압축의 전류를 안다면 식(15)에 이용하여 계산을 하면 미지의 상태변수값인 자기벡터포텐셜과 저압축의 전류를 구할 수 있다. 이 해석방법은 기존의 한 가지의 구동전원을 이용하여 계산하는 방법과는 다르게 변압기 내에서 두 가지의 구동전원을 이용하여 계산을 하는 특수한 경우이다. 위와 같은 식(15)를 통해 얻은 자기벡터 포텐셜을 이용하여 고압축 및 저압축의 권선부분이 받는 전자기력을 계산하기 위한 방법으로는 맥스웰용력법, 가상변위법, 로렌츠법 등 여러 가지가 있지만 본 논문에서는 전류가 흐르는 도체권선이 받는 힘을 계산하므로 가장 쉽게 적용할 수 있고 정확한 값을 얻을 수 있는 로렌츠법을 이용한다. 권선이 받는 전자기력은 권선부분이 자체를 포함하고 있지 않으므로 로렌츠의 전자기력 공식인 식(1)을 이용하였다. 본 논문의 해석모델은 2차원이므로 전류밀도 \vec{J} 는 z축 성분만 존재하고, 자속밀도 \vec{B} 는 x, y성분을 가지므로 힘 \vec{F} 도 x, y성분을 갖는다. 이를 분리하여 구하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} F_x &= -\int_z B_y \\ F_y &= \int_z B_x \end{aligned} \quad (9)$$

여기서, F_x 는 축에 수직방향의 전자기력이고, F_y 는 축방향의 전자기력이다. 권선에서 F_x 는 권선의 변형을 야기시키고, F_y 는 권선의 상하진동을 유발한다. 변압기의 권선설계에서는 이 두 전자기력들이 고려되어야 하고, 권선부분의 자장분포 특성상 F_y 보다도 상대적으로 크다. 그러나 이 두 힘들은 권선 F_x 근처의 누설자속에 의해 발생하는 힘들이다. 권선 근처의 누설자속이 크면 권선이 받는 힘도 상대적으로 크게 된다. 권선이 받는 힘이 커지면 권선의 변형을 방지하거나 권선의 상하진동을 방지하는 기지블럭에도 영향을 미친다. 그리고 단락사에는 순간적으로 많은

전류가 흐르기 때문에 이런 힘들은 상당히 커지고, 그로 인해 변압기의 전체 구조에 영향을 미친다.

Experiment

본 실험을 위한 장치는 반환부하장치, 가속도센서, 데이터 수집장치로 구성되었다. 부하모의를 위해, 반환부하법을 사용하며, 공급전압과 부하전류를 변화시켰다. 진동신호는 Wilcoxon Research사의 고감도 압전내장형 가속도센서로 측정되었다. 가속도센서는 고압권선표면의 전위를 고려하여 100[mm]×100[mm]×70[mm] 규격의 베클라이트로 절연하였으며, 중력방향과 이에 직각인 방향에 부착되었다. 측정된 진동신호는 데이터 수집장치에서 진동의 크기와 주파수별 스펙트럼으로 계산되었다.

또한 실험은 제어변수와 측정변수로 나누어 적용하였다. 0~100[%] 범위 공급전압(0~13,200[V]) 및 부하전류(0~130.4[A])를 제어변수로 사용하였다. 제어변수는 각 공급전압에 대해, 부하전류를 0[%]부터 100[%]까지 10[%]씩 증가시키면서, 각 상태에서 진동신호를 취득하며, 측정변수들을 계산하였다. 이렇게 계산된 진동신호를 분석하여 주파수별로 도시하였으며, 그중 전자기력의 주성분인 120[Hz] 성분에 대해 FEM을 사용하여 그 크기분포를 해석하였다. 실험에 사용된 물드변압기는 2 section으로 구성되어 있고 각 섹션이 서로 대칭을 이루고 있으므로, 1 section을 기준으로 7 부분으로 나누어 그 결과를 도출하였다. 각 부에 작용하는 전위분포를 계산하기 위해 권선과 철심 각 부분의 공간은 유한개의 mesh로 분할되었으며, 그 mesh의 분할도를 그림2에 도시하였다.

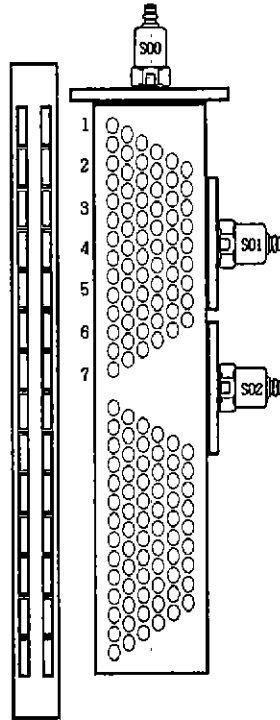


그림1. 센서 부착 모습

FEM 실험방법 추가

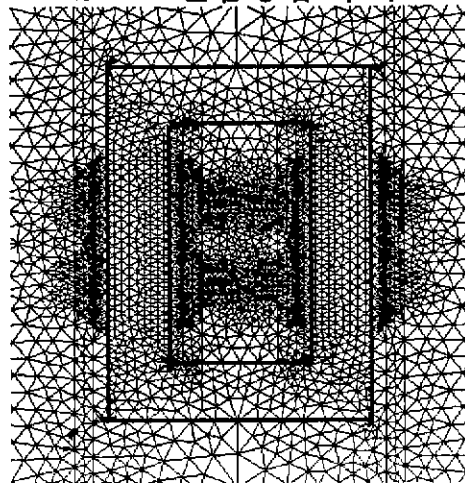
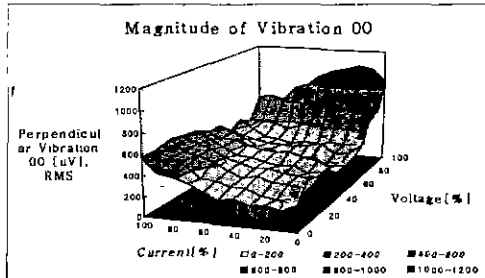


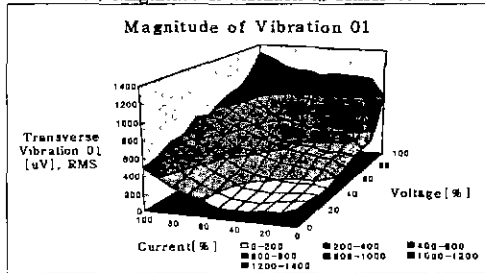
Fig2. 유한요소분할도

Result & Analysis

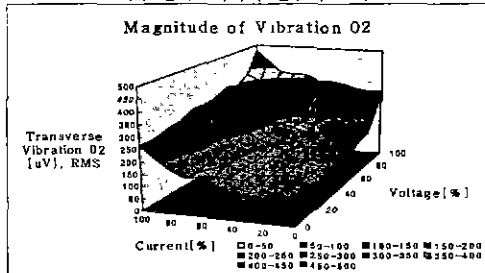
취득된 진동신호의 크기 및 주파수스펙트럼별 결과는 다음과 같다. 진동신호는 센서02, 센서00, 센서01의 순으로 그 크기가 증가하였다. 센서01과 센서02의 진동크기는 순조롭게 증가하였으나, 센서00의 크기는 그 변화의 경향을 판단할 수 없었으며, 인가전압이 증가하면 그 크기는 부하전류의 증가에 의해 오히려 감소하였다. 이는 센서01에서 발생하는 진동신호크기의 증가가 센서00의 그것에 영향을 주기 때문이라고 사료된다. 이 결과를 그림3에 나타내었다.



(a) Magnitude of vibration at sensor 00



(b) 센서01에서의 진동의 크기



(c) Magnitude of vibration at sensor 02

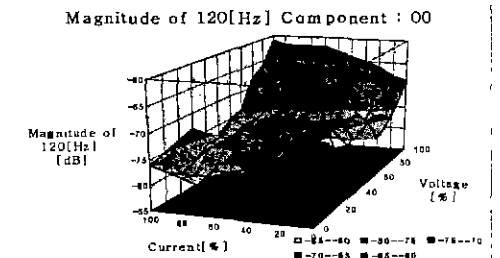
Fig 3. Magnitude of vibration

또한 주파수스펙트럼을 60[Hz]와 120[Hz]의 배수고조파로써 720[Hz]까지 주파수별로 분석한 결과, 60[Hz]는 제어변수 증가에 의한 변화가 전혀 없거나, 그 경향의 분석이 곤란했다. 240[Hz]에서 600[Hz]까지의 고조파는 제어변수에 의한 변화가 없거나 불규칙하여 그 경향을 판단하기가 곤란하였으며, 720[Hz] 이상의 고조파는 아예 그 변화경향의 예측이 불가능하였다. 그러나 여러 고조파중 전자력의 기본성분인 120[Hz]만이 S00의 일부에서 약간 불규칙할뿐 대체적으로 전압과 전류에 의해 뚜렷한 증가경향을 보였다. 표1에 60[Hz]와 각 고조파의 변화경향을 정리하였으며, 그림4에 120[Hz] 성분의 변화경향을 도시하였다.

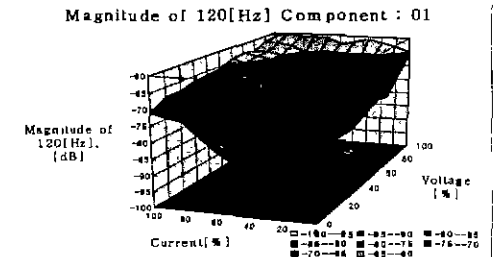
Table 1. Frequency variation trend by applied voltage and load current

구분		60 [Hz]	120 [Hz]	240 [Hz]	360 [Hz]	480 [Hz]	600 [Hz]	720 [Hz]
Applied Vol.	S00	×	↑	↑	↗	↗	↗	↗
	S01	×	↑	↔	↗	↗	↗	↗
	S02	×	↑	×	↗	×	↗	↔
Load Cur.	S00	↑	↔	↔	↔	×	×	↔
	S01	↑	↑	↔	↑	↔	×	↔
	S02	×	↑	×	↗	×	×	↔

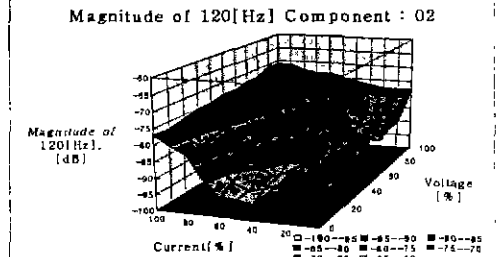
경향분석의 가부 imp. pos. imp. imp. imp. imp. imp.
 × : 변화없음 ; 진동신호가 안정화된 후, 그 최대와 최소크기의 차가 5[dB] 이하일 경우
 ↑ : 미소증가 ; 진동신호가 안정화된 후, 그 최대와 최소크기의 차가 5[dB] 초과 10[dB] 이하일 경우
 ↗ : 증가, 진동신호가 안정화된 후, 그 최대와 최소크기의 차가 10[dB] 이상일 경우
 ↔ : 경향없음 ; 진동신호가 안정화된 후, 그 최대와 최소크기의 차가 10[dB] 이상이나 제어변수에 의해 증감을 반복할 경우
 ↖ : 부분적 증가 ; 낮은 전압에서는 변화나 경향이 없으나 50[%] 또는 그 이상의 인가전압이나 부하전류에서 10[dB] 이상 증가할 경우



(a) Relative Magnitude of 120[Hz] component at sensor 00



(b) Relative Magnitude of 120[Hz] component at sensor 01



(c) Relative Magnitude of 120[Hz] component at sensor 02
 Fig 4. 120[Hz]성분의 크기

진동신호분석법에 의한 두 실험결과로부터 그들의 크기와 120[Hz] 성분은 S00의 경우만 약간의 불규칙성을 지닐 수 있을 것이다. 이는 권선의 수평진동이 제어변수가 증가

함에 따라 응력방향의 운동에 영향을 주기 때문이라고 사료된다. 이러한 사실은 FEM으로 계산한 결과와 잘 일치한다. 이 결과에 의하면 철심 내부에 존재하는 자속분포는 철심의 내부 모서리에서 가장 밀집한다. 이는 철심의 모서리가 접합방식에 의해 제작되어 높은 투자율을 지니므로 자속밀도가 가파되었다고 볼 수 있으나, 이의 누설이 권선 주위의 자속밀도에 미치는 영향은 유입변압기에 비해 현격히 작을 것으로 판단된다. 이 분포를 그림5에 나타내었다.

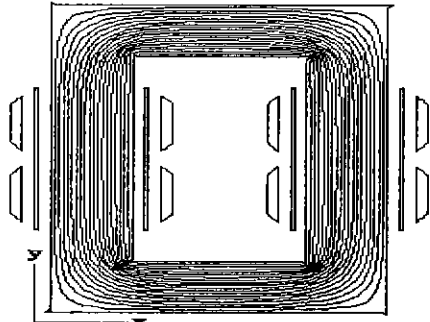


그림5. 철심내의 자속분포

한편 진술한 센서00에서 취득한 진동신호의 불규칙성은 권선부위별 힘의 크기를 계산함으로써 증명할 수 있었다. FEM을 이용하여 권선부위별로 작용하는 수평력은 4의 위치에서 양의 최대값을 나타내었으며, 이는 고압권선이 철심과 멀어지는 방향으로 전자력을 받는 것을 의미한다. 또한 수직력은 1의 부위에서는 아래로 7의 부위에서는 위로 작용한다. 결국 고압권선은 제어변수의 증가에 의해 수직력은 감소하고 수평력은 증가하므로 실험적인 결과와 잘 일치하며, 단락전류와 같은 대전류가 흐르면 상하로는 압축력이 작용하고 수평으로는 철심에서 튕겨나가는 힘이 작용하므로 몰드표면은 크랙을 발생할 것이다. 이러한 예측은 저압 권선에도 적용될 수 있으며, 상하로는 압축력이 작용하고 수평방향으로는 철심쪽에서의 힘이 작용하여 결국은 표면의 크랙을 발생할 것이라고 사료된다. 이상의 결과를 그림6에 나타내었다.

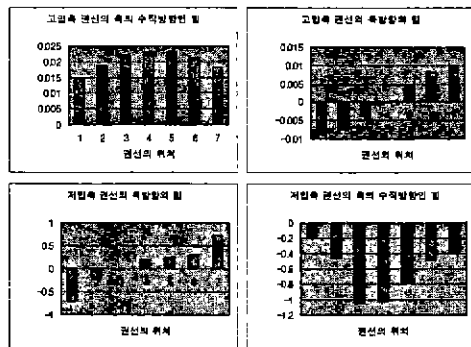


그림6. 권선부위별 힘의 크기

Conclusion

본 연구에서는 몰드변압기의 고압권선 각 부분이 받는 힘을 진동신호분석법으로 그 크기와 주파수별 특성을 비교·분석한 후, RMS와 120[Hz] 성분인 고조파 크기를 유한요소법을 이용한 이론적 결과로 확인하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 몰드변압기 고압권선의 진동신호는 센서02, 센서00, 센서01의 순으로 증가하였다.
- (2) 센서를 부착한 몰드변압기 고압권선의 각 부위의 진동신호는 각 방향마다 단독적으로 작용하는 것이 아니고, 인가전압과 부하전류의 증가에 따라 센서01의 신호가 센서00의 신호에 영향을 주었다.
- (3) 몰드변압기 진동신호는 힘의 기본성분인 120[Hz] 성분의 변화정향이 가장 판단하기 쉬웠으며, 이 성분의 크기

는 유한요소법을 적용하여 이론적으로 해석한 결과와 일치함을 확인하였다.

- (4) 실험결과, 제어변수의 증가에 의해 각 권선은 상하방향으로는 압축력을 받으며, 수평방향으로는 저압권선은 철심쪽으로, 고압권선은 철심과 반대쪽으로 힘이 작용하였다.

진동신호분석법을 이용한 실험적 결과와 FEM을 이용한 이론적 결과와의 합치에 의해 몰드변압기의 각 부위에 작용하는 전자력에 의한 진동크기와 경향을 알 수 있었으며, 이 결과는 몰드변압기의 예방진단을 위한 자료로서 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

References

- [1] H.R. Kwak, *et.al*, A Study on the Protection of the Risk & the Development of Monitoring System on Mold Transformer, 한국소방안전협회(연구보고서), pp. 51~105, 1997. 1
- [2] H.R. Kwak, *et.al*, Development of the Vibration Analysis System for Transformer Winding Failure Detection", 한국전력공사 기술연구원(연구보고서), pp. 9~13, pp. 15~19, pp. 27~35, pp. 72~82, 1994. 12
- [3] J.W. Jung, Vibration Signal Analysis for Preventive Diagnosis of Mold Transformer, 숭실대학교 대학원 석사학위 논문, 1997. 6.
- [4] M.J. Choi, Movement Characteristics Analysis of Single Phase Transformer Winding Using Finite Element Method, 숭실대학교 대학원 석사학위 논문, 1996. 12.
- [5] J.W. Jung, *et.al*, "A Study on Vibration Signal Analysis of Mold Transformer," 방전 및 고전압연구회 춘계 학술발표회 논문집, pp. 192~194, 1997. 5.
- [6] J.W. Jung, *et.al*, "A Study on Vibration Signal Analysis of Abnormal Winding of Mold Transformer," 대한전기학회 학제학술대회 논문집, pp. 210~212, 1997. 7.
- [7] Y.S. Kim, A Study on the Power Transformer Diagnosis Using Vibration Signal Analysis, 숭실대학교 대학원 석사학위 논문, pp. 4, pp. 13~15, 1996. 6.
- [8] Juan Carlos Lavalle, "Failure Detection in Transformers Using Vibration Analysis," B.S Iowa State University, pp. 20~26, 1984.
- [9] Leonard Meirovitch, Analytical Method in Vibrations, The McMillan Company, 1957.
- [10] Daniel J, *et.al*, An Adaptive Model for Vibration Monitoring of Power Transformers, S.M. Thesis, Dept. of Mechanical Eng., M.I.T., Cambridge, MA, 1989.

본 논문은 1997년 10월 14일 일본 후쿠오카의 Kyushu 대학에서 정용기원장이 발표한 내용으로 실무기술자를 위한 정보자료제공 차원에서 재발표하는 것임.