

< 논문 >

균질화기법에 기초한 유도전동기 권선 다발의 등가물성 유도

배징도* · 조진래[†] · 고우식**

(2004년 7월 3일 접수, 2005년 2월 23일 심사완료)

Derivation of Equivalent Material Properties of Induction Motor Windings Based on Homogenization Method

Jing-Do Bae, Jin-Rae Cho and Woo-Sik Ko

Key Words: Induction Motor(유도전동기), Windings(권선 다발), Equivalent Material Properties(등가물성), Unit Cell(단위 구조), Rule of Mixtures(혼합법칙)

Abstract

The electromagnetic noise generates when natural frequencies of a stator core with windings and frame coincide with or approach natural frequencies of the magnetic motive force. In order to suppress such noise, the estimation of natural frequencies of the motor is important at the design stage. However, the natural frequency analysis is not so easy because motor stator is in the laminated plate structure and windings are composed of wires, insulation sheets and vanishes. Thus the accurate prediction of the equivalent material properties of windings becomes an essential task. In this paper, we derive the equivalent material properties using homogenization methods.

1. 서론

유도전동기는 기계 구조물과 전자기 구조물이 결합된 복합적인 구조물로서, 전기 에너지를 기계 에너지로 변환하기 위한 기계 요소들 중 가장 널리 사용되고 있는 기계이다. 하지만, 전동기의 회전으로 야기되는 높은 주파수대의 진동과 소음은 공해를 유발할 뿐만 아니라, 기본 성능을 저하시키고 기계의 수명을 단축시킬 수 있다. 이 진동과 소음은 고정자와 회전자 사이에서 발생하는 전자기적 조화 가진력의 주파수와 전동기 구조물 고유 모드의 주파수 중 일부가 일치하기 때

문에 두 진동이 공진을 일으켜 발생한다. 이를 제거하기 위한 방법으로는 설계단계에서 원하지 않는 조화 가진 주파수를 제거하거나, 전동기 구조물의 진동 거동 양식을 고유주파수와 다르게 바꾸어주는 방법이 있다. 하지만, 유도전동기의 진동 거동은 일반적으로 고정자와 회전자의 개선으로 이를 수 있는 낮은 레벨의 주파수로 정의되기 때문에, 전동기 구조물의 진동과 소음 문제는 시스템의 정도 있는 고유진동 해석과 전자기력에 의한 가진 해석을 통해서 피할 수 있다.⁽¹⁾

유도전동기 진동해석에 있어서 가장 중요하게 여겨지는 부분은 Fig. 1의 고정자 철심과 고정자 권선이다. 고정자는 원통을 쉽게 생성하고, 운전시 발생하는 와류손실(eddy current loss)을 방지하기 위해서 Fig. 2(a)와 같이 규소강판을 적층하여 만든다. 그리고, 회전 자기장 생성을 위해 권선 다발을 삽입한다. 다음 단계로, 바니시(vanish)라 불리는 특수 물질에 담근 후 건조하는 함침이라는 과정을 거치면서 권선 다발과 규소강판이

† 책임저자, 회원, 부산대학교 기계공학부
E-mail : jrcho@hyowon.pusan.ac.kr
TEL : (051)510-2467 FAX : (051)514-7640
* 부산대학교 대학원 기계설계공학과
** 회원, (주) 효성 중공업연구소

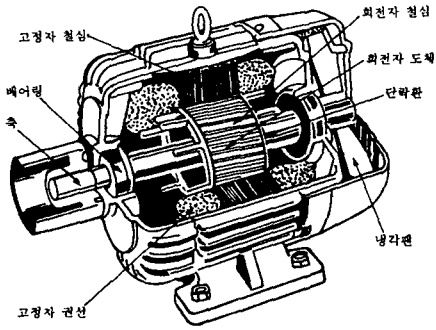


Fig. 1 Components of induction motor

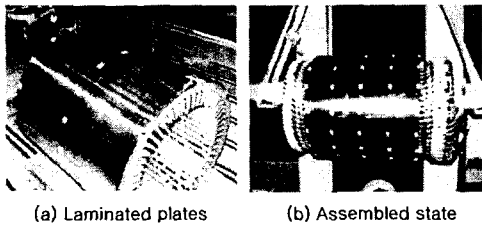


Fig. 2 Before and after stator assembling

바니시와 접착·고정되어 Fig. 2(b)와 같이 완성된다. 과거 유한요소법을 이용한 유도전동기 진동의 해석적인 접근에 있어서 고정자 철심은 등방성 재료로 가정한 모델이 주를 이루어 왔다. 하지만 많은 구조강판을 적층하여 만든 고정자 철심은 연속체 구조물이라 보기 힘들고, 각 판 사이의 탄성연결(elastic connection)과 힘 전달의 연속성은 보장받기 힘들며, 각 판 사이의 슬립을 유발할 수 있기 때문에^(1,2) 해석결과의 신뢰도는 높지 않았다. 따라서, 등방성 재료로 가정한 고정자 철심의 적용은 부적절 하다고 판단된다.

또한, 고정자 슬롯 안은 단순히 추가 질량으로 처리되어 왔다. 하지만, 고정자의 슬롯 안은 권선 다발과, 절연시트, 바니시로 이루어져 있고, 고정자의 많은 부분을 차지하고 있으므로 진동 해석에 있어서 단순히 질량 효과만을 부가하는 것은 부적절하다. 따라서, 유한요소법을 이용한 전체 유도전동기 진동해석에 앞서 고정자 조립체에 관한 진동 거동의 연구는 필수이며 중요하다.⁽¹⁻³⁾

본 논문에서는 유한요소법을 이용한 유도전동기의 진동해석에 있어서 두 가지 문제점으로 제시된 권선 삽입 슬롯과 고정자의 구조강판 적층

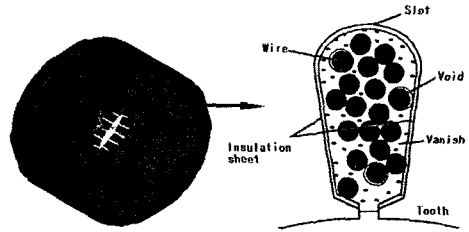


Fig. 3 Stator and windings in slot

중에서, 고정자 슬롯에 삽입되는 권선 다발과 바니시로 이루어진 권선 삽입 슬롯의 등가 물성에 대해 다루고자 한다. 유도전동기 전체의 정도있는 진동해석에 요구되는 권선 삽입 슬롯의 강성 효과와 질량 효과를 부여하는 방법을 제시하고, 상용 유한요소 해석 프로그램인 ANSYS를 이용하여 타당성을 평가하도록 한다.

2. 고정자 권선의 등가물성

고정자 슬롯에 삽입된 권선다발과 바니시의 복합체는 해석에 있어서 단순하게 추가질량으로 가정하거나 구리 전선만의 물성이나 바니시만의 물성을 부여하는 것은 실제 실험 결과와 많은 오차를 포함한다.⁽³⁾ 슬롯 안의 권선과 바니시는 강성을 가지는 탄성체로 가정하여 철심에 결합한 상태의 진동을 다룰 필요가 있다. 정확한 접근을 위해서는 슬롯 안의 권선과 바니시를 Fig. 3과 같이 자세하게 모델링하여 반영할 필요가 있다. 하지만, 유한요소 해석의 계산시간을 줄이고, 효율을 높이기 위해서는 권선과 바니시로 이루어진 복합재료로 가정하는 것이 필요하다.

2.1 복합재료 이론에 의한 등가물성

고정자 슬롯 안의 권선과 바니시는 접착·고정되므로, 권선 삽입 슬롯은 절연전선과 주위를 바니시가 둘러싸고 있는 Fig. 4(c)에 나타낸 단위 구조(unit cell)의 집합체라고 할 수 있으며, 작은 단위 구조가 큰 단위 구조의 사이사이를 채우고 있는 단위 구조들의 집합체로 볼 수 있다. 슬롯 안의 복합 구조물은 Fig. 4(b)와 같이 일정한 단면을 가진 단위 구조들의 집합체이며, 단위 구조들이 강하게 접착 고정되어 있는 구조이므로, 단위 구조의 거동이 전체 권선 삽입 슬롯의 거동과

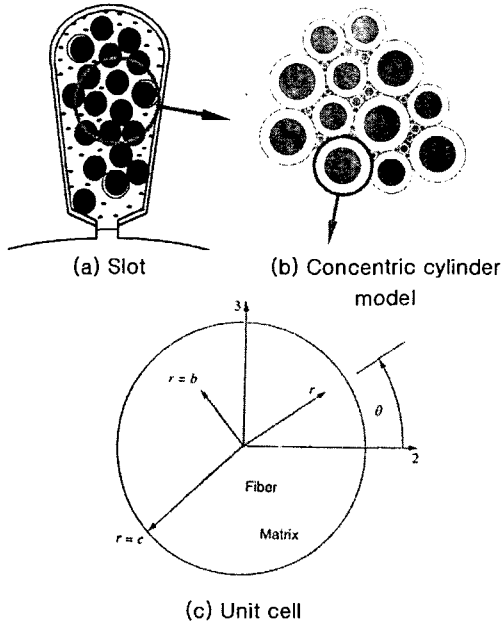


Fig. 4 Representation of unit cell modeling

같다고 판단할 수 있다.⁽⁴⁾ 따라서, 단위 구조의 물성을 전체 권선 삽입 슬롯의 물성이라 가정해도 무방하다.

권선 삽입 슬롯은 Fig. 4(c)의 2,3 방향 즉, 단면 내에서는 관계식에 의해서 구할 수 있는 일정한 물성을 가지고 있고, Fig. 4(c)의 1-방향 즉, 지면에서 나오는 방향으로 일정한 물성을 가지는 보강재와 모재로 이루어진 횡 등방성 재질(transversely isotropic material)로 가정할 수 있다.

횡 등방성 재질의 응력-변형률 관계를 유연 행렬(compliance matrix) 형태로 나타내면 식 (1)과 같다.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{23} & S_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

여기서, $S_{11} = \frac{1}{E_1}$, $S_{12} = -\frac{\nu_{12}}{E_1}$, $S_{22} = \frac{1}{E_2}$,

$$S_{23} = -\frac{\nu_{23}}{E_2}, \quad S_{44} = \frac{1}{G_{23}} = \frac{2(1+\nu_{23})}{E_2},$$

$S_{55} = \frac{1}{G_{12}}$ 이고, 물성을 적용함에 있어서 5가지

변수 E_1 , E_2 , G_{12} , ν_{12} , ν_{23} 를 결정하면 재질에 대한 물성 방정식을 구성할 수 있다.^(4,5)

2.1.1 길이방향 영률 E_1

축 방향으로 축력을 받는 경우에는 전단 응력이 없으므로, 축 대칭 구조인 Fig. 4(c)의 단위 구조는 축 대칭 구조이므로 1-방향 즉, 축 방향으로의 하중을 받는 경우 전단 응력은 없다. 따라서, 응력-변형률 관계를 원통 좌표계를 써서 표현하면, 식 (2)와 식 (3)같이 줄어든다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x^f \\ \sigma_\theta^f \\ \sigma_r^f \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11}^f & C_{12}^f & C_{12}^f \\ C_{12}^f & C_{22}^f & C_{12}^f \\ C_{12}^f & C_{12}^f & C_{22}^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^f \\ \varepsilon_\theta^f \\ \varepsilon_r^f \end{Bmatrix} \quad (2)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x^m \\ \sigma_\theta^m \\ \sigma_r^m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11}^m & C_{12}^m & C_{12}^m \\ C_{12}^m & C_{22}^m & C_{12}^m \\ C_{12}^m & C_{12}^m & C_{22}^m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^m \\ \varepsilon_\theta^m \\ \varepsilon_r^m \end{Bmatrix} \quad (3)$$

여기서, 윗 첨자 f 는 보강재를 말하며, 윗 첨자 m 은 모재를 가리킨다. 두 재료의 평형관계를 고려할 때, 문제를 구성하는 세 개의 평형방정식 중 식 (4)과 같은 반경방향 평형방정식이 가장 중요하다.

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (4)$$

전단응력이 없으므로, 하중 작용 시 원주 방향으로의 변형은 없다. 각 축에 대한 변형률-변위관계식을 원통 좌표계를 써서 나타내면 식 (5)와 같다.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (5a)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{w}{r} \quad (5b)$$

$$\varepsilon_r = \frac{\partial w}{\partial r} \quad (5c)$$

여기서, u 는 축 방향 변위, w 는 반경방향 변위이며, 원주방향 변위는 v 이고 값은 0이다. 식 (5)

를 식 (4)에 대입하게 되면 식 (6)과 같이 표현되며, 그 해는 식 (7)과 같은 양식을 가진다.

$$\frac{d^2w}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dw}{dr} - \frac{w}{r^2} = 0 \quad (6)$$

$$w^f(r) = A^f r + \frac{B^f}{r} \quad (7a)$$

$$w^m(r) = A^m r + \frac{B^m}{r} \quad (7b)$$

$$w(r) = Ar + \frac{B}{r} \quad (7c)$$

여기서, A와 B는 임의의 상수이며, 섬유의 경우 반경 $r=0$ 일 때, $w^f(r)$ 은 무한대의 값을 가지게 되고, 이는 물리적으로 불가능한 경우이므로, $B^f=0$ 로 처리한다. 각각의 변형률은 A와 B 그리고, r 에 의해서 정의가 가능하다. 연속 조건에 의해 $r=b$ 일 때, 식 (8)과 같이 반경방향 변위가 같고, 반경방향 응력과 축 방향 응력도 서로 일치한다.

$$w^f(b) = w^m(b) \quad (8a)$$

$$u^f(b) = u^m(b) \quad (8b)$$

$$\sigma_r^f(b) = \sigma_r^m(b) \quad (8c)$$

그리고, 보강재와 모재의 1-방향으로 변형률은 식 (9)와 같이 축 방향 변형률 ϵ^1 으로 서로 같다.

$$\epsilon^m = \epsilon^f = \epsilon^1 \quad (9)$$

그리고, 모재의 최 외곽에서 반경방향 응력은 0이다.

$$\sigma_r^m(c) = 0 \quad (10)$$

위와 같은 반경방향 경계조건에 의한 식이 모두 세 개이고, 미지수도 역시 A^f , A^m , B^m , 세 개이므로 연립방정식을 구성해서 미지수의 해를 구할 수 있고, 이 해를 이용해 각각의 변형률을 구할 수 있다.

단위 구조의 양 끝단에 축력 P 가 작용한다면, 전체 하중 관계는 식 (11)과 같이 표현 된다.

$$2\pi \left[\int_0^b \sigma_x^f \cdot r \, dr + \int_b^c \sigma_x^m \cdot r \, dr \right] = P$$

$$= \sigma_1 \cdot \pi c^2 = E_1 \epsilon_1 \cdot \pi c^2 \quad (11)$$

여기서, σ_1 , E_1 , ϵ_1 는 복합재 전체의 응력, 영률, 변형률이며, c 는 복합재의 외경이다. 식 (11)을 풀면 식 (12)과 같이 축방향 등가 영률 E_1 를 구할 수 있다.

$$E_1 = E^f(1+\gamma)V^f + E^m(1+\delta)V^m \quad (12)$$

여기서, γ 와 δ 는 각각 다음과 같다.

$$\gamma = \frac{2\nu^f E^m (1-\nu^f - 2\nu^f \nu^m) V^f (\nu^f - \nu^m)}{E^f(1+\nu^m)(1+V^f(1-2\nu^m)) + E^m(1-\nu^f - 2\nu^f \nu^m) V^m}$$

$$\delta = \frac{2E^f \nu^m V^f (\nu^m - \nu^f)}{E^f(1+\nu^m)(1+V^f(1-2\nu^m)) + E^m(1-\nu^f - 2\nu^f \nu^m) V^m}$$

V^f , V^m 는 각각 보강재와 모재의 체적분율 (volume fraction)을 나타낸다. 만약, 두 재료의 프와송 비가 같으면, 단순 혼합법칙에 의한 등가물성과 같게 된다.

2.1.2 전단계수 G_{12}

1,2-방향 등가 전단계수 G_{12} 를 구하기 위해서, 축 방향 영률 E_1 을 구하는 방법과 비슷한 방법을 적용한다. 단위 구조를 Fig. 5와 같이 순수 전단 상태로 가정하면, 축 방향의 응력은 없으며, G_{12} 는 식 (13)과 같이 구할 수 있고, 등가 전단

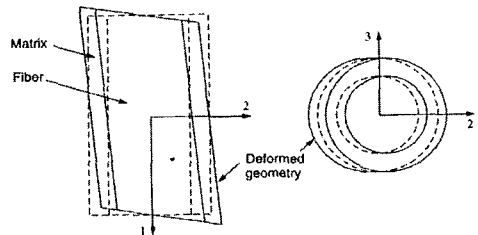


Fig. 5 Representation of shear modulus model

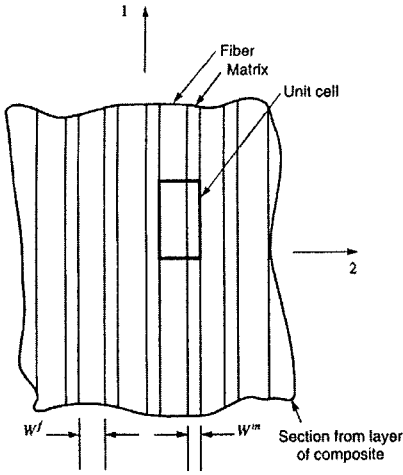


Fig. 6 Unit cell for transverse Young's modulus E_2

계수 G_{12} 는 섬유 체적분율의 함수임을 알 수 있다.

$$G_{12} = G^m \left\{ \frac{(G^m + G^f) - V^f(G^m - G^f)}{(G^m + G^f) + V^f(G^m - G^f)} \right\} \quad (13)$$

2.1.3 횡방향 영률 E_2

횡방향 영률 E_2 를 구하기 위해서는 E_1 과 G_{12} 를 구한 단위 구조와는 약간 단위 구조를 선정한다. Fig. 4를 참고하여 복합재를 3-방향에서 바라보았을 때, Fig. 6과 같이 섬유와 보강재의 복합재 중심에 위치한 부분을 단위 구조로 선정한다.

3-방향 즉 지면을 뚫고 나오는 방향의 응력은 없는 평면 응력 상태라고 가정하고, Fig. 7의 단위 구조에 1-방향과 2-방향으로 응력을 가하게 되면, 각 방향의 변형률은 식 (14)과 같이 정의할 수 있다.

$$\epsilon_1^f = \epsilon_1^m = \frac{\Delta L}{L} \quad (14a)$$

$$\epsilon_2^f = \frac{\Delta W^f}{W^f} \quad (14b)$$

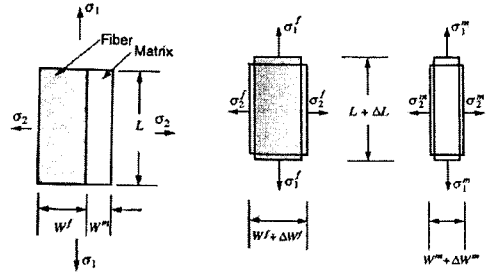


Fig. 7 Loading condition for transverse Young's modulus

$$\epsilon_2^m = \frac{\Delta W^m}{W^m} \quad (14c)$$

단위 구조는 평면응력(planestress) 상태이므로 섬유와 모재에 관한 응력-변형률 관계를 나타내면 식 (15)와 같이 줄어든다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1^f \\ \sigma_2^f \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11}^f & C_{12}^f \\ C_{12}^f & C_{22}^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1^f \\ \epsilon_2^f \end{Bmatrix} \quad (15a)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1^m \\ \sigma_2^m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11}^m & C_{12}^m \\ C_{12}^m & C_{22}^m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1^m \\ \epsilon_2^m \end{Bmatrix} \quad (15b)$$

복합재가 횡 응력을 받을 때 1-방향의 힘의 총합은 0이므로, 평형 방정식은 (16)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_{A^m + A^f} \sigma_1 da = 0 \Leftrightarrow \sigma_1^f A^f + \sigma_1^m A^m = 0 \quad (16)$$

식 (14)와 식 (15)를 식 (16)에 대입하게 되면, 식 (17)을 얻는다.

$$\left(C_{11}^f \frac{\Delta L}{L} + C_{12}^f \frac{\Delta W^f}{W^f} \right) A^f + \left(C_{11}^m \frac{\Delta L}{L} + C_{12}^m \frac{\Delta W^m}{W^m} \right) A^m = 0 \quad (17)$$

연속조건에 의해 $\sigma_2^f = \sigma_2^m = \sigma_2$ 이므로, 모재와 보강재의 횡방향 응력은 식 (18)과 같다.

$$C_{22}^f \frac{\Delta W^f}{W^f} + C_{12}^f \frac{\Delta L}{L} = \sigma_2 \quad (18a)$$

$$C_{22}^m \frac{\Delta W^m}{W^m} + C_{12}^m \frac{\Delta L}{L} = \sigma_2 \quad (18b)$$

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{V^f}{G^f} + \frac{V^m}{G^m} \quad (20c)$$

식 (17)과 (18)을 이용해서 E_2 를 구하면, 식 (19)와 같다.

$$\frac{1}{E_2} = \frac{\eta^f V^f}{E^f} + \frac{\eta^m V^m}{E^m} \quad (19)$$

여기서, η^f 와 η^m 는 아래와 같다.

$$\eta^f = \left\{ \frac{E^f V^f + [(1-\nu^f)E^m + \nu^m \nu^f E^f] V^m}{E^f V^f + E^m V^m} \right\}$$

$$\eta^m = \left\{ \frac{[(1-\nu^m \nu^m)E^f + (1-\nu^m \nu^f)E^m] V^f + E^m V^m}{E^f V^f + E^m V^m} \right\}$$

2.2 단순 혼합 법칙에 의한 탄성계수

단순 혼합법칙(rule-of-mixtures)을 이용한 등가물성을 구하는 방법은 단순히 두 재료간의 체적분율을 이용하여 등가 물성을 구하는 방법이다. Table 1에 나타낸 수치예제에 사용된 물성치를 보면 복합재 이론에 의한 등가물성에 비해 E_2 가 매우 작게 평가됨을 알 수 있다.

$$E_1 = E^f V^f + E^m V^m \quad (20a)$$

$$\frac{1}{E_2} = \frac{V^f}{E^f} + \frac{V^m}{E^m} \quad (20b)$$

Table 1 Material properties

		E_1 (Gpa)	ν_{12}	E_2 (Gpa)	ν_{23}	G_{12} (Gpa)
Unit cell	Matrix	0.27	0.49	—	—	—
	Fiber	122	0.34	—	—	—
Composite Theory		73.31	0.41	52.50	0.39	0.540
Rule of mixture		73.30	0.40	0.672	0.39	0.339
Matrix		0.27	0.49	—	—	—
Fiber		122	0.34	—	—	—

3. 수치실험

복합재 이론과 단순 혼합법칙을 이용하여 유한요소 해석시 권선 삽입 슬롯에 적용하게 되는 복합체의 등가 물성을 구하였다. 수치 예제로써, Table 1과 같이 바니시의 재료인 폴리에스테르(polyester)를 모재로 적용하고, 절연전선의 재료인 구리(copper)를 보강재로 적용하여 앞서 구한 등가물성의 적절성을 판단하고자 한다.

유도전동기에 삽입되어 권선 다발 복합체를 구성하게 되는 절연전선의 경우, 단면적에 비해 매우 긴 길이를 가지고 있으므로, 해석 모델은 Fig. 8에 나타낸 것처럼 단면의 지름이 0.02m이고, 1m의 길이를 가진 원형 단순 보로 모델링 하였고, 두 가지의 등가물성 모델의 경우, 모재의 체적분율 V^m 은 0.4, 보강재의 체적 분율 V^f 는 0.6을 만족하도록 단면을 생성하였다.

비교를 위해, 유도전동기에 삽입되는 실제 모델과 가장 유사하다고 판단되는 모재와 보강재로 이루어진 단위구조 모델과, 복합재 이론에 의해 도출된 등가물성 모델, 단순 혼합법칙에 의한 등가물성 모델, 그리고 보강재 모델, 모재 모델의 고유진동수를 상용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS를 이용하여 해석을 수행하였다.

4. 수치결과

Table 2에 수치실험 결과를 나타내었다. 실제 모델과 가장 유사하다고 할 수 있는 단위 구조 모델과 본 논문에서 구한 복합재 이론식을 이용

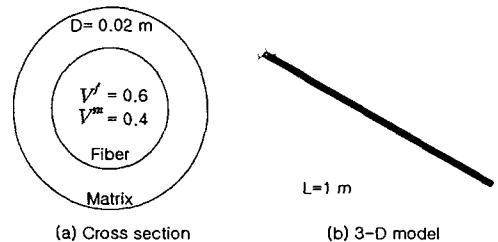


Fig. 8 Numerical model

Table 2 Comparison of natural frequencies

Mode	Unit-cell model		Composite theory model		Rule-of-mixture model		Fiber only model		Matrix only model	
	Freq (rad/s)	Error (%)	Freq (rad/s)	Error (%)	Freq (rad/s)	Error (%)	Freq (rad/s)	Error (%)	Freq (rad/s)	Error (%)
1	7.6823	—	7.8728	2.48	7.8820	2.6	10.408	35.48	1.2327	83.95
2	7.6823	—	7.8759	2.52	7.8820	2.6	10.408	35.48	1.2327	83.95
3	48.114	—	49.100	2.05	49.322	2.51	65.155	35.42	7.7163	83.96
4	48.114	—	49.134	2.12	49.322	2.51	65.155	35.42	7.7163	83.96
5	134.6	—	137.70	2.3	137.88	2.44	182.13	35.31	21.568	83.98
6	134.6	—	137.76	2.35	137.88	2.44	182.13	35.31	21.568	83.98
7	263.45	—	268.67	1.98	269.48	2.29	356.05	35.15	42.162	91.81
8	263.45	—	268.88	2.06	269.48	2.29	356.05	35.15	42.162	84.00
9	434.85	—	441.46	1.52	442.98	1.87	568.13	30.65	63.546	85.39
10	434.85	—	442.24	1.7	442.98	1.87	586.81	34.95	69.482	84.02
11	502.48	—	630.16	25.41	627.70	24.92	586.81	16.78	69.482	86.17
12	648.42	—	662.94	2.24	665.80	2.68	873.42	34.70	103.41	84.05
13	648.42	—	664.63	2.5	665.80	2.68	873.42	34.70	103.41	84.05
14	886.75	—	1086.09	22.48	1110.3	25.18	932	5.10	110.15	87.58
15	903.74	—	906.72	0.33	903.91	0.02	1214.8	34.42	143.81	84.09

한 모델과의 오차는 모든 고유 모드에 걸쳐 약 2 % 내외를 보인다. 단순 혼합법칙을 이용한 모델도 마찬가지로 단위 구조 모델과 2 %내외의 오차를 보이며, 복합재 이론식과 단순 혼합법칙으로 구한 등가 물성은 미소한 차이를 보이고 있다. Table 1의 복합재 이론으로 구한 등가물성의 횡 방향 영률과 단순 혼합법칙으로 구한 횡 방향 영률은 많은 차이를 보이지만, 해석결과 두 모델의 고유진동수의 차이는 미미하다. 이를 통해서 보와 같이 길이가 긴 구조물에 있어서 고유진동수에 대한 E_2 의 영향은 거의 없다고 판단할 수 있다. 유도전동기의 고정자 슬롯에 삽입된 권선 다발 복합체 또한 단면의 지름에 비해, 긴 길이를 가진 보와 같은 구조물이므로 E_2 , G_{12} 의 영향보다는 E_1 의 영향이 큼을 알 수 있다.

전선 만의 물성이나 바니시 만의 물성을 적용시켜 고유진동해석을 한 경우는 단위 구조 모델의 결과와는 상이한 해를 보인다. 이는 전체 유도전동기 고유진동해석 시에 바니시의 물성이나, 구리 전선 만의 물성을 적용시켜 해석할 경우 매우 큰 오차를 포함하고 있음을 보여준다. 따라서, 이러한 물성 적용은 전동기 전체 모델의 고유진동해석에 적절한 방법이 아니라 판단된다.

모든 경우에 있어서, Fig. 9(a)와 같은 직교성이 존재하는 처짐 모드가 주로 관찰되며, Table 2의 단위 구조 모델과 등가물성 모델의 오차가 크게 존재하는 부분에는 구리만의 모델이나 바니시만의 모델에서는 관찰되지 않는 Fig. 9(b)와 같은 원주 확장모드가 관찰된다. 원주 확장모드에서 각 모델간의 오차는 20 %이상으로 매우 크지만 관찰되는 빈도도 적고 비교적 고차모드에서 관찰

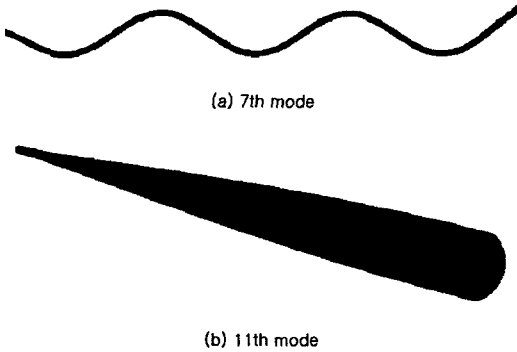


Fig. 9 Mode shapes obtained by composite theory

되므로 크게 문제되지 않으리라 판단된다.

5. 결 론

유한요소법을 이용하여 유도전동기 고유진동 해석을 수행하기 위해서는 고정자의 적층 문제와 권선 삽입 슬롯의 권선 다발의 재료 물성에 대한 선행 연구가 반드시 필요하다. 본 논문에서는 이 두 가지 문제 중, 권선 다발의 재료 물성에 대한 고찰을 하였다.

고정자 권선은 바니시와 권선 다발로 이루어진 복합재라 가정할 수 있으며, 복합재 이론으로 유도한 식과 단순 혼합법칙을 이용하여 등가물성을 구하고, 수치예제를 통하여 단위 구조 모델과 등가물성 모델간의 고유주파수와 진동 모드를 비교하였으며, 유도전동기 고유진동해석에의 적용 가능성에 대하여 평가하였다.

유도전동기의 권선은 축 방향으로 길이가 긴 보로 가정을 할 수 있으며, 한 방향으로 길이가 긴 구조물은 길이 방향 즉, 축 방향의 영률의 영향을 가장 많이 받는다.

구리전선과 바니시로 이루어진 권선다발 복합

체의, γ 와 δ 는 값이 1에 가까움에 따라 복합재 이론에 의한 1-방향 영률의 값과 단순 혼합 법칙에 의한 1-방향 영률이 비슷하므로, 단순 혼합법칙을 이용한 등가물성을 적용하여도 전체 유도전동기의 고유진동해석의 실험결과에 큰 영향이 없음을 ANSYS를 이용한 고유진동 실험을 통해서 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 산자부 지역전략산업 석·박사 인력 양성사업(2003.6~2006.4)의 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Wang, H. and Williams, K., 1997, "Effect of Laminations on the Vibrational Behavior of Electrical Machine Stators," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 202, No. 5, pp. 703~715.
- (2) Garvey, S. D., 1989, "The Vibrational Behaviour of Laminated Component in Electrical Machine," *The 4th International Conference on Electrical Machines and Drives*, pp. 226~231.
- (3) Noda, S., Mori, S., Ishobashi, F. and Itomi, K., 1987, "Effect of Coils on Natural Frequencies of Stator Cores in Small Induction Motors," *IEEE Transaction on Energy Conversion*, pp. Vol, EC-2, No. 1, pp. 93~99.
- (4) Hyer, Michael, W., 1998, "Stress Analysis of Fiber-Reinforced Composite Materials," WCB/McGraw-Hill, U.S.A Boston.
- (5) Herakovich, Carl, T., 1998, "Mechanics of Fibrous Composites," John Wiley & Sons, Inc, U.S.A Virginia.