

[그림 6] 시간영역에서 제어입력

	displacement	velocity
uncontrolled	2.7304e-4	7.4253e-3
only m ₂₀ controlled	0.9290e-5	2.5241e-3
only m ₁₁ controlled	2.4228e-5	2.4229e-4
only m ₀₂ controlled	1.6896e-7	1.6895e-7

[표 1] 시간영역 응답의 rms 값

White Noise Disturbance", 1996. 소음진동공학회 춘계학술대회.

3. Hoon Heo, Jungyoun Han, "A New stochastic control Technique for probabilistic structural System.", A.I.A.A Journal (under review)

4. Hoon Heo, Yun Hyun Cho and JaeHyuk Yang, "Stochastic Control on Random Parametric System.", Journal of Dynamic System and Control (A.S.M.E. : in preparation)

5. 결 론

확률영역의 PSD에 대한 제어에 의해 실제 시간영역의 RMS값을 제어할 수 있음을 확인하였고, 확률영역의 각 모멘트에 대해서는 상관힘 스펙트럼 밀도에 대한 제어보다는 자기 스펙트럼 밀도에 대한 제어가 더 효과적임을 알 수 있다. 복잡한 불규칙 신호가 확률영역에서는 상수로 표현되므로, 불규칙가진을 받는 시스템의 제어가 설계에 있어 확률영역에서의 제어가 설계는 융통성과 설계의 편의를 제공한다.

6. 참고문헌

1. Minsung Kim, Jungyoun Han and Hoon Heo, "A New Approach to stochastic control of Randomly Disturbed System(I)", 1995. Int'l Mechatronics conference chejudo 1~3 Dec.

2. Jungyoun Han and Hoon Heo, " Optimal Design of Smart Actuator by using of GA for the control of a Flexible Structure Experiencing

회전 및 굽힘 스프링 기구로 연속 지지된 핵연료봉의 진동 연구

(0)강홍석*, 송기남*, 윤경호*, 정연호*, 임정식**

A Study On the Vibration Behavior of the Fuel Rods Continuously Supported by a Rotatory and Bent Spring System

H.S. Kang, K.N. Song, K.H. Yoon, Y.H. Jung, and J.S. Yim

Abstract

The vibration behavior of fuel rods has been analyzed by FEM in consideration of axial force and support spring constants. The axial compression force on the fuel rod in reactor decreases with the fuel rod burnup, and its decrease makes the natural frequencies of fuel rod considerably increase. The change of support spring constant can contribute to the remarkable change of the mode shapes, but not greatly to the natural frequencies. The reaction forces of support springs are obtained from normalizing the 1st mode with the max. 0.2 mm displacement. The calculated reaction forces are larger than the previous results obtained by disregarding the deflections of the support springs.

1. 서론

가압 경수로의 핵연료에서는 냉각수 유동에 의한 유체유발진동 현상이 발생한다. 이러한 현상은 일종의 열교환기인 핵연료봉 주위로 냉각재인 물이 가압된 상태에서 빠른 속도로 유동하기 때문에 발생한다. 냉각재 유동에 의해 유발된 진동은 핵연료봉과 지지격자 스프링 사이에 상대운동을 일으키고 이러한 상대운동에 의하여 핵연료봉 표면에 프레팅 마모가 발생하며 심한 마모는 핵연료봉 피복관을 손상시킬 수 있다.

한편 원자로 내에는 0-50 Hz 사이의 광대역 진동원이 존재하는것으로 알려져 있다[1]. 핵연료

봉은 이런 진동원중 고유진동수 근처의 진동에너지를 마치 대역필터처럼 추출하여 반응한다. 구조재의 진동은 일반적으로 최저차 모드(기본 고유모드; 일차모드)가 지배적이다. 핵연료봉의 진동 응답도 기본 고유모드가 지배적이라고 알려져 있다. 따라서 핵연료봉의 진동해석에서도 기본고유진동수의 예측이 대단히 중요하다.

핵연료봉은 대체적으로 8개에서 11개의 지지격자 스프링으로 연속 지지된 원형보의 형태로 원자로 내에 놓여지게 된다. 지금까지 많은 연구자들 - Quinn, Burgreen, Paidoussis, Chen 그리고 Wambsganss 등 - 에 의한 연구는 유체유발진동 기구의 규명에 초점이 맞추어져 있어서, 간단한 지지기구인 양 끝단이 단순지지된 혹은 고정된 실린더에 관한 연구결과가 대부분 이었다.

* 한국원자력연구소

** 정회원, 한국원자력연구소

Quinn[2]은 1962년의 연구에서 지지점간 거리가 동일한 경우 양단지지 연료봉의 고유진동수와 세(3)점에서 지지된 연료봉의 고유진동수가 다르며, 그 이유는 중간 지지격자에 기인한다고 하였다. 이러한 Quinn의 연구에 의존하지 않더라도 추론할 수 있는 바와 같이 연료봉의 고유진동수와 고유모드는 지지격자 지지점 수와 지지점 스프링의 강성도(스프링 상수)에 따라 변할 수 있다. 지지점의 수가 많아지고, 지지점에서의 스프링 계수가 커지면 전체 핵연료봉을 포함하는 계의 강성도가 커져서 고유진동수가 증가한다. 핵연료봉의 지지격자 스프링의 경우, 크게 220 kN/m에서 적게 33 kN/m 범위의 스프링을 사용한다. 또한 동일한 스프링을 사용하는 경우도 원자로 내에서 고온에 의한 영향과 중성자 조사에 의한 영향으로 지지격자 스프링이 약화된다. 이러한 이유로 핵연료봉의 고유진동수 및 고유모드도 중성자 조사량(연소도)에 따라 변하게 될 것은 자명하다. 핵연료봉은 불활성가스로 내부를 충전(380 psi)하게 되고 이에 의하여 원자로 장전 전에는 인장력이 작용하며, 원자로 장전 후에는 냉각재 압력(2250 psi)에 의하여 커다란 압축력을 받게 되는데 이러한 압축력은 연소도에 따라 핵연료봉 내압이 커지는 관계로 수명말로 가면서 감소하게 된다. 이러한 축방향 힘도 운동방정식의 탄성항을 증가(혹은 감소)시키기 때문에 핵연료봉의 고유진동수를 변화 시키게 된다.

Premount[3]은 지지점에서 변위를 구속한 모델로 핵연료봉의 고유진동수와 고유모드를 구하고, 실제 핵연료봉의 유체유발진동으로 가능하다고 공감되는 최대진폭 0.2 mm로 고유모드를 정규화(normalizing)하여 스프링 지지점에서의 반력을 구한 후 이를 설계에 반영할 수 있는 최소 스프링력으로 제안하였다. 최근에 임정식[4]은 Premount의 제안을 수용하여 FEM으로 핵연료봉의 고유진동수와 스프링 지지점에서의 최소 스프링력을 계산하였다. 이러한 양자의 계산에서는 지지격자 지지점의 변위를 구속한 모델에 의한 것

으로 스프링 강성도가 큰 경우에는 타당하지만 스프링 강성도가 어느 한계이하에서는 오차를 유발할 수 있다. 지지점이 고정된 모델의 고유진동수는 실제보다 크며 진동에 의한 진폭은 실제 진폭보다 작다. 이런 이유는 실제 스프링 지지점이 고정되지 않고 변위가 발생하기 때문이다. 더욱이 동일한 지지점수에서도 스프링 강성도의 변화에 따라 고유모드 자체도 변할 수 있음도 간과해서는 안된다.

본 연구에서는 스프링 강성도와 축방향 하중의 변화 등이 핵연료봉의 고유진동수와 고유모드에 미치는 영향을 평가하고자 하였다. 이런 평가를 위하여 FEM 프로그램(RODVB)을 개발하였고 Premount의 6점 지지 핵연료봉 모델[3]에 개발된 프로그램을 적용하여 Premount 및 임정식[4]결과와 비교하였다.

2. 수식의 전개

2.1 가정

- 1) 핵연료봉은 길이 대 반경비 즉, 세장비가 대단히 크기($l/d \approx 400$) 때문에 전단항을 무시한 Euler-Bernoulli(E-B)모로 간주한다.
- 2) 유체에 의한 영향은 단지 핵연료봉에 의하여 배제된 체적만큼의 냉각수 무게가 핵연료봉에 더해진다고 가정한다.
- 3) 핵연료봉의 진동모드는 제 1모드가 지배적이라고 가정하고 최소 스프링력을 계산하기 위하여 예전의 연구자들과 같이 0.2 mm 최대진폭으로 정규화 하였다.
- 4) 점성 댐핑은 경수로 냉각수 유속(< 6 m)에서 0.01 정도[5]로 작기 때문에 무시하고, 핵연료봉의 댐핑도 무시한다.

2.2 유한요소 모델의 정식화

핵연료봉을 내압가스에 의하여 축방향 하중을 받는 보로 가정하면 그림 1 (a)와 같은 요소모

델로 표시할 수 있으며, 이를 E-B 보로 유한요소화 하면 1 (b)와 같이 각 절점당 횡방향 변위와 회전변위(변위각)의 2개 자유도를 갖게 된다. 그림에서 U는 변위를 표시하며, Q는 그 변위에 에너지 공액(Conjugate)인 힘을 나타낸다.

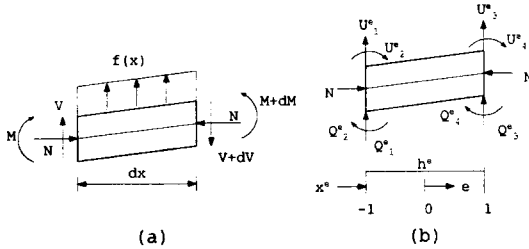


Fig. 1 Finite Element Model

E-B 보의 가정에 의하여 평형방정식으로부터 운동방정식을 유도하면 다음의 식 (1)과 같다.

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} [EI \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}] + N \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + (\rho_b + \rho_c) A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - f = 0 \quad (1)$$

여기서 ρ_b 는 보의 밀도, 그리고 ρ_c 는 냉각재의 밀도를 나타낸다.

힘과 변위를 $w(x,t) = w(x)e^{-i\omega t}$, 그리고 $f(x,t) = F(x)e^{-i\omega t}$ 라고 가정하고, 이를 식 (1)에 대입하고 정리하면 다음의 식 (2)를 얻는다.

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} [EI \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}] + N \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \omega^2 (\rho_b + \rho_c) A w - F = 0 \quad (2)$$

식 (2)를 Weak Form 으로 나타내고 부분적분하면 다음과 같은 간단한 형태로 나타낼 수 있다.

$$\sum_{j=1}^4 [K_{ij}^e + M_i^e] u_j^e - F_j^e = 0 \quad (3)$$

여기서,

$$\begin{aligned} K_{ij}^e &= \int_{x^e}^{x^e+1} [EI \cdot \frac{d^2 \phi_i}{dx^2} \cdot \frac{d^2 \phi_j}{dx^2} - N \cdot \frac{d \phi_i}{dx} \cdot \frac{d \phi_j}{dx}] dx \\ M_i^e &= -\omega^2 \int_{x^e}^{x^e+1} \rho A \phi_i^e \phi_j^e dx \\ F_i^e &= \int_{x^e}^{x^e+1} \phi_i^e F dx + Q_i^e \end{aligned} \quad (4-6)$$

또한 ϕ 는 형상함수로서 natural 좌표를 이용하면 다음과 같이 표현된다

$$\begin{aligned} \phi_1^e &= \frac{1}{4}(2-3\varepsilon+\varepsilon^3), & \phi_2^e &= -\frac{h}{8}(1-\varepsilon)(1-\varepsilon^2) \\ \phi_3^e &= \frac{1}{4}(2+3\varepsilon-\varepsilon^3), & \phi_4^e &= \frac{h}{8}(1+\varepsilon)(1-\varepsilon^2) \end{aligned}$$

고유치 문제는 식 (3)에서 하중항이 영인 경우로서 ω 가 고유진동수가 되고 이에 대한 U가 모드형상이 된다. 이때 하중항에 있는 Q^e 는 해당 요소에서 경계조건이 있는 경우 강성항 K^e 에 더해지게 된다. 즉 스프링 지지점이 절점인 경우 스프링상수 만큼 계의 강성을 가감시키게 되고 따라서 고유치(고유진동수)를 변하게 한다. 결국 스프링 상수가 작아지면 계의 강성항이 작아져서 고유치를 작게 한다. 또한 식 (4)에서 봉내압 N는 압축일때 강성항을 약화시키고 인장일 때 강성항을 강화시키게 된다.

2.3 지지 스프링의 반력

Premount 과 임정식은 핵연료봉 지지점에서 반력을 구하기 위하여 지지점에서 핵연료봉의 횡방향 변위를 구속하였다. 이렇게 하면, 스프링으로 지지하는 핵연료봉을 과도하게 구속하게 되고 이에 따라 전체 계가 실제보다 강하게 과대 평가된다. 계의 행렬식을 간략하게 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} & k_{14} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} & k_{24} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} & k_{34} \\ k_{41} & k_{42} & k_{43} & k_{44} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{14} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} & M_{24} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} & M_{34} \\ M_{41} & M_{42} & M_{43} & M_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ Q_\theta \\ Q_\theta \end{Bmatrix} \quad (7)$$

식 (7)에서 경계조건인 우변의 끝 항은 지지 스프링에 의하여 부가되는 항으로 $Q_\theta = K_\theta \cdot x_\theta$, 그리고 $Q_\theta = K_\theta \cdot x_\theta$ 가 되어 좌변으로 이항되어 강성행렬의 해당 항에 더해진다. 여기서 x_θ 는 지지점에서 횡방향 변위(지지 스프링 변위), x_θ 는 지지점 변위의 일차 미분치이다. 고유치의 계산은 식 (7)로 부터 외력항인 우변의 첫째 행렬을 영으로 놓고 ω 에 대하여 풀면 얻을 수 있다. 이 식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} & k_{14} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} & k_{24} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} + K_\theta & k_{34} \\ k_{41} & k_{42} & k_{43} & k_{44} + K_\theta \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{14} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} & M_{24} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} & M_{34} \\ M_{41} & M_{42} & M_{43} & M_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{Bmatrix} = 0 \quad (8)$$

만일 Premount 이 가정한 것과 같이 변위를

영으로 고정하면 Q_i 와 Q_o 의 영향이 무시된다. 이것은 실제적으로 식 (8)의 좌변 항 중 변위가 고정된 K_i 와 K_o 에 해당되는 $[k_{ij}]$ 와 $[M_{ij}]$ 가 무시된 행렬로부터 고유진동수를 계산하고 이에 따라 고유모드를 계산하게 되어 실제 계를 계산하는데 오차를 유발하게 된다.

식 (8)을 반력이 포함된 항만으로 분리하면 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} k_{31} & k_{32} \\ k_{41} & k_{42} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M_{31} & M_{32} \\ M_{41} & M_{42} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{33} & k_{34} \\ k_{43} & k_{44} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M_{33} & M_{34} \\ M_{43} & M_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_r \\ x_o \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} R \\ R \end{Bmatrix} \quad (9)$$

따라서 반력 R은 다음과 같이 된다.

$$R = (k_{31} - \omega^2 M_{31})x_1 + (k_{32} - \omega^2 M_{32})x_2 + (k_{33} - \omega^2 M_{33})x_r + (k_{34} - \omega^2 M_{34})x_o \quad (10)$$

식 (10) 우변의 첫째 및 둘째항은 Premount [3]과 동일한 항들이며 셋째 및 넷째항은 스프링 지지점의 변위가 고려되어 추가되는 항이다. 식 (10)에는 스프링 지지점의 변위를 구속하지 아니한 식 (8)에 의해 구해진 고유진동수(ω)가 대입되고 추가되는 항이 있기 때문에 전체적인 반력은 Premount 이 계산한 값과 차이를 보이게 된다.

3. 계산결과 및 고찰

3.1 계산모델의 검증

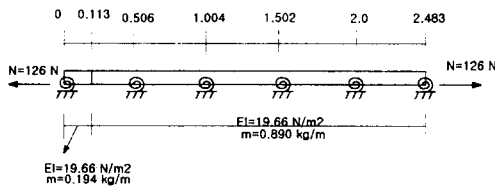


Fig.2 Reference Fuel Rod

개발된 프로그램(RODVB)으로 그림 1과 같은 Premount[3]의 핵연료봉 모델에 대하여 고유진동수를 계산하였다. 그림 1의 모델에서 스프링의 횡변위상수는 $k_i=220$ kN/m, 회전변위상수는 $k_o=200$ Nm/rad 이다.

계산 결과는 다음의 표 1과 같이 저차 모드

에서는 임정식 모델 및 ANSYS 결과의 중간 값을 나타내었고, 고차모드로 갈수록 그 차가 커지는 것을 확인하였다. 앞서 예상한 바와 같이 지지점을 구속한 모델은 계의 강성항을 크게 하여 고유진동수가 커지는 경향을 나타내었다.

Table 1 Comparison of Natural Frequencies (Unit: Hz, $K_i = 220$ kN/m, $K_o = 200$ Nm/rad)

M O D E	공기중		수중		
	PREMOUNT [3]	RODVB	임정식 [4]	ANSYS [4]	RODVB
1	49.15	48.9	43.0	41.3	42.8
2	53.66	52.2	46.6	44.9	45.7
3	61.50	57.4	52.6	50.0	50.3
4	71.75	63.2	59.9	58.3	55.3
5	79.81	67.6	66.2	64.7	59.2

3.2 봉내압 및 지지격자 스프링 상수 k_i 변화가 진동 모드에 미치는 영향

Premount 은 핵연료봉 모델에서 강성도가 상당히 큰($K_i=220$ kN/m) 인코넬 스프링을 사용하였다. 이 값은 같은 인코넬 스프링을 사용한 KOFA 스프링의 33 ~ 70 kN/m 보다 3~7 배 큰 값이다. 이런 이유에서 Premount 의 스프링 상수에서부터 최소 KOFA 스프링 상수 까지의 값을 사용하여 지지격자 고유진동수 및 고유모드의 변화를 살펴보고, 봉내압의 변화가 핵연료봉의 고유진동수와 고유모드에 미치는 영향을 살펴보고자 다음의 표와 같은 변수를 독립적으로 Premount 의 핵연료봉 모델에 적용하였다.

Table 2 Spring Constants and Axial Forces

변 수	조건 1	조건 2	조건 3	조건 4	조건 5
스프링상수 (kN/m)	220	110	70	50	33
축 하중 (N)	+126	-600	-400	-200	0

스프링 상수의 감소에 따른 핵연료봉의 고유진동수는 그림 3 과 같이 감소하는 경향을 나타내었다. 일차 고유진동수는 스프링 상수가 감소함에 따라 점차 큰 쪽으로 감소하였으며, 이러한 경향은 고차로 가면서 반전되어 5 차 모드에서는 스프링 상수가 감소함에 따라 고유진동수의 감소폭이 작아졌다. 모드형상의 변화는 그림 4 와 같았다. 모드형상은 스프링 상수 50 kN/m 까지 지지격자 지지점이 고정점과 같이 작용하여 모드형상의 변화가 거의 없으나 그 이하로 스프링 상수가 감소하면 점차 중간 지지격자의 영향이 상실되어 중간 지지격자점에서도 큰 진폭으로 진동하게 되는 양상을 나타내었다.

핵연료봉 내압의 변화에 의해 발생하는 축방향력이 고유진동수에 미치는 영향은 그림 5 와 같았다. 축방향력의 감소는 저차 고유진동수를 상대적으로 크게 감소시키는 것으로 나타났다. 그러나 이러한 축방향력의 변화는 모드형상을 변화시키지 못하였다.

최대변위를 0.2 mm 로 정규화하여 구한 지지점의 반력은 다음의 표 3 과 같다.

표 3. Spring Forces at supports (N)

위치	[3, 4]	조건 1	조건 3	조건 4	조건 5
1	1.50	1.52	1.59	1.80	0.55
2	0.46	0.44	0.33	0.10	2.84
3	0.01	0.04	0.21	0.66	4.06
4	0.48	0.51	0.66	0.89	3.66
5	0.85	0.88	0.99	0.91	1.91
6	1.02	0.98	0.74	0.27	0.29

표 3에서 알 수 있는 바와 같이 스프링 상수가 작아짐에 따라 지지점의 반력이 커지는 양상을 나타내었다. 이러한 값들은 Premount [3] 과 임정식 [4] 에 비하여 큰 값으로서 스프링 상수가 작아짐에 따라 점차 그 차이가 심화된다. 스프링 상수변화에 대한 스프링 반력을 도시하면 그림 7 과 같다.

4. 결론 및 토의

핵연료봉 내압 및 지지조건의 변화가 핵연료봉의 진동 모드에 미치는 영향을 연구하고자 스프링으로 연속 지지되는 E-B 보의 자유진동을 해석할 수 있는 Fortran 프로그램을 개발하였다.

실제 핵연료봉의 진동은 지지격자 지지점에서 횡방향 변위가 구속되지 않는다. 해석의 편의를 위하여 각 지지점에서 핵연료봉을 구속하게 되면 실제와 크게 다른 진동현상을 얻을 수 있다. 그림 4 와 같이 스프링 상수가 어떤 임계값 이하에서는 모드형상을 크게 변하게 하며, 그림 3 과 같이 스프링 상수가 변함에 따라 고유진동수도 변한다. 만일 스프링 지지점의 영향을 무시하면 스프링 지지점의 변위를 무시하게 되고 이에 따라 핵연료봉의 고유진동수와 모드형상이 실제와 다르게 왜곡될 수 있음에 주의하여야 한다.

핵연료봉 내압의 변화는 고유진동수, 특히 일차고유진동수를 상당히 변화시키지만 모드형상의 변화에는 기여하지 않음을 알게 되었다. 핵연료봉의 유체유발진동은 일차모드가 지배적이다. 따라서 일차 고유모드의 정확한 예측은 유체유발진동 기구를 연구하는데 가장 기초적인 작업이다. 만일 스프링 상수와 봉내압을 동시에 적용하면 원자로내 핵연료봉의 연소도에 따른 진동모드의 변화 추이를 예측할 수 있다. 지지격자 스프링 상수는 노내 연소도에 따라 고온 및 조사 이완 등의 영향으로 감소하게 되고 핵연료봉 내압은 원자로 장전 전 인장력에서 장전직후 냉각수 압력에 의하여 최대 압축력을 받게 되고 그 후 연소도가 증가함에 따라 서서히 압축력이 감소하게 된다. 이런 이유로 앞의 표 2 에 있는 봉 내압 및 스프링 상수변화를 원자로 내 연소도에 따른 연료봉 경계조건의 변화 추이로 가정할 수 있다. 이렇게 두 가지 조건이 연계되는 경우 일차 고유진동수의 변화를 보면 그림 6 과 같다. 핵연료봉의 고유진동수는 원자로 장전 전 최대값을 갖고 장전직후 최소