

튜브와 지지대사이의 비선형 충격해석 모델개발에 관한 연구

김일곤*, 박진무**

(A Study on the Development of Tube-to-Support Nonlinear
Impact Analysis Model)

(Il-Kon Kim, Jin-Moo Park)

1. 서론

열교환기의 튜브나 원자력발전소 노심의 핵연료봉은 여러중간 부위가 지지판(support)이나 지지스프링에 의해 지지되어 있다. 이들은 열효율을 높이고, 제작상의 어려움등으로 인해 튜브와 지지판사이에는 간격이 존재하도록 최근의 열교환기설계에서는 허용하고 있다. 그러므로, 유체유발진동(flow-induced vibration)이 튜브를 지지판이나 이웃해 있는 튜브와 부딪치게 하므로써 튜브에 마모(fretting-wear)를 일으킬 수 있으며, 이 마모현상은 튜브와 지지대 재질의 조합이나 충격력의 크기에 의해 영향을 받고, 이 충격력은 튜브의 움직임이 튜브지지판과의 간격을 초과할때 발생한다. 이 충격력은 튜브와 지지대가 부딪히는 위치에서 튜브벽을 얇게하고 때로는 튜브벽을 뚫기도 한다. 따라서 이런 관점에서 볼때 열교환기 부품의 신뢰성과 설계수명을 늘리기 위해서는 진동의 허용한계를 설정하는 설계기준을 세우고, 튜브의 마모량을 최소화 시키는 것이 필요하다.

열교환기 및 핵연료의 설계단계에서는 유체유발진동에 의한 해석과 함께 마모에 대한 정보가 필요하게 된다. 이들 정보중 마모와 관련된 정보를 얻기 위해서는 먼저 튜브와 지지대사이의 동적상호작용을 이해하는게 필요한데, 이들 동적상호작용은 일반적으로 단일 span의 실험장치로 부터 다중 span의 열교환기 자료까지 필요하다. 그러나 실제 열교환기에서의 동적상호작용을 측정하는 것은 여러가지 제약 조건때문에 매우 어려우므로, 해석적인 방법에 의해 산출

작용인 충격력을 평가하는 것이 요구된다.

튜브와 지지대사이의 동적상호작용인 충격에 대한 해석은 1970년도에 미국 ANL(Argonne National Laboratory)의 Chen, Rosenverg, Wambsganss 등이 고전적인 이론식을 이용하여 modal analysis 방법에 의해 간격이 있는 튜브의 배율의 해석방법을 제안하였고[1], 같은 ANL의 Chen, Wambsganss와 Ting은 1979년에 양쪽고정정보에 대한 동적응답해석을 modal expansion technique에 의해 구하였다[2]. 그리고 1988년에 캐나다 AECL(Atomic Energy of Canada Limited)의 Fisher, Olsen, Rogers 및 Ko는 유한요소법을 이용해 개발된 튜브의 충격량을 계산하는 VIBIC code에 대한 검증을 다른 상용code와 비교하여 수행하였다[3].

본 연구에서는 간격을 갖는 구조물의 변위와 충격량을 계산하기 위해 개발된 2차원 유한요소 해석 code DAGS(Dynamic Analysis for Gapped Structure)를 이용하여 1.1m 길이의 핵연료봉에 대한 sine함수가진에 의한 외관보 충격실험과 구에 의한 2점지지 핵연료봉 충격실험과 비교하여 충격량과 변위를 계산하는 모델을 설정, 검증 하였다. 계산결과 충격량 $\int Fdt$ 의 값은 대체로 해석모델과 실험결과가 일치하였으며, 그 결과 비선형 동적해석code DAGS와 해석모델은 추후 다중 span을 갖는 열교환기 튜브와 핵연료봉의 충격해석에 사용할 수 있음을 확인하였다.

2. 실험

열교환기 튜브의 충격해석모델 개발을 위해 먼저 그림1과 같은 충격력측정장치(force transducer assembly)를 개발한

* 한국원자력연구소 계통기계분야(정회원)

** 고려대학교 기계공학과

후[4], 그림2와 같은 1.1m 길이의 핵연료봉에 대해 자유진동 실험과 충격실험을 수행하였다.

2.1 외팔보충격실험

이들 실험에 사용된 실험계통도는 그림3과 같은데, 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 핵연료봉을 담고 있는 수직의 통은 내부를 볼 수 있게 하기 위해 plastic으로 되어 있고, 옆부분에서 이 봉을 지지할 수 있도록 나사가 달린 지지대가 설치되어 있다. 진동의 크기에 대한 측정은 laser로 수행되었으며, HP3582A Analyzer와 HP9816 Calculator에 의해 진동신호가 분석되고 기록되었다. 외팔보형태의 충격실험을 위해 핵연료봉의 아래부분은 수평방향으로 나사에 의해 조여지므로 움직일 수 없게끔 지지되어 있고, 상부에서는 accelerometer 위치에서 원주방향으로 0.25mm의 간격을 두었고, 핵연료봉은 Mini-shaker에 의해 상부에서 가진이 되도록 하였다.

2.1.1 자유진동실험

1.1m 길이의 핵연료봉에 대한 동적특성을 구하기 위해 그림4와 같은 경계조건을 갖는 핵연료봉(이하 "연료봉A")을 mini-shaker인 LING Dynamic System Vibrator 201에 의해 봉의 상단에서 sine sweep에 의한 자유진동실험을 수행하였고, 그결과 표1에서 볼 수 있는 바와 같은 고유진동값을 구했으며, 추가로 그림5와 같은 경계조건의 연료봉(이하 "연료봉 B")에 대해 연료봉A와 같은 자유진동실험을 수행하여 표2와 같이 고유진동수를 구하였다.

2.1.2 충격실험

외팔보형태의 봉에 대한 자유진동실험에서 고유진동수를 구한 후 이 봉에 대한 충격실험을 수행하였다. 이때 충격은 봉의 상단에서 sine가진을 수행하였고, 이때의 가진력은

- 연료봉A의 경우 : 0.194 Newton
- 연료봉B의 경우 : 1.12 Newton

이고, 가진주파수는

- 연료봉A의 경우 : 10Hz
- 연료봉B의 경우 : 38Hz

이었다.

충격실험결과 얻어진 time response는 연료봉A의 경우 그림6과 같고, 연료봉B의 경우는 그림7과 같다. 여기에서

충격력측정장치 4개의 accelerometer 사이의 시간차는 없고, 충격방향에 대해 2개씩 각기 서로다른 대칭의 형태로 구해지는 것을 볼 수 있다. 이것은 충격력측정장치의 accelerometer C와 D는 압축력을 받고, A와 B는 인장력을 받기 때문인데, 이에대한 설명은 그림8에 기술 되어 있다. 그림6과 7에의해 얻어지는 합력과 충격에너지/Fdt는 표3과 같다.

2.2 2점지지봉의 충격실험

앞의 1.1m길이 핵연료봉에 대한 다중지지의 경우의 충격력을 실험하기 위해 그림9와 같은 실험장치에서 1.1m길이 2점지지봉에 진자의 구를 각도 $\alpha=7.5^\circ$ 에서 45° 까지 7.5° 씩 늘려가면서 충격실험을 수행하였다. 따라서 충격시의 구속도는 다음과 같은 간단한 식으로 구할 수 있다.

$$v = \sqrt{(2g(1 - \cos \alpha))}$$

그리고, 구의 운동량은 다음과 같은 식으로 부터 구할 수 있다.

$$kmv = \int_0^t Fdt \quad (\text{여기서 } k=2[4])$$

구에 의한 충격실험결과는 $\alpha=45^\circ$ 의 경우 그림10과 같고, 이 결과로 부터 충격력측정장치4개의 accelerometer 사이에 시간차가 전혀없으며, 충격력사이의 극성은 외팔보봉의 경우와 마찬가지로 그림8에서 볼 수 있는 바와 같이 accelerometer C와 D는 인장력, A와 B는 압축력을 나타내고 있다.

3. 해석

위에서 기술한 외팔보봉과 2점지지봉에 대한 충격실험결과를 개발된 유한요소법을 이용한 해석모델을 이용해 다음과 같이 계산하여 검증하였다.

3.1 해석 code에 대한 설명

비선형해석code DAGS는 간격을 갖는 구조물의 거동에 대한 해석이 비록 비선형이라 할지라도, 구조물이 탄성이라 가정하여 이를 step-by-step형식에 의해 구분으로 (piecewise) 나누어 이를 해석한다..

유한요소모델의 운동에 대한 지배방정식은

$$[M] \{\ddot{X}\} + [C] \{\dot{X}\} + [K] \{X\} = \{F\} \quad - - (1)$$

[M] : mass matrix
 [C] : damping matrix
 [K] : stiffness matrix
 (X), {X}, {X} : 변위, 속도 및 가속도 matrix
 (F) : 외력matrix

인데, 이를 증분형태(Incremental form)로 나타내면, 임의의 시간간격에서 강성도(stiffness)가 변하지 않을 때 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M\Delta a + C\Delta v + K\Delta u = \Delta F - M\Delta \dot{x} + C_0 v_0^0 - C v_0 \quad - - (2)$$

C_0 : 증분이전시의 감쇠치
 ΔF : 외력의 증분값
 Δx : 가속도값의 증분
 Δv : 미지의 속도
 Δu : 미지의 변위
 v_0 : 초기속도
 v_0^0 : 증분이전의 마지막속도

시간간격에서 가속도를 선형변수라고 가정하면,

$$\Delta a = c\Delta t, \quad a = a_0 + c\tau \quad (a_0 \leq \tau \leq \Delta t) \quad - - - (3)$$

c : 상수
 Δt : 시간간격
 a : 시간간격내에서 임의의 점에서의 가속도
 a_0 : $t=t_0$ 에서의 초기가속도

여기서 식(3)을 Newmark method에 의해 적분하면,

$$\begin{aligned} v &= v_0 + a_0\tau + c\frac{\tau^2}{2} \\ u &= u_0 + v_0\tau + a_0\frac{\tau}{2} + c\frac{\tau^3}{6} \end{aligned} \quad - - (4)$$

과 같다. 그리고 감쇠(damping)matrix는

$$C = \alpha M + \beta K \quad - - (5)$$

과 같은 관계식을 갖는데, 여기서 $\tau = \Delta t$ 에서 식(3)을 (4)로 나누고, 이것을 식(5)와 함께 식(2)에 대입하면

$$D \times \Delta u = F \quad - - (6)$$

의 결과를 얻는다.

여기서,

$$D = M\left(\frac{6}{\Delta t^2} + \frac{3\alpha}{\Delta t}\right) + K\left(1 + \frac{3\beta}{\Delta t}\right) \quad - - (7)$$

$$F = M\left[v_0\left(\frac{6}{\Delta t} + 3\alpha\right) + a_0\left(3 + \frac{\alpha\Delta t}{2}\right)\right] + \beta K\left(3v_0 + a_0\frac{\Delta t}{2}\right) + \Delta F - M\Delta \dot{x} + \beta(C_0 v_0^0 - K v_0) \quad - (8)$$

이다. 이런 방법에 의해 식(3),(4)와 내삽법(interpolation)으로 변위 u 와 속도 v 를 계산한다.

이러한 이론적배경을 갖는 DAGS code의 일반적 해를 구하기 위한 유동도(flowchart)는 그림11과 같다.

3.2 외팔보충격해석

앞에서 기술한 외팔보의 충격실험에 대해 DAGS code로 충격을 해석하기 위해 다음과 같이 연료봉A와 B에 대해 자유진동해석을 통해 경계조건을 구한 후 이 결과를 가지고, 충격해석을 수행하였다.

3.2.1 자유진동해석

연료봉A의 자유진동해석을 위해 상용유한해석code인 GT-STRUDL을 사용하였으며, 해석결과 표1과 같이 고유진동수가 실험결과와 일치되는 값을 얻을 수 있었고, 이때 실험결과와 일치되는 값을 구하기 위해 시행착오에 의해 핵연료봉이 나사로 조여진 지지대부분에 대해 회전스프링값(rotating spring stiffness) $8.95 \times 10^5 \text{N/m}$ 를 갖는 경계조건으로 해석하였다

연료봉B의 고유진동수를 구하기 위해 핵연료봉하단의 나사로 조여진 지지대부분의 회전스프링값을 연료봉A의 경우와 마찬가지로 시행착오에 의해 $7.5 \times 10^5 \text{N/m}$ 를 갖고, 지지점과 축선상의 다른 점 에서 축방향변위를 무시하는 경계조건으로 해석이 수행되었다. 그결과 표2와 같은 실험과 유사한 값의 고유치를 얻을 수 있었다.

3.2.2 충격력해석

그림11의 유동도에서 볼 수 있는 바와 같이 GT-STRUDL code에 의해서 구한 강성(stiffness) 및 질량(mass)matrix 중 dynamic degree of freedom의 값을 뽑아 내어 충격력을 계산하는 DAGS code의 입력으로 사용하였다. 이 충격력해석을 위해 입력되는 외력은 time history로써 연료봉A는

- sine함수 : 주파수 10Hz, 가진력 0.194N
입력 $\Delta t = 0.001 \text{ sec}$.
- 가진위치 : 0.97m
- 핵연료봉과 accelerometer의 간격 : 0.25mm
- 충격등가 스프링비 : $1.91 \times 10^5 \text{N/m}$

- 임계감쇠계수 : 0.5%
- 의 입력자료로 계산되었으며, 연료봉B는
- sine함수 : 주파수 38Hz, 가진력 1.12N
입력At = 0.001 sec.
 - 가진위치 : 1.03m
 - 핵연료봉과 accelerometer의 간격 : 0.25mm
 - 충격등가 스프링비 : $1.91 \times 10^5 \text{N/m}$
 - 임계감쇠계수 : 0.5%
- 의 입력조건에서 계산되었다.

여기에서 충격등가스프링비는 국부적으로 핵연료봉의 기초mode를 고려하여 핵연료봉과 접촉하는 충격량측정장치의 접촉부위를 l_c 라고 할때 변형스프링비 k_d 는[4]

$$k_d = \frac{32Eic}{3(3\pi-8)} \left(\frac{r_e - r_i}{r_e + r_i} \right)^3$$

E : 핵연료봉의 Young's modulus

r_e, r_i : 핵연료봉의 외부 및 내부 반지름

으로써 이실험에서는

$$k_d = 1.91 \times 10^5 \text{ N/m}$$

의 값을 얻을 수 있다.

이와같은 입력자료를 가지고 충격해석을 수행한 결과 연료봉A의 충격이 발생하는 위치에서의 핵연료봉의 변위는 그림12와 같고, 이 위치에서의 충격력은 그림13과 같으며, 이 충격력에 대한 acceleration response spectrum은 그림14와 같다. 연료봉B의 충격이 발생하는 위치에서의 변위는 그림15와 같고, 이 위치에서의 충격력은 그림16과 같다. 이들의 해석결과로부터 다음과 같이 충격력을 구하였다.

- 연료봉A
 - 충격횟수 : 324번
 - 충격시간 : 0.324 sec.
 - 평균충격력 : 2.912 N
 - 충격에너지($\int Fdt$) = $2.812 \times 10^{-3} \text{ N/sec}$.
- 연료봉B
 - 충격횟수 : 1155번
 - 충격시간 : 1.155 sec.
 - 평균충격력 : 26.8 N
 - 충격에너지($\int Fdt$) = $2.68 \times 10^{-2} \text{ N/sec}$.

이 값들을 실험치와 비교하면 표3과 같다.

3.3 2점지지봉의 충격력해석

외팔보봉의 충격해석과 마찬가지로 2점지지봉의 충격해

석은 GT-STRUDL code를 이용하여 고유진동수를 구한 후 이 결과로부터 dynamic degree of freedom의 stiffness와 mass matrix를 얻어 이 값들을 이용해 이 봉의 충격해석을 DAGS code로 해석하였다. 이 봉의 고유진동수는 표4와 같으며, 이 봉의 구진자에 의한 충격해석을 위한 입력자료는 다음과 같다.

- 핵연료봉충격시 구의 운동량 : $8.4 \times 10^{-2} \text{ N/sec}$.
- 가진위치 및 충격위치 : 0.67m
- 반경방향 충격간격 : 0.25mm
- 충격등가스프링비 : $1.91 \times 10^6 \text{ N/m}$
- 임계감쇠계수 : 0.5%

이 입력조건으로 계산된 2점지지봉의 충격해석결과는 그림17에서 충격되는 위치에서의 핵연료봉변위를 보여주고 있고, 그림18은 이 위치에서의 충격력을 나타내고 있다. 이 해석결과로부터 구한 값은

- 충격시간 : 0.016 sec.
- 평균충격력 : 34.208 N
- 충격에너지($\int Fdt$) = $3.4 \times 10^{-2} \text{ N/sec}$.

이고, 이 값들을 실험치와 비교하면 표5와 같다.

4. 결론

본연구에서는 핵연료봉의 여러가지 모양형태에 대한 충격실험과 해석을 통해 비선형해석 code의 해석모델에 대한 검증을 수행하였다. 이 두결과와 비교를 통해 개발된 모델은 다중 span을 갖는 보나 봉의 비선형충격해석에 충분히 사용될 수 있음을 확인하였다.

이러한 모델을 통한 비선형충격해석시 주의 해야할점은 자유진동해석시의 고유진동수를 찾기위한 경계조건을 정확히 하는 것이 중요하며, 또한 충격해석시의 정확한 충격등가스프링비를 결정하는 것이 중요하다.

참고문헌

1. Shin, Y.S., Sass, D.E. and Wambsganss, M.W., "Preliminary Studied on Dynamics of Beam/Stop Impact : Numerical Analysis". ANL-CT-76-06, Argonne National Lab., 1975.8.
2. Ting, E.C., Chen, S.S. and Wambsganss, M.W., "Dynamics of Component-Support Impact : An Elastic Analysis", Nuclear Engineering and Design, 52, pp. 235-244, 1979.

3. Fisher, N.J., Olsen, M.J., Rogers, R.J and Ko, P. L.,
 "Simulation of Tube-to-Support Dynamic Interaction
 in Heat Exchange Equipment", International
 Symposium on Flow-Induced Vibration and Noise,
 The American Society of Mechanical Engineers, Vol.5,
 pp.121-136.
4. 김일곤, 박진부, "튜브와 지지대사이의 동적상호 충격력
 측정장치 특성규명에 관한 연구", 한국소음진동공학회
 지 제5회 제1호, pp.95-106, 1995

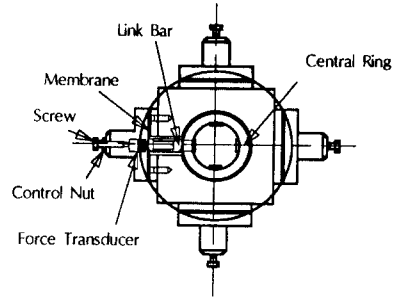


그림1. 충격력측정장치 단면도

표1. 연료봉A의 고유진동수

mode	실험치	해석치
1	4.80	4.45
2	24.80	25.09
3	66.40	65.06

표2. 연료봉B의 고유진동수

mode	실험치	해석치
1	5.3	5.69
2	29.0	30.29
3	42.0	44.41

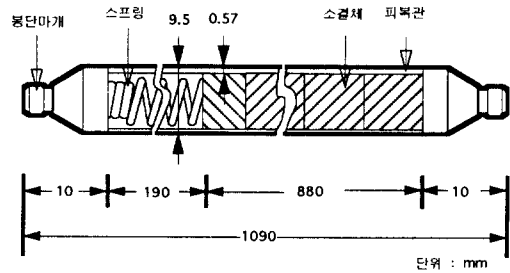


그림2. 1.1m 핵연료봉

표3. 연료봉A와 B의 충격에너지

		실험치	해석치
충격에너지 (N.sec.)	연료봉A	2.15×10^{-3}	2.91×10^{-3}
	연료봉B	2.1×10^{-2}	2.68×10^{-2}

표4. 2점지지봉의 고유진동수(해석값)

mode	고유진동수(Hz)
1	21.49
2	59.25
3	116.62

표5. 2점지지봉의 충격에너지

	실험치	해석치
충격에너지 (N.sec)	3.4×10^{-2}	3.42×10^{-2}

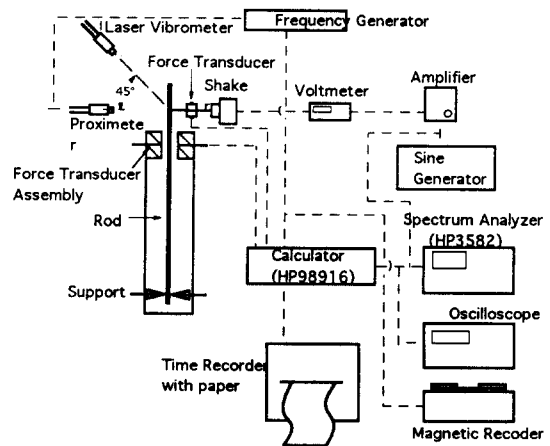


그림3. 핵연료봉 자유진동 및 충격실험을 위한 실험장치

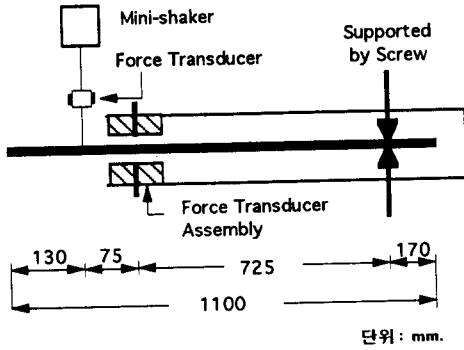


그림4. 연료봉A

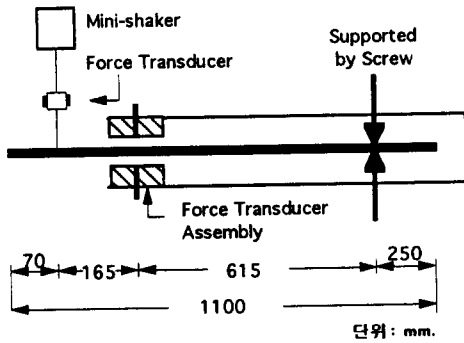
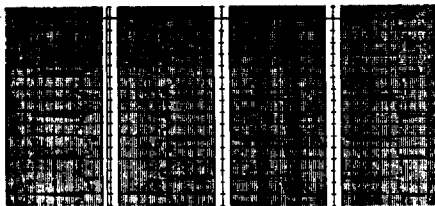


그림5. 연료봉B



A($6.88 \times 10^{-2} \text{N}$) B($6.0 \times 10^{-2} \text{N}$) C($9.25 \times 10^{-2} \text{N}$) D($8.5 \times 10^{-2} \text{N}$)

그림6. 연료봉A의 충격실험결과

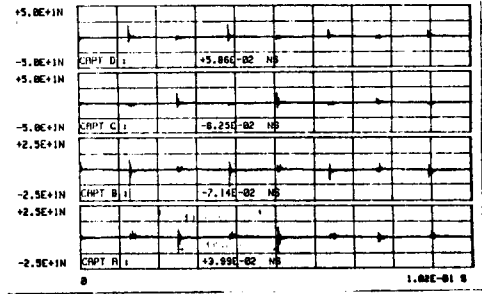


그림7. 연료봉B의 충격실험결과

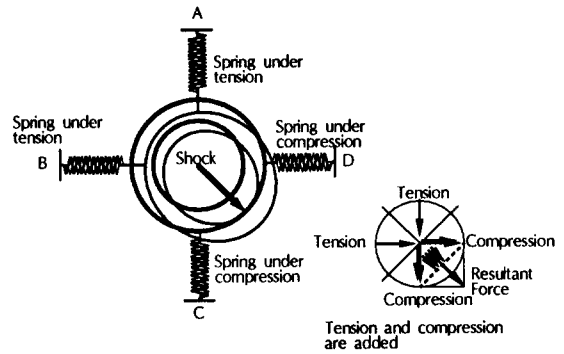


그림8. 연료봉충격실험시의 충격력측정장치 변화형태

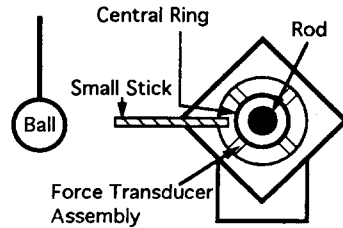


그림9. 2점지지봉의 구에 의한 충격실험 모양

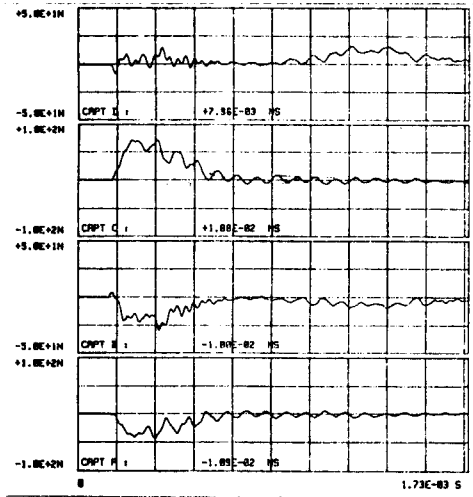


그림10. 2점지지봉의 구에 의한 충격실험결과

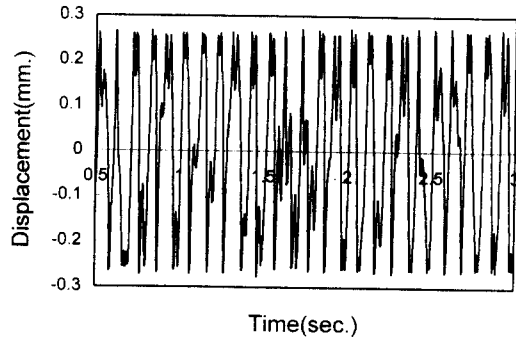


그림12. 연료봉A의 충격해석결과 (변위)

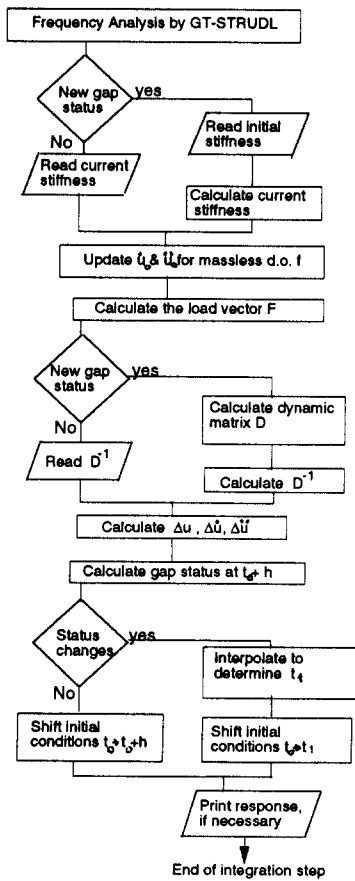


그림11. 비선형해석code DAGS의 충격해석을 위한 유동도

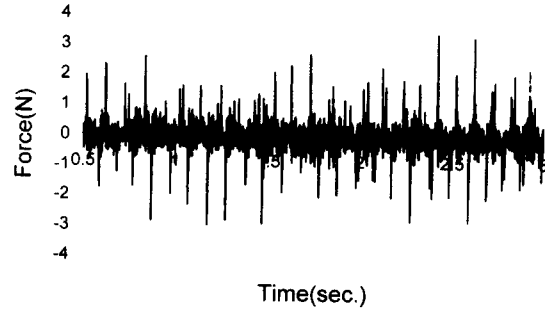


그림13. 연료봉A의 해석결과(충격력)

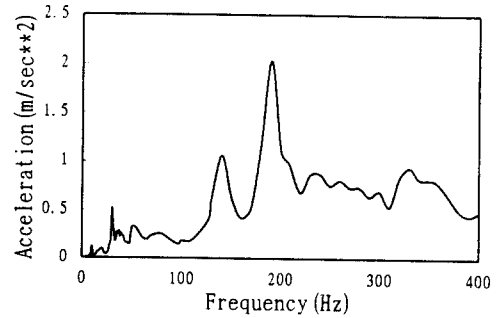


그림14. 연료봉A의 Acceleration Response Spectrum

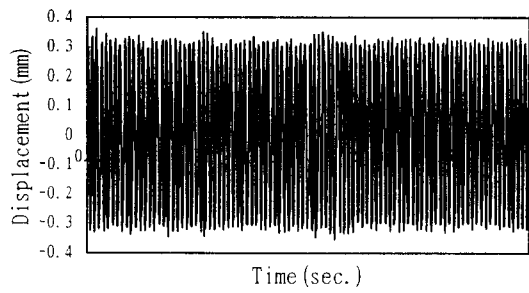


그림15. 연료봉B의 충격해석결과(변위)

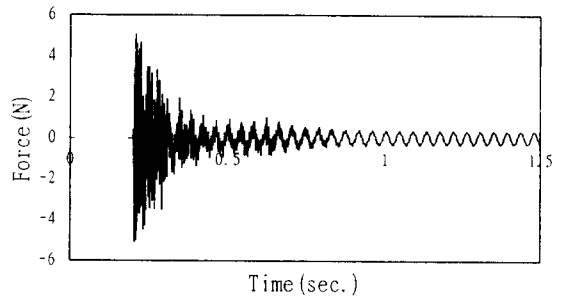


그림18. 2점 지지봉의 충격해석결과(충격력)

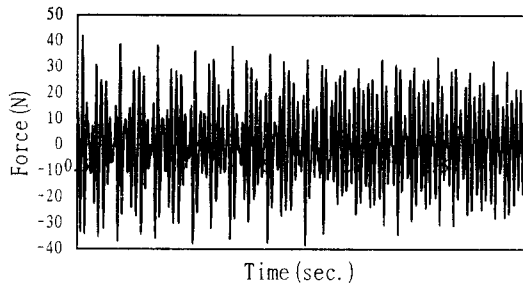


그림16. 연료봉B의 충격해석결과(충격력)

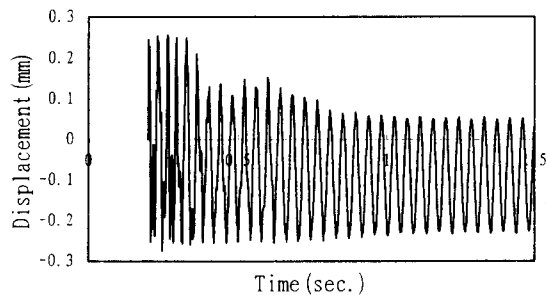


그림17. 2점지지봉의 충격해석결과(변위)