

캐비닛내부응답스펙트럼 산정을 위한 리츠방법의 정식화 및 단순예제를 통한 검증

Formulation and Verification on Ritz Method for In-Cabinet Response Spectrum

김기현¹⁾ · 홍기중^{2)*} · 조성국³⁾ · 박웅기⁴⁾

Kim, Ki Hyun¹⁾ · Hong, Kee-Jeung^{2)*} · Cho, Sung Gook³⁾ · Park, Woong Ki⁴⁾

¹⁾국민대학교 건설시스템공학과 석사과정, ²⁾국민대학교 건설시스템공학과 교수, ³⁾이노스기술(주) 대표이사, ⁴⁾이노스기술(주) 과장

¹⁾Graduate Student, Dep. of Civil Engineering, Kookmin University, ²⁾Professor, Dep. of Civil Engineering, Kookmin University, ³⁾Representative Director, Innose Tech, ⁴⁾Manager, Innose Tech, Representative Director

/ A B S T R A C T /

Safety-related cabinets and their electrical parts, such as relays and switches in nuclear power plants, should maintain continuous functioning, as well as structural safety according to the nuclear regulatory guidelines. Generally, an electrical part is qualified if its functioning is maintained without abnormality during excitement by motion compatible with the test response spectrum, which is larger than its in-cabinet response spectrum (ICRS). ICRS can be determined by shake-table test or dynamic analysis. Since existing cabinets in use can hardly be stopped and moved, dynamic analysis is preferred over shake-table test in determining ICRS. The simple method, suggested by the Electric Power Research Institute (EPRI) to determine ICRS, yields conservative or non-conservative results from time to time. In order to determine that the ICRS is better than EPRI method in a simple way, Ritz method considering global and local plate behaviors was suggested by Gupta et al. In this paper, the Ritz method is modified in order to consider the rocking and frame behaviors simultaneously, and it is applied to a simple numerical example for verification. ICRS is determined by Ritz method and compared with the results by finite element method (FEM). Based on this numerical example, recommendations for using Ritz method are suggested.

Key words: nuclear power plant, cabinet, seismic qualification, in-cabinet response spectrum, Ritz method

1. 서론

원자력발전소는 일반적인 시설물에 비해 매우 엄격한 기준을 적용하여 높은 안전성을 확보하도록 설계한다. 원자력발전소의 안전관련 시설에 해당되는 모든 설비 및 기기에 대해 내진검증(seismic qualification)을 실시하여 성능을 만족할 경우에만 운전을 허용하고 있다[1]. 관련 산업기준[1, 2]에서는 내진검증은 시험, 해석, 경험적인 방법을 통해 수행할 수 있도록 명시하고 있으나, 기기나 혹은 설비의 기능성을 입증하는 경우에는 시험을 통하여 입증하는 방법이 유일하다. 그리고 우리나라에서는 축적된 경험자료가 부족하고 신뢰성 있는 해석모델을 구축하기 위해서는 상당한 노력이 필요하므로, 전기캐비닛은 주로 시험에 의한 내진검증이 수행되고 있다. 신

규 설비의 경우는 요건에 맞게 설계하여 내진검증시험을 수행하면 되지만, 기 설치되어 있는 설비는 작동을 중단하고 시험을 수행하기 어렵다. 설비의 작동 중단으로 인한 손실 비용이 매우 크기 때문이다.

전기 전자 부품을 수용하는 전기캐비닛은 원자력발전소의 운영을 제어하는 기능을 담당하여 안전관련 설비들 중 매우 중요하게 취급되는 설비이다. 오랜 시간 사용된 캐비닛의 부품을 교체해야 하는 경우, 캐비닛 부품의 내진검증을 위해서는 먼저 캐비닛내부응답스펙트럼(In-Cabinet Response Spectrum, ICRS)이 생성되어야 한다. ICRS를 생성하는 방법을 개발하기 위해서 기존에 많은 연구가 수행되었다[3, 4]. 실험모드를 이용하여 캐비닛의 해석모델을 구축하면, 보다 정확하게 ICRS를 구할 수 있으나, 이는 실험에 많은 노력과 비용이 필요하다[3].

EPRI [5]는 단순화 방법으로서 한 개의 증폭계수를 이용하여 바닥응답스펙트럼을 증폭시켜 ICRS를 계산하는 방법을 제안하였으며, 이는 실무에서 많이 사용되지만 경우에 따라 보수적이거나 혹은 비보수적 경향을 띠는 문제가 있다. 이 문제를 피하기 위해, EPRI방법보다 더 간편하면서도 더 정

*Corresponding author: Hong, Kee-Jeung

E-mail: kjhong@kookmin.ac.kr

(Received July 8, 2019; Revised July 26, 2019; Accepted August 20, 2019)

확한 계산이 가능한 리츠방법을 이용한 ICRS 생성기법이 Gupta 등[7, 8]에 의해서 소개된 바 있다. 그러나 기존의 리츠방법을 이용한 기법은 캐비닛의 정착부에서 고려되어야 할 경계조건의 회전강성과 캐비닛의 내부에 보강된 프레임 등의 강성을 고려하지 않았다.

이 연구에서는 가상일의 원리를 이용하여 캐비닛 정착부의 회전강성과 캐비닛을 구성하는 프레임의 강성을 정식화하고 이를 통하여 보다 정확하게 ICRS를 산출할 수 있도록 기존의 리츠방법을 개선한 방법을 개발한다. 간단한 해석예제를 통해 소개한 방법을 검증하고, ICRS를 구하여 유한요소해석 결과와 비교 검토한다.

2. 캐비닛내부응답스펙트럼(ICRS)

ICRS는 캐비닛의 바닥에서 지진과 같은 운동을 받을 때, 캐비닛 내부의 특정 위치에서 계산되는 응답스펙트럼을 말한다. 원자력발전소에 지진이 발생하면 원자력구조물에서 캐비닛이 설치된 해당 층에서의 층응답가속도(Floor Response Acceleration; FRA)가 발생한다. 이 층응답가속도는 캐비닛의 바닥 거동을 모사하는 입력가속도로 취급할 수 있다. 캐비닛의 질량, 감쇠, 강성을 적절히 반영한 동적 해석을 수행하거나 진동시험을 하면, 캐비닛의 내부에 설치되는 계전기와 같은 전기 부품이 있는 위치에서 응답가속도를 구할 수 있다. 이 응답가속도를 질량-감쇠-스프링 단자유도시스템에 입력지반운동으로 작용시켜 구한 단자유도 응답스펙트럼을 ICRS라 부른다. Fig. 1은 구조물 내부에서 임의의 층에 설치된 캐비닛의 내부에 발생하는 지진응답인 ICRS이 발생하는 위치를 개념적으로 표시한 것이다.

캐비닛은 내부에 속한 부품을 포함하여 캐비닛 전체를 대상으로 내진검증시험을 받을 수도 있지만, 경우에 따라서는 캐비닛의 부품만을 별도로 분리하여 내진검증시험을 받는 것이 경제적으로 실용성 면에서 훨씬 유리하다. 이때는 층응답가속도를 대신하여 ICRS에 부합하는 지진 운동으로 내진검증 시험을 수행한다. 시험을 하는 동안 그리고 그 이후에도, 이 부품의 기능이 유지되었다면, 이 부품은 내진검증 요건을 만족한다고 할 수 있다. 즉 시험에 사용된 입력지진파의 응답스펙트럼이 캐비닛의 해석으로 구한 ICRS보다 크다면, 이 전기부품은 설계지진에 대해서는 성능을 유지할 수 있는 것으로 판단할 수 있다.

3. 캐비닛에 대한 리츠방법 적용

3.1 일반화된 운동방정식

1909년에 리츠(W.Ritz)는 분포질량을 가진 1차원, 2차원 또는 3차원 탄성시스템에 형상함수를 사용하여, 무한한 수의 자유도를 가지는 시스템을 유한한 수의 자유도를 가지는 시스템으로 표현하였다. 이를 토대로 캐비닛의 동적 거동을 표현하고, 응답을 구하기 위한 행렬식의 유도 과정은 다음과 같다.

캐비닛이 지진운동을 받을 때, 캐비닛은 Fig. 2와 같이 바닥에서의 전도 운동, 프레임 및 판의 탄성 변형에 의한 거동이 조합된 거동을 보인다. 캐비닛의 전도 거동은 캐비닛 질량이 강체 전도거동(회전각 θ_R)을 유발하고 하부 전도회전스프링(전도회전스프링 계수 K_θ)에 의한 저항력이 평형을 이루는 상태로 표현할 수 있다. 여기서, 캐비닛의 프레임 거동은 캐비닛 질량에 의한 관성력으로 휨이 발생할 때, 캐비닛 프레임을 하나의 보로 취급하여 표현할 수 있다. 캐비닛을 감싸고 있는 판은 수평방향에 따라 변형이 일정하도록 경계조건을 주어 오직 휨에 의해 수직방향에 따라 변형이 생기는 경우를 고려한다. 수평방향에 따라 변형이 다르게 생기는 판의 거동에 대한 수식

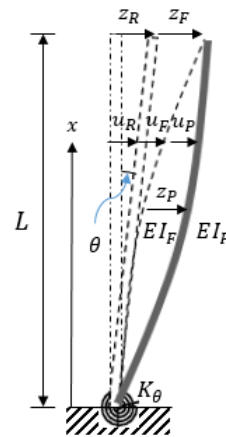


Fig. 2. Combination of rocking, frame and plate behaviors of cabinet

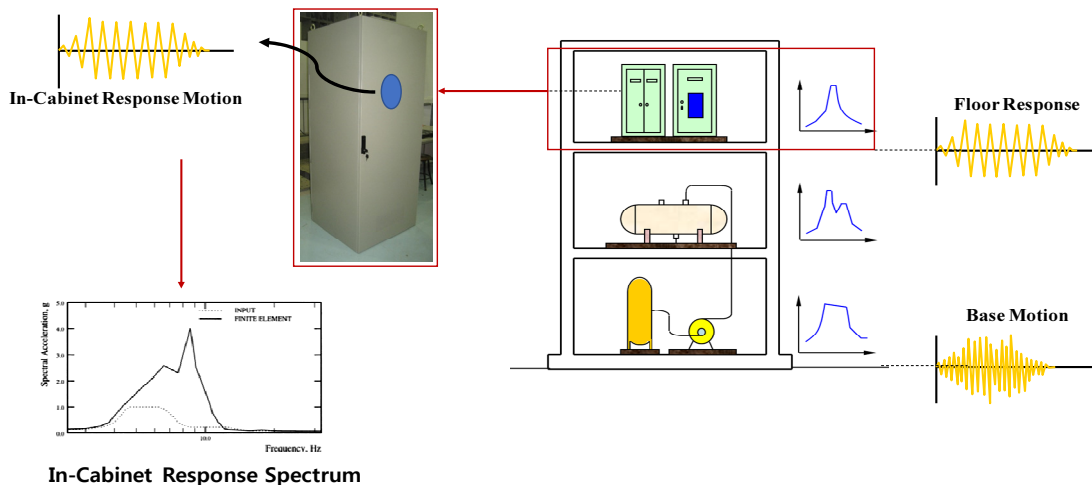


Fig. 1. In-structure response vs. ICRS

은 어렵지 않게 확대하여 유도할 수 있다.

캐비닛의 변위 $u(x;t)$ 는 다음과 같이, 몇 개의 리츠 형상함수의 선형조합으로 표현할 수 있다.

$$u(x;t) = \sum_{j=1}^N \psi_j(x) z_j(t) = \Psi(x) \mathbf{z}(t) \quad (1)$$

여기서, z_j 는 시간에 따라 변하는 일반화된 좌표이며, \mathbf{z} 는 일반화된 좌표의 $N \times 1$ 열벡터이고, $\Psi(x)$ 는 형상함수 $1 \times N$ 행벡터이며 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Psi(x) = [\psi_1(x) \ \psi_2(x) \ \cdots \ \psi_N(x)] \quad (2)$$

여기서 형상함수 $\psi_j(x)$ 는 허용가능(admissible)이어야 한다. 즉 연속이어야 하고 연속인 일차함수를 가져야 하며 시스템의 변위에 대한 경계조건을 만족해야 한다. 모든 형상함수는 선형독립이며 해석해야 할 시스템에 대하여 적절히 선택되어야 한다.

지진에 의한 관성력이 작용하는 캐비닛의 질량을 수직방향 x 에 대해 등분포질량이라 가정하고, 앞에 언급한 바와 같이, 판 거동은 수평방향 y 에 따라 일정하여 오직 수직방향 x 에 따라 변하는 단순화된 경우를 고려한다. 그러면, 캐비닛의 단위길이당 등분포질량 m 은 프레임의 등분포질량 m_F 와 판의 등분포질량 m_P 의 합으로 구성되어 있으므로, 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$m = m_F + m_P \quad (3)$$

더불어, 프레임과 판의 휨강성도 수직방향 x 에 따라 일정한 값을 갖는 것으로 가정하면 각각 EI_F 와 EI_P 로 표현할 수 있다.

관성력이 작용하는 캐비닛의 전도, 프레임, 판 거동은 Fig. 2와 같이 동시에 작용하므로 임의의 위치에서 변위는 이들 세 거동을 조합하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u(x, y; t) = \psi_R(x) z_R(t) + \psi_F(x) z_F(t) + \psi_P(x, y) z_P(t) \quad (4)$$

여기서, $\psi_R(x)$, $\psi_F(x)$, $\psi_P(x, y)$ 는 각각 전도, 프레임, 판의 거동형상함수이고, $z_R(t)$, $z_F(t)$, $z_P(t)$ 는 각각 전도, 프레임, 판 거동을 형상함수로 일반화한 변위이다.

판 형상함수는 Fig. 3과 같이 수평과 수직방향으로 변화하는 함수이다. 이 형상함수는 판의 경계조건에 따라 형상함수를 적절히 선택하여 사용할 수 있다[6].

앞에 언급한 바와 같이 단순한 경우를 고려하기 위해, 오직 수직방향 x 에 따라 판 형상함수가 변하는 것으로 가정하면, 폭 b 를 갖는 직사각형 판의 판 거동함수는 $\psi_P(x, y) = b\psi_P(x)$ 이 된다.

가정한 형상함수 $\psi_R(x)$, $\psi_F(x)$, $\psi_P(x)$ 와 가상일의 원리를 이용하여 일반화한 변위 $z_R(t)$, $z_F(t)$, $z_P(t)$ 를 구하는 공식을 다음과 같이 정식화할 수 있다. 캐비닛 프레임 등분포질량 m_F 에는 지반운동, 전도 및 프레임의 휨 거동에 의한 실제 관성력 $-m_F(\ddot{u}_g + \ddot{u}_R + \ddot{u}_F)$ 이 작용하고, 판 등분포질량

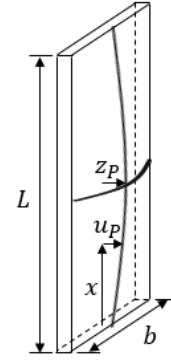


Fig. 3. Flexural behavior of plate

m_P 에는 지반운동, 전도, 프레임의 휨 거동 및 판의 휨 거동에 의한 실제 관성력 $-m_P(\ddot{u}_g + \ddot{u}_R + \ddot{u}_F + \ddot{u}_P)$ 이 작용한다. 프레임에 작용하는 임의의 가상변위 $(\delta u_R + \delta u_F)$ 와 판에 작용하는 임의의 가상변위 $(\delta u_R + \delta u_F + \delta u_P)$ 로 캐비닛의 가상변위를 정의할 수 있다. 이들 가상변위와 실제 관성력이 만들어 낸 일을 외적 가상일이라 한다. 연속된 질량점에 발생하는 이들 외적 가상일을 전체 길이에 대해 적분하여 총 외적 가상일 δW_E 를 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \delta W_E = & - \int_0^L m_F [\ddot{u}_g + \ddot{u}_R + \ddot{u}_F] (\delta u_R + \delta u_F) dx \\ & - \int_0^L m_P [\ddot{u}_g + \ddot{u}_R + \ddot{u}_F + \ddot{u}_P] (\delta u_R + \delta u_F + \delta u_P) dx \end{aligned} \quad (5)$$

반면, 가상변형과 실제 내부응력에 의해 발생한 가상변형에너지, 즉 내적 가상일은 다음과 같이 구한다. 캐비닛의 가상전도회전각 $\delta \theta_R$ 은 전도회전스프링에 발생한 실제내력 $K_\theta \theta_R$ 과 함께 내적 가상일을 만들고, 프레임의 가상곡률 $\delta u_F''$ 은 프레임에 발생한 실제휨모멘트 $EI_F u_F''$ 와 함께 내적 가상일을 만든다. 판의 총 가상곡률은 프레임 곡률과 판 곡률의 합 $(\delta u_F'' + \delta u_P'')$ 이며, 이는 판의 실제휨모멘트 $EI_P (u_F'' + u_P'')$ 와 함께 내적 가상일을 만든다. 이렇게 계산한 내적 가상일 δW_I 은 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta W_I = & \delta \theta_R K_\theta \theta_R + \int_0^L \delta u_F'' EI_F u_F'' dx \\ & + \int_0^L (\delta u_F'' + \delta u_P'') EI_P [u_F'' + u_P''] dx \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, K_θ 는 전도회전 스프링계수, EI_F 는 캐비닛 프레임의 휨강성이고, EI_P 는 캐비닛 판의 휨강성이다.

δW_E 와 δW_I 를 전도, 프레임 휨거동 및 판 휨거동 형상함수와 일반화된 변위로 나타내고, $\delta \theta_R = \delta z_R / L$ 이고 $\theta_R = z_R / L$ 의 관계를 적용하여 정리할 수 있다. δW_E 와 δW_I 가 서로 같다는 등식은 임의의 가상변위 δz_R , δz_F , δz_P 에 대하여 언제나 성립해야 하기 때문에, 가상변위 δz_R , δz_F , δz_P 와 각각 곱해지는 괄호 안에 정리된 식들이 각각 0이 되어야 한다. 이를 정리하면 다음과 같은 행렬운동방정식이 유도된다.

$$\begin{bmatrix} \tilde{m}_{RR} & \tilde{m}_{RF} & \tilde{m}_{RP} \\ \tilde{m}_{FR} & \tilde{m}_{FF} & \tilde{m}_{FP} \\ \tilde{m}_{PR} & \tilde{m}_{PF} & \tilde{m}_{PP} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{z}_R(t) \\ \ddot{z}_F(t) \\ \ddot{z}_P(t) \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{k}_{RR} & 0 & 0 \\ 0 & \tilde{k}_{FF} & \tilde{k}_{FP} \\ 0 & \tilde{k}_{PF} & \tilde{k}_{PP} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} z_R(t) \\ z_F(t) \\ z_P(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tilde{L}_R \\ \tilde{L}_F \\ \tilde{L}_P \end{pmatrix} \ddot{u}_g(t) \quad (7)$$

여기서,

$$\tilde{m}_{RR} = \int_0^L \psi_R^2 (m_F + m_P) dx \quad (8)$$

$$\tilde{m}_{RF} = \int_0^L \psi_R \psi_F (m_F + m_P) dx \quad (9)$$

$$\tilde{m}_{RP} = \int_0^L \psi_R \psi_P m_P dx \quad (10)$$

$$\tilde{L}_R = \int_0^L \psi_R (m_F + m_P) dx \quad (11)$$

$$\tilde{m}_{FR} = \int_0^L \psi_F \psi_R (m_F + m_P) dx \quad (12)$$

$$\tilde{m}_{FF} = \int_0^L \psi_F^2 (m_F + m_P) dx \quad (13)$$

$$\tilde{m}_{FP} = \int_0^L \psi_F \psi_P m_P dx \quad (14)$$

$$\tilde{L}_F = \int_0^L \psi_F (m_F + m_P) dx \quad (15)$$

$$\tilde{m}_{PR} = \int_0^L \psi_P \psi_R m_P dx \quad (16)$$

$$\tilde{m}_{PF} = \int_0^L \psi_P \psi_F m_P dx \quad (17)$$

$$\tilde{m}_{PP} = \int_0^L \psi_P^2 m_P dx \quad (18)$$

$$\tilde{L}_P = \int_0^L \psi_P m_P dx \quad (19)$$

$$\tilde{k}_{RR} = \frac{K_\theta}{L^2} \quad (20)$$

$$\tilde{k}_{FF} = \int_0^L (\psi_F'')^2 EI_F dx + \int_0^L (\psi_F'')^2 EI_P dx \quad (21)$$

$$\tilde{k}_{FP} = \int_0^L \psi_F'' \psi_P'' EI_P dx \quad (22)$$

$$\tilde{k}_{PF} = \int_0^L \psi_P'' \psi_F'' EI_P dx \quad (23)$$

$$\tilde{k}_{PP} = \int_0^L (\psi_P'')^2 EI_P dx \quad (24)$$

식 (7)을 질량행렬, 감쇠행렬, 강성행렬로 묶어 정리하면 아래와 같이 표현할 수 있다.

$$\tilde{\mathbf{M}}\ddot{\mathbf{Z}}(t) + \tilde{\mathbf{C}}\dot{\mathbf{Z}}(t) + \tilde{\mathbf{K}}\mathbf{Z}(t) = -\tilde{\mathbf{L}}\ddot{u}_g(t) \quad (25)$$

그리고, 아래와 같은 Rayleigh 감쇠행렬을 추가하면 고전감쇠시스템(classical damping system)의 운동방정식을 정의할 수 있다.

$$\tilde{\mathbf{C}} = a_0 \tilde{\mathbf{M}} + a_1 \tilde{\mathbf{K}} \quad (26)$$

Gupta et al.[7]은 전체와 국부 거동을 고려하여 리츠방법 행렬식을 유도하였다. Gupta et al.은 국부 거동은 판 거동으로 표현하였고 전체 거동은 전도 거동이나 프레임 거동으로 표현할 수 있다고 가정하였다. 본 논문에서는 전도와 프레임 거동을 명확히 구분하고 조합하여 리츠방법 수식을 위와 같이 유도하였으므로 Gupta et al.의 유도과정과는 차이가 있지만, 근본적으로 같은 행렬식을 유도하고 있다.

캐비닛의 운동방정식인 식 (25)를 Newmark의 평균가속도법($\gamma=0.5, \beta=0.25$)으로 수치적분하여 일반화된 변위 $z_R(t), z_F(t), z_P(t)$ 를 구할 수 있다. 계산된 $z_R(t), z_F(t), z_P(t)$ 와 형상함수를 조합하면 원하는 위치에서의 변위, 속도 또는 가속도를 구할 수 있다.

캐비닛의 거동을 표현하기 위하여 더 세분한 형상함수를 사용하고자 한다면 세 개 이상의 형상함수 사용이 필요할 수 있다. 이 경우, 일반화된 변위의 개수가 추가된 형상함수 개수만큼 늘어나며 앞서 유도된 공식을 쉽게 확장할 수 있다.

3.2 고유진동수

행렬 운동방정식 식 (25)에서 다음과 같은 고전감쇠시스템의 고유치문제를 유도할 수 있다. 이를 풀어 캐비닛의 고유진동수와 모드에 대한 근사해를 찾을 수 있다.

$$\tilde{\mathbf{K}}\tilde{\chi}_n = \rho_n \tilde{\mathbf{M}}\tilde{\chi}_n \quad (27)$$

여기서 $\tilde{\mathbf{K}}$ 와 $\tilde{\mathbf{M}}$ 은 N개의 정방행렬이며 N은 변위 $u(x;t)$ 를 나타내기 위하여 사용되는 형상함수의 개수이다. 고유벡터 $\tilde{\chi}_n$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$\tilde{\chi}_n = (\chi_{1n} \ \chi_{2n} \ \dots \ \chi_{Nn})^T \quad (28)$$

고유치 ρ_n 로부터 고유모드의 각진동수를 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\omega_n = \sqrt{\rho_n} \quad (29)$$

4. 해석예제

4.1 제원 및 경계조건

리츠방법을 검증하기 위해 Fig. 4와 같이 직사각형 프레임에 판이 연결되어 있는 단순한 형태의 예제를 해석한다. 즉, 정사각형 중공 단면 프레임(60 mm×60 mm×3 mm)에 판(두께 3 mm)의 위와 아래 경계면을 힌지로 연결하고 판의 측면은 자유단으로 가정한다. 두 개의 수직 프레임의 단면2차모멘트는 정사각형 중공 단면의 제원으로 부터 계산할 수 있고, 판의 단면2차모멘트는 680 mm 폭과 3 mm 두께를 사용하여 쉽게 계산할 수 있다. 이렇게 계산한 프레임과 판의 단면2차모멘트 I_F 와 I_P 는 각각 371,412 mm⁴와 1,665 mm⁴이다.

Fig. 5에 보인 바와 같이 Yang et al.[8]의 연구결과에서 제시하는

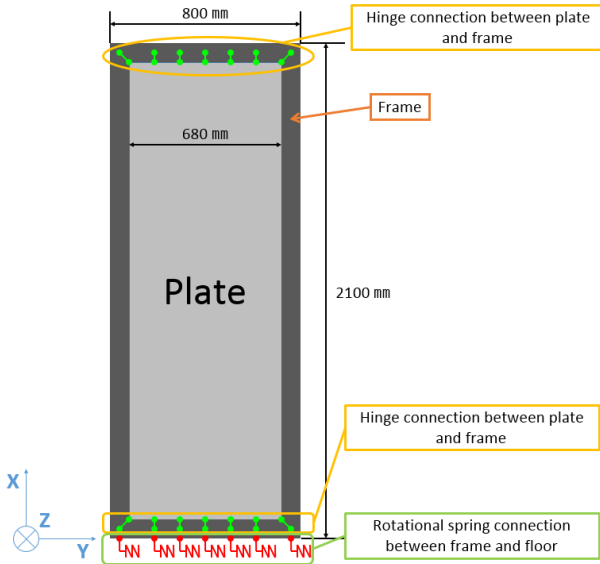


Fig. 4. Numerical example

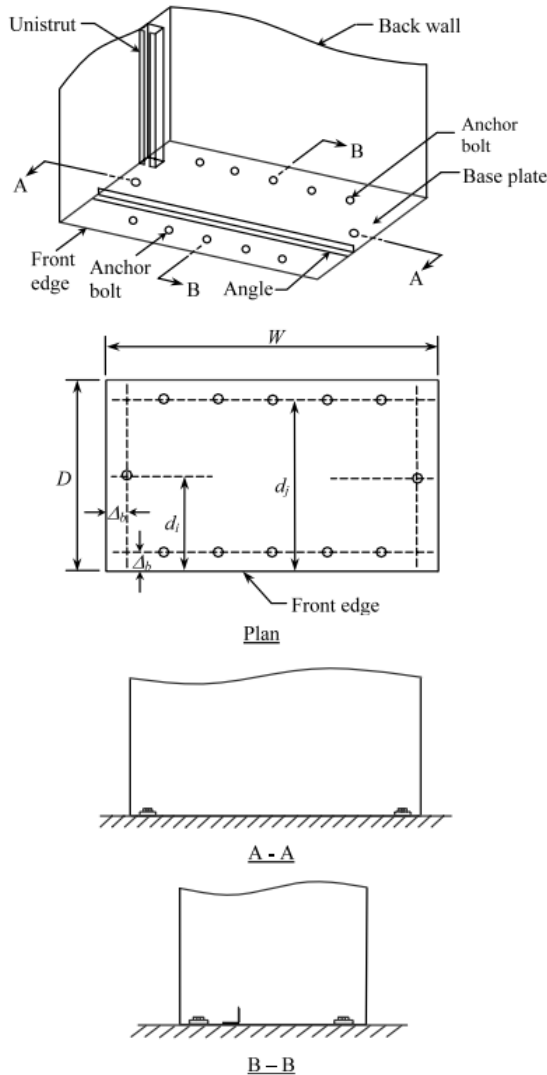


Fig. 5. Structural details of the mounting arrangement in cabinet DGLSB [4]

DGLSB 바다연결형상과 똑같은 바다연결조건을 갖는 것으로 가정하고, 바다판의 두께는 2.54 mm, 캐비닛의 단변길이 D는 406.4 mm, 볼트간격 Δ_b 는 25.4 mm로 가정하면, 전도강성 K_θ 은 $2.49 \times 10^9 \text{ N} \cdot \text{mm}/\text{rad}$ 이 된다. 프레임과 판은 탄성계수 $209,862 \text{ N}/\text{mm}^2$ 를 갖는 강재로 가정한다. 이 강재의 단위질량은 $7.846 \times 10^{-6} \text{ kg}/\text{mm}^3$ 으로 가정하여 사변을 이루는 프레임들의 질량을 캐비닛의 높이로 나눈 값을 프레임의 단위길이당 등분 포질량 $0.0140 \text{ kg}/\text{mm}$ 으로 계산하고, 강재 단위질량에 판 단면적을 곱한 값을 판의 단위 수직길이당 질량 $0.0155 \text{ kg}/\text{mm}$ 으로 고려한다.

4개의 프레임 중에서 위와 아래 프레임은 강체로 가정하여 수평방향 휨 거동은 발생하지 않도록 하였다. 결국 수평위치에 따른 판의 변형은 일정하게 되며, 오직 수직위치에 따른 판의 변형이 변화하게 된다.

4.2 리츠방법

Gupta et al.이 제안한 방법을 참고하면, 캐비닛의 전도, 프레임의 휨, 판의 휨 거동을 반영하기 위해 다음과 같은 세 가지 형상함수를 사용한다.

- 1) 전도 거동은 강체 회전을 고려하므로 그 형상함수는 다음과 같다.

$$\psi_R(x) = \frac{x}{L} \quad (30)$$

- 2) 프레임은 하단이 고정된 캔틸레버 휨 거동을 가지므로 그 형상함수는 다음과 같이 가정한다.

$$\psi_F(x) = \frac{3x^2}{2L^2} - \frac{x^3}{2L^3} \quad (31)$$

- 3) 경계조건에 따른 판의 거동형상은 Blevins[6]가 정리한 값을 적용한다. 즉, 판의 상하단이 강체 프레임에 힌지로 연결(pinned)되어 있고 측면은 자유롭게 움직일 수 있다고 보았을 때 판의 휨 거동 형상함수는 다음과 같다.

$$\psi_P(x) = \sin \frac{\pi x}{L} \quad (32)$$

비교해석을 위해 판의 상하단이 고정지지(clamped) 된다고 보았을 때 판의 휨 거동 형상함수는 다음과 같다.

$$\psi_P(x) = \cosh \frac{\lambda x}{L} - \cos \frac{\lambda x}{L} - \sigma \left(\sinh \frac{\lambda x}{L} - \sin \frac{\lambda x}{L} \right) \quad (33)$$

$$\lambda = 4.73004074, \quad \sigma = 0.982502215$$

위와 같이 정의한 3개 형상함수를 Fig. 6에 나타내었다. 이들 그래프의 수평축은 형상함수의 상대적인 변위값을 나타내므로 단위를 표시하지 않았다. Fig. 6(a)는 판의 위와 아래에 힌지조건이 주어졌을 경우이고, Fig. 6(b)는 판의 위와 아래에 고정조건이 주어졌을 경우이다. 이 두 개 그림에서 판의

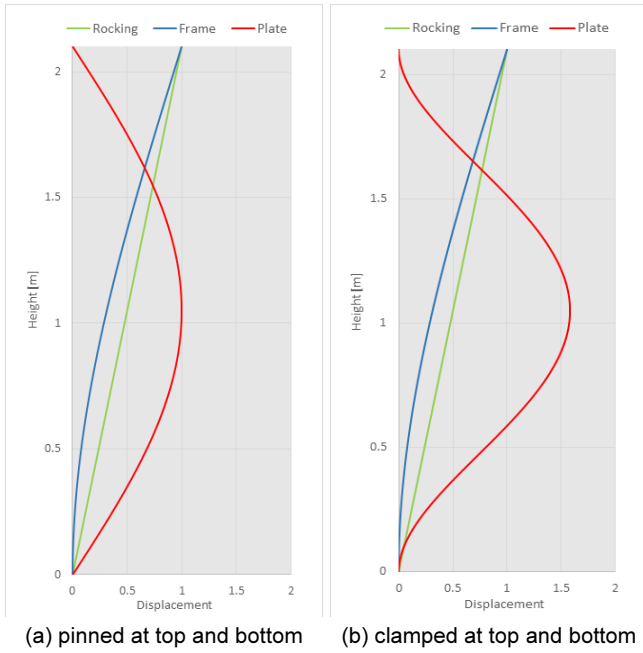


Fig. 6. Shape function combination

형상함수가 서로 다르게 나타나고 있음을 확인할 수 있다.

세 개의 형상함수를 사용하여 일반화된 변위를 구하기 위한 행렬식을 정의할 수 있고, Rayleigh 감쇠행렬을 적용하여 앞에 설명한 리츠방법으로 해석한다. 위의 3)항에서 언급한 두 개의 판 경계조건에 따라 판의 형상함수를 달리하여 해석을 진행하고 결과를 서로 비교한다.

4.3 감쇠의 적용

본 연구에서는 고전적 감쇠행렬인 Rayleigh 감쇠를 적용한다. 질량-비례감쇠 또는 강성-비례감쇠 단독으로 사용된다면 두 감쇠행렬 중 어떤 것도 실제와는 적합하지 않기 때문에, 다음 식과 같이 이 둘을 조합하여 Rayleigh 감쇠를 정의한다.

$$c = a_0 m + a_1 k \tag{34}$$

여기서, i 및 j 번째 모드에서 각각 규정된 감쇠비 ζ_i, ζ_j 로부터 a_0, a_1 를 결정될 수 있고, 두 모드가 같은 감쇠비를 갖는다고 근사화할 수 있다. 응답에 뚜렷하게 기여하는 모든 모드를 포괄하도록 최저모드 i 와 최고모드 j 를 선정해야 한다.

질량행렬과 강성행렬을 사용하여 고유치해석하면 세 개의 고유진동수 $\omega_1 = 0.33 \text{ rad/s}$, $\omega_2 = 1.97 \text{ rad/s}$, $\omega_3 = 36.18 \text{ rad/s}$ 을 구할 수 있다. 본 연구에서는 세 개의 형상함수를 조합하여 구조물의 거동을 확인하므로 세 개의 고유진동수 중 최저 및 최고 고유진동수 두 개를 선택하여 이에 해당하는 Rayleigh 감쇠행렬을 적용하였다. 이렇게 계산된 Rayleigh 감쇠비를 Fig. 7에 나타내었다.

이와 같이 고유치해석을 통해 3개 모드가 포함되도록 Raleigh 감쇠를 결정하면 저감쇠진동의 거동이 나타난다. 그렇지 않은 경우, 과감쇠진동 등의 실제와는 다른 단조감소 거동이 나타날 수 있다. 예를 들어, 5 Hz

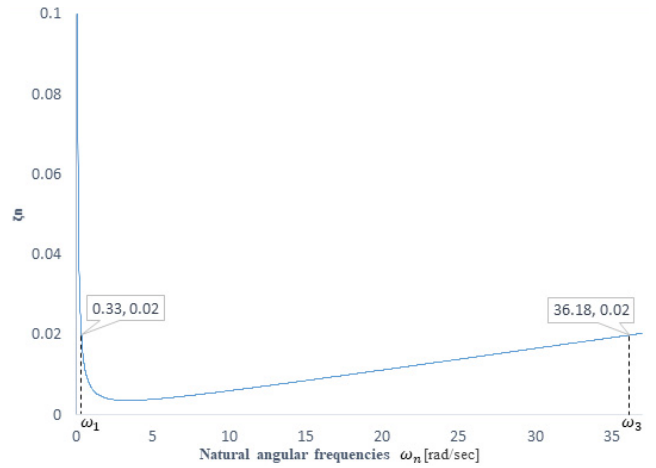


Fig. 7. Rayleigh damping ($\omega_1 = 0.33 \text{ rad/s}$, $\omega_3 = 36.18 \text{ rad/s}$)

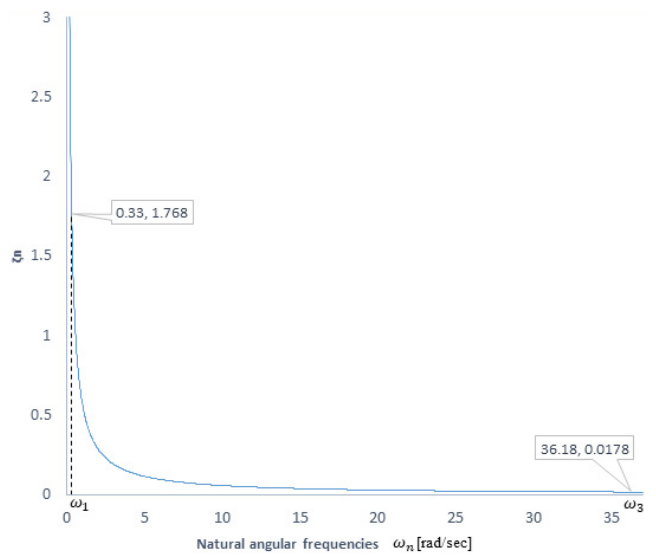


Fig. 8. Rayleigh damping ($\omega_1 = 31.41 \text{ rad/sec}$, $\omega_3 = 376.99 \text{ rad/sec}$)

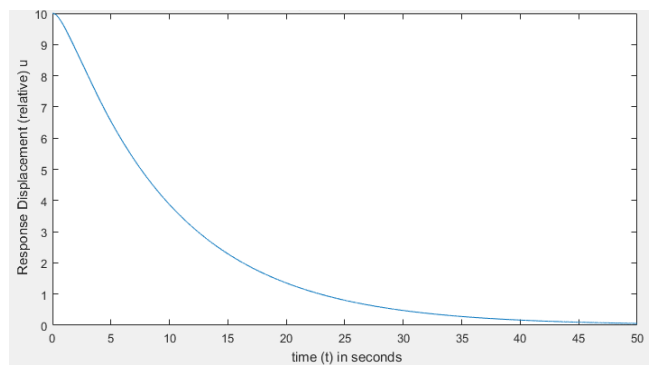


Fig. 9. Displacement response at the plate center in over-damped case

(31.41 rad/s)와 60 Hz(376.99 rad/s)에서 동일한 감쇠비 0.02를 적용하여 감쇠그래프(Fig. 8)를 그려보면 ω_1 에서 임계감쇠($\zeta = 1$)를 초과하는 감쇠가 나타나 과감쇠 거동하는 것을 확인할 수 있다. 이 경우, Raleigh 감쇠행렬을 적용하여 판 중앙의 자유진동거동을 구해 보면 진동하지 않고 단조 감소하는 현상을 확인할 수 있다(Fig. 9).

이러한 결과는, 캐비닛에 리츠방법을 적용할 때 캐비닛의 주요 고유진동수를 먼저 확인하여 Rayleigh 감쇠를 적절히 적용하는 절차가 꼭 필요함을 알려준다. Rayleigh 감쇠가 아닌 모드감쇠행렬을 구축하는 방법[9]을 사용하면 이러한 오류는 피할 수 있다.

4.4 지진하중에 대한 응답

2016년 9월 경주에서 발생한 지진을 USN 관측소에서 측정된 지반가속도를 캐비닛에 입력지진파로 적용한다(Fig. 10). 이 입력운동의 최대가속도는 0.404 g 이다. 지반가속도의 단위는 중력가속도 g 이고, 측정시간간격

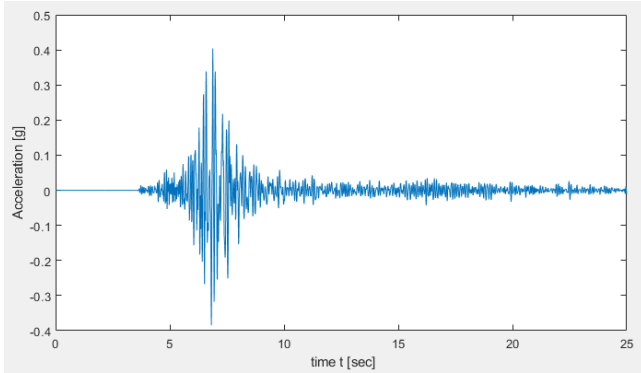
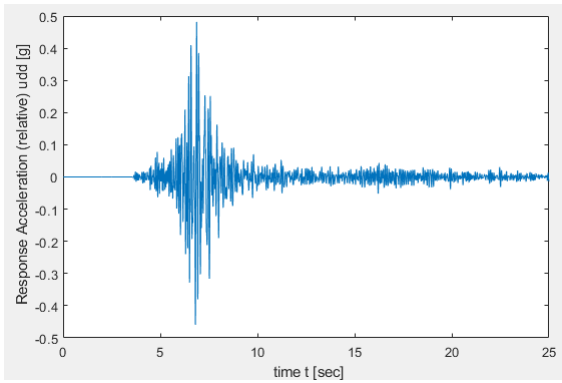
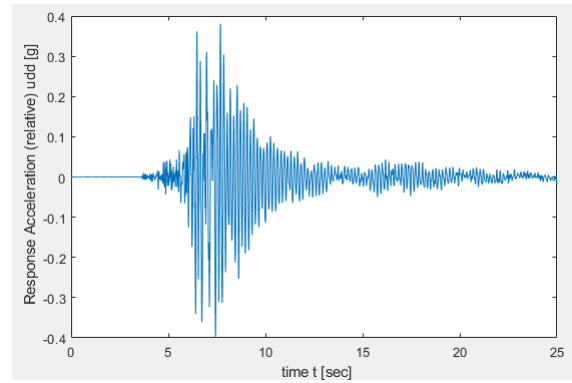


Fig. 10. Ground acceleration of Gyeongju earthquake

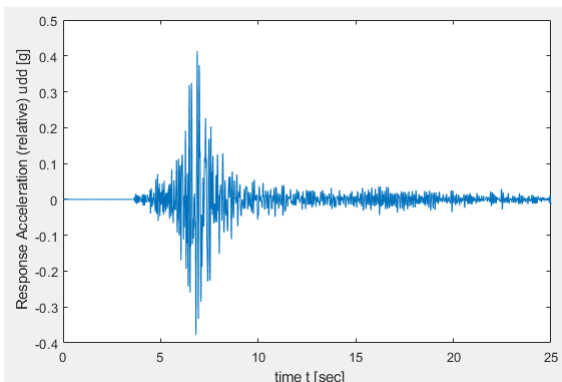


(a) Response acceleration at the plate center

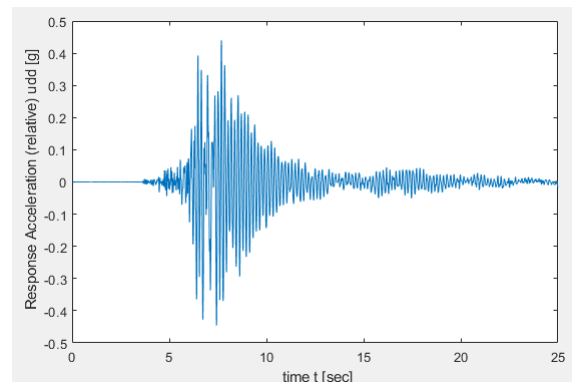


(b) Response acceleration at the frame top

Fig. 11. Generalized acceleration obtained by Ritz method with a plate hinged at its top and bottom



(a) Response acceleration at the plate center



(b) Response acceleration at the frame top

Fig. 12. Generalized acceleration obtained by Ritz method with a plate clamped at its top and bottom

은 0.01 sec이다. 이 파형은 25 Hz를 차단진동수(cut-off frequency)로 필터링하여 25 Hz 이상의 성분은 삭감 혹은 제거한 파형이다.

이 입력지진을 리츠방법으로 유도된 식 (25)의 우항에 해당하는 지진입력으로 적용하고, 앞에 언급한 Newmark 평균가속도법에 의한 직접 적분을 통하여 응답이력해석을 한다. 행렬식에서 구한 일반화된 좌표응답 $Z(t)$ 를 형상함수와 곱하여 더해지면, 캐비닛 중앙 및 상단에서의 응답가속도를 Figs. 11 및 12와 같이 구할 수 있다.

판의 형상함수로 식 (32)을 선택하였을 때(판의 상하단 힌지연결) 판 중앙에서 최고가속도 0.4815 g, 상단에서 0.3982 g가 나왔으며, 판의 형상함수로 식 (33)을 선택하였을 때(판의 상하단 고정연결) 판 중앙에서 최고가속도 0.4135 g, 상단에서 0.4460 g로 상이한 응답을 보여준다(Table 1).

Figs. 13 and 14는 형상함수별 일반화된 응답가속도 \ddot{z} 의 시간에 따른 변화를 보여주며, Figs. 15 and 16은 캐비닛 측면의 상하단을 힌지로 연결할 때(식(32))와 고정지지로 연결할 때(식(33))의 응답함수별 일반화된 응답

Table 1. Comparison of response (Pinned & Clamped)

		Pinned	Clamped
Input PGA		0.404 g	
Peak displacement	plate center	24.34 mm	12.62 mm
	frame top	16.70 mm	16.59 mm
Peak acceleration	plate center	0.4815 g	0.4135 g
	frame top	0.3982 g	0.4460 g

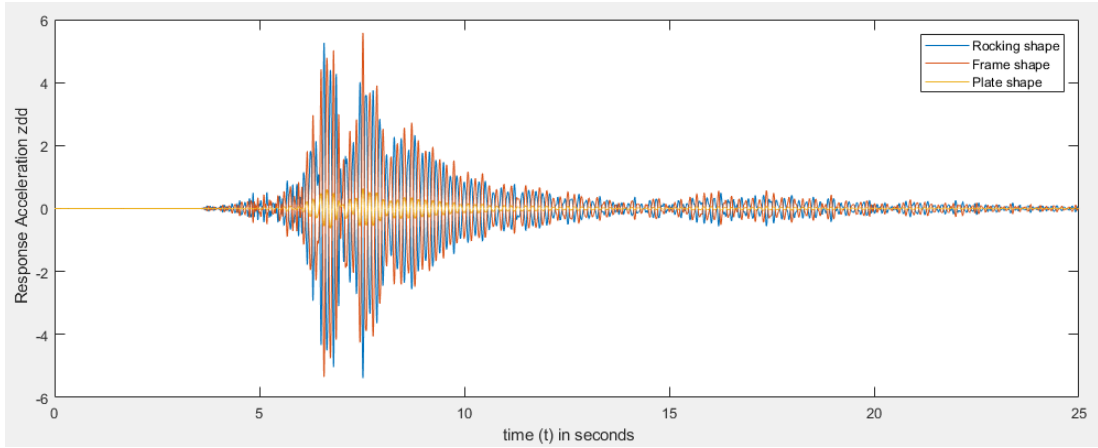


Fig. 13. Generalized acceleration of the cabinet with a plate hinged at its top and bottom

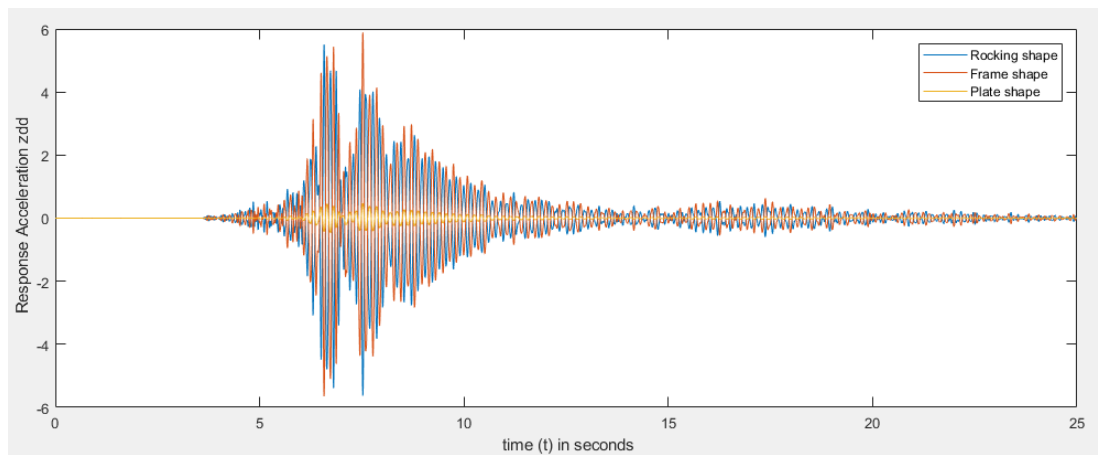


Fig. 14. Generalized acceleration of the cabinet with a plate clamped at its top and bottom

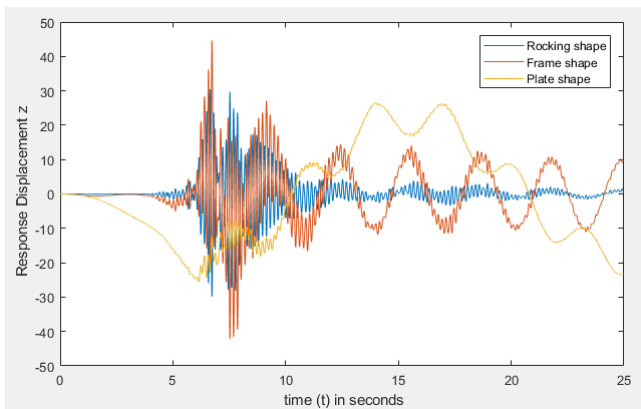


Fig. 15. Generalized displacement of the cabinet with a plate hinged

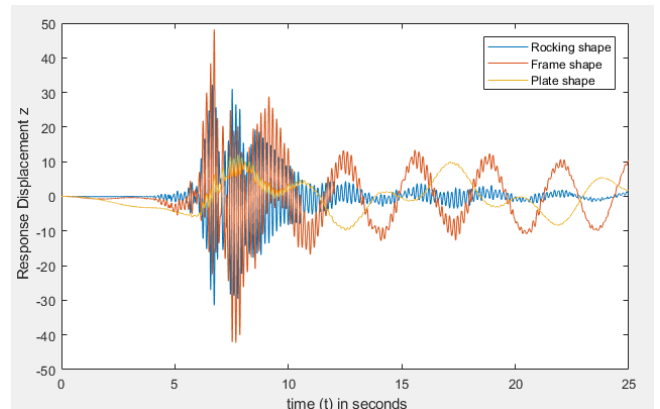


Fig. 16. Generalized displacement with a plate clamped

변위 z 의 거동을 보여준다. Figs. 13 and 14에서, USN 입력파에 대해 Rocking 거동과 Frame 거동의 응답가속도가 판거동에 의한 응답가속도보다 큰 영향을 주는 것을 알 수 있다.

Figs. 15 and 16에서, 흔히 경계조건에서 판의 장주기(약 18 s)모드가 발생하지만, 고정지지 조건에서는 이러한 장주기가 나타나지 않음을 알 수 있다. USN 지진파의 입력에너지가 가장 큰 5~10초 구간 이후에는 거의 자유진동하게 되며 이 때의 일반화된 좌표의 거동을 그림으로 확인할 수 있다.

시간이 경과하면서 변위가 크게 감소하지 않는 것을 보면 감쇠가 크지 않게 적용된 것을 알 수 있다.

4.5 유한요소해석 및 비교

캐비닛 내부 특정 위치의 응답가속도를 그 위치에 설치된 부품의 입력진동하중으로 작용시켜 부품의 응답을 구하고 이를 토대로 내부응답스펙트

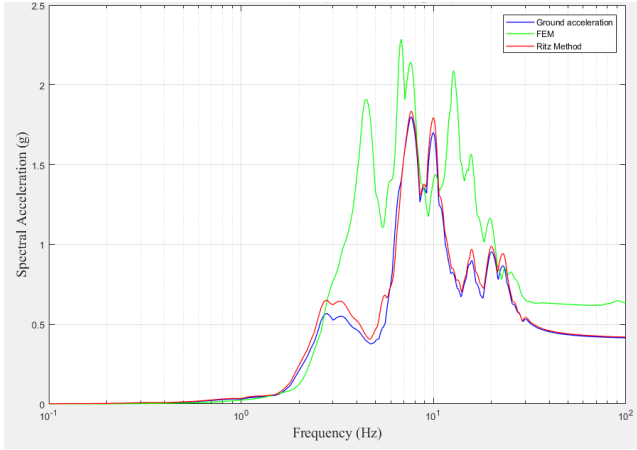


Fig. 17. ICRS (5% damping) at the plate center

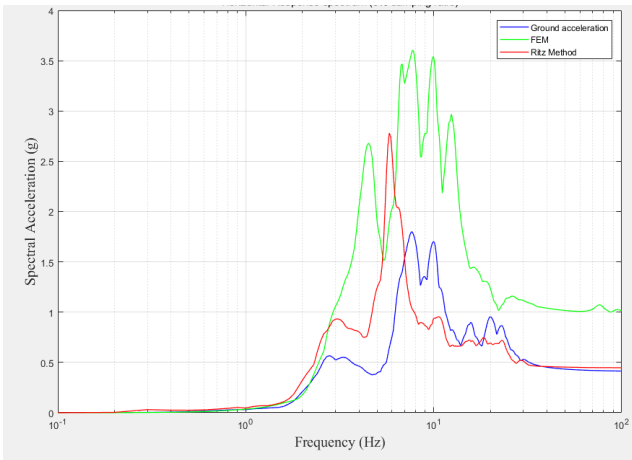


Fig. 18. ICRS (5% damping) at the frame top

림(ICRS)을 작성한다. 이때 내부에 설치된 부품은 스프링-감쇠-집중질량 단자유도 시스템으로 취급한다. 캐비닛 내부 부품위치의 응답가속도를 위에 정리한 리츠방법으로 구할 수 있지만, 더욱 정밀한 해석을 위해서는 유한요소해석을 통해 구할 수도 있다. 이 절에서는 리츠방법과 유한요소해석을 통해 구한 ICRS를 서로 비교한다.

캐비닛의 측판은 수직방향으로 12등분하고 수평방향으로 6등분한 판 요소로 모델링한다. 캐비닛의 수직프레임은 12등분하고 수평프레임은 6등분한 프레임요소로 모델링한다. 상하부 프레임은 강제거동을 하도록 수직프레임의 1000배 큰 탄성계수를 부여한다. 하부프레임과 바닥판 사이에는 리츠방법에서 사용된 회전스프링과 등가가 되도록 3방향 직선거동은 고정하고 전도회전방향 회전스프링(회전스프링계수 K_{θ})을 하부 강제프레임의 절점개수로 나눈 값을 회전스프링계수로 갖는 회전스프링을 하부 강제프레임의 각 절점에 적용한다(Fig. 4).

앞 절에서 언급한 USN관측소에서 측정된 지반가속도를 캐비닛에 작용하는 입력지진파로 사용한다(Fig. 10). 캐비닛의 감쇠는 Fig. 7에 정의한 Rayleigh감쇠를 사용하여 입력하고, Newmark 평균가속도법을 사용하여 응답이력해석을 수행한다.

언급한 바와 같이, 리츠방법과 유한요소해석으로 구한 목표위치의 응답가속도를 이용하여 캐비닛 내부응답스펙트럼(ICRS)을 작성할 수 있다.

Table 2. Comparison of response amplification ratio

Input motion	Maximum response acceleration (g)		Amplification ratio	
		1.72		-
FEM	plate center	2.26	plate center	1.31
	frame top	3.60	frame top	2.09
Ritz method	plate center	1.77	plate center	1.03
	frame top	2.71	frame top	1.58

Fig. 17은 해석예제의 판 중앙($x = 1050 \text{ mm}$)에서, Fig. 18은 해석예제의 상단 프레임($x = 2100 \text{ mm}$)에서 구한 캐비닛 내부 가속도 응답스펙트럼이다. Table 2에 유한요소해석과 리츠방법에 의해 계산한 가속도 응답들과 캐비닛 입력지진 대비 증폭비를 비교하고 있다. 입력지진에 대한 판 중앙의 최대응답가속도가 리츠방법에서 1.03배, 유한요소해석에서 1.31배 증폭되는 것을 확인하였고, 캐비닛 상단의 최대응답가속도는 리츠방법에서 1.58배, 유한요소해석에서 2.09배로 큰 차이를 보여주고 있다. 이러한 차이는 리츠방법에서 고려하는 거동(전도 거동, 프레임 휨 거동, 판 휨 거동) 이외의 거동으로 인한 영향이 유한요소해석에서는 고려될 수 있기 때문에 발생하는 것으로 보인다.

Fig. 17에서, 입력가속도의 유사가속도 응답스펙트럼과 리츠방법으로 구한 판 중앙 유사가속도 ICRS가 유사하게 나타난다. 이는 판 중앙부 거동은 판 거동의 진동수에 의해 지배되고, 판 거동의 고유진동수가 약 0.05Hz로 상당히 작아 판 중앙 상대가속도는 입력가속도의 음수와 거의 같게 되기 때문이다. 반면, 유한요소에 의한 결과는 넓은 진동수 영역에서 증폭이 발생한다. 이는 유한요소해석에서 넓은 범위의 모드를 모두 고려할 수 있기 때문에 그 영향들이 나타난 것으로 보인다. Fig. 18에서, 리츠방법으로 구한 상단프레임 유사가속도 ICRS는 약 5.8 Hz에서 최고점을 갖는다, 이는 고유치해석을 통해 구한 모드 중 하나이며 이 모드가 거동에 상당한 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 여기서도 역시, 위에 언급한 바와 같은 이유에서 유한요소에 의한 결과는 넓은 진동수 영역에서 증폭이 발생한다. 따라서 이러한 차이를 줄이기 위해서는 구조물의 거동을 적절히 반영할 수 있도록 충분한 개수의 형상함수를 선택하여 리츠방법에 적용하는 것을 고려해야 한다. 더불어, 이러한 이유를 좀 더 정확히 밝히기 위한 추가 연구가 필요하다.

5. 결론

이 연구의 결론은 다음과 같다.

- 1) 원전구조물에 설치되는 캐비닛의 ICRS 생성을 위한 리츠방법을 적용하기 위한 행렬식을 정식화하였다. 캐비닛의 거동을 나타내는 전도 거동, 프레임의 휨 거동, 판의 휨 거동을 조합하여 변위를 나타내었고, 가상일의 원리를 통해 일반화된 변위를 구하기 위한 행렬식을 유도하였다. 뉴마크 평균가속도법으로 수치적분하여 일반화된 변위를 구한 후 세 형상함수와 조합하여 캐비닛 내부 임의 위치에서의 변위와 가속도를 구하였다. 캐비닛 내부 임의 위치에서 가속도응답을 단자유도시스템의 입력운동으로 작용시켜 ICRS를 생성하였다.
- 2) 리츠방법에서 Rayleigh 감쇠를 적용할 때 주어진 감쇠비를 만족시키는

진동수 구간을 임의로 정하는 경우 특정 모드에서 과감쇠 거동이 나타날 수 있으므로 주의해야 함을 확인하였다. 이러한 과감쇠 거동은 실제와는 다른 것으로 인위적으로 발생한 거동이므로, 고유치 해석을 통해 구조물의 고유진동수를 산정하고 이를 토대로 고유 모드에 과감쇠 거동이 생기지 않도록 감쇠비 적용 구간을 결정해야 한다.

- 3) 형상함수를 정의하여 적용할 때도 어떤 형상함수를 적용하느냐에 따라 응답이 크게 달라질 수 있음을 확인하였다. 경계조건을 만족하는 임의의 형상함수를 선택할 때 구조물의 거동을 가장 잘 반영할 수 있는 형상함수를 선택해야 한다.
- 4) 리츠방법과 유한요소해석으로 구한 ICRS 사이에는 차이가 있을 수 있으며, 이를 줄이기 위해서는 충분한 개수의 적절한 형상함수를 사용하여야 할 것을 고려해야 한다. 더불어, 이러한 이유를 좀 더 정확히 밝히기 위한 추가 연구가 필요하다.

/ 감사의 글 /

본 연구는 2017년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 에너지기술개발사업의 지원(No. 20161520101270)을 받아 수행한 연구과제입니다.

/ REFERENCES /

1. Korea Electric Power Industry Code (KEPIC). Recommended Practice for Seismic Qualification of Class 1E Equipment for Nuclear Power Generating Stations. KEPIC END-2000. c2010.
2. The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc. (IEEE), IEEE Recommended Practice for Seismic Qualification of Class 1E Equipment for Nuclear Power Generating Stations. IEEE Std 344. c2005.
3. Koo KY, Cho SG, Cui J, Kim DK, Seismic response prediction for cabinets of nuclear power plants by using impact hammer test. Nuclear Engineering and Design. 2010;240:2500-2511.
4. Cho SG, Joe YH, So GH, Seismic Response Prediction of a Structure Using Experimental Modal Parameters from Impact Tests. Earthquake Engineering Society of Korea. 2010;14(2):75-84.
5. Electric Power Research Institute (EPRI). Guidelines for Development of In-Cabinet Seismic Demand for Devices Mounted in Electrical Cabinets. EPRI NP-7146-SL. c1995.
6. Blevins RD. Formulas for natural frequency and mode shape. Van Nostrand Reinhold Co. c1979.
7. Gupta A, Rustogi SK, Gupta AK, Ritz Vector Approach for Evaluating Incabinet Response Spectra. Nuclear Engineering and Design. 1999;190(2):255-272.
8. Yang J, Rustogi SK, Gupta A. Rocking stiffness of mounting arrangements in electrical cabinets and control panels. Nuclear Engineering and Design. 2002;219:127-141.
9. Chopra AK, Dynamics of Structures. 4th ed, Pearson, California. c2012.