

확률론적 지진위험도 분석을 위한 원전 격납건물의 비탄성에너지 흡수계수 평가

Inelastic Energy Absorption Factor for the Seismic Probabilistic Risk Assessment of NPP Containment Structure

최인길* 서정문**
Choi, In Kil Seo, Jeong Moon

국문요약

원전 격납건물은 내진 안전성을 확보하기 위해 설계단계에서 여유나 보수성을 부여하게 된다. 원전 구조물의 내진성능 평가는 이러한 여유나 보수성을 배제한 실질적인 성능 및 응답을 기준으로 평가하게 된다. 본 연구에서는 내진성능 평가에 고려되는 구조물의 성능 및 응답관련 계수들 중 그 기여도가 비교적 큰 비탄성 에너지 흡수계수의 산정방법에 대한 비교를 수행하였다. 또한 각종 방법에 따라 산정된 비탄성 에너지 흡수계수에 따른 HCLPF(high confidence of low probability of failure)값의 변화를 분석하였다. 연구결과 원전 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수는 1.5~1.75로 나타났다. 구조물의 내진성능을 명확히 평가하기 위해서는 먼저 구조물의 비선형 거동 및 연성도를 정확히 평가하여야 함을 알 수 있다.

주요어 : 확률론적 지진위험도 평가, 비선형 응답, 비탄성에너지 흡수계수, 내진여유도, HCLPF

ABSTRACT

In order to assure the safety of NPP structures, margin of safety or conservatism is incorporated in each design step. Seismic risk evaluation of NPP structures is performed based on the realistic capacity and response of structure eliminated the safety margin and conservatism. In this study, the comparative study on the various evaluation methods of the inelastic energy absorption capacity was performed. The inelastic energy absorption capacity due to the nonlinear behavior of structures has significant effect on the results of seismic probabilistic risk assessment. And the comparison study of the HCLPF(high confidence of low probability of failure) values according to the inelastic energy absorption factors was performed. As a conclusion, the inelastic energy absorption factor of NPP containment structure is estimated about 1.5~1.75. It is essential to estimate the nonlinear behavior of structure and its ductility factor correctly for the seismic risk assessment.

Key words : seismic probabilistic risk assessment, non-linear response, inelastic energy absorption factor, seismic margin, HCLPF

1. 서 론

원전 구조물의 내진해석 및 설계는 정해진 기준 및 기준에 따라 수행되며, 이들 기준은 모두 결정론적인 방법에 따라 기술되어 있다. 원전 구조물은 지진 시 안전성 확보를 위하여 입력지진 및 여러 설계단계에서 추가적인 여유나 보수성을 가지게 된다. 설계기준지진 즉, SSE(safe shutdown earthquake) 또는 OBE(operating basis earthquake)의 설정, 지반 및 구조물의 모델링, 응답해석 방법 뿐 아니라 각종 정적 및 동적 하중의 조합에 보수성이 포함되어 있다.

원전 구조물의 설계단계에서 내재된 보수성을 배제하고 실질적인 구조물의 내진성능 평가를 통하여 지진 시 구조물의 안전성을 확보하기 위한 많은 노력을 기울여 왔다. 원전 구조물의 내진 안전성 평가에는 SPRA(Seismic probabilistic risk assessment) 및 SMA(seismic margin assessment) 방법이 많이 사용되어 왔다. 우리나라의 경우 대부분의 발전소에 대하여 SPRA를 수행하여 왔으며, 최근 들어 오래된 원전의

PSR(periodic safety review) 수행을 위해 SMA 방법 적용을 시도하고 있는 실정이다.

SPRA에서는 취약도분석을 반드시 수행하여야 하며 SMA에서는 CDFM(conservative deterministic failure margin) 방법이나 취약도분석을 수행한다. 본 연구에서는 격납건물의 내진성능 평가 결과에 큰 영향을 미치는 비탄성 에너지 흡수계수를 산정하기 위해 기존에 제시된 여러 가지 산정방법을 비교하고, 각각의 방법으로 산정한 격납건물에 대한 비탄성 에너지 흡수계수를 비교하였다. 또한 비탄성에너지 흡수계수의 평가방법에 따라 산정된 HCLPF 값의 변화를 비교하였다.

2. 지진 취약도분석

구조물의 지진취약도 계산에서는 안전계수(factor of safety)로 불리는 일련의 랜덤변수를 이용한다. 설계시의 SSE 수준을 초과하는 중앙값 지반운동 가속도 내력(median seismic capacity)은 안전계수를 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽¹⁾

$$A_m = F \cdot A_{SSE} \quad (1)$$

여기서, A_m 및 A_{SSE} 는 각각 중앙값 지반운동 가속도 내력

* 정회원 · 한국원자력연구소 선임연구원(대표저자 : cik@kaeri.re.kr)

** 정회원 · 한국원자력연구소 책임연구원

본 논문에 대한 토의를 2001년 12월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2001. 5. 29 / 심사종료일 : 2001. 8. 3)

및 SSE 지진하중의 최대지반가속도를 나타낸다. 이 식에서 안전계수 F 를 구조물의 성능 및 응답관련 랜덤변수를 이용하여 다음과 같이 나타낸다.

$$F = F_S F_\mu F_{RS} \quad (2)$$

여기서,

F_S : 구조물의 강도계수

F_μ : 구조물의 비탄성 에너지 흡수계수

F_{RS} : 구조물의 응답관련 계수

또한 안전계수의 불확실성 및 랜덤성에 대한 대수표준편차는 이들 각각의 계수에 대한 대수표준편차를 다음 식과 같이 SRSS(square root of the sum of the squares)로 구한다.

$$\beta_R = [\sum(\beta_r)_i^2]^{1/2} \quad (3)$$

$$\beta_U = [\sum(\beta_u)_i^2]^{1/2} \quad (4)$$

여기서, i 는 성능 및 응답관련 계수를 나타내며 β_r 및 β_u 는 이들 계수 각각의 랜덤성 및 불확실성에 대한 대수표준편차를 나타낸다.

구조물의 내진성능은 취약도곡선 또는 HCLPF(high confidence of low probability of failure) 성능으로 나타낸다. 일반적으로 구조물 및 기기의 개별적인 내진성능을 나타내는 지표로 HCLPF 성능이 사용된다. HCLPF 성능은 95% 신뢰도 수준에서 파괴확률이 5% 이하가 되는 성능으로 다음의 식으로부터 구할 수 있다.

$$HCLPF = A_m \cdot \exp[-1.65(\beta_U + \beta_R)] \quad (5)$$

3. 비탄성에너지 흡수계수의 산정방법

일부 원전구조물의 부재는 안전기능 수행을 위해 탄성범위 내 또는 탄성에 가까운 응답 범위 내에 있어야 한다. 그러나 많은 경우 순수한 탄성해석은 비현실적으로 보수적인 결과를 가져오게 되며 요구되는 설계수준을 줄일 수 있는 충분한 양의 비선형성을 보유하고 있다. 더구나 구조물의 항복은 구조물이 탄성구간에서 거동할 때에 비해 강성이 감소하고 감쇠가 증가함에 따라 구조물에 부착된 기기의 응답을 줄여 준다. 비탄성영역에서의 에너지 흡수는 대부분 소위 연성도 계수(ductility factor)를 사용하여 편리하게 취급하고 있다. 일반적으로 비탄성영역으로 약간 진입하는 경우, 특히 비탄성을 탄소성으로 이상화한 경우 설계응답스펙트럼을 간단히 연성도 계수와 관련된 계수를 이용하여 감소시킨다.

일본 원자력연구소에서는 기존의 SPRA 방법을 개선한 수정응답계수법을 개발한 바 있으며, 그 일환으로 구조물의 비탄성 거동 특성을 비선형 해석을 통하여 직접 평가하는 방법을 개발한 바 있다.⁽²⁾ 본 연구에서는 과거의 SPRA 및

SMA에서 비탄성에너지 흡수계수 산정을 위해 주로 사용되어 온 Newmark 방법⁽³⁾ 및 Riddell-Newmark 방법⁽⁴⁾과 최근 제시된 유효진동수/유효감쇠(effective frequency/effective damping) 방법⁽⁵⁾ 및 effective Riddell-Newmark 방법⁽⁶⁾에 따라 우리나라 원전 격납건물의 비탄성에너지 흡수계수를 산정하였으며, 이들 방법을 사용하기 위한 격납구조물의 시스템 연성도 산정을 동시에 수행하였다.

3.1 Newmark 방법

구조물의 비탄성 구간에서의 에너지 흡수 능력은 보통 연성도계수를 이용하여 취급한다. 일반적으로 연성도 계수는 최대가용변위와 탄성한계내의 유효변위와의 비로 나타낸다. 이들 두 값은 구조물 및 요소의 실제 이력거동을 단자유도의 탄소성모델로 개략화 하여 산정하였다.⁽³⁾ 이 방법에서는 구조물 및 기기의 종류별로 설계에 적합한 연성도 수준을 다음의 표 1과 같이 제시하였다. 이 값 중 작은 값은 축응력의 항복 또는 그 이하에서 좌굴이 발생하는 부재에 사용한다. 또한 Kennedy 등⁽¹⁾은 이들 범위의 값 중 큰 값은 중앙값으로, 작은 값은 $+2\sigma$ 값으로 사용할 수 있음을 제시하였다.

일반적으로 구조물이 비탄성영역에 약간 진입하여 거동하는 경우 그 응답스펙트럼은 연성도계수의 역수로 나타내지는 계수로 감소하게 된다. 연성도계수를 μ 라고 하면 저진동수 및 중진동수 영역에서의 탄성응답스펙트럼(약 1.5Hz 이하)은 가속도가 $1/\mu$ 로 감소하게 된다. 약 2~8Hz 구간의 고진동수 영역에서는 $1/\sqrt{2\mu-1}$ 만큼 감소하게 되며 33Hz 이상에서는 감소가 일어나지 않는다.

표 1 구조물 종류에 따른 연성도

Type of structure	Ductility
Concrete loaded heavily in shear or compression	1.5~2.5
Concrete loaded primarily in flexure	2.0~5.0
Steel loaded primarily in tension	2.5~10.0
Steel loaded primarily in compression	1.5~3.0

3.2 Riddell-Newmark 방법

이 방법에서는 Newmark 방법에서의 마찬가지로 구조물을 단자유도계로 모델링하였으며, 구조물의 비선형 거동을 탄소성모델, bi-linear 모델 및 이력에 따른 강성 저하모델을 사용하였다.⁽⁴⁾ 또한 비선형 거동 함수와 함께 감쇠계수의 크기에 따른 거동특성 분석을 수행하여 감쇠값에 따른 비탄성 에너지 흡수능력의 변화를 고려하였다. 그 결과를 토대로 구조물의 비탄성에너지 흡수계수 산정을 위한 다음의 식을 제시하였다.

$$F_\mu = (p \times \mu - q)^r \quad (6)$$

여기서, F_μ 는 비탄성 에너지 흡수계수를 나타내며, p, q 및

r 은 구조물의 감쇠값, 고유진동수, 부지고유 응답스펙트럼의 형태 등에 따라 결정되는 상수로서 응답스펙트럼의 변위 증폭구간, 속도증폭구간, 가속도증폭구간 및 강체거동구간에 따라 상수값으로 제시되어 있다.⁽⁴⁾ 격납건물과 같은 프리스트레스트 콘크리트 구조물의 경우 항복 후의 감쇠비는 일반적으로 7%를 사용한다.

3.3 유효진동수/유효감쇠 방법

미국 EPRI(electric power research institute)에서는 연성 파괴의 발생이 예상되는 구조물 및 기기의 비탄성에너지 흡수계수를 계산하는 방법으로 유효진동수/유효감쇠 및 effective Riddell-Newmark의 두 가지 개략적인 방법을 제시하고 두 방법에 따라 산정된 비탄성에너지 흡수계수의 평균값을 SPRA에 사용하도록 제시하고 있다.⁽⁷⁾ 이 두 방법의 첫 단계는 중앙값 시스템 연성도(median system ductility) $\check{\mu}$ 를 구하는 것으로 다음의 식으로부터 개략적으로 구할 수 있다.

$$\check{\mu} = \frac{\sum W_i \check{\delta}_{T_i}}{\sum W_i \check{\delta}_e} \quad (7)$$

여기서, W_i 는 각 층의 중량을 나타내며, $\check{\delta}_{T_i}$ 는 각 층의 중앙값 최대변위, $\check{\delta}_e$ 는 가장 취약한 층에서 항복에 도달할 때의 각 층의 중앙값 탄성변위를 나타낸다.

Diablo Canyon 원전의 터빈건물에 대한 지진 취약도해석에서의 결과⁽⁸⁾를 바탕으로 표 2와 같이 콘크리트 구조물의 중앙값 층간 최대변위를 제시하였으며, 이는 Diablo Canyon SPRA에 사용되었다.⁽⁷⁾

표 2 콘크리트 구조물의 종류에 따른 중앙값 층간변위(median drift)

Structure type	Median drift	β_r	β_u
Shear walls Safety-related equipment attached	0.005	0.15	0.30
No safety-related equipment attached	0.007	0.15	0.30
Containment shell	0.0075	0.15	0.30

유효진동수/유효감쇠 방법에서는 응답 스펙트럼 형상, 콘크리트 구조물의 강성저하에 따른 진동수 이동 및 콘크리트 전단벽 파괴 특성인 핀칭효과(pinching effect)를 직접 고려한다.⁽⁵⁾ 첫 번째 단계는 먼저 절분 진동수(secant frequency)와 탄성 진동수(elastic frequency)의 비 f_s/f 를 다음의 식을 이용하여 구하는 것이다.

$$\frac{f_s}{f} = \sqrt{\frac{K_s}{K}} \quad (8)$$

여기서 K 및 K_s 는 각각 탄성한계에서의 강성 및 절분 강성(secant stiffness)을 나타낸다. 두 강성의 비는 다음의 식을 이용하여 산정한다.

$$\frac{K_s}{K} = \frac{1 + s(\mu - 1)}{\mu} \quad (9)$$

여기서 s 는 구조요소의 항복 후 강성과 탄성 범위 내에서의 강성의 비를 나타낸다(그림 4 참조).

다음 단계는 유효진동수와 탄성진동수의 비 f_e/f 를 구한다. 여기서 f_e 는 절분 진동수 및 탄성 진동수를 가중 평균한 것이다.

$$\frac{f_e}{f} = (1 - A) + A \left(\frac{f_s}{f} \right) \quad (10)$$

여기서 $A = C_F \left(\frac{1 - f_s}{f} \right) \leq 0.85$ 이다. 지속시간 1초 이상의 강지진동에 대해서는 C_F 값을 대략 2.3이 된다.

유효감쇠비 β_e 는 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$\beta_e = \left(\frac{f_s/f}{f_e/f} \right)^2 (\beta + \beta_h) \quad (11)$$

여기서 β 는 전단벽 구조물의 탄성감쇠비, β_h 는 핀칭이력 감쇠 $\left(\approx 0.11 \left(\frac{1 - f_s}{f} \right) \right)$ 를 나타낸다. 일단 f_e 및 β_e 가 구해지면 건물의 지반입력으로부터 각각의 진동수 및 감쇠값에 따른 스펙트럴가속도 $S_A(f_e, \beta_e)$ 및 $S_A(f, \beta)$ 를 구하고 이로부터 비탄성 에너지 흡수계수 F_μ 를 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$F_\mu = \left(\frac{f_e/f}{f_s/f} \right)^2 \frac{S_A(f, \beta)}{S_A(f_e, \beta_e)} \quad (12)$$

3.4 Effective Riddell-Newmark method

SPRA에서는 F_μ 값을 얻기 위해 일반적으로 Riddell-Newmark 방법을 사용하여 왔다. 이 방법은 사용하기 매우 쉬우나 전단벽의 이력거동에 대해 보수적이지 않으며 특히 지반운동의 지속시간이 긴 경우 보수적이지 않음을 NUREG/CR-3805⁽⁹⁾에서 지적하고 있다. 또한 Riddell-Newmark 방법에서는 예측치 대 실제 F_μ 값의 변동계수가 유효진동수/유효감쇠 방법에 비해 약 2배 크게 나타난다. 그러나 이 방법의 수정을 통하여 합리적인 값을 얻을 수 있다.

Effective Riddell-Newmark 방법에서 구조물의 시스템 연성도를 구하는 절차는 앞서 기술한 유효진동수/유효감쇠 방법과 동일하다. Effective Riddell-Newmark 방법에서 비탄성에너지 흡수계수를 구하기 위한 첫 번째 단계는 이상화된 bi-linear 거동에 대한 항복 후 거동의 수정을 포함하는 F'_μ 를 산정한다. 이때 지속시간 및 이력곡선에서의 핀칭의 영향에 대한 보정은 이루어지지 않은 상태이다. F'_μ 는 다음의 식을 이용하여 산정할 수 있다.⁽⁶⁾

$$F'_\mu = \text{Max} [F_{\mu 1}, F_{\mu 2}] \quad (13)$$

$$F_{\mu 1} = \text{Min} [F_{\mu 3}, F_{\mu 4}] \quad (14)$$

여기서 $F_{\mu 2}$, $F_{\mu 3}$ 및 $F_{\mu 4}$ 는 입력응답스펙트럼의 진동수범위에 따른 것으로, 각 진동수 범위에 따른 산정 식은 다음과 같다.

$$F_{\mu 4} = \frac{S_A(f, \beta)}{\text{pga}} \mu'^{\alpha} \quad (\text{Rigid range}) \quad (15)$$

$$F_{\mu 3} = [(q_a + 1)\mu' - q_a]^{r_a} \quad (\text{Amplified acceleration range}) \quad (16)$$

$$F_{\mu 2} = C_F [q_v + 1)\mu' - q_v]^{r_v} \quad (\text{Amplified velocity range}) \quad (17)$$

여기서, α 는 구조물의 감쇠값에 따른 상수로 2-5%에서는 0.10, 7%의 감쇠값을 갖는 경우에는 0.11, 10% 감쇠값을 갖는 경우에는 0.13이다. 또한 pga는 침두지반 가속도를 나타낸다. r_a , r_v , q_a , q_v 및 C_F 는 다음의 식으로부터 구할 수 있다.

$$r_a = 0.48\beta^{-0.08} \quad (18)$$

$$r_v = 0.66\beta^{-0.04} \quad (19)$$

$$q_a = 3.0\beta^{-0.30} \quad (20)$$

$$q_v = 2.7\beta^{-0.40} \quad (21)$$

$$C_F = f_K/f \quad \text{when } f_K/f < 1.0 \quad (22)$$

$$= 1.0 \quad \text{when } f_K/f \geq 1.0$$

여기서, f_K 는 스펙트럴 가속도 증폭구간과 스펙트럴 속도 증폭구간 사이의 너클(knuckle) 진동수이다. r_a , r_v , q_a 및 q_v 계산 시 탄성 감쇠 β 는 % 값을 사용한다. 위의 식에서 사용

된 유효 μ' 는 전단벽의 bi-linear 하중-변위 곡선에서 항복 후 강성을 반영하기 위해 시스템 연성도를 수정한 것이다. μ' 는 다음의 식으로 나타난다.

$$\mu' = 0.5 + \frac{(\mu - 1)(1 + R) + 1}{2R^2} \quad (23)$$

여기서 $R = 1 + s(\mu - 1)$ 이며, s 는 탄성강성에 대한 항복 후 강성의 비를 나타낸다. 최종적으로 F_{μ} 는 긴 지속시간 및 콘크리트 전단벽의 핀칭 현상을 고려한 이력거동의 영향을 반영한 F_{μ} 를 얻기 위해 다음의 식으로 보정한다.

$$F_{\mu} = 1 + C_D(F_{\mu} - 1) \quad (24)$$

여기서 C_D 는 입력지진의 지속시간을 고려하기 위한 계수로써 긴 지속시간을 가진 지진의 경우 0.6이며, 작은 규모와 짧은 지속시간을 가진 지진의 경우 1.0에 가까워진다.

4. 원전 격납건물의 비탄성에너지 흡수계수 평가

4.1 연성도에 따른 비탄성에너지 흡수계수 변화

원전 격납건물의 내진성능 평가에 사용되는 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수를 연성도의 변화에 따라 앞서 기술한 각종 방법을 이용하여 산정하고 그 결과를 비교하였다. Newmark 방법 및 Riddell-Newmark 방법에서는 격납건물의 유효 연성도(effective ductility)의 변화에 따른 비탄성 에너지 흡수계수를 비교하였으며(그림 1), effective frequency/damping 방법 및 effective Riddell-Newmark 방법에서는 격납건물의 시스템 연성도(system ductility) 변화에 따른 비탄성에너지 흡수계수의 변화를 비교하였다(그림 2). 이때 설계응답 스펙트럼으로는 NUREC/CR-0098⁽⁹⁾의 중앙값 스펙

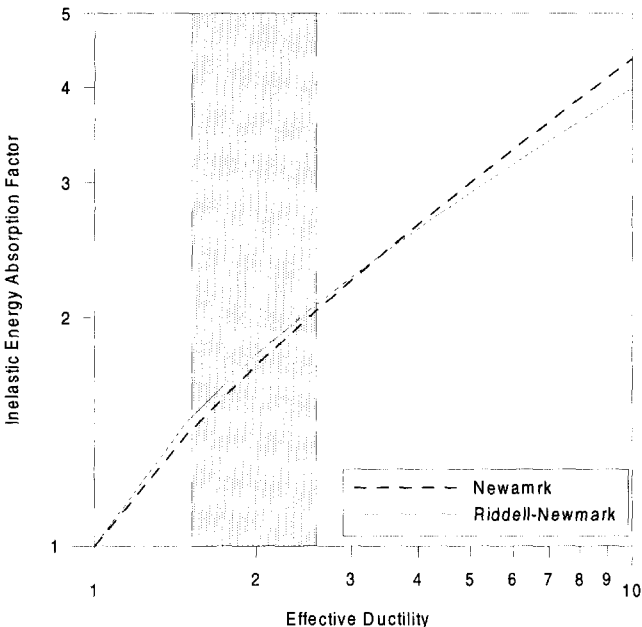


그림 1 유효 연성도에 따른 비탄성 에너지 흡수계수의 변화

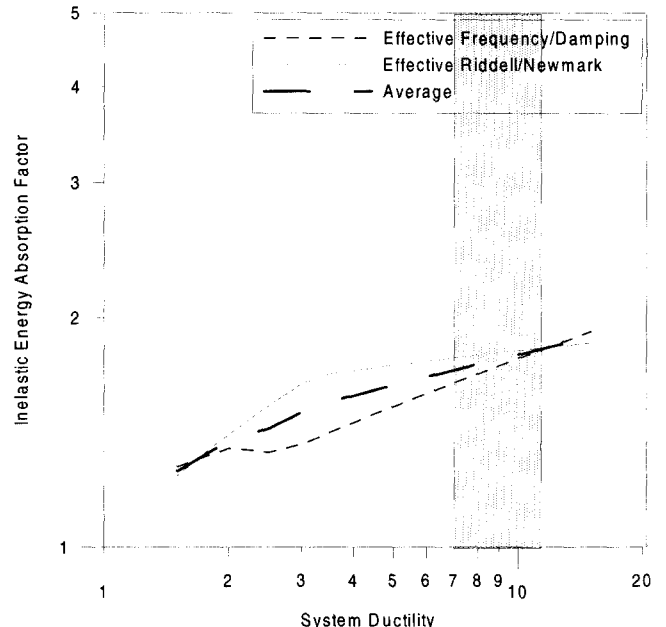


그림 2 시스템연성도에 따른 비탄성에너지 흡수계수의 변화

트럼을 사용하였다. 그림에서 칠해진 부분은 일반적으로 격납건물의 연성도가 존재하는 구간을 나타낸다. 그림 1에서 보는 바와 같이 격납건물의 유효 연성도에 따른 비탄성 에너지 흡수계수는 Newmark 방법에 의한 방법이 Riddell-Newmark 방법에 비해 약간 크게 나타났다. 유효진동수/유효감쇠 방법 및 effective Newmark-Riddell 방법에 의한 비탄성 에너지 흡수계수는 전반적으로 effective Newmark-Riddell 방법에 의한 값이 크게 나타났다. 또한 이들 그림에서 보는 바와 같이 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수는 격납건물의 유효 연성도 및 시스템 연성도 변화에 따라 그 차가 매우 크게 발생하였다. 따라서 격납건물의 내진성능을 정확하게 평가하기 위해서는 무엇보다 각 방법에 따라 유효연성도, 시스템 연성도 및 층연성도를 정확하게 산정하여야 한다.

4.2 원전 격납건물의 시스템 연성도 평가

우리나라 원전의 지진 취약도 평가에서는 원전 격납건물의 연성도를 평가하지 않고 일반적으로 문헌상에 제시된 시스템 연성도 또는 유효 연성도를 이용하여 개략적으로 수행하였다.⁽¹⁰⁾ 이와 같이 일반적으로 제시된 값을 사용할 경우 우리나라 원전 격납건물의 연성도를 정확하게 반영하지 못함으로 인해 그 불확실성이 매우 커지며, 경우에 따라서는 비보수적인 결과를 가져올 수 있다. 또한 격납건물의 내진 여유도 평가에서도 비탄성에너지 흡수계수의 영향이 매우 크며 이를 정확히 산정하는 것이 중요하다는 사실이 지적된 바 있다.⁽¹⁰⁾ 따라서 본 연구에서는 기존 설계자료를 이용하여 우리나라 원전 격납건물의 연성도를 산정하고 그에 따른 비탄성 에너지 흡수계수의 변화 및 HCLPF 성능의 변화를 비교하였다.

우리나라 표준 원자력발전소 격납건물의 지진취약도 평가를 위한 비탄성 에너지 흡수계수를 유효진동수/유효감쇠 방법과 effective Riddell-Newmark 방법으로 산정하기 위해서는 앞서 기술한 식 (7)에 의해 격납건물의 시스템 연성도를 산정하여야 한다. 본 연구에서는 설계 시의 해석결과를 이용하여 여러 가지 방법으로 시스템 연성도를 구하고 이를 비교하였다.

4.2.1 원전 격납건물의 개요 및 설계해석 결과

우리나라 표준 원전 격납건물은 실린더형 벽체와 반구형 돔으로 구성된 프리스트레스트 철근 콘크리트 구조물로 되어 있다. 격납건물 실린더의 내부 반경은 21.95m(72ft)이며, 벽체 두께는 실린더 부분은 1.22m(4ft), 돔 부분은 1.07m(3.5ft)로 되어 있다. 격납건물의 단면도 및 내진해석 모델을 그림 3에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 지진해석을 위한 격납건물 모델은 집중질량 모델을 사용하였으며 응답스펙트럼 해석법을 이용하여 격납건물의 응답을 산정하였다. 격납건물의 설계를 위한 해석에서는 선형탄성모델을 이용한 응답

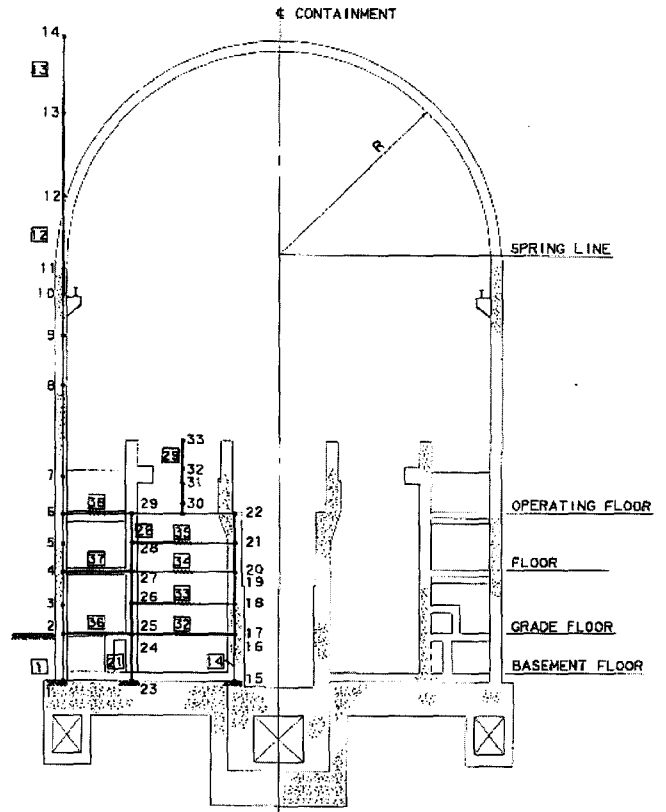


그림 3 원전 격납건물 지진해석 모델⁽¹¹⁾

스펙트럼 해석법을 사용하며, 격납건물 내부 기기의 입력으로 사용되는 층응답스펙트럼 작성을 위해서는 선형 시간이력해석 방법을 사용한다. 응답스펙트럼 해석에는 DYNAS 프로그램이 사용되었다. 설계 시의 입력지진으로는 US NRC의 Regulatory guide 1.60 스펙트럼을 사용하였다. 설계지진의 크기는 0.2g의 SSE 및 0.1g의 OBE에 대하여 설계해석을 수행하였다.⁽¹¹⁾

격납건물의 동적해석 결과 격납건물의 수평 고유진동수는 4.56Hz, 수직 고유진동수는 12.17Hz로 나타났으며, 해석에 사용된 격납건물 모델의 제원 및 수평 SSE에 대한 해석결과를 표 3에 나타내었다.⁽¹¹⁾

표 3 격납건물 해석모델 제원 및 해석결과

Node No.	Height(m)	Weight(kN)	Lateral Displ.(cm)	Shear Force(kN)
1	0.00	10539.53	0.000	106873.87
2	5.18	18782.67	0.056	105771.28
3	8.53	13642.26	0.099	104425.59
4	11.89	16169.35	0.142	102191.62
5	14.94	12402.06	0.185	100028.15
6	17.98	13019.94	0.229	97430.43
7	21.34	20461.17	0.279	92018.96
8	28.04	35343.64	0.386	80745.58
9	38.71	27902.41	0.556	67870.19
10	41.76	19656.59	0.602	58195.30
11	44.81	19714.38	0.648	47852.21
12	52.43	27035.60	0.770	30538.09
13	60.05	27035.60	0.879	10100.60
14	65.84	12179.80	0.947	

4.2.2 층연성도를 이용한 시스템 연성도 평가

격납건물에 지진하중이 작용할 경우 격납건물의 파괴모드는 일반적으로 벽체의 전단파괴로 나타나며, 가장 취약부위는 벽체 하단부가 된다.⁽¹²⁾ 격납건물의 중앙값 층간변형율은 표 2에서 제시된 0.0075를 사용하였으며 취약부위인 하단부에서의 변위를 이용하여 다음의 식에 따라 층연성도를 산정한다.

$$\mu_s = \frac{\delta_T}{\delta_Y} \tag{25}$$

여기서, δ_T 는 중앙값 변위, δ_Y 는 항복변위를 나타낸다. 이때 δ_Y 는 격납건물이 탄소성 거동을 하는 것으로 가정하여 지진해석 결과 산출된 전단응력과 접선전단강도의 비를 이용하여 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$\delta_Y = \delta \cdot \frac{V_U}{V_R} \tag{26}$$

여기서, δ 는 SSE 하중 하에서의 변위를 나타내며, V_U 및 V_R 은 각각 SSE 작용시의 전단응력과 접선 전단강도를 나타낸다.

ASME section III division 2(13)에서는 철근 콘크리트 격납구조물의 접선전단강도는 0으로 보며 프리스트레스트 격납건물의 접선전단강도는 다음과 같이 규정하고 있다.

$$V_U = 4\sqrt{f'_c}bt \sqrt{1 + \left[\frac{\sigma_m + \sigma_h}{4\sqrt{f'_c}} \right] + \left[\frac{\sigma_m\sigma_h}{(4\sqrt{f'_c})^2} \right]} \tag{27}$$

여기서, f'_c 는 콘크리트 압축강도, b 는 벽체의 단위길이, t 는 벽체의 두께, σ_m 및 σ_h 는 각각 수직(meridional) 및 수평(hoop) 방향의 막응력(membrane stress)을 나타내며 압축응력이 +가 된다. 그러나 우리나라 표준 원전 격납건물의 경우 ASME code에서 규정하고 있는 최소 프리스트레싱을 만족하지 못하므로 설계 시에는 콘크리트의 접선전단강성은 무시한다. 그러나 실제 콘크리트의 접선전단 강성은 분명히 존재하고 있으며 이를 반영하기 위해 일반적으로 SPRA에서는 Ogaki 등^{(14),(15)}이 실험을 통하여 제시한 값을 사용하여 왔다. Ogaki 등이 제시한 프리스트레스트 격납건물의 접선전단강도는 다음의 식으로 구한다.

$$V_U = \frac{v_U \cdot \pi \cdot D_c \cdot t_w}{\alpha} \tag{28}$$

여기서 v_U 는 극한전단강도를 나타내며, $\pi D_c t_w / \alpha$ 는 유효전단면적을 나타낸다. D_c 및 t_w 는 각각 벽체 중앙까지의 직경 및 벽체의 두께를 나타낸다. 또한 α 는 전체 단면적을 유효전단면적으로 변환하기 위한 계수를 나타낸다. 위의 식 (28)에서 극한전단강도 v_U 는 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$v_U = 0.8\sqrt{f'_c} + (\rho\sigma_y)_{AVER} \tag{29}$$

여기서, v_U 및 f'_c 의 단위는 psi이다. $(\rho\sigma_y)_{AVER}$ 는 수평 및 수직방향의 유효철근비와 항복응력을 곱한 값의 평균으로 격납건물의 극한전단강도 중 철근 및 프리스트레싱 텐돈 등이 부담하는 부분을 나타내며 다음의 식 (30)을 이용하여 산정한다. 따라서 v_U 는 다음의 식 (29)와 (30)을 이용하여 산정할 수 있으며, 단 식 (31)에 의한 값을 넘지 않아야 한다.

$$(\rho\sigma_y)_{AVER} = \frac{(\rho_h + \rho_m)}{2} f_y + \frac{(\rho_{ph} + \rho_{pm})}{2} f_{py} + \frac{(\sigma_h + \sigma_m)}{2} \tag{30}$$

$$v_U = 21.1\sqrt{f'_c} \tag{31}$$

여기서, ρ_m 및 ρ_h 는 각각 수직 및 수평방향의 철근비를 나타내며, ρ_{pm} 및 ρ_{ph} 는 각각 수직 및 수평방향의 텐돈비를 나타낸다. 또한 f_y 및 f_{py} 는 각각 철근 및 텐돈의 항복강도를 나타내며, σ_m 및 σ_h 는 각각 사하중, 내압 등에 의해 발생된 수직방향 및 수평방향의 응력을 나타낸다. 식 (31)에서 v_U 및 f'_c 의 단위는 psi이다.

이상과 같은 식들을 이용하여 층 연성도를 구한 후 다음의 식을 이용하여 시스템 연성도를 구할 수 있다.

$$\mu \approx 1 + F_K(\mu_s - 1) \tag{32}$$

여기서, F_K 는 층 연성도를 시스템 연성도로 변환하기 위한 변환계수(knockdown factor)로 0.5~0.75의 값을 갖는다.

이상과 같은 방법으로 우리나라 표준원전 격납건물의 층연성도 및 시스템 연성도를 산정한 결과 층 연성도는 8.7로 나타났으며 시스템 연성도는 F_K 의 크기에 따라 4.8~6.8로 나타났다.

4.2.3 탄소성 모델을 이용한 시스템 연성도 평가

앞서 기술한 취약부위에서의 변위를 기준으로 산정한 층연성도로부터 시스템 연성도를 산정하는 방법에 비해 보다 정확한 시스템 연성도를 산정하기 위해 각 층의 변위응답과 식 (7)을 이용하여 시스템 연성도를 산정할 수 있다. 이때 각 층에서의 항복변위는 각 층에서의 성능/요건비 (V_U/V_R)를 산정하고 이 값들 중에서 최소값을 각 층의 변위에 곱하여 보수적으로 산정한다. 이때 접선전단강도 V_U 는 층연성도 산정에서와 마찬가지로 Ogaki 등^{(14),(15)}에 의해 제시된 값을 사용한다. 또한 성능/요건비의 산정에서도 앞서서와 마찬가지로 격납건물의 거동을 탄소성으로 가정하였다.

변위응답을 이용한 시스템 연성도 평가에 사용한 데이터 및 계산결과를 표 4에 나타내었다. 표에서 보는 바와 같이 이 방법을 사용하여 원전 격납건물의 시스템 연성도를 산정한 결과 $\mu=6.6$ 으로 나타나 층 연성도를 이용한 방법에서 산정된 값의 최대치에 근접한 값을 보여주고 있다.

표 4 탄소성 모델을 이용한 격납건물의 시스템 연성도 평가

El. No.	H(m)	W(kN)	Lateral Displ. (cm)	Shear (kN)	Capacity/Demand	δ_Y (cm)	δ_T (cm)	$W \cdot \delta_Y$	$W \cdot \delta_T$
1	5.18	18782.67	0.056	1.07E5	8.01	4.48E-1	3.89E+0	8.41E3	7.30E4
2	3.35	13642.26	0.099	1.06E5	8.09	7.93E-1	6.40E+0	1.08E4	8.73E4
3	3.35	16169.35	0.142	1.04E5	8.19	1.14E+0	8.92E+0	1.84E4	1.44E5
4	3.05	12402.06	0.185	1.02E5	8.37	1.49E+0	1.12E+1	1.84E4	1.39E5
5	3.05	13019.94	0.229	1.00E5	8.55	1.83E+0	1.35E+1	2.38E4	1.76E5
6	3.35	20461.17	0.279	9.74E4	8.78	2.24E+0	1.60E+1	4.58E4	3.27E5
7	6.71	35343.64	0.386	9.23E4	9.27	3.09E+0	2.10E+1	1.09E5	7.43E5
8	10.67	27092.41	0.556	8.07E4	10.6	4.46E+0	2.90E+1	1.24E5	8.10E5
9	3.05	19656.59	0.602	6.79E4	12.6	4.82E+0	3.13E+1	9.48E4	6.16E5
10	3.05	19714.38	0.648	5.82E4	14.7	5.19E+0	3.36E+1	1.02E5	6.62E5
11	7.62	27035.60	0.770	4.78E4	17.9	6.16E+0	3.93E+1	1.67E5	1.06E6
12	7.62	27035.60	0.879	3.05E4	28.0	7.04E+0	4.50E+1	1.90E5	1.22E6
13	5.79	12179.80	0.947	1.01E4	84.7	7.59E+0	4.94E+1	4.94E4	6.01E5

4.2.4 Bi-linear 모델을 이용한 시스템 연성도 평가

전단응력을 이용하여 시스템 연성도를 평가하기 위해서는 격납건물의 전단하중-변위 곡선이 필요하다. 우리나라 원전 격납건물의 비선형 전단거동에 대한 자료가 없어 본 연구에서는 격납건물의 극한강도를 Ogaki 등에 의해 제시된 접선전단강도로 설정하고, 항복강도는 ASME code에서 제시된 식 (27)의 최소값 즉 $4\sqrt{f'_c}$ 로 가정하여 계산을 수행하였다. 항복변위를 추정하기 위해 탄성한계 내에서의 강성도를 벽체의 전단강성과 휨강성을 산정하여 두 강성을 조합하여 산정하였다. 즉,

$$\bar{K}_s = \frac{\bar{F}_s \cdot A_s \cdot \bar{G}}{h_w} \quad (33)$$

$$\bar{K}_f = \bar{F}_s \frac{12EI}{h_w^3} \quad (34)$$

$$\bar{K} = \frac{\bar{K}_s \cdot \bar{K}_f}{\bar{K}_s + \bar{K}_f} \quad (35)$$

여기서 \bar{K}_s , \bar{K}_f 는 각각 격납건물 벽체의 중앙값 전단강성 및 휨강성을 나타내며, h_w 는 벽체의 높이를 나타낸다. \bar{F}_s 는 중앙값 강성계수로 0.7을 사용하였으며⁽⁷⁾, E 및 G 는 각각 중앙값 탄성계수 및 전단탄성계수를 나타낸다. 또한 A_s 는 전단단면적을 나타내며 \bar{K} 는 조합된 중앙값 강성을 나타낸다.

이와 같이 격납건물의 전단하중-변위곡선을 bi-linear 모델로 가정하고(그림 4 참조), 식 (7)을 이용하여 격납건물의 시스템 연성도를 평가하였다. 표 5에 계산에 사용된 값 및 계산결과를 나타내었다. 표에서 보는 바와 같이 전단응력 및 모드형상을 기준으로 산정한 항복변위를 이용하여 산정한 격납건물의 시스템 연성도는 8.3으로 나타났다. Bi-linear 모델을 이용하여 산정한 격납건물의 시스템 연성도는 총 연성

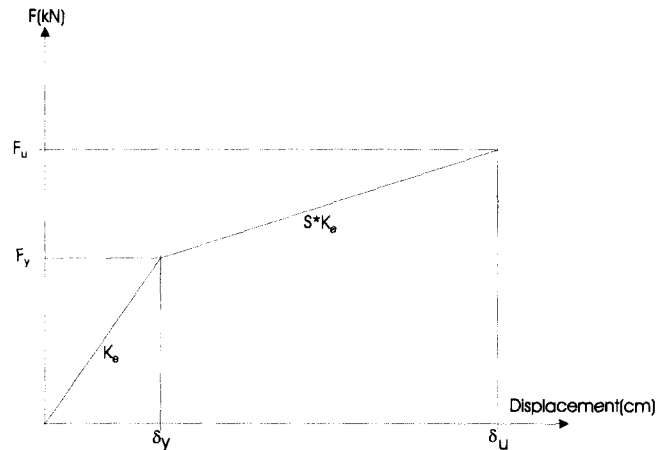


그림 4 격납건물의 전단거동에 대한 bi-linear 모델

도나 탄소성모델을 이용하여 산정한 시스템 연성도보다 큰 값을 보여주고 있다.

4.3 격납건물 비탄성 에너지 흡수계수 평가

4.3.1 비탄성 에너지 흡수계수 평가

앞 절에서는 여러 가지 방법으로 격납건물의 시스템 연성도를 산정하였다. 이를 이용하여 앞서 기술한 각종 방법을 이용하여 SPRA에 직접 사용되는 비탄성 에너지 흡수계수를 산정하였다. Riddell-Newmark 방법에서는 SPRA 수행 시 적절한 값으로 제시된 2.5를 격납건물의 시스템 연성도로 사용하였으며, 유효진동수/유효감쇠 방법 및 effective Riddell-Newmark 방법에서는 4.2에서 산정한 시스템 연성도를 이용하여 비탄성 에너지 흡수계수를 산정하였다.

표 6에서 보는 바와 같이 비탄성 에너지 흡수계수 F_μ 는 Riddell-Newmark 방법 및 기존의 영광 5&6호기 격납건물에 적용한 방법에서 비교적 큰 값을 보여주고 있으며 유효진동수/유효감쇠 방법에서는 비교적 보수적인 결과를 보여

표 5 Bi-linear 모델을 이용한 격납건물의 시스템 연성도 평가

El. No.	H(m)	W(kN)	Mode Shape	Stiffness (kN/cm)	δ_Y (cm)	δ_T (cm)	$W \cdot \delta_Y$	$W \cdot \delta_T$
1	5.18	18782.67	0.0589	1.24E6	1.31E-1	3.89E0	2.47E3	7.30E4
2	3.35	13642.26	0.1021	1.91E6	2.28E-1	4.39E0	3.11E3	6.00E4
3	3.35	16169.35	0.1488	1.91E6	3.32E-1	4.94E0	5.36E3	7.99E4
4	3.05	12402.06	0.1937	2.10E6	4.32E-1	5.47E0	5.36E3	6.79E4
5	3.05	13019.94	0.2407	2.10E6	5.37E-1	6.02E0	6.99E3	7.84E4
6	3.35	20461.17	0.2943	1.91E6	6.56E-1	6.66E0	1.34E4	1.36E5
7	6.71	35343.64	0.4060	9.54E5	9.05E-1	7.97E0	3.20E4	2.82E5
8	10.67	27092.41	0.5873	5.97E5	1.31E+0	1.01E1	3.65E4	2.82E5
9	3.05	19656.59	0.6376	2.10E6	1.42E+0	1.07E1	2.79E4	2.10E5
10	3.05	19714.38	0.6857	2.10E6	1.53E+0	1.13E1	3.01E4	2.22E5
11	7.62	27035.60	0.8151	8.37E5	1.82E+0	1.28E1	4.91E4	3.46E5
12	7.62	27035.60	0.9289	8.36E5	2.07E+0	1.41E1	5.60E4	3.82E5
13	5.79	12179.80	1.0000	1.10E6	2.23E+0	1.85E1	2.72E4	2.25E5

표 6 산정방법에 따른 비탄성에너지 흡수계수 비교

		μ	F_μ	β_r	β_u	비고
Yonggwang unit 5&6		5	2.14	0.230	0.172	
Riddell-Newmark		2.5	2.04	0.214	0.160	
Effective frequency/ Effective damping	Story ductility	4.8~6.8	1.55~1.66	0.031~0.032	0.055~0.066	Elasto-plastic
	Elasto-plastic	6.6	1.65	0.032	0.065	Elasto-plastic
	Bi-linear	8.3	1.50	0.030	0.050	s=0.15
	YG 5&6*	5	1.56	0.031	0.056	Elasto-plastic
Effective Riddell-Newmark	Story ductility	4.8~6.8	2.02~2.30	0.036~0.040	0.102~0.130	Elasto-plastic
	Elasto-plastic	6.6	2.27	0.039	0.127	Elasto-plastic
	Bi-linear	8.3	1.72	0.033	0.072	s=0.15
	YG 5&6*	5	2.05	0.037	0.105	Elasto-plastic
Average	Story ductility	4.8~6.8	1.79~1.98	0.033~0.036	0.079~0.098	Elasto-plastic
	Elasto-plastic	6.6	1.96	0.036	0.096	Elasto-plastic
	Bi-linear	8.3	1.61	0.031	0.061	s=0.15
	YG 5&6*	5	1.81	0.034	0.081	Elasto-plastic

* 기존의 영광 5&6호기 격납건물 비탄성에너지 흡수계수 산정 시 가정한 연성도⁽¹¹⁾를 이용한 경우

주고 있다. 또한 effective Riddell-Newmark 방법의 경우에는 탄소성 모델을 이용하여 시스템 연성도를 구한 경우 F_μ 가 비교적 크게 나타났으며 bi-linear 모델을 사용한 경우 비교적 작은 값을 보여주고 있다. 항복 후 강성이 존재하는 bi-linear 모델의 경우 탄소성 모델에 비해 소산에너지량이 작아지기 때문에 비탄성에너지 흡수계수가 감소함을 알 수 있다. 그러나 유효진동수/유효감쇠 방법에서는 그 영향이 크지 않은 것으로 나타났다. 또한 유효진동수/유효감쇠 방법에 의한 값이 effective Riddell-Newmark 방법에 의한 값보다 더 보수적인 결과를 보여주고 있다. 영광 5&6호기 SPRA에 사용된 시스템 연성도를 이용하여 산정한 결과 F_μ 값에 있어 영광 5&6 호기 SPRA에서의 F_μ 에 비해 약간 보수적으로 나타났다. 또한 표에서 보는바와 같이 EPRI TR-103959⁽⁷⁾에서 제시하고 있는 평균을 사용할 경우 비교적 합

리적인 결과를 주는 것으로 나타났다.

최근 수행된 기존 원전 구조물의 내진성능 재평가에서 사용된 F_μ 값은 콘크리트 전단벽의 경우 1.5~1.75의 범위에 있는 것으로 조사되었다.⁽¹⁶⁾ 따라서 본 연구에서 평가한 bi-linear 모델을 이용한 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수는 비교적 합리적인 것으로 판단된다.

4.3.2 비탄성 에너지 흡수계수 산정방법에 따른 HCLPF의 변화

비탄성 에너지 흡수계수 산정방법에 따른 HCLPF 값의 변화를 고찰하기 위해 각각의 방법에 따른 HCLPF 값을 산정하였다. 비탄성 에너지 흡수계수를 제외한 나머지 응답 및 성능 관련 계수와 이들의 랜덤성 및 불확실성에 대한 대수 표준편차는 영광 5&6호기의 격납건물 취약도분석⁽¹⁰⁾에 사용한 데이터를 사용하였다(표 7).

표 7 성능 및 응답 관련 중앙값 계수 및 대수표준편차

Factor	F	β_r	β_u
Strength	7.47	-	0.21
Spectral shape	1.25	0.22	0.05
Damping	1.0	0.06	0.06
Modeling	1.0	-	0.17
Modal combination	1.0	0.05	-
Earthquake component combination	1.0	0.05	-
Soil-structure interaction	1.0	0.0	0.0
Horizontal earthquake direction	0.9	0.0	-

비탄성 에너지 흡수계수에서의 불확실성 및 랜덤성에 대한 대수표준편차는 각각의 경우에 대해 표 6에 나타내었다. Riddell-Newmark 방법에서의 대수표준편차는 비탄성에너지 흡수계수가 1.1 보다 작을 확률이 1%라는 가정으로부터 복합 대수표준편차를 구하고, 이 값의 80% 및 60%를 각각 랜덤성 및 불확실성에 관련된 값으로 하여 산정하였다.⁽¹⁷⁾ 나머지 방법에서의 대수표준편차는 다음의 식을 이용하여 구하였다.⁽⁷⁾

$$\beta_r = 0.4[0.06 + 0.03(\check{F}_\mu - 1)] \quad (36)$$

$$\beta_u = C_U(\check{F}_\mu - 1) \quad (37)$$

여기서 C_U 는 대략 0.05~0.20의 범위에 있으며 본 연구에서는 0.1을 사용하였다.

표 8에 각각의 비탄성에너지 흡수계수 및 이에 대한 랜덤성 및 불확실성에 대한 대수표준편차를 적용하여 HCLPF 값을 산정하여 나타내었다. 표에서 보는바와 같이 HCLPF 값이 1.09~1.61g로 그 차이가 매우 크게 나타났다. Bi-linear 모델에 유효진동수/유효감쇠 방법으로 산정한 경우 1.09로 가장 작게 나타났으며, 층 연성도의 최대치를 적용하여 effective

Riddell-Newmark 방법으로 산정한 경우 1.61로 최대치가 나타나 그 차이가 0.52g에 달했다.

또한 표에서 보는 바와 같이 HCLPF 값은 앞의 표 8에서의 F_μ 와 유사한 경향을 보여주고 있으나, 기존의 영광 5&6 호기에 적용한 방법이나 Riddell-Newmark 방법을 적용한 경우의 HCLPF 값이 유효진동수/유효감쇠 방법에 의한 HCLPF 값과 큰 차이를 나타내고 있지는 않다. 이는 기존의 두 방법에서 적용된 랜덤성 및 불확실성에 대한 대수표준편차가 상대적으로 커서 HCLPF 값이 작아지기 때문이다.

이상의 결과를 종합해 볼 때 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수의 평가에는 격납건물의 비선형 거동특성을 반영하여 EPRI에서 제시하고 있는 평균값을 사용하는 것이 바람직하며 비교적 보수적이고 합리적인 결과를 주는 것으로 나타났다.

5. 결 론

본 연구에서는 SPRA 및 SMA 수행 시 HCLPF 값에 지배적인 영향을 미치는 비탄성에너지 흡수계수 산정방법들을 비교, 분석함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 과거에 주로 사용되어온 Newmark 방법이나 Riddell-Newmark 방법은 비교적 비보수적인 결과를 주는 것으로 나타났으며, 보다 정확한 비탄성에너지 흡수계수의 산정을 위해서는 원전 구조물의 비선형 거동 특성 규명 및 이를 이용하여 연성도를 정확히 평가하는 것이 선행되어야 한다.
- EPRI에서 추천하고 있는 두 방법은 구조물의 국부적인 비선형 거동특성 및 감쇠특성을 반영한 방법으로서 이를 이용하면 비교적 합리적인 비탄성에너지 흡수계수의 산정이 가능하며 특히 비탄성에너지 흡수계수와 관련된 불확실성 및 랜덤성에 대한 대수표준편차를 크게 줄일 수 있다. 또한 이 두 방법에 의해 산정된 값의 평균을 사용함으로써

표 8 비탄성에너지 흡수계수 산정방법에 따른 HCLPF 성능

		F_μ	β_r	β_u	HCLPF(g)
Yonggwang unit 5&6		2.14	0.230	0.172	1.260
Riddell-Newmark		2.04	0.214	0.160	1.233
Effective frequency/ Effective damping	Story ductility	1.55~1.66	0.031~0.032	0.055~0.066	1.120~1.195
	Elasto-plastic	1.65	0.032	0.065	1.188
	Bi-linear	1.50	0.030	0.050	1.085
	Yonggwang 5&6	1.56	0.031	0.056	1.127
Effective Riddell-Newmark	Story ductility	2.02~2.30	0.036~0.040	0.102~0.130	1.432~1.605
	Elasto-plastic	2.27	0.039	0.127	1.587
	Bi-linear	1.72	0.033	0.072	1.236
	Yonggwang 5&6	2.05	0.037	0.105	1.451
Average	Story ductility	1.79~1.98	0.033~0.036	0.079~0.098	1.283~1.407
	Elasto-plastic	1.96	0.036	0.096	1.394
	Bi-linear	1.61	0.031	0.061	1.161
	Yonggwang 5&6	1.81	0.034	0.081	1.296

과도한 보수성이나 과대평가를 방지할 수 있다.

- SPRA에서는 우리나라 원전 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수를 평가한 결과 1.5~1.8로 나타났으며 SMA에서는 이 보다 작은 값을 사용하는 것이 보수적인 결과를 줄 것으로 사료된다.
- SMA에서 비탄성 에너지 흡수계수가 HCLPF 값에 미치는 영향은 SPRA에 비해 매우 크므로 이에 대한 정확한 평가가 요구된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기연구개발 사업의 일환으로 수행되었음.

참고 문헌

1. Kennedy, R. P. and Ravindra, M. K., "Seismic fragilities for nuclear power plant risk studies," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 79, 1984, pp. 47-68.
2. Ebisawa, K., et al., "Methodology for estimating realistic response of buildings and components under earthquake motion and its application," JAERI-Research 96-059, 1996.
3. Newmark, N. M., "Inelastic design of nuclear reactor structures and its implications on design of critical equipment," *SMiRT-4, K4/1*, 1977.
4. Newmark, N. M. and Riddell, R., "A statistical study of inelastic response spectra," *Proc. of the 2nd US Conference on Earthquake Engineering*, Stanford University, 1979.
5. Kennedy, R. P., Short, S. A., Merz, K. L., Tokarz, F. J., Idriss, I. M., Power, M. S., and Sadigh, K., "Engineering characterization of ground motion," NUREG/CR-3805, 1984.
6. Kennedy, R. P., Wesley, D. A., and Tong, W. H., "Probabilistic evaluation of the diablo canyon turbine building seismic capacity using nonlinear time history analyses, Prepared for Pacific Gas & Electric Company," Report No. 1643.1, NTS Engineering, 1988.
7. Reed, J. W. and Kennedy, R. P., "Methodology for developing seismic fragilities," EPRI TR-103959, 1994.
8. Kipp, T. R., Wesley, D. A., and Nakaki, D. K., "Seismic fragilities of civil structures and equipment components at the Diablo Canyon power plant, prepared for Pacific Gas & Electric Company," Report No. 1643.02, NTS Engineering, 1988.
9. Newmark, N. M. and Hall, W. J., "Development of criteria for seismic review of selected nuclear power plants," NUREG/CR-0098, 1978.
10. Lee, N. H. and Song, K. B., "Seismic capacity evaluation of the prestressed/reinforced concrete containment, Younggwang nuclear power plant units 5 and 6," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 192, 1999, pp. 189-203.
11. Korea Electric Power Corporation, "Seismic analysis of containment building," Report No. 9-310-C455-0, 1991.
12. Reed, J. W., Kennedy, R. P., Buttemer, D. R., Idriss, I. M., Moore, D. P., Barr, T., Wooten, K. D., and Smith, J. E., "A methodology for assessment of nuclear power plant seismic margin(revision 1)," EPRI NP-6041-SL, 1991.
13. ASME, *Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Div. 2, Subsection CC*, 1995.
14. Ogaki, Y., Kobayashi, M., Takeda, T., Yamaguchi, T., Yoshizaki, K., and Sugano, S., "Shear strength tests of prestressed concrete containment vessels," *SMiRT-6, J4/3*, 1981.
15. Ogaki, Y., Kobayashi, M., Takeda, T., Yamaguchi, T., and Yoshioka, K., "Horizontal loading test on large-scale model of prestressed concrete containment vessel," *SMiRT-6, J4/2*, 1981.
16. Labbe, P., "Seismic re-evaluation of existing nuclear power plants: An introduction to an IAEA safety report," *Proceedings of the OECD/NEA workshop on the Seismic Re-evaluation of All Nuclear Facilities*, 2001.
17. Ravindra, M. K., Tong, W. H., Kipp, T. R., and Bragagnolo, L. J., "Seismic and wind fragility evaluation of Kori nuclear power plant unit 4, repared for NUS corporation," EQE Project Number: 52042.01, 1991.