

## 원전 구조물의 내진성능 분석을 위한 비탄성에너지 흡수계수 평가 Inelastic Energy Absorption Factor for the Seismic Capacity Evaluation of NPP Structures

최인길, 서정문

한국원자력연구소

대전광역시 유성구 유성우체국 사서함 105호

### 요약

원전구조물은 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 값의 변화를 분석하였다. 연구 결과 구조물의 내진성능을 명확히 평가하기 위해서는 먼저 구조물의 층연성도 및 시스템 연성도를 정확히 산정하여야 함을 알 수 있다.

### 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 values according to the inelastic energy absorption factors was performed. As a conclusion, it is essential to identify the system ductility and story ductility of structures correctly for the seismic risk assessment.

### 1. 서론

원전 구조물의 내진해석 및 설계는 정해진 규준 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(SSE 또는 OBE)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 안

전성 평가에는 Seismic PRA (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 지진취약도분석 결과에 큰 영향을 미치는 비탄성 에너지 흡수계수를 기 제시된 여러 가지 방법의 산정방법을 비교하고 격납건물에 대한 계수를 산정하고 비교하였다. 또한 비탄성에너지 흡수계수의 평가방법에 따른 HCLPF 값의 변화를 비교하였다.

## 2. 지진 취약도분석

구조물의 지진취약도 계산에서는 안전계수(factor of safety)로 불리는 일련의 랜덤변수를 이용한다. 설계시의 SSE 수준을 초과하는 지반운동 가속도 내력을 나타내는 안전계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다[1].

$$Am(\text{Median seismic capacity}) = F \cdot A_{SSE} \quad (1)$$

이 식에서 안전계수  $F$ 를 구조물의 성능 및 응답관련 랜덤변수를 이용하여 나타내면 다음과 같이 쓸 수 있다.

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

여기서  $F_S$ 는 구조물의 강도계수,  $F_\mu$ 는 구조물의 비탄성 에너지 흡수계수,  $F_{RS}$ 는 구조물의 응답관련 계수를 나타낸다. 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.

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

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

구조물의 내진성능은 취약도고선 또는 HCLPF (High Confidence of Low Probability of Failures) 성능으로 나타낸다. 일반적으로 구조물 및 기기의 개별적인 내진성능을 나타내는 지표로 HCLPF 성능이 사용된다. HCLPF 성능 즉, 95% 신뢰도 수준에서 파괴확률이 5% 이하가 되는 성능은 다음의 식으로 구한다.

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

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 탄성으로 유지되는 것에 비해 구조물에 부착된 기기의 응답을 줄여준다. 비탄성영역에서의 에너지 흡수는 대부분 소위 연성도계수를 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 개발하였다[2].

### 3. 비탄성에너지 흡수계수의 산정방법

#### 3.1 Newmark 방법

구조물의 비탄성 구간에서의 에너지 흡수는 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 등은[1] 이들 범위의 값 중 작은 값은 중앙값으로, 큰 값은  $+2\sigma$  값으로 사용할 수 있음을 제시하였다.

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

표 1 구조물 및 기기의 종류에 따른 연성도

구조물 및 기기의 종류	연성도 계수
경량기기	1.0~1.5
중량기기	1.2~2.0
파이핑	1.5~3.0
전단이나 압축을 받는 콘크리트	1.5~2.5
휨을 받는 콘크리트	2.0~5.0
인장이나 휨을 받는 강재	2.5~10.0
압축을 받는 강재	1.5~3.0

### 3.2 Riddell–Newmark 방법

이 방법에서는 Newmark 방법에서와 마찬가지로 구조물을 단자유도계로 모델링하였으며, 구조물의 비선형 거동을 탄소성모델, Bilinear 모델 및 이력에 따른 강성 저하모델을 사용하였다[4]. 또한 비선형 거동 함수와 함께 감쇠계수의 크기에 따른 거동특성을 분석하였다. 이를 통하여 구조물의 비탄성에너지 흡수계수 산정을 위한 다음의 식을 제시하였다.

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

여기서,  $p$ ,  $q$  및  $r$ 은 구조물의 감쇠와 관련된 계수이다. 격납건물과 같은 프리스트레스 콘크리트 구조물의 경우 항복 후의 감쇠비는 7%를 사용한다.

### 3.3 EPRI 방법

EPRI에서는 연성파괴의 발생이 예상되는 구조물 및 기기의 비탄성에너지 흡수계수를 계산하는 방법으로 Effective Frequency/Effective Damping 및 Effective Riddell–Newmark의 두 가지 개략적인 방법을 제시하였다[5]. 비탄성 에너지 흡수계수는 이 두 방법에 따라 계산한 후 두 값의 평균을 비탄성에너지 흡수계수의 중앙값  $\check{F}_{\mu}$ 로 사용한다. 이 두 방법의 첫 단계는 중앙값 시스템 연성도(System Ductility)  $\check{\mu}$ 를 구하는 것으로 다음의 식으로부터 개략적으로 구할 수 있다.

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

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

Diablo Canyon 원전의 터빈건물에 대한 지진 취약도해석에서의 결과를 바탕으로 표 2와 같이 콘크리트 구조물의 중앙값 층간변위를 제시하였으며, 이는 Diablo Canyon SPRA에 사용되었다[5].

표 2 콘크리트 구조물의 종류에 따른 중앙값 층간변위

Structure Type	Median Drift	$\beta_r$	$\beta_u$
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

### 3.3.1 Effect Frequency/Effective Damping Method

이 방법에서는 응답 스펙트럼 형상, 콘크리트 구조물의 강성저하에 따른 진동수 이동 및 콘크리트 전단벽 파괴 특성인 Pinching 현상을 직접 고려한다[6]. 첫 번째 단계는 먼저 secant 진동수와 탄성 진동수의 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 secant 강성을 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.

다음단계는 유효진동수와 탄성진동수의 비  $f_e/f$ 를 구한다. 여기서  $f_e$ 는 secant 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  $C_F$  값은 대략 2.3이 된다.

유효감쇠비  $\beta_e$ 는 다음의 식으로 구할 수 있다.

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

여기서  $\beta$ 는 전단벽 구조물의 탄성감쇠비,  $\beta_h$ 는 pinched 이력감쇠 ( $\approx 0.11 \left( \frac{1 - f_s}{f} \right)$ )를 나타낸다.

일단  $f_e$  및  $\beta_e$ 가 구해지면 건물의 지반입력으로부터  $S_A(f_e, \beta_e)$  및  $S_A(f, \beta)$ 를 구하고 이로부터 비탄성 에너지 흡수계수  $F_\mu$ 를 다음의 식으로 구할 수 있다.

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

### 3.3.2 Effective Riddell-Newmark Method

SPRA에서는  $F_\mu$ 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[6]에서 지적하고 있다. 또한 Riddell-Newmark 방법은 예측치 대 실제  $F_\mu$ 값의 변동계수를 유효진동수/유효감쇠 법에 비해 약 2배 크게 나타난다. 그러나 이 방법의 수정을 통하여 합리적인 값을 얻을 수 있다.

첫 번째 단계는 이상화된 Bilinear 거동에 대한 항복 후 거동의 수정을 포함하는  $F'_\mu$ 를 산정한다. 이때 지속시간 및 이력곡선에서의 Pinching의 영향에 대한 보정은 이루어지지 않은 상태이다.  $F'_\mu$ 는 다음의 식을 이용하여 산정할 수 있다[7].

$$F'_\mu = \text{larger of } F_{\mu 1} \text{ or } F_{\mu 2} \quad (13)$$

$$F_{\mu 1} = \text{smaller of } F_{\mu 3} \text{ or } F_{\mu 4} \quad (14)$$

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

Rigid range	Amplified acceleration range	Amplified velocity range
$F_{\mu 4} = \frac{Sa(f, \beta)}{pga} \mu'^\alpha$	$F_{\mu 3} = [(q_a + 1)\mu' - q_a]^{r_a}$	$F_{\mu 2} = C_F [q_v + 1]\mu' - q_v]^{r_v}$

여기서,  $\alpha = 0.10$  2-5% damping

= 0.11 7% damping

= 0.13 10% damping

$$r_a = 0.48\beta^{-0.08}, \quad r_v = 0.66\beta^{-0.04}, \quad q_a = 3.0\beta^{-0.30}, \quad q_v = 2.7\beta^{-0.40}$$

$$C_F = f_K/f \text{ when } f_K/f < 1.0$$

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

$f_K$ 는 스펙트럴 가속도 증폭구간과 스펙트럴 속도 증폭구간 사이의 너클(knuckle) 진동수이다.  $r_a$ ,  $r_v$ ,  $q_a$  및  $q_v$  계산 시 탄성 감쇠  $\beta$ 는 % 값을 사용한다. 위의 식에서 사용된 유효  $\mu'$ 는 전단벽의 bilinear 하중-변위 곡선에서 항복 후 강성을 반영하기 위해 시스템 연성도를 수정한 것이다.  $\mu'$ 는 다음의 식으로 나타난다.

$$\mu' = 0.5 + \frac{(\mu - 1)(1 + R) + 1}{2R^2} \quad (15)$$

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

$$F_\mu = 1 + C_D(F'_\mu - 1) \quad (16)$$

여기서  $C_D$ 는 긴 지속시간을 가진 지진의 경우 0.6이며, 작은 규모와 짧은 지속시간을 가진 지진의 경우 1.0에 가까워진다.

#### 4. 격납건물의 비탄성 에너지 흡수능력 평가

원전 격납건물의 내진성능 평가에 사용되는 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수를 앞서 기술한 각종 방법에 따라 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). 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. Effective Frequency/Effective Damping 방법 및 Effective Newmark-Riddell 방법에 의한 비탄성에너지 흡수계수는 전반적으로 Effective Newmark-Riddell 방법에 의한 값이 크게 나타났다. 우리나라 영광 5&6호기 격납건물의 비탄성에너지 흡수계수는 약 2.1로 비교적 크게 나타났으며, 이 때 격납건물의 층 연성도 및 시스템 연성도는 각각 5, 3으로 하여 산정하였다[8]. 또한 이들 그림에서 보는 바와 같이 격납건물의 비탄성 에너지 흡수계수는 격납건물의 시스템 연성도 및 층 연성도 (Story Ductility) 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.

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 대수표준편차는 영광 5&6호기의 격납건물 취약도분석[8]에 사용한 데이터를 사용하였다(표 3). 비탄성 에너지 흡수계수 산정 시 Newmark 방법 및 Riddell-Newmark 방법에서는 유효 연성도를 표 1에서 제시한 값의 상한치 및 하한치를 각각 사용하여 두 값에 대해 모두 산정하였으며, Effective Frequency/Effective Damping 방법과 Effective Riddell-Newmark 방법에서는 시스템 연성도를 5로 가정하여 산정하였다.

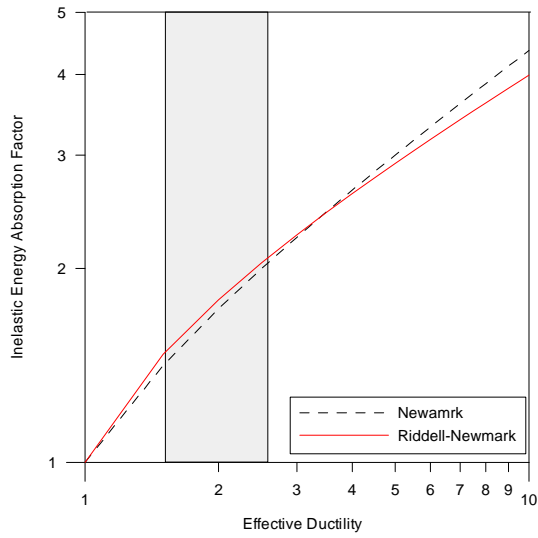


그림 1 유효 연성도에 따른 비탄성 에너지 흡수계수의 변화

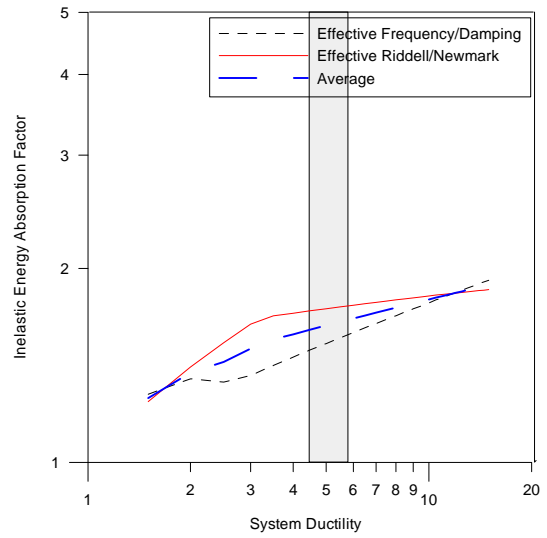


그림 2 시스템연성도에 따른 비탄성에너지 흡수계수의 변화

표 3 메디안 계수 및 대수표준편차

Factor	$F$	$\beta_r$	$\beta_u$
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 4에 나타내었다. 앞의 두 방법에서의 대수표준편차는 비탄성에너지 흡수계수가 1.1 보다 작은 확률이 1%라는 가정으로부터 복합 대수표준편차를 구하고, 이 값의 80% 및 60%를 각각 랜덤성 및 불확실성에 관련된 값으로 하여 산정하였다[9]. 뒤의 두 방법에서의 대수표준편차는 EPRI TR-103959에서 제시한 방법에 따라 다음의 식을 이용하여 구하였다.

$$\beta_r = 0.4[0.06 + 0.03(\check{F}_\mu - 1)] \quad (17)$$

$$\beta_u = C_U(\check{F}_\mu - 1) \quad (18)$$



여기서  $C_D$ 는 대략 0.05 ~ 0.20의 범위에 있으며 본 연구에서는 1.0을 사용하였다.

그림 3에 각각의 비탄성에너지 흡수계수 및 이에 대한 랜덤성 및 불확실성에 대한 대수표준편차를 적용하여 HCLPF 값을 산정하여 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이 HCLPF 값이 0.97 ~ 1.23으로 나타나 최대 0.26g 정도의 차이를 보여주고 있다. 최대차는 Riddell-Newmark 방법에서 시스템 연성을 2.5로 가정한 경우와 Effective Frequency/Effective Damping 방법으로 산정한 경우에 나타났다. 그러나 이들 두 방법에 의한 비탄성에너지 흡수계수는 각각 2.04, 1.33으로 HCLPF 값에 비해 그 차이가 매우 크게 나타났다. 이는 Effective Frequency/Effective Damping 방법에 의한 대수표준편차가 Riddell-Newmark 방법에서의 값에 비해 크게 줄어들어 실질적으로 HCLPF 성능에서의 차이가 감소되었음을 알 수 있다.

표 4 비탄성에너지 흡수계수 및 대수표준편차

	$F_\mu$	$\beta_r$	$\beta_u$
Newmark(mu=1.5)	1.414	0.087	0.065
Newmark(mu=2.5)	2	0.207	0.155
Riddell_Newmark(mu=1.5)	1.471	0.101	0.075
Riddell_Newmark(mu=2.5)	2.041	0.214	0.161
Effective Frequency/Damping	1.333	0.028	0.033
Effective Riddell/Newmark	1.665	0.032	0.067
Average	1.499	0.03	0.05

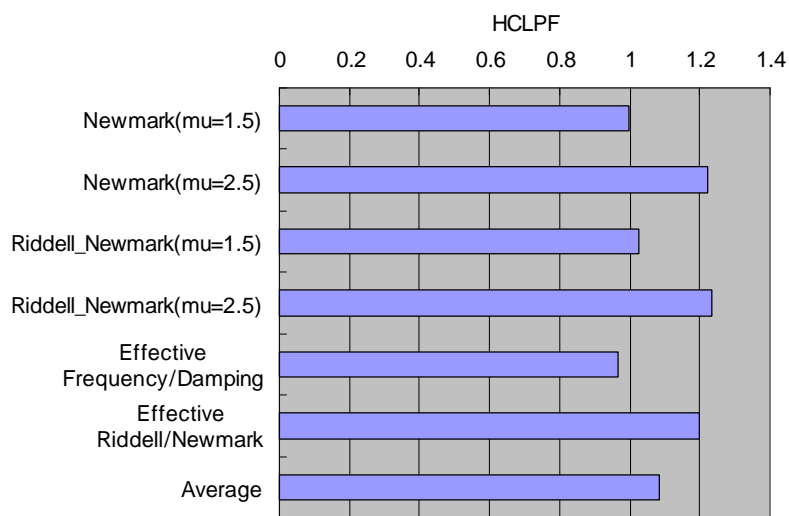


그림 3 비탄성 에너지 흡수계수 산정방법에 따른 HCLPF 값의 변화

## 5. 결론

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 연성도를 정확히 평가하는 것이 선행되어야 한다.
- EPRI에서 추천하고 있는 두 방법은 구조물의 국부적인 비선형 거동특성 및 감쇠특성을 반영한 방법으로 이를 이용하면 비교적 합리적인 비탄성에너지 흡수계수의 산정이 가능하며 특히 비탄성에너지 흡수계수와 관련된 불확실성 및 랜덤성에 대한 대수표준편차를 크게 줄일 수 있다. 또한 이 두방법에 의해 산정된 값의 평균을 사용함으로써 과도한 보수성이나 과대평가를 방지할 수 있다.
- 일본의 경우 구조물의 비선형 시간이력해석을 수행하여 직접적으로 비탄성에너지 흡수계수를 산정함으로써 비교적 정확한 비탄성에너지 흡수계수의 산정이 가능하며 이와 관련된 대수표준편차를 크게 줄일 수 있다.

## 감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기연구개발 사업의 일환으로 수행되었음.

## 참고문헌

1. R. P. Kennedy and M. K. Ravindra, "Seismic Fragilities for Nuclear Power Plant Risk Studies," Nuclear Engineering and Design, 79, pp.47-68, 1984.
2. K. Ebisawa, et al., Methodology for Estimating Realistic Response of Buildings and Components under Earthquake Motion and Its Application, JAERI-Research 96-059, 1996.
3. N. M. Newmark, "Inelastic Design of Nuclear Reactor Structures and Its Implications on Design of Critical Equipment," SMiRT-4, K 4/1, 1977.
4. N. M. Newmark and R. Riddell, "A Statistical Study of Inelastic Response Spectra," Proc. of the 2nd US Conference on Earthquake Engineering," Stanford University, 1979.
5. John W Reed and Robert P. Kennedy, Methodology for Developing Seismic Fragilities, EPRI TR-103959, 1994.
6. R. P. Kennedy, S. A. Short, K. L. Merz, F. J. Tokarz, I. M. Idriss, M. S. Power, and K. Sadigh, Engineering Characterization of Ground Motion, NUREG/CR-3805, 1984.
7. R. P. Kennedy, D. A. Wesley, and W. H. Tong, Probabilistic Evaluation of the Diablo Canyon Turbine Building Seismic Capacity Using Nonlinear Time History Analyses, Prepared for Pacific Gas & Electric Company, Prepared by NTS Engineering, Report No. 1643.1, 1988.
8. Nam-Ho Lee and Ki-Bum Song, "Seismic Capacity Evaluation of the Prestressed/Reinforced

Concrete Containment, Younggwang Nuclear Power Plant Units 5 and 6,” Nuclear Engineering and Design, 192, pp. 189-203, 1999.

9. M. K. Ravindra, W. H. Tong, T. R. Kipp, and L. J. Bragagnolo, Seismic and Wind Fragility Evaluation of Kori Nuclear Power Plant Unit 4, Prepared for NUS Corporation, EQE Project Number: 52042.01, 1991.