

철근콘크리트 벽체구조물에 대한 등가단자유도 방법 및 등가 감쇠비 산정방법에 따른 역량스펙트럼해석

Capacity Spectrum Analysis using Equivalent SDOF Method and Equivalent Damping Method for RC Wall Structure

송 종 곽† 장 동 휘* 김 학 수** 정 영 화***
Song, Jong-Keol Jang, Dong-Hui Kim, Hark-Soo Chung, Yeong-Hwa
(논문접수일 : 2008년 1월 24일 ; 심사종료일 : 2008년 3월 31일)

요 지

기존의 하중-기반 방법을 대체할 방법중에 성능-기반 방법이 내진설계 및 내진성능평가의 기법으로서 널리 인식되고 있는 실정이다. 탄성응답스펙트럼을 사용하는 역량스펙트럼방법은 비선형 시스템을 등가의 선형시스템으로 치환하여 주어진 지진 하중에 대한 구조물의 최대 비선형 거동을 예측한다.

본 연구의 목적은 철근콘크리트 벽체구조물에 대하여 4개의 등가단자유도방법과 5개의 등가감쇠방법을 사용하여 역량스펙트럼방법의 정확성을 평가하는 것이다. 역량스펙트럼방법의 정확성을 평가하기 위하여 벽체구조물에 대한 진동대 실험결과와 비교하였다. 또한 이선형 곡선변환방법(등가에너지 근사화방법, 유효강성 근사화 방법)에 의한 이선형 역량곡선들의 역량스펙트럼 해석에 대한 영향도 비교하였다.

핵심용어 : 역량스펙트럼방법, 등가의 선형시스템, 등가감쇠방법

Abstract

Performance-based approaches as an alternative method of the existing force-based approach have gradually become recognized tools for the seismic design and evaluation. The maximum inelastic displacement response using capacity spectrum method (CSM) with elastic response spectrum is estimated from seismic response of equivalent linear system converted from nonlinear system.

The purpose of this paper is to evaluate accuracy of capacity spectrum method using the equivalent SDOF methods of 4 types and the equivalent damping methods of 5 types for RC wall structure. In order to evaluate accuracy of capacity spectrum analysis, the shaking table test results for RC wall structures are compared with those by the capacity spectrum analysis. Also, the effect of bilinear capacity curves by two bilinear approximation methods for capacity spectrum analysis is compared.

Keywords : capacity spectrum method(CSM), equivalent linear system, equivalent damping method

1. 서 론

ATC-40(1996)에서 제시하고 있는 역량스펙트럼 방법은 구조물의 비탄성 변형능력과 내진성능을 평가할 수 있는 방법으로써 성능에 기초한 내진설계 분야에서는 널리 활용되고 있는 방법이다. 이 방법은 하나의 그래프에 역량곡선과 요구도 곡선을 함께 나타내어 구조물에 부과되는 지진하중에 의

한 구조물의 변위응답 즉, 성능수준을 직접적으로 나타내는 그래픽적인 장점과 개념적인 우수성을 갖고 있다.

일반적으로 비선형거동을 하는 시스템은 강성 및 강도저하와 연성거동을 보이며, 이는 각각 주기와 감쇠를 증가시키는 효과를 가져온다. 따라서, 비선형 시스템을 등가의 선형시스템으로 치환하는 경우, 비선형 거동에 의해 증가된 주기와 감쇠비를 등가선형시스템의 주기와 감쇠비로 적절히 전환하

† 책임저자, 정희원 · 강원대학교 토목공학과 부교수
Tel: 033-250-6231 ; Fax: 033-256-6235
E-mail: songj@kangwon.ac.k

* 강원대학교 토목공학과 박사과정수료

** 정희원, 강원대학교 토목공학과 박사과정

*** 강원대학교 토목공학과 교수

• 이 논문에 대한 토론을 2008년 6월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2008년 8월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

여야 한다. 이와 관련하여 비탄성 단자유도계에 대한 강성변화시 진동주기의 변화와 유효감쇠에 대한 연구가 많은 연구자들에 의하여 진행되었다. 역랑스펙트럼 방법에서도 요구도 곡선의 산정시 비탄성 응답을 등가감쇠를 가진 탄성응답으로 치환하여 고려하는 방법이 사용되기도 하는데, 등가점성감쇠 산정 원리는 조화하중을 받는 단자유도 시스템의 공진상태 응답에 의하여 일반적으로 계산된다. 최대변형에 대응하여 할선 강성을 가지는 등가선형시스템의 등가점성 감쇠는 비탄성 시스템과 동일한 최대변위응답이 유발되도록 하는 감쇠비를 사용한다. 그러나 이러한 개념을 적용시 일반적으로 이력면적에 따른 유효감쇠를 과대평가할 수 있으며, 변위응답의 경우에는 과소평가하게 되는 결과를 낳는다. 따라서, 응답의 정확성은 등가의 선형시스템으로 치환할 경우의 등가주기와 등가감쇠비의 정확도에 따라 다르게 된다. 본 연구에서는 등가감쇠 산정방법에 따른 역랑스펙트럼 해석의 영향을 비교·분석하였다.

역랑스펙트럼 방법에서는 하나의 역랑곡선을 사용하기 때문에 비탄성 정적해석을 이용하여 구한 구조요소들의 힘·변위 응답특성을 나타내는 여러 개의 pushover 곡선들을 구조 시스템을 대표하는 하나의 역랑곡선으로 나타내야 한다. 이를 위해 다자유도 구조계의 비탄성 지진응답들로부터 시스템을 대표하는 하나의 지진응답을 산정하기 위하여 등가단자유도로 치환하는 방법이 필요하다. 그러나, 연구자마다 등가단자유도로 전환하는 방법이 약간씩 차이가 있기 때문에 전환된 단자유도 시스템의 역랑곡선이 차이가 있다. 본 연구에서는 등가단자유도 치환 방법에 따른 역랑스펙트럼 해석의 영

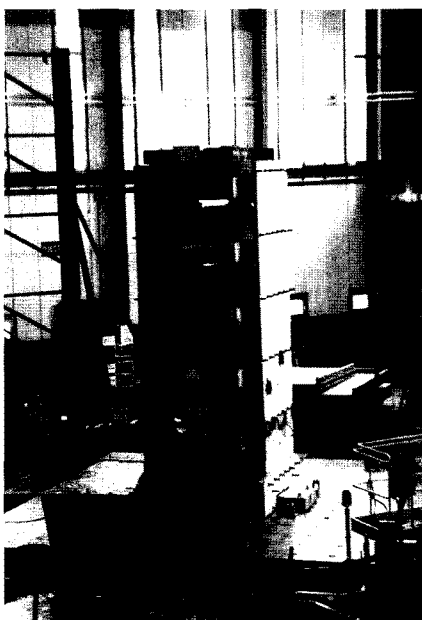
향을 비교·분석하였다.

역랑스펙트럼 방법에서 등가감쇠비는 비탄성 거동의 정도를 나타내는 연성도와 연관이 있기 때문에 대부분의 등가감쇠비 산정식이 연성도를 변수로 사용한다. 실제적인 구조물의 역랑곡선에서 연성도를 산정하기 위해서는 이선형으로 근사화(bilinear approximation)하는 과정이 수반되어야만 한다. 이선형 근사화 과정에는 몇 가지 방법이 있으며, 이 방법에 따라서 비선형 특성이 상당히 차이가 날 수 있으며, 이 차이가 역랑스펙트럼 해석에 영향을 줄 수 있기 때문에 이에 대한 영향도 분석하였다.

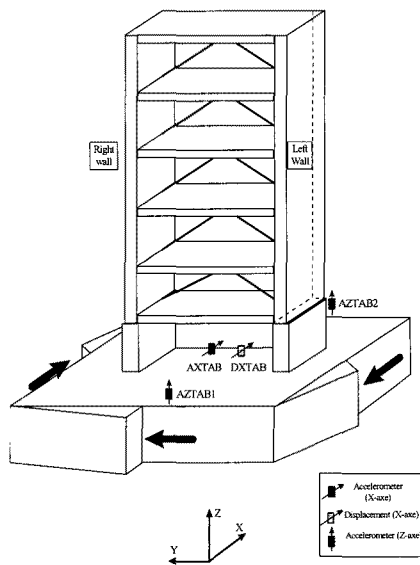
본 연구는 다양한 등가단자유도 방법과 등가감쇠모델 및 이선형 치환방법에 따른 철근 콘크리트 벽체구조물에 대한 역랑스펙트럼 방법의 결과를 비교·분석하여, 각 방법의 정확성을 평가하는 것이다. 또한 어떠한 영향인자가 역랑스펙트럼 해석의 정확성에 가장 지배적인 영향을 주며, 역랑스펙트럼 해석의 정확성을 향상시키기 위해 고려해야 하는 사항을 분석하였다. 역랑스펙트럼 방법의 정확성을 평가하기 위한 기준값으로는 CEA(French Atomic Energy Commission)에서 실시한 철근 콘크리트 벽체구조물에 대한 진동대 실험(CAMUS I: 1996~1998)의 비탄성 응답결과(IAEA, 2002)를 사용하였다.

2. 철근콘크리트 벽체구조물에 대한 비탄성 해석모델 및 입력지진의 특성

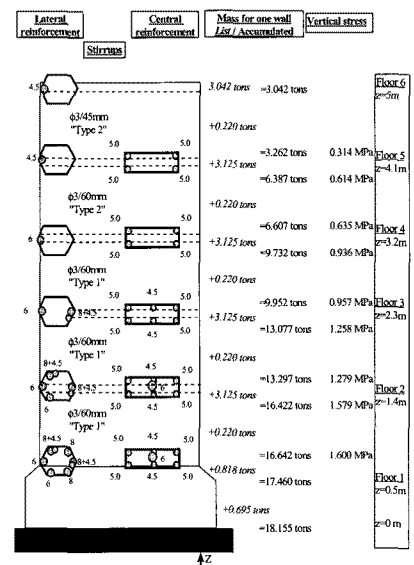
본 연구에 사용된 벽체구조물은 1/3 축척 모델로서 그림 1(a)에서 알 수 있듯이 6층의 철근콘크리트 벽체 구조물이



(a) 시험체 사진



(b) 시험체 모형



(c) 층별 벽체구조물의 단면제원

그림 1 철근 콘크리트 벽체구조물의 형상 및 단면 제원

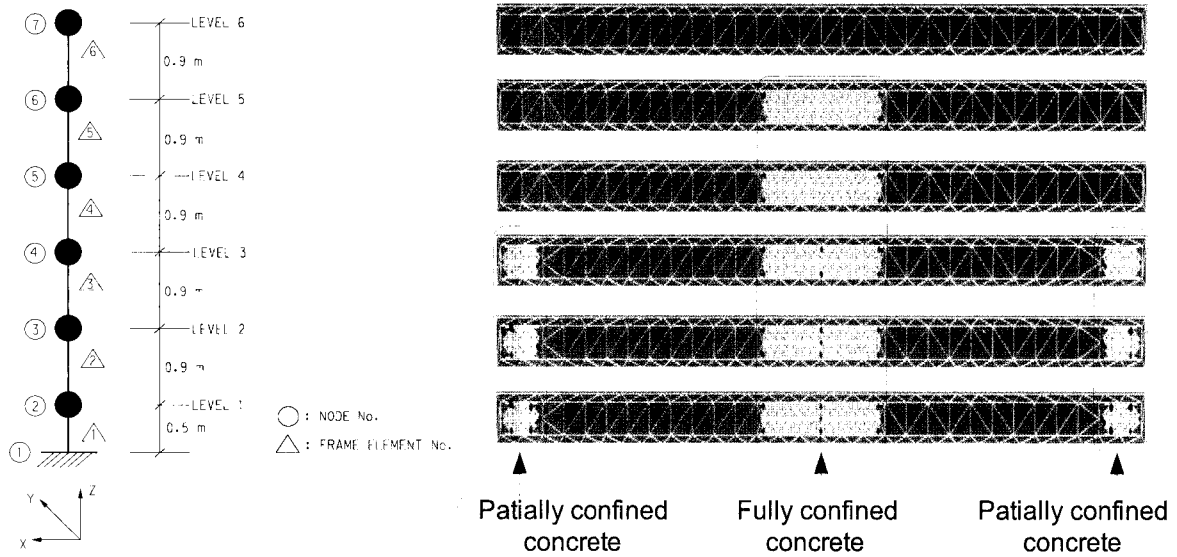


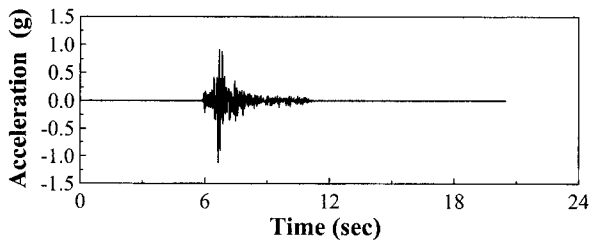
그림 2 Stick 모형 및 모멘트-곡률 해석을 위한 기둥벽체의 층별 단면형상의 모형화

며 2개의 동일한 벽체가 견고한 슬래브로 연결된 형태로 구성되어 있다. 기초부분은 진동대에 고정되어 있으며, 시험구조물의 기하학적 형상은 그림 1(b)에 나타내었다. 벽체 단면의 상세한 철근배근 및 질량분포는 그림 1(c)에 나타내었다.

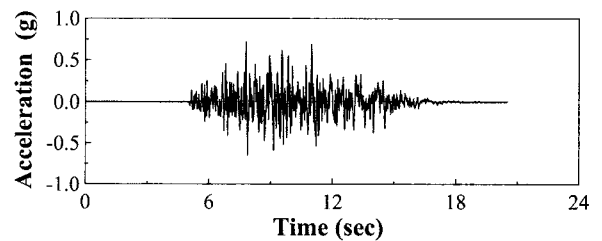
해석모델은 2개의 벽체가 기하학적으로 동일하고 진동대의 가진 방향이 그림 1(b)에 나타난 x방향이기 때문에 응답의 대칭성 및 모델의 간편성을 고려하여 stick모델로 이상화하였고, 콘크리트 구조물의 2차원 비선형 해석 및 손상도 해석을 위하여 개발된 IDARC-2D 프로그램(Valles, Reinhorn, Kunnath, Li and Madan, 1996)을 사용하여 그림 2에 나타낸 바와 같이 기둥요소로 해석모델을 작성하였다. 벽체구조물의 비탄성 정적해석(pushover analysis)과 비탄성 시간이력해석은

IDARC-2D 프로그램을 사용하여 수행하였으며, 비탄성 정적 해석에서 사용한 하중형상은 일반적으로 빌딩구조물에 많이 사용되는 역삼각형 분포하중을 사용하였다.

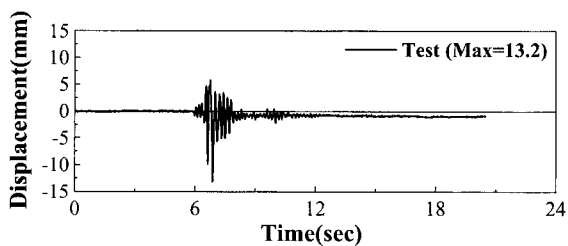
벽체 시험체의 진동대 실험에 적용한 입력지진파는 크게 두 가지의 형태로 나누어진다(IAEA, 2002). 첫 번째 원거리 지반운동을 나타내는 인공지반운동 Nice지진과 두 번째로 근거리 지반운동을 나타내는 San Francisco지진이다. 2 종류의 기본 지반운동으로부터 스케일을 조정하여 최대지반가속도(PGA)를 달리하는 5종류의 지반운동(RUN1, RUN2, RUN3, RUN4, RUN5)을 가지고 실험에 사용하였으나, 본 해석에서는 이중 비탄성 거동을 하는 RUN3과 RUN5 대하여 해석을 실시하였다. RUN4의 가속도 기록을 다양한 해석방법을 가지



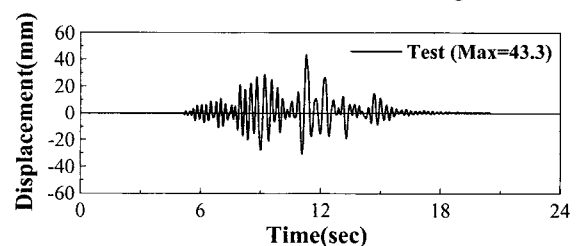
(a) RUN3 지진파형 (PGA=1.11g)



(b) RUN4 지진파형 (PGA=0.72g)



(c) RUN3 최상층 변위이력



(d) RUN4 최상층 변위이력

그림 3 입력지진 가속도 기록 및 벽체구조물의 최상층 변위이력(RUN3는 San Francisco 지진, RUN4는 Nice 지진)

고 비교해 보았으나 실제의 실험결과 값과 큰 차이를 보여 가속도 기록의 데이터가 이상이 있는 것으로 판단하여 제외시켰다. 따라서 이후에 나오는 RUN5에 대한 결과 값은 표기상 연속성을 위하여 RUN4로 표기하였다. 그림 3에 나타난 것은 진동대의 가속도 계측위치에서 측정된 RUN3와 RUN4의 입력 지진파 및 구조물의 최상층변위이력이다.

3. 역랑스펙트럼 해석에 사용한 다양한 등가단자유도 방법과 등가감쇠비 산정법

역랑스펙트럼 방법은 구조물이 보유하고 있는 저항능력과 지진하중에 의한 요구수준을 스펙트럼 형식으로 서로 비교함으로써 비탄성 최대응답을 평가하는 해석방법이다. 역랑스펙트럼 방법에서 필요로 하는 역랑곡선은 다자유도 구조물의 단조 증가하는 정적하중에 대한 비탄성 정적해석을 수행하여 힘-변위응답(빌딩구조물에서는 각 층에 작용하는 전단력과 변위와의 관계)들을 구한 후, 이를 등가단자유도 방법에 의해 하나의 힘-변위응답으로 치환하고, 이를 다시 가속도-변위관계로 전환하여 나타내면 된다. 지진하중의 크기를 나타내는 탄성응답스펙트럼을 등가감쇠비 산정법을 이용하여 구한 감쇠비에 대하여 작성하여 나타낸 요구도 곡선을 가속도-변위의 형태로 나타낸다. 역랑곡선과 요구도 곡선의 교차점인 성능점은 ATC-40 보고서의 방법 B를 사용하였으며, 적용 예를 표 1과 그림 4에 나타내었으며 방법 B에 의한 성능점의 평가절차는 아래와 같다.

- ① 힘-변위 관계를 pushover해석을 통해 구한 후 등가단자유도 방법에 의해 하나의 힘-변위 관계곡선으로 나타내고, 이선형 근사화과정을 통하여 이선형 관계로 나타낸 후 가속도-변위 관계로 전환한 역랑곡선으로 그래프에 나타낸다. 5% 감쇠비에 대한 탄성응답스펙트럼 작성한 후 가속도-변위의 관계로 전환하여 역랑곡선과 함께 하나의 그래프에 나타낸다.
- ② 역랑곡선의 탄성거동에 해당하는 주기 값을 구하고 그림 4에서와 같이 이에 대응하는 응답스펙트럼의 (D_i, A_i)를 결정한다.
- ③ ②에서 구한 (D_i, A_i)가 구조물의 역랑곡선상에 있는지 확인한다.
- ④ 역랑곡선상에 없다면 연성도를 적절히 가정하여 등가주기(T_{eq})와 등가감쇠비(ξ_{eq})를 계산한다. 일반적으로 연성도는 1부터 증가시켜가며 적용한다.
- ⑤ 위에서 구한 등가감쇠비에 대응하는 응답스펙트럼을 작성하고 응답스펙트럼과 구조물의 등가주기 T_{eq} 와 만나는 점의 최대변위와 최대가속도(D_{pi}, A_{pi})를 구한다.

표 1 ATC-40 보고서 방법 B에 의한 성능점 산정을 위한 반복계산의 예(Gulkan 등가감쇠, N2방법)

Iteration No	μ	T_{eq} (sec)	ξ_{eq} (%)	D_{pi} (cm)	A_{pi} (g)
1	1	0.187	5	1.51	1.704
2	1.5	0.228	8.67	1.57	1.22
3	2	0.262	10.85	1.49	0.865
4	3	0.318	13.45	2.32	0.922
5	3.5	0.342	14.31	2.55	0.875
6	4.2	0.373	15.24	2.55	0.722

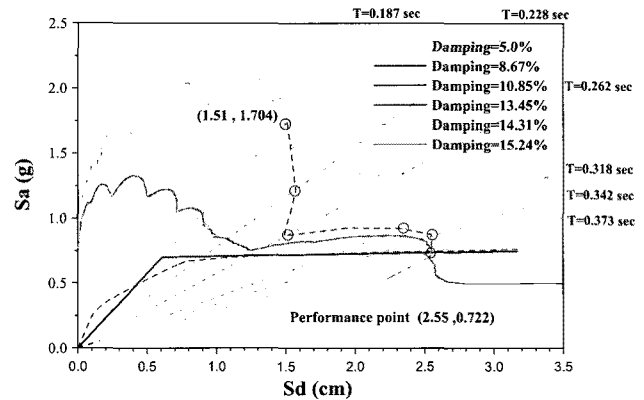


그림 4 ATC-40의 방법 B에 의한 성능점의 계산 예

- ⑥ ⑤에서 구한 최대변위와 최대가속도 값을 좌표값으로 하여 그래프에 하나의 점으로 나타낸다.
- ⑦ 이점들이 이루는 곡선이 역랑곡선과 교차한다면 이 교차점이 성능점이 되고 교차하지 않는다면 새로운 연성도 값을 사용하여 과정 ④~⑥을 반복한다.

3.1 등가단자유도 방법

다자유도 시스템의 응답을 등가의 단자유도 시스템의 응답으로 치환하는 등가단자유도 방법은 역랑스펙트럼 해석을 이용하여 구조물의 비탄성 지진응답과 거동을 평가하는데 유용하게 사용된다. 등가단자유도 방법은 지금까지 제안된 몇 가지 방법이 있으며, 이 중에서 빌딩구조물에 적합한 4가지 대표적인 방법을 역랑스펙트럼 해석에 적용하여 비교하였다.

ATC-40(1996)에서 사용한 등가단자유도 방법의 명칭은 본 논문에서는 ATC-40 등가단자유도 방법이라고 한다. 비탄성 정적해석에 의해서 산정된 하중과 최상층 변위와의 관계는 1차 모드에 대한 유효질량과 참여계수를 사용하여 응답가속도와 응답변위의 관계로 전환한다.

N2 방법(Fajfar and Gaspersic, 1996)은 빌딩구조물에 적용하도록 개발되었으며 가장 기본적인 중요한 가정은 변위형상 Ψ 는 상수벡터라는 것이다. 즉, 지진하중에 대한 구조물의 거동시에 변형형상이 일정하다는 가정으로부터 변위

표 2 등가단자유도 방법에 따른 등가단자유도 응답산정방법의 비교

	등가변위	등가저항력	유효질량
N2 방법	$u^* = cu_i$ $c = \frac{\psi^T \mathbf{M} \psi}{\psi^T \mathbf{M} \mathbf{1}}$ $= \frac{\sum m_i \psi_i^2}{\sum m_i \psi_i}$ $\Psi = \text{상수벡터}$	$r^* = c \sum P_i$	$m^* = \psi^T \mathbf{M} \mathbf{1}$ $= \sum m_i \psi_i$
ATC-40 방법	$S_d = \frac{\Delta_{roof}}{PF_1 \times \phi_{roof,1}}$ $PF_1 = \frac{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j1}}{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j1}^2}$ <p>:모드참여계수 $\phi_{roof,1}$ = 최상층의 1차모드벡터, Δ_{roof} = 구조물의 최상층변위</p>	V = 구조물의 밀면전단력	$M_1^* = \frac{\left(\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j1} \right)^2}{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j1}^2}$
Qi 방법	최상층변위	$r^* = \psi^T \mathbf{R}$	$m^* = \psi^T \mathbf{M} \psi$
S1 방법	$u(t) = \frac{\psi^T \mathbf{M} \mathbf{X}(t)}{\psi^T \mathbf{M} \mathbf{1}}$ $\Psi = \text{형상벡터}$	$r(u) = \psi^T \mathbf{R}(X)$	$m = \psi^T \mathbf{M} \psi$

※ Ψ : 상수벡터, $m^* = M^*$: 유효질량, $u^* = u(t) = S_d$: 등가변위, r^* : 등가저항력

벡터 X를 정의하고 이를 이용하여 다자유도 운동방정식으로부터 등가단자유도 방정식을 유도 후 등가단자유도 응답을 구하는 방법이다.

S1 방법(Lee, Song and Yun, 1997)은 지진하중을 받는 다자유도 구조물의 운동방정식으로부터 등가단자유도계의 운동방정식을 유도시 다자유도 구조물의 거동을 $\mathbf{X} = \psi u$ 형태로 근사적으로 가정한다. 여기서 Ψ 는 횡방향 변형형상을 나타내는 형상벡터이고, 이것은 상수벡터이다. 이 변형형상은 단조증가하중에 대한 비탄성 정적 해석을 수행하여 탄성거동시의 횡방향 변형형상으로부터 구한다. u 는 구조시스템을 대표하는 등가단자유도 변위이다.

Qi 방법(Qi and Moehle, 1911)은 철근콘크리트 프레임 구조물에 대하여 설계와 해석시 다자유도 구조물의 응답을 단자유도계의 응답으로 평가하기 위해 개발된 방법이다. 지진하중을 받는 다자유도 구조물의 운동방정식으로부터 등가 단자유도계의 운동방정식을 유도하는 과정은 S1 방법과 유사하며 단지 등가단자유도의 변위응답 u 를 다자유도 구조물의

최상층 변위로 산정하는 것이 차이가 난다. 등가단자유도 방법에 따른 등가단자유도계의 응답특성의 차이를 표 2에 비교하여 나타내었다.

3.2 등가감쇠 모델

ATC-40 보고서의 역량스펙트럼법은 지진하중의 크기를 나타내는 요구곡선으로 비탄성 응답스펙트럼을 사용하는 것이 아니라 탄성응답스펙트럼을 사용한다. 그러므로 비탄성 거동에 대한 응답스펙트럼 영향은 증가된 감쇠비를 적용한 탄성응답스펙트럼을 반영하는 간단한 개념이다. 이는 비선형 시스템을 등가의 선형시스템으로 치환함을 의미한다. 따라서, 응답의 정확성은 등가의 선형시스템으로 치환할 경우의 등가 주기와 등가감쇠비의 정확도에 따라 다르게 된다.

등가주기와 등가감쇠비를 구하는 방법들에는 ATC-40의 등가감쇠방법, Gulkan방법, Kowalsky방법, Iwan방법, FEMA-440의 등가감쇠방법등이 대표적이다. 이 방법들에 의한 등가주기 및 등가감쇠 산정식을 표 3에 정리하여 나타내었다. ATC-40방법, Gulkan방법, Kowalsky방법은 활선강성을 이용한 등가의 주기를 사용하는 반면, Iwan방법과 FEMA-440 등가감쇠방법은 위의 세가지 방법들과 다른 등가주기 산정방법을 사용한다. 등가주기와 등가감쇠비를 산정하는 구체적인 내용을 살펴보면 다음과 같다.

ATC-40(1996)의 등가감쇠방법에서 비탄성응답에 의한 유효감쇠를 평가하는 방법이 바로 Rosenblueth와 Herrera (1964)의 연구에 기초한 것이다. 비탄성 시스템에서 활선강성을 이용하여 강성저하에 따른 주기변화를 평가하였고, 조화 하중을 받았을 때의 정상상태 응답을 이용하여 등가점성 감쇠를 평가하였다. 이선형 이력거동을 나타내는 비탄성 시스템에서의 주기변화와 등가점성감쇠를 산정하였다.

Gulkan(1974)은 활선강성을 이용하여 구조물의 등가주기를 산정한 다음 철근 콘크리트 프레임에 대한 동적 가진실험을 통해 나타난 최대 변위응답을 예측한 후, 연성도에 따라 동일한 최대 변위 응답을 예측하도록 하였다. 즉 실험결과를 회귀 분석함으로써 등가주기와 등가감쇠비를 산정하였다. 활선강성을 이용한 강성저하에 따른 진동주기 변화에 대한 평가는 Rosenblueth와 Herrera(1964)의 제안식과 동일함을 알 수 있다.

Iwan은 1980년에 탄성 및 Coulomb 슬립 요소를 조합한 이력모델과 9개의 주기 구조물에 대하여 진동수 성분과 규모가 다른 12개 지진에 대한 비선형 동적 수치해석을 수행한 후, 주어진 연성도에 대해 통계적으로 가장 작은 오차를 주는 주기와 감쇠비를 찾는 방법을 이용하여 등가주기와 등가

표 3 등가감쇠방법별 등가감쇠 및 등가주기 산정식의 비교

	등가주기	등가감쇠
ATC-40 등가감쇠방법	$\frac{T_{eq}}{T} = \sqrt{\frac{\mu}{1-\alpha+\alpha\mu}}$	$\xi_{eq} = \xi_0 + \frac{2}{\pi} \frac{(\mu-1)(1-\alpha)}{\mu(1+\alpha\mu-\alpha)}$
Gulkan 방법	$\frac{T_{eq}}{T} = \sqrt{\frac{\mu}{1-\alpha+\alpha\mu}}$	$\xi_{eq} = \xi_0 + 0.2 \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\mu}} \right)$
Iwan 방법	$\frac{T_{eq}}{T} = 1 + 0.121(\mu-1)^{0.939}$	$\xi_{eq} = \xi_0 + 0.0587(\mu-1)^{0.371}$
Kowalsky 방법	$\frac{T_{eq}}{T} = \sqrt{\frac{\mu}{1-\alpha+\alpha\mu}}$	$\xi_{eq} = \xi_0 + \frac{1}{\pi} \left[1 - \mu^n \left(\frac{1-\alpha}{\mu} + \alpha \right) \right]$
FEMA-440 등가선형방법	$T_{eq} = [G(\mu-1)^2 + H(\mu-1)^3 + 1] T_0, \mu < 4.0$ $T_{eq} = [I + J(\mu-1) + 1] T_0, 4.0 < \mu \leq 6.5$ $T_{eq} = \left\{ K \left[\sqrt{\frac{(\mu-1)}{1+L(\mu-2)}} - 1 \right] + 1 \right\} T_0, \mu \geq 6.5$	$\beta_{eq} = A(\mu-1)^2 + B(\mu-1)^3 + \beta_0, \mu < 4.0$ $\beta_{eq} = C + D(\mu-1) + \beta_0, 4.0 < \mu \leq 6.5$ $\beta_{eq} = E \left[\frac{F(\mu-1)-1}{F(\mu-1)^2} \right] \left(\frac{T_{eff}}{T_0} \right)^2 + \beta_0, \mu \geq 6.5$

※ α = 항복 이후의 강성비, T_{eq} = 등가주기, T = 초기주기, μ = 연성도, ξ_{eq} = 등가감쇠, ξ_0 = 5% 감쇠

감쇠비를 경험식으로 제안하였다. 이 식은 철근콘크리트와 철골시스템에 대한 구분없이 적용될 수 있다.

Kowalsky(1995) 역시 활성강성을 이용하여 등가주기를 산정한 후에, Takeda 이력모델을 이용하여 비재하시 강성계수가 0.5인 시스템에 대하여 등가감쇠비를 유도하였다.

FEMA 440 보고서(2004)에서 제안된 등가선형(equivalent linearization) 방법은 ATC-40 보고서(1996)의 등가감쇠방법을 향상시킨 방법이다. 이 방법을 구조물의 비선형 응답을 반영하는 비탄성 정적해석에 사용하면 유효주기(T_{eff})와 유효댐핑(β_{eff})을 이용한 등가선형 시스템을 갖는 비선형 시스템의 최대변위 응답을 평가할 수 있다. 유효선형 매개변수는 역량곡선의 특성, 초기 탄성주기와 감쇠 그리고 연성요구도(μ)에 대한 함수이다. 이러한 등가선형 방법의 절차는 많은 부분에서 ATC-40 보고서에서 제안된 절차와 유사하다. 등가감쇠 및 등가주기 산정식에 사용된 변수 A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L은 FEMA-440(2004) 보고서에 설명된 것을 사용하였다.

4. 역량스펙트럼해석에 의한 벽체구조물의 비탄성 변위 응답의 평가

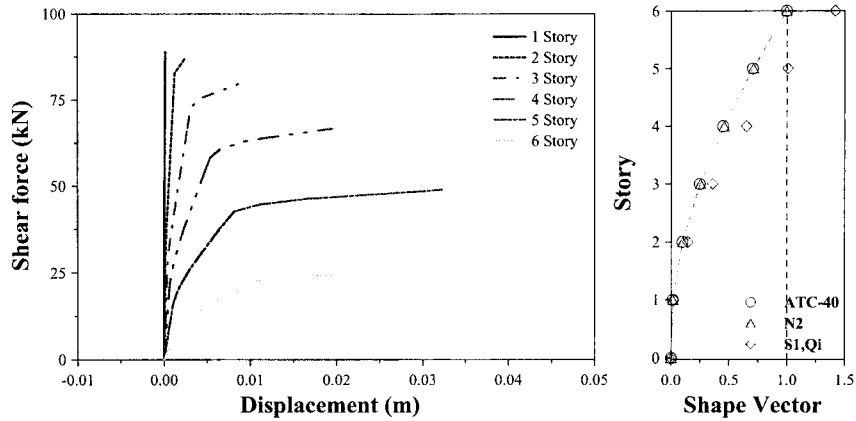
4.1 등가단자유도 방법에 따른 역량곡선

철근콘크리트 벽체 구조물에 대하여 비탄성 정적해석을 이용하여 구한 층별 힘-변위관계를 그림 5(a)에 나타내었으며, 등가단자유도 방법들을 사용하여 구한 역량곡선을 그림 5(b)

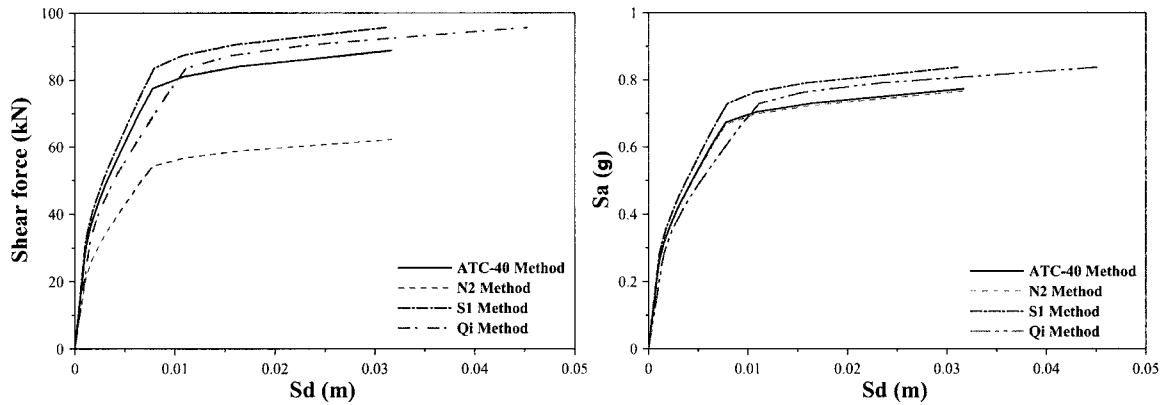
에 나타내었다. 그림 5에서와 같이 등가단자유도 방법에 따른 역량곡선은 N2 방법이 다른 방법들과 달리 크게 차이를 보이고 있다. 이는 N2 방법에서 등가변위와 등가저항력을 산정하는데, 공통으로 이용되는 것이 표 2에 나타난 상수 c 이다. 이 c 값이 0.701로 산정되어 상대적으로 작은 등가저항력과 유효질량이 산정되었다. 따라서 그림 5에 나타난 바와 같이 힘-변위 관계에서는 다소 차이가 나지만 가속도-변위관계로 전환시에는 다른 방법들과 유사한 경향을 나타낼 수 있다. Qi 방법의 경우 다른 방법들에 비하여 붕괴지점에서의 변위를 45%정도 크게 평가하는 것을 알 수 있다. 이는 등가단자유도계의 변위를 최상층변위로 평가하기 때문이다.

4.2 역량곡선의 이선형으로의 근사화

역량스펙트럼 방법은 연성도를 평가해야 등가주기와 등가감쇠가 평가 가능하다. 이는 등가주기와 등가감쇠가 연성도의 함수로 주어지기 때문이다. 그러므로 실제적인 역량곡선을 연성도 평가가 가능하도록 이선형 곡선으로 근사화하는 과정을 필요로 한다. 가장 널리 사용되는 이선형 근사화방법은 ATC-40과 FEMA-273에서 제안하고 등가에너지 근사화 방법 및 유효강성 근사화방법이다. 등가에너지 근사화방법에서 항복점을 정의하는 방법은 그림 6(a)와 같이 실제적인 역량곡선과 근사화된 이선형 곡선이 이루는 면적(에너지)이 같아지도록 반복작업에 의해 이선형 곡선을 만드는 방법이다. 이 방법은 역량곡선이 이루는 면적인 소산되는 에너지와 이선형 곡선에 의해 소산되는 에너지가 같도록 하는 등가에너지



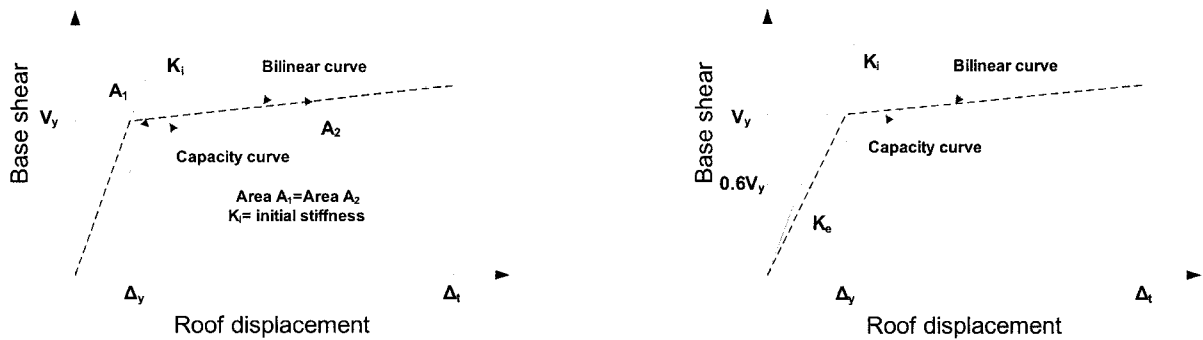
(a) 층별 힘-변위관계 및 등가단자유도 방법에 따른 정규화된 변형형상 벡터



(b) 힘-변위관계

(c) 가속도-변위관계

그림 5 등가단자유도 치환 방법에 따른 역량곡선



(a) 등가에너지 근사화방법 (ATC-40)

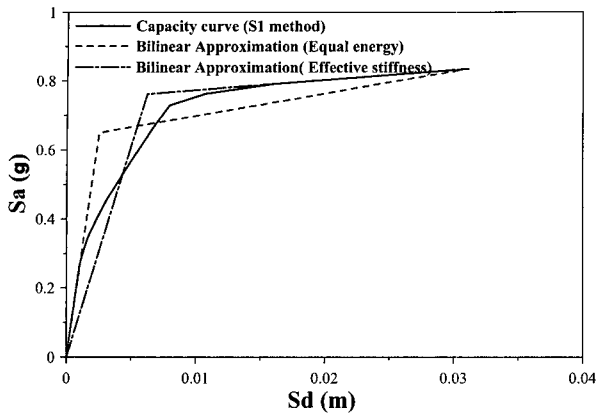
(b) 유효강성 근사화방법 (FEMA-273)

그림 6 실제적인 역량곡선을 이선형으로 근사화하는 방법

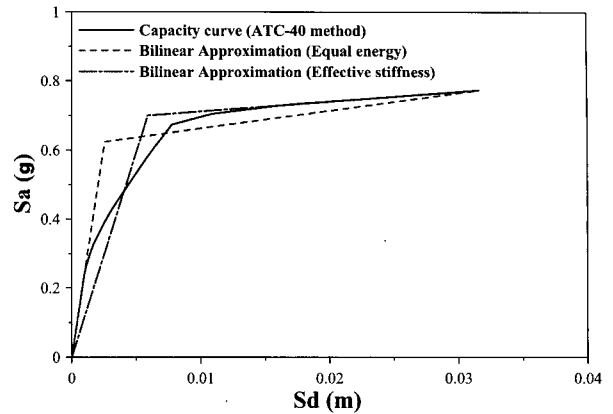
지 원리에 기초한 것이다. 유효강성 근사화 방법은 그림 6(b)에 나타난 바와 같이 역량곡선과 이선형 곡선의 유효강성을 나타내는 두 선이 항복하중의 60%지점에서 만나도록 반복적인 작업을 거쳐 항복점을 결정한다.

그림 7에는 4가지 등가단자유도 방법에 따라서 작성된 역량곡선을 두가지 이선형 근사화방법으로 근사화하여 비교하여 나타내었다. 표 4에는 근사화방법에 따른 역량곡선의 특

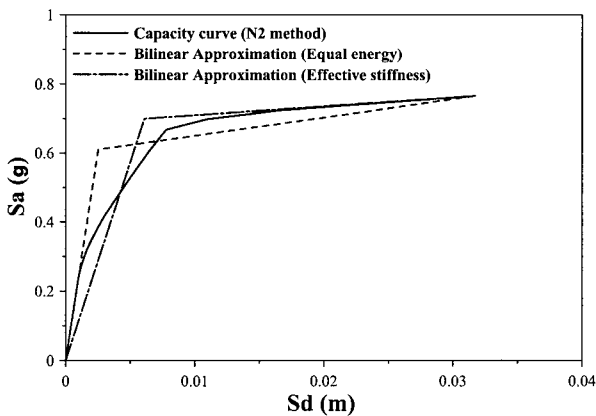
성을 비교하여 나타내었다. 유효강성 근사화방법이 등가에너지 근사화방법 보다 항복강도, 항복변위, 주기 모두를 크게 평가하는 것을 알 수 있다. 따라서 주기가 증가할수록 변위 응답은 일반적으로 증가함으로 역량스펙트럼 해석시 유효강성 근사화방법이 최대 비탄성변위를 더 크게 평가할 것으로 예상된다.



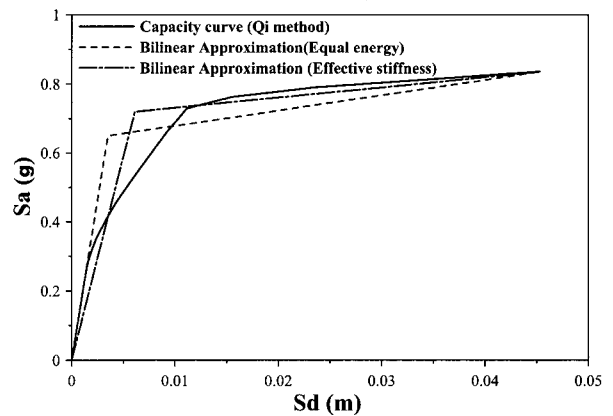
(a) S1 방법에 의한 역량곡선



(b) ATC-40 등가단자유도 방법에 의한 역량곡선



(c) N2 방법에 의한 역량곡선

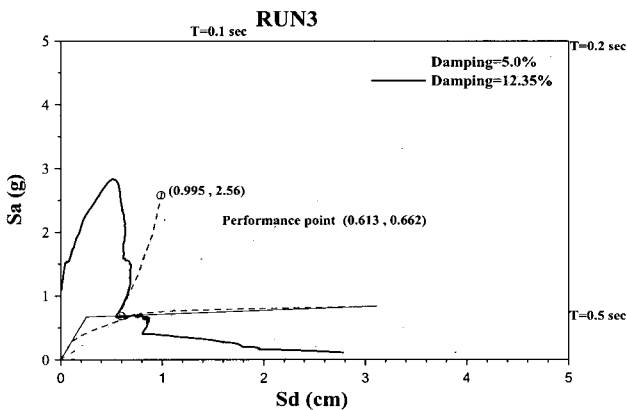


(d) Qi 방법에 의한 역량곡선

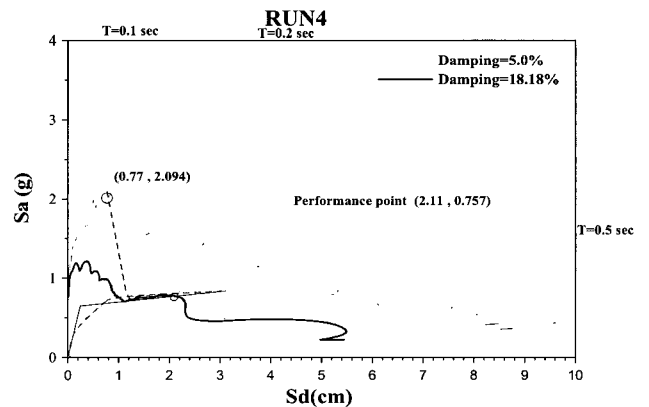
그림 7 이선형 근사화방법에 따른 역량곡선의 비교

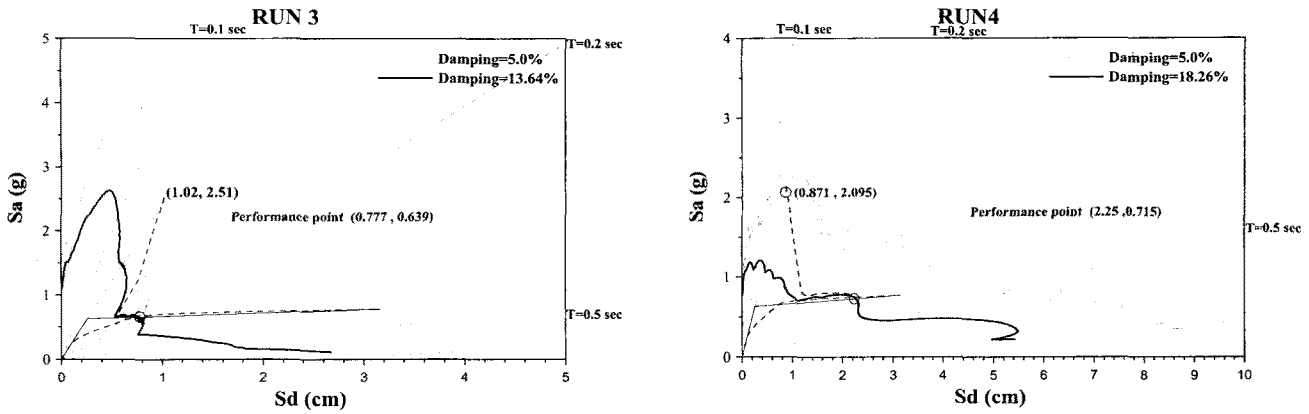
표 4 이선형 근사화방법에 따른 역량곡선의 특성비교

이선형 근사화방법	등가단자유도 방법	유효질량(kN-sec ² /m)	항복변위(mm)	항복가속도(g)	주기(sec)
등가에너지 근사화 방법	S1	114	2.457	0.65	0.123
	N2	81.3	2.548	0.617	0.129
	ATC-40	115	2.554	0.625	0.128
	Qi	114	3.5	0.65	0.147
유효강성 근사화 방법	S1	114	6.2	0.762	0.18
	N2	81.3	6.1	0.7	0.187
	ATC-40	115	5.9	0.7	0.184
	Qi	114	6.1	0.72	0.185

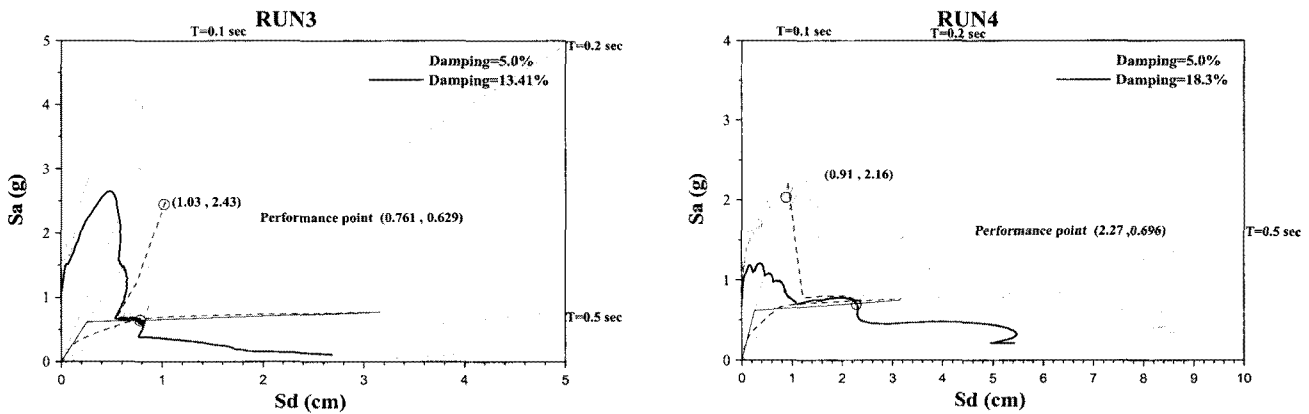


(a) S1 방법

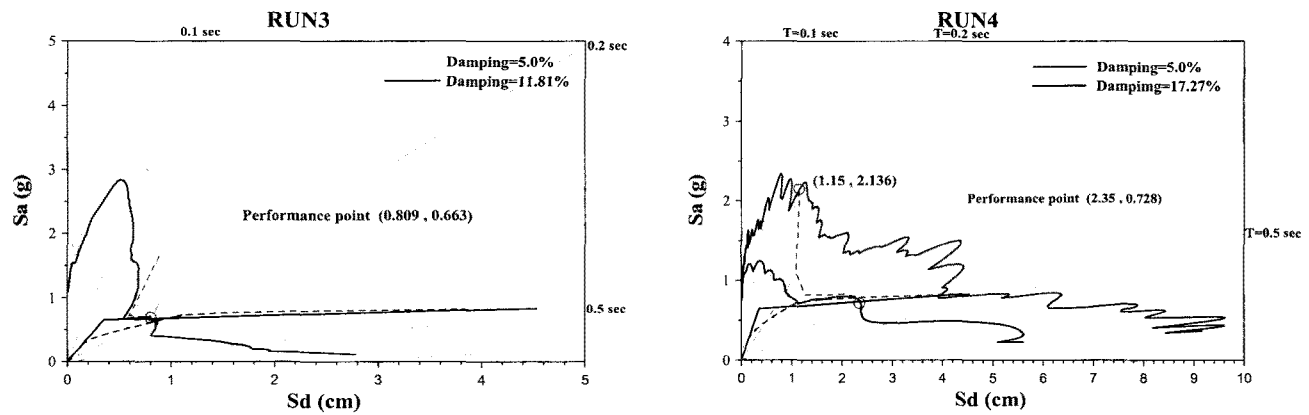




(b) ATC-40 등가단자유도 방법



(c) N2 방법

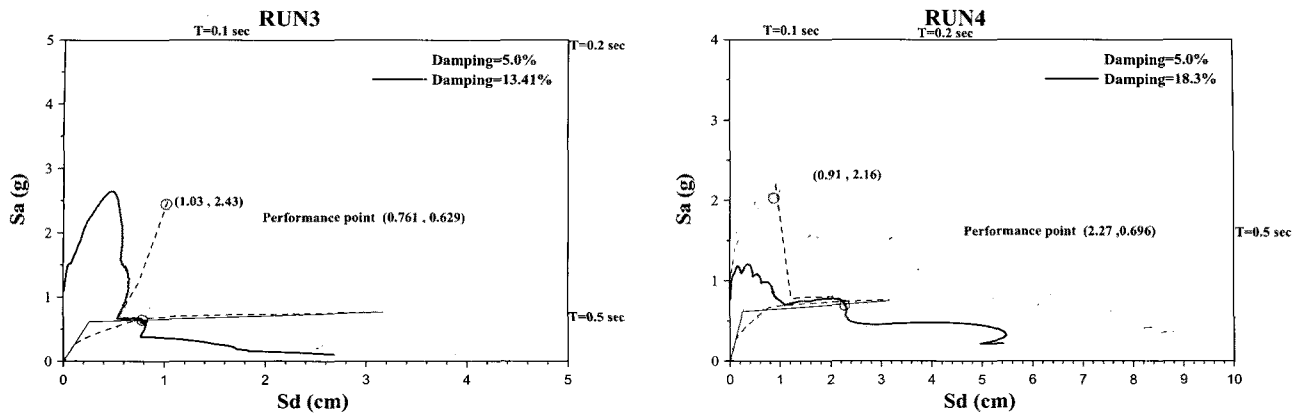


(d) Qi 방법

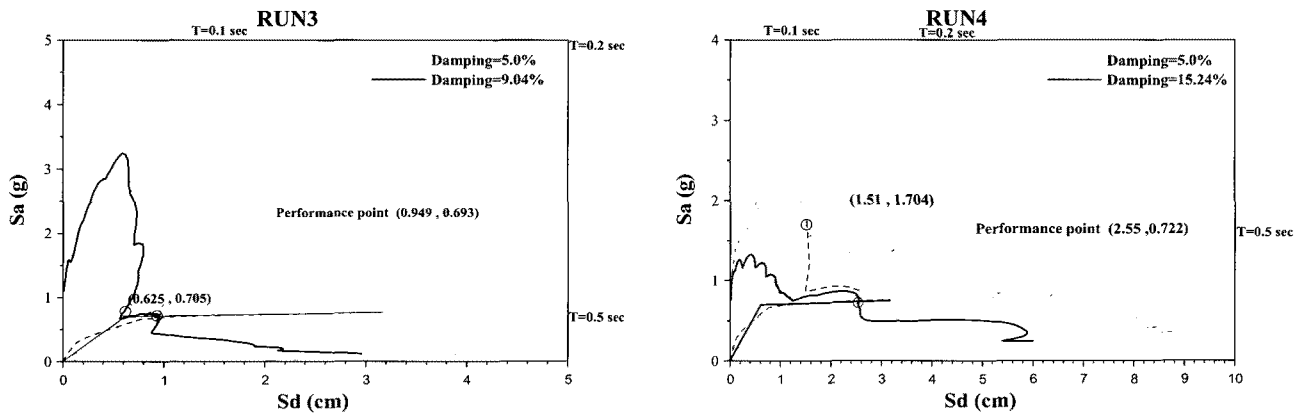
그림 8 등가단자유도 방법에 따른 성능점 산정의 비교(이선형 근사화: 등가에너지 근사화방법, 등가감쇠방법: Gulkan)

등가단자유도 방법에 따른 RUN3 지진에 대한 역량스펙트럼 해석의 결과를 살펴보면 그림 8에서와 같이 Qi 방법이 등가단자유도계의 변위를 8.09mm로 가장 크게 나타내고 S1 방법이 6.13mm로 가장 과소평가하는 결과를 보이고 있다. 그림 3(c)에 나타낸 바와 같이 실험결과 최상층의 변위는 13.2mm이다. 등가단자유도 변위응답을 최상층의 변위응답으로 전환하여 비교하기 위해서는 등가 단자유도계의 변위

에 최상층의 변형 형상벡터를 곱해주면 된다. S1 방법의 경우 등가단자유도 변위에 최상층의 형상벡터 1.42를 곱한 최상층의 변위는 8.7mm로써 실험결과에 가장 근접함을 알 수 있다. RUN4의 경우도 마찬가지로 S1 방법이 29.96mm(최상층의 형상벡터 값인 1.42 적용)로 그림 3(d)에 나타낸 실험결과 44.3mm에 가장 근접한 결과를 보이고 있다.



(a) 등가에너지 근사화방법

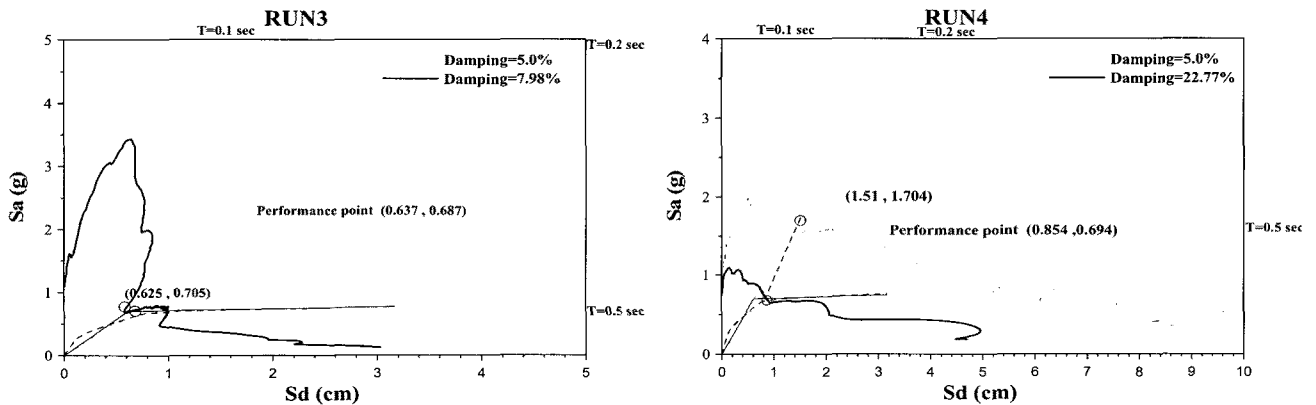


(b) 유효감쇠 근사화방법

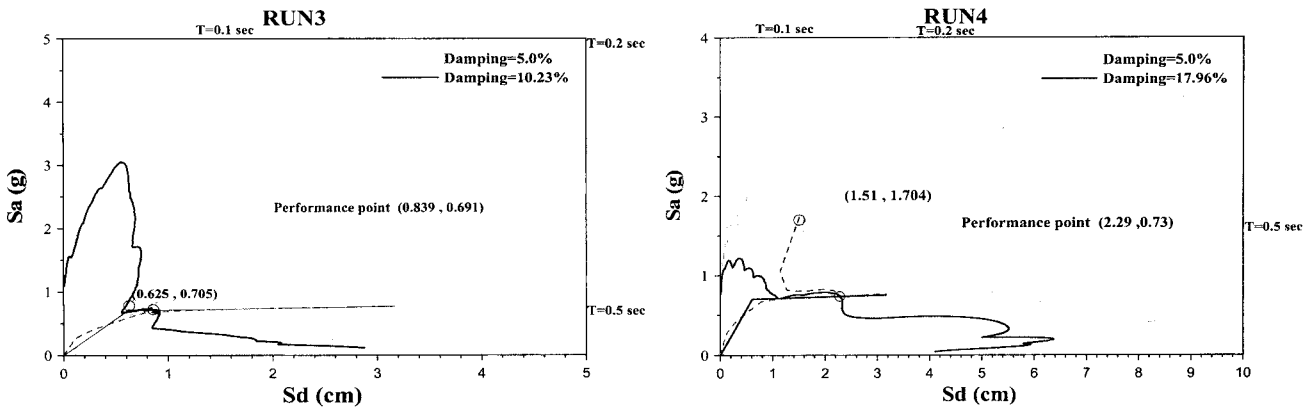
그림 9 이선형 곡선 근사화 방법에 따른 성능점 산정(등가단자유도방법: N2, 등가감쇠방법: Gulkan)

이선형 곡선 근사화방법에 따른 결과 값을 비교하기 위하여 여러 결과 중 N2 등가단자유도 방법과 Gulkan의 등가감쇠방법을 사용한 결과를 그림 9에 비교하여 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 유효강성 근사화방법이 실험결과에 보다 더 근접함을 알 수 있다. N2 방법은 최상층의 형상벡터가 1이기 때문에 등가단자유도계의 변위가 최상층의 변위 응답을 의미한다. 표 4에서 알 수 있듯이 유효강성 근사화방법이 항복변위, 항복강도, 주기를 더 크게 평가하였다. 성능점

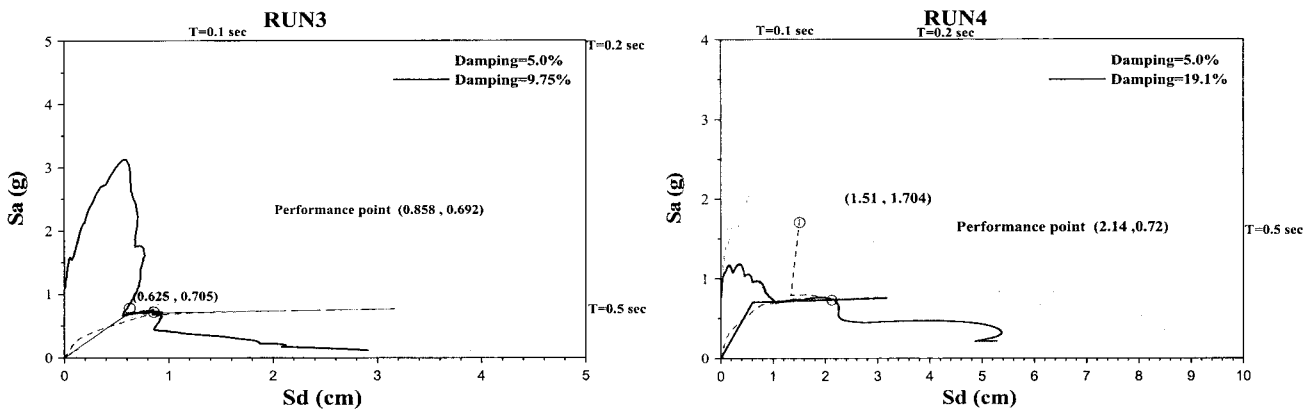
산정시 ATC-40의 방법 B의 경우 연성도를 증가시키면서 그때의 등가감쇠와 등가주기를 사용하여 성능점을 산정하기 때문에 초기주기 값이 크게 평가되면 같은 등가감쇠에서도 등가주기가 크게 평가되므로 최대 비탄성 변위를 크게 평가한다. 따라서 초기주기를 크게 평가하는 유효강성 근사화방법이 등가에너지 근사화방법보다 성능점을 더 크게 평가한 것으로 보인다.



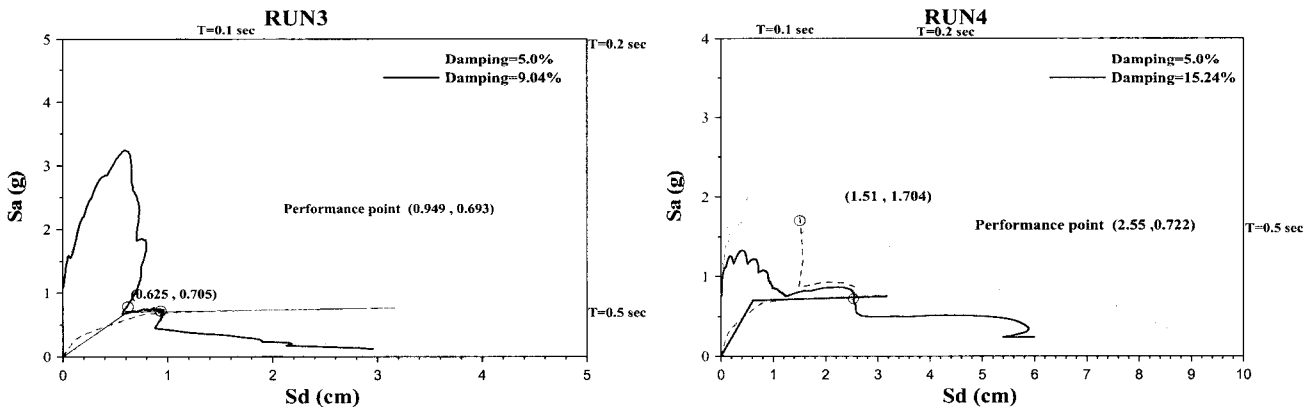
(a) ATC-40 등가점성감쇠모델



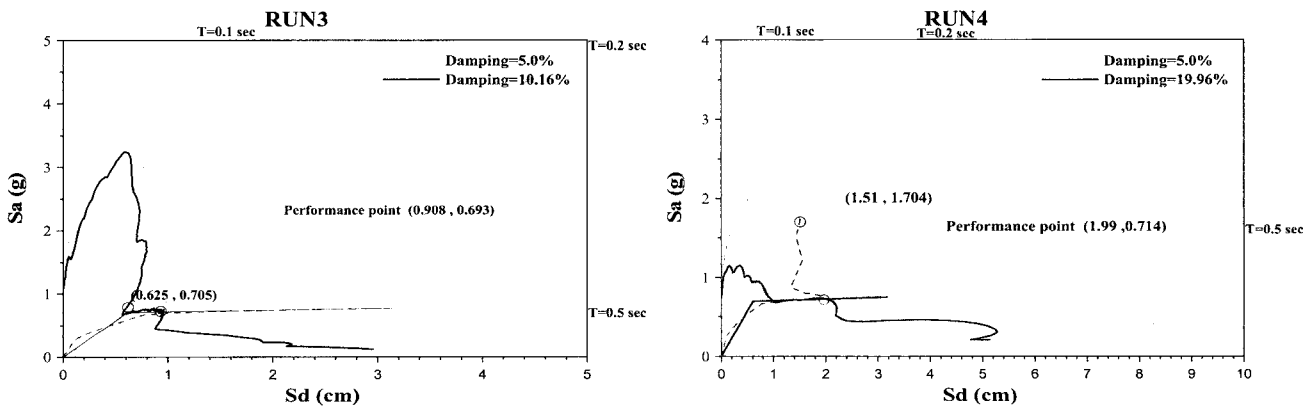
(b) Iwan 등가점성감쇠모델



(c) Kowalsky 등가점성감쇠모델



(d) Gulkan 등가점성감쇠모델



(e) FEMA-440 등가점성감쇠모델

그림 10 등가감쇠별 성능점 (등가단자유도방법: N2, 이선형 근사화: 유효강성 근사화방법)

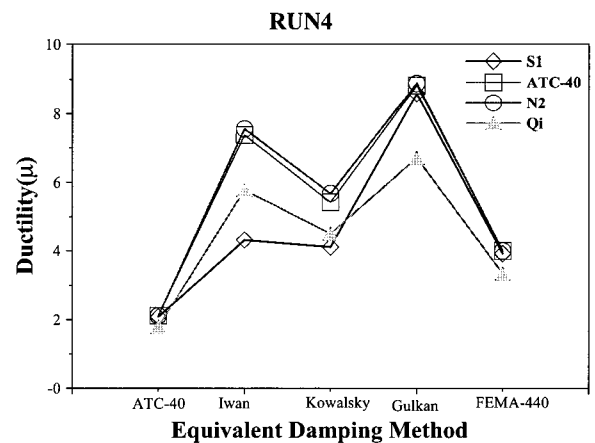
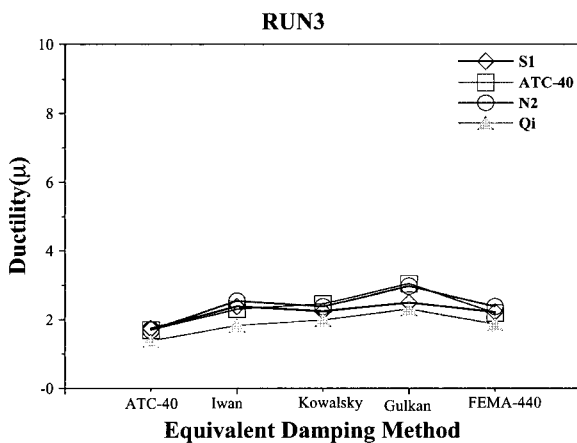
등가감쇠방법에 따른 RUN3의 지진에 대한 결과를 비교하여 보면 그림 10에서 알 수 있듯이 Gulkan방법이 9.49mm로 실험결과에 가장 근접한 값을 보이고 있다. 그림 11(b)에서 보면 성능점이 연성도 2미만에서 산정되는 것을 알 수 있다. 등가감쇠방법에 따른 등가감쇠를 연성도의 함수로 비교하여 그림 12(a)에 나타내었는데, 연성도가 2.5이하에서는 FEMA-440방법이 등가감쇠를 가장 작게 평가한다. ATC-40의 방법 B의 경우 요구도 스펙트럼과 구조물의 등가주기가 만나는 점들을 연결한 궤적과 역광곡선의 교차점을 성능점을 산정하기 때문에 같은 등가감쇠를 적용할 경우 유효주기가 크면 최대변위도 크게 산정된다. 따라서 그림 12(a)에서와 같이 등가감쇠는 FEMA-440방법이 다소 작게 평가하지만 그림 12(b)에서와 같이 활선강성을 사용하는 Gulkan방법이 유효주기를 크게 평가하기 때문에 성능점을 크게 평가한 것으로 보인다. 이는 그림 13에서 등가감쇠는 크게 차

이가 나지 않지만 유효주기의 경우 Gulkan방법이 FEMA-440방법보다 크게 평가함을 확인할 수 있다.

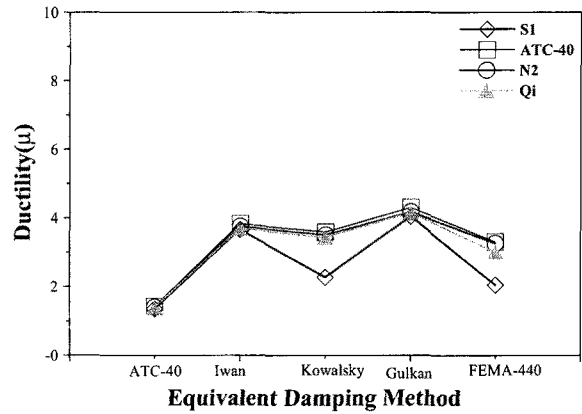
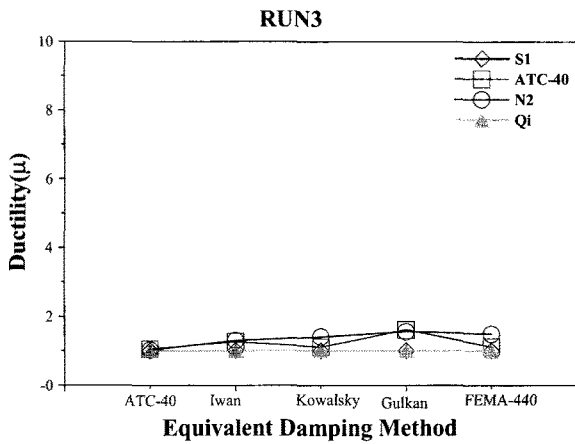
등가감쇠방법에 따른 RUN4의 결과를 비교하여 보면 그림 10에서 알 수 있듯이 Gulkan방법이 25.5mm로 실험결과 43.3mm에 가장 근접한 경향을 보이고 있고, ATC-40방법이 8.54mm로 가장 큰 차이를 보이고 있다. 이는 그림 12(a)에서와 같이 모든 연성도 범위에서 다른 방법들에 비하여 ATC-40방법이 등가감쇠를 과대평가하기 때문이다. 감쇠가 증가할수록 변위응답은 감소하기 때문이다. 그림 12(a)에서 연성도가 2.5이상에서는 Iwan방법이 등가감쇠를 Gulkan방법에 비하여 다소 작게 평가한다. 하지만 그림 12(b)에서 알 수 있듯이 같은 연성도에서 주기를 작게 평가한다. 따라서 등가감쇠는 Iwan방법이 다소 작게 평가하지만 Gulkan방법이 주기를 크게 평가하므로 인해 최대 비탄성변위를 크게 평가하는 것으로 판단된다.

표 5 성능점의 최대변위

가진 기록	이선형 근사화방법	등가단자유도방법	등가감쇠방법별 변위(mm)				
			ATC-40	Iwan	Kowalsky	Gulkan	FEMA-440
RUN3	등가에너지 근사화방법	S1	6.06	8.32	7.84	8.70	7.75
		ATC-40	4.32	5.87	6.27	7.77	5.58
		N2	4.34	6.5	6.08	7.61	6.09
		Qi	4.86	6.4	6.96	8.09	6.53
	유효강성 근사화방법	S1	8.90	8.90	8.90	8.90	8.90
		ATC-40	6.21	7.43	6.56	9.5	6.6
		N2	6.37	7.91	8.58	9.49	9.08
		Qi	6.1	6.1	6.1	6.1	6.1
RUN4	등가에너지 근사화방법	S1	7.27	15.1	14.34	29.96	13.67
		ATC-40	5.37	18.8	13.8	22.5	10.5
		N2	5.39	19.3	14.5	22.7	10.2
		Qi	6.26	20.2	11.3	23.5	11.7
	유효강성 근사화방법	S1	11.9	17.9	20.02	35.64	18.03
		ATC-40	8.37	22.6	21.2	25.4	19.5
		N2	8.54	22.9	21.4	25.5	19.9
		Qi	8.5	22.5	20.9	25.4	18.3

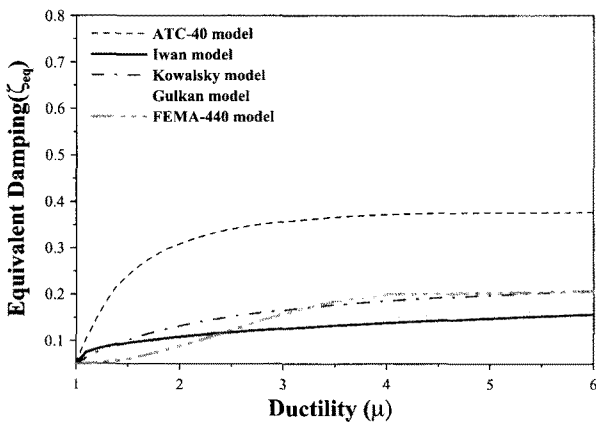


(a) 등가에너지 근사화방법

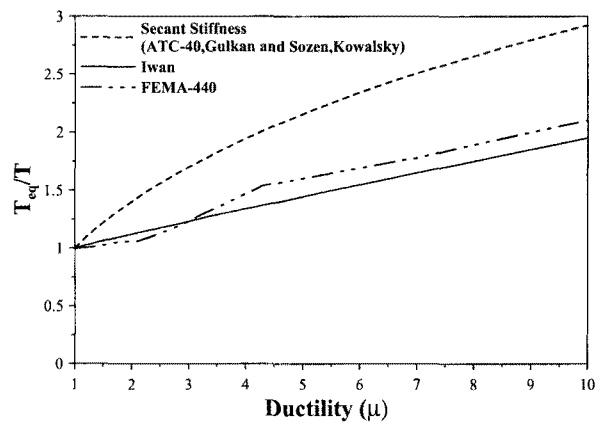


(b) 유효강성 근사화방법

그림 11 다양한 조건에 대한 성능점에서의 연성도의 비교



(a) 등가감쇠비교



(b) 등가주기비교

그림 12 연성도에 따른 등가감쇠 및 유효주기비교

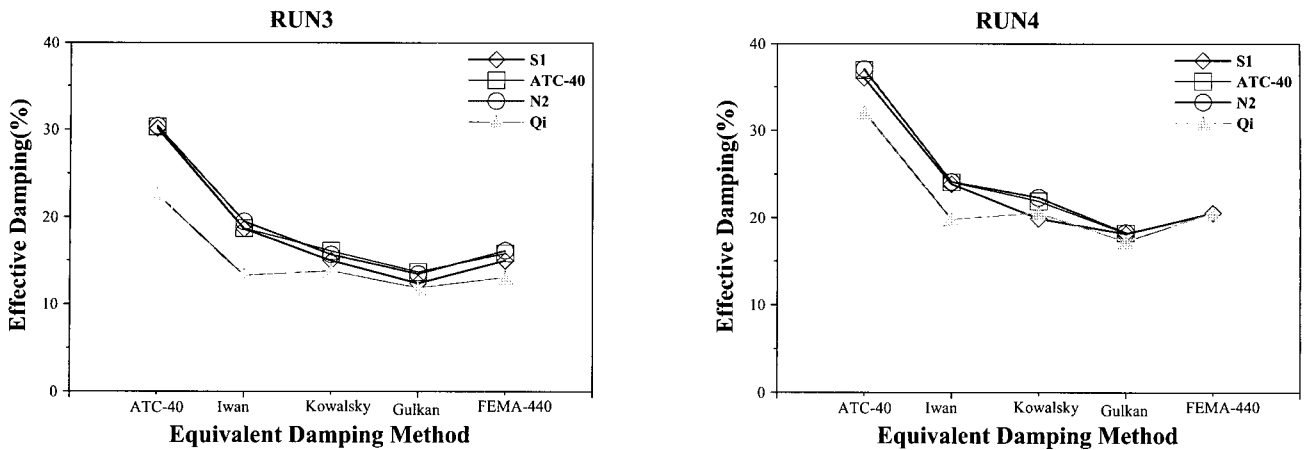
그림 13에서는 등가감쇠방법 및 등가단자유도 방법에 따른 역량스펙트럼 해석시 성능점에서의 유효감쇠를 비교하였다. 등가에너지 근사화방법을 사용한 경우 RUN3와 RUN4 지진 모두에서 다른 등가감쇠방법들에 비하여 ATC-40의 등가감쇠방법이 유효감쇠를 크게 평가함을 알 수 있다. 하지만 유효강성 근사화방법을 사용한 경우 RUN3에서는 각 방법별로 큰 차이를 보이지 않고 있다. 이는 유효강성 근사화방법이 초기주기와 항복변위를 크게 평가하여 항복점 부근에서 성능점이 산정 되었기 때문이다. 즉 구조물의 거동이 탄성거동에 가깝기 때문에 방법에 따른 차이가 크지 않은 것으로 판단된다.

RUN4의 경우도 등가에너지 근사화방법을 사용시에 RUN3와 유사한 경향을 나타내고 있다. 그림 13에서도 알 수 있듯이 ATC-40에서 제안된 방법이 유효감쇠를 크게 평가함을 알 수 있다. 나머지 방법들은 유사한 감쇠범위를 가지고 있고 Gulkan방법이 다소 작게 평가함을 알 수 있다. 또한, 그림 14의 유효주기 비교결과를 보면 대부분의 경우에

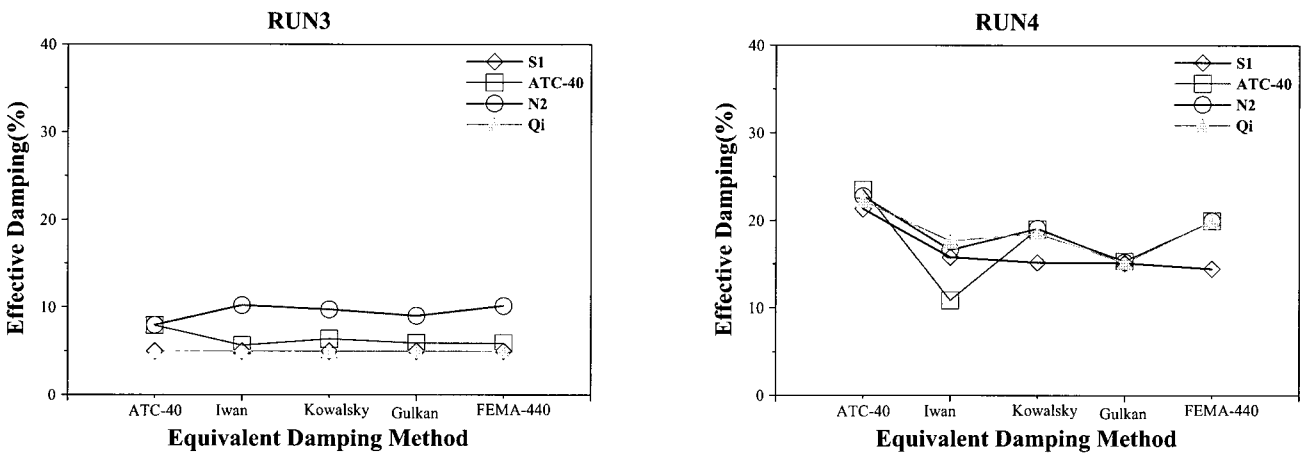
서 Gulkan방법이 유효주기를 크게 평가하고 있기 때문에 성능점 산정결과에서도 Gulkan방법이 성능점을 가장 크게 평가하는 것이다.

그림 15에는 진동대 실험과 역량스펙트럼해석에 의한 철근콘크리트 벽체구조물의 최상층부의 최대변위를 불일치율로 나타내어 비교하였다. 대체적으로 진동대 실험결과에 비하여 변위응답을 과소 평가하는 경향을 나타내고 있으며, RUN3의 경우에 S1 등가단자유도 방법이 다른 방법들에 비하여 과소평가 정도가 작음을 알 수 있다. 이는 그림 16(b)에서 알 수 있듯이 S1방법이 N2 방법에 비해 항복 후 강성이 크게 평가되어 궤적선이 수평으로 증가되는 구간 이전에서 성능점이 산정되 되기 때문에 다른 방법들에 비하여 성능점의 최대 변위를 과소 평가하는 것으로 보인다. 하지만 최상층변위 평가시에는 S1방법의 경우 형상벡터(1.42)가 곱해져야 하기 때문에 S1방법이 실험결과에 가장 근접한 경향을 보이는 것으로 판단된다.

등가단자유도 방법에 따른 불일치율의 차이보다는 등가감



(a) 등가에너지 근사화방법 사용



(b) 유효강성 근사화방법 사용

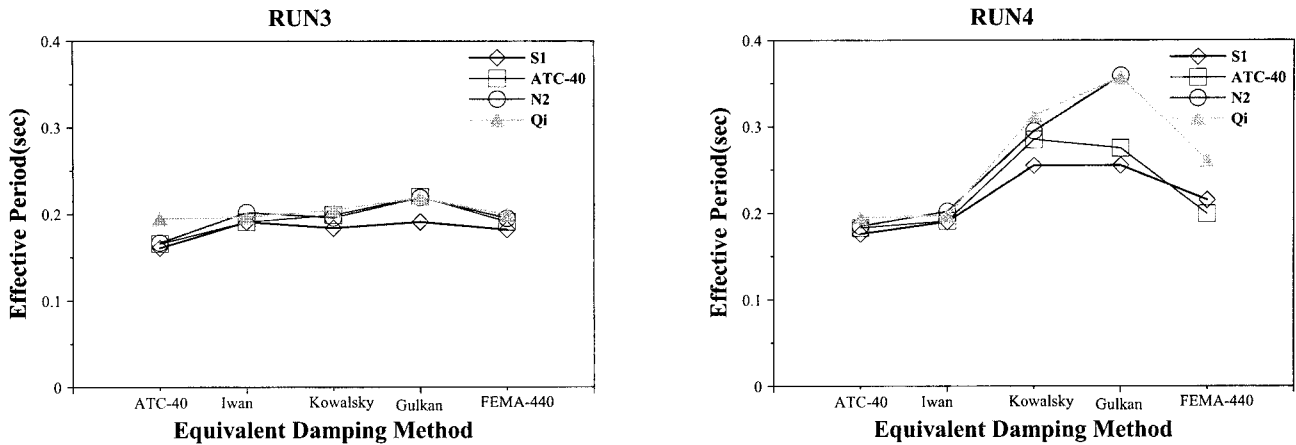
그림 13 등가감쇠방법 및 등가단자유도방법에 따른 성능점에서의 유효감쇠 비교

쇠 모델에 따른 불일치율의 차이가 더 큰 것을 그림 15로부터 알 수 있다. 특히 ATC-40 등가감쇠방법의 과소평가 정도가 87% 정도로 다른 방법에 비하여 가장 큰 것으로 나타났다. 이는 그림 12에서 알 수 있듯이 연성도에 따른 등가감쇠를 다른 방법들에 비하여 크게 평가하기 때문이다. 또한 Gulkan방법과 ATC-40등가감쇠방법을 제외한 나머지의 경우는 유사한 경향을 나타내고 있는 것을 알 수 있다. 이는 연성도가 3미만일 경우 등가감쇠방법에 따른 등가감쇠의 차이가 크지 않기 때문인 것으로 판단된다. 이선형 방법에 따른 불일치율을 비교하여 보면 유효강성 근사화 방법이 과소평가 정도가 작은 것을 알 수 있다. 이는 초기주기 산정에 있어서 유효강성 근사화 방법이 주기를 크게 산정하여 그림 16(c)에서와 같이 성능점 산정시 등가감쇠를 작게 평가하고 유효주기를 크게 평가하기 때문인 것으로 판단된다.

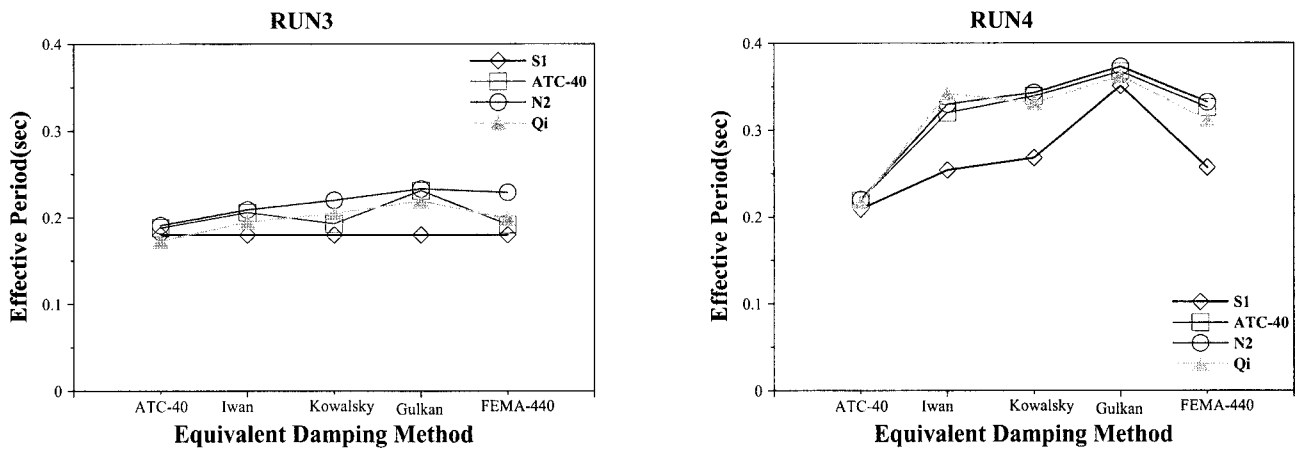
RUN4의 경우 과소평가의 정도가 RUN3에 비하여 크게 나타남을 알 수 있다. 이는 실제 진동대실험의 경우에는 비탄성 변위응답이 발생한 RUN3 실험 이후에 동일한 손상된

시험체를 실험에 사용하였기 때문에 실험의 변위응답이 해석에 의한 변위응답 보다는 크게 평가된다. 손상된 시험체의 경우에는 구조물의 강성이 변하게 되어 진동모드 또한 변하게 된다. 그러므로 구조물의 손상상태를 고려하지 않은 역랑스펙트럼 해석에서는 손상에 의해 바뀐 진동모드의 영향(역랑스펙트럼에서는 하나의 진동모드를 일정한 변형형상으로 반영하는 개념임)을 고려하지 못함으로 인해 과소 평가의 정도가 크게 나타났으리라 판단된다.

RUN4의 경우도 등가단자유도 방법은 S1 방법이 과소평가 정도가 작음을 알 수 있다. 하지만 Iwan감쇠모델을 사용한 경우에는 다른 방법들에 비하여 과소평가 정도가 크게 발생한다. 이는 그림 16(b)에서 알 수 있듯이 RUN4의 경우 주기 0.24초~0.33초 사이에서는 주기 증가시 요구도 곡선의 가속도의 감소는 거의 없고 변위만 증가 하는 구간이다. 즉, 궤적선의 교차각도가 0°에 가까워진다. 따라서 이 구간에서는 S1 방법의 경우 다른 방법들에 비하여 항복강도와 파괴강도를 다소 크게 평가하여 변위증가 이전구간인 주기 0.24초 부근에서 성



(a) 등가에너지 근사화방법 사용



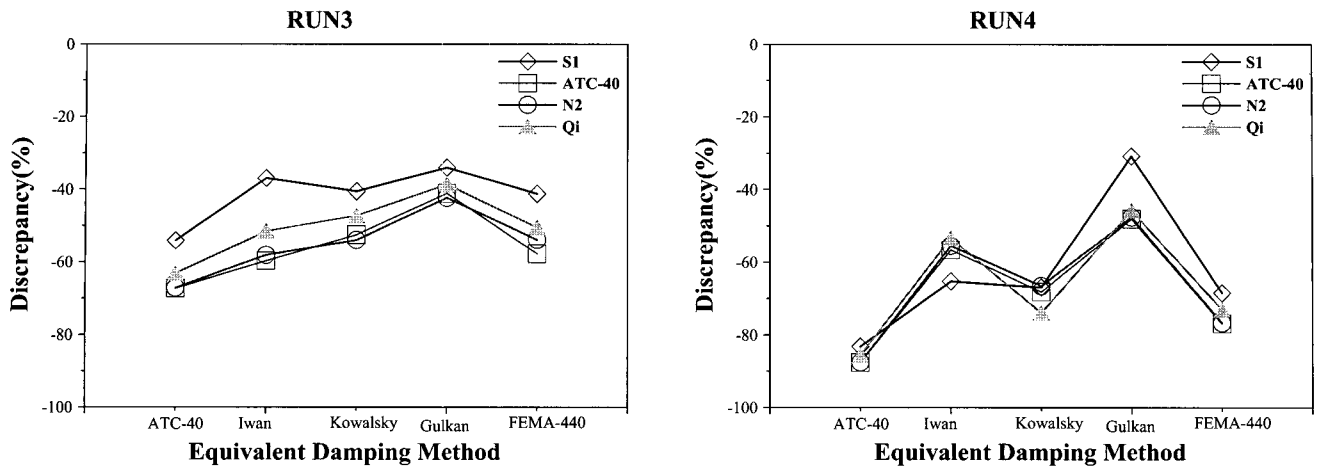
(b) 유효강성 근사화방법 사용

그림 14 등가감쇠방법 및 등가단자유도방법에 따른 성능점에서의 유효주기 비교

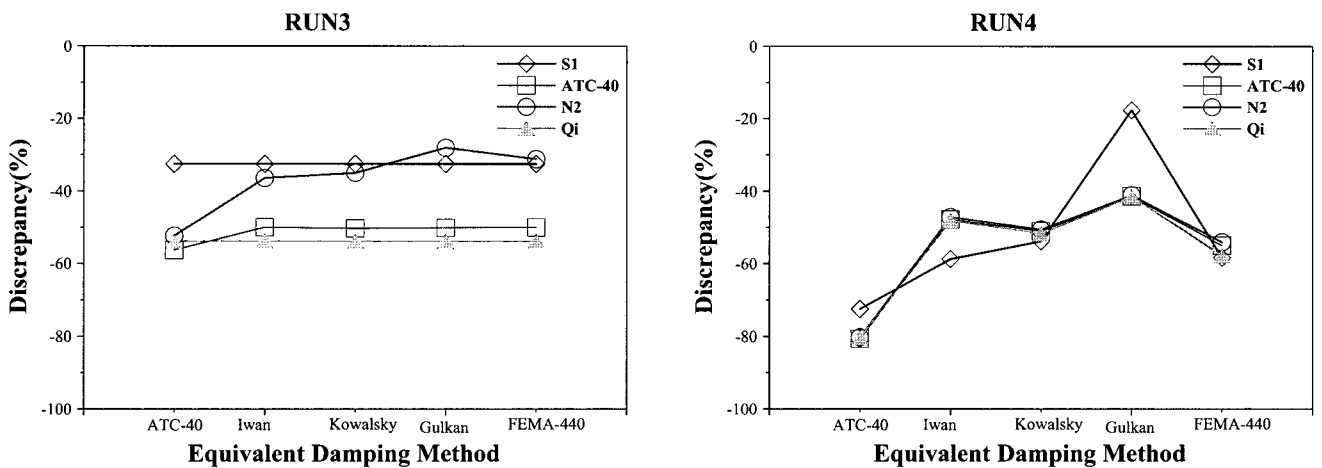
능점이 산정되었기 때문에 과소평가가 정도가 크게 나타난 것으로 판단된다. 등가감쇠방법의 경우는 ATC-40 감쇠방법이 과소평가 정도가 가장 크게 평가되었다. 이와 같은 원인은 그림 16(a)에서 알 수 있듯이 ATC-40 감쇠방법의 경우 다른 방법들에 비하여 등가감쇠를 크게 평가하기 때문이다.

그림 17은 해석에 사용한 지진가속도 기록에 대한 특성주기(T_0)를 구하기 위하여 작성한 입력에너지 스펙트럼을 나타낸 그림이다. 입력에너지 스펙트럼의 최대값에 대응되는 주기가 특성주기로 정의된다. 구조물의 주기가 지진의 특성주기 보다 작으면 비탄성 변위는 탄성변위보다 크게 나타나며 구조물의 주기가 지진의 특성주기보다 큰 경우에는 구조물의 비탄성 변위는 탄성변위와 같거나 이보다 작게 된다. 이를 일반적으로 동일변위법칙이라고 한다. RUN3의 경우에는 구조물의 주기가 지진의 특성주기 보다 크기 때문에 동일변위법칙이 적용되는 경우인데, 이는 그림 8, 9, 10의 결과에 나타난 바와 같이 성능점의 변위응답이 구조물의 고유주기에 대응되는 초기의 탄성변위응답 보다 작음을 알 수 있다.

RUN4의 특성주기가 구조물의 주기보다 크기 때문에 비탄성 변위가 탄성변위보다 큰 경향을 나타낸다. 즉, 본 연구에서 사용한 역량스펙트럼해석의 결과도 이러한 동일변위법칙을 대부분 만족하는 것으로 나타났다. 하지만 RUN3의 경우 유효강성 근사화방법 사용시 몇 가지 경우에서 그림 9(b)에 나타난 것과 같이 이러한 경향이 만족하지 않았다. 5% 감쇠에 대한 탄성변위는 6.25mm이지만 성능점에서의 변위는 9.49mm로 증가하는 특성을 나타낸다. 이는 유효강성 근사화방법을 사용한 경우 구조물의 탄성주기를 약 0.18초로 산정하는데 요구도 곡선의 가속도응답이 0.18~0.23초 사이에는 주기의 증가에 따라 증가하는 경향을 나타낸다. 따라서 성능점 산정시 등가감쇠 증가에 따른 성능점의 궤적선이 가속도응답은 감소함이 없이 변위응답만 증가하는 특성을 나타낸다. 즉, 이 구간에서는 궤적선의 교차각도가 0°에 가까워지는 구간이다. 따라서 이 구간 이전에서 성능점이 역량곡선과 교차하지 않는다면 이 구간에서는 가속도 값이 감소하지 않기 때문에 역량곡선과 궤적선이 평행하게 수평으로 진행하게 되어 교차



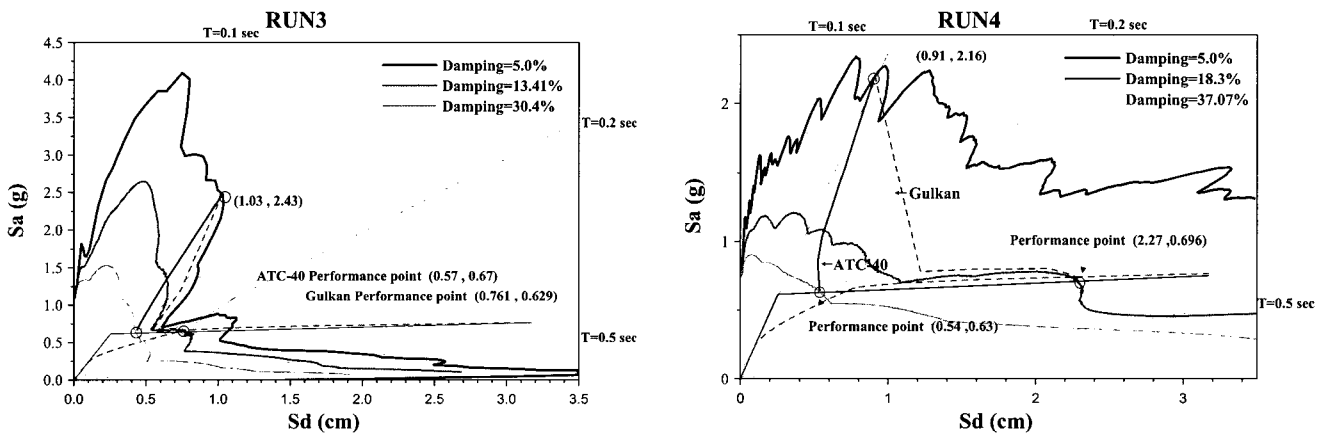
(a) 등가에너지 근사화방법 사용



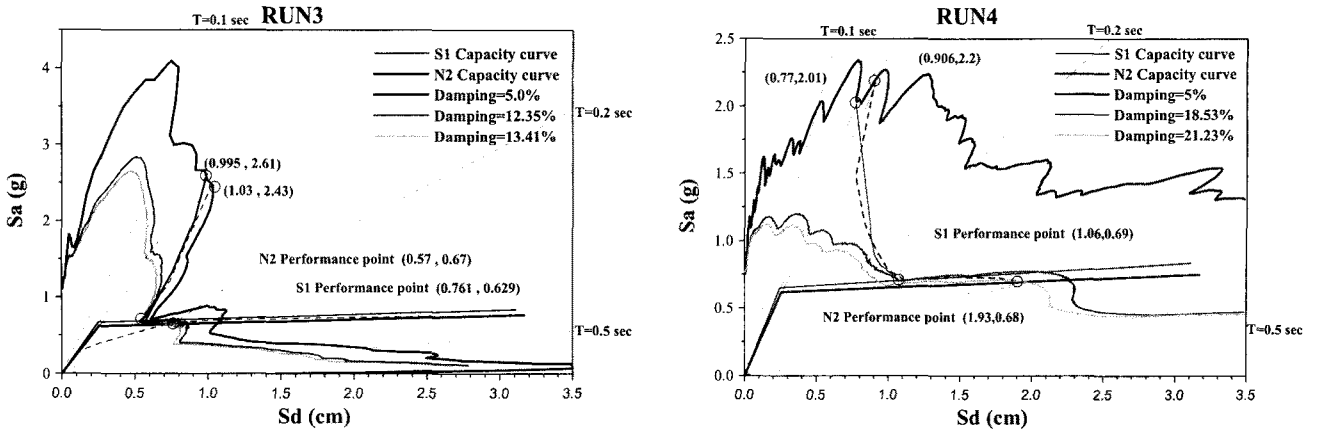
(b) 유효감쇠 근사화방법 사용

$$\ast (Discrepancy(\%)) = \{(D_{Analysis} - D_{Test}) / D_{Test}\} \times 100$$

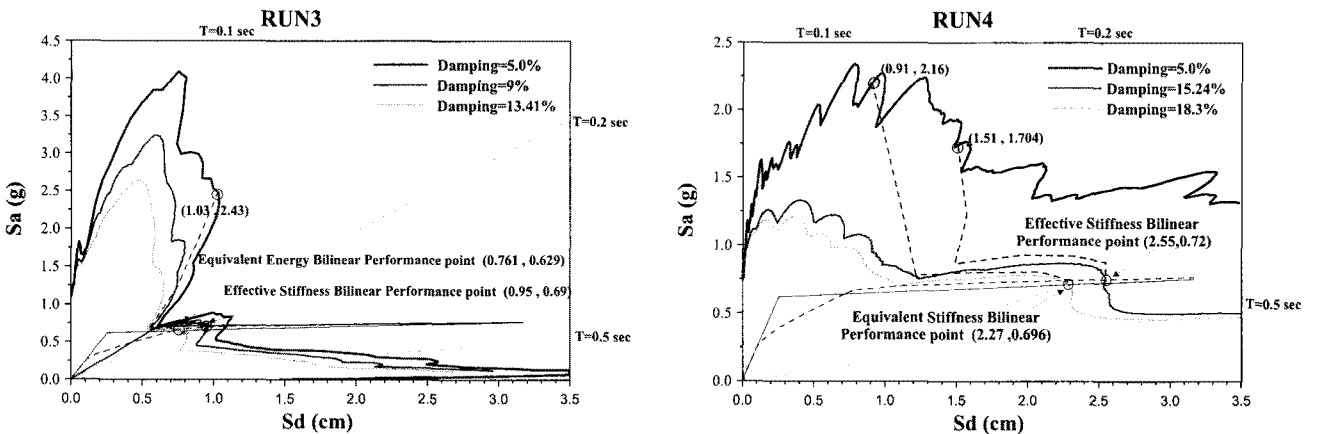
그림 15 등가감쇠방법 및 등가단자유도방법에 대한 변위응답의 불일치율



(a) 등가감쇠방법에 따른 성능점 비교



(b) 등가단자유도방법에 따른 성능점 비교



(c) 근사화 방법에 따른 성능점의 비교 (N2방법, Gulkan등가감쇠방법)

그림 16 역량스펙트럼 해석에 영향을 주는 주요과정에 따른 성능점에서의 변위응답의 차이의 비교

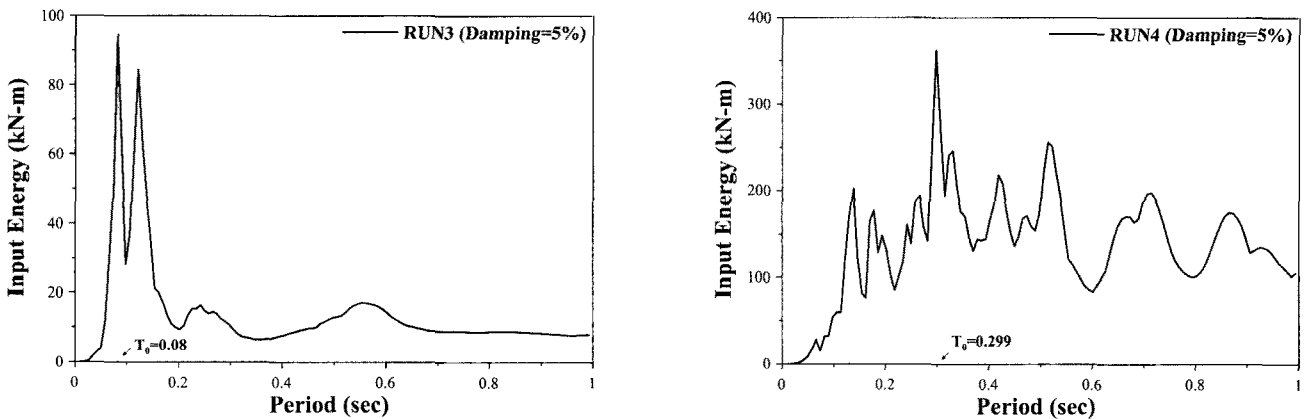


그림 17 지진가속도 기록의 특성주기

할 수 없게 되므로 이와 같은 현상이 발생하게 된다. 일반적으로 설계응답스펙트럼을 사용할 경우는 감쇠증가에 따른 궤적선의 교차각도가 90°에 근접하는 큰 값을 가지기 때문에 이러한 현상이 발생되지 않는다. 따라서 역량스펙트럼해석시에 지진의 특성을 반영하는 방법을 고려하면 지진응답을 보다 정확하게 반영할 수 있으리라 판단된다.

4. 결 론

철근-콘크리트 벽체 구조물에 대하여 현재 연구에서 많이 사용하고 있는 몇 가지의 등가감쇠방법과 등가단자유도 방법을 역량스펙트럼해석에 적용 후 각 방법의 특성을 비교하였다. 각 방법의 정확성 평가를 위해서는 기준 값으로 진동대

실험에 의한 변위응답을 사용하였으며, 이러한 비교를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

① 다양한 조건에 대한 역량스펙트럼 해석에 의한 변위응답이 진동대 실험에 의한 결과보다 모두 과소평가하는 경향을 나타냄을 알 수 있으며, 이러한 경향은 RUN3의 경우에 비하여 비탄성 거동이 더 크게 발생하는 RUN4의 경우에 보다 크게 나타난다.

② 본 연구에 적용한 등가단자유도 방법 중에서는 S1 방법이 가장 진동대 실험결과에 근접함을 알 수 있었다. 그러나 예외적으로 RUN4의 경우에 Iwan 등가감쇠모델 사용시 다른 방법들에 비하여 S1 방법의 과소평가의 정도가 큼을 알 수 있다. 이는 S1 방법이 역량곡선의 항복강도와 파괴강도를 크게 평가하여 요구도 곡선상에서 변위증폭구간 이전에 성능점이 산정되어 다른 방법들에 비하여 최대변위를 작게 평가한 것으로 사료된다. 이는 일반적인 경우는 아니며 특별한 조건에서만 발생하는 경향으로 판단된다.

③ 이선형 곡선으로 전환하는 방법에 대하여 HAZUS-MH1(2003)에서는 유효강성 근사화방법이 항복변위를 과대평가하는 경향을 가지고 있어 등가에너지 근사화방법을 권하고 있다. 본 연구에서도 유효강성 근사화방법이 등가에너지 근사화방법 보다는 과대평가하는 것을 알 수 있었다. 하지만 실험결과와 비교한 결과 유효강성 근사화방법이 실험결과에 근접함을 알 수 있었다. 이는 주기(2.2배), 항복강도(1.13배), 항복변위(1.4배) 모두를 크게 평가하는 유효강성 근사화방법을 이용한 경우 초기탄성변위를 크게 평가한다. ATC-40 방법 B의 경우 탄성변위를 출발점으로 하여 궤적선을 작성하여 성능점을 산정하기 때문에 초기탄성변위가 큰 경우 최대변위도 크게 평가하는 결과를 나타낸다.

④ 등가감쇠방법에 따른 결과에서는 대체적으로 Gulkan 방법과 Iwan방법이 다른 방법들에 비하여 실험결과에 근접한 경향을 나타내고 있다. 이는 등가감쇠 산정시 같은 연성도에 대하여 감쇠를 작게 평가하기 때문임을 알 수 있었다. 하지만 이는 본 구조물의 특성과 지진의 특성이 복합적으로 작용되어진 경우이기 때문에 구조물에 따른 적절한 방법의 선택이 필요할 것으로 사료된다.

⑤ 본 논문의 결과는 비록 여러방법에 따른 비탄성 변위응답과 진동대 실험과의 비교를 사용하였지만 대상구조물은 하나의 철근콘크리트 벽체 구조물에 국한되었기 때문에 해석방법의 정확성에 대한 일반적인 결론을 도출하기에는 제한적이며 추가적인 많은 수의 시험체 실험결과와의 비교분석을 통하여 보완하여야 하리라 판단된다. 그러나 일반적으로 연구에 많이 적용되고 있는 대표적인 등가단자유도 방법, 등가감쇠방법, 근사화 방법등을 적용하여 각 방법이 역량스펙트럼

해석에 미치는 영향을 분석하는 것은 의미 있다고 판단되며 각 방법의 영향중에서 등가감쇠방법의 차이에 따른 역량스펙트럼 해석의 차이가 가장 크게 영향을 줌을 알 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 2007년도 강원대학교 학술연구조성비에 지원되었으며 이에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- 이동근, 송종걸, 윤정방** (1997) 지진에 대한 고층구조물의 시스템 연성요구도 평가방법, 대한토목학회 논문집, 17(1~2), pp.245~257.
- Applied Technology Council** (1996) Seismic Evaluation and Retrofit of concrete Buildings, ATC-40 Report, Redwood city, California.
- Applied Technology Council** (1997) NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of building (FEMA 273), and NEHRP commentary on the guidelines for the seismic rehabilitation of buildings (FEMA 274), ATC 33, Redwood city, CA.
- Applied Technology Council** (2004) Improvement of nonlinear static seismic analysis procedures (FEMA 440), ATC-55 Project, Redwood City, California.
- Chopra, A.K., Goel, R.K.** (2001) A modal pushover analysis procedure to estimate seismic demands for buildings: theory and preliminary evaluation, *Report No. PEER, Pacific Earthquake Engineering Research Center*, University of California, Berkeley.
- Fajfar, P., Gaspersic, P.** (1996) The N2 method for the seismic damage analysis of RC buildings, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 25(1), pp.31~46.
- Gulkan, p., Sozen, M** (1974) Inelastic response of reinforced concrete structures to earthquakes motions, *ACI Journal*, 71, pp.604~610.
- Hachem, M. M.** (2000) Bispec Help Manual, Pacific Earthquake Engineering Research Center.
- HAZUS-MH1.** (2003) *Earthquake Loss Estimation Methodology*, Technical Manual, Prepared by the National Institute of Building Sciences for Federal Emergency Management Agency.
- IAEA** (2002) IAEA CRP-NFE Camus Benchmark: Experimental results and specifications to the participants, *Report DM2S. SEMT/EMSI/RT/02-047/A.*

- Iwan, W.D., Gates, N.C.** (1979) The effective period and damping of a class of hysteretic structures, *Earthquake Engineering and Structural Dynamic*, 7, pp.199~211.
- Kowalsky, M., Priestley, M.J.N., Mac Rae, G.A.** (1995) Displacement-based design of RC bridge columns in seismic regions, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 24, pp.1623~1643.
- Lee, D. G., Song, J. K., Yun, C. B.** (1997) Estimation of system-level ductility demands for multi-story structures, *Engineering Structures*, 19(12), pp.1025~1035.
- Mander, J.B., M.J.N. Priestley, R. Park** (1988) Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, *Journal of the Structural Division, ASCE*, 114(8), pp.1804~1826.
- Miranda, E., Ruiz-Garcia, J.** (2002) Evaluation of approximate methods to estimate maximum inelastic displacement demands, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 31, pp.539~560.
- Qi, X., Moehle, J.P.** (1991) Displacement design approach for reinforced concrete structures subjected to earthquake, *Report No. UCB/EERC-91/02*, Univ. of California, Berkeley.
- Rosenblueth, E., Herrera, I.** (1964) On a kind of hysteretic damping, *Journal of Engineering Mechanics Division ASCE*, 90, pp.37~48.
- Valles, R.E., Reinhorn, A.M., Kunnath S.K., Madan A.** (1996) IDARC2D Version 4.0: A Computer Program for the Inelastic Damage Analysis of Building, *Technical Report NCEER-96-0010*, NCEER, State University of New York at Buffalo.
- UCFyber** (2000) Cross section analysis software for structural engineers, ZeventTM.