

동적해석을 위한 대공간 구조물의 모델링 및 능력스펙트럼법에 의한 성능점 산정

Modeling of the Spatial Structures for Dynamic Analysis and Evaluation of Performance Point Based on Capacity Spectrum Method

간 은 영* 이 상 주** 한 상 을***
Kan, Eun-Young Lee, Sang-Ju Han, Sang-Eul

ABSTRACT

Performance based seismic design is a very efficient method in evaluating the seismic capacity of building. In this study, the method estimating the performance point of the spatial structures based on capacity spectrum method(CSM) is proposed. And for efficient evaluation for the performance point of the spatial structures, the algorithm to convert spatial structural system to ESDOF system is proposed. Its efficiency is confirmed by comparing with time history analysis of full model. And dynamic behaviors of spatial structures are examined by using this method. At last, evaluation of structural performance according to variation of stiffness after plastic deformation is carried out.

Keywords : Performance Based Engineering, Capacity Spectrum Method(CSM), ESDOF, Ductility Ratio

1. 서 론

기존의 내진설계기준에 의해 설계된 구조물들은 최근 세계의 여러 나라에서 발생한 지진 이후, 인명 피해 방지라는 측면에서는 매우 적합하나, 많은 건물들이 구조요소 및 비구조 요소의 손상으로 사용성의 관점에서 막대한 경제적 손실을 가져왔다. 그러므로, 보다 더 적절하고 예측 가능한 성능을 구조물이 얻을 수 있는 방법과 구조물이 실제 거동에 가깝게 추정되고, 예측된 성능을 가질 수 있는 개선된 기준의 필요성을 느끼게 되었다. 따라서, 건축물의 구조설계는 성능기반 공학(Performance-Based Engineering)의 개념을 도입한 설계방법으로 그 흐름이 바뀌고 있다.

기존 설계개념에서는 구조물의 강성만을 고려하여 설계하였으나, 최근에는 변형능력까지 고려한 에너지 흡수능력으로 구조물의 성능을 평가하는 성능에 기초한 설계 기법에 의한 연구의 필요성이 제기 되고 있다. 지진하중에 의한 구조물의 비선형 거동을 규명하기

위해서는 시간이력해석법이 가장 정확한 방법이지만, 구조설계의 실무적인 면에서는 입력지진하중의 선정, 해석시간, 해석결과에의 평가 등에서 여러 가지 문제점이 뒤따른다. 그러므로 성능에 기초한 설계에서는 보다 효율적인 해석을 위해서 구조물을 등가 1자유도계의 모델로 치환하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 일반 구조물과 달리 고차 모드에 지배적인 대공간 구조물을 등가 1자유도계 진동모델로 변환하는 방법을 제시한 후, 등가 1자유도계의 비선형 지진 응답과 대공간 구조물의 비선형 시간 이력해석 응답을 비교, 분석하여, 등가 1자유도계의 치환 방법의 타당성을 분석하고, 그 적용성을 검토하는 것을 첫번째 목적으로 하고 있다. 나아가 등가 1자유도계에 의한 비선형 지진응답을 이용하여 구조물이 보유하고 있는 저항능력과 지진하중에 의한 요구수준을 스펙트럼 형식으로 서로 비교함으로써 비탄성 최대응답을 평가하는 해석 방법을 제시하는 것을 최종의 목적으로 하고 있다.

대공간 구조물의 경우 상부구조를 단일부재마다 모델화하면 많은 계산시간이 필요하다. 따라서 본 논문에서는 효율적인 동적 해석을 위해 상부구조의

* (주)일구조 사무소 사원

** (주)플러스구조엔지니어링 선임연구원

*** 정희원, 인하대학교 건축학부 교수

복원력 특성을 선형탄성, 하부구조를 탄소성으로 하고, 상부구조의 텐션링(tension ring)과 하부구조 주두를 동시변위로 하는 가정에 기초하여 상부구조를 등가 모델로 치환한다. 또한 이 연구에서는 프레임은 탄성 범위를 유지하고 에너지 흡수 부재인 가새를 완전 탄소성으로 모델화한 후, 치환된 등가 모델을 효율적인 시간이력해석을 수행할 수 있는 등가 1자유도계 모델로 제안한다.

이 연구에서 제 1의 목적으로 하고 있는 제안된 등가 모델의 타당성을 검증하기 위하여 대상 구조물로는 가새를 설치한 하부구조에 지지된 상부구조(래티스 돔)를 대상으로 전체 모델 시간이력해석을 수행한다. 그리고 치환한 등가 1자유도계 모델에 대하여 지진응답 해석을 수행한 후, 그 결과를 전체 모델 해석 결과와 비교 검토한다. 이러한 절차를 통하여 등가 1자유도계 모델의 타당성을 확인한다.

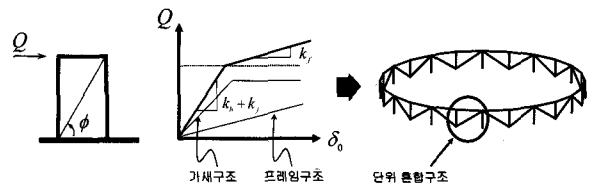
제안된 등가 1자유도계 모델을 이용하여, 결정된 변위연성비와 등가감쇠계수로 요구스펙트럼과 능력스펙트럼을 작성한다. 그 후 능력스펙트럼법(Capacity Spectrum Method)을 이용하여, 성능점 산정법을 제안한다. 또한 하부구조의 소성 변형후 강성의 변화에 따른 대공간 구조물의 성능을 평가하며, 대공간 구조물의 거동 특성을 파악한다.

2. 등가 1자유도계로의 치환

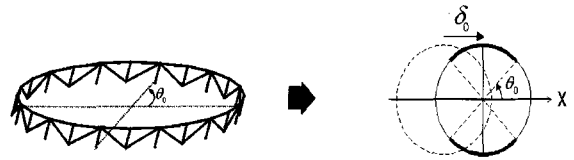
2.1 하부구조의 총 복원력 특성

이 연구에서는 <그림 1>과 같이 항복후의 강성을 0(가새의 복원력 특성을 완전 탄소성)으로 가정한 좌굴 보강된 가새와 탄성 프레임으로 구성된 혼합구조이며 원형으로 연결된 하부구조를 대상으로 한다. 하부 구조를 구성하는 혼합구조는 면내방향만 강성을 갖고 텐션링(tension ring)은 강체로 가정한다.

<그림 1>에서 보는 바와 같이 프레임 강성을 k_f , 가새 강성을 k_b 로 한다. 따라서 혼합구조에 있어 초기 강성은 $k_1 = k_f + k_b$, 2차 강성은 $k_2 = k_f$ 이며, 초기 강성에 대한 2차 강성의 비는 $r = k_f / (k_f + k_b)$ 이다. 각 θ_0 는 <그림 2>에서 보는 바와 같이 원형으로 연결된 가새를 연속체로 가정할 경우의 소성범위 지표이다.



<그림 1> 단위혼합구조



<그림 2> 소성범위

하부구조의 항복 층 전단력 Q_y 에 대한 층 전단력 Q_B 의 비를 α , 하부구조 소성변위 δ_y 에 대한 하부구조 변위 δ_0 의 비를 μ 로 한다. 단, 첨자 0은 하부구조에 관한 값을 나타낸다.

$$\alpha = \frac{Q_B}{Q_y}, \quad \mu = \frac{\delta_0}{\delta_y} \quad (1)$$

하부구조가 탄성인 경우는 식(2)가 되며, 하부구조가 소성화된 경우에는 식(3)과 같다.

$$\alpha = \mu \quad (2)$$

$$\alpha = \left\{ \frac{2\theta_0}{\pi}(1-r) - \frac{1-r}{\pi} \sin 2\theta_0 + r \right\} \mu + \frac{4(1-r)\cos\theta_0}{\pi} \quad (3)$$

소성범위 θ_0 에 걸쳐있는 요소가 층간변위 δ_0 로 항복한 경우를 고려하면

$$q_y = k \cdot \delta_i \quad (4)$$

$$q_y = k \cdot \delta_0 \sin\theta_0$$

$$\sin\theta_0 = \frac{q_y/k}{\delta_0} = \frac{\delta_{0y}}{\delta_0} = \frac{1}{\mu}$$

가 된다.

2.2 대상 구조물의 등가 모델

고유치 해석에 의해 상부구조만의 모드를 분해하고 단일부재마다 모델화된 전체 모델을 그림 3과

같이 등가단순모델로 치환한다. 상부구조에는 자유도 수만큼 모드가 존재하지만 가진 방향에 대해 일어나는 주요한 모드만을 고려하여 모델화함으로써 대단히 효율적인 해석을 수행할 수 있다. 상부구조에 채용 모드수를 p , 돔 질량을 m_d , 텐션링 질량을 m_r 로 하면 등가질량중심의 등가질량중심번호 s 의 질량 m_s 와 강성 k_s , 텐션링 위치의 질량 m_0 는

$$\begin{aligned} m_s &= \eta_s^2 m_d, \quad k_s = \omega_s^2 \cdot \eta_s^2 m_d \\ m_0 &= m_r + (1 - \sum_{s=1}^p \eta_s^2) m_d \end{aligned} \quad (5)$$

로 주어진다. ω_s 는 상부구조 s 차 모드의 고유진동수이다. 또한 η_s 는 상부구조의 s 차 모드참여계수이며, 상부구조의 질량메트릭스 $[M_d]$ 를 대입하여

$$\{D_s\}^T [M_d] \{D_s\} = m_d \quad (6)$$

로 정규화된 상부구조 진동모드 $\{D_s\}$ 를 이용하여 구한다. 등가 모델에 있어 고려된 상부구조의 질량은

$$\overline{M}_d = \sum_{s=1}^p \eta_s^2 \cdot m_d \quad (7)$$

로 표현되는 상부구조 유효질량에 의해 구해진다.

상부구조의 응답을 정도 높게 해석하기 위하여 상부구조의 유효질량비

$$\overline{M}_d / m_d = \sum_{s=1}^p \eta_s^2 \quad (8)$$

은 0.90 이상 요구된다. 또한 상부구조의 변위 $\{D\}$ 는 일반화 좌표 q_s , 상부구조진동모드 $\{D_s\}$ 와 하부구조변위 δ_0 를 이용하여

$$\{D\} = \{\xi\} \cdot \delta_0 + \sum_{s=1}^p \eta_s \{D_s\} \cdot q_s \quad (9)$$

로 나타낼 수 있다. 여기에서 $\{\xi\}$ 는 상부구조의 자유도에 있어서 수평 x 방향은 1, 다른 방향은 0로 표현된 벡터이다. 그리고 집중질량 변위를 기초부터의 상대변위 δ_s 를 이용하여 표현하면

$$q_s = \delta_s - \delta_0 \quad (10)$$

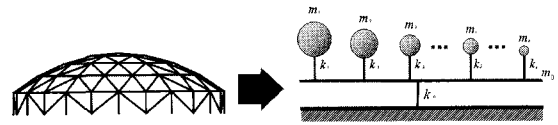
된다. 식 (10)을 식 (9)에 대입하면

$$\{D\} = \{\{\xi\} - \{\xi^*\}\} \cdot \delta_0 + \sum_{s=1}^p \eta_s \{D_s\} \cdot \delta_s \quad (11)$$

이 된다. 여기에서 $\{\xi^*\}$ 는 다음 식으로부터 얻어진다.

$$\{\xi^*\} = \sum_{s=1}^p \eta_s \{D_s\} \quad (12)$$

적용한 상부구조 유효질량비가 1에 가까워지면 $\{\xi^*\}$ 는 $\{\xi\}$ 로 근사화할 수 있다.



〈그림 3〉 등가 모델

2.3 하중과 변위의 관계

등가 모델의 고유치 해석을 수행한다.

$$\omega^2 [M] \{U\} = [K] \{U\} \quad (13)$$

여기서 $\{U_s\}$, $[M]$, $[K]$ 는 각각 변위행렬, 질량행렬, 강성행렬을 나타낸다.

1차 모드의 모드참여계수 ${}_1\beta$, 등가집중질량의 s 차 모드성분 ${}_1U_s$, 지지구조의 모드성분 ${}_1U_0$ 를 구한다. 첨자 0은 하부구조에 관한 값을 나타낸다. 탄성시의 1차 모드의 유효질량 ${}_1\overline{M}_{el}$ 은

$$\begin{aligned} {}_1\overline{M}_{el} &= {}_1\beta \cdot \{U\}^T \cdot [M] \cdot {}_1\beta \cdot \{U\} \\ &= \sum_{s=0}^p ({}_1\beta \cdot {}_1U_s)^2 \cdot m_s \end{aligned} \quad (14)$$

이다. 구조물 전체의 질량을 M 으로 가정하면 구조물 전체의 1차모드 유효질량비는 ${}_1\overline{M}_{el}/M$ 이다. 탄성시의 1차모드 유효질량비는 탄성진동시 1차모드가 어느 정도 지배적인가를 나타내는 것이다. 등가

1자유도계의 축약에서 가정하고 있는 외력분포가 1차 모드인 것으로부터 등가 모델에서 하부구조의 하중 ${}_1P_0$ 와 등가질점번호 s 의 하중 ${}_1P_s$ 은

$${}_1P_0 = \lambda \cdot m_0 \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_0 \quad (15)$$

$${}_1P_s = \lambda \cdot \eta_s^2 m_d \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s \quad (16)$$

이 된다. 하부구조 항복후의 하중배율 λ 를

$$\lambda = \alpha \cdot \lambda_0 \quad (17)$$

하부구조의 항복충전단력계수를 α_y 로 했을 경우 항복충전단력 Q_y 가 되는 하중배율 λ_0 는

$$\lambda_0 = \frac{M \cdot g \cdot \alpha_y}{{}_1M_{cl} \cdot g} = \frac{Q_y}{{}_1M_{cl} \cdot g} \quad (18)$$

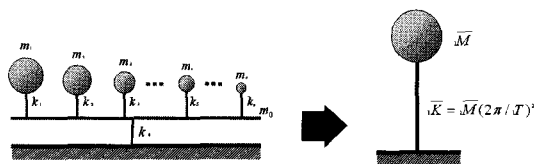
로 구해진다.

따라서 하부구조 변위 ${}_1\delta_0$ 와 등가질점번호 s 의 변위 ${}_1\delta_s$ 는 다음식이 된다.

$${}_1\delta_0 = \mu\delta_y, \quad {}_1\delta_s = \frac{\lambda \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s}{\omega_s^2} + \mu\delta_y \quad (19)$$

2.4 등가 1자유도계 모델로의 치환

2.2절에서 치환된 등가 단순모델을 등가 1자유도계로 치환한다.



〈그림 4〉 등가 1자유도계 모델

일반적으로 제 j 차 모드의 유효강성과 유효 질량은

$${}_j\bar{M} = {}_j\beta \cdot \{ {}_jU \}^T [M] {}_j\beta \cdot \{ {}_jU \} \quad (20)$$

$${}_j\bar{K} = {}_j\beta \cdot \{ {}_jU \}^T [K] {}_j\beta \cdot \{ {}_jU \} \quad (21)$$

에 의해 얻어진다. 여기에서 모드참여계수는

$${}_j\beta = \{ {}_jU \}^T [M] \{ 1 \} / \{ {}_jU \}^T [M] \{ {}_jU \} \quad (22)$$

이다. 충전단력 ${}_jQ_B$ 에 대한 응답가속도 ${}_jS_a$ 와 응답변위 ${}_jS_d$ 의 관계는 유효강성 ${}_j\bar{K}$ 와 유효질량 ${}_j\bar{M}$ 를 이용하면,

$${}_jQ_B = {}_j\bar{M} \cdot {}_jS_a \quad (23)$$

$${}_jQ_B = {}_j\bar{K} \cdot {}_jS_d \quad (24)$$

가 된다. 응답가속도와 응답변위는 고유주기 ${}_jT$ 를 이용하면 다음과 같은 관계식이 된다.

$${}_jT = 2\pi \sqrt{{}_jS_d / {}_jS_a} \quad (25)$$

j 차 모드의 등가 집중질량 s 의 변위는 응답변위 ${}_jS_d$ 를 이용하여

$${}_j\delta_s = {}_j\beta \cdot {}_jU_s \cdot {}_jS_d \quad (26)$$

로 나타낼 수 있다.

식 (26)에 모드참여계수 식 (22)를 대입하면

$${}_jS_d = \sum_{s=0}^p (m_s \cdot {}_j\delta_s^2) / \sum_{s=0}^p (m_s \cdot {}_j\delta_s) \quad (27)$$

가 된다. 또한 식 (26), (27)을 유효 질량식 (20)에 대입하면

$$\bar{M}_{i+1} = \left(\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_j\delta_{s,i+1} \right)^2 / \sum_{s=0}^p (m_s \cdot {}_j\delta_{s,i+1}^2) \quad (28)$$

가 된다. 유효질량과 등가가속도의 관계식 식 (23)으로부터

$${}_jS_{a,i+1} = {}_jQ_B / {}_j\bar{M} \quad (29)$$

$$= {}_jQ_B \cdot \sum_{s=0}^p (m_s \cdot {}_j\delta_{s,i+1}^2) / \left(\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_j\delta_{s,i+1} \right)^2$$

가 얻어진다. 또한 1차 비례형 하중에 대한 등가 1자유도계 모델의 변위식 (19)를 유효 질량식 (20)에 대입하면

$$\begin{aligned} {}_1\bar{M} &= \frac{\left(\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_1\delta_s\right)^2}{\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_1\delta_s^2} \\ &= \frac{\left(m_0\mu\delta_y + \lambda\sum F_2 + \bar{M}_d \cdot \mu\delta_y\right)^2}{m_0(\mu\delta_y)^2 + \lambda^2\sum F_1 + 2\mu\delta_y\lambda\sum F_2 + \bar{M}_d(\mu\delta_y)^2} \end{aligned} \quad (30)$$

가 된다. 단,

$$\begin{aligned} \sum F_1 &= \sum_{s=1}^p \eta_s^2 m_d \cdot \left(\frac{g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s}{\omega_s^2}\right)^2 \\ \sum F_2 &= \sum_{s=1}^p \eta_s^2 m_d \cdot \frac{g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s}{\omega_s^2} \end{aligned} \quad (31)$$

탄성 범위 내에서 유효질량 ${}_1\bar{M}$ 는 1차의 모드참여계수로부터 구한 유효질량 ${}_1\bar{M}_{el}$ 와 거의 동일하다. 등가 1자유도계의 응답가속도 ${}_1S_a$, 응답변위 ${}_1S_d$ 와 고유주기 ${}_1T$ 를 식 (19)를 식 (23), (25), (27)에 대입하면

$${}_1S_a = \frac{Q_B}{{}_1\bar{M}} \quad (32)$$

$$\begin{aligned} {}_1S_d &= \frac{\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_1\delta_s^2}{\sum_{s=0}^p {}_1P_s \cdot {}_1\delta_s} \cdot {}_1S_a \\ &= \frac{m_0(\mu\delta_y)^2 + \lambda^2\sum F_1 + 2\mu\delta_y\lambda\sum F_2 + \bar{M}_d(\mu\delta_y)^2}{\lambda \cdot m_0 \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_r \cdot \mu\delta_y + \lambda^2\sum F_3 + \lambda \cdot \mu\delta_y\sum F_4} \cdot {}_1S_a \end{aligned} \quad (33)$$

$$\begin{aligned} {}_1T &= 2\pi \sqrt{\frac{\sum_{s=0}^p m_s \cdot {}_1\delta_s^2}{\sum_{s=0}^p {}_1P_s \cdot {}_1\delta_s}} \\ &= 2\pi \sqrt{\frac{m_0(\mu\delta_y)^2 + \lambda^2\sum F_1 + 2\mu\delta_y\lambda\sum F_2 + \bar{M}_d(\mu\delta_y)^2}{\lambda \cdot m_0 \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_r \cdot \mu\delta_y + \lambda^2\sum F_3 + \lambda \cdot \mu\delta_y\sum F_4}} \end{aligned} \quad (34)$$

가 된다. 단,

$$\begin{aligned} \sum F_3 &= \sum_{s=1}^p \eta_s^2 m_d \cdot \left(\frac{g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s}{\omega_s}\right)^2, \\ \sum F_4 &= \sum_{s=1}^p \eta_s^2 m_d \cdot g \cdot {}_1\beta \cdot {}_1U_s \end{aligned} \quad (35)$$

가 된다. $\sum F_1$, $\sum F_2$, $\sum F_3$, $\sum F_4$ 는 하중배율에 의존하지 않는 값이다.

2.5 등가감쇠계수

최대전단력 αQ_y 를 항복전단력으로 간주하고 강성을 초기강성으로 한 이선형의 복원력 특성으로 치환하는 방법에 의해 소성률의 기점을 정한다.

$$\mu^* = \frac{\mu \cdot \delta_y}{\delta_y^*} = \frac{\mu \cdot \delta_y}{\alpha \cdot \delta_y} = \frac{\mu}{\alpha} \quad (36)$$

이전의 연구 성과로부터²⁾ 이선형으로 치환된 하부구조의 감쇠계수는

$$h_{eq0} = 0.25 \cdot (1 - 1/\sqrt{\mu^*}) + h_0 \quad (37)$$

로 주어진다.

본 연구에서는 구조 감쇠계수 h_0 를 0.02로 한다. 등가감쇠계수는 다음식과 같이 구할 수 있다.

$$h_e = \frac{\sum_{s=0}^p h_s \cdot W_s}{\sum_{s=0}^p W_s} = \frac{h_{eq} \cdot \alpha Q_y \cdot \mu\delta_y + h_0\lambda^2\sum F_3}{\alpha Q_y \cdot \mu\delta_y + \lambda^2\sum F_3} \quad (38)$$

등가감쇠계수 h_e 에 의한 가속도 응답스펙트럼 수정식을 이용하여 가속도 응답스펙트럼을 수정한다.

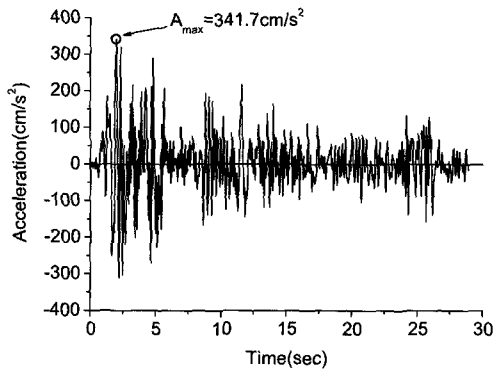
$$\begin{aligned} S_a({}_1T, h_e) &= F_h(h_e) \cdot S_a({}_1T, h_0) \\ &= \frac{1.5}{1 + 10h_e} \cdot S_a({}_1T, h_0) \end{aligned} \quad (39)$$

3. 등가 1자유도계 모델 해석의 타당성 검증

3.1 검증방법과 입력지진파

가새 구조로 지지된 래티스 돔을 대상으로 상부 구조를 선형 탄성으로 가정하며 하부구조를 포함한 부재에서 복원력 특성을 고려하여 모델화된 전체 모델을 이용한 시간이력 해석과 등가 1자유도계의 응답해석을 수행하고, 두 결과를 비교 분석하여 제안된 모델의 타당성을 검증한다.

입력 지진파로 El-Centro 지진파를 사용하여 수행하여 수평 응답과 연직 응답의 정확성을 검증한

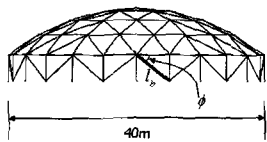


〈그림 5〉 El-Centro NS 지진파

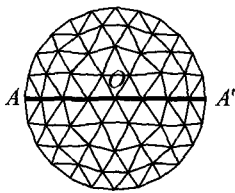
다. 전체 모델의 시간이력 해석은 범용 프로그램인 MIDAS/GEN을 이용하여 해석한다.

3.2 해석 결과 비교

해석 모델은 <그림 6>과 같은 가새 구조로 지지된 단층의 패러렐 라멜라 돔으로 61개의 절점, 156개의 부재로 이루어진 스팬 40m, 반개각 30도이고 하부 구조는 높이 3m에 가새의 경사각도는 60.1도, 가새의 단면적은 12cm², 가새의 길이는 6.02m인 모델을 사용한다.

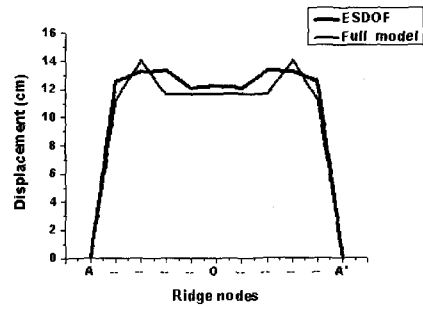


〈그림 6〉 해석 모델

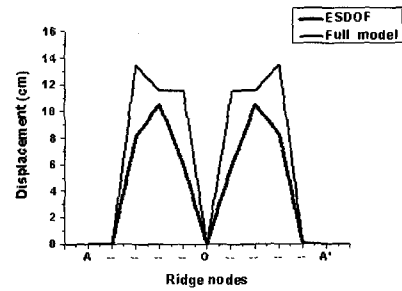


〈그림 7〉 상부 돔 구조의 Ridge node

해석 결과 <그림 8>과 같이 수평 변위 응답은 약 7퍼센트, <그림 9>와 같이 연직 변위 응답은 약 10~20퍼센트의 오차를 보이고 있다. 이처럼 수평 방향의 응답에 비해서 연직 방향의 응답이 더 큰 오차를 보이고 있다.



〈그림 8〉 수평 변위 응답비교(El-Centro)



〈그림 9〉 연직 변위 응답 비교(El-Centro)

4. 단층 래티스 돔의 성능점 산정

4.1 능력스펙트럼법에 의한 성능점 산정

능력스펙트럼법(CSM)은 ATC-40에서 제시하고 있는 건축 구조물의 비탄성 변형능력과 내진성능을 평가할 수 있는 방법으로써 성능에 기초한 내진설계 분야에서는 가장 널리 사용되고 있는 방법이다. 왜냐하면 이 방법은 구조물이 보유하고 있는 지진에 대한 저항능력은 예상될 수 있는 지진하중에 대한 구조물의 요구수준보다 커야한다는 지진방정식(seismic equation)의 개념을 해석적으로 평가할 수 있는 매우 효과적인 방법이기 때문이다.

구조물이 보유하고 있는 저항능력과 지진하중에 의한 요구수준을 스펙트럼 형식으로 서로 비교함으로써 비탄성 최대응답을 평가하는 해석 방법이다. 두 스펙트럼의 교차점인 성능점은 시스템의 동적 평형상태를 의미하며, 최대변위에서의 강성과 강도에 대한 영향을 매우 효과적으로 표현할 수 있다는 장점이 있다.

4.1.1 능력스펙트럼(capacity spectrum)

2장의 식 (23), (32)에서와 같이 응답스펙트럼해석에 의하여 산정된 구조물의 1차 모드에 대한 총 전

단력을 고려하여 지진하중을 분배한다.

4.1.2 요구스펙트럼(demand spectrum)

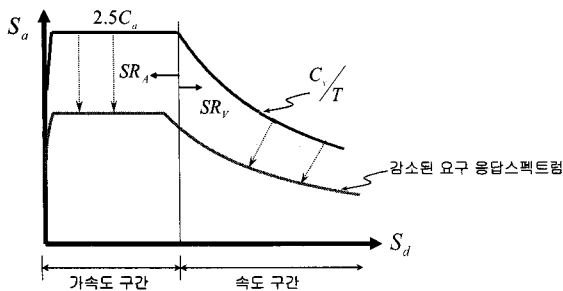
지진하중에 의하여 구조물에 부가되는 요구수준은 일반적으로 주기(T)에 대한 응답가속도(S_a)의 형태로 표현된다. 그러므로 구조물의 보유능력을 나타내는 능력스펙트럼과 비교하기 위해서는 동일한 좌표상에서 고려해야 하기 때문에 ADRS(Acceleration Displacement Response Spectrum)의 형태, 즉 응답가속도(S_a)와 응답변위(S_d)의 관계로 변환하여야 한다. 일반적으로 응답가속도와 응답변위와의 관계는 다음과 같다.

$$S_a = \frac{4\pi^2}{T^2} S_d \tag{40}$$

ATC-40에서 비탄성 요구스펙트럼은 5% 감쇠비를 가지는 선형탄성응답스펙트럼(linear elastic response spectrum)을 기준으로 구조물의 비탄성 변형에 의하여 평가될 수 있는 등가감쇠계수(h_e)를 조정함으로써 응답스펙트럼의 비탄성 특성을 고려한다.

(1) 응답감소계수의 산정

ATC-40에서는 등가감쇠계수를 적용하여 <그림 10>과 같이 감소된 비탄성 응답스펙트럼을 고려한다. 즉, 등가감쇠정수를 이용하여 응답스펙트럼의 조정계수인 응답감소계수(spectrum reduction factor, SR)를 산정하며, 응답감소계수는 가속도구간 및 속도구간으로 구분하여 각각 다르게 적용한다. 응답감소계수는 뉴마크와 홀(Newmark-Hall)의 지반운동 증폭계수를 이용한 것이며, 가속도구간의 응답감소계수(SR_A)와 속도구간의 응답감소계수(SR_V)는 식 (41)과 같이 산정된다.



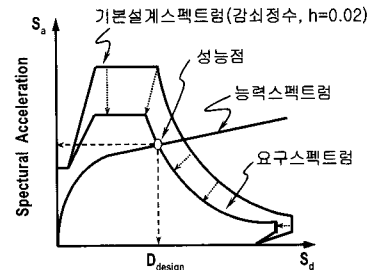
<그림 10> 응답감소계수(SR)

$$SR_A = \frac{3.21 - 0.681 \ln(h_e)}{2.12}$$

$$SR_V = \frac{2.31 - 0.41 \ln(h_e)}{1.65} \tag{41}$$

4.1.3 성능점(performance point)

능력스펙트럼과 요구스펙트럼이 교차되는 성능점은 <그림 11>과 같이 구조물의 저항능력과 고려하는 지진하중의 요구수준이 일치하는 점으로 평가된다. 그리고 성능점은 특정 지반운동에 대한 구조물의 손상 정도를 나타낼 수 있는 중요한 평가지수가 된다. 성능점을 이용하여 시스템의 변형정도를 파악하고, 비탄성 지진응답에 의한 구조물의 파괴메카니즘을 효과적으로 예측할 수 있다. 그러므로 능력스펙트럼법(CSM)을 이용한 시스템 연성요구도의 산정은 구조물의 능력스펙트럼에서 결정되는 항복변위와 성능점에서의 변위에 대한 비로서 평가할 수 있다.



<그림 11> 성능점의 산정

4.1.4 성능점 산정 수치해석 알고리즘

상부구조만을 대상으로 고유치 해석을 수행하고 질량 참여율이 90%되는 모드를 선택하여 등가단순모델을 구성한다. 다음 구성된 등가단순모델을 대상으로 고유치 해석을 수행하여 1차 진동모드, 모드참여계수를 구한다. 앞서 계산된 값을 이용하여, 등가가속도 $1S_a$ 가 응답스펙트럼 값 $S_a(1, T, h_e)$ 보다 크게 될 때까지 소성율 μ 를 점증시킨다. 이때 결정된 소성율로 등가감쇠계수를 결정하고, 능력스펙트럼과 요구스펙트럼을 산정하여 성능점을 구할 수 있다.

4.2 해석 모델 (패러럴 라멜라 등)

해석 모델은 4장과 같이 상부 돔 구조는 단층의 패러럴 라멜라 돔으로 스펠 40m, 반개각 30°, 절점 61개, 부재 156개, 지지점 24개이고, 하부 구조는 절

점 48개, 부재 48개, 지점 24개인 트러스 요소로 이루어진 모델이다. 탄성계수는 2,100tf/cm², 부재는 단면적 12cm²인 원형 강관을 사용하였다.

X방향의 수평 입력 지진파로 El-Centro NS파(1940)를 사용한다. 그리고 입력 지진파는 0.01초 간격이고, 해석시간 증분은 0.01초, 해석 시간은 20초로 하였다. 감쇠는 강성비례형을 사용하고, 질량행렬은 집중질량행렬을 이용한다.

4.2.1 고유치 해석 결과

상부구조에 대하여 고유치 해석을 수행하고 등가 모델을 구성한다. 모드 참여계수 η_s 는 큰 모드로부터 차례로 채용하는 것으로 한다. 상부구조를 정확히 해석하기 위해서는 상부구조 유효질량비 $\sum \eta^2$ 을 0.90이상으로 한다.

<표 1>은 해석 모델의 고유치 해석에 따른 모드와 모드 참여계수를 나타낸 것으로 모드참여계수가 큰 순서대로 나열하였는데, 전체 111개의 모드 중에서 7개의 모드를 나타낸 것이다. 본 해석 모델에서는 7개의 모드를 적용하였다.

하부구조를 탄성으로 하여 등가 모델의 고유치 해석을 수행한다. <표 2>는 탄성시의 1차 모드참여계수를 나타낸다. 해석 모델의 탄성시의 1차 모드 유효질량비 \overline{M}_{e1}/M 는 0.9437 이다.

<표 1> 전체 모델의 고유치 해석 결과

i	모드참여계수(η_i)	모드	유효질량비($\sum_{i=1}^n \eta_i^2$)
1	0.7989	39	0.6382
2	0.2889	34	0.7217
3	0.2858	20	0.8034
4	0.2101	41	0.8476
5	0.1699	64	0.8764
6	0.1460	51	0.8977
7	0.1286	57	0.9143

<표 2> 등가 1자유도계 모델의 고유치 해석 결과

i	모드참여계수(η_i)	모드	유효질량비($\sum_{i=1}^n \eta_i^2$)
1	0.9714	1	0.9437

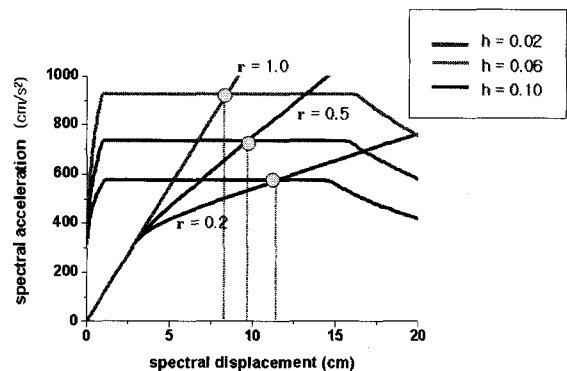
4.2.2 지진파에 따른 성능점 산정

본 연구에서 El-Centro NS 지진파를 입력하여, 설계응답스펙트럼은 Newmark & Hall이 제안한 스펙트럼 작성방식을 적용한다.

최대지반가속도(Peak Ground Acceleration), 최대지반속도(Peak Ground Velocity), 최대지반변위(Peak Ground Displacement)와 감쇠비, 변위연성비를 가지고 비탄성스펙트럼을 산정할 수 있다. 본 논문에서 사용한 El-Centro 지진파의 최대지반가속도는 347.1cm/s², 최대지반속도는 33.45cm/s, 최대지반변위는 10.49cm이고, 감쇠비는 5%로 한다. 또한 하부구조의 강성비 $r=0.2$ 일때, 변위연성비에 의한 등가감쇠계수는 h_e 는 0.10으로 계산된다. 또한 $r=0.5$ 일때의 등가 감쇠계수는 h_e 는 0.06으로 계산된다. 한편, 하부구조가 탄성일때는, $h_e=0.02$ 가 된다.

<그림 12>는 EL-Centro지진하중을 받는 래티스 돔의 성능점을 구한 결과이다. $r=1.0$ 에서는 하부구조가 탄성이기 때문에 응답변위-응답가속도관계 (${}_1S_a-{}_1S_d$)는 선형관계가 된다. 반면, $r=0.2$ 에서는 소성후의 강성이 작기 때문에 비선형성이 강하게 되며, 설계용 가속도 응답스펙트럼이 작게 되는 영역까지 고유주기가 길게 되는 것을 알 수 있다. 또한 $r=1.0$ 일때와 $r=0.2$ 일 때의 성능점을 비교하면 하부구조가 소성화 됨에 따라 응답가속도 값이 30%정도 줄어들음을 알 수 있다.

또한, 패러렐 라멜라 돔의 하부구조의 강성비에 따라 성능점을 구한 결과, $r=0.2$ 일때는 11.67cm, $r=0.5$ 일때는 9.63cm, $r=1.0$ 일때는 8.46cm의 결과를 얻을 수 있다.



<그림 12> 하부구조의 강성의 변화에 따른 성능점 산정

5. 결 론

본 연구의 결과는 다음과 같다.

(1) 등가 1자유도계 모델에 의한 대공간 구조물의 응답 거동 특성은 전체 모델의 시간이력 해석 결과와 다음과 같은 오차를 보였다. 수평 변위 응답은 약 7퍼센트, 연직 변위 응답은 약 10~20퍼센트의 오차를 보이고 있어 등가 1자유도계 모델을 대공간 구조물의 해석에 적용하는 것이 타당함을 알 수 있다.

(2) 치환된 등가 1자유도계 모델을 이용하여 비선형 정적해석을 통해 변위연성비와 등가감쇠정수를 결정하여 요구스펙트럼과 능력스펙트럼을 작성함으로써 성능점을 산정한 결과 등가 1자유도계에 의한 비선형 지진응답을 이용하여 구조물이 보유하고 있는 저항능력과 지진하중에 의한 요구수준을 스펙트럼 형식으로 서로 비교함으로써 비탄성 최대응답을 평가하는 해석 방법을 제시할 수 있다.

(3) 본 연구에서 가정한 구조물의 항복 조건이 허용되는 범위 내에서 성능점 평가 시 구조물이 탄성인 경우에는 응답변위와 응답가속도 관계가 선형 관계가 되고, 하부구조의 소성 변형 후에는 강성이 작아지기 때문에 비선형성이 나타나게 된다. 하부구조물이 탄성인 경우와 소성 후의 결과를 비교하면 응답가속도 값은 소성화됨에 따라 30% 정도 저감됨을 알 수 있다.

참고문헌

1. Kato, S., Nakazawa, S., Ueki, T., Uchikoshi, M. and Osugi, F. : Earthquake Response of Domes

implemented by Hysteresis Dampers for Earthquake Isolation, *Lightweight Structures in Architecture, Engineering and Construction*, IASS/IEAust/LSAA International Congress, pp.451-459, Sydney, 1998.

2. 加藤 史郎, “空間構造の地震應答分析及設計法に関する研究”, 豊橋技術科學大學, 2003.
3. 崔原豪, “等價應答을 利用한 建築構造物의 非彈性 地震舉動 分析 및 耐震性能 評價”, 成均館大學校 博士學位 請求論文, 2003.10.
4. Chopra, A. K., *Dynamics of Structures- Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Prentice Hall, Upper Saddle River, New Jersey, 2001.
5. Meirovitch, L., *Computational Methods in Structural Dynamics*, Sijthoff & Noordhoff, Maryland, 1980.
6. 정명채 외 “능력스펙트럼에 의한 복층 래티스 돔의 성능점산정에 관한 연구” 전주대학교 공학기술종합연구소 학술논문집, 2002.12
7. 김홍진 외 “능력스펙트럼법에서의 요구곡선의 산정에 관한 연구” 한국지진공학회 춘계학술대회 논문집, 2004.
8. ATC, “seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings,” ATC-40 Report, Applied Technology Council, Redwood City, California. 1996.
9. MIDAS-GENw User's Manual, 포스코개발주식회사