

# 실용적인 고등해석을 이용한 공간 강뼈대구조물의 직접설계

## Direct Design of Space Steel Frames Using Practical Advanced Analysis

김 승 역<sup>1)</sup> · 최 세 휴<sup>2)</sup>

*Kim, Seung Eock Choi, Se Hyu*

**요 약 :** 본 논문에서는 실용적인 고등해석을 이용한 3차원 강뼈대구조물의 직접설계방법을 제시하였다. 고등해석을 이용한 직접설계법에서는 해석시에 구조시스템과 그에 속한 부재의 강도와 안정을 직접 고려함으로써, 해석후 개별부재의 강도검토가 필요없는 설계 방법이다. 고등해석은 기하학적 비선형과 재료적 비선형을 고려한다. 기하학적 비선형은 안정함수를 사용하여 고려하였다. 재료적 비선형은 CRC 접선 탄성계수와 포물선 함수를 사용함으로써 고려하였다. 제안한 해석방법에 의하여 예측된 하중-변위는 다른 해석기법의 결과들과 잘 일치하였다. 또한, 22층 강뼈대구조물에 대하여 설계예제를 수행하였다. 본 설계예제를 통하여 제안한 방법이 매우 실용적인 설계방법임을 알 수 있었다.

**ABSTRACT :** A direct design method of three-dimensional frames using practical advanced analysis is presented. In this method, separate member capacity checks encompassed by the code specifications are not required, because the stability of separate members and the structure as a whole can be rigorously treated in determining the maximum strength of the structures. Advanced analysis accounts for geometric and material nonlinearities. The geometric nonlinearity is considered by the use of stability function. The material nonlinearity is accounted for using CRC tangent modulus and parabolic function. The load-displacements predicted by the proposed analysis compare well with those given by other approaches. A design example has been presented for a 22-story frame. The analysis results show that the proposed method is suitable for adoption in practice.

**핵심용어 :** 고등해석, 기하학적 비선형, 재료적 비선형, 안정함수, 강뼈대구조

**KEYWORDS :** advanced analysis, geometric nonlinearity, material nonlinearity, stability function, steel frame.

1) 정회원, 세종대학교 토목환경공학과 교수  
2) 정회원, 세종대학교 건설기술연구소 연구원, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2001년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

## 1. 서론

현재 사용되고 있는 설계방법에서는, 구조시스템의 해석시 기하학적 및 재료적 비선형성을 고려하지 않기 때문에 유효길이계수를 사용하여 개별부재의 강도에 미치는 구조시스템의 영향을 고려한다. 따라서 다음과 같은 몇 가지 문제점을 내포하고 있다. (1) 탄성해석을 수행한 후 설계기준에 주어진 개별부재의 강도검토식을 사용하는 것으로는 비선형거동을 하는 구조시스템의 변위조건을 고려하지 못하므로, 개별부재와 구조시스템에 속한 각 부재 사이에 적합조건이 성립하지 않는다. (2) 비탄성 비선형거동을 하는 구조시스템의 실제 파괴 모드는 유효길이계수를 기반으로 하는 구조시스템의 탄성좌굴모드와 일반적으로 일치하지 않는다. 따라서 구조시스템과 개별부재간에 강도와 안정에 대한 상호작용을 정확하게 고려하지 못하기 때문에 구조시스템의 붕괴에 대한 안전율을 정확하게 알 수 없다. (3) 종래의 설계방법으로는 구조물의 파괴원인이 재료의 항복에 의한 것인지 좌굴에 의한 것인지를 평가할 수 없다. 이것은 설계기준의 강도검토식이 구조시스템의 파괴형상에 대한 정보를 제공하고 있지 않기 때문이다. (4) 종래의 설계방법은 탄성해석을 수행하여 비탄성 모멘트 재분배를 고려할 수 없으므로 부정정 차수가 높은 구조물의 극한강도를 과소평가하게 된다. (5) 종래의 방법은 해석에서부터 설계에 이르기까지 일괄적인 컴퓨터 활용이 불가능하다. 그 이유는 구조시스템의 해석 후 유효길이계수를 계산하는데 있어서 설계자의 판단이 필요하기 때문이다.

종래 설계방법의 문제점을 극복할 수 있는 방법은 비선형, 비탄성해석을 직접 수행하는 "고등해석" (Advanced Analysis)이라고 불리어지는 방법뿐이다<sup>(1)</sup>. 최근 컴퓨터 기술의 발전으로 구조시스템과 그에 속한 개별부재의 거동과 강도를 직접적이고 적극적으로 결정할 수 있는 고등해석이 가능하게 되었다<sup>(2,3)</sup>. 고등해석을 이용한 설계

방법을 직접 설계법이라하며 그림 1에 도시하였다<sup>(4,5)</sup>. 직접 설계법은 해석후 개별부재의 강도검토가 필요없는 한 차원 높은 설계 방법으로 지금까지의 연구는 2차원 강뼈대구조물을 대상으로 하였다. 본 논문에서는 실용적인 고등해석을 이용하여 3차원 강뼈대 구조물의 효율적인 설계방법을 제시하고자 한다.

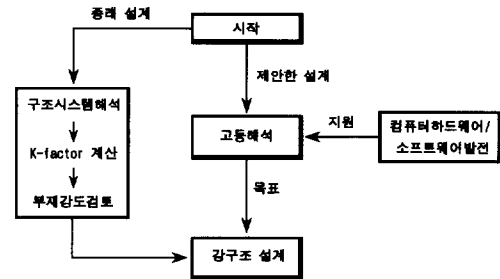


그림 1. 직접설계법 및 간접설계법

## 2. 실용적인 고등해석

### 2.1 기하학적 비선형을 고려하는 안정함수

기하학적인 비선형성을 고려하기 위하여 안정함수를 사용한다. 안정함수란 축방향력에 의하여 휨강성이 감소하는 영향을 고려하는 함수로서 부재를 하나 혹은 두 개의 요소로 이상화하여 기하학적인 비선형을 효과적으로 고려할 수 있다<sup>(4,5)</sup>. 3차원 보-기둥 부재에 대하여 안정함수를 이용한 힘-변위의 관계는 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & S_1 \frac{EI_y}{L} & S_2 \frac{EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & S_2 \frac{EI_y}{L} & S_1 \frac{EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_3 \frac{EI_z}{L} & S_4 \frac{EI_z}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_4 \frac{EI_z}{L} & S_3 \frac{EI_z}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (1)$$

여기서,  $P$ ,  $M_{yA}$ ,  $M_{yB}$ ,  $M_{zA}$ ,  $M_{zB}$  및  $T$ 는 축력,  $y$ 와  $z$ 축에 대한 단모멘트 및 비틀림을 각각 나타낸다.  $\delta$ ,  $\theta_{yA}$ ,  $\theta_{yB}$ ,  $\theta_{zA}$ ,  $\theta_{zB}$  및  $\phi$ 는 축변형, 절점의 회전각 및 비틀림각이다.  $S_1$ ,  $S_2$ ,  $S_3$ 와  $S_4$ 는 각각의  $y$ 와  $z$ 축에 대한 안정 함수로서 식 (2a), (2b), (2c) 및 식 (2d)와 같다.

$P > 0$  일 경우

$$S_1, S_3 = \frac{\pi^2 \rho \cosh(\pi\sqrt{\rho}) - \pi\sqrt{\rho} \sinh(\pi\sqrt{\rho})}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho}) + \pi\sqrt{\rho} \sinh(\pi\sqrt{\rho})} \quad (2a)$$

$$S_2, S_4 = \frac{\pi\sqrt{\rho} \sinh(\pi\sqrt{\rho}) - \pi^2 \rho}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho}) + \pi\sqrt{\rho} \sinh(\pi\sqrt{\rho})} \quad (2b)$$

$P < 0$  일 경우

$$S_1, S_3 = \frac{\pi\sqrt{\rho} \sin(\pi\sqrt{\rho}) - \pi^2 \rho \cos(\pi\sqrt{\rho})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho}) - \pi\sqrt{\rho} \sin(\pi\sqrt{\rho})} \quad (2c)$$

$$S_2, S_4 = \frac{\pi^2 \rho - \pi\sqrt{\rho} \sin(\pi\sqrt{\rho})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho}) - \pi\sqrt{\rho} \sin(\pi\sqrt{\rho})} \quad (2d)$$

여기서  $\rho = P/(\pi^2 EI/L^2)$  이다.

## 2.2 축력에 의한 점진적인 소성화

잔류응력을 가진 부재가 축방향력에 의하여 점진적으로 항복하는 것을 고려하기 위하여 CRC 접선계수를 사용한다. 이 접선계수는 식 (3a) 및 식 (3b)와 같이 축력의 함수로 나타낼 수 있다<sup>(6)</sup>.

$$E_t = 1.0E : P \leq 0.5P_y \quad (3a)$$

$$E_t = 4 \frac{P}{P_y} E (1 - \frac{P}{P_y}) : P > 0.5P_y \quad (3b)$$

## 2.3 축력과 휨에 의한 점진적인 소성화

부재가 축력과 휨을 받는 경우 탄성강성에서 완전 소성강성 즉 영까지 점진적 변화를 나타내기 위하여 연화소성힌지(softening plastic hinge)를 사용한다. 연화소성힌지는 포물선함수 식 (4a) 및 식 (4b)로 나타낼 수 있다.

$$\eta = 1 : \alpha \leq 0.5 \quad (4a)$$

$$\eta = 4\alpha(1 - \alpha) : \alpha > 0.5 \quad (4b)$$

여기서,  $\alpha$ 는 단면에 작용하는 부재력의 크기를 나타내는 함수로서 AISC-LRFD 및 Orbison의 완전소성면을 활용하여 다음과 같이 각각 나타낼 수 있다<sup>(7,8)</sup>.

(1) AISC-LRFD의 규정식

$$\frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad \text{일 경우}$$

$$\frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} = 1.0 \quad (5a)$$

$$\frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad \text{일 경우}$$

$$\frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_{zp}} = 1.0 \quad (5b)$$

(2) Orbison의 제안식

$$1.15p^2 + m_z^2 + m_y^4 + 3.67p^2m_z^2 + 3.0p^6m_y^2 + 4.65m_z^4m_y^2 = 1.0 \quad (6)$$

여기서,  $P = P/P_y$ ,  $m_z = M_z/M_{pz}$  (강축),  $m_y = M_y/M_{py}$  (약축)이다.

그러므로, 3차원 보-기둥 부재의 연화 소성힌지를 고려하는 힘-변위의 관계는 식 (7)과 같이 정식화된다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{iy} & k_{iy} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{iy} & k_{iy} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{iz} & k_{iz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{iz} & k_{iz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (7)$$

여기서,

$$k_{iy} = \eta_A \left[ S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_B) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (8a)$$

$$k_{iy} = \eta_A \eta_B S_2 \frac{E_t I_y}{L} \quad (8b)$$

$$k_{iy} = \eta_B \left[ S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_A) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (8c)$$

$$k_{iz} = \eta_A \left[ S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_B) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (8d)$$

$$k_{iz} = \eta_A \eta_B S_4 \frac{E_t I_z}{L} \quad (8e)$$

$$k_{iz} = \eta_B \left[ S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_A) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (8f)$$

## 2.4 전단변형을 고려한 힘-변위 관계

전단변형의 효과는 휨에 대한 유연도 행렬에 전단에 대한 유연도 행렬을 더함으로서 고려한다. 따라서 3차원 보-기둥 부재의 전단변형을 고려하는 힘-변위 관계는 식 (9)와 같이 정식화 된다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{iy} & C_{iy} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{iy} & C_{iy} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{iz} & C_{iz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{iz} & C_{iz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서,

$$C_{iy} = \frac{k_{iy} k_{iy} - k_{iy}^2 + k_{iy} A_{sz} GL}{k_{iy} + k_{iy} + 2 k_{iy} + A_{sz} GL} \quad (10a)$$

$$C_{iy} = \frac{-k_{iy} k_{iy} + k_{iy}^2 + k_{iy} A_{sz} GL}{k_{iy} + k_{iy} + 2 k_{iy} + A_{sz} GL} \quad (10b)$$

$$C_{iy} = \frac{k_{iy} k_{iy} - k_{iy}^2 + k_{iy} A_{sz} GL}{k_{iy} + k_{iy} + 2 k_{iy} + A_{sz} GL} \quad (10c)$$

$$C_{iz} = \frac{k_{iz} k_{iz} - k_{iz}^2 + k_{iz} A_{sy} GL}{k_{iz} + k_{iz} + 2 k_{iz} + A_{sy} GL} \quad (10d)$$

$$C_{iz} = \frac{-k_{iz} k_{iz} + k_{iz}^2 + k_{iz} A_{sy} GL}{k_{iz} + k_{iz} + 2 k_{iz} + A_{sy} GL} \quad (10e)$$

$$C_{iz} = \frac{k_{iz} k_{iz} - k_{iz}^2 + k_{iz} A_{sy} GL}{k_{iz} + k_{iz} + 2 k_{iz} + A_{sy} GL} \quad (10f)$$

## 2.5 기하학적 불완전 모형

### 2.5.1 브레이싱된 구조물

기하학적 불완전성은 부재의 직선도 (straightness) 및 수직도 (plumbness)에 대한 오차로서 부재의 제작 및 구조물의 조립시에 발생한다. 브레이싱된 구조물은 기하학적 불완전성중 부재의 수직도에 대한 불완전성보다는 부재의 직선도에 대한 불완전성에 의하여 영향을 받는다. 왜냐하면, 부재의 비수직도에 의한 P-Δ 효과는 브레이싱에 의하여 소멸되기 때문이다. ECCS, AS 및 CSA에서는 직선도에 대한 불완전성을 기둥길이의 1/1000을 사용하도록 추천하고 있다<sup>(9-13)</sup>. AISC에서도 동일한 크기의 불완전성을 추천하고 있다. 본 논문에서는 직선도에 대한 불완전성으로  $L_c/1000$ 을 사용하였다<sup>(7)</sup>.

ECCS, AS 및 CSA에서는 직선도에 대한 불완전성을 부재의 중간부에 최대 처짐이 발생하는 포물선 형상을 추천하고 있으나, 해석시 모델링하는 방법에 대해서는 언급하지 않고 있으며, 실용적이지 못한 단점이 있다<sup>(9-13)</sup>. 본 논문에서는 그림 2와 같이 부재의 중간에 최대 변형을 갖는 두개의 요소로 모델링함으로서 직선에 대한 불완

전성을 고려하였다. 두개의 요소를 사용하여 모델링할 경우의 정확도는 2차원 구조에 대하여 이미 검증된 바 있으며 이를 3차원 구조에 그대로 적용할 수 있다<sup>(14)</sup>.

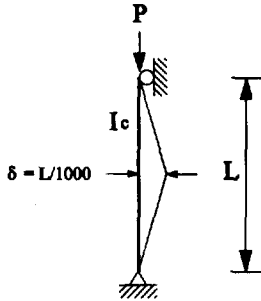


그림 2. 브레이싱 된 구조물의 불완전성 모델

### 2.5.2 브레이싱 되지 않은 뼈대 구조물

CSA와 AISC에서는 수직도에 대한 시공오차를  $L_c/500$ 로 제한하고 있고 있다<sup>(7,12,13)</sup>. 따라서 본 연구에서도 수직도에 대한 불완전성의 크기로  $L_c/500$ 을 사용하였다. 이 값은 브레이싱된 경우의 비직선도  $L_c/1000$ 과 개념적으로 동등한 값을 알 수 있다.

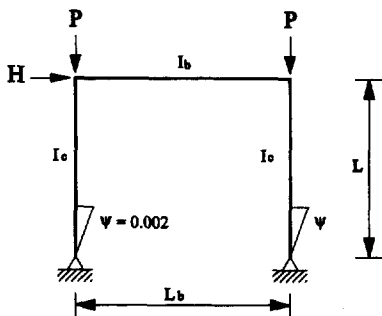


그림 3. 브레이싱 되지 않은 구조물의 불완전성 모델

### 2.6 비선형 해석 절차

본 논문에서는 비선형, 비탄성 문제를 해결하기 위하여 단순 증분법을 사용하였다. 단순 증분법은 비선형 해석에 많이 사용되는 기법이지만, 증분의

크기에 따라 오차가 발생할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 요소의 강도계수의 변화량 ( $\Delta\eta$ )이 규정된 값을 초과 할 경우 자동적으로 증분의 크기를 감소시키도록 하여 증분 크기에 따른 오차를 최소화하였다.

### 3. 해석결과 검증

본 예제는 Orbison 및 Liew와 Tang 에 의하여 해석된 3차원 비대칭 6층 강뼈대 구조물이다 [6,13]. 각 부재의 항복강도는 248 MPa (36 ksi)이고, 탄성계수는 207,000 MPa (30,000 ksi), 전단탄성계수는 79,239 MPa (11,500 ksi)이다. 해석에 사용된 단면은 그림 4와 같다. 구조물에 작용하는 사하중은  $4.8 \text{ kN/m}^2$  (100 psf), 풍하중은 y 방향으로 절점당  $26.7 \text{ kN}$  (6 kips)를 전면에 작용시켰다.

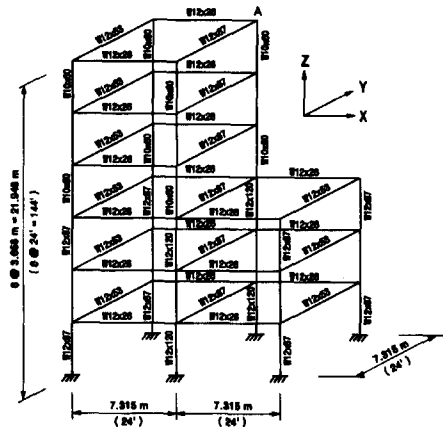


그림 4. 3차원 6층 비대칭 강뼈대구조물

해석 결과를 Liew (전단변형 고려) 및 Orbison (전단변형 미고려)과 비교하여 그림 5 및 표 1과 표 2에 나타내었다. 전단 변형을 고려하는 경우 표 2에서 보는 바와 같이 본 해석과 Liew의 극한하중계수는 각각 2.057, 2.062로서 오차는 2.4% 미만이다. 전단 변형을 고려하지 않은 경우에도 Orbison의 극한하중계수와 유사한 결과

를 나타내었다.

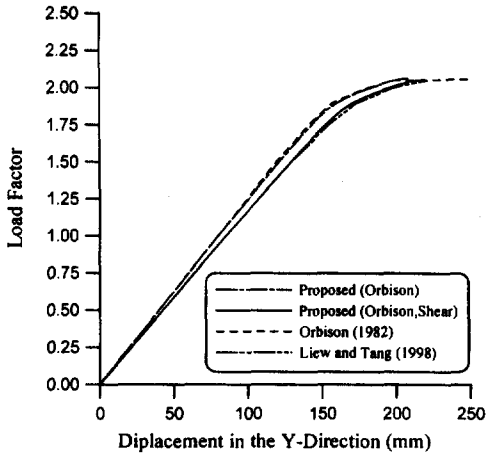


그림 5. 3차원 6층 비대칭 강뼈대 구조물의 하중-변위 곡선

표 1. 전단 변형을 고려한 해석 결과

해석 방법	제안한 해석		Liew의 해석
완전 소성면	LRFD	Orbison	Orbison
극한하중 Factor	1.990	2.057	2.062
Y-방향변위(A점)	208mm	219mm	250mm

표 2. 전단 변형을 고려하지 않은 해석 결과

해석 방법	제안한 해석		Orbison의 해석
완전 소성면	LRFD	Orbison	Orbison
극한하중 Factor	1.997	2.066	2.059
Y-방향변위(A점)	199mm	208mm	247mm

## 4. 설계 규정

### 4.1 설계 형식

고등해석의 설계형식은 기본적으로 LRFD 설계형식을 따르고 있다. LRFD의 설계형식은 식 (11)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\phi R_n \geq \sum \gamma_i Q_i \quad (11)$$

여기서,  $R_n$ =구조물 부재의 하중저항능력,  $Q_i$ =설계하중,  $\phi$ =저항계수,  $\gamma_i$ = $Q_i$ 에 대한 하중 계수이다. LRFD와 고등해석에 의한 설계법의 중요한 차이점은 식 (11)의 왼쪽항  $\phi R_n$ 이 LRFD에서는 구조물의 각 부재에 대한 공칭저항능력이지만, 고등해석에 의한 설계법에서는 전체 구조물 시스템의 공칭저항능력을 나타낸다. 고등해석에서 공칭저항능력은 구조 시스템이 저항할 수 있는 최대 하중으로 나타낸다. 식 (11)의 오른쪽항  $\sum \gamma_i Q_i$ 은 LRFD에서는 각 부재의 부재력이지만, 고등해석에서는 구조 시스템에 작용된 하중을 의미한다. 결론적으로 LRFD에서는 개별부재에 대한 강도 검토를 수행하나 고등해석에서는 구조 시스템의 하중저항능력을 평가함으로써 한 차원 발전된 방법이라고 할 수 있다.

### 4.2 모델링시 고려 사항

#### 4.2.1 단면

AISC-LRFD에서는 압연용 또는 용접용 W, WT, HP, 파이프 및 튜브단면들에 대하여 단 하나의 기둥 곡선을 사용한다<sup>(7)</sup>. 비록 Kanchanalai에 의해 개발된 상관 관계식이 W형 단면을 근거로 유도되어졌음에 불구하고 W, WT, HP, 파이프 및 튜브단면들이 단순 대칭이던지 이중 대칭이던지 관계없이 동일한 상관 관계 방정식을 사용한다<sup>(16)</sup>. 제안한 방법은 개별부재에 대하여는 LRFD의 강도와 일치하는 해석방법이기 때문에, AISC-LRFD에서 사용할 수 있는 단면들 즉 압연용 또는 용접용 W, WT, HP, 파이프 및 튜브단면들을 그대로 사용할 수 있다.

#### 4.2.2 부재당 요소수

제안한 방법을 실용적으로 사용하기 위해서는, 구조물의 실제 거동을 예측하는데 소요되는 부재당 요소의 갯수가 많지 않아야 한다. Kim과 Chen은 평면 강뼈대 구조물에 대하여 고등해석시 부

재당 필요한 요소의 수를 연구하였다<sup>(14)</sup>. 이 연구를 통하여 평면 구조물의 경우 부재당 하나 혹은 두개의 요소만으로도 극한강도를 정확하게 예측할 수 있는 것으로 확인되었다. 이 원리는 3차원 부재를 모델링할 때에도 동일하게 적용할 수 있다.

#### 4.2.3 기하학적 불완전성

기하학적 불완전성은 제작 또는 구조물의 시공 과정에서 필연적으로 발생한다. 본 연구에서는 기하학적 불완전성을 브레이싱 되지 않은 뼈대 구조물인 경우  $L_c/500$ 을, 브레이싱 된 뼈대 구조물인 경우  $L_c/1,000$ 을 사용하여 모델링하였다.

#### 4.2.4 하중

##### (1) 비례 하중

제안한 해석에서는 변형을 반전 효과를 고려하지 않기 때문에 수직하중과 횡하중은 비례하중(proportional load)으로 동시에 작용시켜야 한다. 따라서 본 해석방법은 구조물에 수직하중이 먼저 재하되고, 나중에 횡하중이 재하되는 경우에는 구조물의 극한강도를 과소평가하게 된다. 그러나, 종래의 LRFD의 설계식에서도 비비례하중(Non-proportional load)을 고려하지 않고 있기 때문에 본 해석방법을 실제 설계에 그대로 사용할 수 있다.

##### (2) 증분 재하

고등해석에서는 비선형적인 하중-변위 거동을 추적하기 위하여 증분하중을 입력하는 것이 필요하다. 증분하중의 크기는 하중조합에 의한 설계하중을 20 또는 50 사이의 값으로 나눈 값을 취하면 비교적 정확한 비선형 거동을 추적할 수 있다. 즉 부정정 차수가 높은 구조물은 소성힌지 발생 과정에서 증분하중의 크기가 자동으로 감소하여 증분단계가 늘어나므로 20을 사용하는 것이 좋고, 정정구조나 부정정 차수가 낮은 구조물은 50을 사용하는 것이 바람직하다.

### 4.3 설계시 고려 사항

#### 4.3.1 하중 저항능력

종래의 LRFD에서는 탄성해석을 사용하기 때문에 구조 시스템에서 비탄성 모멘트 재분배를 고려할 수 없다. 따라서 이 방법은 구조 시스템의 하중저항능력을 과소평가하게 된다. 그러나 고등해석은 단면의 항복에 의한 모멘트 재분배를 직접 고려하기 때문에 보다 경제적인 단면을 선택할 수 있도록 해 준다. 설계자가 비탄성 모멘트 재분배를 원하지 않을 수도 있기 때문에 본 논문에서는 두가지 접근법 즉 비탄성 모멘트 재분배를 고려하는 것과 고려하지 않는 것을 선택적으로 사용할 수 있도록 하였다. 먼저, 비탄성 모멘트 재분배를 고려하는 경우의 하중 저항능력은 구조시스템이 극한상태에 도달할 때까지 하중을 증가시켜 구할 수 있다. 비탄성 모멘트 재분배를 고려하지 않는 경우의 하중 저항능력은 부재가 처음 항복이나 좌굴할 때의 하중상태에서 구할 수 있다.

#### 4.3.2 저항계수

AISC-LRFD에서 사용하는 저항계수는 부재에 대한 것인 반면 제안한 방법에서 사용하는 저항계수는 시스템에 대한 저항계수이다<sup>(7)</sup>. AISC-LRFD에서는 저항계수로 부재의 축강도 및 휨강도에 대하여 각각 0.85 및 0.9를 사용하고 있다. 본 논문에서는 구조 시스템이 소성힌지 발생에 의하여 붕괴될 경우에는 0.9를, 좌굴에 의하여 붕괴될 경우에는 0.85를 사용하였다.

#### 4.3.3 사용성 제한

ASCE Ad Hoc 위원회에 의하면, 뼈대 구조에 대하여 일반적인 수평변위 허용치는 구조물 높이의 1/750에서 1/250을 제안하고 있으며 보통은  $H/400$ 이다<sup>(17)</sup>. 층간 수평변위의 일반적인 한계는 층 높이의 1/500에서 1/200이다. Ad Hoc 위원회와 Ellingwood에 의한 연구에 기초를 둔

거더와 층의 처짐 제한은 다음과 같다<sup>(17,18)</sup>.

- 활하중에 의한 바닥 거더의 처짐 :  $H/360$
- 지붕 거더의 처짐 :  $H/240$
- 수평 변위 : 풍하중에 대해  $H/400$
- 층간 수평변위 : 풍하중에 대해  $H/300$

사용 하중하에서는 영구 변형을 방지하기 위하여 소성 힌지가 생기지 않도록 하여야 한다.

#### 4.3.4 연성 요구

충분한 회전 능력은 부재의 소성 모멘트 발현과 모멘트 재분배를 위하여 필요하다. 이것은 부재가 적절히 횡지지되고 단면이 조밀(compact)할 때 얻어진다. 횡지지 길이와 조밀단면에 대한 제한은 AISC-LRFD의 규정에 따른다<sup>(7)</sup>.

### 5. 설계 예제

본 설계 예제는 그림 6과 같이 3차원 22층 강 뼈대 구조물에 대한 설계이다. 구조물에 대한 평면도와 단면도를 그림 7에 도시하였다. 해석에 사용된 단면은 그림 8과 같다. 각 부재의 항복강도는 250 MPa (36 ksi)이고, 탄성계수는 207,000 MPa (30,000 ksi), 전단 탄성계수는 80,000 MPa (11,500 ksi)이다. 구조물에 작용하는 수직하중(사하중+활하중)은  $5.99 \text{ kN/m}^2$  (125 psf), 수평하중(풍하중)은  $y$  방향으로 절점당 57.85 kN (13 kips)를 작용시켰다. 또한, 기하학적 불완전성을 고려하기 위하여 기둥부재에 대하여 기둥길이의 1/500에 해당하는 비수직도를 모델링하였다.

해석 결과를 그림 9에 나타내었다. 고등해석에 의한 구조물의 하중-저항능력은 설계하중에 대하여 증분하중의 비가 1.36에 이를 때 극한 상태에 도달한다. 본 구조물은 소성힌지가 발생하여 붕괴되었기 때문에 구조 시스템에 대한 저항계수로 0.9를 사용하였다. 따라서, 구조물에 대한 극한

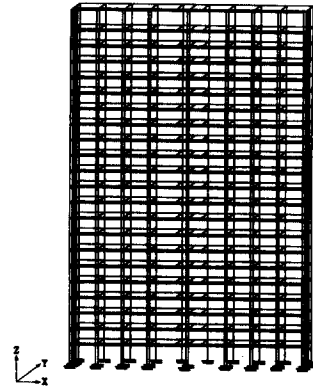
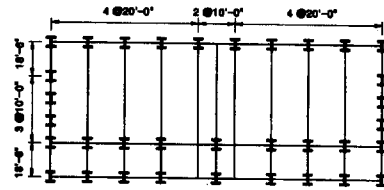
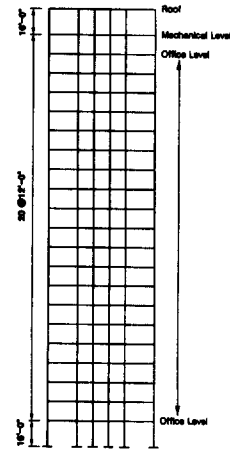


그림 6. 22층 강뼈대구조물



(a) 평면도



(b) 단면도

그림 7. 22층 강뼈대구조물의 평면도 및 단면도

하중비  $\lambda$ 는 1.22 ( $=1.36 \times 0.9$ )가 된다. 극한 하중비가 1.0보다 크므로, 선택한 단면을 사용하는 것이 적절함을 알 수 있다. 또한, 풍하중에 대





2. 박문호, 김승억, 최세휴 "3차원 강뿔대 구조물의 실용적인 고등해석 기법 개발", 대한토목학회 논문집 제 20권 제1-A호, 2000, pp.69-76.
3. 김승억, 최세휴, 박문호 "반강접 공간 강뿔대 구조물의 고등해석", 대한토목학회 논문집 제 21권 제1-A호, 2001, pp.155-164.
4. Kim, S.E. and Chen, W.F., Practical advanced analysis for braced steel frame design, ASCE J. Struct. Eng., 1996a: 122(11): 1266-1274.
5. Kim, S.E. and Chen, W.F., Practical advanced analysis for unbraced steel frame design, ASCE J. Struct. Eng., ASCE, 1996b: 122(11): 1259-1265.
6. Chen, W.F. and Lui, E.M., Stability design of steel frames, CRC Press, Boca Raton, 1992, p.380.
7. AISC, Load and resistance factor design specification, AISC, 2nd ed., Chicago, 1994.
8. Orbison, J.G., Nonlinear static analysis of three-dimensional steel frames, Report No. 82-6, Department of Structural Engineering, Cornell University, Ithaca, New York, 1982.
9. ECCS Ultimate limit state calculation of sway frames with rigid joints, Technical Committee 8 - Structural stability technical working group 8.2 - System publication No. 33, 1984, p.20.
10. ECCS, Essentials of Eurocode 3 design manual for steel structures in building, ECCS-Advisory Committee 5, No. 65, 1991, p.60.
11. Standards Australia, AS4100-1990, Steel structures, Sydney, Australia, 1990.
12. CSA, Limit states design of steel structures, CAN/CAS-S16.1-M89, Canadian Standards Association, 1989.
13. CSA, Limit states design of steel structures, CAN/CAS-S16.1-M94, Canadian Standards Association, 1994.
14. Kim, S.E. and Chen, W.F., A sensitivity study on number of elements in refined plastic-hinge analysis, Computers and Structures, 1998, 66(5), 665-673.
15. Liew, J.Y. and Tang, L.K., Nonlinear refined plastic hinge analysis of space frame structures, Research Report No. CE027/98, Department of Civil Engineering, National University of Singapore, Singapore, 1998.
16. Kanchanalai, T., The design and behavior of beam-columns in unbraced steel frames, AISI Project No. 189, Report No. 2, Civil Engineering/structures Research Lab., University of Texas, Austin, Texas, 1977, p.300.
17. Ad Hoc Committee on Serviceability, Structural serviceability: a critical appraisal and research needs, ASCE J. Struct. Eng., 1986: 112(12): 2646-2664.
18. Ellingwood, Serviceability guidelines for steel structures, AISC Engineering Journal, 26, 1st Quarter, 1989, p.1-8.

(접수일자 : 2000년 12월 22일)