

횡비틀림좌굴을 고려하는 2차 소성힌지해석을 이용한 3차원 강뼈대 구조물 설계

3-D Frame Design Using Second-Order Plastic-Hinge Analysis Accounting for Lateral Torsional Buckling

김 승 억†

박 주 수*

Kim, Seung-Eock

Park, Joo-Soo

(논문접수일 : 2001년 8월 3일 ; 심사종료일 : 2002년 1월 18일)

요 지

본 논문에서는 횡비틀림좌굴을 고려하는 2차 소성힌지해석법을 이용하여 3차원 강뼈대구조물의 설계기법을 개발하였다. 본 해석은 구조시스템 및 개별부재의 재료적 기하학적 비선형 거동을 고려한다. 더욱이, 종래의 2차 소성힌지해석에서 횡비틀림좌굴효과에 의한 휨강도 감소효과를 고려하지 못한 문제를 해결하였다. 강뼈대구조물의 잔류응력과 휨에 의한 비선형성 및 기하학적 불완전성에 의한 점진적인 소성화효과를 고려하는 효율적인 방법을 기술하였다. 횡비틀림좌굴효과를 고려하기 위하여 비지지장 및 단면 형상으로 구성되는 휨강도 감소모델을 사용하였다. 개발된 2차 소성힌지해석법을 LRFD 설계방법과 비교함으로써 검증하였다. 예제해석을 통하여 횡비틀림좌굴효과는 2차 소성힌지해석법에 고려해야 할 중요한 요소임을 알 수 있었다. 본 해석은 실제 설계에 활용할 수 있는 효율적이고 신뢰성 있는 방법이다.

핵심용어 : 소성힌지, 횡비틀림좌굴, 재료 및 기하학적 비선형, 강뼈대구조, 강구조 설계, LRFD규정

Abstract

In this paper, 3-D frame design using second-order plastic-hinge analysis accounting for lateral torsional buckling is developed. This analysis accounts for material and geometric nonlinearities of the structural system and its component members. Moreover, the problem associated with conventional second-order plastic-hinge analyses, which do not consider the degradation of the flexural strength caused by lateral torsional buckling, is overcome. Efficient ways of assessing steel frame behavior including gradual yielding associated with residual stresses and flexure, second-order effect, and geometric imperfections are presented. In this study, a model consisting of the unbraced length and cross-section shape is used to account for lateral torsional buckling. The proposed analysis is verified by the comparison of the LRFD results. A case study shows that lateral torsional buckling is a very crucial element to be considered in second-order plastic-hinge analysis. The proposed analysis is shown to be an efficient, reliable tool ready to be implemented into design practice.

Keywords : plastic-hinge, lateral torsional buckling, material and geometric nonlinearity, steel frame, steel design, LRFD

† 책임저자, 정회원 · 세종대학교 토목환경공학과 건설기술연구소 부교수
전화: 02-3408-3291; Fax: 02-3408-3332

E-mail: sekim@sejong.ac.kr

* 세종대학교 토목환경공학과 건설기술연구소 대학원 석사과정

• 이 논문에 대한 토론을 2002년 6월 29일까지 본 학회에
보내주시면 2002년 9월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

현재 사용되고 있는 허용응력설계법(ASD), 소성설계법(PD) 및 하중저항계수설계법(LRFD)에서는, 강뺨대구조물의 해석시 기하학적 및 재료적 비선형성을 고려하지 않기 때문에 유효길이계수를 사용하여 개별부재의 강도에 미치는 구조시스템의 영향을 고려한다. 따라서, 다음과 같은 문제점을 내포하고 있다. (1) 비탄성비선형거동을 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. (2) 탄성해석을 수행한 후 설계기준에 주어진 개별부재의 강도검토식을 사용하는 것으로는 비선형거동을 하는 구조시스템의 변위조건을 고려하지 못하므로, 개별부재와 구조시스템에 속한 각 부재 사이에 적합조건이 성립하지 않는다.

종래 설계방법의 문제점을 극복할 수 있는 방법은 비탄성비선형해석을 직접 수행하는 방법뿐이다.¹⁾ 최근 컴퓨터 기술의 발전으로 구조시스템과 그에 속한 개별부재의 거동과 강도를 직접적이고 적극적으로 결정할 수 있는 비탄성비선형해석이 가능하게 되었다.^{2),3)} 비탄성비선형해석법은 (1) 소성영역법(plastic-zone method) (2) 소성힌지해석법(plastic-hinge analysis)으로 구분할 수 있다. 이러한 방법들은 부재의 소성화를 표현하는 정밀도에 따라서 구분된다. 소성영역법은 가장 상세하게, 소성힌지해석법은 가장 단순하게 소성화를 표현한다. 여러 가지 비탄성비선형해석법의 하중-변위 특성은 그림 1과 같다. 소성영역법은 일종의 유한요소법으로서, 구조 부재를 길이방향으로 유한개의 요소로 나누고 각 요소의 단면은 다시 다수의 요소로 나눈다.^{4)~6)} 소성영역법은 정밀해로 알려져 있음에도 불구하고 요소의 수가 너무 많이 필요하여 경제성이 없는 바 일반 설계에는 사용되지 않는다.

비선형성을 간단히 표현할 수 있는 방법은 2차 소성힌지해석법이다. 지금까지 Ziemian et al.,⁷⁾ Prakash and Powell,⁸⁾ Liew and Tang,⁹⁾ Kim et al.¹⁰⁾ 등이 몇가지 2차 소성힌지해석에 대하여 연구하였다. 소성힌지해석법의 장점은 구조시스템과 개별부재의 강도와 안정성을 효율적이고 정확하게 평가하는데 있다.

종래의 2차 소성힌지해석법에서는 횡비틀림좌굴효

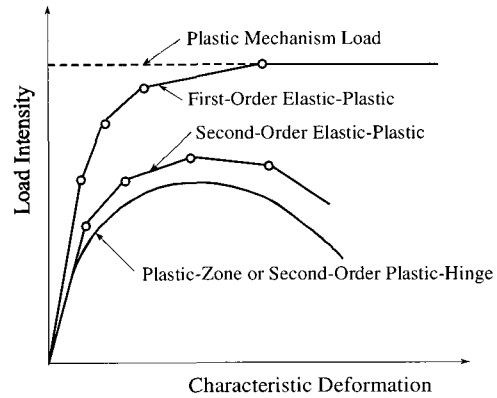


그림 1 비탄성비선형해석에서의 하중-변위 특성

과를 고려하지 못한다. 따라서 해석시 횡방향으로 가새(brace)가 충분히 배치되어 있는 것으로 가정한다. 그러나, 실제 사용되는 강뺨대 구조물의 경우는 가새가 충분히 배치되어 있지 않은 경우가 많으므로 2차 소성힌지해석을 광범위하게 사용하기 위해서는 횡비틀림좌굴효과를 반드시 고려하도록 개선하여야 할 것이다. 2차원 뺨대구조물에 대하여 횡비틀림좌굴효과를 고려한 2차 소성힌지해석법이 개발된 바 있다.¹¹⁾ 본 연구에서는 3차원 강뺨대구조물에 대한 횡비틀림좌굴효과를 고려하는 기법을 개발하고 이를 설계에 활용하도록 하는데 목적이 있다.

2. 2차 소성힌지해석

2.1 기하학적 비선형을 고려하는 안정함수

기하학적인 비선형성을 고려하기 위하여 안정함수를 사용하였다. 안정함수란 축방향력에 의하여 휨 강성이 감소하는 영향을 고려하는 함수로서 부재를 하나 혹은 두 개의 요소로 이상화하여 기하학적인 비선형을 효과적으로 고려할 수 있다.^{12),13)} 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. δ , θ_{yA} , θ_{yB} , θ_{zA} , θ_{zB} 및 ϕ 는 축변형, 절점의 회전각 및 비틀림각이다. S_1 , S_2 , S_3 와 S_4 는 각각의 y 와 z 축에 대한 안정함수로서 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 잔류응력을 고려하는 "Column Research Council"(CRC) 점선탄성계수 사용

잔류응력을 가진 부재가 축방향력에 의하여 점진적으로 항복하는 것을 고려하기 위하여 CRC 점선계수를 사용하였다. 단면의 탄성 부분의 감소를 고려하기 위하여 단면2차모멘트 대신에 탄성계수를 감소시키도록 하였다. 이 점선계수는 식(3a) 및 식(3b)와 같이 축력의 함수로 나타낼 수 있다.¹⁴⁾

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

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

2.3 휨 모멘트 영향을 고려하는 강도감소계수의 적용

부재가 축력과 휨을 받는 경우 탄성강성에서 완전소성강성 즉 영까지 점진적 변화를 나타내기 위하여 연

화소성힌지(softening plastic hinge)를 사용하였다. 연화소성힌지는 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, α 는 단면에 작용하는 부재력의 크기를 나타내는 함수로서 AISC-LRFD의 완전소성면을 활용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.^{15),16)}

$$\alpha = \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} ;$$

$$\frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad (5a)$$

$$\alpha = \frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_{zp}} ; \frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad (5b)$$

그러므로, 3차원 보-기둥 부재의 연화소성힌지를 고려하는 힘-변위의 관계는 식(6)과 같이 정식화 된다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{iyY} & k_{iyZ} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{iyZ} & k_{iyY} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{izZ} & k_{izY} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{izY} & k_{izZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (6)$$

여기서,

$$k_{iyY} = \eta_A \left[S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_B) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (7a)$$

$$k_{iyZ} = \eta_A \eta_B S_2 \frac{E_t I_y}{L} \quad (7b)$$

$$k_{izY} = \eta_B \left[S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_A) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (7c)$$

$$k_{\ddot{u}z} = \eta_A \left[S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_B) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (7d)$$

$$k_{\ddot{u}z} = \eta_A \eta_B S_4 \frac{E_t I_z}{L} \quad (7e)$$

$$k_{\ddot{j}z} = \eta_B \left[S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_A) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (7f)$$

식(7)에서 η_A 와 η_B 의 조건에 따른 부재의 거동 현상은 다음과 같다.

- 1) $0 < \eta_A < 1$ 그리고 $0 < \eta_B < 1$ 일 때, 보-기둥 부재의 양쪽 단부에서 부분적으로 소성상태이다.
- 2) $\eta_A = \eta_B = 1$ 일 때, 보-기둥 부재의 양쪽 단부는 완전히 탄성이다.
- 3) $\eta_A = 1$ 그리고 $0 < \eta_B < 1$ 일 때, A점에서는 탄성이고 B점은 부분적으로 항복되었다.
- 4) $0 < \eta_A < 1$ 이고 $\eta_B = 1$ 일 때, A점은 부분적으로 항복되었고 B점은 탄성이다.

2.4 시공오차를 고려하는 기하학적인 불완전성 모형화

2.4.1 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,^{17),18)} AS¹⁹⁾ 및 CSA^{20),21)}에서는 직선도에 대한 불완전성을 기둥길이의 1/1000을 사용하도록 추천하고 있다. AISC에서도 동일한 크기의 불완전성을 추천하고 있다. 본 논문에서는 직선도에 대한 불완전성으로 $L_c/1000$ 을 사용하였다.²²⁾

ECCS,^{17),18)} AS¹⁹⁾ 및 CSA^{20),21)}에서는 직선도에 대한 불완전성을 부재의 중간부에 최대 처짐이 발생하는 포물선 형상을 추천하고 있으나, 해석시 모델링하는 방법에 대해서는 언급하지 않고 있으며, 실용적이지 못한 단점이 있다. 본 논문에서는 그림 2와 같이 부재의

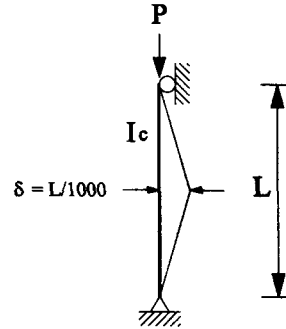


그림 2 브레이싱된 구조물의 불완전성 모델

중간에 최대 변형을 갖는 두개의 요소로 모델링함으로써 직선에 대한 불완전성을 고려하였다. 두개의 요소로 사용하여 모델링할 경우의 정확도는 2차원 구조에 대하여 이미 검증된 바 있으며 이를 3차원 구조에 그대로 적용할 수 있다.²³⁾

2.4.2 브레이싱 되지 않은 뼈대 구조물

CSA^{20),21)}와 AISC²²⁾에서는 수직도에 대한 시공오차를 $L_c/500$ 로 제한하고 있다. 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.

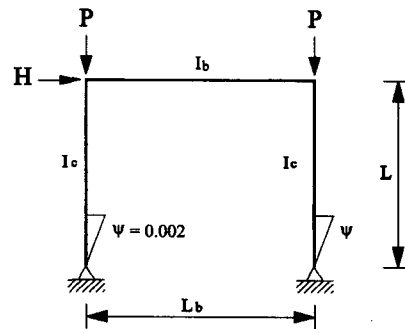


그림 3 브레이싱 되지 않은 구조물의 불완전성 모델

3. 횡비틀림좌굴효과를 고려하는 휨강도 감소모델

횡비틀림좌굴은 단면이 강축으로 휨모멘트를 받을 때 단면의 약축방향으로 변위와 회전을 동반하는 좌굴 현상이다. 압축플랜지의 비지지장이 충분히 짧으면 단면은 소성휨강도를 발휘하지만 그렇지 않을 경우 탄성

혹은 비탄성 횡비틀림좌굴에 의하여 단면의 휨강도가 급격히 저하된다. 종래의 소성힌지해석법은 횡방향으로 가새가 충분히 배치되어 있다고 가정함으로 횡비틀림좌굴에 의한 휨강도 감소효과를 고려하지 않고 있다. 실제 구조물은 횡방향지지가 충분히 되어 있지 않기 때문에 횡비틀림좌굴효과는 2차 소성힌지해석법에 반드시 고려해야할 중요한 요소다.

균등모멘트와 비균등모멘트를 받는 보의 비탄성 횡비틀림좌굴에 대한 이론적인 연구가 이루어졌다.^{24),25)} 또한, Hetchman et al,²⁶⁾ White,²⁷⁾ Sawyer²⁸⁾ 등의 많은 연구자들이 실무크기의 I형보에 대한 횡비틀림좌굴 실험을 하였다. 부재의 횡비틀림좌굴을 정확히 구하려면 4차 미분방정식의 해를 구하여야 하지만 이를 2차 소성힌지해석에 직접적용하기는 불가능하다. 비탄성 횡비틀림좌굴효과를 고려하기는 더욱 힘들다. 이는 2차 소성힌지해석이 실용화를 추구하기 위하여 부재를 하나의 선으로 이상화하는 것을 전제로 하기 때문이다.

실용적으로 횡비틀림좌굴효과를 고려하는 방법으로서 압축플랜지의 비지지장 및 단면형상으로 구성되는 부재의 휨강도 감소모델 중 Rondal-Maquoi,²⁹⁾ ECCS¹⁸⁾ 및 AISC-LRFD¹⁵⁾ 식을 비교 검토하였다. 이중 가장 실용적인 AISC-LRFD식을 채택하였으며 이를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$L_b \leq L_p \text{ 일 때} \\ M_n = M_p \quad (8)$$

$$L_p < L_b < L_r \text{ 일 때} \\ M_n = c_b \left[M_p - (M_p - M_r) \frac{(L_b - L_p)}{(L_r - L_p)} \right] \leq M_p \quad (9)$$

$$L_b \geq L_r \text{ 일 때} \\ M_n = C_b \frac{\pi}{L_b} \sqrt{EI_y GJ + \left(\frac{\pi E}{L_b} \right)^2 I_y C_w} \leq M_p \quad (10)$$

여기서

$$C_b = \frac{12.5 M_{\max}}{2.5 M_{\max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \leq 2.3 \\ M_r = S_x (F_y - F_r) \\ L_p = \frac{300 r_y}{\sqrt{F_{yf}}} \\ L_r = \frac{r_y X_1}{F_L} \sqrt{1 + \sqrt{1 + X_2 F_L^2}}$$

$$X_1 = \frac{\pi}{S_x} \sqrt{\frac{EGIA}{2}} \\ X_2 = 4 \frac{C_w}{I_y} \left(\frac{S_x}{GJ} \right)^2$$

여기서 C_b 는 모멘트 구배계수, I_y 는 y 축에 대한 단면2차모멘트, G 는 전단탄성계수, J 는 비틀림상수, C 는 뒹(warping)상수, M_{\max} 는 부재의 최대모멘트, M_A , M_B 및 M_C 는 부재의 일사등분점, 이사등분점 및 삼사등분점의 모멘트, S_x 는 단면계수, A 는 단면적, r_y 는 약축에 대한 회전반경, F_r 은 잔류응력이다.

단면의 LRFD 소성강도식 중 휨강성 M_p 를 상기 식(8)-(10)로 결정되는 휨강도 감소모델 M_n 으로 대체하였다. 즉

$$\frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_n} = 1.0 \text{ for } \frac{P}{P_y} \geq 0.2 \quad (11)$$

$$\frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_n} = 1.0 \text{ for } \frac{P}{P_y} \leq 0.2 \quad (12)$$

이 식을 고등해석 프로그램중 개별부재의 강도 검토식에 적용함으로써 부재의 횡비틀림좌굴효과를 고려하였다.

4. 해석결과 검증

해석결과와 검증은 개발된 기법의 해석결과와 종래의 LRFD방법의 해석결과를 비교함으로써 실시하였다. 대상 구조물은 횡비틀림좌굴효과를 고려하지 않은 6층 강뼈대구조물과 횡비틀림좌굴효과를 고려한 1층 강뼈대구조물을 채택하였다. 첫 번째 강뼈대 구조물은 본 해석기법이 기하학적 비선형과 재료적 비선형을 얼마나 잘 고려하고 있는지 검증하기 위해 선정하였고, 두 번째 강뼈대 구조물은 본 해석기법이 횡비틀림좌굴효과를 얼마나 잘 고려하고 있는지를 검증하기 위하여 선정하였다.

4.1 횡비틀림좌굴을 고려하지 않은 6층 강뼈대 구조물

본 예제는 Orbison¹⁶⁾ 및 Liew와 Tang⁹⁾에 의하여

횡비틀림좌굴을 고려하는 2차 소성현지해석을 이용한 3차원 강뼈대 구조물 설계

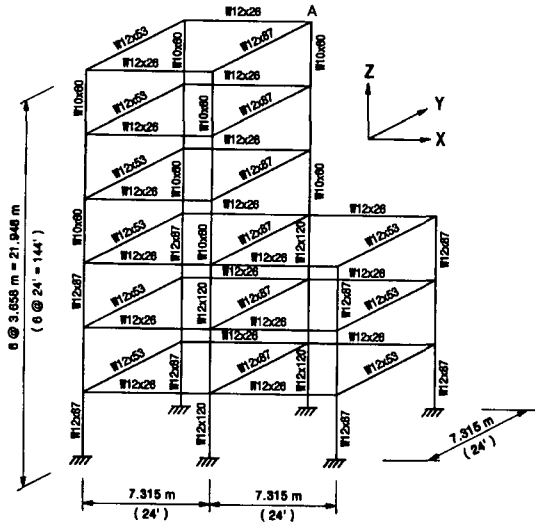


그림 4 3차원 6층 비대칭 강뼈대구조물

해석된 3차원 비대칭 6층 강뼈대 구조물이다. 각 부재의 항복강도는 248MPa(36ksi)이고, 탄성계수는 207,000MPa (30,000ksi), 전단탄성계수는 79,239MPa(11,500ksi)이다. 해석에 사용된 단면은 그림 4와 같다. 구조물에 작용하는 사하중은 4.8kN/m^2 (100psf), 풍하중은 y 방향으로 절점당 26.7kN (6kips)를 전면에 작용시켰다.

해석 결과를 Liew(전단변형 고려) 및 Orbison(전단 변형 미고려)과 비교하여 그림 5 및 표 1과 표 2에 나타 내었다. 전단변형을 고려하는 경우 표 2에서 보는 바와 같이 본 해석과 Liew의 극한하중계수는 각각 2.057, 2.062로서 오차는 2.4% 미만이다. 전단변형을 고려

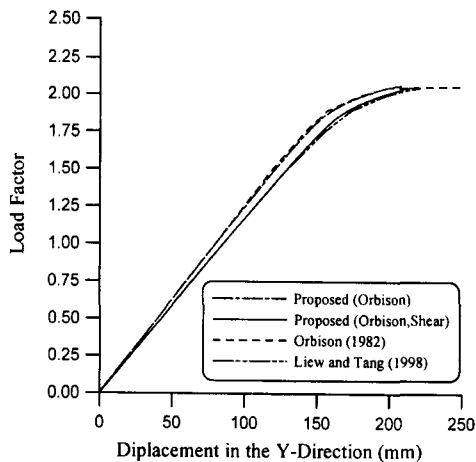


그림 5 3차원 6층 비대칭 강뼈대 구조물의 하중-변위 곡선

표 1 전단변형을 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 전단변형을 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

하지 않은 경우에도 Orbison의 극한하중계수와 유사한 결과를 나타내었다.

4.2 횡비틀림좌굴효과를 고려한 1층 강뼈대 구조물

그림 6의 수직하중과 수평하중을 동시에 받고 있는 3차원 1층 강뼈대 구조물에 대하여 해석하였다. 각 부재의 항복강도는 248MPa(36ksi)이고, 탄성계수는 207,000MPa(30,000ksi), 전단탄성계수는 79,239MPa(11,500ksi)이다. 보 및 기둥 부재는 모두 W21×44 부재를 사용하였다. W21×44의 치수는 표 3에 나타 내었다.

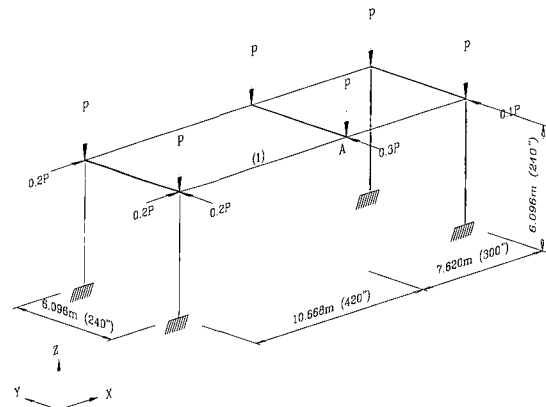


그림 6 1층 강뼈대구조물

표 3 W21×44의 단면치수

단면(mm)			
d	b_f	t_w	t_f
525	165	9	11

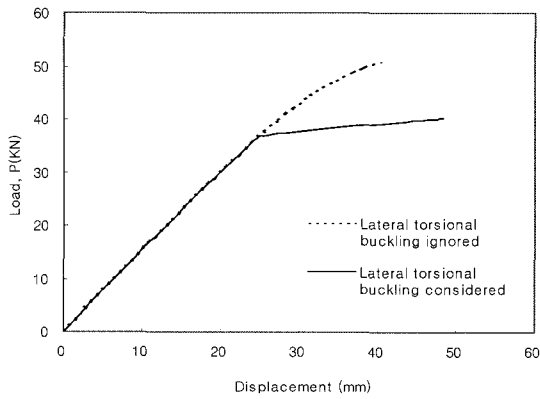


그림 7 1층 강뼈대구조물에 대한 하중-변위 관계

작용하중이 36.88kN(8.29kips)에 도달했을 때, (1)번 부재에서 횡비틀림좌굴이 발생하였다. 그때의 (1)번 부재의 축력 P는 23.55kN(5.34kips), 약축에 대한 휨모멘트 M_y 는 12.17kNm(107.7in.-k) 그리고 강축에 대한 모멘트 M_z 는 94.82kNm(839.2in.-k)이다. 이 부재력을 LRFD 소성강도식에 대입하면 1.00이 된다. 따라서 본 해석법이 횡비틀림좌굴효과를 정확하게 고려하고 있음이 검증되었다.

구조물이 붕괴될 때까지 하중을 계속 재하하였다. 구조물은 (1)번 부재의 횡비틀림좌굴 발생후 16.44kN(3.70kips)을 추가로 견디 수직하중이 40.21kN(9.04kips)에 이르렀을 때 붕괴하였다. 이러한 결과는 비탄성모멘트 재분배를 고려하는 본 해석의 장점이다. A점의 수직하중-변위의 관계를 그림 7에 나타내었다.

5. 예제해석

횡비틀림좌굴효과를 고려하는 2차 소성힌지해석과 종래의 2차 소성힌지해석에 의한 뼈대구조를 설계하여 그 결과를 비교함으로써 횡방향비틀림이 구조시스템의 강도에 미치는 영향을 평가하고자 한다. 예제해석은 그림 8과 같이 수직하중과 수평하중을 동시에 받는 3차원 2층 뼈대구조물을 대상으로 실시하였다. 응력-변형률 관계는 완전 탄-소성으로 가정하였으며, 항복응력 250MPa(36ksi) 및 탄성계수 200,000MPa(29,000ksi)을 사용하였다. 사용부재는 모두 W21×44를 사용함으로써 해석의 편의를 도모하였다. W21×44의 치수는 표 3에 나타내었다. 또한 수직도에 대한 시공오차는 각 기둥부재에 H/500를 적용하였다.

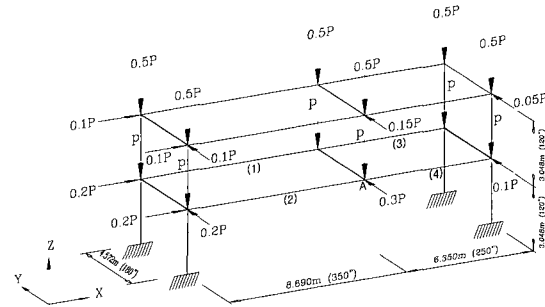


그림 8 2층 강뼈대 구조물

해석결과 구조물은 (1), (2), (3), (4)부재에서 순차적으로 횡비틀림좌굴이 발생하여 파괴되었다. 이때 구조시스템이 받을 수 있는 극한하중, 즉 구조물에 작용하는 하중 P의 최대값인 P_u 는 67.57kN(15.18kips)로 산정되었다. 횡비틀림좌굴효과를 고려하지 않은 2차 소성힌지해석을 할 경우 구조 시스템은 좌굴에 의해 파괴되었고, 그 때 구조시스템이 받을 수 있는 극한하중 P_u (ultimate load)는 83.36kN(18.7kips)로 산정되었다. 횡방향비틀림좌굴효과를 고려한 경우와 그렇지 않은 경우에 절점 A의 수직하중-변위 관계를 그림 9에 나타내었다. 결과적으로 종래의 2차 소성힌지해석이 횡비틀림좌굴효과를 고려한 2차 소성힌지해석에 비해 극한하중을 1.2배 과대 평가함을 알 수 있었다.

본 예제에서 2차 소성힌지해석에 의하여 구한 극한하중은 구조시스템과 그에 속한 부재의 강도와 안정을 해석시에 직접 산정하여 구한 결과이다. 따라서, 해석 후 종래의 강구조 설계에서 수행하였던 개별부재의 강도 검토가 필요하지 않으므로, 2차 소성힌지해석은 강구조물의 설계시간을 현저히 절약할 수 있는 매우 효율

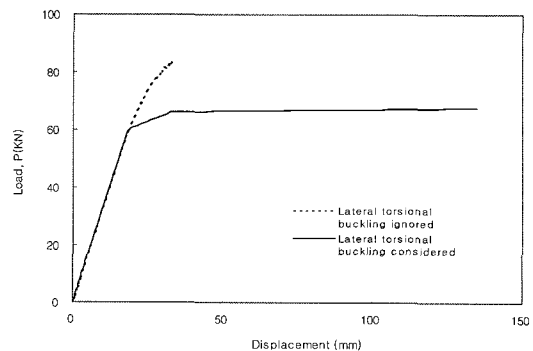


그림 9 2층 강뼈대 구조물에 대한 하중-변위 관계

적인 기법이라고 할 수 있다. 종래의 LRFD 및 ASD 방법은 개별부재의 강도만을 검토하나, 본 2차 소성힌지해석은 개별부재의 강도 뿐만 아니라 구조시스템의 강도(즉, 구조시스템이 받을 수 있는 최대하중)를 평가함으로써 구조시스템에 대한 균등한 안전율을 확보 할 수 있다.

6. 결 론

본 연구에서 횡비틀림좌굴을 고려하는 2차 소성힌지해석을 개발하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 개발된 2차 소성힌지해석을 검증한 결과 횡비틀림좌굴효과를 포함한 구조물의 비탄성 비선형거동을 적절히 반영하고 있음을 알 수 있었다.
- 2) 본 방법은 기존의 LRFD방법에 대하여 오차가 1% 미만임을 알 수 있었다.
- 3) 예제해석을 통하여 횡비틀림좌굴을 고려하지 않은 2차 소성힌지해석은 그렇지 않은 경우에 비해 1.2 배정도 과대 평가함을 알 수 있었다. 따라서, 횡비틀림좌굴은 2차 소성힌지해석에 반드시 고려하여야 할 매우 중요한 요소임을 알 수 있었다.
- 4) 본 방법은 구조시스템과 그에 속한 구조부재의 극한강도를 직접적인 방법으로 예측할 수 있다. 따라서, 종래의 LRFD 및 ASD에서의 유효길이계수를 포함하는 부재의 강도계산을 필요로 하지 않기 때문에 설계시간과 노력을 현격히 절약할 수 있다.
- 5) 본 방법은 개별부재의 강도뿐만 아니라 구조시스템의 강도를 평가함으로써 구조시스템에 대한 균등한 안전율을 확보할 수 있다.
- 6) 본 방법은 고비용과 많은 시간이 소요되는 소성영역법을 대체할 수 있으므로, 실제 현장에 적용할 수 있는 경제적이고 정밀한 기법이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 국가지정연구실(2000-N-NL-01-C-162) 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Chen, W. F. and Kim, S. E., *LRFD steel design*

using advanced analysis, Boca Raton, FL, CRC Press, 1997

2. 박문호, 김승억, 최세휴, "3차원 강뼈대 구조물의 실용적인 고등해석 기법 개발", 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제20권, 제1-A호, 2000, pp.37~49
3. 김승억, 최세휴, 박문호, "반강접 공간 강뼈대 구조물의 고등해석", 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 제21권 제1-A호, 2001, pp.155~164
4. Clarke, M. J., Bridge, R. Q., Hancock, G. J. and Trahair, N. S., "Benchmarking and verification of second-order elastic and inelastic frame analysis programs", in *SSRC TG 29 workshop and monograph on plastic hinge based methods for advanced analysis and design of steel frames*, White, D.W. and Chen, W. F., Eds., SSRC, Lehigh University, Bethlehem, PA, 1992
5. Vogel, U., "Calibrating frames", *Stahlbau*, 10, 1985, pp.1~7
6. White, D. W., "Material and geometric nonlinear analysis of local planar behavior in steel frames using iterative computer graphics", M. S. Thesis, Cornell University, Ithaca, NY, 1985, p.281
7. Ziemian, R. D., McGuire, W., and Dierlein, G.G., "Inelastic limit states design part II: three-dimensional frame study", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 118(9), 1992, pp.2550~2568
8. Prakash, V. and Powell, G. H., "DRAIN-3DX: Base program user guide, version 1.10", A Computer Program Distributed by NISEE/Computer Applications, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, 1993
9. 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
10. Kim, S. E., Park, M. H., Choi, S. H., "Direct design of three-dimensional frames using practical advanced analysis", *Engineering*

- Structures*, 23(11), 2001, pp.1491~1502
11. 김승억, "횡비틀림좌굴을 고려한 강뼈대구조물의 고등해석기법 개발", 대한토목학회 논문집, 제19권, 제I-3호, 1999, pp.427~434
 12. Kim, S. E. and Chen, W. F., "Practical advanced analysis for braced steel frame design", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 122(11), 1996a, pp.1266~1274
 13. Kim, S. E. and Chen, W. F., "Practical advanced analysis for unbraced steel frame design", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 122(11), 1996b, pp.1259~1265
 14. Chen, W. F. and Lui, E. M., *Stability design of steel frames*, Boca Raton, FL, CRC Press, 1992
 15. AISC, Load and resistance factor design specification, American Institute of Steel Construction, 2nd Ed., Chicago, 1994
 16. 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
 17. 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
 18. ECCS, "Essentials of eurocode 3 design manual for steel structures in buildings", ECCS-Advisory Committee 5, No. 65, 1991, p.60
 19. Standards Australia, AS4100-1990, Steel structures, Sydney, Australia, 1990
 20. CSA, "Limit states design of steel structures", CAN/CAS-S16.1-M89, Canadian Standards Association, 1989
 21. CSA, "Limit states design of steel structures", CAN/CAS-S16.1-M94, Canadian Standards Association, 1994
 22. AISC, Load and Resistance Factor Design Specification for steel buildings, American Institute of Steel Construction, Chicago, 1993
 23. Kim, S. E. and Chen, W. F., "A sensitivity study on number of elements in refined plastic-hinge analysis", *Computers and Structures*, 66(5), 1998, pp.665~673
 24. Kitipornchai, S. and Trahair, N. S., "Elastic behavior of tapered monosymmetric I-beams", Research Report R239, Department of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, Australia, 1974
 25. Kitipornchai, S. and Trahair, N. S., "Buckling of inelastic I-beams under moment gradient", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 101 (ST5), Proc. Paper11295, 1975, pp.991~1004
 26. Hechtman, R.A, et al., "Lateral buckling of rolled steel I-beams", *Proceedings*, ASCE, 81, Separate No. 797, 1995, 797-1-797-33
 27. White, D. W., "*Inelastic Lateral instability of beams and their bracing requirements*", Ph.D. Thesis, Lehigh University, Bethlehem, PA, 1960
 28. Sawyer, H. A., "Post-elastic behavior of wide flange steel beams", *Proceedings*, ASCE, Vol. 87, Separate No. ST8, 1961, pp.43~71
 29. Rondal, J. and Maquoi, R., "Single equation for SSRS column strength curves", *Journal of the structural Division*, ASCE, 105(ST1), 1979, pp.247~250