

# 국부좌굴을 고려하는 개선소성힌지해석을 이용한 3차원 강뼈대 구조물 해석 및 설계

## 3-D Frame Analysis and Design Using Refined Plastic-Hinge Analysis Accounting for Local Buckling

김 승 역<sup>1)</sup> · 박 주 수<sup>2)</sup>  
*Kim, Seung Eock · Park, Joo Soo*

**요 약 :** 본 논문에서는 국부좌굴을 고려하는 개선소성힌지해석법을 이용하여 3차원 강뼈대 구조물의 설계기법을 개발하였다. 본 해석은 구조시스템 및 개별부재의 재료적 기하학적 비선형 거동을 고려한다. 더욱이, 종래의 개선소성힌지해석에서 국부좌굴효과에 의한 휨강도 감소 효과를 고려하지 못한 문제를 해결하였다. 강뼈대 구조물의 잔류응력과 휨에 의한 비선형성 및 기하학적 불완전성에 의한 점진적인 소성화효과를 고려하는 효율적인 방법을 기술하였다. 국부좌굴효과를 고려하기 위하여 단면의 폭-두께비로 구성되는 휨강도 감소모델을 사용하였다. 개발된 개선소성힌지해석법은 LRFD 설계방법과 비교함으로써 검증하였다. 예제해석을 통하여 국부좌굴효과는 개선소성힌지해석법에 고려해야 할 중요한 요소임을 나타내었다. 본 해석은 실제 설계에 활용할 수 있는 효율적이고 신뢰성 있는 방법이다.

**ABSTRACT :** In this paper, 3-D frame design using refined plastic-hinge analysis accounting for local 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 refined plastic-hinge analyses, which do not consider the degradation of the flexural strength caused by local 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 width-thickness ratio is used to account for local buckling. The proposed analysis is verified by the comparison of the LRFD results. A case study shows that local 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.

**핵심 용어 :** 개선소성힌지해석, 국부좌굴, 재료 및 기하학적 비선형, 강뼈대구조, 강구조 설계, LRFD규정

**KEYWORDS :** refined plastic-hinge analysis, local buckling, material and geometric nonlinearity, steel frame, steel design, LRFD

### 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 문제점을 내포하고 있다. (1) 비탄성 비선형거동을 하는 구조시스템의 실제 파괴 모드는 유효길이계수를 기반으로 하는 구조시스템의 탄성좌굴 모드와 일반적으로 일치하지 않는다. 따라서, 구조시스템과 개별부재간에 강도와 안정에 대한 상호작용을 정확하게 고려

하지 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 비선형, 비탄성해석을 직접 수행하는 방법뿐이다<sup>(1)</sup>. 최근 컴퓨터 기술의 발전으로 구조시스템과 그에 속한 개별부재의 거동과 강도를 직접적이고 적극적으로 결정할 수 있는 비선형비탄성해석이

1) 정회원, 세종대학교 토목환경공학과/건설기술연구소 부교수  
2) 세종대학교 토목환경공학과/건설기술연구소 대학원 석사과정

본 논문에 대한 토의를 2002년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

가능하게 되었다<sup>(2),(3)</sup>. 비선형비탄성해석법은 (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. 소성영역법은 일종의 유한요소법으로서, 구조 부재를 길이방향으로 유한개의 요소로 나누고 각 요소의 단면은 다시 다수의 요소로 나눈다<sup>(4),(5),(6)</sup>. 소성영역법은 정밀해로 알려져 있음에도 불구하고 요소의 수가 너무 많이 필요하여 경제성이 없는 바 일반 설계에는 사용되지 않는다.

비선형성을 간단히 표현할 수 있는 방법은 개선소성힌지해석법이다. 지금까지 Ziemian et al<sup>(7)</sup>, Prakash and Powell<sup>(8)</sup>, Liew and Tang<sup>(9)</sup>, Kim et al.<sup>(10)</sup> 등이 몇가지 개선소성힌지해석에 대하여 연구하였다. 소성힌지해석법의 장점은 구조시스템과 개별부재의 강도와 안정성을 효율적이고 정확하게 평가하는데 있다.

종래의 개선소성힌지해석법에서는 국부좌굴효과를 고려하지 못한다. 따라서 해석시 사용부재는 조밀단면으로 가정한다. 그러나, 실제 사용되는 강뿔대 구조물의 경우는 조밀단면이 아닌 경우가 많으므로 개선소성힌지해석을 광범위하게 사용하기 위해서는 국부좌굴효과를 반드시 고려하도록 개선하여야 할 것이다. 2차원 뿔대구조물에 대하여 국부좌굴효과를 고려한 개선소성힌지해석법이 개발된 바 있다<sup>(11)</sup>. 본 연구에서는 3차원 강뿔대구조물에 대한 국부좌굴효과를 고려하는 실용적인 개선소성해석기법을 개발하는데 목적이 있다.

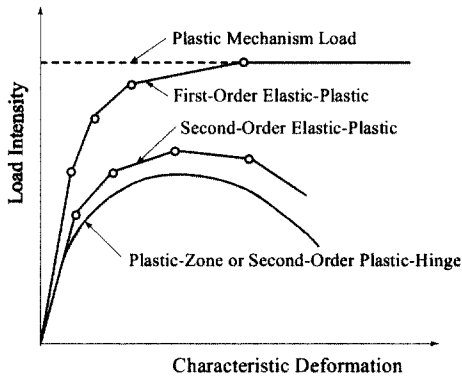


그림 1. 비선형비탄성해석에서의 하중-변위 특성

## 2. 개선소성힌지해석

### 2.1 기하학적 비선형을 고려하는 안정함수

기하학적인 비선형성을 고려하기 위하여 안정함수를 사용한다. 안정함수란 축방향력에 의하여 휨 강성이 감소하는 영

향을 고려하는 함수로서 부재를 하나 혹은 두 개의 요소로 이상화하여 기하학적인 비선형을 효과적으로 고려할 수 있다<sup>(12),(13)</sup>. 3차원 보-기둥 부재에 대하여 안정함수를 이용한 휨-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 잔류응력을 고려하는 "Column Research Council" (CRC) 접선탄성계수 사용

잔류응력을 가진 부재가 축방향력에 의하여 점진적으로 항복하는 것을 고려하기 위하여 CRC 접선탄성계수를 사용한다.

이 접선계수는 식 (3a) 및 식 (3b)와 같이 축력의 함수로 나타낼 수 있다<sup>(14)</sup>.

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

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

### 2.3 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-LRFD의 완전소성면을 활용하여 다음과 같이 각각 나타낼 수 있다<sup>(20)</sup>.

$$\begin{aligned} \frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yb}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zb}} \quad \text{일 경우} \\ \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yb}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_{zb}} = 1.0 \end{aligned} \quad (5a)$$

$$\begin{aligned} \frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yb}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zb}} \quad \text{일 경우} \\ \frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yb}} + \frac{M_z}{M_{zb}} = 1.0 \end{aligned} \quad (5b)$$

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

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{iiY} & k_{ijY} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{ijY} & k_{jjY} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{iiZ} & k_{ijZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{ijZ} & k_{jjZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (6)$$

여기서,

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

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

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

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

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

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

## 3. 기하학적 불완전 모형

### 3.1 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- $\Delta$ 효과는 브레이싱에 의하여 소멸되기 때문이다. ECCS, AS 및 CSA에서는 직선도에 대한 불완전성을 기둥길이의 1/1000을 사용하도록 추천하고 있다<sup>(15)-(19)</sup>. AISC에서도 동일한 크기의 불완전성을 추천하고 있다. 본 논문에서는 직선도에 대한 불완전성으로  $L_c/1000$ 을 사용하였다<sup>(20)</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>(15)-(19)</sup>. 본 논문에서는 그림 2와 같이 부재의 중간에 최대 변형을 갖는 두개의 요소로 모델링함으로써 직선에 대한 불완전성을 고려하였다. 두개의 요소를 사용하여 모델링할 경우의 정확도는 2차원 구조에 대하여 이미 검증된 바 있으며 이를 3차원 구조에 그대로 적용할 수 있다<sup>(21)</sup>.

### 3.2 브레이싱 되지 않은 뱀대 구조물

CSA와 AISC에서는 수직도에 대한 시공오차를  $L_c/500$ 로

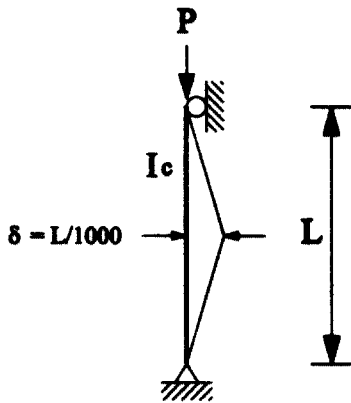


그림 2. 브레이싱된 구조물의 불안전성 모델

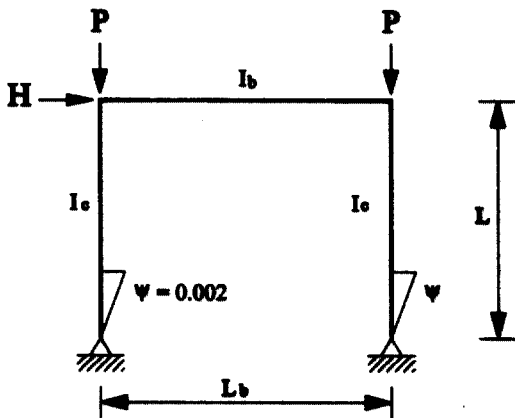


그림 3. 브레이싱 되지 않은 구조물의 불안전성 모델

제한하고 있다<sup>(18),(19),(20)</sup>. 따라서 본 연구에서도 수직도에 대한 불안전성의 크기로  $L_c/500$ 을 사용하였다. 이 값은 브레이싱된 경우의 비직선도  $L_c/1000$ 과 개념적으로 동등한 값을 알 수 있다.

#### 4. 국부좌굴효과를 고려하는 휨강도 감소 모델

국부좌굴은 플랜지 및 복부의 폭 두께비 즉, 세장비가 한계 상태를 초과하는 경우에 압축플랜지 및 복부에서 휨좌굴이 일어나는 현상이다. 일반적으로 압연보는 주로 조밀단면(Compact Section)을 사용하는 반면 판형은 폭 두께비가 큰 세장한 단면으로 제작되므로 국부좌굴현상은 판형보의 강도에 보다 직접적인 영향을 미친다.

폭 두께비가 충분히 작으면 단면은 소성휨강도를 발휘하지만 그렇지 않을 경우 탄성 혹은 비탄성 국부좌굴에 의하여 단면의 휨강도가 급격히 저하된다. 부재의 국부좌굴강도를 정확히 구하려면 미분방정식의 해를 구하여야 하지만 이를 개선소성인지해석에 직접 적용하기는 불가능하다. 더욱이 비탄성 국부좌굴 효과를 고려하기는 더욱 힘들다. 이는 본 개선소성인지해석이 실용화를 추구하기 위하여 부재를 하나의 선으로 이상화하는 것을 전제로 하기 때문이다.

국부좌굴을 실용적으로 고려하는 방법으로서 폭 두께비 등으로 구성되는 부재의 휨강도 감소모델을 개선소성인지해석에 적용하는 것이다. 본 논문에서는 휨강도 감소모델 중 가장

표 1. 폭 두께비 한계

항목	플랜지좌굴	복부좌굴
$M_b$		$F_y Z_x$
$M_r$	$F_L S_x$	$F_y S_x$
$F_{cr}$	$\frac{20,000}{\lambda^2}$ : 압연보 $\frac{20,000k_c}{\lambda^2}$ : 판형	식 (12), (13), (14)
$\lambda$	$b_f/2t_f$	$h/t_w$
$\lambda_b$	$\frac{65}{\sqrt{F_y}}$	$\frac{P_u}{\phi_b P_y} \leq 0.125$ 일때 $\frac{640}{\sqrt{F_y}} (1 - \frac{2.75 P_u}{\phi_b P_y})$ $\frac{P_u}{\phi_b P_y} \geq 0.125$ 일때 $\frac{191}{\sqrt{F_y}} (2.33 - \frac{2.75 P_u}{\phi_b P_y}) \geq \frac{253}{\sqrt{F_y}}$
$\lambda_r$	$\frac{141}{\sqrt{F_L}}$ : 압연보 $\frac{162}{\sqrt{F_L/k_c}}$ : 판형보	$\frac{970}{\sqrt{F_y}} (1 - \frac{0.74 P_u}{\phi_b P_y})$

여기서,  $s_x$ =강축에 대한 단면계수,  $F_y$ =항복응력(ksi),  $F_L = F_y - F_R$ (ksi)

$F_R$ =플랜지의 압축잔류응력, 압연보는 10ksi 판형보는 16.5ksi,  $b_f$ =플랜지 폭,  $t_f$ =플랜지두께,

$h$ =복부 높이,  $t_w$ =복부두께,  $\phi_b$ =저항계수(=0.9)

실용적인 AISC-LRFD식을 채택하였으며 H형 압연보 및 판형에 대한 식은 다음과 같다<sup>(20)</sup>.

$\lambda \leq \lambda_p$ 일 때

$$M_n = M_p \quad (8)$$

$\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$ 일 때

$$M_n = M_p - (M_p - M_r) \left( \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right) \quad (9)$$

$\lambda > \lambda_r$ 일 때

$$M_n = M_{cr} = SF_{cr} \leq M_p \quad (10)$$

상기 식의 각항은 표 1과 같이 정의 된다.

복부의  $\lambda$ 가  $\lambda_r$ 보다 클 경우에는 다음 식을 사용하여 휨강도를 구하여야 한다.

$$M_n = S_{xc} R_{PG} F_{cr} \quad (11)$$

여기서  $R_{PG}$ 는 복부의 세장비가 휨강도에 미치는 영향을 고려하는 계수로서 다음 식과 같이 정의된다.

$$R_{PG} = 1 - \frac{a_r}{1200 + 300a_r} \left( \frac{h_c}{t_w} - \frac{970}{\sqrt{F_{cr}}} \right) \leq 1.0 \quad (12)$$

여기서  $a_r$ =압축플랜지 면적에 대한 복부면적의 비

$s_{xc}$ =압축플랜지의 단면 계수

$h_c$ =도심에서 압축 플랜지 용접하단면까지 거리의 2배

임계응력  $F_{cr}$ 은 횡비틀림좌굴 및 플랜지 국부좌굴에 대한 세장비로 결정된다. 본 논문에서는 국부좌굴만 고려하므로 국부좌굴 한계상태에 따른 임계응력은 다음과 같다.

$\lambda \leq \lambda_p$ 일 때

$$F_{cr} = F_{yf} \quad (13)$$

$\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$ 일 때

$$F_{cr} = C_b F_y \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right) \right] \leq F_y \quad (14)$$

$\lambda > \lambda_r$ 일 때

$$F_{cr} = \frac{C_{PG}}{\lambda^2} \quad (15)$$

플랜지 국부좌굴에 대한 한계상태는 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{b_f}{2t_f} \quad (16)$$

$$\lambda_p = \frac{65}{\sqrt{F_y}} \quad (17)$$

$$\lambda_r = \frac{230}{\sqrt{F_y/k_c}} \quad (18)$$

$$C_{PG} = 26,200k_c \quad (19)$$

$$C_b = 1.0 \quad (20)$$

여기서  $k_c = 4/\sqrt{h/t_w}$  그리고  $0.35 \leq k_c \leq 0.763$ .

단면의 LRFD소성강도식중 휨강성  $M_p$ 를 상기식<sup>(8)-(20)</sup>로 결정되는 휨강도 감소모델  $M_n$ 으로 대치하면 다음식과 같다.

$$\frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_n} = 1.0 \quad \text{for } \frac{P}{P_y} \geq 0.2 \quad (21)$$

$$\frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_n} = 1.0 \quad \text{for } \frac{P}{P_y} < 0.2 \quad (22)$$

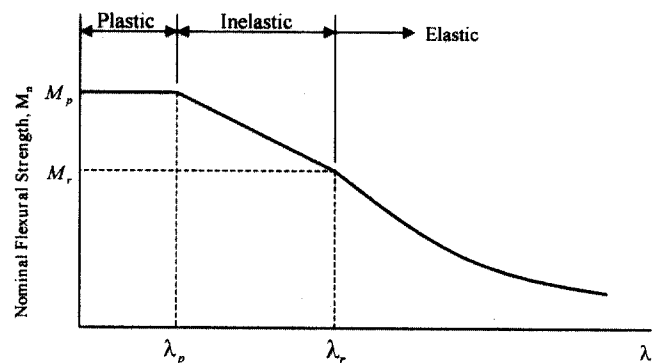


그림 4. 폭-두께비에 따른 부재의 휨강도

이 식을 프로그램중 개별부재의 강도 검토식에 적용함으로써 부재의 국부좌굴효과를 고려하였다. 구조시스템의 어느 한 부재가 국부좌굴에 의하여 파괴되었음을 판단하는 기준은 부재력을 식(21) 및 식(22)에 대입하였을 때 1.0이 되고 이때 휨강도는  $M_p$ 보다 작을 때 이다.

제안한 해석방법은 구조시스템의 비탄성모멘트 재분배를 허용한다. 따라서, 충분한 회전 능력이 필요하다. 이것은 부재가 적절히 지지되고 단면이 조밀할 때 얻어진다. 국부좌굴이

발생하면 그 단면의 강성은 0(zero)으로 가정한다. 제안한 해석방법은 어느 한 부재의 국부좌굴거동 자체를 평가하기보다는 구조시스템 전체의 극한강도를 결정하는데 목적을 두고 있기 때문에 위의 가정만으로 국부좌굴효과를 포함한 강뼈대 구조물의 비선형성을 추적하는데 충분하다.

### 5. 해석결과 검증

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

#### 5.1 국부좌굴을 고려하지 않은 6층 강뼈대 구조물

본 예제는 Orbison 및 Liew와 Tang 에 의하여 해석된 3차원 비대칭 6층 강뼈대 구조물이다<sup>(14),(19)</sup>. 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 kN/m<sup>2</sup> (100 psf), 풍하중은 y 방향

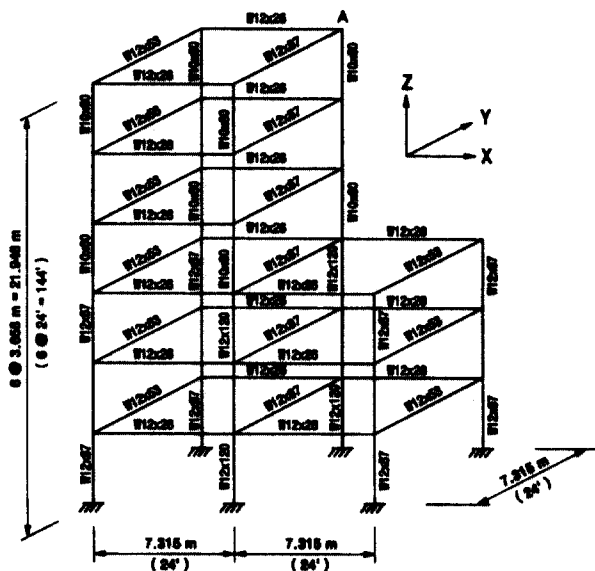


그림 5. 3차원 6층 비대칭 강뼈대구조물

으로 절점당 26.7 kN (6 kips)를 전면에 작용시켰다.

해석 결과를 Liew (전단변형 고려) 및 Orbison (전단변형 미고려)과 비교하여 그림 6에 나타내었다. 전단 변형을 고려하는 경우 본 해석과 Liew의 극한하중계수는 각각 2.057, 2.062로서 오차는 2.4% 미만이다. 전단 변형을 고려하지 않은 경우에도 Orbison의 극한하중계수와 유사한 결과를 나타내었다.

#### 5.2 국부좌굴효과를 고려한 1층 강뼈대 구조물

그림 7의 수직하중과 수평하중을 동시에 받고 있는 3차원 1층 강뼈대 구조물에 대하여 해석하였다. 각 부재의 항복강도는 250MPa(36 ksi)이고, 탄성계수는 200,000MPa (29,000 ksi), 전단탄성계수는 79,239MPa(11,500 ksi)

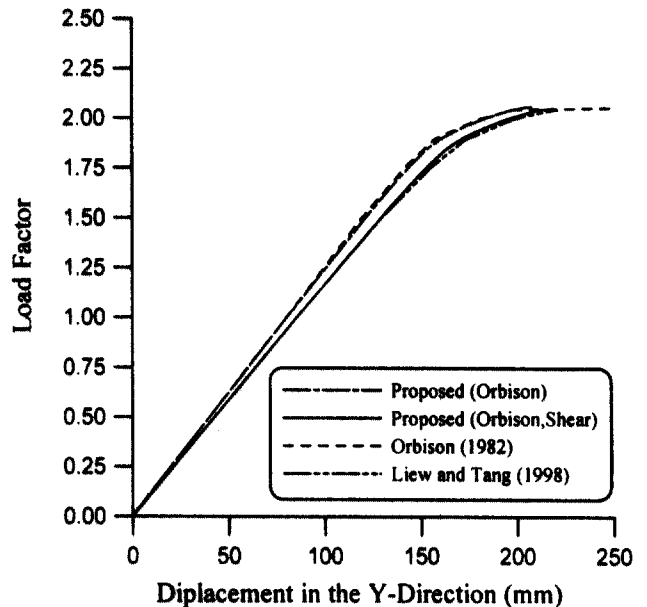


그림 6. 3차원 6층 비대칭 강뼈대 구조물의 하중 범위 곡선

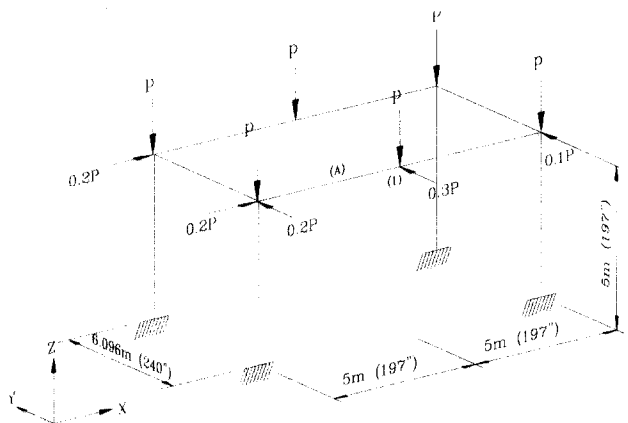


그림 7. 1층 강뼈대 구조물

이다. 해석상의 편의를 위하여 보 및 기둥 부재는 모두 표 3에 나타난 부재를 사용하였다. 사용된 단면의 플랜지에 대한 폭두께비( $\lambda$ )는 12.5이다. 따라서 플랜지의  $\lambda$ 는 그림 4에 서와 같이  $\lambda_p < \lambda < \lambda_r$ 의 범위에 속하며 플랜지는 비탄성적으로 좌굴하게 된다. 또한 복부도 폭두께비( $\lambda$ )가 112.5로서  $\lambda_p < \lambda < \lambda_r$ 의 범위에 속하므로 비탄성적으로 좌굴하게 된다.

작용하중이 201.42kN(45.28kips)에 도달했을 때, (1)번 절점에서 단면의 복부에 국부좌굴이 발생하였다. 그 때의 (1)번 절점의 축력 P는 81.185kN(18.25kips), 약축에 대한 휨모멘트  $M_y$ 는 94.71kNm(838.lin.-k) 그리고 강축에 대한 모멘트  $M_z$ 는 305.9kNm(2707.lin.-k)이다. 이 부재력을 LRFD 소성강도식 (22)에 대입하면 1.00이 된다. 따라서 본 해석법이 국부좌굴효과를 정확하게 고려하고 있음이 검증되었다.

### 6. 예제해석

국부좌굴효과를 고려하는 개선소성인지해석과 종래의 개선소성인지해석결과를 비교함으로써 국부좌굴이 구조시스템의 강도에 미치는 영향을 평가하고자 한다. 예제해석은 그림 8과 같이 수직하중과 수평하중을 동시에 받는 3차원 2층 뼈대구조물을 대상으로 실시하였다. 응력-변형을 관계는 완전 탄소성으로 가정하였으며, 항복응력 250MPa(36ksi) 및 탄성계수 200,000MPa(29,000ksi)을 사용하였다. 사용부재는 모두 표 3의 부재를 사용함으로써 해석의 편의를 도모하였다.

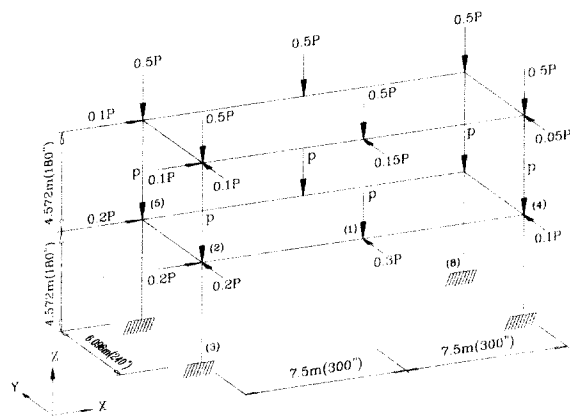


그림 8. 2층 강뼈대 구조물

해석결과 구조물은 (1)~(5)절점에서 순차적으로 단면의 복부에 국부좌굴이 발생하여 파괴되었다. 이때 구조시스템의 받을 수 있는 극한하중  $P_u$ 는 397.4kN(89.34kips)로 산정되었다. 국부좌굴효과를 고려하지 않은 개선소성인지해석을 할 경우 구조 시스템은 휨좌굴에 의해 파괴되었고, 그 때 구조시스템이 받을 수 있는 극한하중  $P_u$ 는 634kN(142.53kips)로 산정되었다. 국부좌굴효과를 고려한 경우와 그렇지 않은 경우에 절점 (1)의 수직하중-변위 관계를 그림 9에 나타내었다. 본 예제에서 국부좌굴을 고려하지 않은 개선소성인지해석이 국부좌굴효과를 고려한 개선소성인지해석에 비해 극한하중을 1.6배 과대 평가하였다. 이는 본 연구에서 개발한 해석법이 국부좌굴에 의한 파괴를 추적할 수 있으므로 구조물의 실제강도를 평가하고 있음을 보여주고 있다.

### 7. 결론

본 연구에서 국부좌굴을 고려하는 개선소성인지해석을 개발하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 개발된 개선소성인지해석을 검증한 결과 국부좌굴효과를 포함한 구조물의 비탄성 비선형거동을 적절히 반영하고 있음을 알 수 있었다.
- (2) 본 방법은 기존의 LRFD방법과 비교하여 오차가 1% 미만임을 알 수 있었다.
- (3) 예제해석을 통하여 국부좌굴을 고려하지 않은 개선소성인지해석은 그렇지 않은 경우에 비해 1.6배 정도

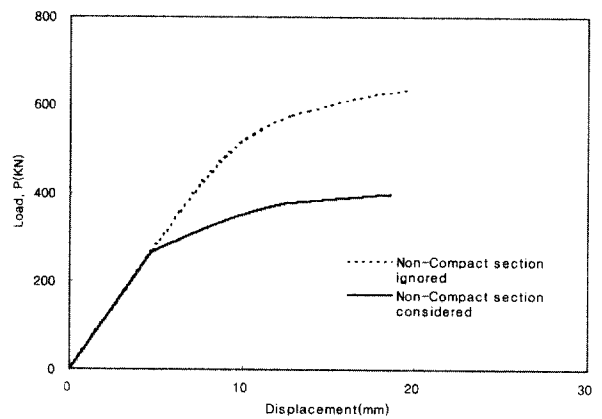


그림 9. 2층 강뼈대 구조물에 대한 하중-변위 관계

표 3. 단면치수와 한계값

단면(mm)				폭두께비		플랜지 한계값		복부 한계값	
$h$	$b_f$	$t_w$	$t_f$	$h/t_w$	$b_f/2t_f$	$\lambda_p$	$\lambda_r$	$\lambda_p$	$\lambda_r$
900	300	8	12	112.5	12.5	10.8	27.7	88.3	154.2

과대 평가함을 알 수 있었다. 과대 평가량의 크기는 구조물에 따라 달라질 수 있으나 국부좌굴은 개선소성 한지해석에 반드시 고려하여야 할 매우 중요한 요소를 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 강도 뿐만 아니라 구조시스템의 강도를 평가함으로써 구조시스템에 대한 균등한 안전율을 확보할 수 있다.
- (6) 본 방법은 고 비용과 많은 시간이 소요되는 소성영역법을 대체할 수 있으므로, 설계 현장에 적용할 수 있는 경제적이고 정밀한 기법이다.

### 감사의 글

본 연구는 2000년도 한국과학기술부의 국가지정연구실 지원(과제번호:2000-N-NL-01-C-162)으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

1. Chen, W.F. and Kim, S.E. LRFD steel design using advanced analysis, CRC Press, Boca Raton, Florida, 1997.
2. 박문호, 김승억, 최세휴 "3차원 강뺨대 구조물의 실용적인 고등해석 기법 개발", 대한토목학회 논문집 제 20권 제1-A호, 2000, pp.69-76.
3. 김승억, 최세휴, 박문호 "반강접 공간 강뺨대 구조물의 고등해석", 대한토목학회 논문집 제 21권 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 *SSRCTG 29workshop 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, 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, pp.281
7. Ziemian, R.D., McGuire, W., and Dierlein, G.G., "Inelastic limit states design partII: three-dimensional frame study", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 18(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, "국부좌굴을 고려한 강뺨대 구조물의 개선 소성 한지해석", 대한토목학회 논문집, 제20권, 제 2-A호, 2000, pp.293-300
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, *ASCE J. Struct. Eng.*, ASCE, 1996b; 122(11): 1259-1265.
14. Chen, W.F. and Lui, E.M., Stability design of steel frames, CRC Press, Boca Raton, 1992, p.380.
15. 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.
16. ECCS, Essentials of Eurocode 3 design manual for steel structures in building, ECCS-Advisory Committee 5, No. 65, 1991, p.60.
17. Standards Australia, AS4100-1990, Steel structures, Sydney, Australia, 1990.
18. CSA, Limit states design of steel structures, CAN/CAS-S16.1-M89, Canadian Standards Association, 1989.
19. CSA, Limit states design of steel structures, CAN/CAS-S16.1-M94, Canadian Standards Association, 1994.



20. AISC, Load and resistance factor design specification, AISC, 2nd ed., Chicago, 1994.
21. 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.
22. 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.

(접수일자 : 2001년 9월 19일)