

3차원 강뼈대구조의 비선형 해석

Nonlinear Analysis of 3-D Steel Frames

김승억¹⁾ · 김요숙²⁾ · 최세휴³⁾ · 김성모⁴⁾ · 최준호⁴⁾

Kim, Seung Eock Kim, Yo Suk Choi, Se Hyu Kim, Sung Mo Choi, Joon Ho

요약 : 본 논문에서는 3차원 강뼈대구조물의 비선형 해석 기법을 개발하였다. 본 해석은 재료적 비선형과 기하학적 비선형을 고려하였다. 재료적 비선형으로 휨에 의한 점진적인 소성화를 고려하였다. 기하학적 비선형으로 $P-\delta$ 와 $P-\Delta$ 효과를 고려하였다. 절점에서의 재료적 비선형성은 여러개의 화이버로 구성되어 있는 P-M 힌지 개념을 사용함으로써 고려하였다. 기하학적 비선형성은 안정함수 (Stability function)를 사용하여 고려하였다. 단 전단과 비틀림에 의해 발생하는 비선형성은 고려하지 않았다. 수치해석법으로는 수정변위증가법을 사용하였다. 본 연구에서 제안된 해석방법으로 예측된 하중-변위가 다른 해석기법의 결과들과 잘 일치하였다.

ABSTRACT : In this paper, a nonlinear analysis of three-dimensional steel frames is developed. This analysis accounts for material and geometric nonlinearities. The material nonlinearity includes gradual yielding associated with flexural behaviors. The geometric nonlinearity includes the second-order effects associated with $P-\delta$ and $P-\Delta$ effects. The material nonlinearity at the node is considered using the concept of P-M hinge consisting of many fibers. The geometric nonlinearity is considered by the use of stability function. The nonlinearity caused by shear and torsional interaction effects is neglected. The modified incremental displacement method is used as the solution technique. The load-displacements predicted by the proposed analysis compare well with those given by other approaches.

핵심용어 : 비선형 해석, 재료적 비선형, 기하학적 비선형, 안정함수

KEYWORDS : nonlinear analysis, material nonlinearity, geometric nonlinearity, stability function

1. 서 론

비선형 비탄성 해석은 소성영역해석 (Plastic-

Zone Analysis)과 소성힌지해석 (Plastic-Hinge Analysis)으로 대분할 수 있다. 소성영역해석은 구조부재를 길이방향으로 유한개의 요소로 나누

1) 정회원, 세종대학교 토목환경공학과 교수, 공학박사
2) 정회원, 세종대학교 건설기술연구소 전임연구원, 공학박사
3) 정회원, 경북대학교 토목공학과 박사과정
4) 삼성중공업(주) 건설기술연구소 전임연구원

본 논문에 대한 토의를 2000년 2월 29일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

고각 요소의 단면은 다시 다수의 요소로 나누어 해석한다. 소성영역해석은 정밀해로 알려져 있음에도 불구하고 요소의 수가 너무 많아서 경제성이 없는 바, 일반설계에서는 사용되지 않는다. 소성힌지해석은 부재당 한 개의 요소를 사용하며 단면이 완전 소성상태가 되기 전에는 탄성으로 간주해서 소성영역법에 비하여 계산량은 줄일 수 있지만, 현저한 소성화가 유발되는 세장비가 작은 부재의 경우에는 강성을 과대평가하는 경향이 있다.⁽¹⁾

Chen과 Kim은 소성힌지해석의 간편함과 효율성을 유지하면서 소성영역해석과 같이 부재 강도와 강성을 정확하게 평가하는 비선형 해석법을 개발하였다.⁽²⁾ 그러나 이 해석기법은 2차원 구조물에만 적용할 수 있다. 구조물의 실제거동이 3차원인 점을 고려할 때 2차원 비선형 해석은 구조물의 거동을 정확하게 예측하기 어렵다. 이러한 문제를 해결하고자 3차원 비선형 해석기법이 Orbison⁽³⁾, Prakash와 Powell⁽⁴⁾ 및 Liew와 Tang⁽⁵⁾에 의하여 연구되었다. 그러나 Orbison의 방법은 점진적인 소성화를 고려하지 못할 뿐만 아니라 탄성구간내에서 전단변형이 고려되지 않는 문제가 있다. Berkeley에서 개발한 DRAIN-3DX는 절점에서의 세분화된 단면의 응력과 변형률을 사용하여 점진적 소성화를 나타내므로써 소성영역해석과 소성힌지해석의 장점을 살린 방법이다. 그러나 기하학적 비선형은 축력의 영향만을 고려하고 휨모멘트와의 상호작용을 무시하는 문제가 있다. Liew는 2차원 소성힌지를 3차원으로 확장하여 비탄성 효과를 나타내었으며 기하학적 강도행렬을 사용하여 비선형 효과를 고려하였다. Liew의 방법은 축력이 큰 경우 부재의 강도를 과대평가하는 단점이 있다.

본 연구에서는 상기 문제를 해결하는 새로운 3차원 비선형 기법을 개발하고자 한다. 본 해석에서는 부재를 한 개 혹은 두 개의 요소로 이상화하면서, 비탄성 효과는 절점에서 다수의 화이버 요소를 사용하여 고려하고 비선형 효과는 안정함수를 이용하여 고려하였다. 단 전단과 비틀림에

의해 발생하는 비선형성은 고려하지 않았다.

2. 재료적 비선형성

그림 1은 탄성보의 강도행렬로부터 비탄성이 고려된 3차원 국부좌표계의 강도행렬을 구성하는 흐름도를 나타낸다.⁽⁴⁾

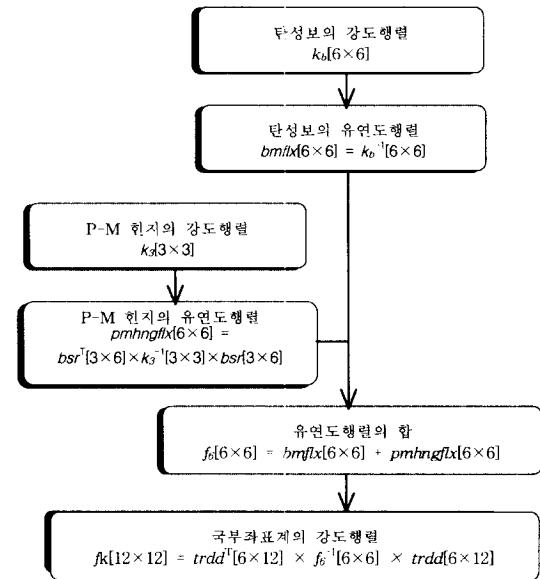


그림 1. 국부좌표계의 강도행렬 구성 흐름도

3차원 탄성보의 힘-변위 관계는 식(1)과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yx} \\ M_{yy} \\ M_{zz} \\ M_{xz} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{y(1,1)} & k_{y(1,2)} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{y(2,1)} & k_{y(2,2)} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ k_{z(1,1)} & k_{z(1,2)} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ Symm. & & k_{z(2,2)} & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & \frac{GJ}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yx} \\ \theta_{yy} \\ \theta_{zz} \\ \theta_{xz} \\ T \end{bmatrix} \quad (1)$$

여기서 $k_y[2 \times 2]$ 와 $k_z[2 \times 2]$ 는 휨과 전단의 영향이 고려된 유연도행렬 $f_y[2 \times 2]$ 와 $f_z[2 \times 2]$ 의 역행렬이다. 유연도행렬은 식(2)와 같고, 탄성보의 유연도행렬 $bmflx[6 \times 6]$ 는 식(1)의 강도행렬 $k_b[6 \times 6]$ 의 역행렬을 취하여 구할 수 있다.

$$f_y[2 \times 2] = \begin{bmatrix} \frac{L}{3EI_y} + \frac{1}{GA_{sy}L} & -\frac{L}{6EI_y} + \frac{1}{GA_{sy}L} \\ -\frac{L}{6EI_y} + \frac{1}{GA_{sy}L} & \frac{L}{3EI_y} + \frac{1}{GA_{sy}L} \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$f_z[2 \times 2] = \begin{bmatrix} \frac{L}{3EI_z} + \frac{1}{GA_{sz}L} & -\frac{L}{6EI_z} + \frac{1}{GA_{sz}L} \\ -\frac{L}{6EI_z} + \frac{1}{GA_{sz}L} & \frac{L}{3EI_z} + \frac{1}{GA_{sz}L} \end{bmatrix}$$

부재의 축력과 모멘트에 의한 점진적인 소성화를 고려하기 위하여 그림 2와 같이 절점에서 P-M 헌지를 사용하였다. P-M 헌지의 단면은 그림 3과 같이 여러 개의 화이버로 구성된다.

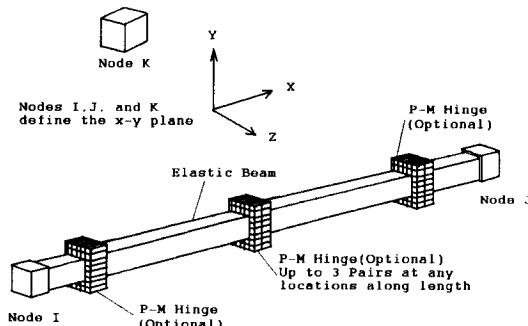


그림 2. 요소내의 P-M 헌지

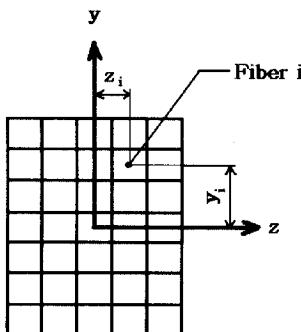


그림 3. P-M 헌지 모델

각 화이버의 응력-변형률 관계는 그림 4와 같다. P-M 헌지 강도행렬은 일반화한 응력-변형률 관계인 식(3)으로부터 각 화이버의 강도의 합으로 식(4)와 같이 나타낼 수 있다.⁽⁶⁾

$$\begin{bmatrix} P \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \int E_dA & -\int E_x dA & \int E_y dA \\ \int E_x^2 dA & -\int E_y x dA & \int E_y^2 dA \\ Symm. & & \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \epsilon_o \\ \phi_x \\ \phi_z \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기서 E_t 는 접선탄성계수 (Tangent Modulus), $\int ydA$ 와 $\int zdA$ 는 단면일차모멘트, $\int y^2 dA$ 와 $\int z^2 dA$ 는 단면이차모멘트이고, $\int yzdA$ 는 단면상승모멘트이다.

$$k_3[3 \times 3] = \sum_{i=1}^{n_{fib}} \begin{bmatrix} k_{cur} \times fa & -z \times k_{cur} \times ja & y \times k_{cur} \times fa \\ z^2 \times k_{cur} \times ja & -z \times y_{coord} \times k_{cur} \times fa & y^2 \times k_{cur} \times fa \\ Symm. & & \end{bmatrix} \quad (4)$$

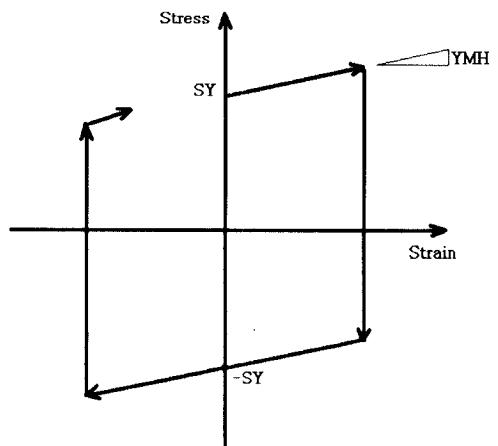


그림 4. 화이버의 응력-변형률 관계

여기서 y 와 z 는 그림 3에서 화이버의 y 좌표와 z 좌표이다. k_{cur} (Current Fiber Modulus)는 각 화이버의 현재 응력-변형률 상태를 나타내는 계수로써 그림 4와 같이 무한대 값 혹은 ymh (= Hardening Modulus)가 된다. fa 는 화이버의 면적이고 n_{fib} 는 화이버의 개수이다. P-M 헌지 강도행렬 $k_3[3 \times 3]$ 의 역행렬을 취하여 3×3 의 유연도행렬을 만든 후 변환행렬 $bsr[3 \times 6]$ 을 전후에 곱하여 P-M 헌지의 유연도행렬 $pmhngflx[6 \times 6]$ 을 만들 수 있다. 이를 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$pmhngflx[6 \times 6] = \sum_{i=1}^4 bsr^T[3 \times 6] \times k_3^{-1}[3 \times 3] \times bsr[3 \times 6] \quad (5)$$

여기서 3×3 P-M 헌지의 강도행렬을 6×6 P-M 강도행렬로 바꾸어 주는 변환행렬 $bsr[3 \times 6]$ 은 식(6)과 같다.

$$bsr[3 \times 6] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{100 - rpm_{(i)}}{100} & -\frac{rpm_{(i)}}{100} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{100 - rpm_{(i)}}{100} & -\frac{rpm_{(i)}}{100} & 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

여기서 $rpm_{(i)}$ 는 요소 길이에 대한 P-M 헌지의 위치를 백분율로 나타낸 것이다. 그럼 2와 같이 한 부재에 3개의 P-M 헌지가 사용 가능하기 때문에 i는 1~3이 된다. 변환행렬 식(6)은 $rpm_{(i)}$ 를 사용함으로서 보-기동 요소의 i절점과 j절점의 모멘트를 P-M 헌지 위치에서의 모멘트로 바꾸어 주는 역할도 한다.

비탄성보의 유연도행렬 $f_b[6 \times 6]$ 는 탄성 보의 유연도행렬 $bmflx[6 \times 6]$ 과 P-M 헌지의 유연도행렬 $pmhngflx[6 \times 6]$ 를 합하여 만들 수 있다. 탄성 한도내에서는 P-M 헌지의 유연도행렬이 0이 되어 비탄성보의 유연도행렬 $f_b[6 \times 6]$ 에 영향을 미치지 않는다. 그러나 요소가 비탄성 상태에 있으면 유연도행렬이 0 이상의 값을 가지게 되어 비탄성 보의 유연도행렬 $f_b[6 \times 6]$ 에 영향을 미치게 된다. 비탄성보의 6×6 강도행렬은 유연도행렬 $f_b[6 \times 6]$

의 역행렬을 취하여 만든다. 변환행렬 $trdd[6 \times 12]$ 를 사용하여 비탄성이 고려된 국부좌표계의 강도행렬 $f_k[12 \times 12]$ 를 만들 수 있다. 여기서 변환행렬 $trdd[6 \times 12]$ 는 식(7)과 같다.

$$trdd[6 \times 12] = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -cc & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & cc & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -cc & 0 & 0 & 0 & 0 & cc & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & cc & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -cc & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & cc & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -cc & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (7)$$

여기서 cc 는 $1/L$ 이며, L 은 요소의 길이이다.

3. 3차원 기하학적 강도행렬

3.1 하중-변위 관계식

축력과 휨모멘트를 받고 있는 부재는 부재력간에 상호작용에 의하여 강도가 변화한다. 휨변형을 받고 있는 부재에 가해지는 축압축력은 추가적인 휨변형을 유발하고 이로 인하여 휨강도는 감소한다. 그러나 축인장력이 가해지면 반대작용이 일어

F_{za}	$s_1 k_{1,1}$											
F_{za}	0	$s_7 k_{2,2}$										
F_{za}	0	0	$s_9 k_{3,3}$									
M_{za}	0	0	0	$k_{4,4}$								
M_{za}	0	0	$s_8 k_{5,3}$	0	$s_4 k_{5,5}$							
M_{za}	0	$s_6 k_{6,2}$	0	0	0	$s_2 k_{6,6}$						
F_{zb}	$s_1 k_{7,1}$	0	0	0	0	0	$s_1 k_{7,7}$					
F_{zb}	0	$s_7 k_{8,2}$	0	0	0	$s_6 k_{8,6}$	0	$s_7 k_{8,8}$				
F_{zb}	0	0	$s_9 k_{9,3}$	0	$s_8 k_{9,5}$	0	0	0	$s_9 k_{9,9}$			
M_{zb}	0	0	0	$k_{10,4}$	0	0	0	0	$k_{10,10}$			
M_{zb}	0	0	$s_8 k_{11,3}$	0	$s_5 k_{11,5}$	0	0	$s_8 k_{11,9}$	0	$s_4 k_{11,11}$		
M_{zb}	0	$s_6 k_{12,2}$	0	0	0	$s_3 k_{2,t}$	0	$s_6 k_{12,8}$	0	0	0	$s_2 k_{12,12}$
u_a												
v_a												
w_a												
θ_{za}												
θ_{za}												
u_b												
v_b												
w_b												
θ_{zb}												
θ_{zb}												

그림 5. 3차원 보-기동 요소의 비선형 접선 강성행렬

나 휨강도는 증가한다. 축방향 강도 입장에서 보면 기존 휨변형이 있는 부재에 축압축력이 작용하면 순수 축압축변형 이외에 추가적인 수축 변위가 유발되므로 축방향 강도가 감소한다고 볼 수 있고 축인장력이 작용하면 그 반대작용이 일어나 축방향 강도는 증가한다고 볼 수 있다. 보기등의 하중-변위 관계는 그림 5와 같이 표현된다.

축력과 휨모멘트를 받고 있는 보-기등의 하중-변위 관계는 그림 5와 같다. 그림 5에서 k_{ij} ($i=1 \sim 12, j=1 \sim 12$)는 앞에서 구한 비탄성 강도행렬 $f_k[12 \times 12]$ 의 각 요소이다. k_{ij} 의 계수 s_i ($i=1 \sim 9$)를 안정함수라고 부르며, 부재길이, 단면성질, 축력, 및 단부 휨모멘트의 함수로 표현된다. 각 안정함수가 고려하는 효과는 다음과 같다.⁽⁷⁾

s_1 은 축강성에 미치는 휨효과;

s_2 는 가까운 단부에서 z-축 중심으로 회전에 대한 휨강도에 미치는 축력효과;

s_3 는 먼 단부에서 z-축 중심으로 회전에 대한 휨강도에 미치는 축력효과;

s_4 는 가까운 단부에서 y-축 중심으로 회전에 대한 휨강도에 미치는 축력효과;

s_5 는 먼 단부에서 y-축 중심으로 회전에 대한 휨강도에 미치는 축력효과;

s_6 는 y-방향으로 변위에 대한 z-축 중심으로 휨강도에 미치는 축력효과;

s_7 은 y-방향으로 변위에 대한 y-축 방향으로의 전단강도에 미치는 축력효과;

s_8 은 z-방향으로 변위에 대한 y-축 중심으로 휨강도에 미치는 축력효과;

s_9 는 z-방향으로 변위에 대한 z-축 방향으로의 전단강도에 미치는 축력효과를 고려한 것이다.

3. 2 축압축력이 작용할 경우 안정함수

축압축력이 작용할 경우 안정함수 s_1 은 식(8)과 같이 쓸 수 있다.

$$s_1 = \frac{1}{1 + \frac{EA}{4P^2L^2} [H_y + H_z]} \quad (8)$$

여기서

$$\begin{aligned} H_y &= \beta L (M_{ya}^2 + M_{yb}^2) (\cot \beta L + \beta L \operatorname{cosec}^2 \beta L) \\ &- 2 (M_{ya} + M_{yb})^2 + 2\beta LM_{ya}M_{yb} \operatorname{cosec} \beta L (1 + \beta L \cot \beta L) \\ H_z &= \alpha L (M_{za}^2 + M_{zb}^2) (\cot \alpha L + \alpha L \operatorname{cosec}^2 \alpha L) \\ &- 2 (M_{za} + M_{zb})^2 + 2\alpha LM_{za}M_{zb} \operatorname{cosec} \alpha L (1 + \alpha L \cot \alpha L) \end{aligned} \quad (9)$$

이며, 삼각함수의 α 와 β 는 식(10)과 같다.

$$\alpha^2 = \frac{P}{EI_z}, \quad \beta^2 = \frac{P}{EI_y} \quad (10)$$

안정함수 $s_2 \sim s_5$ 는 축력이 작용하지 않거나 0에 가까운 매우 작은 값이 되면 그 값이 매우 불완전해지므로 멱급수를 사용하여 5제곱 항까지 정리하였다.

$$\begin{aligned} s_2 &= 1 - \frac{\pi^2 \rho_z}{30} - \frac{11\pi^4 \rho_z^2}{25200} - \frac{\pi^6 \rho_z^3}{108000} - \frac{509\pi^8 \rho_z^4}{2328480000} - \frac{14617\pi^{10} \rho_z^5}{2724321600000} \\ s_3 &= 1 + \frac{\pi^2 \rho_z}{60} + \frac{13\pi^4 \rho_z^2}{25200} + \frac{11\pi^6 \rho_z^3}{756000} + \frac{907\pi^8 \rho_z^4}{2328480000} + \frac{27641\pi^{10} \rho_z^5}{2724321600000} \\ s_4 &= 1 - \frac{\pi^2 \rho_y}{30} - \frac{11\pi^4 \rho_y^2}{25200} - \frac{\pi^6 \rho_y^3}{108000} - \frac{509\pi^8 \rho_y^4}{2328480000} - \frac{14617\pi^{10} \rho_y^5}{2724321600000} \\ s_5 &= 1 + \frac{\pi^2 \rho_y}{60} + \frac{13\pi^4 \rho_y^2}{25200} + \frac{11\pi^6 \rho_y^3}{756000} + \frac{907\pi^8 \rho_y^4}{2328480000} + \frac{27641\pi^{10} \rho_y^5}{2724321600000} \end{aligned} \quad (11)$$

여기서 안정함수 $s_2 \sim s_5$ 에 사용된 ρ_y 와 ρ_z 는 식(12)과 같다.

$$\rho_y = \frac{P}{\left(\frac{\pi^2 EI_y}{L^2}\right)}, \quad \rho_z = \frac{P}{\left(\frac{\pi^2 EI_z}{L^2}\right)} \quad (12)$$

안정함수 $s_6 \sim s_9$ 는 식(13)과 같아 $s_2 \sim s_5$ 의 합수로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} s_6 &= \frac{2}{3} s_2 + \frac{1}{3} s_3, \quad s_7 = \frac{2}{3} s_2 + \frac{1}{3} s_3 - \frac{\alpha^2 L^2}{12} \\ s_8 &= \frac{2}{3} s_4 + \frac{1}{3} s_5, \quad s_9 = \frac{2}{3} s_4 + \frac{1}{3} s_5 - \frac{\beta^2 L^2}{12} \end{aligned} \quad (13)$$

ρ_z 변화에 따른 안정성함수 s_2, s_3, s_6, s_7 과 ρ_y 변화에 따른 안정함수 s_4, s_5, s_8, s_9 를 그래프로 나타내면 그림 6과 같다.

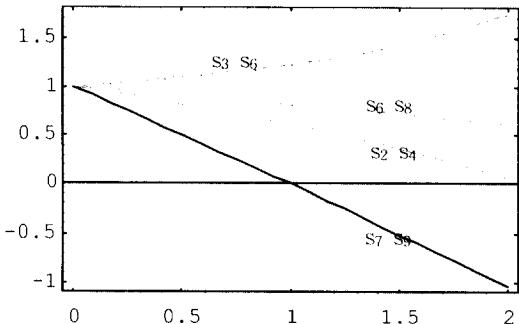


그림 6. 안정함수의 변화 그래프 (축압축력)

3. 3 축인장력이 작용할 경우 안정함수

축인장력이 작용할 경우 안정함수 s_1 은 식(14)과 같이 쓸 수 있다.

$$s_1 = \frac{1}{1 - \frac{EA}{4P^3 L^2} [H_y' + H_z']} \quad (14)$$

여기서

$$\begin{aligned} H_y' &= \beta L (M_{ya}^2 + M_{yb}^2) (\coth \beta L + \beta L \operatorname{cosec} h^2 \beta L) \\ &- 2(M_{ya} + M_{yb})^2 + 2\beta L M_{ya} M_{yb} (\operatorname{cosec} h \beta L) (1 + \beta L \coth \beta L) \\ H_z' &= \alpha L (M_{za}^2 + M_{zb}^2) (\coth \alpha L + \alpha L \operatorname{cosec} h^2 \alpha L) \\ &- 2(M_{za} + M_{zb})^2 + 2\alpha L M_{za} M_{zb} (\operatorname{cosec} h \alpha L) (1 + \alpha L \coth \alpha L) \end{aligned} \quad (15)$$

이다. 안정함수 $s_2 \sim s_5$ 를 역급수로 전개하면 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} s_2 &= 1 + \frac{\pi^2 \rho_z}{30} - \frac{11\pi^4 \rho_z^2}{25200} + \frac{\pi^6 \rho_z^3}{108000} - \frac{509\pi^8 \rho_z^4}{2328480000} + \frac{14617\pi^{10} \rho_z^5}{2724321600000} \\ s_3 &= 1 - \frac{\pi^2 \rho_z}{60} + \frac{13\pi^4 \rho_z^2}{25200} - \frac{11\pi^6 \rho_z^3}{756000} + \frac{907\pi^8 \rho_z^4}{2328480000} - \frac{27641\pi^{10} \rho_z^5}{2724321600000} \\ s_4 &= 1 + \frac{\pi^2 \rho_y}{30} - \frac{11\pi^4 \rho_y^2}{25200} + \frac{\pi^6 \rho_y^3}{108000} - \frac{509\pi^8 \rho_y^4}{2328480000} + \frac{14617\pi^{10} \rho_y^5}{2724321600000} \\ s_5 &= 1 - \frac{\pi^2 \rho_y}{60} + \frac{13\pi^4 \rho_y^2}{25200} - \frac{11\pi^6 \rho_y^3}{756000} + \frac{907\pi^8 \rho_y^4}{2328480000} - \frac{27641\pi^{10} \rho_y^5}{2724321600000} \\ s_6 &= \frac{2}{3} s_2 + \frac{1}{3} s_3, \quad s_7 = \frac{2}{3} s_2 + \frac{1}{3} s_3 + \frac{\alpha^2 L^2}{12} \\ s_8 &= \frac{2}{3} s_4 + \frac{1}{3} s_5, \quad s_9 = \frac{2}{3} s_4 + \frac{1}{3} s_5 + \frac{\beta^2 L^2}{12} \end{aligned} \quad (16)$$

ρ_z 변화에 따른 안정함수 s_2, s_3, s_6, s_7 과 ρ_y 변화에 따른 안정함수 s_4, s_5, s_8, s_9 를 그래프로 나타내면 그림 7과 같다.

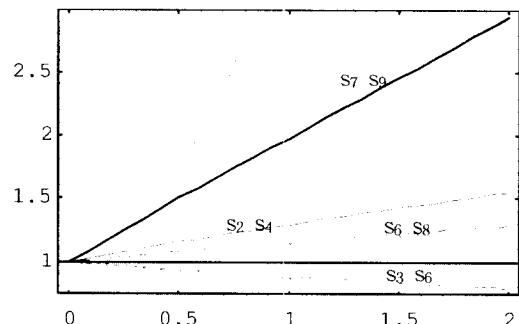


그림 7. 안정함수의 변화 그래프 (축인장력)

4. 해석결과 검증

4.1 3차원 기둥

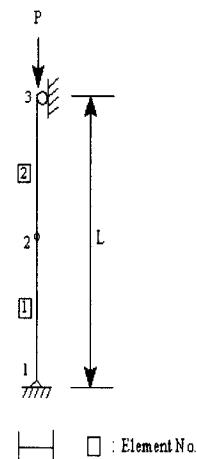


그림 8. 3차원 기둥

그림 8은 축력 P 를 받는 단순지지된 3차원 자유도를 가진 기둥을 나타낸다. 해석에 사용된 기둥 단면은 W8×31이다. 기둥의 세장비를 변화시키면서 기둥의 강도를 구하였다. 본 연구에서 개발한 프로그램으로 구한 기둥 강도와 DRAIN-3DX⁽⁴⁾ 및 Euler의 기둥 강도를 표 1에 비교하였다. 표 1에서 L 은 부재길이, λ_{cy} 는 약축에 대한 세장비 $\frac{KL}{r_y} \sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}}$ 이다. 해석 결과를 세장비 λ_{cy} 를 X 축으로 하고 P/P_y 를 Y축으로 하여 그림 9에 나타내었다.

그림 9에서 DRAIN-3DX는 Euler의 이론식과 비교할 때 최대 21.16% 과대평가하는 문제를 나타내는 반면 제안된 방법은 최대 2.63%의 오차를 나타내므로써 이론치와 잘 일치함을 보였다. 이는 DRAIN-3DX가 기하학적 비선형을 P/L항 만을 사용하여 고려하는 반면 제안된 방법은 안정함수를 이용하여 축력과 모멘트의 상호작용을 정확히 고려해 주었기 때문이다.

표 1. 3차원 기둥의 해석결과 비교

L [m]	λ_c	P/P _y			Error (%)	
		이론해 (Euler)	DRAIN-3DX	Proposed	DRAIN-3DX	Proposed
0.00	0.000	1.000	1.001	1.001	0.097	0.097
3.14	0.687	1.000	0.998	1.013	-0.207	1.314
4.57	1.000	0.996	0.998	0.992	0.208	-0.404
6.29	1.374	0.527	0.639	0.526	21.163	-0.185
7.86	1.718	0.338	0.408	0.335	20.802	-0.834
9.43	2.061	0.234	0.283	0.234	20.736	-0.036
11.43	2.500	0.159	0.192	0.158	20.295	-0.709
12.57	2.749	0.132	0.158	0.131	20.013	-0.758
13.72	3.000	0.111	0.134	0.110	20.982	-1.015
15.72	3.436	0.084	0.100	0.082	19.003	-2.634

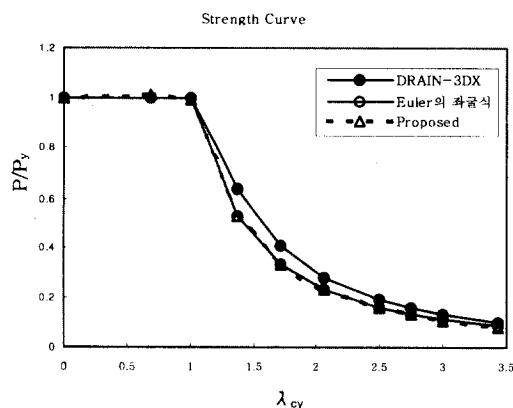


그림 9. 3차원 기둥

4. 2 Orbison의 6층 빠대구조

그림 10은 3차원 6층 빠대구조 Orbison 모델을 나타낸다.⁽³⁾ 모든 강재는 항복강도 248 MPa (36 ksi)를 사용하였고, 재료의 탄성계수는 206,850 MPa (30,000 ksi)이다. 4.8 kN/m² (100 psf)의 수직하중과 X-Z 평면상의 모든 보-기둥 접합에 26.7 kN (6 kips)의 풍하중이 Y방향으로 작용하는 경우에 대하여 해석하였다. 그림 11은 제안된 해석법, Orbison 및 Liew의 해석기법에 의한 절점 A의 Y-방향 하중-변위 곡선을 비교한 것이다.^{(2), (3)}

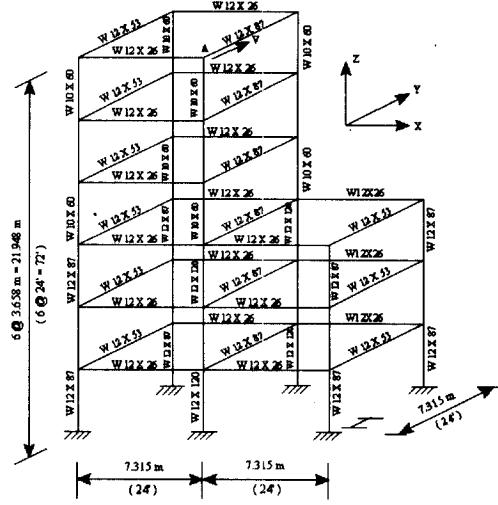


그림 10. 3차원 6층 빠대구조

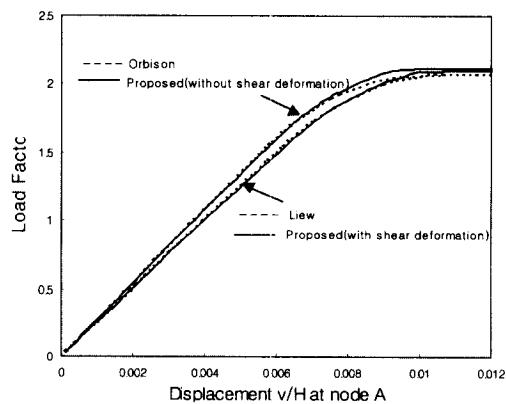


그림 11. 3차원 6층 빠대구조의 하중-변위 곡선

그림 11에서 Orbison은 탄성구간내에서 전단변형 효과를 고려하지 않았기 때문에 전단변형 효과를 고려한 Liew의 경우보다 변위가 작게 발생함을 알 수 있다. 제안된 방법으로 전단변형을 고려한 경우와 고려하지 않는 경우에 대하여 해석한 결과 Liew 및 Orbison의 결과와 각각 잘 일치하였다. 또한 극한하중계수는 Orbison이 2.059, Liew가 2.062 및 제안된 방법은 2.099로써 상호근접한 값을 보임을 알 수 있다.

5. 결 론

비탄성과 기하학적 비선형을 고려한 3차원 비선형 해석 기법이 개발되었다. 부재의 비선형 효과는 안정함수를 사용하여 고려하였고, 비탄성 효과는 화이버 요소를 사용하여 고려하였다. 본 해석기법의 장점은 부재당 하나의 요소를 사용함으로써 소성영역법에 비하여 계산량을 현저히 줄일 수 있으며 축력이 크게 작용할 때 부재의 강도를 과대평가하는 기하학적 강도행렬의 단점을 극복할 수 있다.

단순지지된 3차원 기둥에 대한 해석결과는 이론해인 Euler 좌굴식과 비교하여 최대 2.6%의 오차를 보이므로써 본 해석 기법이 매우 정확함을 알 수 있다. 이에 반하여 기존의 DRAIN-3DX의 해석 결과는 Euler 좌굴식보다 최대 21.16%나 과대평가한 것으로 나타났다. Orbison의 6층 빼대구조를 해석한 결과 전단변형을 고려하지 않았을 때는 Orbison과 고려할 때는 Liew의 해석 결과와 잘 일치함을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

- (1) Liew, J. Y. R., 1992. "Advanced Analysis for Frame Design, Ph.D. Thesis, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, IN pp. 392
- (2) Chen W. F. and Kim, S. E., 1997. *LRFD steel design using advanced analysis*, CRC Press, pp. 441.
- (3) Orbison, J. G., 1982. "Nonlinear static analysis of three-dimensional steel frames", Report No. 82-6, Department of Structural Engineering, Cornell University, Ithaca, New York.
- (4) Prakash, V. and Powell, G. H., 1993. 11. "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, CA
- (5) Liew, J. Y. and Tang, L. K., 1998. "Nonlinear refined plastic hinge analysis of space frame structures", Research Report No. CE027/98, Department of Civil Engineering, National University of Singapore, Singapore.
- (6) Chen, W. F. and Atsuta, T., 1976, *Theory of Beam-Columns*, McGraw-Hill, Inc., Vol. II, Chapter 6
- (7) Ekhande, S. G., Selvappalam, M., and Madugula, M. K. S., 1989, "Stability function for three-dimensional beam-columns," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 115(2)

(접수일자 : 1999년 4월 8일)