

화이버 요소를 이용한 3차원 강구조물의 비선형 비탄성 해석

Nonlinear Inelastic Analysis of 3-Dimensional Steel Structures Using Fiber Elements

김 승 억*

오 정 렬*

Kim, Seung-Eock

Oh, Jung-Ryul

(논문접수일 : 2005년 3월 16일 ; 심사종료일 : 2006년 10월 12일)

요 지

본 논문에서는 단면상의 화이버 요소를 사용하여 3차원 강구조물의 점진적인 소성화를 고려하는 실용적인 비선형 비탄성 해석방법을 개발하였다. 부재의 $P-\delta$, $P-\Delta$ 등의 기하비선형은 안정함수로 고려하였다. 잔류응력은 단면상에 있는 화이버 요소에 초기응력을 가하여 고려하였다. 각 하중 단계에서 탄성상태인 단면을 계산하여 축강성과 휨강성을 직접 결정함으로써 점진적인 소성화를 고려하였다. 각 화이버 요소의 응력 변화를 계산하여 변형을 반전효과를 고려하였다. 제안된 해석 방법은 3차원 강구조물의 실용적인 해석 및 설계에 유용하게 사용될 것이라 판단한다.

핵심용어 : 비선형 비탄성 해석, 강구조물, 화이버 요소, 점진적인 소성화, 잔류응력, 변형을 반전효과

Abstract

In this paper, practical nonlinear inelastic analysis method of 3-dimensional steel structures accounting for gradual yielding with fibers on a section is developed. Geometric nonlinearities of member($P-\delta$) and frame($P-\Delta$) are accounted for by using stability functions. Residual stresses are considered by assigning initial stresses to the fiber on the section. The elastic core in a section is investigated at every loading step to determine the axial and bending stiffness reduction. The strain reversal effect is captured by investigating the stress change of each fiber. The proposed analysis proves to be useful in applying for practical analysis and design of three-dimensional steel frames.

Keywords : nonlinear inelastic analysis, steel structure, fiber element, gradual yielding, residual stress, strain reversal effect

1. 서 론

비탄성 비선형 해석의 종류로는 소성영역 해석, 준-소성힌지 해석, 탄소성힌지 해석, 가상-하중 소성힌지 해석, 개선소성힌지 해석이 있다. 이 중 비선형 비탄성 거동을 가장 간편하고 효율적으로 표현하는 해석 방법은 개선소성힌지해석법이다.

개선소성힌지해석은 부재를 하나 또는 두 개의 요소로 이상화시켜 비선형 비탄성 해석을 수행하는 효율적인 방법이다. 이 방법은 부재의 기하학적인 비선형성을 안정함수로 고려함으로써 부재당 요소를 하나 또는 두개로 이상화 할 수 있는 장점이 있다. 그러나 기존의 방법에서는 부재의 비탄성

거동은 CRC(Column Research Council)에서 제안한 계수를 사용하였다. 이는 부재력만을 변수로 하는 포물선함수를 사용하였으며, 단면의 형상에 의해서도 강도 감소효과가 다르게 나타남을 고려하지 못하는 문제가 있다.

이러한 문제를 해결하기 위하여 본 논문에서는 부재의 단면을 화이버 요소로 세분하여 부재력과 단면의 형상에 따른 비탄성 거동을 표현할 수 있는 방법을 제시하였다. 여기서 화이버 요소란 부재 절점에서의 단면을 잘게 나눈 요소를 말한다. 잔류응력은 화이버 요소에 초기응력을 가하여 고려하였다. 부재의 절점에 작용하는 축력과 2축 휨모멘트를 사용하여 각 화이버 요소의 수직응력을 계산한 후 항복응력과 비

† 책임저자, 정회원 · 세종대학교 토목환경공학과 교수

Tel: 02-3408-3291 ; Fax: 02-3408-3332

E-mail: sekim@sejong.ac.kr

* 정회원 · 세종대학교 대학원

• 이 논문에 대한 토론을 2007년 3월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2007년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

교하여 탄소성 상태를 판정함으로써 비탄성 거동을 고려하였다. 또한, 매 하중단계에서 단면상의 모든 화이버 요소의 변형률을 검토하여 변형률 반전효과를 고려하였다.

2. 본 론

2.1 기하비선형 효과를 고려하는 안정함수

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

기하학적인 비선형성을 고려하기 위하여 안정함수를 사용한다. 안정함수란 축방향력에 의하여 휨 강성이 감소하는 영향을 고려하는 함수로서 부재를 하나 혹은 두 개의 요소로 이상화하여 기하학적인 비선형을 효과적으로 고려할 수 있다 (Kim 등, 1996a; Kim 등, 1996b). 면내 휨 모멘트를 받고 있는 3차원 부재의 힘-변위 관계는 식 (1)과 같다.

여기서,

$$S_1 = \begin{cases} \frac{\pi\sqrt{\rho_y} \sin(\pi\sqrt{\rho_y}) - \pi^2 \rho_y \cos(\pi\sqrt{\rho_y})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho_y}) - \pi\sqrt{\rho_y} \sin(\pi\sqrt{\rho_y})} & : P < 0 \\ \frac{\pi^2 \rho_y \cosh(\pi\sqrt{\rho_y}) - \pi\sqrt{\rho_y} \sinh(\pi\sqrt{\rho_y})}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho_y}) + \pi\sqrt{\rho_y} \sinh(\pi\sqrt{\rho_y})} & : P > 0 \end{cases} \quad (2a)$$

$$S_2 = \begin{cases} \frac{\pi^2 \rho_y - \pi\sqrt{\rho_y} \sin(\pi\sqrt{\rho_y})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho_y}) - \pi\sqrt{\rho_y} \sin(\pi\sqrt{\rho_y})} & : P < 0 \\ \frac{\pi\sqrt{\rho_y} \sinh(\pi\sqrt{\rho_y}) - \pi^2 \rho_y}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho_y}) + \pi\sqrt{\rho_y} \sinh(\pi\sqrt{\rho_y})} & : P > 0 \end{cases} \quad (2b)$$

$$S_3 = \begin{cases} \frac{\pi\sqrt{\rho_z} \sin(\pi\sqrt{\rho_z}) - \pi^2 \rho_z \cos(\pi\sqrt{\rho_z})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho_z}) - \pi\sqrt{\rho_z} \sin(\pi\sqrt{\rho_z})} & : P < 0 \\ \frac{\pi^2 \rho_z \cosh(\pi\sqrt{\rho_z}) - \pi\sqrt{\rho_z} \sinh(\pi\sqrt{\rho_z})}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho_z}) + \pi\sqrt{\rho_z} \sinh(\pi\sqrt{\rho_z})} & : P > 0 \end{cases} \quad (2c)$$

$$S_4 = \begin{cases} \frac{\pi^2 \rho_z - \pi\sqrt{\rho_z} \sin(\pi\sqrt{\rho_z})}{2 - 2\cos(\pi\sqrt{\rho_z}) - \pi\sqrt{\rho_z} \sin(\pi\sqrt{\rho_z})} & : P < 0 \\ \frac{\pi\sqrt{\rho_z} \sinh(\pi\sqrt{\rho_z}) - \pi^2 \rho_z}{2 - 2\cosh(\pi\sqrt{\rho_z}) + \pi\sqrt{\rho_z} \sinh(\pi\sqrt{\rho_z})} & : P > 0 \end{cases} \quad (2d)$$

$$\rho_y = P/(\pi^2 EI_y/L^2), \quad \rho_z = P/(\pi^2 EI_z/L^2) \quad (2e, 2f)$$

여기서, ρ_y , ρ_z 는 각각 약축과 강축에 대한 좌굴하중과

축력의 비를 말한다.

식 (2)는 축력이 0(zero)일 때 수치해석적으로 부정이 발생한다. 이러한 문제를 피하기 위해서 Chen and Lui (1986)는 멱급수(Power-Series)를 사용하였다. 식 (3)는 부재의 축력이 $-2.0 \leq \rho \leq 2.0$ 범위의 값을 가질 때 매우 정확한 값을 나타낸다.

$$S_1 = 4 + \frac{2\pi^2 \rho_y}{15} - \frac{(0.01\rho_y + 0.543)\rho_y^2}{4 + \rho_y} \quad (3a)$$

$$S_2 = 2 - \frac{2\pi^2 \rho_y}{30} + \frac{(0.01\rho_y + 0.543)\rho_y^2}{4 + \rho_y} \quad (3b)$$

$$S_3 = 4 + \frac{2\pi^2 \rho_z}{15} - \frac{(0.01\rho_z + 0.543)\rho_z^2}{4 + \rho_z} \quad (3c)$$

$$S_4 = 2 - \frac{2\pi^2 \rho_z}{30} + \frac{(0.01\rho_z + 0.543)\rho_z^2}{4 + \rho_z} \quad (3d)$$

식 (3)은 인장과 압축을 받는 부재에 대하여 구분 없이 사용할 수 있다. 그러나 ρ 가 $-2.0 \leq \rho \leq 2.0$ 을 벗어날 경우에는 식 (3)의 오차가 커져서 식 (2)를 사용해야 한다. 안정함수는 개별 뼈대구조 부재에 대하여 하나의 부재를 하나의 요소로 사용할 수 있게 해주며, 요소의 강성도와 단부력을 정확하게 산정하는 장점을 갖고 있다.

2.2 잔류응력에 의한 점진적인 소성화 거동

열간 압연형강은 냉각과정에서 부위별 냉각속도의 차이로 인하여 잔류응력이 발생한다. 본 논문에서는 ECCS에서 제시한 잔류응력 분포를 사용하였다.

초기 잔류응력은 그림 1과 같이 나타낼 수 있다. 잔류응력을 가진 부재가 축방향력에 의하여 점진적으로 항복하는 것을 초기응력을 갖는 화이버 요소를 사용하여 고려하였다. 부재의

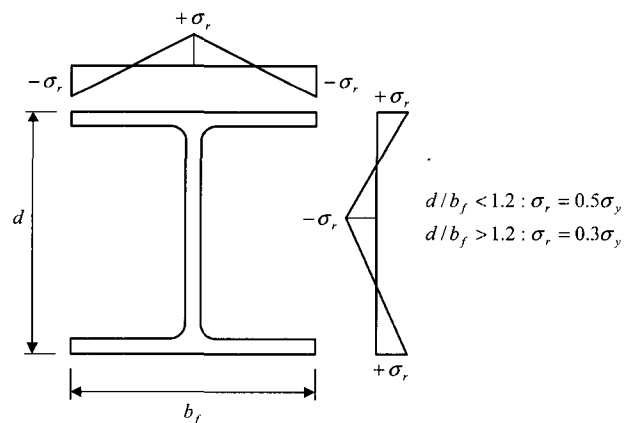


그림 1 열간 압연형강의 잔류응력 분포

축력-축방향 변위의 관계는 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$[P] = \left[\frac{E_t A}{L} \right] [\delta] \quad (4)$$

여기서, 접선탄성계수 E_t 는 식 (5)와 같이 유효단면적을 사용함으로써 나타낼 수 있다.

$$\frac{E_t}{E} = \frac{1}{A} \sum_{i=1}^n a_i \quad (5)$$

여기서, n : 탄성상태 화이버 요소의 개수

a_i : 화이버 요소의 단면적

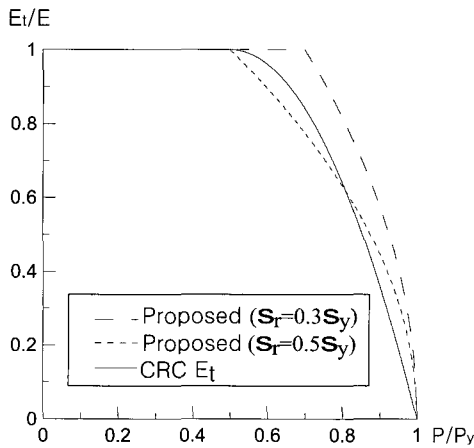


그림 2 접선탄성계수 비교

본 논문에서 제안하고 있는 접선탄성계수(잔류응력 $\sigma_r = 0.3\sigma_y$, $\sigma_r = 0.5\sigma_y$)와 CRC 접선탄성계수를 그림 2에 비교하였다. 예를 들어 축방향력의 비(P/P_y)가 70%일 경우 제안한 방법과 비교하여, CRC 접선탄성계수는 잔류응력의 크기가 $\sigma_r = 0.3\sigma_y$ 일 때 19% 과소평가하고, 잔류응력의 크기가 $\sigma_r = 0.5\sigma_y$ 일 때 7.6% 과대평가함을 알 수 있었다.

2.3 축력과 휨에 의한 점진적인 소성화

부재가 축력과 휨을 받는 경우 탄성강성($\eta = 1$)에서 완전 소성강성($\eta = 0$)까지 점진적 변화를 나타내기 위하여 연화 소성힌지방법(softening plastic hinge method)을 사용한다. 연화소성힌지는 요소의 양단을 스프링으로 가정하고 하중상태에 따라 스프링의 강성을 평가하여 축력과 휨에 의한 점진적인 소성화를 고려한다.

스프링의 휨강성은 다음과 같은 순서로 평가한다.

(1) 단면을 여러개의 화이버 요소로 잘게 나눈다.

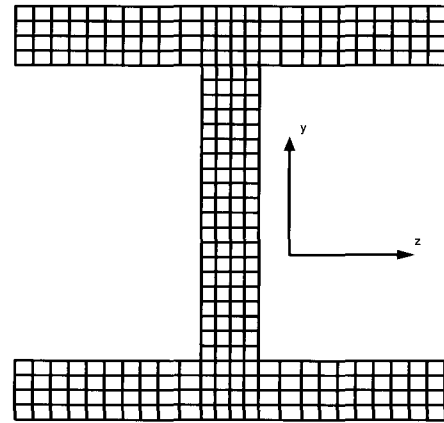


그림 3 화이버 요소로 나눈 I형강

(2) 단면에 작용하는 부재력으로부터 각 화이버 요소의 수직응력을 산정한다.

$$\sigma_i = \frac{P}{A_{eff}} \pm \frac{(M_y I_{z,eff} + M_z I_{y,eff})z - (M_z I_{y,eff} + M_y I_{z,eff})y}{I_{y,eff} I_{z,eff} - I_{yz,eff}^2} \quad (6)$$

(3) 각 화이버 요소의 수직응력을 항복응력과 비교하여 탄성상태인지 소성상태인지 판정한다.

(4) 탄성상태의 화이버 요소 단면을 사용하여 각 단면의 강축과 약축에 대한 유효 단면2차모멘트와 유효 상승적 모멘트를 산정한다. 이 때 중립축은 탄성상태인 단면적으로 계산한 단면1차모멘트로부터 산정한다.

$$A_{eff} : \text{유효 단면적} (= \sum_{i=1}^n a_i) \quad (7a)$$

$$I_{z,eff} : \text{강축에 대한 유효 단면2차모멘트} (= \sum_{i=1}^n a_i y^2) \quad (7b)$$

$$I_{y,eff} : \text{약축에 대한 유효 단면2차모멘트} (= \sum_{i=1}^n a_i z^2) \quad (7c)$$

$$I_{yz,eff} : \text{유효 단면2차 상승모멘트} (= \sum_{i=1}^n a_i yz) \quad (7d)$$

(5) 위에서 계산한 유효 단면2차모멘트로부터 각 단면의 강축, 약축에 대한 휨강성감소계수 η 를 산정한다.

$$\eta_{zA} = \frac{I_{z,eff} A}{I_{zA}} \quad (8a)$$

$$\eta_{yA} = \frac{I_{y,eff} A}{I_{yA}} \quad (8b)$$

$$\eta_{zB} = \frac{I_{z,effB}}{I_{zB}} \quad (8c)$$

$$\eta_{yB} = \frac{I_{y,effB}}{I_{yB}} \quad (8d)$$

그러므로, 3차원 보-기둥 부재의 연화소성 한지를 고려하는 힘-변위의 관계는 식 (9)와 같이 정식화된다.

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{iiY} & C_{ijY} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{ijY} & C_{jjY} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{iiZ} & C_{ijZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{ijZ} & C_{jjZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서,

$$E_t = \frac{A_{eff}}{A} E \quad (10a)$$

$$C_{iiY} = \eta_{yA} \left[S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_{yB}) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (10b)$$

$$C_{ijY} = \eta_{yA} \eta_{yB} S_2 \frac{E_t I_y}{L} \quad (10c)$$

$$C_{jjY} = \eta_{yB} \left[S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_{yA}) \right] \frac{E_t I_y}{L} \quad (10d)$$

$$C_{iiZ} = \eta_{zA} \left[S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_{zB}) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (10e)$$

$$C_{ijZ} = \eta_{zA} \eta_{zB} S_4 \frac{E_t I_z}{L} \quad (10f)$$

$$C_{jjZ} = \eta_{zB} \left[S_3 - \frac{S_4^2}{S_3} (1 - \eta_{zA}) \right] \frac{E_t I_z}{L} \quad (10g)$$

힘강성감소계수 $\eta=0$ 인 경우 즉, 소성한지를 발생시키는 부재력을 연결한 곡선과 LRFD, New Orbison 소성면 곡선과 비교하면 그림 4, 그림 5와 같다. 소성면은 단면의 형상 및 치수마다 다르게 나타나며, 그림 4 및 그림 5에서 I형에는 W12 \times 30 ($B=165.6\text{mm}$, $H=313.4\text{mm}$, $Tf=11.2\text{mm}$, $Tw=6.6\text{mm}$) 단면을, BOX형에는 동일단면적의 단면(165.6mm , $H=H=313.4\text{mm}$, $Tf=11.2\text{mm}$, $Tw=3.3\text{mm}$)을 사용하였다.

여기서, AISC-LRFD 소성면 곡선식은 다음과 같다.

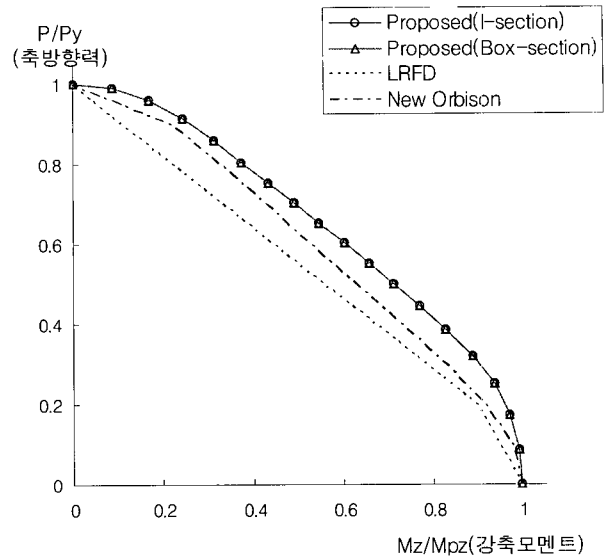


그림 4 축력과 힘을 받는 단면의 소성면 곡선 비교

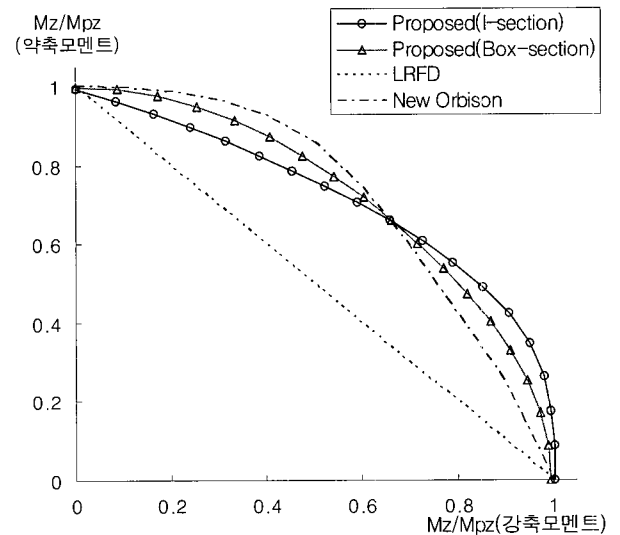


그림 5 2축 힘을 받는 단면의 소성면 곡선 비교

$$\frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{py}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_{pz}} = 1.0 : \frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{py}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{pz}} \quad (11a)$$

$$\frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{py}} + \frac{M_z}{M_{pz}} = 1.0 : \frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{py}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{pz}} \quad (11b)$$

New Orbison 소성면 곡선식은 다음과 같다.

$$1.15p^2 + m_z^2 + m_y^4 + 3.67p^2 m_z^2 + 3.0p^6 m_y^2 + 4.65m_z^4 m_y^2 = 1.0 \quad (12)$$

그림 4에서 보는 바와 같이 축방향력과, 휨모멘트를 받는 단면에서의 LRFD, New Orbison의 소성면 곡선은 제안한 방법보다 휨강성을 과소평가하는 경향이 있다.

그림 5에서 보는 바와 같이 2축 휨모멘트를 받는 단면에서 LRFD 소성면의 경우 휨강성을 매우 과소평가하는 것을 알 수 있고, New Orbison의 경우 강축모멘트의 비(M_z/M_{pz})가 0.66보다 작은 경우 과대평가하고, 0.66보다 큰 경우 과소평가함을 알 수 있었다.

2.4 전단변형을 고려한 힘-변위 관계

부재의 강성관계에서 전단변형의 효과는 휨에 대한 유연도 행렬에 전단에 대한 유연도 행렬을 더함으로서 고려할 수 있다. 이를 3차원 보-기둥 부재의 전단변형을 Y축 및 Z축에 대해 정리하면 전단변형을 고려한 힘-변위 관계는 식 (13)과 같이 정식화된다.

$$\{ f_e \} = [K_d] \{ d_e \} \tag{13a}$$

$$\begin{bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_t A}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{IYY} & k_{IYZ} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{IYZ} & k_{IZZ} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{IIZ} & k_{IJZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{IJZ} & k_{JIZ} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{bmatrix} \tag{13b}$$

여기서,

$$k_{IYY} = \frac{C_{IYY}C_{IYY} - C_{IYY}^2 + C_{IYY}A_{sz}GL}{C_{IYY} + C_{IYY} + 2C_{IYY} + A_{sz}GL} \tag{14a}$$

$$k_{IYZ} = \frac{-C_{IYY}C_{IYZ} + C_{IYZ}^2 + C_{IYZ}A_{sz}GL}{C_{IYY} + C_{IYZ} + 2C_{IYZ} + A_{sz}GL} \tag{14b}$$

$$k_{IYZ} = \frac{C_{IYZ}C_{IYZ} - C_{IYZ}^2 + C_{IYZ}A_{sz}GL}{C_{IYZ} + C_{IYZ} + 2C_{IYZ} + A_{sz}GL} \tag{14c}$$

$$k_{IIZ} = \frac{C_{IIZ}C_{IIZ} - C_{IIZ}^2 + C_{IIZ}A_{sy}GL}{C_{IIZ} + C_{IIZ} + 2C_{IIZ} + A_{sy}GL} \tag{14d}$$

$$k_{IIZ} = \frac{-C_{IIZ}C_{IIZ} + C_{IIZ}^2 + C_{IIZ}A_{sy}GL}{C_{IIZ} + C_{IIZ} + 2C_{IIZ} + A_{sy}GL} \tag{14e}$$

$$k_{IIZ} = \frac{C_{IIZ}C_{IIZ} - C_{IIZ}^2 + C_{IIZ}A_{sy}GL}{C_{IIZ} + C_{IIZ} + 2C_{IIZ} + A_{sy}GL} \tag{14f}$$

2.5 변형을 반전 효과 고려

탄-소성 거동(elasto-plastic behavior)을 하는 재료의 거동특성은 수직하중이 재하된 후 수평하중이 재하될 때 단면에서 변형률이 증가하는 부분과 감소하는 부분이 각기 발생한다. 이 때 거동은 변형률이 증가하는 부분은 접선탄성계수가, 변형률이 감소하는 부분은 탄성계수가 지배하게 된다. 종래의 방법에서는 변형을 반전효과를 단면상의 몇 개의 대표적인 점에서 변형률을 계산하여 개략적으로 고려함으로써 그 정확성이 낮았다. 본 논문에서는 각 하중단계마다 모든 화이버 요소의 응력변화를 검토하여 변형을 반전효과를 정확하게 고려하였다. 부재의 절점에서 화이버 요소의 응력을 항복응력과 비교하여 항복응력보다 작을 경우 탄성계수 (E)를 항복응력보다 클 경우 영(0)을 사용하여 변형을 반전효과를 고려하였다.

2.6 P-Δ효과를 고려한 강도행렬

국부좌표계의 강도행렬 식 (11)은 보-기둥 부재양단에서의 횡방향 변위(Sway)가 억제되어 있는 경우의 강도행렬이다. 부재의 횡방향 변위의 효과 즉 P-Δ효과를 추가로 고려해야 한다. 그림은 전단력과 횡방향 변위와의 관계를 나타낸 것으로 축방향력 P 를 받고 있는 보-기둥 부재는 부재축에 직교하는 Y축 및 Z축 방향의 횡방향 변위에 의하여 전단력을 추가로 받는다. 따라서, Y축과 Z축 방향의 전단력과 횡방향 변위의 관계는 식 (15)와 같이 정식화된다.

$$F_{yA} = -\frac{P}{L}(\Delta_{yA} - \Delta_{yB}) \tag{15a}$$

$$F_{zA} = -\frac{P}{L}(\Delta_{zA} - \Delta_{zB}) \tag{15b}$$

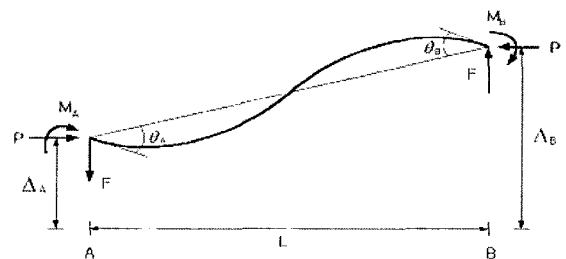


그림 6 전단력과 횡방향 변위와의 관계

3. 비선형 비탄성 해석 검증

제안한 해석방법의 검증에 사용한 구조물은 가로 3.0m, 세

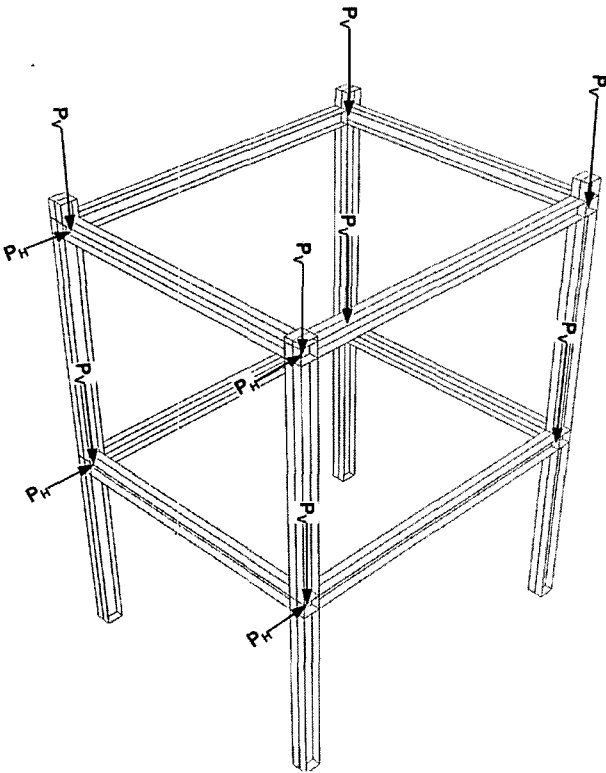


그림 7 3차원 2층 강뼈대 구조물의 하중조건

표 1 해석 결과 비교

해석 방법	제안한 방법	ABAQUS	오차
극한상태 수평하중 (P_H)	76.0 kN	75.0 kN	1.33 %
극한상태 수직하중 (P_V)	152.0 kN	150.0 kN	1.33 %

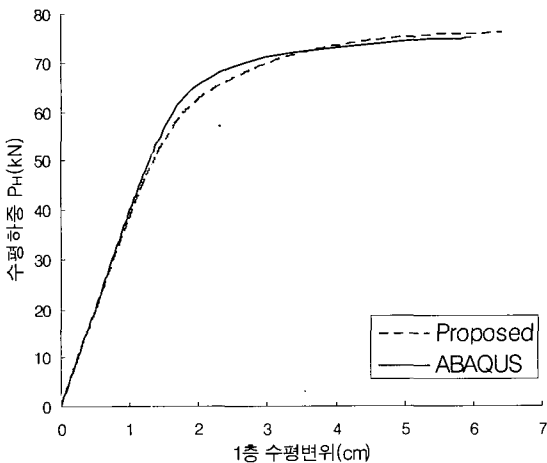


그림 8 3차원 강뼈대 구조물의 하중-변위 곡선

로 2.5m, 1층 높이 1.76m, 2층 높이는 2.2m인 3차원 2층 강 뼈대 구조물이다. 본 해석기법의 정확성을 검증하기 위하여 상 용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 해석결과 를 비교하였다. 해석에 사용된 부재단면은 H150×160×

10×6.7이다. 재료의 항복응력은 320MPa이고, 탄성계수는 221GPa, 전단탄성계수는 85GPa이다. 구조물에 작용하는 수 직하중(P_V)의 크기는 수평하중(P_H) 크기의 2배로 작용시켰 다. 구조물의 하중조건을 그림 7에 나타내었다.

검증에 사용된 구조물은 ABAQUS 쉘요소(S4R5)로 모델 링 하였다. 잔류응력은 그림 1과 같은 선형으로 SIGINI 서 브루틴을 사용하여 쉘요소의 초기응력으로 입력하였다. 하중 이 가해지는 지점인 보와 기둥의 접합부는 선형모델과 같은 조건으로 해석하기 위하여 *MPC 옵션을 사용하여 보와 기둥 이 일체거동 하도록 하였다. 모델링에 사용된 요소 수는 ABAQUS에서 제안한 방법에서는 16개의 요소를 사용하였다. 바닥판의 경계조건은 완전고정으로 하였다.

본 논문에서 제안한 방법으로 해석한 결과를 ABAQUS의 해석결과와 비교하면 표 1과 같다. 극한상태에 도달하였을 때 의 수평하중은 제안한 방법에서 76.0kN, ABAQUS에서는 75.0kN이었으며, 수직하중은 제안한 방법에서 152.0kN, ABAQUS에서는 150.0kN이었다. 두 해석결과의 오차는 1.33% 로 매우 잘 일치하였다. 3차원 2층 강뼈대 구조물의 1층 보 기 둥 접합부에서의 하중-변위 곡선을 그림 8에 나타내었다.

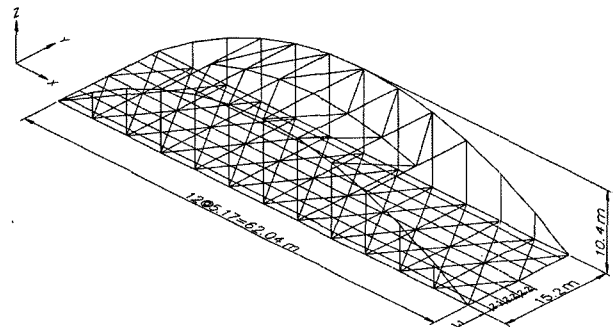


그림 9 한강대교의 3차원 제원

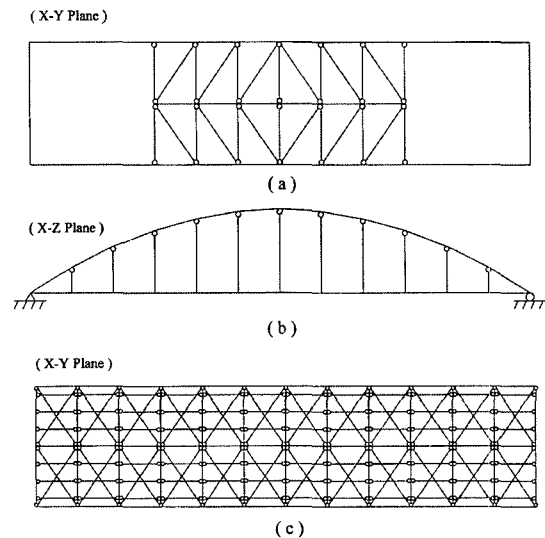


그림 10 한강대교의 2차원 제원

표 2 한강대교의 단면상세

부재종류	형상	b	t _f	t _w	t _f	t _w	d	c
아치리브1	BOX형	960	21	25	19	2,690	619	
아치리브2	BOX형	960	21	25	19	1,966	619	
아치리브3	BOX형	960	23	21.5	19	1,728	619	
아치리브4	BOX형	960	25	21.5	19	1,559	619	
아치리브5	BOX형	960	25	21.5	19	1,428.5	619	
아치리브6	BOX형	960	25	21.5	19	1,372.5	619	
평형제	I형	210	12	12	10	598	-	
타이1	I형	646	28	28	19	558	-	
타이2	I형	200	14	14	10	600	-	
바닥보1	I형	300	31	31	10	1,362	-	
바닥보2	I형	360	37	37	10	1,374	-	
바닥보3	I형	400	37	37	10	1,374	-	
상부 브레이싱1	I형	309	11	11	9	770	-	
상부 브레이싱2	I형	309	11	11	9	778	-	
하부 브레이싱1	T형	130	12	-	24	130	-	
하부 브레이싱2	T형	130	9	-	18	130	-	

b : 플랜지 폭(mm) t_w : 복부 두께(mm)
 t_f : 상부 플랜지 두께(mm) h : 단면의 높이(mm)
 t_f : 하부 플랜지 두께(mm) c : 복부와 복부사이의 거리

4. 예제 해석

4.1 한강대교

한강대교는 교축방향(X방향)으로 지간 62.04m, 교축에 직각방향으로 교폭(Y방향) 15.20m이며, 형고(Z방향) 10.40m인 타이드 아치교(tied arch bridge)이다. 상부 수평브레이싱은 K트러스 형식이고, 하부 수평 브레이싱은 X브레이싱으로 되어있다. 한강대교의 3차원 모습은 그림 9에 나타내었고, 한강대교의 상부와 정면 및 하부의 형상을 나타낸 2차원 제원은 그림 10에 나타내었다.

구조물의 모든 부재에 사용된 강재는 SWS 50이다. 이 강재의 탄성계수(E)는 206×10³MPa(2100×10³kg/cm²), 항복 응력(F_y)은 314MPa(3200kg/cm²)이다.

한강대교의 단면은 부재종류에 따라 상자형, I형, T형으로 이루어져 있다. 아치리브부재는 2단의 수평보강재가 있는 상자형이고, 타이(tie)부재는 H형이며, 평형제 그리고 세로보(stringer)와 가로보(floor beam) 및 상부브레이싱은 I형, 하부브레이싱은 T형이다. 각 부재에 대한 단면의 형상과 치수는 표 2에 나타내었다.

재하하중은 한국도로교표준시방서(1996) '하중-저항계수 설계편'의 규정에 의하여 재하하였다.

한강대교의 고정하중은 강재중량은 45.76kN/m, 슬래브는

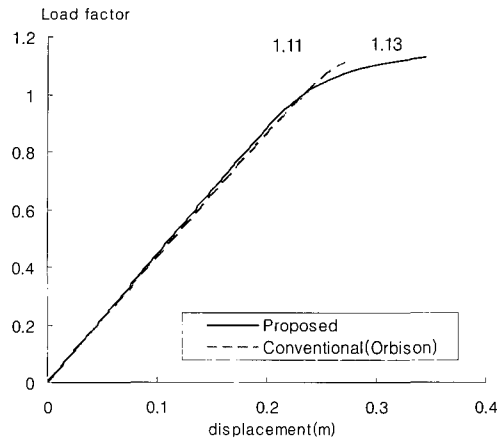


그림 11 한강대교의 하중-변위 곡선

49kN/m, 아스팔트는 7.94kN/m 그리고 난간 및 수도관은 14.21kN/m이다. 그러므로 고정하중은 하중계수 1.3을 사용하였다. 보도하중은 폭 0.6m를 초과하므로 3.6kN/m을 재하한다. 따라서 보도하중은 하중계수 1.95를 사용하여 14.04kN/m이다.

이동하중은 설계차선하중과 설계트럭하중을 조합하여 재하하였다. 본 교량은 한 차선이 3.3m인 4차선 도로이므로, 계수하중에 동시재하계수(0.75)로 하중을 감소시킨다. 충격은 구조물 파괴에 대하여 계수하중을 15% 증가시킨다. 설계차선하중은 종방향으로 10.8kN/m로 등분포하며, 횡방향으로 폭 3.0m로 등분포한다. 설계차선하중의 계수하중은 충격은 고려하지 않는다. 따라서 하중계수가 1.95이고, 동시재하계수(0.75)를 고려하였다. 설계트럭하중은 하중계수 1.95와 충격(15%)을 고려한다. 따라서 전륜하중은 40.4kN/m이고, 후륜하중은 161.5kN/m이다.

위에서 계산된 고정하중, 보도하중 및 이동하중을 영향선을 고려하여 각 절점에 작용시켰다.

해석결과를 기존의 해석방법과 비교하여 그림 11에 나타내었다. 구조물은 바닥판의 가로보(floor beam)에서 국부좌굴이 발생하여 파괴되었다. 이 때 제안한 해석에 의한 구조물의 하중-저항능력은 설계하중에 대하여 극한하중계수(λ)가 1.13으로 산정되어 기존의 Orbison 소성면을 사용한 해석결과 1.11에 비하여 1.8% 크게 나타났다. 설계하중 작용시 구조시스템은 안전한 것으로 나타났다. 국부좌굴을 고려하지 않는 종래의 개선소성면지 해석을 할 경우 구조시스템은 휨좌굴에 의하여 파괴되었고, 그때의 극한하중계수(λ)는 1.13으로 산정되었다. 저항계수는 휨에 대하여 0.95이므로 본 구조물에 대한 실제 극한 하중계수는 1.07(1.13×0.95)이 된다. 극한 하중계수가 1.0보다 크므로, 선택한 단면을 사용하는 것이 적절

한다. 본 교량은 한 차선이 3.6m인 6차선 도로이므로, 계수 하중에 동시재하계수(0.75)로 하중을 감소시킨다. 충격은 구조물 파괴에 대하여 계수하중을 15% 증가시킨다. 설계차선 하중은 종방향으로 8.1kN/m로 등분포하며, 횡방향으로 폭 3.0m로 등분포한다. 설계차선하중의 계수하중은 충격은 고려하지 않으므로 하중계수 1.95, 동시재하계수 0.75를 고려하여 15.795kN/m이다. 설계트럭하중은 하중계수 1.95와 충격(15%)를 고려한다. 따라서 전륜하중은 30.3kN/m이고, 후륜하중은 121.1kN/m이다. 위에서 계산된 고정하중, 보도 하중 및 이동하중을 영향선을 고려하여 각 절점에 작용시켰다.

제안한 해석방법에 의한 해석 결과를 기존의 Orbison의 소성면을 사용한 해석결과와 비교하여 그림 15에 나타내었다. 해석 결과에서 보는 바와 같이 제안된 해석방법에 의한 극한 하중계수(λ)는 2.05로 산정되어 Orbison이 제안한 소성면을 사용할 경우의 하중계수 2.16에 비하여 5.1% 작았다. 설계하중 작용시 모든 부재는 안전한 것으로 나타났다. 또한, 구조물은 하부 브레이싱(lower bracing)의 항복에 의해 파괴되었으므로, 구조물의 저항계수 0.95를 사용한다. 그러므로, 극한하중비 λ 는 1.95(=2.05×0.95)로 1.0보다 크므로 사용된 부재는 적당하다. 본 예제 설계에서 사용된 고등해석은 기하학적 재료적 비선형을 해석 시에 고려하므로 해석 후 개별부재의 강도검토가 필요없다.

5. 결 론

본 논문에서는 화이버 요소를 이용한 3차원 강뼈대 구조물에 대한 비선형 비탄성 해석방법을 연구하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 종래의 개선소성인지해석은 보기둥 부재의 부재력에

의한 점진적인 소성화 거동을 부재력의 함수로 개략적으로 표현하였으나 본 논문에서는 화이버 요소를 사용하여 명시적으로 고려할 수 있는 해석 방법을 개발하였다.

- 2) 잔류응력을 가진 부재에서 축방향력의 비(P/P_y)가 70%일 경우 제안한 방법과 비교하여 CRC 접선탄성계수는 잔류응력의 크기가 $\sigma_r=0.3\sigma_y$ 일 때 19% 과소평가 하고, 잔류응력의 크기가 $\sigma_r=0.5\sigma_y$ 일 때 7.6% 과대평가함을 알 수 있었다.
- 3) 축방향력과, 휨모멘트를 받는 단면에서의 LRFD, New Orbison의 소성면 곡선은 제안한 방법보다 휨강성을 과소평가 하고, 2축 휨모멘트를 받는 단면에서 LRFD 소성면의 경우 휨강성을 매우 과소평가하는 것을 알 수 있고, New Orbison의 경우 강축모멘트의 비(M_z/M_{pz})가 0.66보다 작은 경우 과대평가하고 0.66보다 큰 경우 과소평가함을 알 수 있었다.
- 4) 제안한 방법으로 3차원 2층 강뼈대 구조물을 해석한 결과는 ABAQUS 해석결과와 잘 일치함으로써 해석의 정확도를 입증하였다.
- 5) 한강대교와 성산대교의 극한강도를 평가하여 구조물의 안정성을 검토할 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 2002년 국가지정연구실 사업지원(과제번호:M10204000143-04J0000-08310)으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

김승익 (1998) 하중재하 순서를 고려하는 개선소성인지해석 개발, 대한토목학회 논문집, 18(1~5), pp.663~671.
 김승익, 김창성 (2003) 변형을 반전 효과를 고려하는 개선소성인지 해석을 이용한 3차원 강뼈대 구조물의 해석 및 설계, 대한토목학회 논문집, 23, pp.673~685.
 김승익, 박주수 (2002) 횡비틀림좌굴을 고려하는 2차 소성인지해석을 이용한 3차원 강뼈대 구조물의 설계, 한국전산구조공학회 논문집, 15(1), pp.117~125.
 김승익, 송원근, 마상수 (2003) 비선형 비탄성 해석을 이용한 강교량의 설계 기술, 대한토목학회 학술발표 논문집.
 김승익, 윤영목 (1996) 강구조 설계를 위한 가상하중 소성활절 해석, 전산구조공학 논문집, 9(2), pp.103~113.
 김승익, 최세휴, 박문호 (2001) 반강접 공간 강뼈대 구조물의

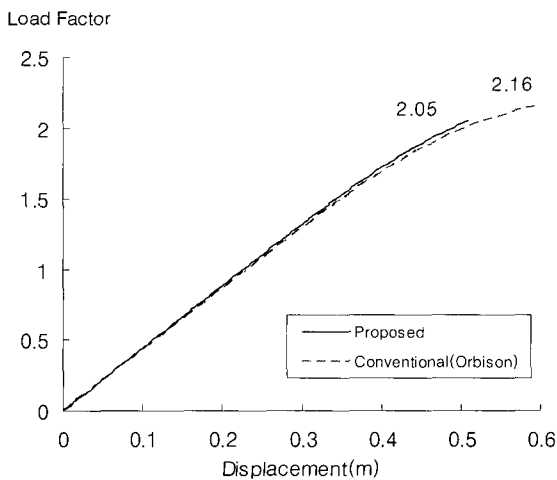


그림 73 성산대교의 하중 범위 곡선

- 고등해석, 대한토목학회 논문집, 21(1-A), pp.155~164.
- 박문호, 김승역, 최세휴 (2000) 3차원 강뼈대 구조물의 실용적인 고등해석 기법 개발, 대한토목학회 논문집, 20(1-A), pp.69~76.
- Chen, W. F., Atsuta, T. (1977) Theory of beam-columns, vol. 2, space behavior and design. McGraw-Hill, New York, 732.
- Chen, W.F., Kim, S.E. (1997) LRFD steel design using advanced analysis, CRC Press, Boca Raton, Florida.
- ECCS (1991) Essentials of eurocode 3 design manual for steel structures in buildings, ECCS-Advisory Committee 5, No. 65, 60.
- Foley C. M., Vinnakota S. (1999) Inelastic Behavior of Multistory Partially Restrained Steel Frames. : Part II, *Journal of Structural Engineering*, 125(8)
- Jiang X. M., Chen H., Liew R. (2002) Spread-of-plasticity analysis of three-dimensional steel frames, *Journal of Constructional Steel Research*, 58, pp.193~212.
- 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.
- Prakash, V., Powell, G.H. (1993) *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.
- Ziemian, R.D., McGuire, W., Dierlein, G.G. (1992) Inelastic limit states design part II: three-dimensional frame study, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 118(9), pp.2550~2568.