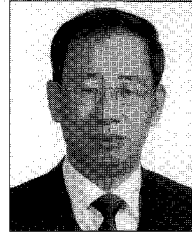
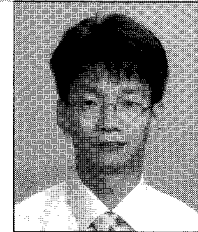


변단면 선설계 건축물 시스템의 자동화 최적구조설계프로그램

Self-Optimizing Structural Design Program of a Pre-engineered Building System with Nonprismatic Members



김용석*



오명호**

* 국립목포대학교 건축공학과 교수
** 국립목포대학교 건축공학과 조교수

1. 서론

우리나라의 산업화가 본격화되던 1970년대부터 강구조에 대한 필요성이 커지고 국내 철강 생산량이 증가하면서 강구조에 대한 연구와 사용도 급격히 활성화되고 있다. 초창기 강구조에 대한 선호도가 높았던 것인 강구조의 공간성과 시공성이 우수하기 때문이었으나 고가인 강재의 가격 경쟁력이 낮은 것은 강구조 보급에 큰 장애요인이 되고 있다.

초기 강구조설계는 주로 공장에서 압연된 형강을 사용하기 때문에 단면적당 강재량이 상당히 높았으나, 1980년도 초부터 유럽과 미국에서 도입되기 시작한 경량철골에 관한 설계법이 보급되면서 강구조의 경쟁력은 커졌으나 실무적인 차원에서 수요가 상당히 제한적이어서 활성화는 느리게 진행되었다.

그러나 1970년도 후반부터 유럽과 미국에서 물류 창고형 경량 철골구조를 중심으로 개발된 Pre-Engineered Building System(PEBS)이 1980년도 후반에 국내에 보급되기 시작하여 현재는 실무현장에서 상당히 일반화되고 있다(MBMA, 2002). 하지만 대부분의 PEBS는 단면이 일정한 경량 형강이나 소형 형강을 이용한 것으로 변단면 용접 H형강을 사용한 경우는 전체적으로 아직도 상당히 한정적이다.

변단면 강구조는 1974년 AISC 시방서에 처음 소개되면서 사용되었는데 AISC2005(2005)에서는 균일단면이나 변단면을 모두 같은 기준에 따라 설계할 수 있도록 개정되었다. 국내에서는 아직까지 변단면 강구조물에 대한 연구가 미진하여 독자적인 설계기준이 마련되지 못한 실정이며 AISC 기준을 준용하고 있고, 변단면 강구조설계를 위한 범용프로그램도 대부분 외국에서 개발된 것을 사용하고 있어 그 사용성에 상당한 제한을 받고 있다. 이러한 제약조건을 극복하기 위해 국내에서 개발된 최초의 변단면 H형강 3차원 강구조 최적화 프로그램은 AISC1989를 기준으로 허용응력법에 따라 1994년에 개발되어 등록된 컴퓨터프로그램 DPBS/STRA이다(김용석, 1995). 그 후 10여년 동안 국내에서 변단면 강구조의 부재성능 실험이나 설계에 관한 논문은 수 편이 발표되었지만 변단면 PEBS 최적설계 전산프로그램 개발에 관한 연구결과는 2차원 최적설계에 관한 연구 외에는 없는 것으로 조사되었다(김치경, 1999; 김호수, 1996; 심현주, 2007; 이한주, 2007). 또한 변단면 PEBS 최적구조설계의 기준이 되었던 AISC 시방서가 2005년에 새롭게 개정되어 그 동안 개발되었던 모든 전산설계 프로그램들을 새로운 기준에 따라 수정해야 할 상황이다.

이 연구에서는 위에서 설명한 여러 여건들을 고려하고 3차원 구조물의 구조설계를 주어진 여러 제약조건들을 만족

하도록 최적화하고, 구조물의 부재설계를 AISC2005 사양서의 허용응력설계법과 KBC2009 기준에 따라 자동화하는 전산프로그램을 개발하였다.

2. 부재최적화 자동설계

변단면 강구조물의 최적화를 위한 자동설계과정은 그림 1에 나타난 것처럼 최초에 강구조물에 관련된 형상 및 경계조건, 재료특성, 하중조건 등 기본자료와 초기 가정부재를 입력하여 3차원 구조물에 대한 구조역학적 해석을 하는 구조해석 과정과 구조해석 결과로 가정한 부재를 검토하여 최적부재 여부를 판정하는 최적부재 설계 과정을 반복적으로 수행하여 수립된 최적부재단면을 선정하는 것이다.

구조물의 해석과정에서는 변단면 부재의 강성행렬을 수치해석법에 의해 구성한 후 하중행렬에 따라 절점변위와 부재력을 계산하며 최적부재 설계과정에서는 부재의 조합응력과 부재 높이 제한, 판폭두께비, 부재의 경계조건 및 횡방향 지지조건등을 고려한 부재허용응력을 비교 검토하여 부재를 재가정한 후 부재그룹, 부재 양단에 접합된 부재의 높이, 구조물의 변위제한 등을 고려하여 부재를 또 다시 가정한다. 이 때 가정된 부재가 해석 시 사용된 부재와 일치하지 않으며 다시 가정된 부재로 최적화 설계를 반복한다.

이 최적부재 설계에서는 구조물의 보나 기둥 부재를 짧게 분할하여 구조물의 중량 최적화를 증진시킬 수 있으며, 같은 형상을 가져야 하는 보나 기둥들은 같은 부재그룹으로 분류하여 최적화를 수행할 수 있고, 어떤 부재그룹의 부재의 플랜지는 통일할 수도 있다.

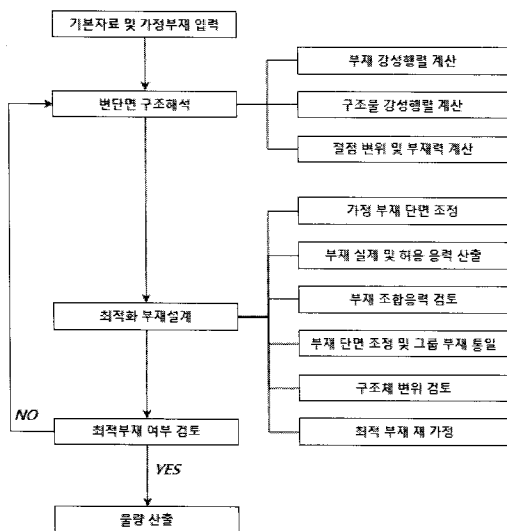


그림 1 최적부재 자동설계 과정

3. 변단면 부재 강성 행렬

변단면 부재를 갖는 구조물의 구조해석을 위해서 각 부재의 강성행렬을 구해야 하는데, 부재가 균일한 단면인 경우에는 이론식에 의해 구할 수 있으나, 부재가 변단면일 경우에는 다음에 주어진 3차원 변단면 부재 강성행렬을 이용하여 구해야 하는데 요소에 포함된 변단면 적분항은 수학적 공식으로 구할 수 있다(Friedman, 1992). 부재 강성행렬이 구성되면 변환을 통하여 전체 구조물의 강성행렬을 구성하고 외력을 작용하여 구조물의 변위를 구한다(Livesley, 1975).

$$K^{-1} = \begin{bmatrix} a_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -a_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & b_1 & 0 & 0 & 0 & b_2 & 0 & -b_1 & 0 & 0 & 0 & b_4 \\ & & c_1 & 0 & c_2 & 0 & 0 & 0 & -c_1 & 0 & c_4 & 0 \\ & & & d_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -d_1 & 0 & 0 \\ & & & & c_3 & 0 & 0 & 0 & -c_2 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & b_3 & 0 & -b_2 & 0 & 0 & 0 & b_3 \\ \hline & & & & & & a_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & b_1 & 0 & 0 & 0 & -b_4 \\ & & & & & & & & c_1 & 0 & -c_4 & 0 \\ & & & & & & & & & d_1 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & c_3 & 0 \\ & & & & & & & & & & & b_3 \\ & & & & & & & & & & & b_6 \end{bmatrix}$$

Sym.

여기서 $a_1 = \frac{EA_o}{L} \frac{3\beta/(1+3\beta)\alpha}{\ln[1+3\beta/(1+3\beta)\alpha]}$,

$\alpha = H_f/H_o - 1, \beta = A_w/6A_f$

$b_1 = b_{11}/D_1, b_2 = b_{12}/D_1, b_3 = (b_{21}L - b_{22})/D_1$

$b_4 = b_{21}/D_1, b_5 = b_{22}/D_1, b_6 = (b_{11}L - b_{12})/D_1$

$b_{11} = \int_0^L 1/EI_z(x)dx, b_{12} = \int_0^L x/EI_z(x)dx$

$b_{21} = b_{11}L - b_{12}, b_{22} = b_{12}L - \int_0^L x^2/EI_z(x)dx,$

$D_1 = -b_{11}b_{22} + b_{12}b_{21}$

$I_z(x) = EI_z \left[1 + \frac{2+3\beta}{1+\beta} \left(\frac{x}{L} \right) + \frac{3\beta}{1+\beta} \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right] - \frac{L}{GA_y} \frac{\ln(1+\alpha)}{\alpha}$

$c_1 = c_{11}/D_2, c_2 = c_{12}/D_2, c_3 = (c_{21}L - c_{22})/D_2$

$c_4 = c_{21}/D_2, c_5 = c_{22}/D_2, c_6 = (c_{11}L - c_{12})/D_2$

$c_{11} = \int_0^L 1/EI_y(x)dx, c_{12} = \int_0^L x/EI_y(x)dx$

$c_{21} = c_{11}L - c_{12}, c_{22} = c_{12}L - \int_0^L x^2/EI_y(x)dx,$

$D_2 = -c_{11}c_{22} + c_{12}c_{21}$

$I_y(x) = EI_y \left[1 + \frac{2+3\beta}{1+\beta} \left(\frac{x}{L} \right) + \frac{3\beta}{1+\beta} \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right] - \frac{L}{GA_x} \frac{\ln(1+\alpha)}{\alpha}$

$d_1 = 1 / \left[\frac{3L}{GH_o f_w^3 \alpha} \ln \left(1 + \frac{H_o f_w^3}{3J_o} \alpha \right) \right]$

4. 최적화 부재설계 알고리즘

4.1 초기부재 가정

부재 최적화를 위한 초기 단계에 가정 부재의 단면 특성 입력이 필요한데 최초 부재 단면은 하중 상태를 고려하여 개략적으로 가정하고, 이 후에는 출력된 부재력에 따라 부재의 각 점에서 단면의 춤을 모멘트에 따라 최적화를 촉진하기 위하여 다음과 같이 가정하였다(Salmon, 1996).

H 형강 부재의 소성단면계수 $Z \approx A_f h + \frac{t_w h^2}{6}$ 이므로, 플랜지 단면적은 $A_f = \frac{Z}{h} - \frac{t_w h}{6}$ 이다. 또한 웨브 단면적 $A_w \approx t_w h$ 이므로 부재의 단면적은 다음과 같다.

$$A = 2A_f + A_w = \frac{2Z}{h} + \frac{2}{3}t_w h \quad (1)$$

한편 AISC 2005기준에 의한 비콤팩트(Noncompact) 웨브의 한계판폭두께비는

$$t_w \geq \frac{1}{5.7} \frac{\sqrt{F_y h}}{E} \quad (2)$$

이므로,

$$A \geq \frac{2Z}{h} + \frac{1}{8.55} \sqrt{\frac{F_y h^2}{E}} \quad (3)$$

따라서 최소 단면적을 갖는 최적부재의 단면 춤은 다음 식으로 구할 수 있다.

$$h \approx 2.046 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \sqrt{Z} \quad (4)$$

그러나 초기 모멘트에 따른 개략적인 단면의 춤은 위 식에 $Z = M / (F_y / \Omega)$ 를 대입하여 다음 식으로 가정할 수 있다.

$$h \approx 2.046 \sqrt{\frac{E \Omega^2}{F_y^3}} \sqrt{M} \quad (5)$$

단면의 춤 h 가 가정되면 부재의 웨브두께 t_w 는 식(1)을 이용하여 가정할 수 있다. 여기서 웨브의 최소두께를 $t_{w,min}$ 로 가정하면 식 (2)에서

$$h \leq 5.7 t_{w,min} \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (6)$$

가 된다. 그 다음 단면의 폭과 플랜지 두께를 가정해야 하는데 개략적인 플랜지의 단면적, A_f 는

$$A_f = M/h(F_y/\Omega) \quad (7)$$

이고, 단면폭 B 는

$$B = \frac{A_f}{t_f} = \frac{M}{h t_f (F_y / \Omega)} = \frac{\sqrt[3]{\Omega^2 M^2}}{2.046 t_f \sqrt{E F_y^3}} \quad (8)$$

또한 AISC2005기준에서 플랜지의 한계판폭두께비(λ_p)는,

$$\frac{B}{2t_f} \leq 0.38 \sqrt{E/F_y} \quad (9)$$

이므로 플랜지두께 t_f 는 다음 식으로 가정할 수 있고, 단면 폭도 식 (8)을 이용하여 가정할 수 있다.

$$t_f \geq \sqrt{\frac{\Omega M}{0.76 h \sqrt{E F_y}}} = 0.802 \sqrt[3]{\frac{\Omega M}{E}} \quad (10)$$

여기서 웨브의 최소두께, $t_{w,min}$ 이 가정된 경우에는 플랜지의 최소두께, $t_{f,min}$ 는

$$t_{f,min} = 0.48 \sqrt{\frac{\Omega M}{t_{w,min} E}} \quad (11)$$

이 된다. 그러나 실무적 차원에서 설계를 고려하여 이 프로그램에서는 부재의 최소 판두께는 26mm, 플랜지의 최소 폭은 100mm, 웨브의 최소 높이는 200mm로 최소 부재 단면 조건을 제한하였으며, 플랜지 두께는 두께가 6mm이하인 경우에는 0.5mm씩 6mm이상인 경우에는 1mm씩 증가되도록 가정하고, 플랜지 폭은 25mm씩, 웨브 높이는 부재단에서 50mm씩 증가하도록 부재단면을 가정하였다.

4.2 변단면 부재 기울기와 단면 폭 조정

위에서 가정한 변단면 부재의 단면은 시작점, 중간점 및 끝점에서 단면의 춤이 다를 수 있기 때문에 부재의 기울기를 시작점과 끝점을 기준으로 직선적으로 변화도록 부재 중간점에서 단면의 춤을 증가시켰으나 부재 중간점에서 단

면의 춤이 기울기를 벗어날 경우에는 중간점에서 단면의 춤을 기준으로 단면의 춤이 일정하도록 시작점과 끝점에서 단면의 춤을 증가시켰다.

부재 단면폭도 각 변단면 부재의 시작점, 중간점 및 끝점에서 다를 수 있기 때문에 각 점에서의 단면폭 중 최대값을 단면폭으로 조정하였으며, 균일단면 부재의 경우 단면폭이 단면의 춤보다 클 때에는 단면폭을 단면의 춤과 같게 조정하였다.

4.3 변단면 부재그룹 부재 기울기와 단면폭 조정

변단면 부재그룹 부재 기울기는 소 부재그룹의 각 요소 부재들 중간점에서 부재그룹의 단면춤 평균값을 계산한 후 요소 부재들의 중간점에서 평균 단면 춤에 최적하도록 Least Squares Fitting 수치해석법으로 기울기를 결정하였다. 이 변단면 부재그룹 부재 기울기는 부재그룹의 양단부재와 양단부재에 연결되는 부재의 단면 춤을 평균하여 다시 조정되며, 부재그룹 내 모든 요소 부재들의 각 점에서 단면춤과 부재 기울기도 재조정된다. 또한 변단면 부재그룹의 단면 폭도 부재그룹 내 모든 부재의 단면 폭의 평균값으로 조정된다.

4.4 부재 단면 웹 및 플랜지 두께 재조정

앞에서 조정된 변단면 부재의 단면 폭과 단면 춤에 따라 각 부재의 시작점, 중간점 및 끝점에서 웹 두께와 플랜지 두께를 식 (2)와 식 (10)을 이용하여 다시 계산하고 세 점에서 계산된 두께 중 최대값을 부재의 웹 두께와 플랜지 두께로 재조정한다.

4.5 구조물 변위 검토

구조물의 변위 검토는 지정한 중요 절점에서 수평이나 수직의 상대적 변위를 계산하여 입력한 설계허용조건과 비교 검토하고, 기준점에 대한 구조물의 실제적인 상대변위가 설계허용범위(일반적으로 수평변위의 경우 높이(H)/200, 수직처짐의 경우 길이(L)/300)를 초과할 경우에는 지정된 관련 부재들의 단면강성을 증가시켜서 변위를 조절한다.

4.6 부재단면 허용응력 산출

각 부재단면의 응력검토를 위해 설계응력을 설계방법과 설계기준에 따라 계산하였다. 웹이 콤팩트단면(compact),

비컴팩트단면(noncompact)이거나 세장단면(slender)인 일축 이상에 대칭인 용접 H-형강 부재의 허용응력은 다음과 같이 계산된다(AISC, 2005).

4.6.1 허용인장응력

허용인장응력(F_t)은 항복응력을 안전율로 나누는 다음 식으로 구한다.

$$F_t = \frac{F_y}{\Omega} \tag{12}$$

4.6.2 허용압축응력

허용압축응력(F_a)은 휨좌굴과 뒤틀림좌굴을 고려해야 하지만 Salmon(1996)에 의하면 뒤틀림좌굴은 무시할 수 있기 때문에 여기에서는 휨좌굴만을 고려하여 다음 식으로 구한다.

$$F_a = \frac{F_{cr}}{\Omega_c} \tag{13}$$

여기서, F_{cr} 은 다음 식으로 구한다.

$$(1) \frac{KL}{r} \leq 4.71 \sqrt{\frac{E}{QF_y}}$$

$$F_{cr} = \left[0.658 \frac{QF_y}{F_c} \right] (QF_y) = 0.658 \frac{F_y}{F_c} F_y \leq F_y \tag{14}$$

$$(2) \frac{KL}{r} > 4.71 \sqrt{\frac{E}{QF_y}}$$

$$F_{cr} = 0.877 F_c \leq F_y \tag{15}$$

여기서, $Q=1$ (H-형강의 경우)

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2}$$

$$\frac{KL}{r} = \max \left\{ \frac{K_y L_y}{r_y}, \frac{K_z L_z}{r_z} \right\} \leq 200$$

4.6.3 허용휨응력

(1) 강축방향이 힘을 받을 때

웹의 세장비(λ_w)를 $h_c/t_w \approx h/t_w$, 웹의 콤팩트단면 한계세장비(λ_{pw})를 $3.76 \sqrt{E/F_y}$ 이고, 비컴팩트단면 한계세장비(λ_{rw})를 $5.7 \sqrt{E/F_y}$ 이므로,

① $\lambda_w < \lambda_{pw}$ 인 경우,

$$F_{bz} = \frac{1}{\Omega} \frac{Z_x}{S_{xc}} F_y \leq \frac{F_y}{\Omega} \quad (16)$$

② $\lambda_{pw} < \lambda_w < \lambda_{rw}$ 인 경우에는 압축플랜지 항복, 인장플랜지 항복, 횡방향 뒤틀림 좌굴에 의해 결정되는 허용응력 중에서 작은 값에 따라 결정된다.

- 압축플랜지 항복의 경우 :

$$F_{bz_c} = \frac{R_{pc}}{\Omega} F_y \quad (17)$$

- 인장플랜지 항복의 경우 :

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} < 1.0 ; F_{bz_t} = \frac{R_{pt}}{\Omega} \left(\frac{S_{xt}}{S_{xc}} \right) F_y \quad (18)$$

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} \geq 1.0 ; F_{bz_t} = \frac{R_{pt}}{\Omega} \left(\frac{Z_x}{S_{xc}} \right) F_y \quad (19)$$

- 횡방향 뒤틀림좌굴의 경우 :

$$L_b \leq L_p ; F_{bz_t} = \frac{1}{\Omega} \frac{Z_x}{S_{xc}} F_y \quad (20)$$

$$L_p < L_b \leq L_{r1} ; F_{bz_t} = C_b \left[R_{pc} - \left(R_{pc} - \frac{F_L}{F_y} \left(\frac{L_b - L_p}{L_{r1} - L_p} \right) \right) \right] \frac{F_y}{\Omega} \leq \frac{R_{pc}}{\Omega} F_y \quad (21)$$

$$L_{r1} < L_b ; F_{bz_t} = C_b \frac{1}{\Omega} \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{L_b}{r_t} \right)^2} \sqrt{1 + 0.078 Jshl} \left(\frac{L_b}{r_t} \right)^2 \leq \frac{R_{pc}}{\Omega} F_y \quad (22)$$

그러나 $F_{bz} \leq \frac{F_y}{\Omega}$ 이어야 한다. 여기서, $C_b = 1.0$ 으로 가정하고

$$L_p = 1.1 r_t \sqrt{E/F_y} \quad (23)$$

$$L_r = 1.95 r_t \frac{E}{F_L} \sqrt{Jshl} \sqrt{1 + \sqrt{1 + 6.76 \left(\frac{F_L}{E} \frac{1}{Jshl^2} \right)}} \quad (24)$$

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} < 0.7 ; F_L = \frac{S_{xt}}{S_{xc}} F_y \geq 0.5 F_y \quad (25)$$

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} \geq 0.7 ; F_L = 0.7 F_y \quad (26)$$

$$\frac{I_{yc}}{I_y} \leq 0.23 ; Jshl = 0 \quad (27)$$

$$\frac{I_{yc}}{I_y} > 0.23 ; Jshl = \frac{J}{S_{xc} h_o} \quad (28)$$

$$R_{pc} = \frac{Z_x}{S_{xc}} - \left(\frac{Z_x}{S_{xc}} - 1 \right) \left(\frac{\lambda_w - \lambda_{pw}}{\lambda_{rw} - \lambda_{pw}} \right) \leq \frac{Z_x}{S_{xc}} \leq 1.6 \quad (29)$$

$$R_{pt} = \frac{Z_x}{S_{xt}} - \left(\frac{Z_x}{S_{xt}} - 1 \right) \left(\frac{\lambda_w - \lambda_{pw}}{\lambda_{rw} - \lambda_{pw}} \right) \leq \frac{Z_x}{S_{xt}} \leq 1.6 \frac{S_{xc}}{S_{xt}} \quad (30)$$

③ $\lambda_{rw} \leq \lambda_w$ 인 경우에는 압축플랜지 항복, 인장플랜지 항복, 횡방향 뒤틀림 좌굴에 의해 결정되는 허용응력 중에서 작은 값에 따라 결정된다.

- 압축플랜지 항복의 경우 :

$$F_{bz_c} = \frac{R_{pg}}{\Omega} F_y \quad (31)$$

- 인장플랜지 항복의 경우 :

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} < 1.0 ; F_{bz_t} = \frac{1}{\Omega} \left(\frac{S_{xt}}{S_{xc}} \right) F_y \quad (32)$$

$$\frac{S_{xt}}{S_{xc}} \geq 1.0 ; F_{bz_t} = \frac{1}{\Omega} \left(\frac{Z_x}{S_{xc}} \right) F_y \quad (33)$$

- 횡방향 뒤틀림좌굴의 경우 :

$$L_b \leq L_p ; F_{bz_t} = C_b \frac{R_{pg}}{\Omega} F_y \quad (34)$$

$$L_p < L_b \leq L_{r2} ; F_{bz_t} = C_b \left[1 - 0.3 \left(\frac{L_b - L_p}{L_{r2} - L_p} \right) \right] \frac{R_{pg}}{\Omega} F_y \leq \frac{R_{pg}}{\Omega} F_y \quad (35)$$

$$L_{r2} < L_b ; F_{bz_t} = C_b \frac{R_{pg}}{\Omega} \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{L_b}{r_t} \right)^2} \leq \frac{R_{pg}}{\Omega} F_y \quad (36)$$

그러나 $F_{bz} \leq \frac{F_y}{\Omega}$ 이어야 한다. 여기서, $C_b = 1.0$ 으로 가정하고

$$L_{r2} = \pi r_t \sqrt{\frac{E}{0.7 F_y}} \quad (37)$$

$$R_{pg} = 1 - \frac{\alpha_w}{1200 + 300 \alpha_w} \left(\frac{h}{t_w} - \lambda_{rw} \right) \leq 1.0 \quad (38)$$

$$\alpha_w = \frac{h_c t_w}{b_c t_c} \leq 1.0 \quad (39)$$

(2) 약축방향이 힘을 받을 때

$$F_{b_y} = \frac{1}{\Omega} \frac{Z_y}{S_y} F_y \leq \frac{1.6}{\Omega} F_y \quad (40)$$

4.6.4 허용전단응력

용접 H형강의 플랜지와 웨브의 전단응력은 다음 식으로 계산할 수 있다.

$$F_{v_z} = F_{v_y} = \frac{0.6}{\Omega} C_v F_y \quad (41)$$

여기서, $\frac{h}{t_w} \leq 1.1 \sqrt{\frac{k_v E}{F_y}}$ 일 경우 ; $C_v = 1.0$ (42)

$1.1 \sqrt{\frac{k_v E}{F_y}} < \frac{h}{t_w} \leq 1.37 \sqrt{\frac{k_v E}{F_y}}$ 일 경우 ; $C_v = \frac{1.1 \sqrt{\frac{k_v E}{F_y}}}{h/t_w}$ (43)

$\frac{h}{t_w} > 1.37 \sqrt{\frac{k_v E}{F_y}}$ 일 경우 ; $C_v = \frac{1.51 k_v E}{(h/t_w)^2 F_y}$ (44)

위 식에서 k_v 값은 웨브와 플랜지 전단에 따라 다음과 같이 계산한다.

- (1) 웨브 전단 : $h/t_w < 260$ 인 웨브를 보강하지 않은 H형강에서는 $k_v = 5$ 를 사용한다.
- (2) 플랜지 전단 : 플랜지 전단에서는 $k_v = 1.2$ 를 사용한다.

4.7 부재단면 응력 검토

부재단면의 조합응력 상태는 부재 단면 축응력 상태에 따라 AISC2005 식 (H1)인 아래 식으로 검토한다.

$\frac{f_a}{F_a} \geq 0.2$ 인 경우 ; $\frac{f_a}{F_a} + \frac{8}{9} \left(\frac{f_{by}}{F_{by}} + \frac{f_{bz}}{F_{bz}} \right) \leq 1.0$ (45)

$\frac{f_a}{F_a} < 0.2$ 인 경우 ; $\frac{f_a}{2F_a} + \left(\frac{f_{by}}{F_{by}} + \frac{f_{bz}}{F_{bz}} \right) \leq 1.0$ (46)

또한 플랜지에서는 축응력과 전단응력에 의한 Von Mises 조합응력도 만족하도록 다음 식으로 검토한다.

$$f_b^2 + 3f_{v_z}^2 \leq f_t^2 \quad (47)$$

한편 웨브의 전단응력은 다음 식으로 검토한다.

$$f_{v_y} \leq F_{v_y} \quad (48)$$

4.8 최적부재 재가정

최적부재의 재가정은 앞에서 수행한 변위검토 결과와 부

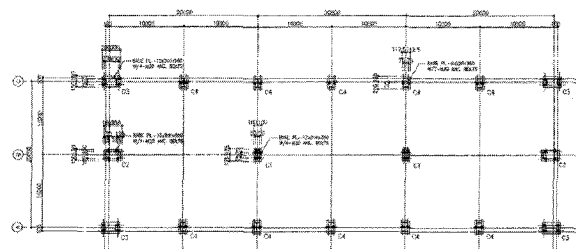
재단면 조합응력검토 결과를 종합해서 실시한다. 이 과정은 부재의 최적화를 위해 반복계산 과정인 재구조해석에 필요한 부재의 단면을 가정하는 단계이므로 구조해석에 가장 영향을 크게 미치는 단면2차모멘트가 근사한 부재가 되도록 단면의 두께만을 조정하여 부재를 재가정한다. 단면의 두께 가정 시 사용한 수치해석법은 비선형 해석결과가 안정적으로 수렴하고 수렴속도가 빠른 할선1(Secant 1) 비선형 수치해석법을 이용하였다.

4.9 재가정부재에 의한 재구조해석

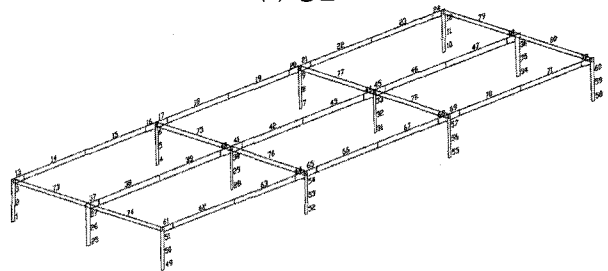
최적화 구조설계 과정에서 전 단계 구조해석에서 사용한 부재가 부재설계에서 재 선정한 부재와 일치하지 않을 경우에는 재구조해석과 최적설계를 반복 실시하여 구조해석에 사용한 부재와 부재설계에서 최종 선정한 부재가 일치할 때까지 부재의 재가정과 재구조해석을 반복 실시한다.

5. 최적화 구조설계 결과 비교

AISC2005 기준에 따라 수정 개발한 프로그램을 이용하여 그림 2에 나타난 3차원 강구조물에 대한 최적화설계를 허용응력설계법(재료안전율 $\Omega=1.67$)으로 수행하였다. 구조물의 부재설계는 KBC2005기준과 AISC2005기준에 따라 압연 H형강과 조립 H형강(BH-형강)으로 수행하였다. 구조부재의 특성은 모두 동일하게 가정하여 탄성계수는 205,000MPa로 강재의 항복강도는 330MPa를 사용하였다.



(a) 평면도



(b) 3차원 해석 모델

그림 2 3차원 구조물 해석 모델

표 1 최적설계 결과

Design Specification		Optimized Section		Weight		Ratio
		Number	Section	kN	N/m ²	
KBC2005	Prismatic (BH)	1~12, 25~36, 49~60	H-300x300x10x15	271	226	1.87
		13~24, 37~48, 61~72	H-700x300x13x24			
		73~80	BH-200x200x6x9			
AISC2005	Hot-rolled (H)	1~3, 10~12, 25~27, 34~36, 49~51, 58~60	H-496x199x9x14	200	167	1.30
		4~9, 13~24, 28~33, 52~57, 61~80	H-396x199x7x11			
		37~48	H-596x199x10x15			
	Non-prismatic (BH)	1~3, 10~12, 49~51, 58~60	BH-(400~500)x200x3.5x16x17	154	128	1.00
		4~9, 52~57	H-350x175x7x11			
		28~33	H-298x149x5.5x8			
		13, 24, 61, 72	BH-(550~500)x200x4.0x11x11			
		14, 15, 22, 23, 62, 63, 70, 71	BH-500x200x4.0x11x11			
		16, 21, 64, 69	BH-(550~650)x200x5.0x11x11			
		17, 20, 65, 68	BH-(600~550)x200x4.0x11x11			
		18, 19, 66, 67	BH-550x200x4.0x11x11			
		37, 48	BH-(700~600)x200x5.0x11x11			
		38, 39, 46, 47	BH-650x200x4.5x11x11			
		40, 45	BH-(600~700)x200x5.0x11x11			
		41, 44	BH-(700~600)x200x5.0x11x11			
42, 43	BH-600x200x4.5x11x11					
73, 74, 79,80	BH-400x200x3.0x11x11					
75~78	BH-450x200x3.5x11x11					

그림 2에 나타난 3차원 강구조물에 작용한 하중은 지붕 바닥에 고정하중과 활하중이 각각 0.441kN/m²과 0.49kN/m²이 작용하는 것으로 하여 보에 등분포하중으로 작용시켰고, 설계기본풍속은 40m/sec로 하여 1.205kN/m²이 외벽면에 작용하는 것으로 가정하였다. 3차원 구조물에 대한 최적화 설계결과에 의하면 표 1에 나타난 것처럼 변단면 BH형강으로 설계하는 것이 압연 H형강으로 설계하는 것보다 약 30%정도 철골량을 절감할 수 있음을 알 수 있다.


가정은 비선형 해석에서도 안정적으로 수렴되고 수렴속도가 빠른 할선(Secant)1 수치해석법을 이용하였다. 개발한 프로그램에 의한 3차원 변단면 구조물의 최적화 설계결과에 의하면 변단면 용접(BH)형강으로 설계하는 것이 압연 H형강으로 설계하는 것보다 AISC 기준으로 부재설계를 할 경우 상당한 철골 절약효과가 있는 것으로 나타났다. 이 프로그램은 AISC2005 기준에 따라 개발되었기 때문에 추후 약간의 보완수정이 이루어지면 강도설계법에 따른 변단면 구조물의 최적화 부재설계도 가능하다.

6. 결론

본 고에서는 변단면 용접 H형강(BH 형강) 부재를 갖는 3차원(2차원도 가능) 구조물에 대한 최적화 설계를 위한 컴퓨터 프로그램을 AISC2005 기준에 의거하여 개발하였다. 이 프로그램에서 변단면 구조물 최적화 설계과정은 크게 구조물 해석과 부재설계 과정으로 이루어졌다. 구조물해석 과정에서는 부재강성행렬을 수치해석법으로 구하여 통상적인 구조물해석을 수행하고, 부재설계 과정에서는 최적 부재설계를 위해서 AISC2005 기준에 의거하여 변단면 부재설계를 허용응력설계법으로 수행하는데, 구조물의 최소중량화를 위한 최적설계를 위해서 구조물 해석과정과 부재설계 과정을 허용응력조건과 변위조건이 만족될 때까지 반복 수행하였다. 최적부재 선정을 위한 반복적인 부재단면

참 고 문 헌

1. 김용석(1995), 변단면 철골구조 최적화를 위한 자동화설계 프로그램에 관한 연구, 한국강구조공학회논문집, 제7권 제1호, pp.153~159.
2. 김치경(1999), 변단면 PEB를 위한 엔지니어링 데이터베이스의 설계와 구축, 대한건축학회논문집 구조계, 15권 8호 (통권130호), pp.3~14.
3. 김호수(1996), 변단면부재와 PEB 시스템에 의한 박공형철골조의 최적설계방안에 관한 연구, 대한건축학회논문집, 12권 5호(통권91호), pp.155~166.
4. 심현주 외 4인(2007), 춤이 큰 웹 변단면 H형 보의 휨내력에 대한 실험적 평가, 한국강구조공학회논문집, 제19권

- 제5호(통권 90호), pp.483~492.
5. 이한주, 김호수, 신호범(2007), 변단면 부재를 이용한 산형 철골조 건물의 최적설계, 대한건축학회논문집 구조계, 제23권 제10호(통권228호), pp.67~74.
 6. A. Borkowski & S. Jendo(1990), Structural Optimization: Mathematical Programming, Vol. 2, Plenum Press.
 7. AISC(2005), Specification for Structural Steel Buildings, ANSI/AISC 360-05.
 8. C. G. Salmon et al.(1996), Steel Structures : Design and Behavior, 4th Ed., Harper & Row Publishers.
 9. MBMA(2002), Metal Building Systems Manual: Design Practices Code of Standard Practice Guide Specifications Nomenclature.
 10. R. K. Livesley(1975), Matrix Methods of Structural Analysis, 2ND Ed., Pergamon Press.
 11. Z. Friedman and J. B. Kosmatka(1992), Exact Stiffness Matrix of A Nonuniform Beam-I. Extension, Torsion and Bending of a Bernoulli-Euler Beam, Computers & Structures, Vol.42, No.5, pp.671~682.
 12. 김용석 외 2인(2009), AISC2005에 기준한 변단면 선설계 건축물시스템의 자동화 최적구조설계, 한국강구조학회 논문집, 제21권 2호(통권 99호), pp.1~10 

[담당 : 김명한, 편집위원]