

개선소성힌지해석과 유전자 알고리즘을 이용한 반강접 강골조의 이산최적설계

Discrete Optimum Design of Semi-rigid Steel Frames Using Refined Plastic Hinge Analysis and Genetic Algorithm

이 말 숙¹⁾ · 윤 영 목²⁾ · 강 문 명³⁾
Lee, Mal Suk · Yun, Young Mook · Kang, Moon Myoung

요 약 : 본 논문에서는 유전자 알고리즘과 보-기둥 접합부, 부재, 그리고 구조물 전체의 재료 및 기하학적 비선형 거동을 고려할 수 있는 개선소성힌지해석 방법을 접목시킨 평면 반강접 강골조 구조물의 최적설계법을 제안하였다. 개선소성힌지해석에서는 강골조 구조물의 기하학적 비선형성을 고려하기 위해 보-기둥 요소의 안정함수를 사용하였으며, 재료적 비선형성을 고려하기 위해 잔류응력, 소성힌지, 반강접 접합부 그리고 기하학적 불완전성 등에 의한 점진적인 강성감소모델을 사용하였다. 최적설계시 마이크로 유전자 알고리즘과 재생산을 위한 개체 선택 도구로 토너먼트 선택방법을 사용하였으며, 적합도 함수는 목적함수 및 벌칙함수로 나타낸 무제약 함수값의 조합으로 구성하였다. 목적함수로는 구조물의 중량을, 제약조건으로는 하중-저항능력, 사용성, 연성도, 그리고 시공성에 관한 기준을 사용하였다. 강접 및 반강접 접합부를 갖는 강골조 구조물의 최적설계결과와의 비교를 통해 본 연구에서 제시한 방법의 적합성을 검증하였다.

ABSTRACT : A GA-based optimum design algorithm and a program for plane steel frame structures with semi-rigid connections are presented. The algorithm is incorporated with the refined plastic hinge analysis method wherein geometric nonlinearity is considered by using the stability functions of beam-column members, and material nonlinearity, by using the gradual stiffness degradation model that includes the effects of residual stresses, moment redistribution through the occurrence of plastic hinges, semi-rigid connections, and geometric imperfection of members. In the genetic algorithm, the tournament selection method and micro-GAs are employed. The fitness function for the genetic algorithm is expressed as an unconstrained function composed of objective and penalty functions. The objective and penalty functions are expressed as the weight of steel frames and the constraint functions, respectively. In particular, the constraint functions fulfill the requirements of load-carrying capacity, serviceability, ductility, and construction workability. To verify the appropriateness of the present method, the optimal design results of two plane steel frames with rigid and semi-rigid connections are compared.

핵심용어 : 개선소성힌지해석, 유전자 알고리즘, 이산최적설계, 반강접 강골조 구조물

KEYWORDS : refined plastic hinge analysis, genetic algorithm, optimum design, semi-rigid steel frame

1. 서론

근래에 들어서 유전자 알고리즘을 이용한 강골조 구조물의 최적설계에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다. 김기홍(1999) 및 Camp 등(1998)은 유전자 알고리즘을 강골조 구조물의 선형탄성해석 결과를 토대로 모멘트 확대계수 B1 및

B2를 도입하여 비선형 효과를 고려하는 AISC-LRFD(1994) 해석방법과 접목시킨 연구를 수행하였으며, Pezeshk 등(2000), Schinler(2000), Foley 등(2001), 그리고 윤영목과 김병현(2004)은 선형탄성해석 결과를 이용한 최적설계 방법의 문제점을 인식하여 강골조 구조물의 기하학적 비선형해석 방법, 그리고 소성영역해석 방법 개선소성힌지해석 방

1) 정회원, 경북대학교 대학원 건축공학부 박사
(Tel. 053-950-5591, Fax. 053-950-6590, E-mail : mal2020@hanmail.net)
2) 정회원, 경북대학교 토목공학과 부교수(ymyun@bh.kyungbook.ac.kr)
3) 정회원, 경북대학교 건축공학과 교수(kmm32@hanmail.net)

본 논문에 대한 토의를 2004년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

법 등을 유전자 알고리즘에 접목시킨 연구를 수행하였다. 그러나 유전자 알고리즘을 이용한 강골조 구조물의 최적설계에 관한 연구는 모두 강접 접합부를 갖는 강골조 구조물에 관한 것이어서, 현재 시공, 사용중인 강골조 구조물 접합부의 상태를 정확히 고려한 최적설계 연구라 볼 수 없다. 반강접 접합부는 부재의 모멘트 분포 및 횡변위에 영향을 주어서 결국에는 구조시스템의 강도를 결정하는 중요한 요소가 되나, 국내외 설계기준에서는 반강접 강골조 구조물의 설계방법이 명확히 제시되어 있지 않다. 따라서 설계시 반강접 접합부를 완전 강접으로 간주하여 구조시스템의 강도를 과대평가하거나 완전 힌지로 가정하여 과소평가하게 된다. 반강접 강골조 구조물의 설계시 이러한 문제점을 해결하는 방법은 반강접 접합부의 비선형 거동을 포함한 강골조 구조물 전체의 2차 비탄성해석을 직접 수행하는 것이다.

본 연구에서는 강접 및 반강접 접합부를 갖는 강골조 구조물의 극한한계상태 하중에 이르기까지의 부재 접합부 및 구조물 전체의 비선형 거동을 충분한 정확도를 가지고 평가할 수 있는 개선소성힌지해석 방법(AI-Mashary & Chen, 1991; Deirelein 등, 1991; Liew 등, 1993; Attala 등, 1994; King & Chen, 1994)을 유전자 알고리즘에 접목시켜 접합부 설계를 비롯한 반강접 강골조 구조물의 실용적인 설계를 수행할 수 있는 이산최적설계 방법을 제시하였다. 최적설계시 돌연변이 과정이 없으며 일점교배 확률을 1.0으로 주는 마이크로 유전자 알고리즘(Krishnakumar, 1989)을 사용하였고 재생산을 위한 개체 선택 도구로 토너먼트 선택방법을 사용하였으며, 적합도 함수는 목적함수 및 벌칙함수로 나타낸 무제약 함수값의 조합으로 구성하였다. 목적함수로는 강골조 구조물의 총중량을, 제약조건으로는 하중-저항능력, 사용성, 연성도, 그리고 시공성 등에 관한 기준을 사용하였다. 제시한 이산최적설계 방법의 적합성을 입증하기 위해 본 연구의 최적설계결과를 강접 접합부를 갖는 강골조 구조물의 최적설계결과와 비교하였다.

2. 강골조 구조물의 개선소성힌지해석

2.1 기하학적 비선형 모델링

보-기둥 요소의 기하학적 비선형성을 고려하기 위하여 안정함수를 사용한다(Chen & Lui, 1987). 그림 1과 같이 축력과 휨모멘트를 받고 있는 기하학적 비선형성을 고려한 보-기둥 요소의 힘-변위 관계식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} M_A \\ M_B \\ P \end{bmatrix} = \frac{EI}{L} \begin{bmatrix} S_1 & S_2 & 0 \\ S_2 & S_1 & 0 \\ 0 & 0 & A/I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_A \\ \theta_B \\ e \end{bmatrix} \quad (1)$$

여기서, M_A 및 M_B 는 각각 절점 A 및 절점 B에서의 휨모멘트, P 는 축력, θ_A 및 θ_B 는 절점 A 및 B에서의 회전변위, e 는 축방향 변위, A , I , L , 그리고 E 는 각각 보-기둥 요소의 단면적, 단면 2차 모멘트, 부재길이, 그리고 탄성계수를 나타낸다. 또한 S_1 및 S_2 는 보-기둥 요소의 안정함수로서, 다음과 같다.

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

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

여기서, $\rho = P/(\pi^2EI/L^2)$ 이고, P 는 양일때 인장이다.

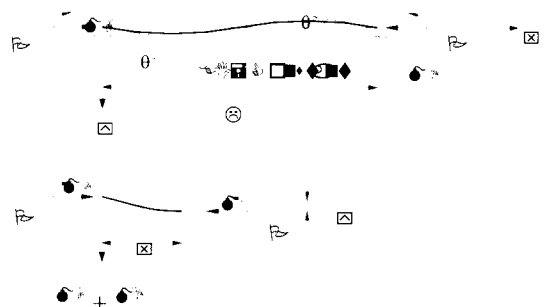


그림 1. 양 끝단의 모멘트와 축력을 받는 보-기둥 부재

2.2 점진적인 소성화 모델링

부재의 끝단은 하중의 증가로 인하여 탄성거동 구간을 지나 소성거동을 하게 되며, 부재의 끝단에서 소성힌지가 발생한다. 따라서 부재의 거동에서 이 같은 변화를 반영하기 위하여 요소의 힘과 변형과의 관계를 도출하여야 한다. 또한 부재의 잔류응력, 초기 불완전성, 반강접 접합부 등이 구조물의 거동에 영향을 미치므로 이를 감안한 소성화 모델링이 필요하다.

2.2.1 잔류응력에 의한 강성감소

재료의 비선형성은 잔류응력에 의한 결과이다. CRC 접선 탄성계수(Galambos, 1988)는 양단의 소성힌지 사이에 축력이 작용할 때 길이 방향에 따라 잔류응력에 의한 단면의 점진

적 항복을 설명하기 위해 도입된 변수이다. 이것은 잔류응력의 영향을 고려하기 위해서 매번 변화하는 새로운 단면2차 모멘트를 구하는 것보다는 탄성계수를 감소시켜 단면의 탄성 구간의 감소를 추적하는 것이 더 쉽기 때문에 사용한다. CRC 접선탄성계수는 식 (3)과 같다.

$$E_t = 1.0E \quad \text{for } P \leq 0.5P_y \quad (3a)$$

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

여기서 E는 초기탄성계수이며 Py는 축방향 항복강도이다.

2.2.2 소성헌지에 의한 강성감소

개선소성헌지해석에서는 요소 끝단의 힘이 미리 정의된 초기 항복함수를 초과한 후 요소의 강성은 주어진 함수에 따라 점진적으로 감소하는 것으로 가정한다. 초기 항복점에서의 탄성강성으로부터 완전 소성헌지가 생성될 때까지의 강성의 점진적 변화를 나타내기 위하여 요소의 증분의 힘-변위 관계는 다음과 같이 나타낸다(Liew 등, 1993).

$$\begin{bmatrix} \Delta M_A \\ \Delta M_B \end{bmatrix} = \frac{E_t I}{L} \begin{bmatrix} S_{ii} & S_{ij} \\ S_{ji} & S_{jj} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_A \\ \Delta \theta_B \end{bmatrix}$$

$$= \frac{E_t I}{L} \begin{bmatrix} \eta_A [S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_B)] & \eta_A \eta_B S_2 \\ \eta_A \eta_B S_2 & \eta_B [S_1 - \frac{S_2^2}{S_1} (1 - \eta_A)] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_A \\ \Delta \theta_B \end{bmatrix} \quad (4)$$

여기서, η_A 및 η_B 는 각각 A점 및 B점에서 소성화 영향과 관련된 요소의 점진적 비탄성 강성감소를 고려하기 위한 식 (5)와 같이 표현되는 스칼라 계수로, 그 값이 1이면 완전 탄성, 0과 1 사이의 값이면 부분적인 소성, 0이면 완전소성(소성헌지 발생)을 나타낸다.

$$\eta = 1 \quad \text{for } \alpha \leq 0.5 \quad (5a)$$

$$\eta = 4\alpha(1 - \alpha) \quad \text{for } \alpha > 0.5 \quad (5b)$$

여기서, α 는 요소 단부의 M과 P의 크기로부터 측정되는 힘의 상태를 나타내는 매개변수로서, AISC-LRFD(1986, 1994, 2001)의 축력-모멘트 상관식으로 나타내었다.

$$\alpha = \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \cdot \frac{M}{M_p} \quad \text{for } \frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M}{M_p} \quad (6a)$$

$$\alpha = \frac{P}{2P_y} + \frac{M}{M_p} \quad \text{for } \frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M}{M_p} \quad (6b)$$

여기서 Mp는 소성모멘트이다.

2.2.3 기하학적 불완전성

기하학적 불완전성은 부재의 생산과정에서나 구조물 건설시에 발생하는 것으로, 그 형태에는 부재가 완전히 곧지 못해서 발생하는 경우와 완벽하게 구조물을 수직으로 세울 수 없어서 발생하는 경우로 나눌 수 있다. 이러한 기하학적 불완전성을 감안하기 위해 본 논문에서는 감소접선탄성계수법(Kim, 1996)을 사용하였다. 감소접선탄성계수법은 횡방향 변위의 방지 유무와는 상관없이 CRC 접선탄성계수값을 85%로 감소시켜 기둥 부재를 설계하는 방법이다. 이 방법은 다른 방법에 비하여 적용이 간편하고 기하학적 불완전성에 의한 변형 방향을 결정하지 않아도 된다는 장점이 있다.

2.2.4 접합부의 비선형성

접합부의 거동은 휨모멘트-회전각의 관계로 나타낼 수 있다(그림 2). 반강접 접합부에 대한 방대한 실험을 통해 많은 휨모멘트-회전각 관계가 제안되었으나, 본 연구에서는 현재까지 제안된 여러 접합부 모델 중, Kish와 Chen(1990)이 제안한 식 (7)과 같은 "Three Parameter Power Model"을 사용하였다. 여기서 세가지 인자는 접합부 초기강성 R_{ki} , 극한휨모멘트 M_u , 그리고 형상계수 n으로 구성된다.

$$m = \frac{\theta}{(1 + \theta^n)^{1/n}} \quad \text{for } \theta > 0, m > 0 \quad (7)$$

여기서, $m = M/M_u$, $\theta = \theta_r/\theta_o$ ($\theta_o = M_u/R_{ki}$ = 소성회전 기준각, θ_r = 휨모멘트 M에 대응하는 회전각)이다. 접합부에 하중이 재하되면 임의의 회전각 θ_r 에서 접합부의 접선탄성 R_{kr} 는 다음과 같이 구한다.

$$R_{kr} = \frac{dM}{d|\theta_r|} = \frac{M_u}{\theta_o(1 - \theta^n)^{1+1/n}} \quad (8)$$

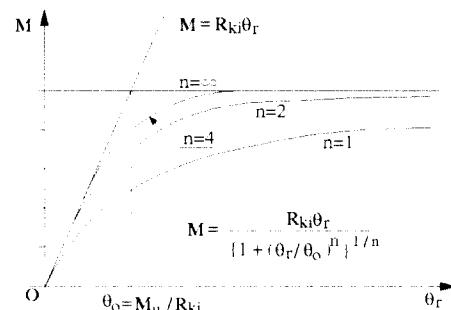


그림 2. 접합부의 휨모멘트-회전각 거동

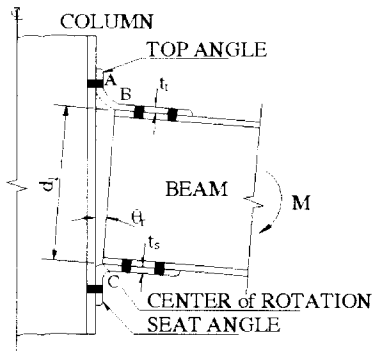
Power 모델을 실용적으로 사용하기 위해서는 임의의 반강

접 결합부의 종류를 결정하고 그에 상응하는 세인자를 구하여야 한다. 본 연구에서는 여러 가지 반강접 결합부 중 대표적인 형태인 (1)상하부 L형강 접합형식과 (2)상하부 및 복부 L형강 접합형식만 고려하였다. 그림 3의 상하부 L형강 접합형식의 경우 결합부의 초기강성 R_{ki} 와 극한휨모멘트 M_u 는 그림 3(b)와 같이 가정된 파괴기구로부터 간단한 역학개념을 이용하여 구하면 다음과 같다 (Kish & Chen, 1990)

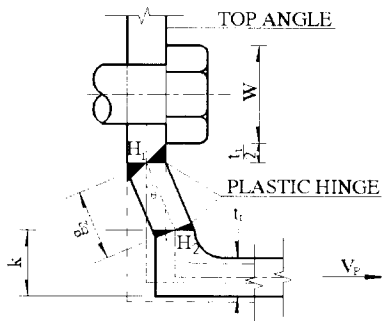
$$R_{ki} = \frac{3EI}{1 + (0.78t_i^2/g_1^2)} \frac{d_i^2}{g_1^3} \quad (9)$$

$$M_u = M_{os} + M_p + V_p d_2 \quad (10)$$

여기서, EI 는 기둥면에 접한 L형강각(leg)의 휨강성, d_i 는 상하부 L형강각의 중심간 거리, t_i 는 상부 L형강의 두께, $g_1 = g_i - D/2 - t_i/2$ (리벳의 경우 $D = d_b$, 볼트의 경우 D 는 너트의 직경 W , g_i 는 상부 L형강의 뒤꿈치에서부터 볼트(리벳) 중심까지의 거리), M_{os} 는 점 C에서의 소성 휨모멘트 능력, M_p 는 상부 L형강의 점 H2에서 소성 휨모멘트 능력, V_p 는 소성 전단력, 그리고 $d_2 = d + t_s/2 + k$ 이다.



(a) 탄성상태에서의 변형형상



(b) 극한상태에서의 파괴기구

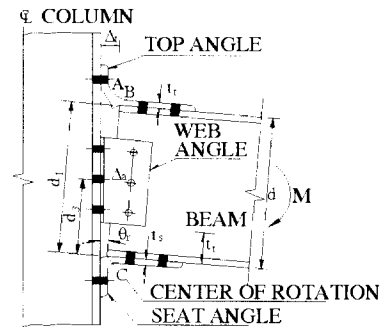
그림 3. 상하부 L형강 반강접 결합부

그림 4에서 보는 바와 같이 상하부 및 복부 L형강접합의 경우 결합부의 초기 강성 R_{ki} 및 극한모멘트 M_u 는 다음과 같다.

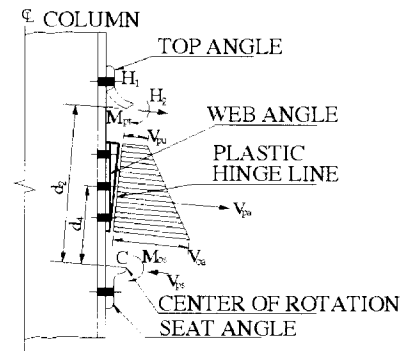
$$R_{ki} = \frac{3EI_t d_1^2}{g_1(g_1^2 + 0.78t_t^2)} + \frac{6EI_a d_3^2}{g_3(g_3^2 + 0.78t_s^2)} \quad (11)$$

$$M_u = M_{os} + M_{pt} + V_{pt} d_2 + 2V_{pa} d_1 \quad (12)$$

여기서, EI_t 및 EI_a 는 각각 기둥에 접한 상부 L형강각 및 복부 L형강의 휨강성, $d_3 = d + t_s/2$, W 는 너트의 직경, $g_3 = g_c - W/2 - t_a/2$ (g_c 는 복부 L형강 뒤꿈치에서부터 볼트 중심까지의 거리, t_a 는 상부 L형강의 두께), M_{pt} 는 상부 L형강의 극한모멘트, V_{pt} 는 소성힌지에 작용하는 전단력, $d_1 = d_a(2V_{pu} + V_{oa})/3(V_{pu} + V_{oa}) + l_1 + t_s/2$ (V_{pu} 는 복부 L형강의 상단 전단력, V_{oa} 는 복부 L형강의 하단 전단력, l_1 는 복부 L형강의 하단에서부터 보의 압축플랜지까지의 거리), 그리고 V_{pa} 는 소성전단력의 합력이다. 마지막으로 형상 계수 n 은 Kish와 Chen(1990) 등이 개발, 제안한 표 1에서 보는 바와 같은 공식을 사용하여 구한다.



(a) 탄성상태에서의 변형형상



(b) 극한상태에서의 파괴기구

그림 4. 상하부 및 복부 L형강 반강접 결합부

표 1 형상계수 n의 실험공식

접합종류	n	
상하부 L형강 접합	$2.003 \log_{10} \theta_0 + 6.070$	for $\log_{10} \theta_0 > -2.880$
상하부 및 복부 L형강 접합	$1.398 \log_{10} \theta_0 + 4.631$	for $\log_{10} \theta_0 > -2.721$
	0.302	for $\log_{10} \theta_0 < -2.880$
	0.827	for $\log_{10} \theta_0 < -2.721$

양단이 반강접된 보-기둥 요소의 증분의 힘-변위 관계는 식 (4)로부터 다음과 같이 수정된다.

$$\begin{bmatrix} \Delta M_A \\ \Delta M_B \\ \Delta P \end{bmatrix} = \frac{E_t I}{L} \begin{bmatrix} S_{ii}^* & S_{ij}^* & 0 \\ S_{ij}^* & S_{jj}^* & 0 \\ 0 & 0 & A/I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_A \\ \Delta \theta_B \\ \Delta e \end{bmatrix} \quad (13)$$

여기서,

$$S_{ii}^* = (S_{ii} + \frac{E_t I S_{ij} S_{ij}}{LR_{ktB}} - \frac{E_t I S_{ij}^2}{LR_{ktB}}) / R^* \quad (14a)$$

$$S_{jj}^* = (S_{jj} + \frac{E_t I S_{ij} S_{ij}}{LR_{ktA}} - \frac{E_t I S_{ij}^2}{LR_{ktA}}) / R^* \quad (14b)$$

$$S_{ij}^* = S_{ij} / R^* \quad (14c)$$

$$R^* = \left(1 + \frac{E_t I S_{ii}}{LR_{ktA}} \right) \left(1 + \frac{E_t I S_{jj}}{LR_{ktB}} \right) - \left(\frac{E_t I}{L} \right)^2 \frac{S_{ij}^2}{R_{ktA} R_{ktB}} \quad (14d)$$

여기서, R_{ktA} 및 R_{ktB} 는 각각 접합부 A와 B의 접합부 휨 강성이며, S_{ii} , S_{ij} , 그리고 S_{jj} 는 식 (4)에서 나타낸 바와 같다.

3. 유전자 알고리즘과 최적설계문제의 형성

3.1 유전자 알고리즘

유전자 알고리즘은 다윈의 자연진화 법칙인 적자생존과 자연선택의 원리를 토대로 정립된 최적화 알고리즘이다. 일반적으로 유전자 알고리즘은 선택(selection), 교배(crossover), 돌연변이(mutation)와 같은 탐색과정을 통해 현 세대의 개체(이진코드)들보다 더 높은 적합도를 가지는 개체들로 다음 세대를 구성하며, 전 탐색영역에 대해서 종료조건(최대적합도를 가지는 개체를 선택)을 만족할 때까지 위 과정을 반복적으로 수행한다. 본 연구에서는 Halland(1975)가 개발한 단순 유전자 알고리즘과 거의 유사하나 돌연변이 과정이 없으며 일

점교배 확률을 1.0으로 두고 교배 후 새로이 생성된 모집단에 대해 수렴되었는지를 검토하는 마이크로 유전자 알고리즘 (Krishnakumar, 1989)을 사용하였다.

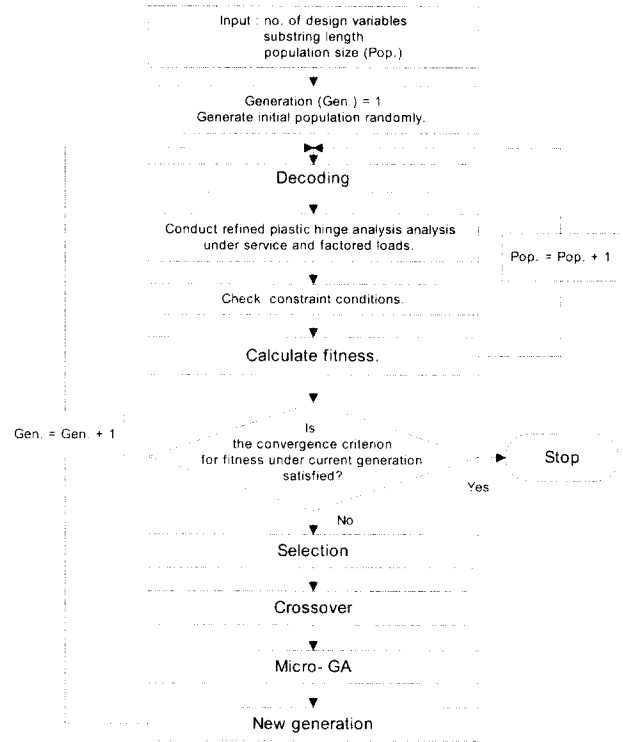


그림 5. 유전자 알고리즘과 개선소성힌지해석을 이용한 반강접 강골조 구조물의 최적설계 알고리즘

본 연구의 개선소성힌지해석과 유전자 알고리즘을 접목시킨 최적설계 절차는 다음과 같으며, 이는 그림 5에 나타나 있다.

- (1) 주어진 문제에 적합한 유전자 알고리즘 제어 파라메타를 선정한다. 선정할 파라메타들은 집단의 크기, 설계변수의 수, 교배 확률 등이 있다. 마이크로 유전자 알고리즘의 적용 시 교배는 일점교배로 고정하고 돌연변이는 시키지 않는다.
- (2) 난수를 발생시켜 이진코드화된 개체들을 생성, 개체군(초기세대, 다음세대)을 임의로 만든다. 이때 십진수로 번호를 매긴 256개(2의 8승개)의 AISC WF형강 자료를 사용하므로 한 개체의 염색체는 n개의 이산설계변수에 8을 곱한 수의 비트로 구성된다.
- (3) 이진수로 표현한 한 개체로부터 각 WF형강 즉 설계변수의 번호를 십진수로 변환하고, 형강 자료로부터 개선소성힌지해석을 위한 입력자료를 만든다.
- (4) 사용하중 상태와 계수하중 상태에서 개선소성힌지해석을 수행한다. 그리고 해석결과를 근거로 하중-저항능력, 사용성, 연성도, 시공성에 관한 제약조건을 검토한다.

- (5) 목적함수와 벌칙함수의 조합으로 구성되는 적합도 함수로부터 각 개체(부재 조합)들의 적합도를 계산한다.
- (6) 최대적합도를 가지는 개체를 선정하고, 종료조건을 만족하는지 확인한다.
- (7) 종료조건을 만족하지 않으면 선택 및 교배를 통하여 다음 세대의 집단을 생성시키고, 과정 ②로 돌아간다.

3.2 최적설계문제의 형성

3.2.1 적합도 함수

유전자 알고리즘을 이용한 최적설계에서는 부재조합이 주어진 조건에 어느 정도 적합한가를 측정하기 위하여 적합도 함수를 사용한다. 본 연구에서는 적합도 함수로 Camp 등 (1998)이 제안한 식을 사용하였는데, 이들이 제안한 i 개체의 적합도 함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_i = \frac{P_{\max} - (P_{\min} / \xi)}{P_i - (P_{\min} / \xi)} \quad (15)$$

여기서, P_{\max} 와 P_{\min} 은 각각 현 세대에서 무제약 함수의 최대값과 최소값을 나타내고, $\xi (=1.01)$ 는 수정계수를 나타낸다. 또한 P_i 는 i 개체의 무제약 함수값을 나타내는 것으로 다음과 같다.

$$P_i = OBJ \times \left(1 + C \sum_{i=1}^m v_i\right) \quad (16)$$

여기서, C 는 상수, m 은 제약조건의 총 수이다. 또한 OBJ 는 목적함수로서 식 (17)과 같으며, v_i 는 Pezeshk 등 (2000)이 제안한 벌칙함수로서 식 (18)과 같다.

$$OBJ = \sum_{i=1}^{N_c} A_i L_i \rho_i \quad (17)$$

$$v_i = \begin{cases} 0 & \text{if } g(t) \leq 0 \\ g(t) & \text{if } 0 < g(t) \leq 1.0 \\ g(t)^2 & \text{if } g(t) > 1.0 \end{cases} \quad (18)$$

여기서, N_c 는 부재의 총수를 나타내며, A_i , L_i , ρ_i 는 각각 부재의 길이, 단면적, 강재의 단위중량을, 그리고 $g(t)$ 는 제약조건을 나타낸다.

3.2.2 제약조건

본 연구에서는 네 가지 제약조건, 즉 강골조 구조물의 하중-저항능력, 사용성, 연성도, 그리고 시공성 등에 관한 제약조건을 고려하였다. 제약조건식은 벌칙함수를 무차원의 값으로

나타내기 위해 다음과 같은 형태로 취하였다.

$$g(i) = \frac{\text{계산 값}}{\text{제한 값}} - 1.0 \quad (19)$$

만약 제약조건을 위반하면 $g(i)$ 는 양의 값을, 위반하지 않으면 음의 값 또는 0을 가진다. 제약조건식 중에서 AISC-LRFD기준식(USCS단위, 2001)들은 많은 계수값들을 포함하고 있으므로 단위변환을 하지 않고 기준식 그대로 표기하였다.

1) 하중-저항능력에 관한 제약조건

하중-저항능력에 관한 제약조건으로 임계하중 및 전단에 관한 조건을 고려하였다. 강골조 구조물의 파괴는 설계하중보다 큰 하중상태에서 발생해야 하는데, 이 조건은 다음의 식 (20)으로 표현할 수 있다.

$$g(1) = \frac{1}{\lambda} - 1.0 \quad (20)$$

여기서, 임계하중계수 λ 는 강골조 구조물에 파괴기구가 형성되었을때의 임계하중과 설계하중의 비를 말하는 것으로, 설계하중보다 큰하중에서 구조물의 파괴될 때 λ 는 1보다 큰 값을 갖는다. 개선소성인지해석의 정식화에서 보-기둥 요소 축력과 모멘트만을 받는 부재로 모델링 하였으므로, 각 보-기둥 요소의 전단강도에 관한 검토조건이 필요하다. 전단강도에 관한 제약조건식은 다음과 같다.

$$g(2) = \frac{V_u}{\phi_v V_n} - 1.0 \quad (21)$$

여기서, V_u 및 $\phi_v (=0.85)$ 는 각각 극한전단하중 및 전단강도감소계수이며, V_n 는 공칭전단강도로서 AISC-LRFD (2001)에서는 다음과 같이 제안하고 있다.

$$V_n = 0.6 F_y A_w \quad \text{for } \frac{h}{t_w} \leq 2.45 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (22a)$$

$$V_n = 0.6 F_y A_w \frac{2.45 \sqrt{\frac{E}{F_y}}}{h/t_w} \quad \text{for } 2.45 \sqrt{\frac{E}{F_y}} < \frac{h}{t_w} \leq 3.07 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (22b)$$

$$V_n = \frac{4.52 A_w E}{(h/t_w)^2} \quad \text{for } 3.27 \sqrt{\frac{E}{F_y}} < \frac{h}{t_w} \leq 260 \quad (22c)$$

여기서, F_y 및 E 는 각각 WF형강의 항복응력 및 탄성계수이며, A_w , t_w 그리고 h 는 각각 복부의 단면적, 복부의 두께, 그리고 복부 플랜지의 높이를 나타낸다.

2) 연성도에 대한 제약조건

부재단면이 소성모멘트 단계에 도달하기 위해서는 부재단면에서의 적절한 회전능력이 필요하다. 이를 위해서는 부재에 횡비틀림 좌굴이 발생되지 않도록 적절히 횡지지되고 국부좌굴이 발생되지 않도록 부재단면이 조밀단면이어야 한다. 개선소성힌지해석에서는 여러 개의 소성힌지로 인한 파괴기구가 형성될 때까지 부재단면이 소성모멘트를 받을 수 있다고 가정하였다. 따라서 부재 선택시 국부좌굴과 횡비틀림 좌굴이 일어나지 않는 단면을 선택하여야 한다. 조밀단면에 대한 제약조건은 다음과 같다.

$$g(3) = \frac{b_f/2t_f}{(b_f/2t_f)_{limit}} - 1.0 \quad (23)$$

$$g(4) = \frac{h/t_w}{(h/t_w)_{limit}} - 1.0 \quad (24)$$

여기서, b_f 및 t_f 는 각각 WF형강의 플랜지의 폭 및 두께이며, h 및 t_w 는 각각 복부의 폭 및 두께이다. AISC-LRFD(2001)의 플랜지의 폭 대 두께 비의 한계값 $(b_f/2t_f)_{limit}$ 과 복부의 폭 대 두께 비의 한계값 $(h/t_w)_{limit}$ 은 다음과 같다.

$$\left(\frac{b_f}{2t_f}\right)_{limit} = 0.38\sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (25a)$$

$$\left(\frac{h}{t_w}\right)_{limit} = 3.76\sqrt{\frac{E}{F_y}}\left(1 - \frac{2.75P_u}{\phi_b P_y}\right) \quad \text{for } \frac{P_u}{\phi_b P_y} \leq 0.125 \quad (25b)$$

$$\left(\frac{h}{t_w}\right)_{limit} = 1.12\sqrt{\frac{E}{F_y}}\left(2.33 - \frac{P_u}{\phi_b P_y}\right) \geq 1.49\sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad \text{for } \frac{P_u}{\phi_b P_y} > 0.125 \quad (25c)$$

여기서, P_u 및 P_y 는 각각 소요축방향강도 및 항복강도이며, F_y , E , 그리고 $\phi_b (=0.9)$ 는 각각 WF형강의 항복응력, 탄성계수, 그리고 휨강도감소계수를 나타낸다.

횡비틀림좌굴을 방지하기 위해서는 다음의 제약조건식을 만족하여야 한다.

$$g(5) = \frac{L}{L_{limit}} - 1.0 \quad (26)$$

여기서, L 은 부재의 길이를 나타내며, L_{limit} 은 소성설계 시 부재의 비지지 길이 L_{pd} 를 말한다. L_{pd} 는 압축플랜지가 인장플랜지 보다 크거나 같은 WF형강 단면의 주축에 대해 휨 경우 다음 식을 사용한다 (AISC-LRFD, 2001).

$$L_{pd} = \left[0.12 + 0.076\left(\frac{M_1}{M_2}\right)\right]\left(\frac{E}{F_y}\right)r_y \quad (27)$$

여기서, M_1/M_2 는 모멘트가 복곡률을 일으킬 때 양이고 단곡률의 경우 부의 값이다. 또한 $r_y (= \sqrt{I_y/A})$ 은 면외좌굴면에 대한 회전반경이다.

개선소성힌지해석에서는 보-기둥 요소의 모델링 시 면외변형에 대해 충분히 브레이싱된 것으로 가정한다. 따라서 면외좌굴 방지를 위한 제약조건식은 다음과 같다.

$$g(6) = \frac{P_u}{\phi_c P_{ny}} - 1.0 \quad (28)$$

여기서, P_u 및 $\phi_c (=0.85)$ 는 각각 극한축방향하중 및 축방향 강도감소계수이며, P_{ny} 는 공칭축방향강도로서 다음과 같다(AISC-LRFD, 2001).

$$P_{ny} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right)F_y \quad \text{for } \lambda_c > 1.5 \quad (29a)$$

$$P_{ny} = (0.658^{\lambda_c})F_y \quad \text{for } \lambda_c \leq 1.5 \quad (29b)$$

여기서, 세장비 $\lambda_c (= \frac{KL}{r_y \pi} \sqrt{\frac{F_y}{E}}$, $r_y = \sqrt{\frac{I_y}{A}}$)에서 유효 길이계수 K 값은 횡방향 변위가 방지된 경우의 0.5를 사용해야되나, 본 연구에서는 보수적인 설계를 위해 횡방향 변위가 방지되지 않은 경우의 1.0을 취하였다.

3) 사용성에 대한 제약조건

ASCE Ad Hoc 위원회(1986)와 Ellingwood(1989)가 제안한 활하중에 의한 보 부재의 처짐 δ_v 의 한계값 $\delta_{v,limit}$ ($= L/360$, L (in)은 보의 길이)과 풍하중에 의한 횡방향 층간변위 δ_h 의 한계값 $\delta_{h,limit}$ ($= h/300$, h (in)는 층의 높이)를 변위제약 기준으로 사용하였으며, 이를 제약조건식으로 나타내면 다음과 같다.

$$g(8) = \frac{\delta_v}{\delta_{v,limit}} - 1.0 \quad (30)$$

$$g(9) = \frac{\delta_h}{\delta_{h,limit}} - 1.0 \quad (31)$$

또한 AISC-LRFD에서는 소성힌지 개념을 이용한 구조해석 시 사용하중 상태에서 소성힌지가 생성되지 않도록 제한하고 있다. 따라서 이에 대한 제약조건식은 다음과 같다.

$$g(10) = \frac{1}{\lambda_{1st}} - 1.0 \quad (32)$$

여기서, λ_{1st} 는 첫 번째 힌지가 생성될 때의 하중을 사용 하중으로 나눈 값이다.

4) 시공성에 대한 제약조건

본 연구에서는 모든 기둥 부재들의 깊이 d_c 는 28cm 보다 커야 하며 보와 기둥의 접합부에서 보의 플랜지 폭 b_{bf} 가 기둥의 플랜지 폭 b_{cf} 보다 작아야 한다는 시공성에 관한 다음과 같은 제약조건을 추가하였다(Pezeshk 등, 2000; 윤영목과 김병헌, 2004).

$$g(11) = \frac{28}{d_c} - 1.0 \tag{33}$$

$$g(12) = \frac{b_{bf}}{b_{cf}} - 1.0 \tag{34}$$

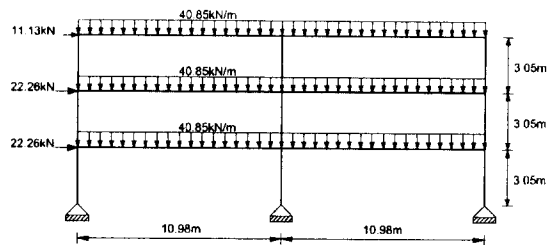
4. 설계 예

본 연구에서는 유전자 알고리즘과 개선소성힌지해석 방법을 접목시킨 반강접 강골조의 이산최적설계 방법을 제시하였다. 또한 이 방법을 이용하여 평면 강골조의 최적설계를 수행하였으며, 그 결과를 본 연구의 방법과 동일한 방법을 강접 접합부를 갖는 강골조에 적용하여 얻은 기존의 최적설계 연구 결과(윤영목과 김병헌, 2004)와 비교, 분석하였다. 설계 예제에 사용된 강재는 A36의 AISC- LRFD 256개 WF형강 부재이다. 증분하중은 작용하중의 1/20로 취하였으며, 설계 집단의 크기는 50으로, 그리고 교배확률은 1.0로 선정하였다. 유전자 알고리즘을 이용한 최적설계 시, 발생하는 난수에 따라서 설계 결과들이 다르게 나타날 수 있으므로 난수를 3회 발생시켜 각각 3회의 최적설계를 수행하였다.

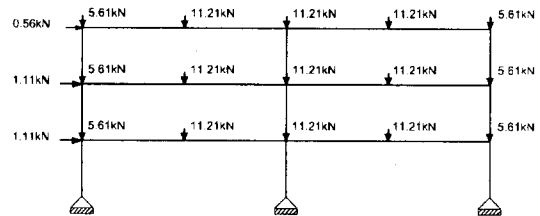
4.1 3층 2경간 반강접 강골조 구조물

그림 6과 같은 3층 2경간 강골조 구조물은 접합부의 형식이 최적설계 결과에 미치는 영향을 분석하기 위해 선정한 모델이다. 구조물에 작용시킨 등가계수하중은 그림 6(b), 개선소성힌지해석 모델은 그림 6(c), 그리고 부재 및 접합부의 종류를 나타내는 설계 모델은 그림 6(d)와 같다. 이 구조물의 최적설계 시 접합부 형식을 상하부 L형강 반강접 접합부(그림 3)와 상하부 및 복부 L형강 반강접 접합부(그림 4)의 두 종류로 나누었다. 또한 256개의 이산단면이 불러올 때마다 접합부 상세도 자동으로 변화도록 프로그램하였다. 반강접 접합부의 설계를 단순화하기 위하여, 그림 7에서의 t_1 및 t_2 는 보 플랜지의 두께로, l_1 및 l_2 는 보 플랜지 폭으로, k_1 및 k_2

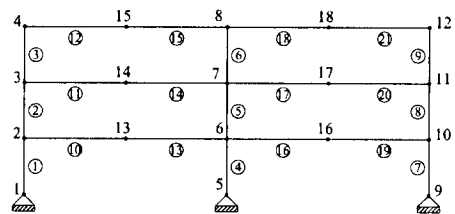
는 필렛의 끝단에서 각각 상, 하부 L형강의 뒷꿈치까지의 거리로서 $2t_1$ 로, g_1 , g_2 그리고 g_a 는 $2k_1$ 로, l_a 는 $0.6d_o$ 로, 그리고 W 는 3.81 cm로 취하였으며, 항복강도 및 탄성계수가 각각 $F_y = 2.53 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ 및 $E = 2.04 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ 인 접합부 재료를 사용하였다. 기존연구(윤영목과 김병헌, 2004)에서는 보가 지간의 1/6지점마다 보강이 되었다고 가정하였으며 최적설계 시 사용한 하중이 계수하중이었으므로, 최적설계 결과의 비교를 위해 본 예제에서는 연성도에 대한 제약조건(횡비틀림 좌굴, 면외 좌굴)은 기둥에 대해서만 적용하였으며 사용성에 대한 제약조건은 적용하지 않았다.



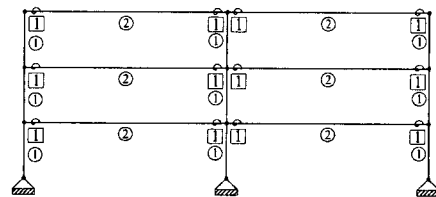
(a) 하중 및 기하학적 형상조건



(b) 증분의 등가계수하중



(c) 개선소성힌지해석 모델



(d) 접합부 설계 및 부재 설계 모델

그림 6. 3층 2경간 평면 강골조 구조물

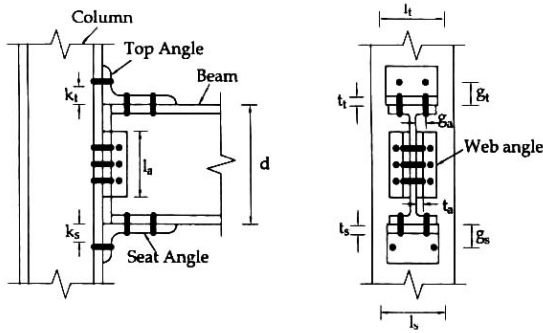
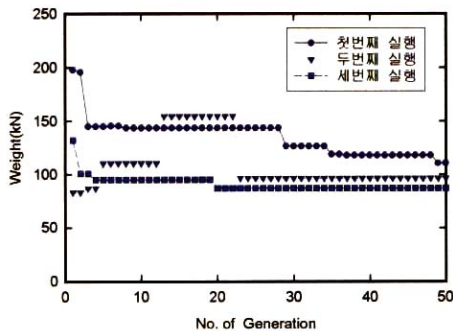
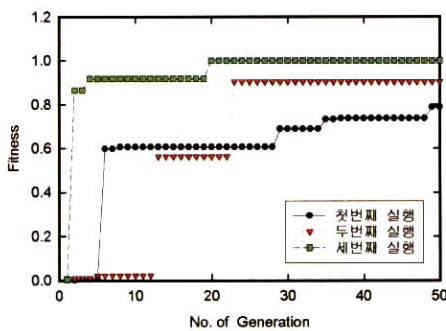


그림 7. 상하부 및 복부 L형강 반강접 접합부 상세

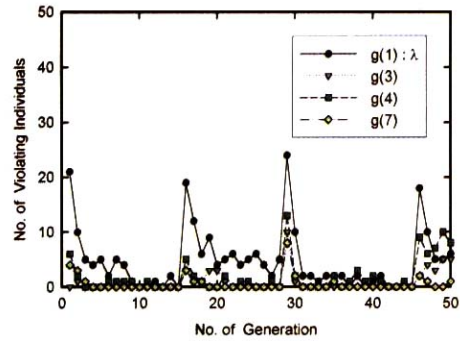
그림 8은 상하부 L형강 접합부일 때의 3층 2경간 강골조 구조물의 최적설계 결과를 나타낸 것이다. 그림 8(a) 및 8(b)는 각각 최적중량 및 적합도의 수렴과정을 보인 것으로, 최적중량 및 적합도가 세대수가 증가함에 따라 각각 감소 및 증가하는 것을 보여주고 있다. 3번의 최적설계를 실시한 결과, 첫 실행에서는 110.2kN, 두 번째 실행에서는 96.2kN, 세 번째 실행에서는 86.9kN의 중량을 얻었으며, 세 번째 실행 시 선택된 단면은 표 2와 같다. 강접합인 경우의 최적단면과 비교할 때 28%정도 더 큰 중량의 단면이 필요한 것으로 나타났다. 그림 8(c) 및 8(d)는 각 세대에서의 제약조건식 위반 개체수를 나타낸 것으로, 임계하중에 관한 제약조건 $g(1)$, 시공성에 관한 제약조건 $g(11)$ 및 $g(12)$ 가 단면선택에 가장 큰 영향을 주는 것으로 나타났다.



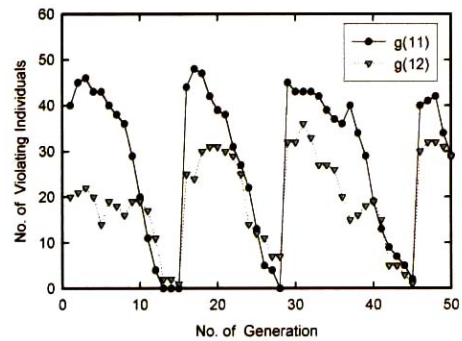
(a) 구조물 총중량-세대수 관계



(b) 적합도-세대수 관계



(c) 하중-저항능력 제약조건 위반 개체수



(d) 시공성 제약조건 위반 개체수

그림 8. 상하부 L형강 반강접 접합부를 갖는 3층 2경간 강골조 구조물의 최적설계 결과

상하부 및 복부 L형강 접합부 최적설계 결과의 전체적인 경향은 상하부 L형강 접합부와 비슷하나 이 접합부의 회전강성이 상하부 L형강 접합부의 것보다 더 강하므로 이 경우의 목적함수 값은 강접합 경우와 상하부 L형강 접합부 경우의 사이 값을 가지는 것으로 나타났다. 접합부 종류별로 최적설계된 모든 구조물의 임계하중계수는 표 2에서와 같이 1보다 큰 값을 보이므로, 이들 구조물은 극한하중에 대해 적절하게 저항하고 있음을 알 수 있다. 그림 9(a)는 접합부 종류별 최적중량의 변화과정을 나타낸 것이고, 그림 9(b)는 접합부 종류별로 선정된 최적단면을 갖는 3층 2경간 강골조 구조물의 4번 절점에서의 하중-수평변위 곡선을 개선소성인지해석으로부터 구한 것으로, 접합부의 강성이 작을수록 수평변위가 크게 나옴을 알 수 있다. 그림 9에서 TS&W는 상하부 및 복부 L형강 접합을 TS는 상하부 L형강 접합을 나타낸다. 접합부 종류별로 최종 결정된 최적단면치수는 표 2 및 표 3에 나타나 있다. 그림 10은 각 접합부 종류별로 최적설계된 단면을 이용하여 개선소성인지해석을 수행하였을 때 소성힌지가 생성되는 과정을 나타낸 것으로, 접합부 형식에 따라 소성힌지 생성과정이 상이하다는 것을 알 수 있다.

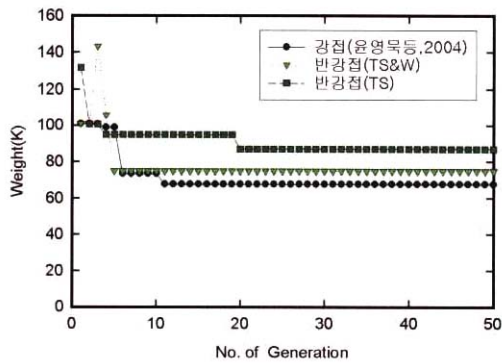
표 2. 3층 2경간 강골조 구조물의 최적설계 결과

집합부 종류 비교 내용	강접 (윤영목, 2004)	상하부 및 복부 L형강 접합 (본 연구)	상하부 L형강 접합(본 연구)
기둥 (1)	W10X54	W10X54	W10X54
보 (2)	W21X48	W24X55	W21X68
최적중량(kN)	67.7	74.8	86.9
임계하중계수 (λ)	1.074	1.036	1.010

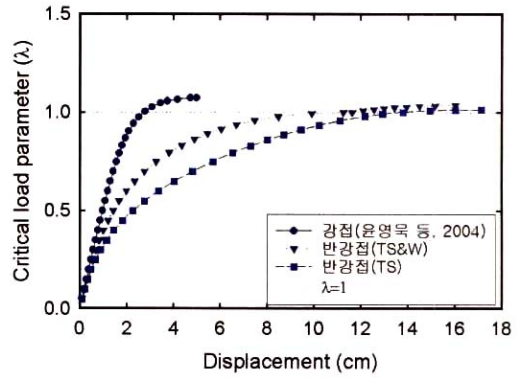
표 3. 3층 2경간 강골조 구조물의 접합부 최적설계 결과

집합부 종류 접합부 상세크기	상하부 및 복부 L형강 접합	상하부 L형강 접합
$l_t (=l_s)$ (cm)	17.80	21.00
$t_t (=t_s)$ (cm)	1.28	1.75
$k_t (=k_s)$ (cm)	2.56	3.51
d (cm)	59.94	53.59
$g_t (=g_s)$ (cm)	7.65	8.58
l_a (cm)	17.81	-
t_a (cm)	1.28	-
k_a (cm)	2.56	-
g_a (cm)	7.65	-
M_u (kN·m)	302.50	89.50
R_{ht} (MN·m/rad)	109.30	50.60
n	1.055	0.557

* W는 3.8(cm)로 고정하였습.

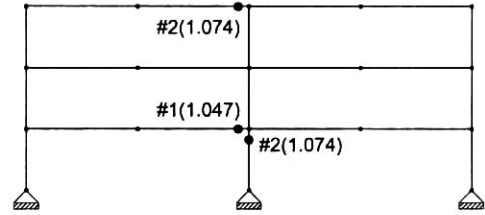


(a) 구조물 총중량-세대수 관계

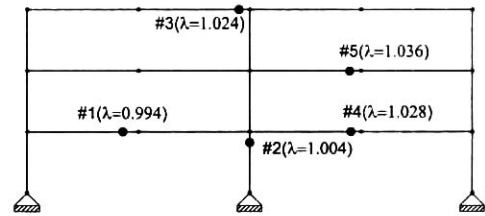


(b) 4번 절점의 하중-수평변위 관계

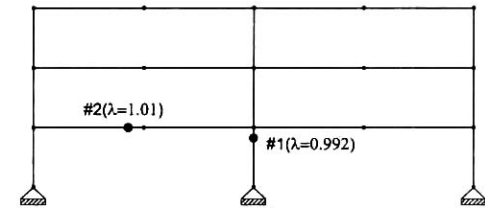
그림 9. 접합부 종류별 3층 2경간 강골조구조물의 중량 수렴과정과 하중-수평변위 관계



(a) 강접 접합부 (윤영목 등, 2004)



(b) 상하부 및 복부 L형강 반강접 접합부

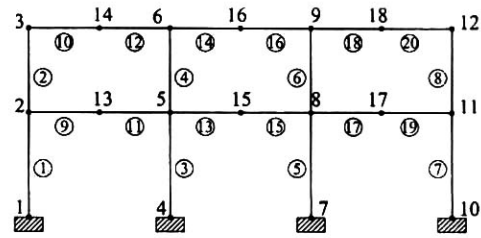


(c) 상하부 L형강 반강접 접합부

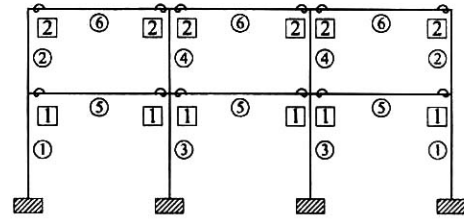
그림 10. 3층 2경간 강골조 구조물의 접합부 종류별 소성힌지 생성순서

4.2 2층 3경간 반강접 강골조 구조물

그림 11(a)와 같은 하중을 받고 있는 2층 3경간 반강접 강골조 구조물을 그림 11(b)와 같은 계수하중, 그림 11(c)와 같은 사용하중을 사용하여 최적설계하였다. 이 예제에서는 사용성에 관한 제약조건 g(8) 및 g(9)를 추가하였다. 세번의 다른 난수 발생기를 사용하여 최적설계된 각 접합부를 갖는 구조물의 최적중량 및 적합도의 수렴과정은 그림 12와 같다. 상하부 L형강 접합부와 상하부 및 복부 L형강 접합부로 모델링하여 최적설계한 결과는 표 4 및 표5와 같다. 강접합인 경우의 최적단면과 비교할 때 상하부 L형강 접합부는 28%정도, 상하부 및 복부 L형강 접합부는 10.5% 정도 더 많은 중량으로 최적설계되었다. 이 예제에서는 3층 2경간 구조물의 임계하중, 하중-저항 능력, 그리고 시공성 등에 관한 제약조건과 사용성에 관한 제약조건이 최적단면 선정에 가장 큰 영향을 주는 것으로 나타났다.

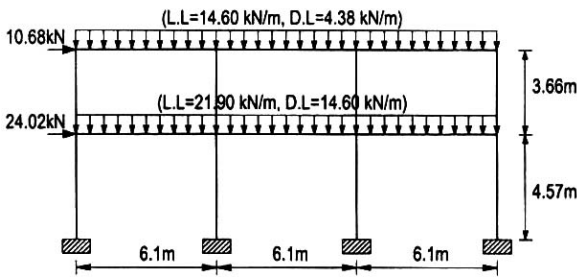


(d) 개선소성헌지해석 모델

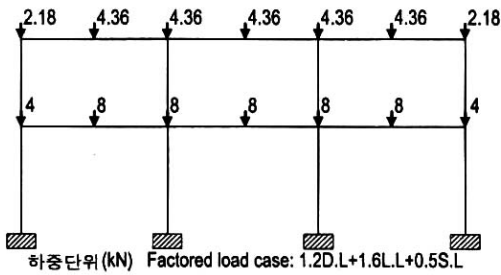


(e) 접합부 설계 및 부재 설계 모델

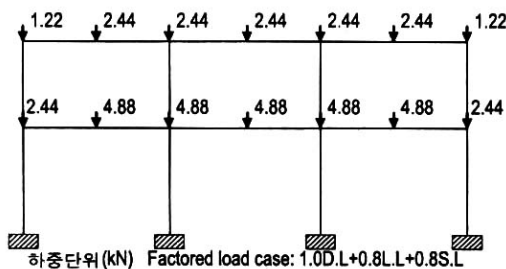
그림 11. 2층 3경간 평면 강골조 구조물



(a) 하중 및 기하학적 형상 조건



(b) 증분의 등가계수하중



(c) 증분의 사용하중

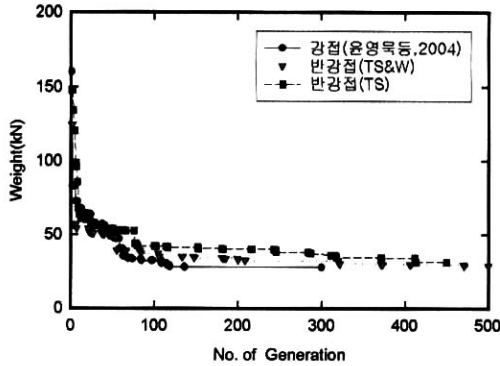
표 4. 2층 3경간 강골조 구조물의 최적설계 결과

접합부종류 비교내용	강접 (윤영목, 2004)	상하부 및 복부 L형강 접합 (본연구)	상하부 L형강 접합 (본연구)
기둥 (1)	W8X31	W14X30	W14X34
기둥 (2)	W8X31	W5X16	W10X22
기둥 (3)	W12X40	W12X35	W14X30
기둥 (4)	W8X28	W5X16	W12X26
보 (5)	W16X26	W18X35	W16X36
보 (6)	W12X19	W16X26	W14X30
최적중량 (kN)	27.91	28.46	31.35
임계하중계수 (λ)	1.136	1.345	1.186

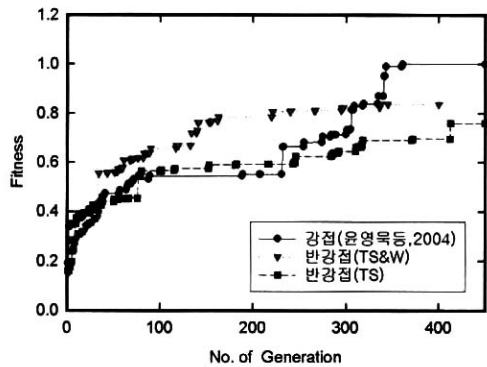
표 5. 2층 3경간 강골조 구조물의 접합부 최적설계 결과

접합부 상세크기	상하부 및 복부 L형강 접합		상하부 L형강 접합	
	1번 접합부	2번 접합부	1번 접합부	2번 접합부
$I_t (=I_s)$ (cm)	15.24	13.97	17.75	17.17
$t_t (=t_s)$ (cm)	1.07	0.86	1.09	0.99
$k_t (=k_s)$ (cm)	2.13	1.72	2.18	1.98
d (cm)	40.64	39.88	40.39	35.05
$g_t (=g_s)$ (cm)	7.21	6.81	7.26	7.06
I_a (cm)	26.97	23.93	-	-
t_a (cm)	0.76	0.64	-	-
k_a (cm)	1.52	1.27	-	-
g_a (cm)	6.60	6.35	-	-
M_p (kN · m)	97.80	55.90	44.60	30.70
R_{ki} (MN · m/rad)	24.90	11.70	17.20	10.30
n	1.266	1.406	0.892	1.012

* W는 3.8(cm)로 고정하였슴.



(a) 구조물 총중량-세대수 관계



(b) 적합도-세대수 관계

그림 12. 2층 3경간 강골조 구조물의 총중량 및 적합도 수렴과정

그림 13은 접합부 종류별로 최적단면을 갖는 2층 3경간 강골조 구조물의 15번 절점에서의 하중-수직변위 곡선을 개선소성힌지해석으로부터 구한 것으로, 모두 1보다 큰 임계하중계수를 보였으며 반강접 접합부의 경우가 강접 접합부의 경우에 비해 큰 수직변위를 보인다.

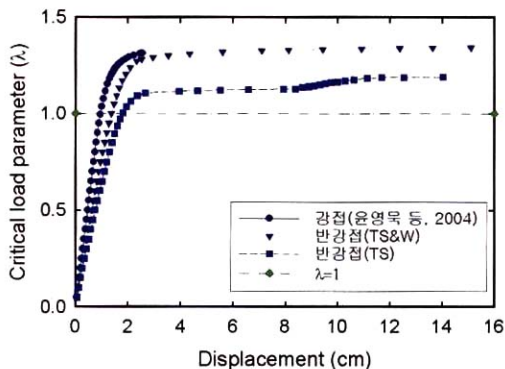


그림 13. 접합부 종류별 2층 3경간 강골조 구조물의 하중-수직변위 관계(15번 절점)

5. 결 론

본 연구에서는 유전자 알고리즘과 개선소성힌지해석 방법을 접목시킨 평면 반강접 강골조 구조물의 이산최적설계 알고리즘 및 프로그램을 개발하였다. 목적함수로는 구조물의 중량을, 제약조건으로는 하중-저항능력, 사용성, 연성도, 그리고 시공성에 관한 기준을 사용하였다. 본 연구에서 제시한 방법의 적합성을 강접 접합부를 갖는 강골조 구조물의 최적설계 결과와 비교하여 검증하였다. 본 연구의 최적설계 모델은 반강접 접합부를 갖는 강골조 구조물의 기하학적 및 재료적 비선형의 복합된 영향을 직접적인 방법으로 평가하여 최적설계를 가능케 하기 때문에 기존의 K-factor를 비롯한 개별부재의 강도검토를 필요로 하지 않으면서, 또한 반강접 접합부의 세부치수들도 결정하는 실용적인 강골조 구조물의 설계 방법이라 볼 수 있다. 그러나 최적설계 시간의 단축과 국부최적화 문제는 향후 해결할 과제이다.

감사의 글

본 연구는 2001년도 한국과학재단 목적기초연구 지원 (과제번호 R01-2001-00451-0) 으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- 김기홍(1999) 유전자 알고리즘과 인공 신경망을 이용한 강 뼈대 구조물의 이산화 최적설계, 박사학위논문, 경북대학교, 대구광역시
- 윤영목, 김병현(2004) 2차 비탄성해석과 유전자 알고리즘을 이용한 평면 강골조 구조물의 최적설계, 대한토목학회논문집, 24권 1호, pp 87-100.
- Al-Mashary, F. and Chen, W.F. (1991) Simplified Second-Order Inelastic Analysis for Steel Frames, *Journal of the Institute of Structural Engineers*, Vol. 59, pp. 395-399.
- AISC-LRFD(1986, 1994, 2001) Load and Resistance Factor Design Specifications for Structural Steel Buildings, 1st-3rd Eds., American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
- Attala, M.N., Deierlein, G.G., and McGuire, W. (1994) Spread of Plasticity: Quasi-Plastic-Hinge Approach. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 120, No. 8, pp. 2451-2473.

- Camp, C., Pezeshk, S., and Cao, G.(1998) Optimized Design of Two-dimensional Structures Using A Genetic Algorithm, *Journal of Structural Engineering*. ASCE, Vol. 124, No. 5, pp. 551-559.
- Chen, W.F. and Lui, E.M.(1986) Structural Stability-Theory and Implementation, Elsevier, New York, NY.
- Chen, W.F.(1996), Stability Design of Semi-Rigid Frames, John Wiley& Sons, Inc.
- Deirelein, G.G., Zhao, Y., and McGuire, W.(1991) A Discrete Model for Gradual Plastification and Nonlinear Connection Response in Three-dimensional Framed Structures, Annual Technical Session Preceedings, Structural Stability Research Council, Lehigh University, Bethlehem, PA. pp. 423-432.
- Ellingwood, B.(1989) Serviceability Guidelines for Steel Structures, *Engineering Journal*, Vol. 26, No. 1, pp. 1-8.
- Foley, C.M., Schinler, D., and Voss, M.S.(2001) Optimized Design of Fully and Partially Restrained Steel Frames Using Advanced Analysis and Objected-Oriented Evolutionary Computation, Research Report No. MUE-001-2001. Department of Civil and Environmental Engineering, Marquette University, Milwaukee, WI.
- Galambos, T V., Ed.(1988) Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 4th Ed., Wiley, New York, NY.
- Krishnakumar, K.(1989) Micro-genetic Algorithms for Stationary and Non-stationary Function Optimization, SPIE., Intelligent Control and Adaptive Systems, pp. 289-296.
- Kim, S.E. (1996) Practical Advanced Analysis for Steel Frame design, Ph.D Dissertation, Purdue University, West Lafayette, IN.
- King, W.S., and Chen, W.F.(1994) Practical Second-Order Inelastic Analysis of Semi-Rigid Frames, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 120, pp. 2156-2175.
- Kish, N. and Chen, W.F.(1990) Moment-rotation Relations of Semi-rigid Connections with Angles. *Journal of Structrual Engineering*. ASCE., Vol. 116, No. 7, pp. 1813-1834.
- Liew, J.Y.R., White, D.W., and Chen, W.F.(1993a) Second-Order Refined Plastic Hinge Analysis for Frame Design: Part I, *Journal of Structural Engineering*, ASCE., Vol. 119, No. 11, pp. 3196-3216.
- Liew, J.Y.R., White, D.W., and Chen, W.F.(1993b) Second-Order Refined Plastic Hinge Analysis for Frame Design: Part II, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 119, No. 11, pp. 3217-3237.
- Pezeshk, S., Camp, C.V., and Chen, D.(2000) Design of Nonlinear Framed Structures Using Genetic Optimization. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 3, pp. 382-388.
- Schinler, D.(2000) Design of Partially Restrained Steel Frames using Advanced Analysis and Objected-oriented Evolutionary Algorithm, MS Thesis, Marquette University, Milwaukee, WI.
- White, D.W.(1985) Material and Geometric Nonlinear Analysis of Local Planar Behavior in Steel Frames using Iterative Computer Graphics. M.S. Thesis, Cornell University, Ithaca, NY.
- White, D.W.(1993) Plastic-Hinge Methods for Advanced Analysis of Steel Frames. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 24, No. 2, pp. 121-152.
- (접수일자 : 2003. 11. 12 / 심사일 2003. 11. 21 / 심사완료일 2003. 12. 18)