

철골조를 위한 직접비탄성설계법의 적용

Application of Direct Inelastic Design for Steel Structures

엄태성¹⁾ · 박홍근²⁾

Eom, Tae Sung · Park, Hong Gun

요약: 본 연구에서는 선행 연구에서 개발된 강구조물에 대한 직접비탄성설계 방법을 설계실무의 활용성을 확대할 수 있도록 개선하였다. 그룹부재에 대한 설계, 불연속적인 단면 성능, 축력에 따른 휨재하능력의 변화, 접합방식에 따른 거동특성, 다중하중조건 및 성능기준 등 강구조물 설계실무의 제한조건을 고려하여 비탄성설계를 수행할 수 있는 방법을 개발하였다. 본 연구에서는 제안된 방법의 해석 및 설계절차를 정립하였고, 이를 적용한 컴퓨터 해석/설계 프로그램을 개발하였다. 전통적인 탄성설계와 제안된 직접비탄성설계법을 사용한 설계결과를 비교하였으며, 기존의 비선형해석프로그램을 이용하여 설계결과를 검증하였다. 비탄성 변형을 고려할 수 있는 제안된 설계법은 전통적인 탄성해석을 사용한 한계상태설계에 비하여 강재량을 절감하고, 구조물의 변형능력을 향상하였다. 제안된 설계방법은 비탄성 거동을 구조물의 설계에 직접 반영할 수 있으므로 설계에 편리하고 각 소성힌지의 변형을 제어함으로써 구조안전성을 확보하고 동시에 변형능력을 최대로 활용하는 설계를 수행할 수 있다.

ABSTRACT: In the present study, the Direct Inelastic Design (DID) for steel structures developed in the previous study was improved to expand its applicability. The proposed design method can perform inelastic designs that address the design characteristics of steel structures: Group member design, discrete member sizes, variation of moment-carrying capacity according to axial force, connection types, and multiple design criteria and load conditions. The design procedure for the proposed method was established, and a computer program incorporating the design procedure was developed. The design results from the conventional elastic method and the DID were compared and verified by the existing computer program for nonlinear analysis. Compared with the conventional elastic design, the DID addressing the inelastic behavior reduced the total weight of steel members and enhanced the deformability of the structure. The proposed design method is convenient because it can directly perform inelastic design by using linear analysis for secant stiffness. Also, it can achieve structural safety and economical design by controlling deformations of the plastic hinges.

핵심용어: 구조설계, 비탄성설계, 내진설계, 선형해석, 강구조

KEYWORDS: Structural Design, Inelastic Design, Seismic Design, Linear Analysis, Steel Structure

1. 서론

최근 활선강성에 대한 선형해석을 이용하여 강구조의 비탄성설계를 수행할 수 있는 직접비탄성설계법(Direct Inelastic Design)이 개발되었다.(박홍근·엄태성, 2004) 직접비탄성설계법은 각 부재의 소성힌지에서 활선강성을 가정하고 이 활선강성에 대한 선형해석을 수행하여 비탄성 강도와 변형을 직접적으로 결정하는 방법이다. (그림 1) 기존의 비선형설계법은 구조물에 대한 예비설계 후 복잡한 단계별 비선형해석을 수행하여 설계결과를 검증하는데 반하여, 직접비탄성

설계방법은 활선강성에 대한 선형해석을 수행하여 각 부재의 성능점을 직접 결정하는 통합 해석/설계 방법으로서 설계실무에 편리하게 사용될 수 있다.

새로운 건물의 설계시에는 구조물의 성능점(혹은 강도 및 연성 요구량)은 정해져 있지 않고 설계자의 의도에 따라서 다양한 값을 취할 수 있으므로, 원칙적으로 직접비탄성설계방법에서는 설계자가 임의의 활선강성을 사용하여 비탄성 거동에 의한 성능점을 결정할 수 있다. 그러나 구조적으로 안전한 설계를 위해서는 선형해석으로 구한 각 부재의 소성힌지의 성능점이 적절한 유효영역에 존재하여야 한다. 설계자는 이 유효

1) 서울대학교 건축학과 박사과정
(Tel : 02-880-7055, Fax : 02-871-5518, E-mail : macrarian@snu.ac.kr)

2) 서울대학교 건축학과 부교수(parkhg@snu.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2005년 8월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

영역의 정의를 통하여 의도하는 설계전략을 설계에 직접 반영할 수 있다.

일반적으로 유효영역은 탄성강성, 최대 및 최저 한계강도 M_{wy} , M_{ly} , 최대한계변형 θ_u 로 정의할 수 있다.(그림 2) 원칙적으로 유효영역내의 각 점은 성능점이 될 수 있으나, 효율적인 설계를 위해서는 부재가 최대변형능력 θ_u 을 발휘하도록 설계하는 것이 바람직하다. 따라서 성능점의 위치가 유효영역의 경계, 즉 최대한계변형 및 최저한계강도에 존재하도록 제어된다면 구조안전성을 확보하고 동시에 변형능력을 최대로 활용하는 설계를 수행할 수 있으며, 이를 위하여 반복계산이 필요하다. 유효영역은 각 구조물의 거동특성 및 설계방법을 고려하여 결정되어야 하는데, 강구조의 설계 시에는 다음의 사항을 고려하여야 한다.

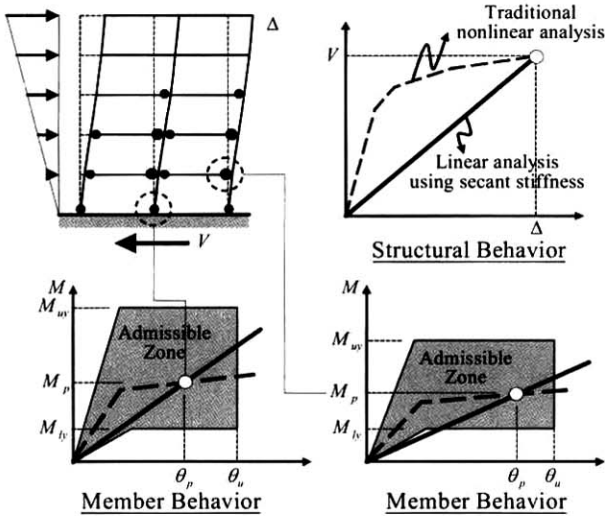


그림 1. Concept of Direct Inelastic Design using secant stiffness

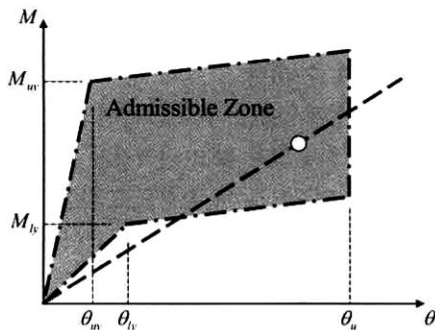


그림 2. Admissible zone of performance points for steel members (엄태성 · 박홍근, 2004)

- 1) 각 보-기둥 접합상세에 따라서 최대변형능력을 정의한다.
- 2) 압연 강재 단면은 제한된 종류와 크기로 생산되므로 각기 다른 탄성강성과 강도를 나타낸다. 따라서 성능점은 유효영역내에 불연속적으로 존재하는 휨모멘트-회전각 곡선상에 존재하여야 한다.(그림 3)
- 3) 일반적으로 설계 및 시공의 효율성을 위하여 부재들을 몇 개의 그룹으로 구분하여 각 그룹에서 동일한 단면을 사용하여야 한다.
- 4) 기둥과 보의 접합시 현장작업의 편의와 공기단축을 위하여 상대적으로 간편한 반강접(Partially-Restrained)을 사용할 수 있다. 반강접합부의 강도 및 변형능력은 강접합부(Fully-Restrained)에 비하여 크게 저하될 수 있으므로, 비탄성설계시 이를 고려하여야 한다.(그림 4)
- 5) 강재의 휨강도는 압축력의 영향을 받으므로, 같은 크기의 단면을 사용하더라도 압축력의 크기에 따라 휨강도가 달라진다. 또한, 횡좌굴, 플랜지좌굴, 웨브좌굴 등의 안정성 문제로 인하여 부재 단면의 휨강도가 저하될 수 있다.

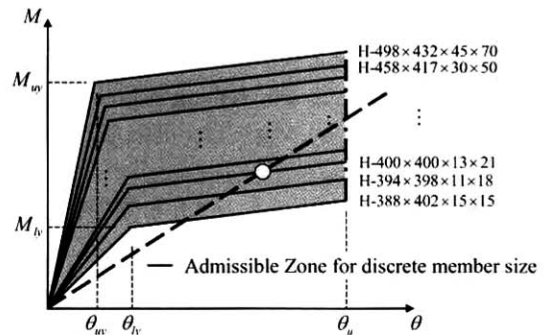


그림 3. Admissible zone of performance points for discrete steel members (엄태성 · 박홍근, 2004)

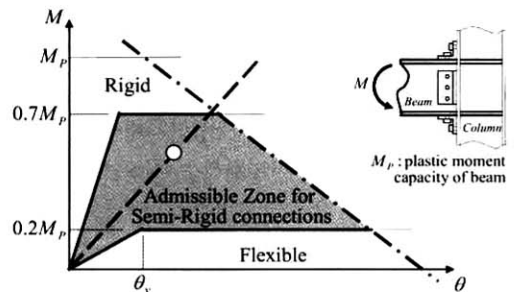
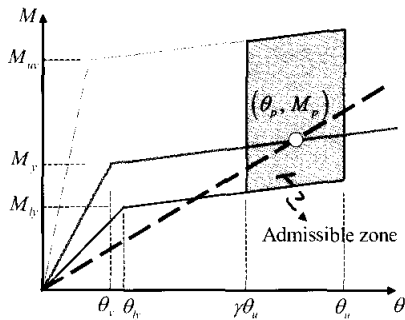
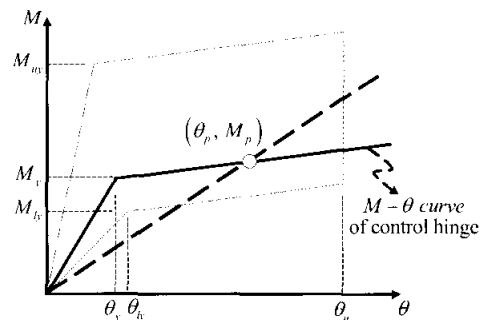


그림 4. Moment and rotation capacity of partially-restrained connections (Bjorhovde et. al. 1990)



(a) Control plastic hinge



(b) Subsidiary plastic hinges

그림 5. Admissible zone of control and subsidiary plastic hinges for group design

6) 구조물은 다양한 하중조합, 성능기준을 모두 만족하도록 설계되어야 한다. 즉, 중력하중, 횡력하중 등의 다양한 하중조합과 사용성, 구조물의 붕괴 등 다양한 성능기준이 만족되어야 한다.

선행 연구(엄태성·박홍근, 2004)에서는 위에서 언급된 강구조설계의 특성 중 1)과 2)를 적용하여 강구조를 위한 직접비탄성설계법의 해석 및 설계절차를 정립하였고 이를 적용한 간단한 설계예제를 제시하였다. 본 연구에서는 직접비탄성설계법의 적용성을 확대하기 위하여 위에서 설명된 3) - 6)의 강구조특성을 고려한 개선된 설계방법을 제시하고, 이를 위한 직접비탄성 해석/설계 프로그램을 개발하고자 한다.

2. 그룹부재 설계

기둥 혹은 보 부재를 몇 개의 그룹으로 구분하여 강구조물을 설계하는 경우에는, 그룹별로 동일한 크기의 단면을 사용하여야 한다. 따라서 각 그룹별로 가장 큰 강도가 요구되는 소성힌지를 제어소성힌지(control plastic hinge)로 지정하고, 동일그룹내의 다른 소성힌지는 종속소성힌지(subsidiary plastic hinge)로 지정한다. 반복계산을 통한 해석/설계시, 제어소성힌지에서는 각 그룹의 단면크기를 결정하고(그림 5 (a)), 동시에 종속소성힌지의 성능점은 제어소성힌지에서 결정된 단면에 대한 모멘트-회전각 거동경로를 따르도록 제어된다.(그림 5 (b))

구조안전성을 확보하고 변형능력을 최대로 활용하는 설계를 위해서는 제어소성힌지의 성능점이 유효영역의 경계 즉, 최대한계변형과 최소한계강도에 존재하도록 제어되어야 한다. 수치해석의 수렴성을 높이기 위하여 최대변형의 영역 ($\gamma\theta_u \leq \theta_p \leq \theta_u$)을 설정하여 성능점의 비탄성변형이 이 영역에 포함되도록 제어하고, $\theta_p < \gamma\theta_u$ 인 경우에는 최소한

계강도 M_{ly} 에 해당하는 모멘트-회전각 ($M-\theta$) 경로상에 존재하도록 제어한다.(그림 5 (a)) 반면, 종속소성힌지에서는 성능점이 제어소성힌지에서 결정된 단면의 $M-\theta$ 경로상에 존재하도록 제어한다.(그림 5 (b))

그림 5 (a)에서 γ 는 제어소성힌지의 유효영역을 규정하는 변수로, 0과 1 사이에서 설계자가 임의로 결정할 수 있다. γ 가 커질수록 유효영역이 좁아지므로 부재의 변형능력을 최대로 발휘할 수 있는 비탄성설계가 가능하다. 그러나 수치해석의 안정성을 저하시키지 않도록 γ 를 선정하는 것이 바람직하다.

일반적으로 구조물에 대하여 탄성해석을 수행하여 각 부재력을 구한 후, 그룹별로 가장 큰 부재력을 갖는 소성힌지를 그 그룹의 제어소성힌지로 선택한다. 만약 직접비탄성설계결과 그룹내의 어느 한 종속소성힌지에서 성능점의 비탄성 변형량이 최대한계변형을 과도하게 벗어난 경우, 제어소성힌지를 변경하여 재설계한다.

3. 직접비탄성 해석 및 설계 절차

강구조설계의 특성을 반영한 직접비탄성설계법의 절차는 다음과 같다.

- 1) 같은 단면을 사용하고자 하는 부재들을 묶어 그룹으로 구분한다.
- 2) 각 부재의 최저한계휨강도 M_{ly} 와 이때의 항복회전각 θ_{ly} 를 설정한다. 이를 바탕으로 각 그룹별로 부재크기를 가정한다. 이때, 같은 크기의 단면을 사용하는 부재라도 작용하는 압축력에 따라 M_{ly} 와 θ_{ly} 가 달라질 수 있다. 최저한계휨강도는 다른 하중조건이나 설계기준에 대한 설계결과로부터 결정하거나 설계자가 임의의 설계 전략에 따라 제한할 수도 있다.

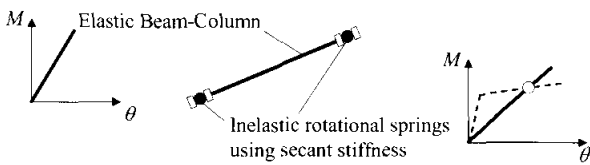


그림 6. Beam-column element with plastic hinges in two ends

- 3) 사용하고자 하는 접합부의 상재와 부재에 작용하는 압축력, 그리고 횡좌굴, 플랜지좌굴, 웨브좌굴 등 안정성 문제를 고려하여, 기존의 설계기준 또는 실험결과에 따라 각 부재의 소성힌지에서 발휘할 수 있는 최대한계회전각 θ_u 를 정의한다.(그림 2)
- 4) 각 부재의 단부에 소성힌지를 가정하여 소성부재모델을 구성한다. 이 경우 소성힌지를 탄성거동을 하는 다른 영역과 구분하여 별도의 회전스프링요소로 모델링하고, 구조해석시 이들 요소는 비탄성 거동을 나타낼 수 있도록 할선강성을 사용한다.(그림 6)
- 5) 그룹별로 가정한 부재 단면성능을 바탕으로, 각 소성힌지에서 할선강성의 크기 K_u 를 가정한다. 본 연구에서는 초기할선강성으로서 최저한계할선강성 $K_u = M_{ly} / \theta_u$ 을 사용한다. 여기서 $\theta_u =$ 부재의 최대한계회전각, $M_{ly} =$ 최저한계강도 (그림 5)
- 6) 설계기준에 따라서 설계하중을 산정하고, 이 하중에 대하여 할선강성을 사용하여 선형해석을 실시한다.
- 7) 선형해석결과 각 소성영역에서 성능점이 유효영역을 벗어난 경우에는 할선강성을 수정한다. 원칙적으로 설계자 임의의 방법으로 할선강성을 수정할 수 있으며, 본 연구에서 제안하는 할선강성의 수정 방법은 4 장에 기술하였다.
- 8) 모든 소성힌지 성능점이 유효영역에 포함될 때까지 할선강성을 수정하여 반복계산을 수행한다.

각 소성힌지에서 초기할선강성으로서 최대한계회전각과 최저한계휨강도에 해당하는 최저한계강성을 사용하고 4장에 언급된 할선강성의 수정방법을 사용하면 제어소성힌지의 성능점이 유효영역의 경계, 즉 최대한계회전각 또는 최저한계강도에 존재하도록 성능점을 제어할 수 있으며, 이를 통하여 변형능력을 최대로 활용하는 비탄성설계가 수행된다.

다중의 하중조합 및 성능수준을 적용하는 경우에는 하나의 하중 또는 성능수준에 대하여 설계를 수행하고 그 결과를 최저한계강도로 재설정하여 다른 하중 또는 성능수준에 대하여 연속하여 설계를 실시하면, 모든 조건을 동시에 만족하는 설

계를 수행할 수 있다.

4. 할선강성의 수정방법

언급한 바와 같이 효율적인 설계를 위해서는 제어소성힌지의 성능점은 최저한계강도 또는 최대한계변형에 존재하여야 하고, 종속소성힌지의 성능점은 제어소성힌지에 의하여 정의되는 단면의 $M-\theta$ 곡선상에 존재하여야 한다.(그림 5) 선형해석 결과 각 소성힌지에서의 성능점이 이 조건을 만족하지 못하는 경우에는 할선강성을 수정하여야 한다.

유효영역을 벗어난 제어소성힌지 성능점의 비탄성 변형에 따라서 그림 7에 나타난 바와 같이 세 가지 경우로 구분하여 할선강성을 수정한다. 그림에서 $M_{pi}, \theta_{pi} = i$ 번째 반복해석으로 구한 제어소성힌지의 휨모멘트와 회전변형각, $M_y =$ 단면의 항복휨강도, $K_{si}, K_{si+1} =$ 각각 $i, i+1$ 번째 반복해석을 위한 할선강성이다.

① $\theta_{pi} < \gamma\theta_u$ 인 경우(그림 7 (a))

현재의 단면 크기로 부재의 변형능력을 충분히 활용하지 못하므로, 더 큰 비탄성 변형이 발생할 수 있도록 할선강성을 감소시킨다. M_{pi} 보다 작거나 같은 비탄성휨강도를 갖는 기성 강재 단면 중 가장 큰 것의 항복휨강도를 M_y 로 하는 새로운 비선형 $M-\theta$ 거동경로를 정의하고, 성능점이 이 경로 위에 놓이도록 할선강성을 수정한다. 다만, 새롭게 정의된 M_y 는 최소한계휨강도 M_{ly} 보다 커야 한다.

② $\gamma\theta_u \leq \theta_{pi} \leq \theta_u$ 인 경우(그림 7 (b))

제어소성힌지의 현재 비탄성변형이 유효영역에 포함되므로 현재의 비선형 $M-\theta$ 거동경로를 그대로 유지하고, 이 곡선 위에 성능점이 놓이도록 할선강성을 수정한다. 이 경우에는 M_y 는 최소한계휨강도 M_{ly} 보다 커야 한다.

③ $\theta_{pi} > \theta_u$ 인 경우(그림 7 (c))

현재의 비탄성변형이 최대한계변형을 초과하였으므로 할선강성을 증가시켜 최대한계변형보다 작은 비탄성변형을 유도한다. M_{pi} 보다 크거나 같은 비탄성휨강도를 갖는 기성 강재 단면 중 가장 작은 것의 항복휨강도를 M_y 로 하는 새로운 비선형 $M-\theta$ 거동경로를 정의하고, 성능점이 이 경로 위에 놓이도록 할선강성을 수정한다.

종속소성힌지에서는 제어소성힌지에서 정의된 단면의 $M-\theta$ 곡선상에 성능점이 존재하도록 할선강성을 변경한다.

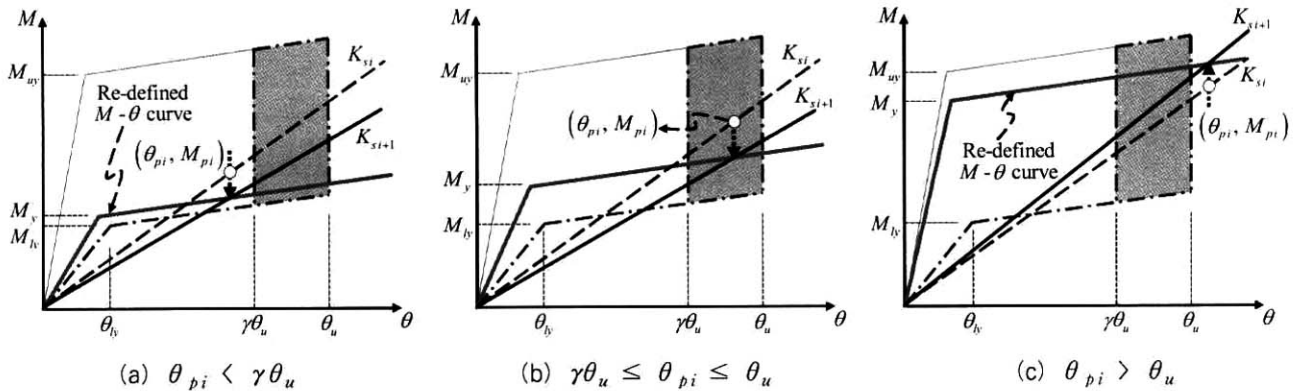


그림 7. Strategy for updating secant stiffness in control plastic hinge

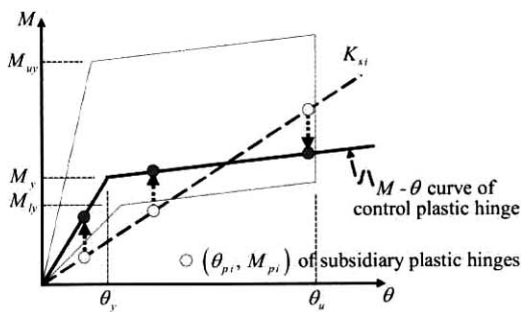


그림 8. Strategy for updating secant stiffness in subsidiary plastic hinge

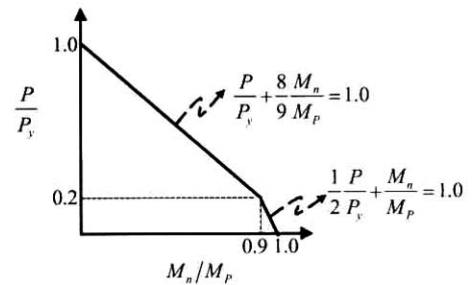


그림 9. Interaction curve for wide-flange sections

(그림 8)

설계전략에 의하여 탄성거동을 하는 그룹을 지정한 경우 제어소성힌지에서 결정된 단면의 탄성강성과 같도록 제한한다.

단면의 크기가 변경된 경우 부재의 단면적과 단면2차모멘트 등 탄성단면성능이 달라지므로, 반복 해석시 이를 고려하여 탄성 보-기둥의 강성을 수정한다.

5. 반강접 접합

보와 기둥의 접합부가 반강접으로 이루어진 경우 보의 소성휨강도 $M_p (=ZF_y, Z: \text{단면 소성계수}, F_y: \text{강재의 항복응력})$ 보다 작은 휨강도를 갖도록 설계자가 임의로 반강접합부의 비탄성강도를 결정할 수 있다. 즉, 반강접 접합부의 항복휨강도 M_y 를 λM_p 로 지정하여 비탄성설계를 수행한다. Bjorhovde et. al의 연구(1990)에 따르면 반강접합부의 강도는 통상적으로 보 소성휨재해능력의 20%~70%사이의 값을 갖는다.(그림 4, $0.2 \leq \lambda \leq 0.7$) 이러한 경우 반강접합부에 대한 유효영역의 최대 및 최저 한계강도는 강접합부의 최대 및 최저 한계강도에 λ 를 곱하여 정의된다. 또한, 반강

접합부 유효영역의 최대한계회전각은 기존의 다양한 설계지침 혹은 실험결과를 이용하여 정의할 수 있다. 예를 들어, FEMA-273(BSSC, 1997)에 제시된 방법을 이용할 경우 반강접합부의 휨강도에 관계없이 동일한 최대한계회전각을 가지며, Bjorhovde et. al.(1990)이 제안한 방법을 사용하면 접합부의 휨강도가 커짐에 따라 최대한계회전각이 줄어든다.(그림 4)

반강접합부를 갖는 구조물에 대하여 각 접합부를 몇 개의 그룹으로 분류하여 설계할 수 있다. 이 경우 동일 그룹내의 보-기둥 반강접 접합부가 모두 동일한 항복휨강도를 갖는다고 가정하고, 강접합과 동일한 설계절차 및 방법을 이용하여 반강접 구조물에 대한 직접비탄성설계를 수행할 수 있다.

6. 프로그램의 개발

2~5장에 소개된 해석 및 설계 방법에 따라 중력하중과 횡하중을 받는 강구조의 비탄성 해석/설계 프로그램을 개발하였다. 프로그램 개발시 다음의 사항을 고려하였다.

- 1) 동일한 강재단면을 사용하는 같은 그룹의 부재라 하더라도 작용하는 압축력에 따라 소성휨강도 M_n 의 크기가

달라질 수 있다. 본 연구에서는 한계상태설계기준(대한건축학회, 1998)에서 제시하는 그림 9와 같은 상호작용곡선을 사용하여 압축력에 따른 기둥부재 소성휨강도 M_n 의 변화를 고려하였다. 그림에서 $P_y =$ 기둥의 압축항복강도, $M_p =$ 압축력이 없는 경우 단면의 소성휨강도이다.

- 2) 설계에 흔히 사용되는 형강단면을 해석프로그램에 반영하여 부재단면의 크기를 선택한다. 보 단면은 대개 한 방향의 하중만을 부담하므로 강축과 약축의 단면2차반경의 비(r_{ix}/r_{iy})가 2.0 이상인 단면을, 기둥의 경우 2.0 이하인 단면을 사용하여 단면의 효율성을 높인다.
- 3) 집중하중의 형태로 부재하중(body force)이 작용하는 경우 소성힌지는 양단부와 하중점에 설치한다. 분포하중을 받는 경우에는 소성힌지가 부재 양단부와 정중앙에서만 발생한다고 가정한다. 분포하중을 받는 경우 실제 발생하는 소성힌지의 위치는 정중앙으로부터 이격될 수 있으나, 설계관점에서 보면, 약간의 소성힌지의 위치 변화는 전체 구조체의 거동과 하중재하능력에 큰 영향을 미치지 않는다.
- 4) 보 부재에 3 개 이상의 소성힌지가 발생한 경우 국부붕괴메커니즘에 의하여 구조물이 파괴될 수 있다. 그러므로 횡하중을 받는 경우에는 한 부재에 최대 두 개의 소성힌지까지 발생하도록 부재의 강도가 조절되었다.

7. 설계적용

검증을 위하여 본 연구에서 개발된 직접비탄성설계 프로그램을 사용하여 그림 10에 나타난 철골모멘트골조에 대하여 비탄성설계를 수행하였다. 모든 접합부는 강접합이고, 강재는 SS400($F_y = 240$ MPa)을 사용하였으며, 미국에서 사용되는 강재 단면 규격을 이용하여 설계하였다. 지진하중 산정을 위한 조건은 Table 1에 나타내었다. 보다 명확한 기준 설계법과의 비교를 위하여 지역계수(zone factor)를 강진지역에 해당하는 0.4 로 사용하였다. 각 층의 고정하중 D 와 적재하중 L 은 각각 446 kN과 265 kN이다.

건축물하중기준(대한건축학회, 2000)에 제시된 등가정적방법에 의한 지진력은 다음과 같이 구한다.

건물의 기본진동주기는 다음과 같다.

$$T = 0.0853 (h_n)^{3/4} = 0.0853 (32)^{3/4} = 1.15 \text{ sec}$$

건물의 총 중량 W 는 3136 kN 이므로, 등가정적방법에

의한 건물의 밑면전단력 V 는 다음과 같다.

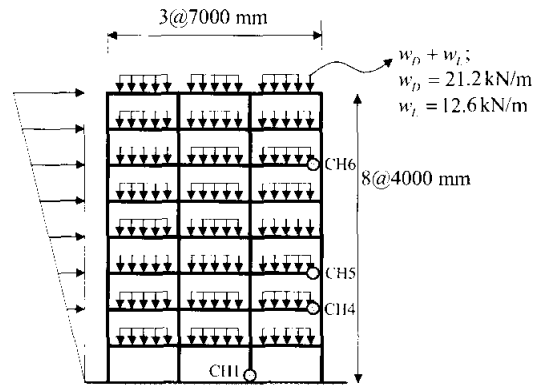


그림 10. Configuration and seismic load profiles for 8-story frame

Table 1. Coefficients for seismic design

Zone Factor	Soil Factor	Importance Factor	Response Modification Factor	Natural Period
0.4	1.2	1.5	5.0	1.15

$$V = \frac{AIC}{R} W$$

$$= \frac{0.4 \times 1.5 \times (1.2/1.2\sqrt{1.15})}{5.0} \times 3568 = 400 \text{ kN}$$

지진하중은 등가정적방법에 따라 각 층의 높이에 선형으로 분포되었다.(그림 10)

골조의 해석 및 설계를 위하여 Table 2 와 같이 보와 기둥을 모두 6개의 그룹으로 지정하여 설계를 수행하였다. 각 그룹의 제어소성힌지(CH1, CH4~CH6)의 위치는 그림 10에 나타나 있다. 비탄성 해석 및 설계를 위하여 다음과 같은 가정 및 내진설계전략을 적용하였다.

- 1) 강기둥-약보의 설계개념을 적용하였다. 따라서 1층 기둥하부를 제외한 모든 기둥에서는 소성힌지의 발생이 억제되고, 반면 보 부재에서는 소성변형의 발생이 허용된다.
- 2) 즉시거주(IO)와 붕괴방지(CP) 성능수준에 대하여 Table 3에 제시된 최대한계회전각을 가정하였다. 또한, $\gamma = 0.7$ 을 사용하여 제어소성힌지의 성능점이 최대한계회전각의 70%이상의 영역($0.7\theta_u \leq \theta_p \leq \theta_u$)에 존재하거나, 최저한계강도를 나타내는 $M-\theta$ 곡선 위에 존재하도록 제한하였다.(그림 5)
- 3) 항복후강성으로서 $K_p = 0$ 으로 가정하였다.

- 4) 소성힌지를 모델링하기 위하여 추가한 회전스프링요소는 탄성변형이 발생하지 않고, 부재항복 이후에 소성변형만 발생하는 소성강체(rigid plastic element)로 가정하였다.
- 5) ힹ비틀림좌굴, 플랜지와 웨브의 국부좌굴 등에 의한 부재 소성휨모멘트의 저감을 고려하지 않는다.

Table 2. Member-grouping and member sizes selected for gravity loads

Group No.		Control Plastic Hinge	Results of elastic design for gravity loads
Column	1	1 st -2 nd floor	CH1 W10×77 (269×259×13×22)
	2	3 rd -5 th floor	- ⁽¹⁾ W 8×58 (222×209×13×21)
	3	6 th -8 th floor	- ⁽¹⁾ W 8×35 (206×204×7.9×13)
Beam	4	1 st -2 nd floor	CH4 W12×35 (318×167×7.6×13)
	5	3 rd -5 th floor	CH5 W12×35 (318×167×7.6×13)
	6	6 th -8 th floor	CH6 W12×35 (318×167×7.6×13)

1) Columns were controlled to remain elastic.

Table 3. Allowable maximum plastic rotations for performance levels

Component	Immediate Occupancy	Collapse Prevention
Columns	0.005 rad	0.02 rad
Beams	0.01 rad	0.04 rad

먼저 유효영역의 변화에 따른 직접비탄성설계결과와의 차이를 알아보기 위하여 동일한 지진하중에 대하여 성능점의 최대한계회전각을 달리하여(IO, CP) 직접비탄성설계를 수행하였다. 먼저 중력하중 1.2D + 1.6L 에 대하여 탄성해석을 사용한 한계상태설계로 초기부재크기를 결정한다. (Table 2) 탄성해석으로부터 구한 부재력을 각 소성힌지의 최저한계강도로 설정하고, 성능수준 IO와 CP에 대하여 직접비탄성설계를 수행하였다. IO, CP에 따른 최대한계변형각은 Table 3 에 나타내었다. 고정하중과 적재하중에 대해서는 각각 1.2와 0.5의 하중계수를 적용하였고, 지진하중에 대해서는 1.0의 하중계수를 가정하였다. 각 설계그룹의 제어소성힌지 성능점과 부재크기는 Table 4 에 나타내었다. 그림 11은 구조물의 변형형상을 보여주고 있는데, 약층현상(soft story)의 방지를 설계전략으로 사용하였으므로, 1층 하부의 기둥을 제외하고 어느 층의 기둥에서도 소성힌지가 발생하지 않았다. 반면, 보의 경우 전 층에서 고르게 소성힌지가 발생하였다. 그러나 보에 발생 가능한 소성힌지의 개수를 최대 2개로 제한한 결과, 어느 층의 보에서도 국부붕괴메커니즘(local failure mechanism)이 발생하지 않았다. 따라서, 구조안전성을 확보하면서 지진거동시 에너지를 효율적으로 소산할 수 있도록 구조물이 설계되었다. 또한 그림 11은 각 소성힌지의 성능점을 나타내고 있는데,

그림에서 $\bar{\theta}$, \bar{M} 는 각 소성힌지에서 최대한계변형각과 최저한계강도에 의하여 무차원화된 소성변형량과 휨강도를 나타낸다. 1층 기둥의 경우 모두 같은 크기의 부재를 사용하였지만, 작용하는 압축력이 다르므로 소성힌지마다 서로 다른 크기의 휨강도를 갖는다. 반면, 보의 경우 압축력을 거의 받지 않으므로 같은 크기의 부재를 사용하는 그룹별로 동일한 항복휨강도를 갖는다. 그룹1의 기둥의 경우 강기둥-약보 설계조건에 의하여 단면의 크기가 결정되므로, 제어소성힌지의 성능점이 변형능력을 최대로 활용하는 설계를 위하여 제한한 영역에 포함되지 않았다. 반면 그룹 4, 5, 6 의 제어소성힌지의 성능점은 변형능력을 최대로 활용하는 비탄성설계를 위하여 설정한 유효영역(그림 5 (a))에 성능점이 포함되거나 혹은 최저한계강도상에 존재하였다.

그림 11 (a)와 (b)의 비교에서 나타난 바와 같이 IO에서 CP로 최대허용회전각이 커지면서 구조물의 최상층에서 발생하는 비탄성변형은 증가하지만, 소성힌지의 발생위치와 그에 따른 소성변형량의 분포는 거의 같다. 또한, 사용된 강재의 총량도 거의 같다. 그러나 성능수준에 따라 각 그룹별 부재의 크기는 큰 차이를 보이는데, 소성힌지의 최대허용회전각이 커질수록 기둥의 크기는 커지는 반면 보의 크기는 줄어든다.(Table 4) 이는 비탄성변형 형상이 거의 같더라도 요구되는 연성능력에 따라 비탄성 강도 및 강성의 분배가 크게 달라짐을 의미한다. 그림에 나타난 바와 같이, 약층현상의 발생을 억제하면서 큰 비탄성변형을 허용하기 위해서는 보에 비하여 하부층 기둥 단면성능이 증대되어야 한다.(Lee 1996, Kuntz · Browning 2003)

다중성능수준에 대한 직접비탄성설계의 적용성을 검토하기 위하여 IO와 CP 성능수준을 동시에 만족하도록 비탄성설계를 수행하였다. 중력하중조합 1.2D + 1.6L에 대하여 탄성해석을 사용한 한계상태설계를 실시한 후 횡력에 대하여 IO와 CP 두 성능수준에 대하여 순차적으로 직접비탄성설계를 수행하였다. 일반적으로 성능수준 IO에 대한 설계지진은 CP에 대한 설계지진보다 재현주기가 짧으므로 지진의 강도가 더 작다. 따라서, IO와 CP 성능수준에 대하여 지역계수를 각각 0.2와 0.4로 달리 사용하여 구한 등가정적하중을 적용하였다. 다중성능기준을 적용한 직접비탄성설계에 의한 각 그룹의 제어소성힌지 성능점과 부재크기는 Table 5에 나타내었다. 최종적인 구조물의 변형형상과 각 소성힌지에서 성능점의 위치는 그림 11 (b)와 동일하였다.

제안된 직접비탄성설계법의 효율성을 검증하기 위하여 그림 10의 구조물에 대하여 전통적인 탄성해석을 사용한 한계상태설계를 실시하고 그 결과를 비교하였다. 각 부재를 Table 1과 같이 6개의 그룹으로 구분하여 설계하였고, 각 그

Table 4. Design results and performance points of control plastic hinges for single design criterion: Fully-Restrained connection

Immediate Occupancy					Collapse Prevention				
Group No.	Member Size	CPH ⁽¹⁾	$M_p(\bar{M})$ kN-mm	$\theta_p(\bar{\theta})$ rad	Group No.	Member Size	CPH ⁽¹⁾	$M_p(\bar{M})$ kN-mm	$\theta_p(\bar{\theta})$ rad
1	W12×87 (318×308×13×21)	CH1	$2.51 \times 10^5(1.64)$	$2.69 \times 10^{-2}(0.54)$	1	W14×90 (356×369×11×18)	CH1	$3.09 \times 10^5(2.01)$	$1.10 \times 10^{-2}(0.55)$
2	W12×79 (314×307×12×19)	-	-	-	2	W12×79 (314×307×12×19)	-	-	-
3	W10×49 (253×254×8.6×14)	-	-	-	3	W 8×58 (222×209×13×21)	-	-	-
4	W18×40 (455×153×8.0×13)	CH4	$3.08 \times 10^5(1.53)$	$0.85 \times 10^{-2}(0.85)$	4	W14×34 (355×171×7.2×12)	CH4	$2.15 \times 10^5(1.07)$	$2.91 \times 10^{-2}(0.73)$
5	W16×40 (407×178×7.8×13)	CH5	$2.87 \times 10^5(1.42)$	$0.96 \times 10^{-2}(0.96)$	5	W14×34 (355×171×7.2×12)	CH5	$2.15 \times 10^5(1.07)$	$3.05 \times 10^{-2}(0.76)$
6	W16×31 (403×140×7.0×11)	CH6	$2.12 \times 10^5(1.05)$	$0.73 \times 10^{-2}(0.73)$	6	W12×35 (318×167×7.6×13)	CH6	$2.01 \times 10^5(1.00)$	$1.59 \times 10^{-2}(0.40)$
Total Weight: 28.62 tons					Total Weight: 28.90 tons				

1) Control Plastic Hinge

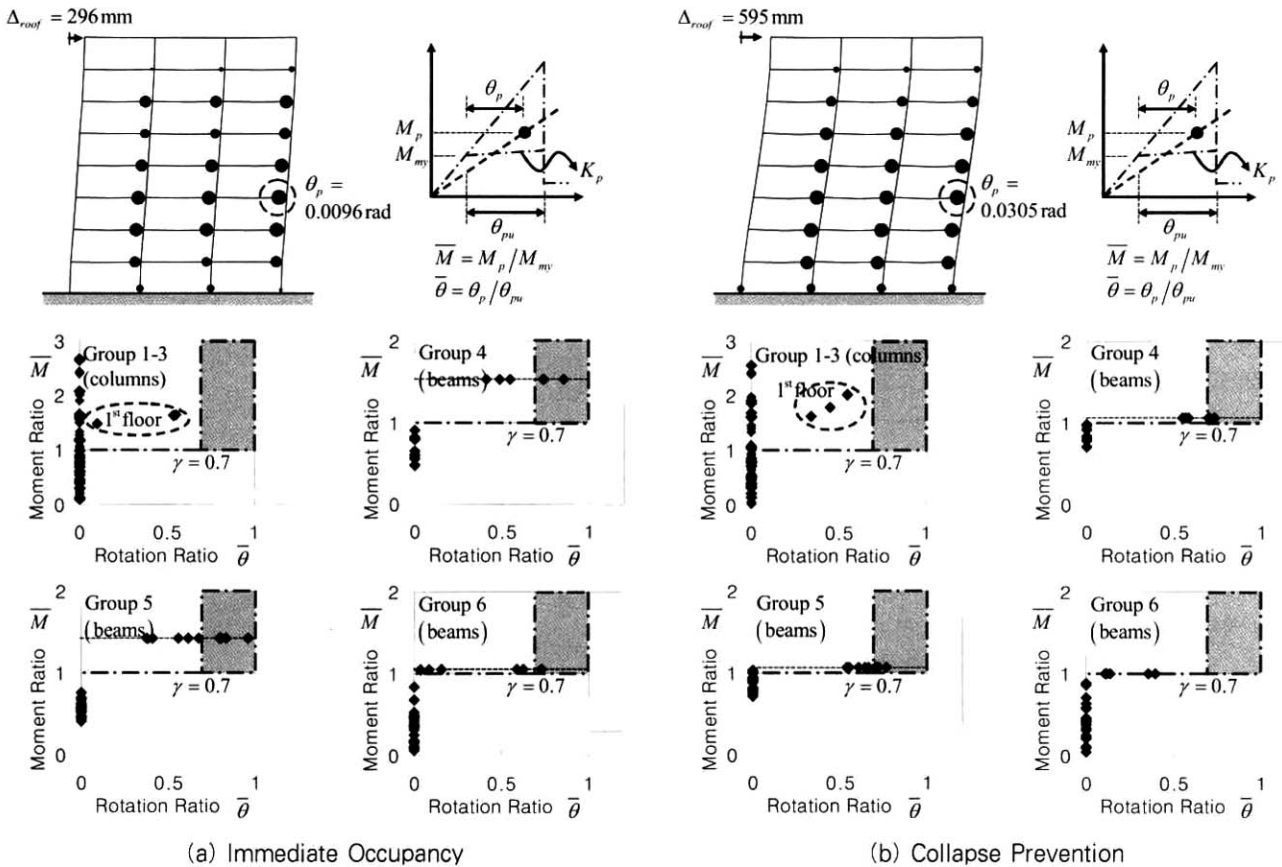


그림 11. Design results and performance points of plastic hinges for single design criterion: Fully-Restrained Frame

립별 부재의 크기와 총 강재량은 Table 6에 나타내었다. 탄성해석을 사용한 설계는 강재의 비탄성 거동에 의한 하중의 재분배를 전혀 고려하지 못하므로, 직접비탄성설계 결과 (Table 5, 6)와 비교하여 구조물의 강재량이 약 7.6% 더 많이 요구되었다.

탄성해석 및 직접비탄성해석에 의하여 설계된 구조물의 안전성을 검토하기 위하여, DRAIN-2DX(Allahabadi · Powell 1988, Prakash · Powell 1993, Powell 1993)를 이용하여 단계별 비선형 푸시오버해석을 수행하였다. 그 결과는 그림 12, 13에 각각 나타내었다. 해석시 부재의 항복후강

성 $K_p = 0$ 으로 가정하였다. 건축물하중기준(2000)에서 사용하는 등가변형량의 원리를 적용할 경우 건축물에 발생되는 지붕층 변형은 탄성변형량(173 mm)에 반응수정계수(5)를 곱하여 구한 865 mm이다. CP 성능수준의 직접비탄성설계 (그림 11 (b))에 의한 최대비탄성 변형은 595 mm로 예측되었다.

그림 12는 전통적인 탄성해석을 사용하여 설계한 구조물에 대한 비선형해석결과를 보여준다. 구조물의 강도는 설계하중보다 크지만 비탄성변형이 발생하는 지진거동에 대해서는 안전할 설계가 아닐 수 있다. 전체적으로 소성변형이 1~3층의

Table 5. Design results and performance points of control plastic hinges for multiple design criteria: Fully-Restrained connection

Step 1 : Immediate Occupancy					Step 2 : Collapse Prevention				
Group No.	Member Size	CPH ¹⁾	$M_p(\bar{M})$ kN-mm	$\theta_p(\bar{\theta})$ rad	Group No.	Member Size	CPH ¹⁾	$M_p(\bar{M})$ kN-mm	$\theta_p(\bar{\theta})$ rad
1	W10×77 (269×259×13×22)	CH1	1.53×10^5 (1.64)	0.09×10^{-2} (0.19)	1	W14×90 (356×369×11×18)	CH1	3.09×10^5 (2.01)	1.10×10^{-2} (0.55)
2	W10×60 (260×256×11×17)	-	-	-	2	W12×79 (314×307×12×19)	-	-	-
3	W 8×40 (210×205×9.1×14)	-	-	-	3	W 8×58 (222×209×13×21)	-	-	-
4	W14×34 (355×171×7.2×12)	CH4	2.15×10^5 (1.07)	0.76×10^{-2} (0.76)	4	W14×34 (355×171×7.2×12)	CH4	2.15×10^5 (1.07)	2.91×10^{-2} (0.73)
5	W12×35 (318×167×7.6×13)	CH5	2.01×10^5 (1.00)	0.93×10^{-2} (0.93)	5	W14×34 (355×171×7.2×12)	CH5	2.15×10^5 (1.07)	3.05×10^{-2} (0.76)
6	W12×35 (318×167×7.6×13)	CH6	1.87×10^5 (0.93)	0	6	W12×35 (318×167×7.6×13)	CH6	2.01×10^5 (1.00)	1.59×10^{-2} (0.40)
1) Control Plastic Hinge						Total Weight: 28.90 tons			

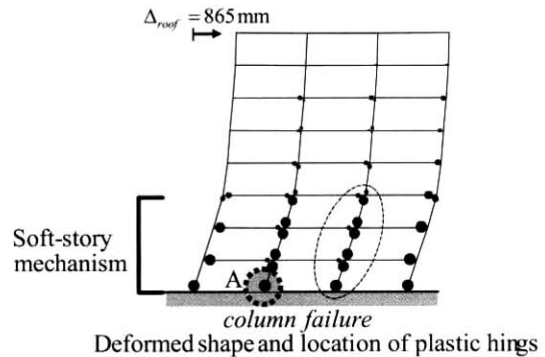
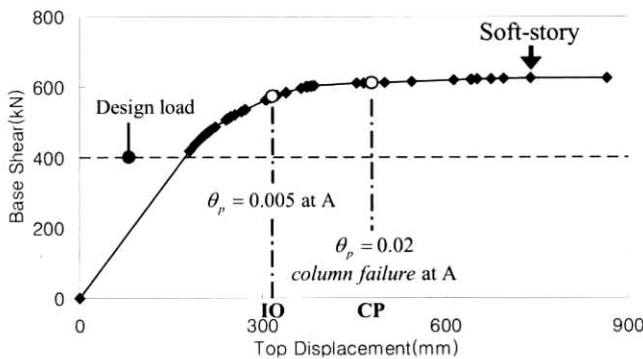


그림 12. Nonlinear analysis for the structure designed by traditional elastic analysis

Table 6. Results of elastic design

Group		Member sizes
Columns	1	W12×87 (318×308×13×21)
	2	W12×79 (314×307×12×19)
	3	W10×49 (253×254×8.6×14)
Beams	4	W18×50 (457×190×9.0×15)
	5	W18×50 (457×190×9.0×15)
	6	W18×35 (450×152×7.6×11)
Total weight		31.07 tf

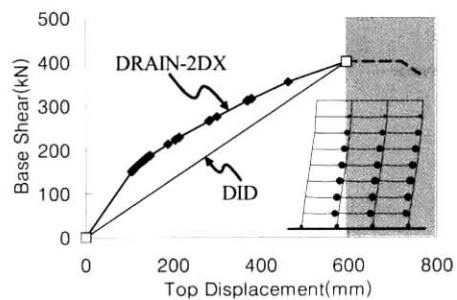


그림 13. Nonlinear analysis for the structure designed by DID (CP)

보와 기둥에 집중되어 발생하였다. 최상층변형이 385mm일 때 1층의 두 내부기둥 양단부가 휨항복하였으며, 지붕층 변위가 500mm일때 기둥 소성힌지의 변형이 0.02에 도달하여 기둥의 파괴가 예상된다. 또한, 지붕층의 변형이 740mm일 때 1~3층에서 약층현상이 발생하였는데, 기둥과 보에 큰 소성변형이 집중되므로 파괴가 일어날 수 있다. 그림 13은 CP 성능수준의 비탄성설계(그림 11 (b))에 대한 DRAIN-2DX의 비선형해석결과를 보여주는데, 직접비탄성해석에 의한 성

능점과 동일한 비탄성 강도 및 변형요구량을 나타냈다. 또한, 설계목표변위에 이르기까지 약층현상이나 국부적인 파괴가 발생하지 않았다.

직접비탄성설계법은 5장에서 언급한 바와 같이 고층건물의 풍하중에 대한 보-기둥 접합방법으로 많이 이용되는 반강접 (Partially-Restrained)을 갖는 구조물에도 쉽게 이용될 수 있다. 반강접에 대한 예제 구조물의 형상, 하중조건, 그룹분류 및 제어소성힌지의 위치, 압연강재의 종류 및 크기, 내진

Table 7. Results of Direct Inelastic Design for Structure with Partially-Restrained Beam-Column Connection

Group	Member Sizes		
	Elastic Design for Gravity Loads	Direct Inelastic Design for Earthquake Loads	
Columns	1	W10×77 (269×259×13×22)	W12×96 (323×309×14×23)
	2	W8×58 (222×209×13×21)	W12×79 (314×307×12×19)
	3	W8×31 (203×203×7.2×11)	W10×54 (256×255×9.4×16)
Beams	4	W18×50 (457×190×9.0×15)	W18×50 (457×190×9.0×15)
	5	W18×50 (457×190×9.0×15)	W18×50 (457×190×9.0×15)
	6	W18×50 (457×190×9.0×15)	W18×50 (457×190×9.0×15)
Total weight	28.72 tf	33.84 tf	

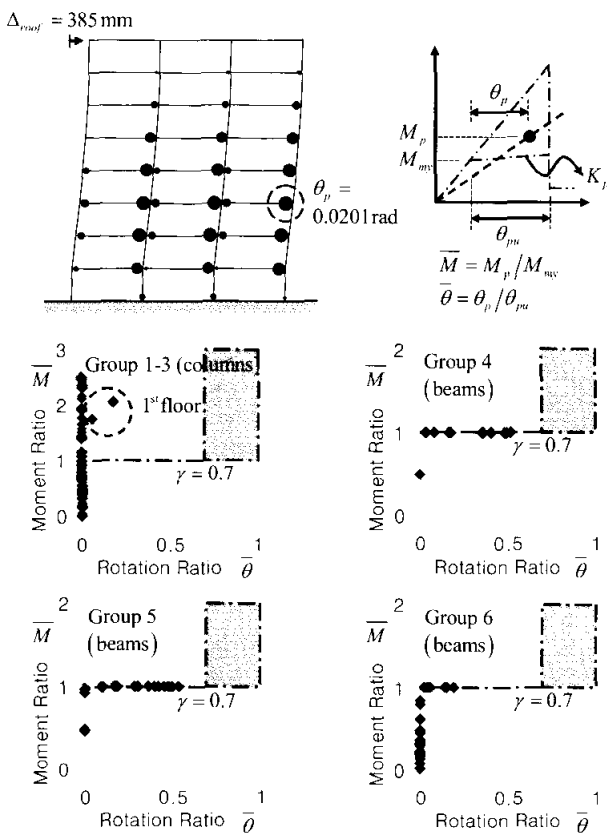


그림 14. Design results and performance points of plastic hinges for design criterion CP: Partially-Restrained Frame

설계전략 및 가정 등은 강접골조에 대한 설계예제와 동일하다. 다만, 보-기둥 접합부는 모두 반강접으로 되어 있고, 각 그룹별 보-기둥 반강접 접합부의 항복휨강도는 보의 소성휨재하능력의 50% ($\lambda=0.5$)로 가정하였다. 또한, 접합부의 최대 한계회전각은 Table 3의 CP성능수준에 대한 값을 가정하였다. 반강접 접합부에 대한 설계시 중력하중 1.2D + 0.5L 에 서도 다소의 소성변형이 발생하도록 설계될 수 있으나, 본 연구는 제안된 직접비탄성설계법의 특성 및 활용법을 명확히 나타내기 위하여 중력하중 재하시 반강접 접합부의 탄성거동을

가정한 탄성해석을 사용하여 한계상태설계를 수행하였다. 이로부터 구한 부재력을 각 소성힌지의 최저한계강도로 설정하여 지진하중에 대한 직접비탄성설계를 수행하였다.

Table 7과 그림 14는 중력하중 및 지진하중을 받는 반강접골조의 설계결과를 보여준다. 기둥의 경우 강기둥-약보 설계조건에 의하여 단면의 크기가 결정되므로, 1층기둥의 경우에는 제어소성힌지의 성능점이 변형능력을 최대로 활용하는 설계를 위하여 제한한 영역에 포함되어 있지 않았다. 보의 경우 최저한계강도에 해당하는 중력하중에 의하여 결정된 부재의 휨모멘트-회전각 거동경로위에 모든 소성힌지의 성능점이 존재하였다. 표와 그림에서 보는 바와 같이, 비탄성 변형형상 및 소성힌지의 분포는 강접에 대한 설계결과와 유사하지만, 반강접 구조물의 경우 강접에 비하여 보의 소성거동에 의하여 기둥으로 재분배되는 모멘트량이 적으므로, 기둥의 크기는 줄어들고 보의 크기는 증가하였으며, 전체적으로 강재요구량이 크게 증가하였다.

8. 설계실무에 대한 적용성 검토

4장 '활성강성의 수정방법'에서는 부재단면의 휨성능에 기초하여 성능점의 비탄성강도 및 변형에 적합한 부재를 선택하였다. 그러나 경제성 관점에서는 단위길이 당 중량, 즉 단면의 중량을 기준으로 부재를 선택하는 것이 효율적이다. 또한, 부재단면의 설계시에는 층고와 접합방식 등을 고려하여 부재의 크기를 결정하여야 한다. 따라서 궁극적으로 효율적인 설계를 위해서는 이러한 다양한 조건이 설계프로그램에 반영되어야 한다.

본 연구에서 개발된 프로그램에서는 기성단면을 입력하여 자동으로 부재를 선택하도록 하였다. 그러나 보다 편리하게 부재의 성능점이 유효영역내에서 연속적으로 존재한다고 가정할 수 있다. 즉, 제한된 크기로 생산되는 기성단면에 의한 성능점의 불연속성 제한조건을 고려하지 않고 직접비탄성설계에 의하여 성능점의 비탄성 강도와 변형량을 결정한 후, 층고, 접합방식, 무게 등을 고려하여 설계자가 요구강도보다 큰 강도를 갖는 부재단면을 선택할 수 있다. 이러한 경우 보다 정확한 구조물의 비탄성거동을 파악하기 위해서는 비탄성해석을 수행하여야 한다.

앞서 언급된 반강접 골조에 대한 직접비탄성설계에서는 중력하중에 대하여 비탄성거동이 일어나지 않도록 설계하였다. 그러나 중력하중 하에서 소성변형이 발생하는 경우(그림 15), 추가적인 횡하중에 의하여 재하(unloading)가 일어날 수 있으므로, 이러한 경로에 의존하는 거동을 고려할 수 있는 방법이 개발되어야 한다.

감사의 글

본 연구는 지진공학연구센터(KEERC)와 건설교통부의 건설핵심기술연구개발사업(03산학연C04-01, 04핵심기술C02-02)의 재정적 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고 문헌

박홍근, 임태성 (2004), 활선강성을 이용한 직접내진설계, *지진공학회 논문집*, 제8권 1호, pp.17-27

임태성, 박홍근 (2004), 강구조를 위한 직접비탄성설계법, *한국강구조학회 논문집*, 제16권 2호, pp.181-190

대한건축학회, 건축물 하중기준 및 해설, 2000

대한건축학회, 강구조한계상태 설계기준 및 해설, 1998

Building Seismic Safety Council (1997), NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of buildings, FEMA-273, Federal Emergency Management Council, Washington, D.C

Allahabadi, R. and Powell, G. H. (1988), DRAIN-2DX User Guide, Earthquake Engineering Research Center, Report No. UCB/EERC-88/06

Prakash, V., Powell, G. H., and Campbell, S. (1993), DRAIN-2DX Base Program Description and User Guide-Version 1.10, University of California, Report No. UCB/SEMM-93/17

Powell, G. H. (1993), DRAIN-2DX Element Description and User Guide for Element Type01, Type02, Type04, Type06, Type09, and Type15-Version 1.10, University of California, Report No. UCB/SEMM-93/17

Lee, H. (1996), Revised Rule for Concept of Strong-Column Weak-Girder Design, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 122, No. 4

Kuntz, G. L. and Browning, J. (2003), Reduction of Column Yielding During Earthquakes for Reinforced Concrete Frames, *Structural Journal*, ACI, Vol. 100, No. 5

Bjorhovde, R., Colson, A., and Brozzetti, J. (1990), Classification System for Beam-To-Column Connections, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 116, No. 11, pp.3059-3076

(접수일자 : 2004. 9. 6 / 심사일 2004. 9. 23 / 심사완료일 2005. 2. 10)

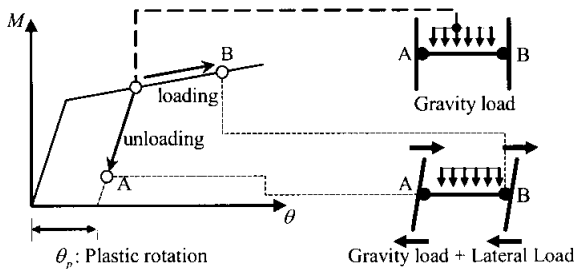


그림 15. Nonlinear behavior of Partially-Restrained connection due to gravity loads

9. 결론

본 연구는 최근 개발된 강구조물에 대한 활선강성을 이용한 직접비탄성설계법의 실무 활용을 높이기 위하여 강재의 불연속적인 단면특성, 그룹부재에 대한 설계, 접합방법에 따른 비탄성 거동특성, 압축력에 따른 휨재하능력의 변화 등을 고려하여 변형능력을 최대로 활용하는 비탄성설계를 수행할 수 있는 해석 및 설계방법을 개발하였다. 본 연구에서는 직접비탄성설계법의 순서를 정립하였으며, 이를 적용하여 해석과 설계를 통합적으로 수행할 수 있는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 또한, 탄성 및 직접비탄성 설계를 실시하여 비교하고, 전통적인 비선형해석을 통하여 각 설계결과를 검증하였다. 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 탄성해석을 사용한 기존의 한계상태설계의 경우 비탄성 거동에 의한 하중의 재분배를 고려하지 못하므로 많은 강재량이 요구되었고, 비탄성거동시 약충현상이 발생하여 국부적으로 소성변형이 집중되었다.
- (2) 제안된 직접비탄성설계법을 사용한 경우 더 적은 양의 강재가 사용되었음에도 불구하고, 약충현상을 억제시키고 소성힌지를 각 층에 고르게 분포시켜 에너지소산에 효율적인 비탄성 설계를 수행할 수 있었다.
- (3) 반강접을 사용할 경우 강접에 비하여 소성거동시 재분배되는 하중이 작으므로, 강재요구량이 크게 증가하였다.
- (4) 동일한 지진하중에 대하여 성능수준을 달리하며 직접비탄성해석을 수행한 결과, 변형요구량에 따라 비탄성 강도 및 강성의 분포가 달라졌다. 즉, 요구연성도가 클수록 기둥의 크기는 증가하고 보의 크기는 감소하였다.