

비탄성 국부좌굴을 고려한 철골 모멘트 접합부 회전능력 평가를 위한 모델 개발

Evaluation of Rotation Capacity of Steel Moment Connections Considering Inelastic Local Buckling - Model Development

이 경 구¹⁾

Lee, Kyungkoo

요 약: 잘 설계된 철골 모멘트 접합부의 경우, 유효회전능력에 도달하기 전에 국부좌굴이 발생하고 비탄성 후좌굴 변형이 접합부 회전능력을 정의하는데 중대한 역할을 한다. 이 연구에서는 국부좌굴로 인한 강도저하와 보 소성힌지의 회전을 모델링하여, 단조증가하중 및 반복하중이 작용하는 특별철골모멘트골조의 강접합 보-기둥 접합부의 회전능력을 예측하기 위한 근사적 해석모델을 제안한다. 제안된 항복선 소성힌지 모델은 좌굴된 소성힌지부의 형상에 기초하여 항복선과 소성존으로 구성되고, 소성메커니즘을 통해 국부좌굴후의 거동까지 포함한 모멘트-회전각 관계를 제공한다. 향상된 WUF-W 와 RBS 접합부를 위해 제안된 모델을 개발한 후 실험결과와 비교를 통해 검증하였다. 동반논문(변수연구)에서는 광범위한 H-형강의 기하학적 변수 따른 접합부 회전능력에 대하여 논의하였다.

ABSTRACT: Well-designed steel moment connections will undergo local buckling before they exhaust their available rotation capacity, and inelastic post-buckling deformation plays a major role in defining the connection rotation capacity. An approximate analytical method to model strength degradation and failure of beam plastic hinges due to local buckling and estimation of the seismic rotation capacity of fully restrained beam-column connections in special steel moment-resisting frames under both monotonic and cyclic loading conditions is proposed in this study. This method is based on the plastic mechanism and a yield line plastic hinge (YLPH) model whose geometry is determined using the shapes of the buckled plastic hinges observed in experiments. The proposed YLPH model was developed for the improved WUF-W and RBS connections and validated in comparison with experimental data. The effects of the beam section geometric parameters on the rotation capacity were discussed in the companion paper (parametric studies).

핵심용어: 회전 능력, 철골 모멘트 접합부, 소성힌지, 국부좌굴, 항복선

KEYWORD: rotation capacity, steel moment connection, plastic hinge, local buckling, yield line

1. 서론

1994년 미국의 노스리지 지진당시 철골모멘트 접합부가 기대에 못 미치는 성능을 보인 후 매우 면밀한 조사가 이루어졌다. 이 조사를 바탕으로 새로운 철골 모멘트골조 구조 설계시의 권고사항이 FEMA-350 (2000)에 요약되었다. 설계 권고사항의 핵심중 하나로 특별철골모멘트골조(SMRF)의 접합부는 보의 공칭소성강도 혹은 최대접합부 저항력의 80%를 유지하면서 4% (radian) 이상의 총 회전능력을 갖추어야 한다. 이를 위해, 새로운 접합부 설계는 규정된 절차에 따른 일련의 사전 자격실험을 통과하도록 요구되고 있다 (FEMA-350 2000;

AISC 2002). 일반적으로 실험에 앞서 새로운 접합부 설계를 위해서 유한요소모델과 같은 정교한 해석적 모델을 사용하여 철골모멘트 접합부의 회전능력을 예측한다. 비록 이러한 해석 방법이 안전하지만 많은 시간과 노력이 소요되어 새로운 접합부 설계 개발을 저해할 수도 있다.

잘 설계된 철골모멘트골조의 경우, 강한 지진하중에 의한 소성변형이 보-기둥 접합부 근처의 소성힌지에 국한된다. 그러므로 철골골조구조의 좋은 소성거동과 에너지소실의 예측을 위해서는 소성힌지의 회전능력과 접합부의 복원력이 필수적이다. 하지만 사전자격실험 기준을 만족하는 전형적 post-Northridge 접합부의 경우, 그 회전능력에 도달하기 전에 그

1) 교신저자. 정회원, 서울대학교 공과대학 건축학과 Post-Doc, 공학박사
(Tel. 02-880-4322, Fax. 02-871-5512, E-mail: kkleee21@snu.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2009년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

림 1에서와 같이 국부좌굴이 발생할 것이다. 이러한 문맥에서 좌굴후 소성변형이 접합부 회전능력을 정의하는데 중대한 역할을 한다.

Gioncu와 Petcu (1997), Anastasiadis 등 (2000), Möller 등 (1997)은 실험적 관찰에 기초한 소성힌지지역의 국부좌굴 형상(그림 1)을 모형화하기 위해서 항복선 개념을 제시한 후, 유럽의 H-형강 보의 회전능력을 결정하는데 소성메커니즘을 사용하였다. 그들의 연구는 항복선 모델의 강도저하와 회전능력 예측이 단조증가하중 실험 결과와 매우 근접함을 보여주었다.

본 연구에서는 단조증가 및 반복하중하의 특별철골모멘트 골조 접합부의 국부좌굴 후의 거동과 회전능력을 평가하기 위한 단순화된 근사해석모델 제안한다. 제안된 "항복선 소성힌지(Yield-Line Plastic Hinge; YLPH)" 모델을 보 및 접합부(WUF-W, RBS 등)에 응용하여 국부좌굴 현상과 보/접합부의 회전능력을 예측하고, 이를 기존의 실험 결과들과의 비교를 통해 검증하고자 하였다.

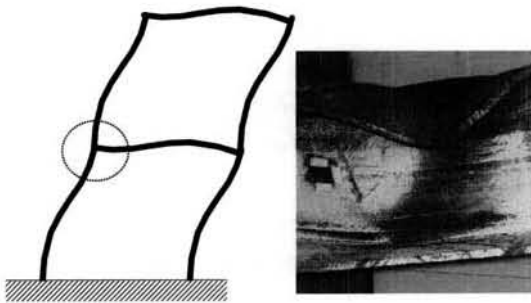


그림 1. 철골모멘트 접합부의 소성변형과 국부좌굴

2. 모델 선행 조건

일반적으로 조밀한 H-형강 보의 플랜지와 웨브는 항복하고 변형경화가 이루어진 이후에 비탄성 국부좌굴이 발생한다. 본 연구에서는 폭 두께비의 내진기준(AISC 2001)을 만족하는 보 단면으로 한정하고, 많은 철골모멘트 접합부 실험의 관측에 기초하여 비탄성 국부좌굴이 보에서만 발생하고 기둥이나 접합부 패널존에서는 국부좌굴이 발생하지 않는다고 가정하였다. 한편, 대다수의 실험은 플랜지 국부좌굴이 발생한 후 웨브의 국부좌굴이 뒤이어 발생함을 보였는데, 본 연구에서는 보수적으로 플랜지와 웨브의 국부좌굴이 동시에 발생하여 상호 작용을 한다고 가정하였다. 이들 두 개의 국부좌굴이 각각 발생시에는 보다 많은 외부 일을 요구하여 소성힌지 저항력 평가가 비보수적이 될 것이다. 또한, 현재로서는 횡-비틀림 국부좌굴은 고려되지 않았다.

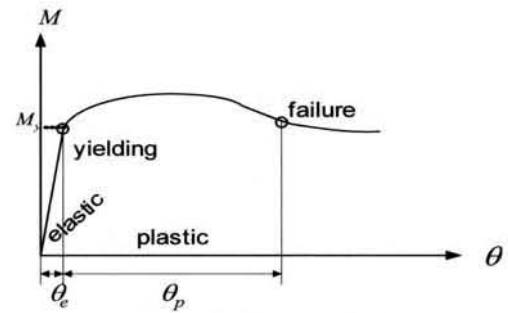
일반적으로 회전각은 그림 2(a)에서와 같이 항복이 일어나

기 전의 탄성회전과 항복 후 파괴까지의 소성회전으로 구성된다. 항복선 소성힌지 모델에서는 보의 소성힌지 회전능력을 그림 2 (b)에서와 같이 다음의 두 개의 회전으로 구성하였다.

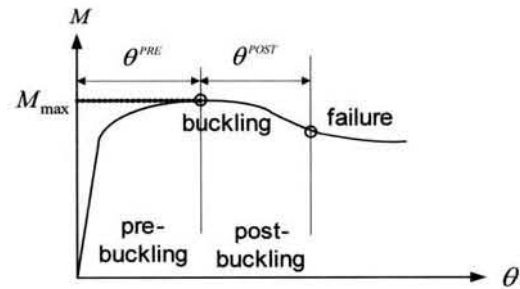
1) 보의 전단면을 충분한 양의 fiber 레이어로 나누고 전통적 휨이론을 사용하는 Fiber Cross Section(FCS) 모델을 이용하여 산정되는 국부좌굴전 회전, θ^{PRE}

2) 제한한 항복선의 소성메커니즘을 사용하여 산정되는 국부좌굴후 회전, θ^{POST}

여기에는 두 가지의 부가적인 가정이 내포되어 있다. 첫째, 국부좌굴이 발생하기 시작하는 순간이 최대모멘트(M_{max})에 상응한다고 가정한다. 이 가정은 횡-비틀림좌굴이나 취성파괴 등의 다른 요인에 의한 강도소실이 없다는 것을 의미한다. 둘째, 국부좌굴후의 회전은 항복선의 소성메커니즘에 의해서만 발생한다고 가정한다. 즉, 전체 회전에 기여하는 Bernoulli의 가정이 지배하는 전통적 휨이론은 국부좌굴후에는 무시한다.



(a) 전형적 회전능력 범위



(b) 항복선소성힌지 회전능력 범위

그림 2. 접합부의 회전능력 범위

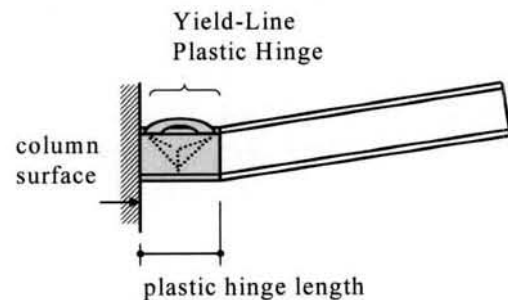


그림 3. 항복선 소성힌지 위치 및 길이

한편, Lay(1965)는 비탄성국부좌굴이 발생하기 전에 플랜지가 완전히 항복하였다고 가정하고 웨브가 플랜지 국부좌굴의 회전을 제한하는 것을 고려하여, 최소 국부좌굴응력에 상응하는 플랜지 좌굴파장(buckling wavelength) L_f 를 다음과 같이 계산하였다.

$$L_f \approx 0.6 \left(\frac{t_f}{t_w} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{h}{b_f/2} \right)^{\frac{1}{4}} \frac{b_f}{2} \quad (1)$$

여기서 t_f = 보 플랜지의 두께, t_w = 보 웨브의 두께, b_f = 보 플랜지의 폭을 나타내고, d_b 를 보의 춤이라 할 때 $h = d_b - 2t_f$ 이다. 본 연구에서는 위의 플랜지 좌굴파장을 그림 3에 보인 보의 소성영역 길이의 반으로 설정하였다.

또한, 최대모멘트(M_{max})로서 FEMA-350 (2000)에서 제안하는 예상최대소성모멘트(M_{pr})를 이용하여 플랜지 국부좌굴을 일으키는 임계응력을 계산하고, 이를 항복응력으로 하는 탄성-완전소성 응력-변형을 관계를 유도하였다. 수정된 항복응력(F_y^*)은 아래와 같다.

$$M_{pr} = C_{pr} R_y Z_e F_y = Z_e F_y^*, \text{ or } F_y^* = C_{pr} R_y F_y \quad (2)$$

위 식에서 C_{pr} = 최대 계수, R_y = 항복응력 초과강도 계수, Z_e = 유효 단면 소성 계수, F_y = 최소 공칭항복응력을 나타낸다.

3. 항복선 소성힌지 모델

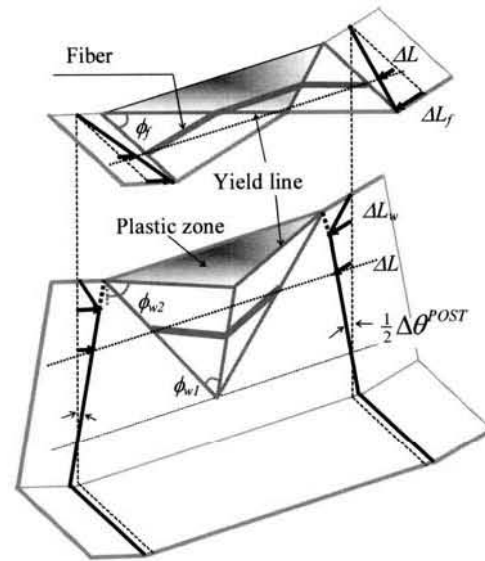
3.1 모델 형상과 변형

그림 4는 전형적인 H-형강 보단면의 좌굴형상을 묘사한 항복선 소성힌지 모델을 나타낸 것이다. 기하학적 가정은 다음과 같다: i) 플랜지와 웨브의 좌굴파장 (L_f 와 L_w)은 소성힌지가 회전하는 동안 길이가 변하지 않는다 (Möller 등 1997). ii) 플랜지와 웨브는 회전동안 직각을 유지한다. iii) 소성힌지 양측의 좌굴하지 않은 경계면은 변형 후에도 평면상에 존재한다.

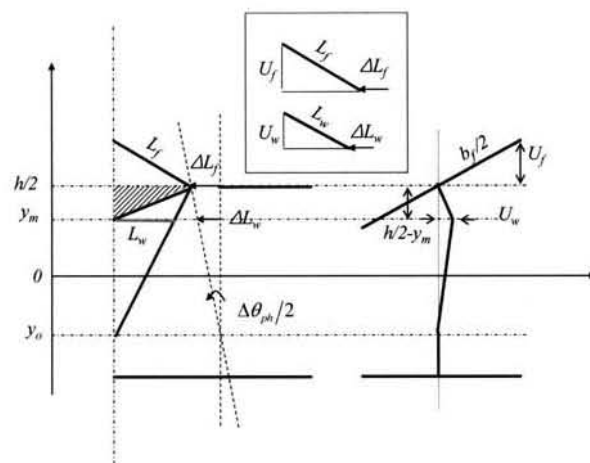
항복선 메커니즘 변형관계는 다음과 같이 제안한다.

- 1) 우선 플랜지 좌굴파장 L_f 를 식 (1)에 따라 산정하고, 삼각형 기하학적 비례를 통해 웨브 좌굴파장 L_w 를 산출한다.
- 2) 항복선 소성힌지 회전각 증가를 $\Delta\theta^{POST}$, 플랜지 항복선 메커니즘 변위증가를 ΔL_f , 웨브 항복선 메커니즘 변위증

가를 ΔL_w 라고 하면, 모델 형상의 기하학을 통해 다음과 같은 관계식이 성립된다.



(a) 항복선 소성힌지 모델의 3차원 형상



(b) 단면의 기하학적 관계

그림 4. 단조증가 항복선 소성힌지 모델의 구성

$$\frac{\Delta\theta^{POST}}{2} = \frac{\Delta L_f}{h/2 - y_o} = \frac{\Delta L_w}{y_m - y_o} \quad (3)$$

여기서 y_m = 최대 웨브좌굴진폭이 발생하는 위치, y_o = 소성힌지의 회전중심 위치를 나타낸다. [그리 4 (b) 참조]

3) 피타고라스 정리를 이용하여, 플랜지와 웨브의 좌굴진폭 (buckling amplitude) U_f 와 U_w 를 각각 다음과 같이 표현할 수 있다.

이경구

$$\begin{aligned} U_f^2 &= L_f^2 - [L_f - \Delta L_f]^2 \approx 2L_f \Delta L_f \\ U_w^2 &= L_w^2 - [L_w - \Delta L_w]^2 \approx 2L_w \Delta L_w \end{aligned} \quad (4)$$

4) 플랜지와 웨브가 직각을 유지하면서 비틀어진다고 가정 하였으므로 U_f 와 U_w 는 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$\frac{U_f}{b_f/2} = \frac{U_w}{(h/2) - y_m} \quad (5)$$

5) 최종적으로 최대 웨브 좌굴진폭이 발생하는 위치 y_m 은 소성힌지 회전증가에 관계없이 다음과 같이 표현되어, 항복선 소성힌지 형상이 완성된다.

$$y_m = \frac{\left(\frac{h}{2}\right)^2 - \left(\frac{h-b_f}{2}\right)y_o}{\left(\frac{h+b_f}{2}\right) - y_o} \quad (6)$$

그림 4 (a)에서와 같이 소성힌지 내의 플랜지와 웨브의 항복선 메커니즘은 축방향 수축이 일어나는 소성존 (plastic zone)과 소성회전이 일어나는 항복선(yield-line)을 포함한다. 우선 플랜지 좌굴 메커니즘을 위해 플랜지 너비의 중심축으로부터 거리 x 에 위치한 fiber를 고려하자. 이 fiber의 축방향 변형은 소성존의 수축과 항복선 회전에 의한 강체운동으로 구분된다. 소성존의 수축을 제외한 fiber의 축방향 변위증가 (ΔL)와 좌굴진폭(U)은 두 개의 항복선 회전증가 ($\Delta\theta_1^{YL}, \Delta\theta_2^{YL}$)에 연결될 수 있다 (Möller 등 1997). 다음으로 좌굴된 웨브의 fiber를 고려하자. 웨브의 좌굴형상 메커니즘은 두 부분으로 나뉜다. 상부는 소성존과 항복선을 포함하지만, 하부는 항복선만으로 구성된다. 플랜지의 경우와 마찬가지로 소성존의 수축을 제외한 fiber의 축방향 변위증가는 관련 항복선 회전증가와 연결된다. 최종적으로 플랜지와 웨브 fiber들을 위한 다음과 같은 관계식이 성립된다.

$$\begin{bmatrix} \Delta\theta_1^{YL} \\ \Delta\theta_2^{YL} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \end{bmatrix} \cdot \frac{\Delta L}{U} \quad (7)$$

여기서,

$$\begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ 1/\cos\phi_f \end{bmatrix} : \text{플랜지 fiber의 경우}$$

$$\begin{aligned} &= \begin{bmatrix} 1/\cos\phi_{w1} \\ 1/\cos\phi_{w2} \end{bmatrix} : \text{상부 웨브 fiber의 경우} \\ &= \begin{bmatrix} 1/\cos\phi_{w1} \\ 1 \end{bmatrix} : \text{하부 웨브 fiber의 경우} \end{aligned}$$

한편, 각 fiber의 축방향 변위증가 (ΔL)와 좌굴진폭(U)은 그 거리 x 에 따라 각각 플랜지/웨브의 항복선 메커니즘 변위증가($\Delta L_f, \Delta L_w$)와 좌굴진폭 (U_f, U_w)과 비례적 관계를 갖는다. 따라서 식 (3)과 (7)을 통해, 보 소성힌지의 회전증가에 따라 보단면 fiber들의 축방향 변위증가와 항복선 회전증가를 알 수 있다.

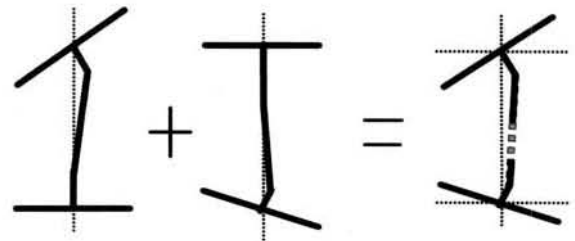


그림 5. 반복재하시의 항복선 소성힌지 기하학적 합성

반복하중하에서는 그림 5에서와 같이 두 개의 좌굴형상이 고려되어야 한다. 일단 순방향 하중에 의해 압축된 플랜지/웨브 영역에서 국부좌굴이 발생한 후, 다시 역방향 하중이 가해졌을 때 좌굴된 플랜지/웨브 영역이 인장을 받으면서 완전히 펴지고 이러한 형상이 반복하중하에 계속 유지된다면, 그림 4의 단조증가 항복선 소성힌지 모델로서 충분할 것이다. 하지만, 좌굴된 플랜지/웨브 영역이 역방향 하중에 의해서 완전히 펴지지 않은 상태로 다시 순방향 하중을 받는 경우 그림 4에서와 같이 잔여 좌굴형상이 반복하중하에 지속적으로 축적될 것이다. 이 잔여 좌굴형상이 단조증가하중하의 국부좌굴에 의한 강도저하에 비해 반복하중하의 강도저하를 가속화하는 요인이 된다. 제안된 모델은 그림 5의 두개의 반대방향 단조증가 좌굴형상을 중첩하여 fiber의 축방향 변위증가를 구하였다.

3.2 힘-변형 관계

그림 6은 단위너비와 두께가 t 인 한 fiber의 경우를 나타낸다. 여기서는 좌굴된 플랜지의 fiber를 예로 보여주었는데 웨브상의 fiber도 같은 관계이다. 항복선의 모멘트-회전각 관계를 탄성-완전소성 관계로 가정하면, 항복선의 소성모멘트

(m_p)는 다음 식으로 정의된다.

$$m_p = \frac{F_y^* t^2}{4} \quad (8)$$

이 소성모멘트가 전체 항복선을 따라 작용한다고 가정하자. fiber의 축방향 변위증가에 축력(N)이 한 외부일은 항복선 회전증가에 모멘트(m_p)가 한 내부일과 같다고 놓으면, 다음과 같은 관계식이 성립된다. (fiber의 축방향 변형에서 소성존의 수축을 제외한 변위증가 ΔL 만을 고려함으로써 소성존의 수축관련 내부일은 포함되지 않는다)

$$N \cdot \Delta L = \sum_{i=1}^2 m_p \cdot \Delta \theta_i^{yz} \quad (9)$$

식 (7)을 식 (9)에 대입하면 축력 N 은 다음과 같다.

$$N = \frac{m_p}{U} \cdot (A_1 + A_2) \leq F_y^* t \quad (10)$$

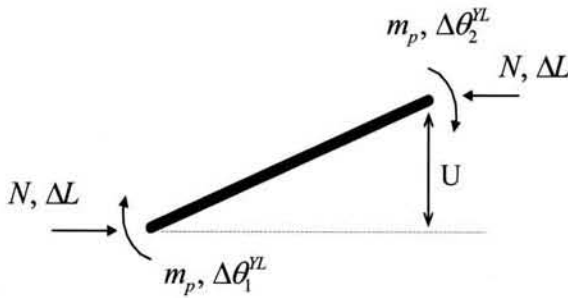


그림 6. 가상일 법칙

여기서 A_1 , A_2 는 식 (7)에서 구한 변수이고, 제안된 모델은 식 (2)에 나타난 응력이 최대이므로 fiber의 최대축력을 $F_y^* t$ 로 제한하였다. 식 (10)은 좌굴진폭 (U)가 증가함에 따라 플랜지/웹 fiber에 가해지는 축력이 비선형적으로 감소됨을 의미한다.

3.3 단면 평형 관계

항복선 소성힌지 모델에서는 그 단면이 충분한 양의 fiber들로 나뉘어 지고, 이에 작용하는 fiber 축력들은 소성힌지 단면에 작용하는 모멘트와 평형을 이루어야 한다. 단면상 좌굴된 단면부 (그림7의 "YLPH" 부분)에서는 식 (10)을 이용

한 항복선 fiber 모델을 통해 fiber 축력을 구한다. 한편, 비좌굴 단면부 (그림7의 "Axial" 부분)에서는 탄성-완전소성 응력-변형률 관계를 fiber에 적용하여 fiber 축력을 산정한다. 이렇게 얻어진 축력들을 fiber 면적 (=단위너비 x 두께 t)으로 나누면 그림 7에서와 같이 소성힌지 단면의 유효 응력 분포를 얻을 수 있다. 예상 응력분포를 이용하여 단면의 모멘트와 축력을 계산할 수 있다.

한편, 전체 응력분포는 완성되는데, 이는 회전각의 증가함에 따라 좌굴진폭이 커지고, 식 (10)에 의한 좌굴된 fiber의 축력은 감소한다. 전체 응력분포에서 압축응력이 감소되는 것이므로 전체 단면의 중립축이 이동하게 된다. 중립축의 위치 변화는 단면에 가해지는 외부 모멘트 및 축력과 유효응력분포를 이용한 내부 모멘트 및 축력이 평형을 이룰 때까지 반복 계산함으로써 구할 수 있다.

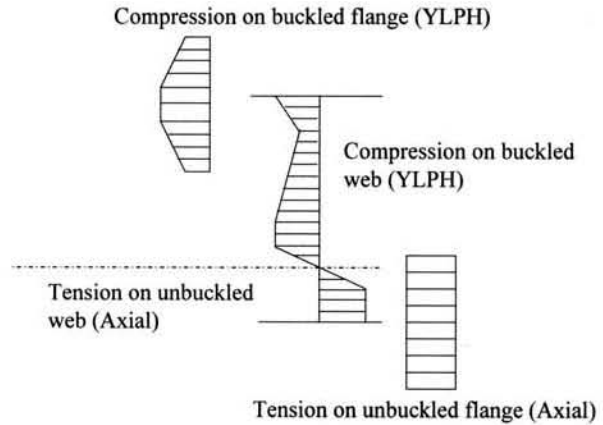


그림 7. 소성힌지 단면의 유효 응력분포

4. 모델 타당성 검증

4.1 해석 모델링

본 연구에서는 외부 접합부 서브어셈블리의 거동 예측을 통해 제안된 항복선 소성힌지 모델의 타당성을 검증하고자 하였다. 그림 8은 기둥, 항복선 소성힌지(YLPH), 일반적 fiber cross section (FCS) 모델로 구성된 외부 접합부 서브어셈블리의 해석적 모델을 나타낸 것이다. 해석모델에서 강한 기둥과 강한 패널존을 가정하여 그들의 탄성 거동만을 묘사하는 회전스프링 모델을 사용한다. 항복선 소성힌지 모델은 FEMA-350 (2000)에서 제안하는 기둥면으로부터의 일정 거리에 위치하여 보의 좌굴된 소성힌지영역의 회전각과 모멘트를 결정한다. 보의 비좌굴 탄성영역의 거동을 묘사하기 위해서 FEDEAS (Filippou, 2000)의 FCS 모델을 사용하였다. 해

석의 반복계산을 위해서 Newton의 방법과 Bisection 방법이 모델에 사용되었다.

기둥과 보의 탄성영역을 위한 응력-변형을 관계를 위해 강도경화를 가진 이중선형 재료 모델을 사용하였다. 항복선 소성힌지 모델에는 식 (2)의 수정된 항복응력을 가진 탄성-완전 소성 재료 특성이 적용되었다.

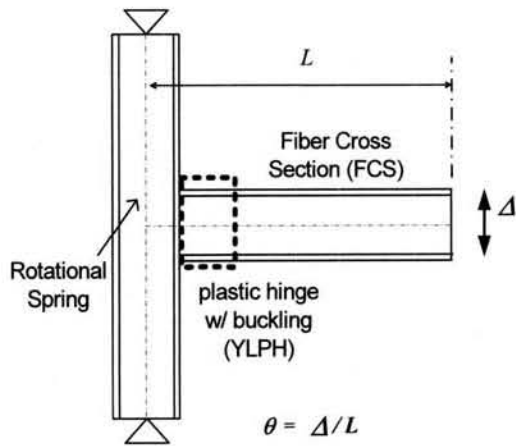


그림 8. subassembly 모델 및 해석

4.2 단조증가하중하의 유효 회전능력

단조증가하중하의 항복선 소성힌지 모델의 타당성을 검증하기 위해서, Lukey와 Adams (1969), Kuhlmann (1989), Kemp (1996)의 실험 결과를 인용하였다. Kemp (1996)는 보의 회전 능력과 세 가지 좌굴 모드 (플랜지 국부좌굴, 웨브 국부좌굴, 횡-비틀림 좌굴)를 위한 폭 두께비와의 관계성을 주장하고, 단조증가하중하의 보의 순수 휨 거동 실험 결과를 기초로 유효 폭 두께비(λ_e)와 유효회전능력(R_a)을 다음과 같이 정의 하였다.

$$\lambda_e = \left[\frac{h_o}{t_w} \frac{\gamma_w}{70} \right] \left[\frac{b_f}{2t_f} \frac{\gamma_f}{9} \right] \left[\frac{L_i}{r_{yc}} \gamma_f \right] \quad (11)$$

$$R_a = \frac{\theta_a}{\theta_e} \quad (12)$$

여기서 $\gamma_w = \sqrt{F_{yw}/250}$, $\gamma_f = \sqrt{F_{yf}/250}$ (F_{yw} , F_{yf} = 웨브, 플랜지의 항복응력: 단위는 MPa), L_i = 보의 반스팬 길이, r_{yc} = 약축에 대한 압축단면 2차반경, θ_e = 탄성회전각, θ_a = 소성모멘트까지 강도저하에 해당하는 비탄성(소성) 회전을 나타낸다 (Kemp, 1996).

표 1은 13개의 보의 실험결과(Kuhlmann, 1989)와 제안된 모델의 해석결과를 앞서 정의한 유효 폭 두께비와 유효회전능력과의 관계로 나타낸 것이다 [재료특성 및 보 크기 등의 정보는 Kemp (1996) 참고]. 비교결과는 항복선 소성힌지 모델의 타당성을 보여줄 뿐만 아니라, 단조증가하중하의 유효회전능력과 유효 폭 두께비의 관계가 명확함을 알 수 있다.

표 1. 단조증가하중하의 보의 유효회전능력 비교

Specimens	λ_e	R_a^{test}	$R_a^{analysis}$
1	25	10.5	10.3
2	25	12	11.5
3	25	13.5	14.3
4	27	9.5	8.4
5	28	5.5	6.1
6	29	11.5	10.3
7	29	8.7	8.5
8	32	8.6	8.0
9	34	7.2	6.7
10	35	7.8	8.2
11	46	5.1	5.4
12	50	3.8	4.5
13	51	3.6	4.1

4.3 반복하중하의 모멘트-회전각 관계

반복하중하의 항복선 소성힌지 모델의 타당성을 검증하기 위해서, 두 가지 유형의 접합부 서브어셈블리 실험 결과를 인용하였다. 첫째, Ricles 등 (2002)이 실험한 향상된 WUF-W (Welded Unreinforced Flange-welded Web) 접합부 서브어셈블리를 모델링 하였다. 둘째, 이철호 등(2006)이 실험한 RBS (Reduced Beam Section) 접합부 서브어셈블리를 모델링 하였다. RBS 실험체 해석에서는 플랜지 일부가 절취된 RBS부에서 국부좌굴이 발생함을 고려하여 항복선 소성힌지 모델을 RBS부 중간 위치에 모델링하였다. 이 때 타원형으로 절취된 플랜지부의 최소너비를 항복선 소성힌지 모델 단면을 위한 플랜지 너비로 선택하고, 이에 상응하는 플랜지 좌굴파장과 형상, 변형을 바탕으로 본문 3절에 기술된 항복선 메커니즘을 적용하였다. 실험 모델의 보, 기둥 단면제원 및 접합부 유형을 표 2에 나타내었다.

표 2. 접합부 해석모델의 제원

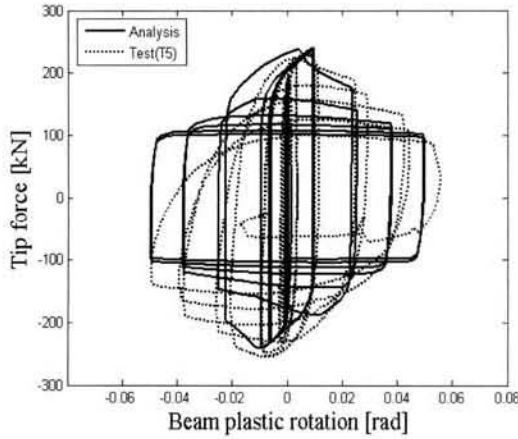
Specimens	Connection Type	Beam Sections	Column Sections
T5	WUF-W	H911x304x16x24	H435x412x36x57
DB700-SW	RBS	H700x300x13x24	H428x407x20x28

그림 9 (b)는 RBS 접합부의 모멘트-회전각 관계를 나타낸 것으로, 해석결과와 실험결과가 매우 유사함을 보여준다. 이철호 등(2006)은 선택된 시험체의 경우 강한 패널존이 패널존 변형을 줄이고 보의 소성힌지부에서의 국부좌굴현상이 명확했음을 확인하였다. 다른 요인보다 보의 소성힌지부에서의 국부좌굴이 강도저하의 주 원인이 될 때 제안된 해석모델의 접합부 회전능력 예측은 상당히 정확할 수 있음을 보여준다.

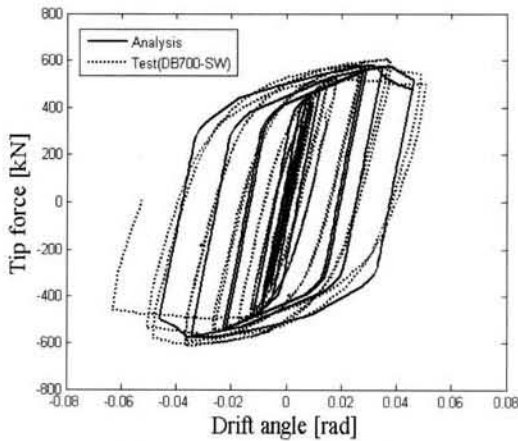
5. 결론

이 연구는 단조증가하중 및 반복하중을 받는 보-기둥 접합부의 국부좌굴 거동에 관한 것으로 이를 위하여 항복선 소성힌지 모델을 제안하였다. 이 연구의 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

- (1) 국부좌굴현상과 이로 인한 강도저하를 묘사하는 소성힌지 모델을 개발하였다. 항복선 방법을 이용하여 국부좌굴후의 조밀한 H-형강 보 소성힌지의 형상을 모델링하고, 가상일 법칙을 통해 소성힌지를 위한 힘-변형 관계를 성립한 후, 보 단면의 힘 평형을 만족시킬 때까지 반복계산을 통해 좌굴된 단면의 유효응력분포를 계산하였다. 최종적으로 소성힌지의 회전각 증가에 상응하는 국부좌굴에 의해 저하된 모멘트를 예측할 수 있다.
- (2) 단조증가하중에 의한 압축된 플랜지/웹브 좌굴에 비해 큰 폭의 반복하중시에는 플랜지/웹브가 압축과 인장이 반복되는 과정에서 완전히 퍼지지 못하게 된다. 이러한 잔여좌굴형상이 하중의 반복과 더불어 플랜지/웹브의 좌굴진폭을 키우면서 강도저하를 가속화시킴을 관찰하였다.
- (3) 단조증가하중하의 보의 유효회전능력에 대한 해석모델의 해석결과를 실험결과와의 비교를 통해서 타당성을 검증하였다.
- (4) 반복하중하의 WUF-W와 RBS 접합부의 모멘트-회전각 관계를 위한 해석결과와 실험결과와의 비교를 통해 개발된 항복선 소성힌지가 반복하중하의 접합부 회전능력 예측에 효율적인 근사적 해법을 제공함을 관찰하였다.
- (5) 제안된 모델은 국부좌굴의 시작, 좌굴형상, 좌굴 진폭을 효과적으로 고려한다. 이를 통해 접합부 회전능력에 대한 광범위한 H-형강 폭-두께비 등의 변수 영향에 관한 연구와 접합부 회전능력 평가를 신속하고 효율적으로 수행할 수 있는 장점이 있다.



(a) WUF-W 접합부 해석과 실험 결과 비교



(b) RBS 접합부 해석과 실험 결과 비교

그림 9. 반복하중하의 접합부 모멘트-회전각 관계

그림 9 (a)는 반복하중하의 WUF-W 접합부의 모멘트-소성회전각 관계를 나타낸 것이다. 종축은 기둥 외주면에서의 모멘트 (M_r)를 보의 공칭소성모멘트 (M_p)로 나누어 정규화하고, 실험중에 측정된 패널존 변형을 제외한 보의 소성회전각을 항복선 소성힌지 모델의 해석 결과와 비교하였다. 해석모델은 국부좌굴이 발생하는 순간의 다음 사이클에서 보다 급속한 강도저하를 나타내었다. 이는 항복선 소성힌지 모델의 근사적 해법요소에서 기인한 것으로 추정되며, 제안된 모델은 실험결과보다 보 소성회전능력을 보다 보수적으로 예측할 것으로 예상된다.

참 고 문 헌

- 이철호, 김재훈, 전상우, 김진호 (2006), 보 플랜지 절취형 (RBS) 철골 모멘트 접합부의 균형패널존 강도, 한국강구조학회 논문집, 제 18권 1호, pp.59-69.
- AISC (2002), *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
- Anastasiadis, A, Gioncu, V, and Mazzolani, F.M. (2000), New trends in the evaluation of available ductility of steel members, *Proceedings of Behavior of Steel Structures in Seismic Areas*, pp 3-26.
- FEMA (2000), *Recommended Seismic Design Criteria For New Steel Moment-Frame Buildings*, FEMA Report No. 350, Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C., 2000.
- Filippou, F.C. (2000), *FEDEAS: Finite Element for Design, Evaluation and Analysis of Structure*, Department of Civil and Environmental Engineering, University of California at Berkeley.
- Gioncu, V, and Petcu, D (1997), Available rotation capacity of wide-flange beam and beam-columns part 1, 2, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 43, No 1-3, pp 161-244.
- Kemp, A.R. (1996), Inelastic local and lateral buckling in design codes, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol 122, No 4, pp374-382.
- Kuhlmann, U. (1989), Definition of flange slenderness limits on the basis of rotation capacity values, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 14, No 1, pp 21-40.
- Lay, M, G (1965), Flange Local Buckling in Wide-Flange Shapes, *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol 91, No 6, pp. 95-115.
- Möller, M, Johansson, B, and Collin, P (1997), A new analysis model of inelastic local flange buckling, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 43, No 1-3, pp 43-63.
- Lukey, A.F., and Adams, P.R. (1969), Rotation capacity of wide flanged beams under moment gradient, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol 95, No 6, pp 1173-1188.
- Ricles, J.M., Fisher, J.W., Lu, L-W, Kaufmann, E.J. (2002), Development of improved welded moment connections for earthquake-resistant design, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 58, No 5-8, 2002, pp 565-604.
- (접수일자 : 2008. 7. 8 / 심사일 2008. 7. 25 / 게재확정일 2008. 9. 30)