

비탄성 국부좌굴을 고려한 철골 모멘트 접합부의 회전능력에 대한 변수 연구

Evaluation of Rotation Capacity of Steel Moment Connections Considering Inelastic Local Buckling - Parametric Studies

이 경 구¹⁾

Lee, Kyungkoo

요 약 : 동반논문(모델개발)에서는 특별철골모멘트골조의 강접합 보-기둥 접합부의 회전능력을 예측하기 위한 해석모델을 제안하였다. 본 논문에서는 접합부 회전능력 기준으로 두 개의 극한상태를 고려하였다. 첫째, 보 단면의 국부좌굴로 인해 공칭소성강도까지 강도저하가 발생하였을 때를 회전능력으로 보는 강도저하 극한상태를 고려하였다. 둘째, 큰 진폭의 변형이 몇 번 반복 후에 좌굴된 플랜지에서 소성변형을 축적으로 야기 되는 저주기 피로 파단을 극한상태로 고려하였다. 두 극한상태까지 제안한 모델을 이용하여 단조증가하중 및 반복하중하에 일련의 해석을 수행하였다. 실무설계에서 사용되는 범위의 다양한 H-형강 보를 모델링한 후, 플랜지 및 웹 폭-두께비와 같은 보 단면의 기하학적 변수가 WUF-W 접합부의 회전능력과 저주기 피로수명에 미치는 영향을 관찰하였다.

ABSTRACT : In the companion paper (Model Development), an analytical model estimating the available rotation capacity of fully restrained beam-column connections in special steel moment-resisting frames was proposed. In this paper, two limit states were considered as the connection rotation capacity criteria: (i) strength degradation failure when the strength falls below the nominal plastic strength due to the local buckling of the beam's cross-section and (ii) low-cycle fatigue fracture caused by plastic strain accumulation at the buckled flange after only a few cycles of high-amplitude deformation. A series of analyses are conducted using the proposed model with two limit states under monotonic and cyclic loadings. Beam section geometric parameters, such as flange and web slenderness ratios, varied over the practical ranges of H-shaped beams to observe their effect on the rotation capacity and low-cycle fatigue life of pre-qualified WUF-W connections.

핵심용어 : 회전 능력, 철골 모멘트 접합부, 강도저하, 저주기 피로, 폭-두께비

KEYWORD : rotation capacity, steel moment connection, limit states, strength degradation, low-cycle fatigue, slenderness ratio

1. 서론

동반논문(모델개발)에서는 특별철골모멘트 접합부의 회전능력을 예측하기 위하여 보 국부좌굴 현상을 반영한 소성힌지 모델을 제안하였다. 일반적으로 보-기둥 접합부의 회전능력은 보의 공칭소성강도 이하로 접합부의 강도가 저하될 때의 회전각으로 정의되고 있다 (FEMA-350 2000). 충분한 연성을 가진 접합부의 강도 저하는 주로 국부좌굴로 인해 발생하며, 재료 물성, 단면 형상, 접합부 종류 등의 많은 변수에 영향을 받는다.

한편, 철골모멘트 접합부의 반복하중 실험에서 큰 진폭의 변형이 몇 번 반복 후에 소성힌지 영역에서의 좌굴이 발생하면

서 연성 찢어짐(tearing)이 관측되었다. 이러한 연성 찢어짐은 소성힌지 영역(좌굴 형상)에서 과도한 소성변형이 매 변형주기 때마다 축적되어 발생한 것이라 할 수 있다. 이러한 거동을 저주기 피로 (Low Cycle Fatigue) 현상이라 하며, 강진 발생 시 철골 구조물의 파괴는 저주기 피로에 민감하다. 저주기 피로에 대한 저항은 접합부 사전자격 실험의 명시적인 요구사항은 아니지만, 강진의 몇 주기만으로 철골구조물 접합부에서의 이러한 파괴 위험은 지양되어야 한다.

본 논문에서는 항복선 소성힌지(YLPH) 모델을 응용한 일련의 해석을 통해, 향상된 WUF-W 접합부 회전능력에 영향을 미치는 변수들에 관하여 논의하였다. 우선 접합부 회전능력을 정의하기 위하여, 보의 국부좌굴로 인한 강도저하 극한상태와

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.

소성힌지 영역에서 소성변형률 축적으로 인한 저주기 피로수명을 고려하였다. 플랜지/웹브 폭-두께비와 같은 보 단면 기하학적 변수의 접합부 회전능력에 대한 영향을 관찰하였다.

2. 회전능력과 극한상태

강도저하 극한상태는 FEMA-350 (2000)에 층간변위각 혹은 상응하는 접합부 회전각으로 명시되어 있다. 접합부에서 파단이 발생할 때의 접합부 회전각과 보의 공칭소성강도 이하로 강도저하가 일어나는 순간의 회전각 중 작은 것을 선택하여 극한상태의 기준으로 삼는다. 용접, 볼트, 금속(base metal)의 파단이나 보의 좌굴과 같은 골조거동이 접합부 어셈블리의 강도저하와 극한상태를 제어할 것이다. 충분한 연성을 가진 접합부의 경우 용접과 볼트 파단의 가능성을 배제하면, 보의 국부좌굴로 인한 공칭소성강도까지의 강도저하와 플랜지의 인장 파단이 접합부 회전능력을 결정하는 기준이 될 수 있다.

인장 파단의 경우 압축과 인장을 받은 플랜지 둘 다에서 발생할 수 있다. 예를 들어, 소성힌지에서 국부좌굴이 발생하면 압축에 의해 좌굴된 플랜지의 항복선을 따라 균열이 발생할 수 있다. 즉, 좌굴된 플랜지가 전체적으로는 압축력을 받지만, 좌굴된 곡면에서 항복선의 회전이 인장을 유발하고, 항복선 표면이 재료 인장변형률, ϵ_u 에 도달하면 균열이 발생할 것이다.

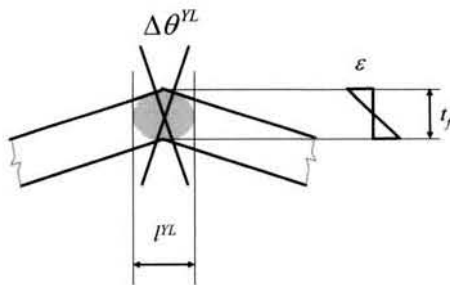


그림 1. 좌굴된 플랜지의 항복선에서의 인장 파단

그림 1은 좌굴된 플랜지의 항복선 표면에서의 변형률(ϵ)과 항복선 회전($\Delta\theta^{YL}$)과의 관계를 나타낸 것이다. 우선, 항복선 소성힌지의 길이(l^{YL})를 플랜지 두께(t_f)와 같다고 놓고 항복선 단면 곡률(κ)을 항복선 소성힌지 길이에 걸쳐 등분포로 가정하면, 다음과 같은 관계식이 성립된다.

$$\Delta\theta^{YL} = \kappa \times l^{YL} = \kappa \times t_f \tag{1}$$

플랜지 중심선의 변형이 없다고 가정하고 식 (1)을 대입하면, 항복선 회전($\Delta\theta^{YL}$)과 항복선 주요표면에서의 변형률(ϵ)은 다음과 같이 표현될 수 있다 (Vayas 1997).

$$\epsilon = \kappa \frac{t_f}{2} = \frac{\Delta\theta^{YL}}{2} \tag{2}$$

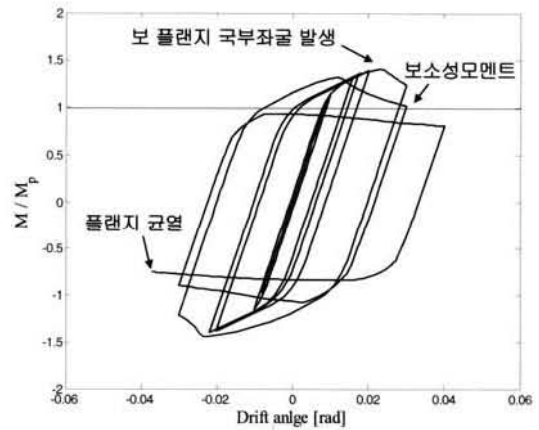


그림 2. 반복하중하의 이력곡선과 극한상태

그림 2는 항복선 소성힌지 모델을 이용한 해석 결과로서, FEMA/SAC의 다단계 지진하중 프로토콜에 따른 반복변위하중(Krawinkler 등 2000)에 따른 강도-변형 이력거동의 예를 보여준다. 종축은 접합부 모멘트를 보소성모멘트(M_p)로 정규화한 것이고, 횡축에는 층간변위각을 나타낸 후, FEMA-350(2000)에 명시된 극한상태들을 순차적으로 살펴 보았다. 보의 플랜지 국부좌굴이 발생한 순간에 해당하는 층간변위각은 즉시거주(Immediate Occupancy) 극한상태의 층간변위각 요구성능인 0.02 radian에 가깝다. 국부좌굴은 0.03radian 변위하중의 첫 번째 주기 중에 발생함을 알 수 있다. 접합부 강도가 공칭소성모멘트 이하로 저하되는 순간의 층간변위각은 대략 0.03 radian으로 0.03radian 변위하중의 두 번째 주기중에 도달하였다. 한편, 소성힌지 모델에서 플랜지 파단(균열)은 0.04radian 변위하중의 첫 번째 주기 중에 발생하였다. 이 결과를 통해 강도저하 극한상태를 위한 층간변위각 성능은 0.03 radian (공칭소성모멘트 상응 변위각과 플랜지 파단 상응 변위각 중 작은 것)이라 할 수 있다.

3. 저주기 피로

제안된 항복선 소성힌지를 이용하면 FEMA-350(2000)의 붕괴방지(Collapse Prevention) 극한상태를 플랜지 파단발생 시

점과 연결하여 저주기 피로수명으로 표현할 수 있다. 항복선 소성흔지 모델에서 좌굴된 플랜지 항복선의 인장변형률 성능을 0.2로 가정하고, 동일진폭의 반복 변위하중을 가하여 플랜지 파단으로 인한 접합부 파괴까지의 주기 숫자를 결정하였다. 그림 3은 동일진폭 변위하중과 좌굴 플랜지의 인장변형률 도달 과정을 개략적으로 나타낸 것이다. 동일진폭의 변위하중이 접합부 서브어셈블리에 작용하더라도 좌굴된 플랜지가 완전히 펴지지 않고 잔여 좌굴 진폭이 축적되면서 증가하게 되고, 이 과정에서 플랜지 항복선에서의 변형률 진폭도 점진적으로 증가하게 되어 인장변형률에 도달하게 된다.

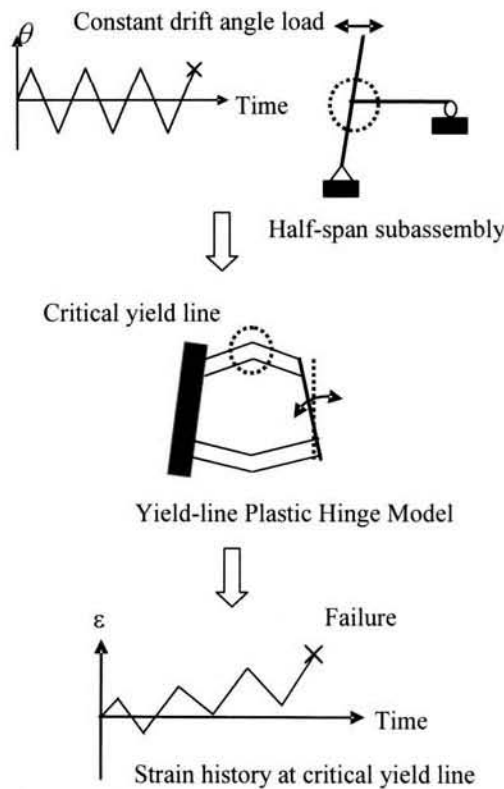


그림 3. 피로에 의한 변형률 축적과 항복선 파괴 개략도

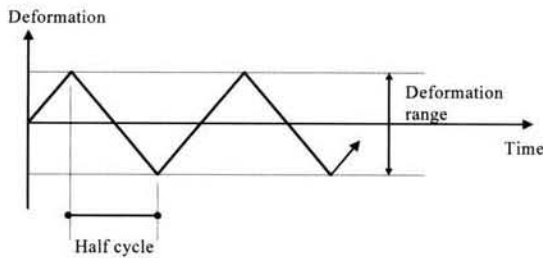


그림 4. 변위하중에서의 변위하중범위와 반주기 정의

동일진폭의 반복 변위하중에서 변형범위(deformation range)와 반주기(half cycle)는 그림 4에서와 같이 정의된다. Manson(1953)과 Coffin(1954)은 변형범위와 파괴까지의

반복횟수의 관계를 식 (3)과 같이 표현하고, 이를 로그단위에서 선형적으로 근사화하였다.

$$N_f \cdot S^m = C \quad (3)$$

여기서 N_f 는 파괴까지의 반복횟수, S 는 일정 변형범위, C 와 m 은 실험에서 얻은 물성 계수를 나타낸다. Fisher 등(1998)에 의하면, 실험결과 m 값으로 소성변형의 경우 약 2이고, 탄성과 소성을 포함한 총변형의 경우 약 3이다.

그림 5는 항복선 소성흔지 모델을 이용한 해석 결과를 이용하여 총변위각 범위와 파괴 반복(반주기) 횟수의 관계를 로그단위로 표현한 것이다. 대표적인 접합부 서브어셈블리 모델(표 1의 모델 1)에 서로 다른 고정진폭 변위하중을 각각 반복적으로 작용한 후, 파괴가 일어날 때까지의 반주기수를 구하였다.

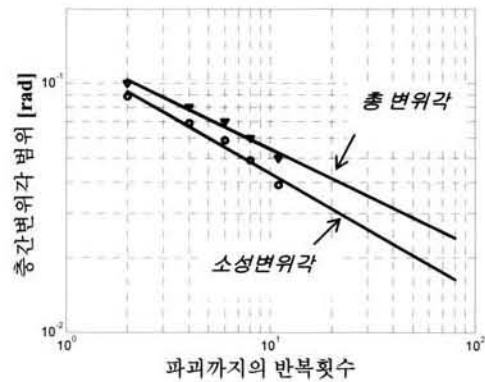


그림 5. 대표적 서브어셈블리 피로수명

총 총간변위각과 소성 총간변위각의 피로곡선은 로그단위상 선형인 Manson-Coffin 관계 (S-N 곡선)와 잘 일치하였다. 소성흔지 모델 해석결과를 선형 최소자승법(linear least-square)을 이용하여 근사화하였을 때, 총 총간변위각의 경우 $m = 2.52$, 소성 총간변위각의 경우 $m = 2.12$ 로 산정되었다. 이 값들은 실험결과 제시된 물성계수와 비슷한 양상을 보인다. 다시 말해, 저주기 피로 극한상태를 기초로 둔 회전능력 허용기준은 물성 차원에서 정의된 저주기 피로현상에 기반을 둘 수 있다.

4. 해석 모델링

본 해석에서는 그림 6에서와 같이 외부 접합부 서브어셈블리를 기본모델로 하고 다양한 보 단면을 적용하였다. 변수를 줄이기 위해서, 보가 소성변형을 유발하면서 탄성 상태를 유지할 수 있도록 H435×412×36×57(W14×311) 기둥을

모든 해석모델에 사용하였다. 또한, 반스팬 길이를 4.5m로 고정하고, 순 스패ん길이 대 보춤 비(clear span-to-depth ratio)를 설계실무에서 널리 사용되는 8 이상이 되도록 보의 크기를 선택하였다. 하중의 경우 단조증가하중과 반복하중을 해석에 적용하였고, 특히 반복하중의 경우 FEMA/SAC의 하중 프로토콜에 따른 반복변위하중(Krawinkler 등 2000)을 적용하였다. 강재의 응력-변형률 관계를 위해 강도경화를 가진 이중선형 재료 모델을 사용하였다: 항복강도는 $F_y = 345$ MPa, 최대인장강도는 $F_u = 448$ MPa, 탄성계수는 $E = 2.0 \times 10^5$ MPa, 접선계수는 $E_t = 4.0 \times 10^3$ MPa이다. 기둥, 보, 항복선 소성힌지 모델에 관한 자세한 내용은 동반논문(모델 개발)에 기술하였다.

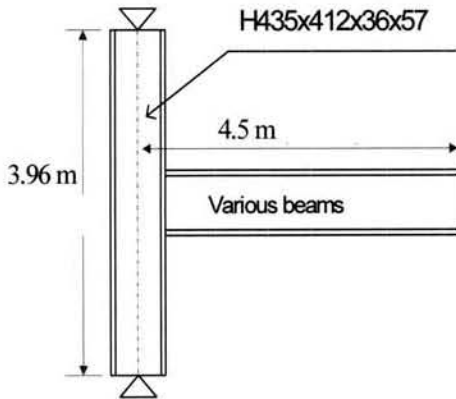


그림 6. 기본 접합부 서브어셈블리 해석모델 및 변수

표 1. 강도저하 관련 해석모델의 보 단면 제원

Models	d_b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	λ_w^{sp}	λ_f^{sp}	λ_e^{sp}
1	914	15	305	21	1.00	1.00	1.00
2	914	19	305	21	0.78	1.00	0.78
3	914	25	305	21	0.60	1.00	0.60
4	914	15	305	17	1.00	1.25	1.25
5	914	15	305	28	1.00	0.75	0.75
6	686	11	229	16	1.00	1.00	1.00
7	457	7	152	11	1.00	1.00	1.00
8	686	11	305	21	1.00	1.00	1.00
9	457	7	305	21	1.00	1.00	1.00
10	914	20	406	28	0.72	1.00	0.72
11	914	20	305	28	0.72	0.75	0.54
12	914	15	406	21	1.00	1.30	1.30
13	762	18	381	23	0.68	1.13	0.77
14	762	18	254	23	0.68	0.75	0.51
15	762	13	381	18	0.92	1.50	1.38
16	762	13	254	18	0.92	1.00	0.92

미국 실무설계에서 사용되는 약 300개의 W-형강(H-형강) 단면을 살펴본 결과 다음과 같은 주요 특성이 관찰되었다 (AISC 2002):

- i) 웨브 폭-두께비는 널리 분포하고 최대 60.2 이다.
- ii) 플랜지 폭-두께비도 널리 분포하고 최대 11.5이다.
- iii) 보춤 대 플랜지 반폭 비는 웨브 폭-두께비와 거의 비례하고, 최대 약 6.5까지 분포한다.

위에서 언급한 특성을 고려하여, 표 1의 16개의 가상의 보 단면을 변수로 선택하였다. 선택된 단면의 플랜지 및 웨브 폭-두께비는 한계상태설계기준(AISC, 2005)의 내진설계용으로 규정한 국부좌굴에 대한 제한조건으로 규정화하였다. 예를 들어, 규정화된 폭-두께비가 1 이상인 경우, 단면은 내진용으로 비콤팩트(non-compact)하다. 규정화된 플랜지 폭-두께비 (λ_f^{sp})와 웨브 폭-두께비 (λ_w^{sp})는 다음과 같다.

$$\lambda_f^{sp} = \frac{b_f / 2t_f}{0.30\sqrt{E/F_y}} \quad (4)$$

$$\lambda_w^{sp} = \frac{h/t_w}{2.45\sqrt{E/F_y}} \quad (5)$$

여기서 E =강재의 탄성계수, F_y =강재의 항복강도, 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 잘 설계된 횡지지 가새가 보의 면외 변위를 제한하여 횡-비틀림 좌굴이 발생하지 않는다고 가정하였다. 플랜지 국부좌굴과 웨브 국부좌굴을 함께 고려하기 위하여, Kemp(1985)가 제안한 유효 폭-두께비 개념을 도입하였다. 본 연구에서 사용하는 유효 폭-두께비 (λ_e^{sp})는 다음과 같이 정의한다.

$$\lambda_e^{sp} = \lambda_f^{sp} \lambda_w^{sp} \quad (6)$$

한편, 접합부 회전진폭과 파괴까지의 하중반복횟수와와의 연관성을 관찰하기 위하여, 다양한 반복하중을 WUF-W 접합부 서브어셈블리에 작용하여 일련의 해석을 하였다. 해석 모델의 제원은 표 2에 요약되어 있다. 반복하중은 0.02, 0.025, 0.03, 0.035, 0.04 radian 크기의 진폭으로 각각 일정하게 반복하는 변위하중을 작용하였다. 반복적 변위의 크기는 일정크기 (0.02 radian) 이상만을 선택하였다. 이는 보의 국부좌굴이 발생하여 항복선 소성힌지 모델이 주요 항복선에서의 저주기 피로파괴를 예측할 수 있도록 하기 위함이다.

표 2. 저주기 피로 관련 해석모델의 보 단면 제원

Models	d_b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	λ_w^{sp}	λ_f^{sp}
LCF1	762	12.4	267	18.5	1.00	1.00
LCF2	762	12.4	267	14.8	1.25	1.00
LCF3	762	12.4	267	24.6	0.75	1.00
LCF4	762	16.0	267	18.5	1.00	0.75
LCF5	762	24.1	267	18.5	1.00	0.50

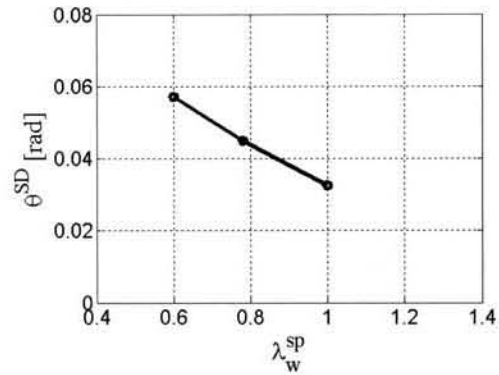
5. 해석 결과

5.1 보 단면 폭-두께비와 강도저하 극한상태

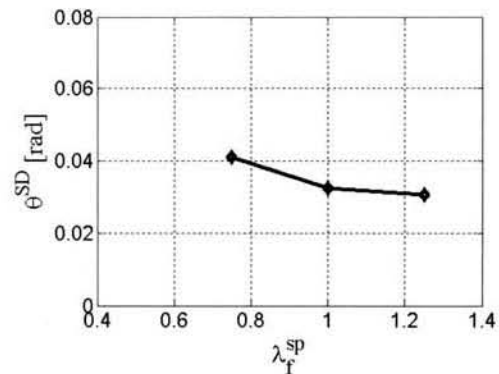
각각의 모델에 단조증가 및 반복증가 변위 하중을 작용하여 해석을 하였다. 모든 해석에서 보 공칭소성모멘트(M_p)까지의 강도저하가 플랜지 파단보다 먼저 발생했다. 따라서, 본 변수연구에서는 강도저하 극한상태를 회전능력의 기준으로 선택하였고, 이를 θ^{SD} (FEMA, 2000)라고 표현하였다. 많은 SAC 프로젝트 실험은 강한 패널존의 경우 탄성변형을 유지하면서 일반적으로 0.01 radian 이내의 회전을 보였다. 본 해석결과는 패널존 효과를 고려하지 않았으므로 보수적이다. 표 1의 제원에 대한 회전능력에 대한 해석 결과를 표 3에 요약하였다.

표 3. 해석모델의 회전능력 (단위: radian)

Models	θ^{SD} (monotonic)	θ^{SD} (cyclic)
1	0.032	0.027
2	0.045	0.036
3	0.057	0.040
4	0.030	0.028
5	0.041	0.032
6	0.036	0.034
7	0.044	0.034
8	0.036	0.031
9	0.045	0.036
10	0.045	0.035
11	0.055	0.043
12	0.027	0.018
13	0.044	0.037
14	0.059	0.040
15	0.027	0.020
16	0.037	0.028



(a) 웨브 폭-두께비 영향



(b) 플랜지 폭-두께비 영향

그림 7. 회전능력에 대한 단면 폭-두께비의 영향

기하학적 변수로 보 웨브와 플랜지의 폭-두께비가 회전능력에 미치는 영향을 관찰하였다. 대표적으로 웨브 폭-두께비를 위한 모델(표 1의 모델 1, 2, 3)과 플랜지 폭-두께비를 위한 모델(표 1의 모델 1, 4, 5)에 단조증가하중을 작용하여 해석한 결과를 그림 7에 나타내었다. 예상대로 각각 폭-두께비가 작은 보가 더 큰 회전능력을 보였고, 플랜지의 폭-두께비 보다 웨브의 폭-두께비에 따라 회전능력의 차이가 컸다. 특히, 폭-두께비가 한계상태설계기준의 국부좌굴 제한조건을 만족하더라도 (λ_w^{sp} , λ_f^{sp} 이 1.0에 가까움) 0.04 radian에 미치지 못할 수도 있음을 보여준다. 완전 강접합 철골 모멘트 집합부가 목표 회전능력인 0.04 radian을 충분히 달성하기 위해서는, 보수적으로 웨브나 플랜지의 폭-두께비가 국부좌굴 제한조건보다 80%미만이 되도록 보를 설계해야 할 것이다 ($\lambda_w^{sp} < 1.0$ 그리고 $\lambda_f^{sp} < 0.8$, 또는 $\lambda_w^{sp} < 0.8$ 그리고 $\lambda_f^{sp} < 1.0$).

그림 8과 그림 9는 각각 단조증가하중 및 반복증가하중이 작용하였을 때의 유효 폭-두께비와 회전능력과의 관계를 나타낸 것이다. 회전능력은 유효 폭-두께비와 반비례한 경향을 보인다. Kemp(1985)의 방법과 같이, 선형 최소자승법을 이용

하여 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

단조증가하중의 경우:

$$\theta^{SD} = 0.036(\lambda_e^{sp})^{-0.76} \quad (7)$$

반복하중의 경우:

$$\theta^{SD} = 0.029(\lambda_e^{sp})^{-0.66} \quad (8)$$

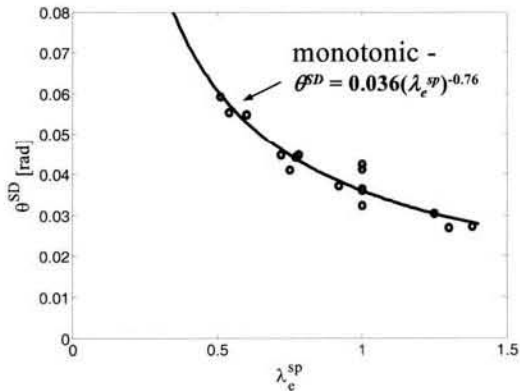


그림 8. 단조증가하중하의 유효 폭-두께비와 회전능력 관계

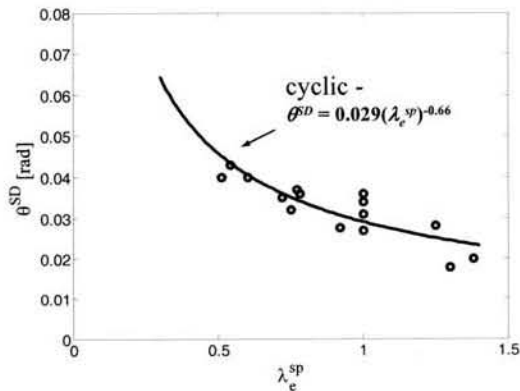


그림 9. 반복증가하중하의 유효 폭-두께비와 회전능력 관계

계산된 접합부 회전능력은 단조증가하중이 작용할 때 보다 반복하중이 작용할 때가 더 적음을 알 수 있다. 이는 반복하중 과정에서 잔여 좌굴 진폭이 증가함에 따라 항복선에서 변형률 축적이 가속화되기 때문이다. 한편, 보의 유효 폭-두께비가 작을수록 (즉, 보가 보다 콤팩트할수록) 두 하중에 따른 회전능력의 차이가 커졌다. 따라서, 보가 매우 조밀한 경우, 단조증가하중을 이용하여 접합부 회전능력을 산정하는 것은 보수적이지 않은 결과를 도출할 것으로 예상되므로, 반복하중을 작용한 해석 결과를 고려해야 한다.

5.2 보 단면 폭-두께비와 강도저하비율

좌굴후 거동의 초기단계에서는 접합부 강도저하가 매우 빠르게 일어나고, 회전각이 증가하면서 강도저하비율이 감소된다. 그림 10에서와 같이 강도저하비율(K_d)을 최대모멘트(M_{max})에서 공칭소성모멘트(M_p)까지의 강도저하의 비로 정의하면, 다음 식으로 표현할 수 있다.

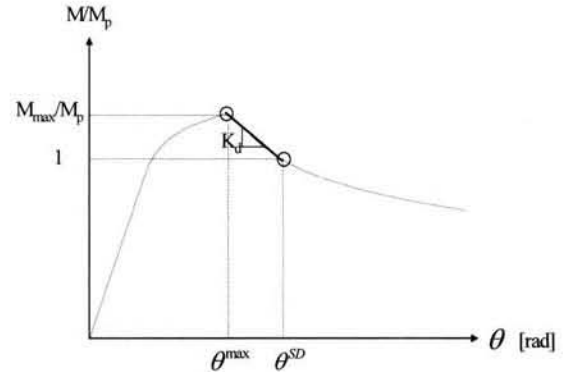


그림 10. 강도저하비율 정의

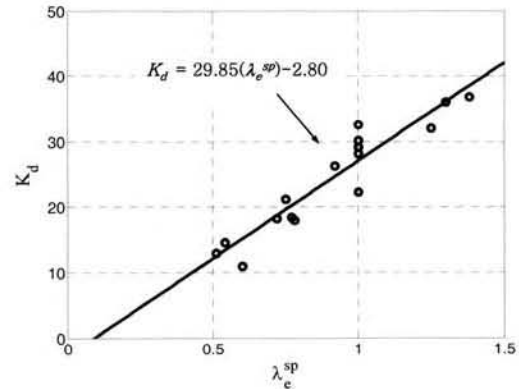


그림 11. 강도저하비율과 유효 폭-두께비 관계

$$K_d = \frac{M_{max}/M_p - 1}{\theta^{SD} - \theta^{max}} \quad (9)$$

그림 11은 회전능력에 관한 강도저하비율과 식 (6)에서 표현된 유효 폭-두께비와의 관계를 나타낸 것이다. 그림 11의 실선은 최소자승법을 이용하여 근사화한 식으로 다음과 같다.

$$K_d = 29.85(\lambda_e^{sp}) - 2.80 \quad (10)$$

위의 선형관계를 통해 유효 폭-두께비가 작은 보의 강도저하가 적음을 명백하게 알 수 있다. 또한, K_d , M_{max} , M_p ,

θ^{SD} 가 산정되면, 식 (9)를 통해 θ^{max} 를 산정할 수 있다. 결과적으로, 보의 단면이 주어지면 선형적으로 근사화된 모멘트-회전각 관계를 도출할 수 있다.

5.3 보 단면 폭-두께비와 저주기 피로수명

그림 12과 그림 13은 각각 보의 플랜지와 웨브 폭-두께비를 달리한 표 2의 모델 해석을 통해 WUF-W 접합부의 저주기 피로 거동을 비교한 것이다. 파괴까지의 반복(반주기)횟수 ($2N_f$)와 접합부 회전범위 ($\Delta\theta$)와의 관계를 로그영역으로 표현하였다. 해석 결과의 선형 최소자승 피팅은 Manson-Coffin 관계(S-N 곡선)를 명백하게 보여준다. 또한, 보다 두꺼운 플랜지와 웨브를 가진 단면이 보다 나은 피로수명을 가질 것으로 예상된다. 플랜지의 경우 S-N 곡선의 기울기가 거의 일정하므로, 변위하중 진폭의 크기와 무관하게 폭-두께비가 작을수록 피로수명이 좋다(그림 12). 반면, 웨브의 경우 진폭이 큰 변위하중의 경우에 폭-두께비의 영향이 더욱 큼을 알 수 있다(그림 13).

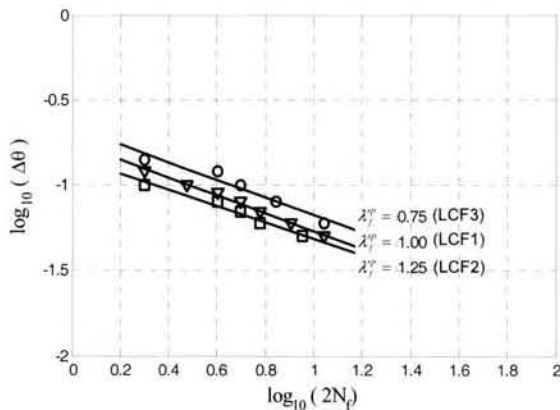


그림 12. 플랜지 폭-두께비에 따른 저주기 피로 수명

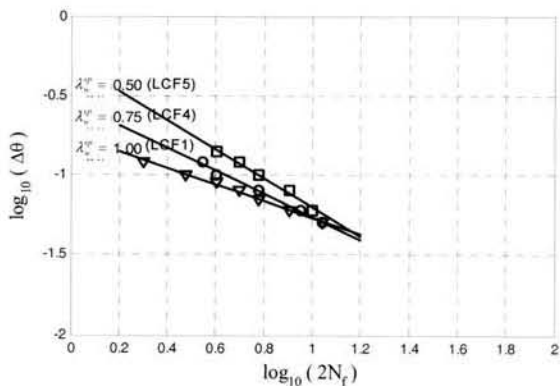


그림 13. 웨브 폭-두께비에 따른 저주기 피로 수명

6. 결론

이 연구는 항복선 소성힌지 모델을 이용하여 강 지진하중하의 철골모멘트 접합부의 회전능력을 예측하고, 이에 영향을 주는 핵심 변수들에 관한 것이다. 접합부 회전능력은 강도저하 극한상태와 저주기 피로 파괴와 관련하여 결정하였다. 다양한 모델 해석을 통하여, 보 단면의 기하학적 변수(폭-두께비)의 회전능력에 대한 영향을 검토하였다. 이 연구에서 얻은 주요 결과를 요약해 보면 다음과 같다.

- (1) 접합부 회전능력에 대한 플랜지 및 웨브 폭-두께비의 영향은 매우 크다. 완전 강접합 철골 모멘트 접합부가 FEMA-350에서 요구하는 회전능력인 0.04 radian을 충분히 만족시키기 위한 조건으로 한계상태설계기준의 국부좌굴 제한조건보다 보수적인 폭-두께비 조건을 제시하였다.
- (2) 유효 폭-두께비와 접합부 회전능력과의 관계를 유도하였다. 반복하중이 단조증가하중에 비해 접합부 회전능력을 감소시키는데, 폭-두께비가 적을수록, 즉 보다 조밀할수록 감소 폭은 크다.
- (3) 유효 폭-두께비와 강도저하비율과의 비례적 관계를 유도하였다. 이 관계를 이용하면 국부좌굴로 인한 강도저하를 포함하는 모멘트-회전각 관계의 선형적 근사화가 가능하다.
- (4) 좌굴된 플랜지의 변형을 축적으로 인한 파단에 기초하여 접합부의 저주기 피로 수명을 관찰하였다. 웨브와 플랜지의 폭-두께비가 적을수록 저주기 피로수명이 큼을 확인하였다.

참고 문헌

- AISC(2002) Manual of Steel Constructions, Load & Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Building, 3rd ed., American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.
- AISC(2005) Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, American Institute of Steel Construction, Inc., ANSI/AISC 341-05, Chicago, IL.
- Coffin, Jr., L. F.(1954) A study of Cyclic Thermal Stress in a Ductile Material, ASME Trans., 76, pp.931-950.
- FEMA(2000) Recommended Seismic Design Criteria For New Steel Moment-Frame Buildings, FEMA

- Report No. 350, Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C.
- Fisher, J.W, Kulak, G.L. and Smith, I.F.C.(1998) A Fatigue Primer for Structural Engineers, National Steel Bridge Alliance, Chicago, IL.
- Kemp, A. R.(1985) Interaction of plastic local and lateral buckling, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 111(10), pp.2181-2196.
- Krawinkler, H., Gupta, A., Medina, R. and Ruco, N. (2000) Loading histories for seismic performance testing of SMRF components and assemblies, Report No. SAC/BD-00/10. SAC Joint Venture, Sacramento, CA.
- Manson, S. S.(1953) Behavior of Materials under Conditions of Thermal stress, NACA TN-2933.
- Vayas, I.(1997) Investigation of the cyclic behavior of steel beams by application of low-cycle fatigue criteria. Proceedings, Behavior of Steel Structures in Seismic Area: STESSA 1997, pp.350-357.

((접수일자 : 2008. 7. 8 / 심사일 2008. 7. 25 /
게재확정일 2008. 9. 26)