

축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 강성 및 강도 예측모델

Prediction Models for the Stiffness and the Strength of a Double Angle Connection Subjected to Tension

양재근¹⁾ · 이길영²⁾ · 천지원³⁾
Yang, Jae Guen · Lee, Gil Young · Cheon, Ji Won

요약 : 더블앵글 접합부는 충분한 강성 및 강도를 갖추어 작용하중을 잘 지탱할 수 있도록 설계되어야 한다. 따라서 구조설계자는 더블앵글 접합부의 강성 및 강도에 영향을 미치는 여러 변수들을 파악하여 접합부 설계에 반영하여야 한다. 본 연구는 볼트 개지 거리 및 볼트 개수 등의 변수가 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 강성 및 강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여 진행하였다. 이를 위하여 6개의 접합부 시험체를 제작하여 접합부 실험을 수행하였고, 접합부의 하중-변위 관계 곡선을 획득하였다. 또한, 접합부 실험결과를 바탕으로 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 초기강성 및 설계하중을 예측할 수 있는 해석모델도 제안하였다. 이러한 접합부 강성 및 강도 예측모델은 지렛대 작용 효과의 영향도 고려하여 제안되었다.

ABSTRACT : Double-angle connections should be designed with enough stiffness and strength to properly resist various applied loads. Therefore, structural engineers should be able to predict some influential variables and take their effects into account in design. This study was performed to establish the effects of the number of bolts and bolt gage distance on the stiffness and strength of a double-angle connection under tension. Six experimental tests were conducted to describe the effects of these variables by comparing load - displacement relationship curves. In addition, two prediction models were proposed to estimate the initial stiffness and the maximum allowable tensile load based on the results of experimental tests. In the development of these prediction models, the effect of prying action was considered.

핵심용어 : 더블앵글 접합부, 축방향 인장력, 지렛대 작용, 초기강성, 설계하중

KEYWORDS : double angle connection, axial tensile load, prying action, initial stiffness, maximum allowable tensile load

1. 서론

더블앵글 접합부의 강성 및 강도는 일반적으로 앵글 두께 및 길이, 볼트 개수 및 직경, 볼트 개지 거리 등의 영향을 받는다(AISC, 2001; Lorenz 등, 1992; Salmon 등, 1998). 이러한 영향들 외에도 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부는 지렛대 작용 효과와 같은 영향도 받는다. 따라서 구조설계자는 이러한 영향들을 심도 있게 파악하여 설계에 반영하여야 한다. Thornton(Thornton, 1985; Thornton, 1992; Thornton, 1996; Thornton, 1997), Astaneh(Astaneh, 1985), Faella, Ballio와 Mazzolani(Faella 등,

2000) 등은 축방향 인장력을 받는 T-행거 접합부의 지렛대 작용 효과를 분석하고, 이러한 영향 등을 포함하는 접합부의 강성 및 강도 예측모델을 제안하였다. Thornton과 Astaneh의 연구를 바탕으로 미국 강구조 LRFD 설계규준은 인장력을 받는 접합부의 지렛대 작용 효과가 고려된 볼트 당 설계인장 강도 산정을 위한 식을 제안하고 있다.

Astaneh(Stefano 등, 1991)는 기둥 플랜지 용접-보 웹 용접된 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 강성 산정을 위하여 앵글에 발생하는 축방향 변형도 고려된 예측모델을 제안하였다. Yang은 기둥 플랜지 볼트-보 웹 용접된 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부를 고정단-전단해지단(shear

1) 교신저자, 정회원, 인하대학교 건축학부 연구부교수, 공학박사
(Tel. 032-860-7588, Fax. 032-866-4624, E-mail : jyang@inha.ac.kr)
2) 학생회원, 인하대학교 건축공학과 석사과정(change_up@naver.com)
3) 학생회원, 인하대학교 건축공학과 석사과정(murpin@nate.com)

본 논문에 대한 토의를 2007년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

released end)을 갖는 보 모델로 이상화 하여 접합부 강성을 산정하였다(양재근 등, 1999; 홍갑표 등, 1999; 홍갑표 등, 2000; Hong 등, 2001; Yang 등, 2000). 하지만, Astaneh의 모델은 볼트 접합부 형태가 아니기 때문에 지렛대 작용 효과에 대한 고려가 필요치 않고, Yang의 모델은 Thornton 및 Astaneh가 제안한 지렛대 작용 효과에 관한 변수 $\alpha = 1$ 로 가정하여 접합부 강성을 산정하였다.

더블앵글 접합부는 접합부에 사용된 볼트 및 용접의 조합에 따라서 상이한 접합부 거동양상을 나타낸다. 따라서 본 연구는 접합부의 시공이 용이한 기둥 플랜지 볼트-보 웹 용접된 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 강성 및 설계하중 산정에 있어서 볼트 게이지 거리 및 볼트 개수 변화에 따른 영향을 파악하기 위하여 진행하였다. 또한, 지렛대 작용 효과가 고려된 판 이론을 적용한 초기강성 예측모델 및 항복이론과 에너지 이론을 적용한 설계하중 예측모델을 제안하기 위하여 연구를 진행하였다. 이를 위하여 더블앵글 접합부 실험을 수행하였다.

2. 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부 실험

축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 실제 거동을 파악하기 위하여 6개의 시험체를 제작하여 접합부 실험을 수행하였다. 접합부 실험을 통하여 하중-변위 관계 곡선을 획득하고, 이러한 곡선을 회귀분석 하여 더블앵글 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 초기강성, 소성강성, 참조하중, 곡선형태 변수 등을 얻었다.

2.1 더블앵글 접합부 실험

본 연구에서는 SS400 강재의 L125x75x7 앵글을 선택하여 더블앵글 접합부의 축방향 인장력 실험을 수행하였다. 그림 1과 같이 앵글 장변은 F10T-M20 볼트 개수를 각각 3개, 4개, 5개로 변화시키면서 H-350x350x12x19 기둥 플랜지에 연결하고, 앵글 단변은 두께 9mm의 플레이트에 모살용접 한다. 더블앵글 접합부 실험에 사용된 시험체는 표 2와 같다. 식 (1)을 적용하여 사용된 볼트는 각각 162kN에 상응하는 488N·m의 토크로 완전체결 하였다. 볼트 피치는 70mm로 일정하고, 볼트게이지 거리 g_1 은 65mm 및 90mm로 변화 시켰다. 축방향 인장력은 만능재료시험기(U.T.M.)를 이용하여 각각 두께 9mm인 플레이트 양쪽에 모살용접으로 연결된 두께가 12mm인 플레이트를 통하여 시험체에 가

력 하였다. 앵글에 발생하는 변위는 그림 2와 같이 이단 클램프를 이용하여 한 쪽은 앵글 단변이 용접된 플레이트 부분에 고정시키고, 다른 쪽은 자동변위계(LVDT)를 고정하여 자동변위계의 측정점이 기둥 플랜지에 닿도록 설치하여 앵글 모서리 부분의 변위를 측정하였다. 본 실험에 사용된 앵글 시험편 및 볼트의 역학적 성질은 표 1과 같다. 본 연구에서 볼트의 역학적 성질은 축력 실험의 결과로 추후의 실험부터는 볼트의 인장실험에 대한 부속장치 및 장비를 마련하여 볼트의 역학적 특성을 파악하여야 한다.

$$T_q = k d_b T_b = k d_b (0.75 F_y^b A_e) \quad (1)$$

$$= 0.15 \times 20 \times (0.75 \times 885 \times 245) / 1000$$

$$= 488 N \cdot m$$

여기서,

- A_e : 볼트 나사부의 유효단면적
- d_b : 볼트 축 지름
- F_y^b : 볼트의 허용응력도
- k : 토크치 계수, 0.11~0.19
- T_b : 볼트 축력
- T_q : 볼트체결 토크

더블앵글 접합부는 축방향 인장력을 받으면 초기 슬립현상을 나타내고, 하중이 증가함에 따라서 앵글 장변은 기둥 플랜지와 분리되기 시작하며 점차 이중곡률 형태의 변형을 나타낸다. 볼트 머리와 앵글 장변이 만나는 부분 및 앵글 필렛 부분은 응력집중 현상의 영향으로 항복하고, 앵글 모서리 부분은 보 웹을 중심축으로 안쪽으로 쓸림현상이 발생한다. 그림 3은 3B-L-7-65 및 3B-L-7-90 접합부의 변형된 양상을 나타낸다. 볼트 게이지 거리 g_1 이 90mm인 접합부는 최종적으로 앵글 단변 모서리 부분의 용접부가 파단 하였다. 이러한 용접부 파단이 발생하지 않도록 용접 불량률을 철저히 조사하고, 높은 강도의 용접봉 사용이 필요하다. 다른 시험체의 변형도 볼트 게이지 거리 변화에 따라서 동일한 변형 양상을 나타낸다.

표 1. 앵글 시험편 및 볼트의 역학적 성질
(단위 : N/mm²)

	탄성계수	항복강도	인장강도
앵글시험편	203,646.42	365.99	518.78
볼트	240,255.81	780.25	802.10

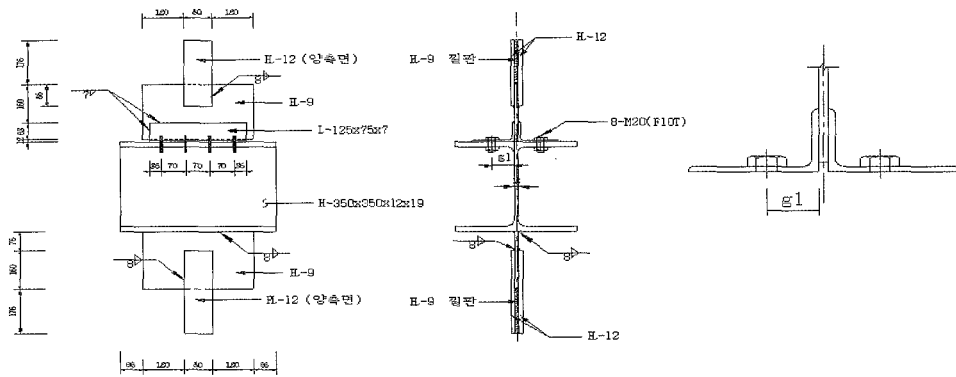


그림 1. 접합부 시험편

표 2. 더블앵글 접합부 시험체

시험체	매개변수			앵글길이 (mm)
	볼트 수 (개)	앵글두께 (mm)	볼트게이지거리 g_1 (mm)	
3B-L-7-65	3	7	65	210
3B-L-7-90			90	
4B-L-7-65	4		65	280
4B-L-7-90			90	
5B-L-7-65	5		65	350
5B-L-7-90			90	



(b) 3B-L-7-90

그림 3. 3B-L-7 앵글 접합부의 변형 양상

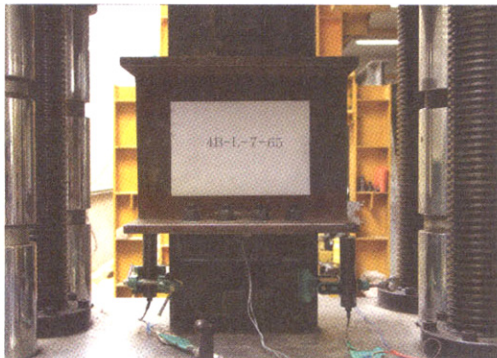
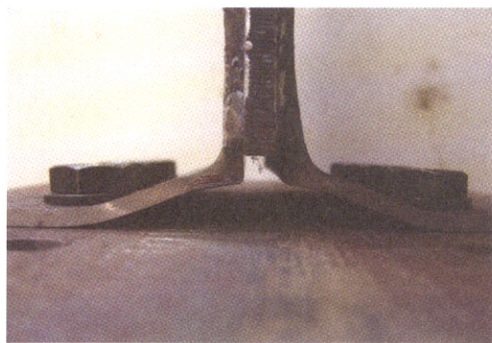


그림 2. Test set-up



(a) 3B-L-7-65

2.2 더블앵글 접합부의 하중-변위 곡선

더블앵글 접합부 실험을 통하여 그림 5와 같은 하중-변위 곡선을 얻었다. 작용하중이 증가함에 따라서 앵글의 변위는 선형적으로 증가하다가 전이구간을 지나면서 증가의 폭이 감소하기 시작한다. 하중-변위 곡선의 기울기에 해당하는 접합부 강성은 사용된 볼트 개수가 증가하고, 반면에 볼트 게이지 거리가 감소함에 따라서 증가하였다. Richard (Richard 등, 1975; Richard 등, 1988)가 제안한 식 (2)를 적용하면 그림 4에 나타난 것과 같은 초기강성, 소성강성, 참조하중 및 곡선형태변수 등을 표 3과 같이 얻을 수 있다. 볼트 게이지 거리가 65 mm인 접합부의 초기강성은 앵글 당 볼트 개수가 증가할수록 볼트 개수가 3개인 접합부의 초기강성보다 각각 36.7% (4B-L-7-65), 61.3% (5B-L-7-65)의 강성 증가를 나타내었다. 한편, 볼트 게이지 거리가 90 mm인 접합부의 초기강성은 앵글 당 볼트 개수가 증가할수록 볼트 개수가 3개인 접합부의 초기강성보다 각각 37.4% (4B-L-7-90), 70.3% (5B-L-7-90)의 증가를 나타내었다. 반면에, 볼트 게이지 거리가 65 mm인 접합부의 초기강성은 앵글 당 볼트 개수가 증가할수록 볼트 게이지 거리가 90 mm인 접합부의 초

기강성보다 각각 405.0% (3B-L-7-65), 402.5% (4B-L-7-65), 378.3% (5B-L-7-65)의 증가를 나타내었다. 따라서 더블앵글 접합부 초기강성은 볼트 개수의 증가보다는 볼트 게이지 거리의 감소가 더 큰 영향을 주는 것으로 판단된다.

더블앵글 접합부의 강성은 참조하중(reference load)을 지나면서 급격하게 감소하기 시작한다. 표 3과 같이 초기강성에 대하여 각 접합부의 소성강성은 79.3배(3B-L-7-65), 32.3배(3B-L-7-90), 86.2배(4B-L-7-65), 31.6배(4B-L-7-90), 76.5배(5B-L-7-65) 그리고 35.6배(5B-L-7-90) 정도의 강성 감소를 나타낸다. 한편, 이러한 강성 감소의 폭은 볼트 게이지 거리가 65 mm인 경우가 볼트 게이지 거리가 90 mm인 경우보다 크게 나타났다. 따라서 구조설계자는 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부를 설계하는 경우는 이러한 강성 감소에 특별히 유의해야 하며, 작용하중이 각 접합부의 참조하중을 넘지 않도록 설계하중을 예상하여 설계해야 한다.

$$T(\Delta) = \frac{(K_e - K_p)\Delta}{\left(1 + \left|\frac{(K_e - K_p)\Delta}{T_0}\right|^n\right)^{1/n}} + K_p \Delta \quad (2)$$

여기서,

- T : 하중
- Δ : 변위
- K_e : 초기강성
- K_p : 소성강성
- T_0 : 참조하중
- n : 곡선형태변수

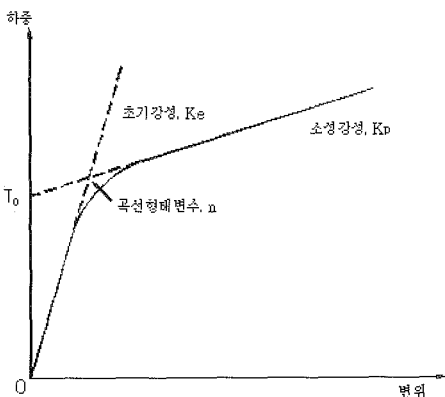
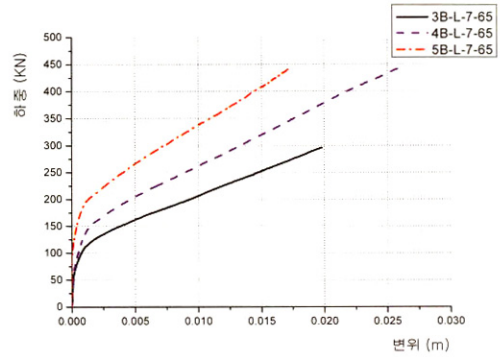
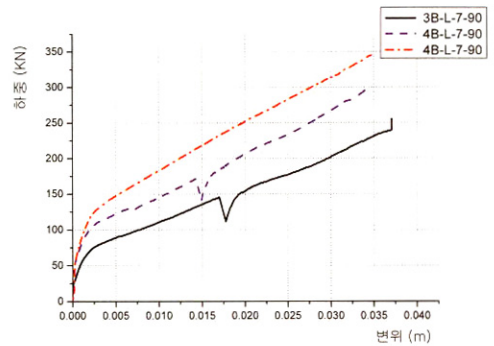


그림 4. Richard 회귀분석 모델



(a) 게이지 거리 65 mm일 때



(b) 게이지 거리 90 mm일 때

그림 5. 더블앵글 접합부의 하중-변위 관계 곡선

표 3. 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 회귀분석 결과

시험체	K_e (kN/mm)	K_p (kN/mm)	T_0 (kN)	n
3B-L-7-65	691.7	8.7	123.7	0.91
3B-L-7-90	137.0	4.2	71.9	1.15
4B-L-7-65	945.7	11.0	162.7	0.76
4B-L-7-90	188.2	6.0	86.7	2.74
5B-L-7-65	1,115.8	14.6	190.0	1.32
5B-L-7-90	233.3	6.6	124.8	1.24

3. 더블앵글 접합부의 강성 및 강도 예측모델

구조설계자는 작용하중에 대하여 더블앵글 접합부가 충분한 강성 및 강도를 갖도록 설계하여야 한다. 따라서 사용코자 하는 접합부의 강성 및 설계하중을 예측하는 것은 매우 중요한 일이다. 따라서 본 연구는 지렛대 작용 효과도 고려된 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 강성 및 설계하중 예측모델을 제안하고자 한다.

Thornton과 Astaneh는 축방향 인장력을 받는 T-행거 형태 접합부의 파괴양상을 사용된 부재의 두께, 볼트 피치, 볼

트 게이지 거리 등의 상호관계에 따라서 그림 6과 같이 구분하였다. 즉, T-행거 플랜지의 휨 변형, 플랜지의 휨 변형 및 볼트 변형 그리고 볼트 변형 등 세 가지 파괴양상으로 구분하였다. Thornton과 Aстанеh는 이러한 변형 및 파괴양상을 규정하기 위하여 식 (3)과 같은 지렛대 작용 효과가 고려된 변수 α' 을 제안하였다(Aстанеh, 1985; Thornton, 1985; Thornton, 1992; Thornton, 1996; Thornton, 1997).

$$\alpha' = \frac{1}{\delta(1+\rho)} \left[\left(\frac{t_c}{t_a} \right)^2 - 1 \right] \quad (3)$$

여기서,

$$t_c = \sqrt{\frac{8Bb'}{pF_y}}$$

$$\rho = \frac{b'}{a}$$

$$\delta = 1 - \frac{d'}{p}$$

$$a' = a + \frac{d}{2}$$

$$b' = b - \frac{d}{2}$$

B : 볼트의 설계볼트장력, 162 kN(F10T-M20)

d' : 볼트구멍 유효치수

p : 볼트 피치

t_a : 부재의 두께

$\alpha' > 1$ 인 경우, 그림 6-(a)와 같이 T-행거 형태 접합부는 이중곡률 형태의 휨 변형 양상을 나타내고, $\alpha' = 1$ 을 적용하여 지렛대 작용 효과의 영향을 낸다. $0 \leq \alpha' \leq 1$ 인 경우, 그림 6-(b)와 같이 T-행거 형태 접합부는 단일곡률과 이중곡률의 중간 형태의 변형 양상을 나타내고, α' 은 식 (3)을 적용한 값을 사용하여 지렛대 작용 효과의 영향을 나타낸다. 한편, $\alpha' < 0$ 인 경우, 그림 6-(c)와 같이 T-행거 형태 접합부는 단일곡률 형태의 변형 양상을 나타내며, $\alpha' = 0$ 을 사용하여 지렛대 작용 효과의 영향이 없는 것으로 가정하였다.

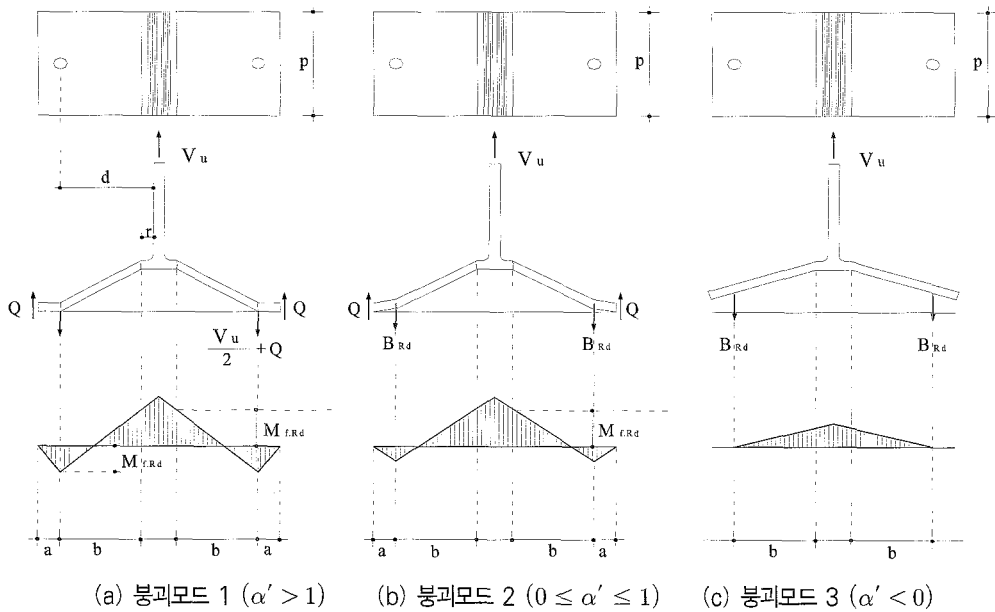


그림 6. Thornton과 Aстанеh가 제안한 축방향 인장력을 받는 T-행거의 파괴양상

3.1 초기강성 예측모델

더블앵글 접합부의 초기강성은 부재의 두께, 볼트 피치, 볼트 게이지 거리 등의 영향 및 전단변형의 영향 등을 고려하여 그림 7과 같이 판 이론을 적용하여 산정하였다. 초기강성예측 모델은 앵글 장변의 앵글 필렛 쪽 볼트 머리 부분과 단변 앵

글 사이의 부분을 축방향 인장력에 대하여 저항하는 판재로 이상화 하였다. 볼트 머리 부분의 판재는 볼트의 완전체결에 의하여 판재의 회전 및 이동이 완전히 구속된 것으로 가정하고, 앵글 모서리 부분의 판재는 z축 방향으로의 이동은 가능하지만 회전은 구속된 것으로 가정하였다. 양단부 사이의 거리 g_2 는 $g_1 - (d_h/2) - 0.6(r + t_a)$ 로 가정하였다. 여기서 d_h

는 볼트 머리의 직경, r 은 앵글 필렛 반경, t_a 는 앵글 두께를 나타낸다. 반면에 앵글 장변의 상·하 부분의 판재는 이동과 회전이 모두 자유로운 자유단으로 가정하였다. 축방향 인장력은 $x = g_2$ 인 판재의 단부에 y 축을 따라서 등분포하중 p_0 가 음의 z 축 방향으로 작용하는 것으로 가정하였다. 판재의 처짐은 변수 α_{11} 을 포함하는 식 (4)와 같이 가정하고, 에너지법을 적용한 식 (5)에 대입하면 최종적으로 처짐과 초기강성은 식 (8)과 식 (9)와 같이 정리된다.

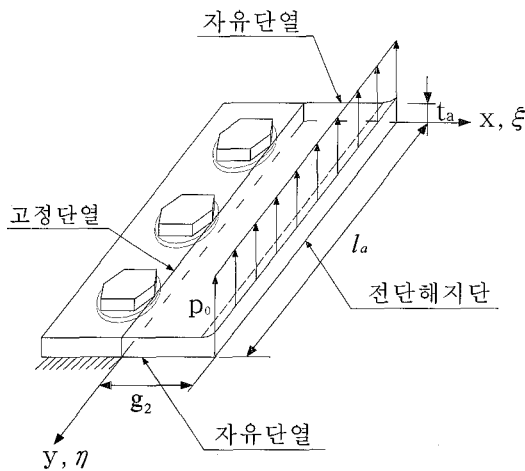


그림 7. 초기강성 예측모델

$$w(\xi, \eta) = \alpha_{11}(4\xi^2 - 4\xi^3 + \xi^4) \quad (4)$$

$$\delta W = \delta W_{int.} - \delta W_{ext.} = 0 \quad (5)$$

여기서,

$$\delta W_{int.} = \frac{16Et_a^3 l_a}{15(1-\nu^2)g_2^3} \alpha_{11} \delta \alpha_{11} \quad (6)$$

$$\delta W_{ext.} = p_0 l_a \delta \alpha_{11} \quad (7)$$

$$w(\xi, \eta) = \frac{15g_2^3 p_0 (1-\nu^2)}{16Et_a^3} \quad (8)$$

$$K_e = \frac{16Et_a^3 l_a}{15g_2^3 (1-\nu^2)} \quad (9)$$

위 식 (9)는 축방향 인장력을 받는 단일 앵글의 초기강성 예측이며, 식의 제안에 있어서 지렛대 작용 효과는 고려하지 않았다. 따라서 Thornton 및 Astaneh가 제안한 지렛대 작용 효과를 고려하면 더블앵글 접합부의 초기강성은 아래의 식 (10)과 같이 정리할 수 있다. 식의 적용에 있어서 α' 은 접합부의 기하학적 형상에 따라서 $\alpha' > 1$ 인 경우는 $\alpha' = 1$ 을 대

입하고, $0 \leq \alpha' \leq 1$ 인 경우는 식 (3)의 적용을 통하여 얻은 α' 값을 대입하여 더블앵글 접합부의 초기강성을 산정한다. 다만, $\alpha' < 0$ 인 경우는 $\alpha' = 0$ 이 되어서 지렛대 작용 효과의 영향은 없는 것으로 가정하고, 더블앵글 접합부의 초기강성은 사용된 볼트만의 강성에 따라서 좌우되는 것으로 가정한 식 (11)을 적용하여 산정한다.

$$K_{e, double} = (1 + \alpha') \left[\frac{16Et_a^3 l_a}{15g_2^3 (1-\nu^2)} \right] \quad (10)$$

$$K_{e, double} = 2 \left[N_b \frac{E_b A_b}{L_b} \right] \quad (11)$$

여기서,

- t_a : 앵글의 두께
- l_a : 앵글의 길이
- ν : 포와송 비
- N_b : 앵글 당 사용된 볼트 개수
- E_b : 볼트의 영계수
- A_b : 볼트의 단면적
- L_b : 볼트 체결 길이

3.2 더블앵글 접합부의 극한 축방향 인장하중 지지능력

더블앵글 접합부에 작용하는 축방향 인장력이 증가함에 따라서 볼트 머리와 앵글이 만나는 부분 및 앵글 필렛 부분은 응력집중 현상을 나타낸다. 작용하중이 더욱 증가하면 이러한 응력집중 현상의 심화로 앵글 장변은 항복하고, 최종적으로 파괴된다. 따라서 힘모멘트와 전단의 영향을 동시에 받는 앵글 장변의 항복에 대한 연구를 통하여 접합부 축방향 인장하중 지지능력을 예측하는 것은 매우 중요하다.

Ballio와 Mazzolani는 축방향 인장력을 받는 T-행거 형태 접합부의 소성힌지 항복선이 볼트의 직경, 볼트 피치, 볼트 게이지 거리 그리고 부재의 두께에 따라서 그림 8과 같이 형성된다고 가정하였다(Faella 등, 2001). 또한, 볼트 피치 p 가 볼트 중심축과 앵글 필렛 부분의 소성힌지 항복선 사이의 거리 b 보다 큰 경우는 볼트 상호간의 영향은 무시할 정도로 작다고 가정하고, 단일 볼트와 같이 거동한다고 이상화 하였다.

본 연구에서 수행한 축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부 실험결과에 근거하면 앵글 장변과 볼트 머리가 만나는 부분 및 앵글 필렛 부분에 발생하는 소성힌지 항복선은 그림 9와 같다. 소성힌지 항복선 사이의 거리는 $g_y = g_3 / \cos\theta$ 이고, $g_3 = g_1 - (d_h/2) - 0.6(r + t_a)$ 이다. 여기서 θ 는 기둥 플랜지와 변형된 앵글 장변 사이의 회전각이다. 이러한 소성힌지

항복선을 갖는 더블앵글 접합부의 단위길이 당 전단력 V_{py} 는 Drucker와 Tresca의 항복이론을 정리한 식 (12)로부터 구할 수 있다(Chen, 1987; Chen등, 1991). 식 (12)의 적용에 있어서 V_0 는 휨모멘트의 영향이 없는 단위길이 당 순 전단력을 나타낸다. V_{py} 는 앵글 길이에 따라서 일정한 값 V_{pu}

를 갖는 것으로 가정하고, 간단한 정역학을 이용하면 식 (13)과 같이 정리할 수 있다. 식의 적용에 있어서 α' 은 접합부의 기하학적 형상에 따라서 $\alpha' > 1$ 인 경우는 $\alpha' = 1$ 을 대입하고, $0 \leq \alpha' \leq 1$ 인 경우는 식 (3)의 적용을 통하여 얻은 α' 값을 대입하여 더블앵글 접합부의 초기강성을 산정한다.

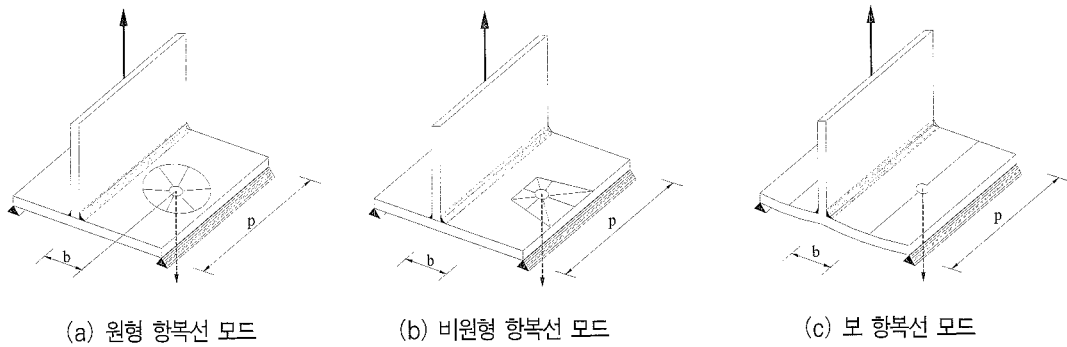


그림 8. Ballio와 Mazzolani가 제안한 T-행거 접합부의 소성힌지 항복선

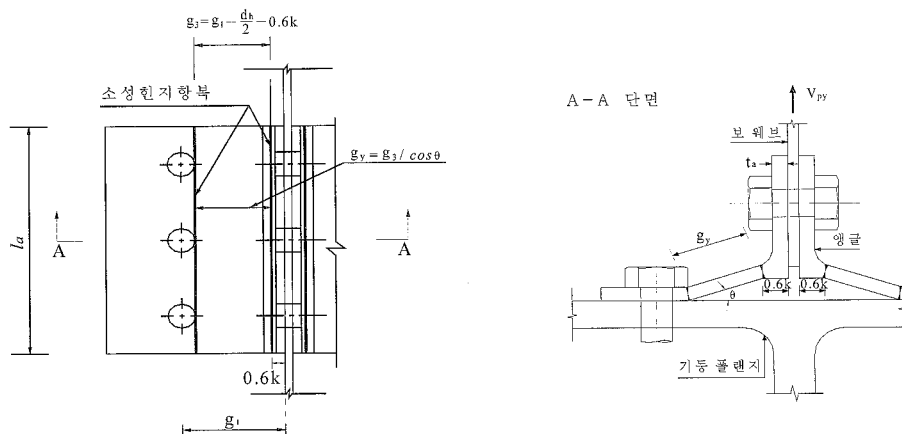


그림 9. 설계하중 예측모델

다만, $\alpha' < 0$ 인 경우는 $\alpha' = 0$ 가 되어서 지렛대 작용 효과의 영향은 없는 것으로 가정하고, 더블앵글 접합부의 초기강성은 사용된 볼트만의 강성에 따라서 좌우되는 것으로 가정하고 식 (14)를 적용하여 산정한다.

$$\left(\frac{V_{py}}{V_0}\right)^4 + \frac{g_y}{t_a} \left(\frac{V_{py}}{V_0}\right) - 1 = 0 \quad (12)$$

$$V_{u, double} = (1 + \alpha') V_{pu} l_a \quad (13)$$

$$V_{u, double} = 2(N_b B_b A_b) \quad (14)$$

여기서

A_b : 고력볼트의 단면적

B_b : 고력볼트의 허용응력도

N_b : 앵글 당 사용된 볼트 개수

3.3 더블앵글 접합부의 초기강성 및 설계하중

제안한 더블앵글 접합부 초기강성 예측모델 적용의 타당성은 실험을 통하여 획득한 하중-변위 곡선의 회귀분석 결과와의 비교·검토를 통하여 검증하였다. 초기강성 식 (10) 및 식 (11)의 적용에 필요한 기하학적 형상 변화에 따른 더블앵글 접합부의 α' 값은 식 (3)을 사용하여 표 4에 정리하였다. 본 연구에서 고려한 더블앵글 접합부는 그림 3 및 표 4에 정리된 것과 같이 이중곡률 형상으로 변형되므로, $\alpha' = 1$ 을 적용하였다. 예측모델을 적용하여 산정한 초기강성은 표 5에 정리한 실험결과 획득한 초기강성과 최대 4.47%(3B-L-7-90)의

오차만을 나타낸다. 따라서 본 연구에서 제안한 초기강성 예측모델을 사용하여 더블앵글 접합부의 초기강성을 예측하는 것은 타당하다고 판단된다.

축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 설계하중은 건축구조설계기준(대한건축학회, 2005) 및 미국의 LRFD 강구조설계기준을 참고로 아래와 같은 식 (15) ~ 식 (17)를 적용하여 표 6과 같이 정리하였다.

표 4. 더블앵글 접합부의 α' 값

시험체	g_1 (mm)	δ	t_c (mm)	ρ	α'
3B-L-7-65	65	0.69	49.01	0.69	42.01
4B-L-7-65					
5B-L-7-65					
3B-L-7-90	90	0.69	41.36	1.62	41.36
4B-L-7-90					
5B-L-7-90					

표 5. 초기강성 예측모델을 적용한 초기강성 값

시험체		g_1 (mm)	g_2 (mm)	K_e (kN/mm)	오차 (%)
3B-L-7-65	실 험	65	-	691.7	-
	예측모델		36.8	677.7	2.02
4B-L-7-65	실 험		-	945.7	-
	예측모델		36.8	903.6	4.46
5B-L-7-65	실 험		-	1,115.8	-
	예측모델		36.8	1,129.4	1.23
3B-L-7-90	실 험	90	-	137.0	-
	예측모델		61.8	143.1	4.47
4B-L-7-90	실 험		-	188.2	-
	예측모델		61.8	190.8	1.37
5B-L-7-90	실 험		-	233.3	-
	예측모델		61.8	238.5	2.23

식의 적용에 있어서 SS400 강재의 항복강도 및 극한강도는 표 1의 앵글 시험편의 인장강도 시험결과 얻은 값을 사용하였다. 표 6에 나타난 것과 같이 본 연구에서 고찰한 더블앵글 접합부의 설계하중은 앵글 장변의 휨 항복에 의하여 좌우된다. Thornton과 Faella는 축방향 인장력을 받는 T-행거 형태 접합부의 설계하중 산정을 위한 예측모델을 제안하였다. 제안된 예측모델을 본 연구에서 고찰한 더블앵글 접합부에 적용하면 각각 식 (18)과 식 (19)와 같다. 식의 적용에 있어서 앵글 장변의 휨 변형이 설계하중을 좌우하고, 앵글 장변은 휨 모멘트의 영향뿐만 아니라 전단력의 영향도 동시에 받는 것으

로 가정하였다. 표 7은 예측모델을 적용하여 산정한 설계하중과 식 (15), 식 (18) 및 식 (19)를 적용하여 산정한 설계하중을 비교하여 정리한 것이다. 표에 나타난 것과 같이 Thornton이 제안한 식을 적용한 경우는 항상 최소의 설계하중 값을 제공하고, 반면에 Faella가 제안한 식을 적용한 경우는 항상 최대의 설계하중 값을 제공한다. 본 연구에서 제안한 예측모델을 적용하여 산정한 설계하중 값은 KBC 설계기준을 적용하여 산정한 설계하중과 비교적 유사한 설계하중 값을 제공한다. 그림 10은 실험을 통하여 획득한 3B-L-7-65 앵글 시험체의 하중-변위 곡선 상에 표 7에서 정리한 설계하중 값을 나타낸 것이다. 예측모델을 적용하여 산정한 설계하중은 그림 10에 나타난 것과 같이 대략적으로 하중-변위 관계 곡선에서 앵글의 항복이 발생하기 시작하는 비탄성 영역에 위치하고 있는 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서 제안한 설계하중 예측모델을 적용하여 더블앵글 접합부의 설계하중을 예측하는 것은 타당하다고 판단된다.

휨 항복 설계강도:

$$V_u = 2 [\phi F_y l_a t_a^2 / (2g_3)], \phi = 0.9 \quad (15)$$

여기서,

- F_y : 항복강도
- g_3 : 항복모멘트 발생 지점간의 거리
- l_a : 앵글의 길이
- t_a : 앵글의 두께

전단 항복 설계강도:

$$V_u = 2 [\phi (0.6 F_y l_a t_a)], \phi = 0.9 \quad (16)$$

용접부 설계강도:

$$V_u = \min. \begin{cases} 2 [\phi (0.6 F_{E70}) (t_e l)] \\ 2 [\phi (0.6 F_u) (t l)] \end{cases}, \phi = 0.75 \quad (17)$$

여기서,

- F_u : 모재의 인장강도
- F_{E70} : 용접봉의 공칭강도, 485MPa
- l : 용접 길이
- t_e : 목두께
- t : 모재의 두께

Thornton의 설계하중 예측식:

$$V_u = \frac{p t_a^2 F_y}{8 b} (1 + \delta \alpha) \quad (18)$$

Faella의 설계하중 예측식:

$$V_u = 2N_b \left\{ \frac{2V_{f,Rd}}{\sqrt{3}} \frac{b}{t_a} \left[\left(1 + \frac{3}{(m/t_a)^2} \right)^{1/2} - 1 \right] \right\} \quad (19)$$

여기서,

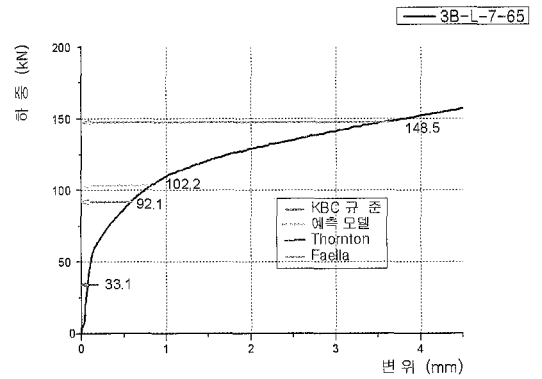
$$V_{f,Rd} = \frac{F_y}{\sqrt{3}} t_a p \quad (20)$$

표 6. 더블앵글 접합부의 설계하중 (단위 : kN)

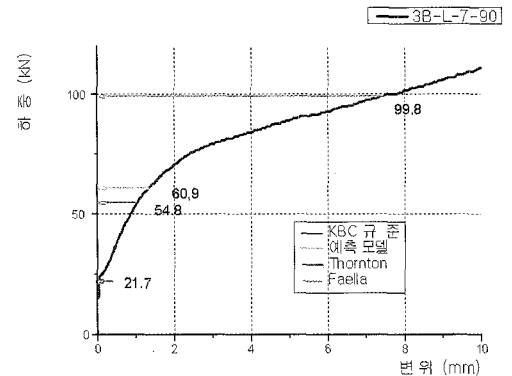
시험체	휨 항복하중	전단 항복하중	용접부 설계하중
3B-L-7-65	92.1	581.0	725.8
3B-L-7-90	54.8		
4B-L-7-65	122.8	774.7	877.1
4B-L-7-90	73.1		
5B-L-7-65	153.5	968.4	1,028.3
5B-L-7-90	91.4		

표 7. 예측모델을 적용한 설계하중 값

시험체		g_1 (mm)	g_3 (mm)	g_y (mm)	설계하중 (kN)	
3B-L-7-65	KBC 기준	65	36.8	-	92.1	
	예측모델			36.8	36.8	102.2
	Thornton			-	-	33.1
	Faella			-	-	148.5
4B-L-7-65	KBC 기준	65	36.8	-	122.8	
	예측모델			36.8	36.8	136.3
	Thornton			-	-	44.1
	Faella			-	-	198.0
5B-L-7-65	KBC 기준	65	36.8	-	153.5	
	예측모델			36.8	36.8	170.3
	Thornton			-	-	55.1
	Faella			-	-	247.5
3B-L-7-90	KBC 기준	90	61.8	-	54.8	
	예측모델			61.8	61.8	60.9
	Thornton			-	-	21.7
	Faella			-	-	99.8
4B-L-7-90	KBC 기준	90	61.8	-	73.1	
	예측모델			61.8	61.8	81.2
	Thornton			-	-	29.0
	Faella			-	-	133.0
5B-L-7-90	KBC 기준	90	61.8	-	91.4	
	예측모델			61.8	61.8	101.5
	Thornton			-	-	36.2
	Faella			-	-	166.3



(a) 3B-L-7-65



(b) 3B-L-7-90

그림 10. 3B-L-7 앵글 시험체의 하중-변위 곡선에서의 설계하중

4. 결론

축방향 인장력을 받는 더블앵글 접합부의 초기강성 및 설계하중 산정을 위한 예측모델을 제안하고자 본 연구를 진행하였다. 이를 위하여 볼트 게이지 거리 및 볼트 개수를 변화시키면서 더블앵글 접합부 실험을 수행하였다. 실험을 통하여 획득한 하중-변위 관계 곡선의 회귀분석을 통하여 더블앵글 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 초기강성, 소성강성, 참조하중, 곡선형태변수 등을 얻었고, 이를 제안한 예측모델을 적용하여 얻은 초기강성 및 설계하중과 비교·검토하여 예측모델 적용의 타당성을 입증하였다. 본 연구를 통하여 아래와 같은 결론을 얻었다.

- (1) 앵글의 두께가 얇은 더블앵글 접합부의 설계하중은 앵글 장변의 휨 항복에 의하여 좌우되며, 초기강성은 사용한 볼트 개수가 증가하고, 볼트 게이지 거리가 감소할수록 증가된다.
- (2) 더블앵글 접합부의 초기강성은 볼트 개수를 증가시키는 것보다는 볼트 게이지 거리를 감소시키는 것이 더욱 효과적이다. 하지만, 급격한 볼트 게이지 거리의 감소는

앵글 필렛 부위나 용접 부위의 파괴를 초래할 수 있다.

- (3) 초기강성 예측모델은 실제 접합부 실험을 통하여 얻은 초기강성 비교하면 4.47%의 오차만을 나타내므로 적용하기에 타당하다.
- (4) 설계하중 예측모델은 KBC 설계하중 예측식과 유사한 설계하중 값을 하중-변위 곡선상의 비탄성 영역이 시작하는 부분에서 제공하므로 적용하기에 타당하다.

참 고 문 헌

- 대한건축학회(2005), 건축구조설계기준, 기문당.
- 양재근, 홍갑표, 이수권, 하수영(1999) 더블앵글 접합부의 3차원 유한요소해석과 2차원 단순해석모델, *대한건축학회 논문집*, Vol. 15, No. 12, pp. 41~48.
- 홍갑표, 양재근, 이수권, 송병주(1999) 축방향 인장력을 받는 더블 앵글 접합부의 비탄성 거동에 관한 연구, *대한건축학회 논문집*, Vol. 15, No. 11, pp. 45~52.
- 홍갑표, 양재근, 이수권, 송병주(2000) 축방향 인장력을 받는 더블 앵글 접합부의 단순모형에 관한 연구, *한국강구조학회 논문집*, Vol. 12, No. 1, pp. 75~82.
- American Institute of Steel Construction Inc.(2001) Manual of Steel Construction, 3rd Ed., Volumes 1 and 2, Chicago.
- Astaneh, A(1985) Procedure for Design and Analysis of Hanger-type Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 22 No. 2, pp. 63~6.
- Chen, W. F.(1987) Joint Flexibility in Steel Frames, Elsevier Applied Science.
- Chen, W. F., Lui, E. M.(1991) Stability Design of Steel Frames", CRC Press.
- Faella, C., Piluso, V., Rizzano, G.(2000) Structural Steel Semirigid Connections : Theory, Design and Software, CRC Press.
- Hong, K., Yang, J. G., Lee, S. K.(2001) Parametric Study of Double Angle Framing Connections Subjected to Shear and Tension, *J Construct Steel Res*, Vol. 57, No. 9, pp. 997~1013.
- Lorenz, R. F., Kato, B., Chen, W. F.(1992) Semi-rigid Connections in Steel Frames CTBUH. McGraw-Hill.
- Richard, R. M., Abbott, B. J.(1975) Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula, *J Eng Mech Div*, ASCE, Vol. 101(EM4), pp.511~5.
- Richard, R. M., Hsia, W. K., Chmielowiec, M.(1988) Derived Moment Rotation Curves for Double Framing Angles, *Comput & Struct*, Vol. 30, pp.485~94.
- Stefano, De., Astaneh, A.(1991) Axial Force- Displacement Behavior of Steel Double Angles, *J Construct Steel Res*, Vol. 20, pp.161~81.
- Salmon, C.G., Johnston, J. E.(1998) Steel Structures: Design and Behavior, 4th Ed., Harper Collins.
- Thornton, W. A.(1985) Prying Action-A General Treatment, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 22, No. 2, pp. 67~75.
- Thornton, W. A.(1992) Strength and Serviceability of Hanger Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 29, No. 4, pp. 145~149.
- Thornton, W. A.(1996) A Rational Approach to Design of Tee Shear Connections, *Engineering Journal*, AISC, Vol. 33, No. 1, pp. 34~37.
- Thornton, W. A.(1997) Strength and Ductility Requirements for Simple Shear Connection with Shear and Axial Load, *Proceedings of National Steel Construction Conference*, AISC, pp. 38-1~38-17.
- Yang, J. G., Murray, T. M., Plaut, R. H.(2000) Three-Dimensional Finite Element Analysis of Double Angle Connections Under Tension and Shear, *J Construct Steel Res*, Vol. 54, No.2, pp. 227~244.
- (접수일자 : 2006. 12. 8 / 심사일 2007. 1. 9 / 심사완료일 2007. 3. 22)