

더블앵글 접합부의 초기강성 및 극한모멘트 산정을 위한 해석모델

Analytical Models for the Initial Stiffness and Ultimate Moment of a Double Angle Connection

양재근^{1)†} 이길영²⁾
Ang. Jae Guen Lee, Gil Young

요약 : 본 연구는 더블앵글 접합부의 볼트 개수의 변화가 접합부 강성 및 강도에 미치는 영향을 파악하고, 접합부 거동에 큰 영향을 주는 초기강성 및 극한모멘트 산정을 위한 단순해석모델도 제안하고자 수행되었다. 또한, 본 연구에서 수행한 접합부 실험 결과와 가장 유사한 거동양상을 나타내는 기존의 Wu-Chen 해석모델에 이러한 초기강성과 극한모멘트를 대입하여, 구조설계자가 최적의 접합부 설계를 가능하도록 하는 접합부 모멘트-회전각 관계 곡선도 제공하고자 한다.

ABSTRACT : This study has been conducted to investigate the effect of the number of bolts on stiffness and strength of a double-angle connection and to propose two simplified models that can predict the initial stiffness and ultimate connection moment of a double-angle connection, respectively. In addition, we also aim to provide some basic reference data for structural designers to choose the most adequate prediction equation and to more precisely design a double-angle connection.

핵심용어 : 더블앵글접합부, 초기강성, 극한모멘트

KEYWORDS : double angle connection, initial stiffness, ultimate connection moment

1. 서론

강구조 건물의 안정성을 도모하기 위해서 보-기둥 접합부는 충분한 강성 및 강도를 갖도록 설계되어야 한다. 따라서 각각의 접합부가 갖는 강도 및 강성을 파악하기 위하여 많은 접합부 실험 및 이론적 연구가 수행되었다(양재근 등, 2003; 양재근 등, 2004; 양재근 등, 2005; Hong, K. 등, 2001; Hong, K. 등 2002). 접합부의 강성 및 강도를 예측하기 위해서 다양한 해석모델이 제안되었지만, 이러한 해석모델들은 동일한 형상을 갖는 접합부에 대하여 서로 상이한 강성 및 강도를 제공하기도 한다. 따라서 구조설계자는 최적의 해석모델을 선택하여 접합부 강도 및 강성을 예측해야만 강구조 건물의 전체적인 거동을 정확히 파악하고 안정성을 도모할 수 있다.

그러므로 본 연구에서는 더블앵글 접합부의 볼트 개수의 변화가 강성 및 강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여 접합부 실험 및 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 이를 통하여 획득한 모멘트-회전각 관계 곡선을 기존의 여러 해석모델과 비교·검토하여 가장 유사한 거동양상을 제공하는 해석모델도 선택한다. 그리고 접합부의 거동에 큰 영향을 미치는 여러 요인들 중에서 초기강성 및 극한모멘트 산정을 위한 해석모델 등도 제안하여 구조설계자가 최적의 접합부 설계를 가능하도록 하는 기초적인 자료도 제공하고자 한다.

2. 더블앵글 접합부 실험 및 3차원 유한 요소해석

접합부의 강성 및 강도에 영향을 주는 변수는 앵글의 두께,

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)

본 논문에 대한 토의를 2006년 12월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

볼트 게이지 거리, 볼트의 개수 및 직경 등이 있다(Chen, W. F. 등, 1991; De Stefano, M. 등, 1991; Kishi, N. 등, 1990). 본 연구에서 더블앵글 접합부에 사용된 볼트 개수의 변화가 접합부의 거동에 미치는 영향을 파악하기 위하여 접합부 실험 및 3차원 유한요소해석 결과를 이용하였다. 그리고 기존의 해석모델 중에서 Frye-Morris 식(1), Ang-Morris 식(2), Wu-Chen 식(3), Richard 식(4)을 적용하여 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 관계를 파악하고, 접합부의 거동 예측에 중요한 변수인 초기강성, 소성강성, 참조모멘트, 곡선형태변수 등도 구한다(Chen, W. F., 1987; Chen, W. F. 등, 1991; Kishi, N. 등, 1990; Lorenz, R. F. 등, 1992; Richard, R. M. 등, 1975; Richard, R. M. 등, 1998).

Frye-Morris 해석모델 :

$$\theta = C_1 (KM)^1 + C_2 (KM)^3 + C_3 (KM)^5 \text{ (rad.)} \quad (1)$$

여기서, $K = d_a^{-2.4} t_a^{-1.81} g^{0.15}$

$$C_1 = 3.66 \times 10^{-4}$$

$$C_2 = 1.15 \times 10^{-6}$$

$$C_3 = 4.57 \times 10^{-8}$$

C_1, C_2, C_3 : 곡선 추적 상수

d_a : 앵글의 길이

t_a : 앵글의 두께

g : 앵글의 게이지 거리

Ang-Morris 해석모델 :

$$\frac{\theta}{(\theta_r)_0} = \frac{KM}{(KM)_0} \left[1 + \left(\frac{KM}{(KM)_0} \right)^{n-1} \right] \quad (2)$$

여기서, $(\theta_r)_0, (KM)_0, n$: 곡선 추적 상수

$$K = d_a^{-2.2} t_a^{0.08} g^{-0.28}$$

$$(\theta_r)_0 = 3.98 \times 10^{-3}$$

$$(KM)_0 = 0.63$$

$$n = 4.94$$

Wu-Chen 해석 모델 :

$$\frac{M}{M_u} = n \left[\ln \left(1 + \frac{\theta_r}{n \theta_0} \right) \right] \quad (3)$$

여기서, M : 모멘트

M_u : 이상화된 탄성-소성 매카니즘 모멘트

θ_r : 회전각

θ_0 : 참조 회전각 (M_u/R_{ki})

n : 곡선형태변수

R_{ki} : 초기회전강성

Richard 해석모델 :

$$M(\theta) = \frac{(K_e - K_p)\theta}{\left(1 + \left| \frac{(K_e - K_p)\theta}{M_0} \right|^n \right)^{1/n}} + K_p\theta \quad (4)$$

여기서, M : 모멘트

θ : 회전각

K_e : 초기강성

K_p : 소성강성

M_0 : 참조모멘트

n : 곡선형태변수

2.1 더블앵글 접합부 실험

더블앵글 접합부 실험은 앵글 $L-125 \times 75 \times 7$ 단면으로 구성된 접합부만을 선택하여 수행하였다. 볼트의 종 방향 간격은 70mm로 고정하고, 앵글 모서리에서 볼트 중심선까지의 거리 g_1 은 65mm로 한정하였다. 앵글의 장변은 $F10T-M20$ 볼트 개수를 각각 3개, 4개, 5개로 변화시키면서 $H-310 \times 305 \times 15 \times 20$ 기둥 플랜지에 연결하였고, 각각의 볼트는 147kN에 상응하는 539N·m의 토크로 완전 체결하였다. 앵글의 단변은 수직으로 세워진 $H-400 \times 200 \times 8 \times 13$ 보 웹에 모살용접 된다. 더블앵글 접합부에 사용된 앵글 시험편과 볼트의 역학적 성질은 표1과 그림 1에 정리하였다. 작용하중은 액츄에이터를 사용하여 기둥 플랜지로부터 1.14m의 높이에서 1.5mm/min의 속도로 변위제어 방식으로 정적인 수평하중을 가하였다. 그림 2는 실험에 사용된 더블앵글 접합부의 기하학적 형상을 나타내며, 실험체 세팅은 그림 3과 같다(양재근 등, 2003; 양재근 등, 2004).

표 1. 앵글 시험편 및 볼트의 역학적 성질

	탄성계수 (N/mm^2)	항복강도 (N/mm^2)	인장강도 (N/mm^2)
앵글 시험편	202,762	318.50	469.42
사용 볼트	260,778	872.22	925.12

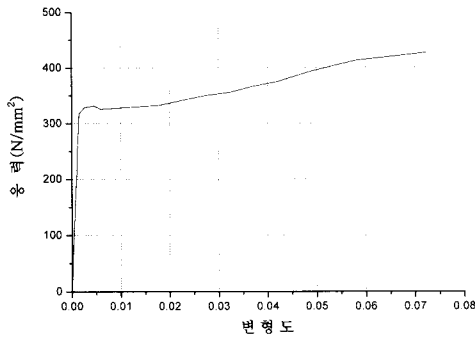


그림 1. 앵글시험편의 응력-변형도 곡선

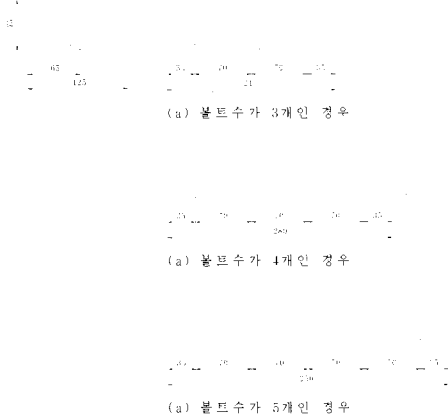


그림 2. 더블앵글 접합부의 기하학적 형상

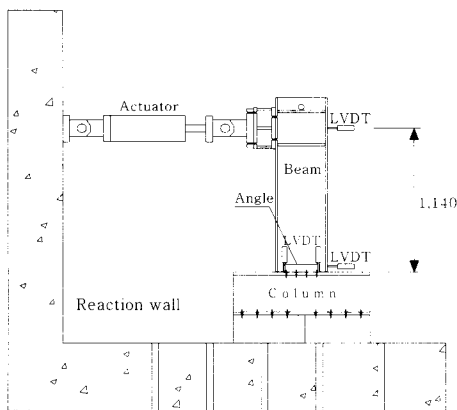
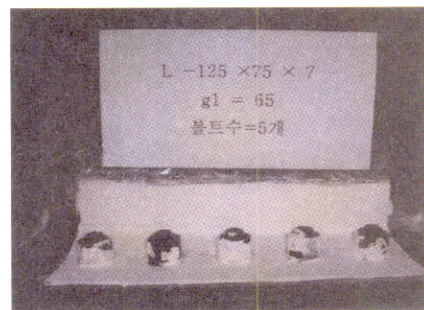


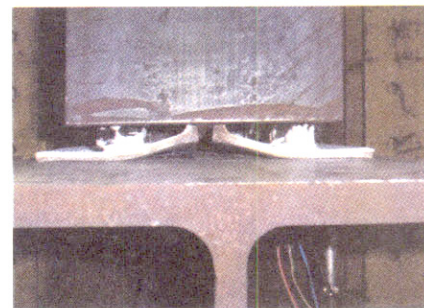
그림 3. 실험체 세팅

더블앵글 접합부에 작용하는 휨모멘트가 증가함에 따라서 가

력방향의 앵글 상부는 밀착되었던 기둥 플랜지로부터 점차 들림이 일어나며, 이러한 휨모멘트에 의한 인장의 영향으로 앵글 필렛 부분과 상부 볼트 머리 주위에는 응력집중 현상이 발생한다. 하지만 앵글 하부는 휨모멘트에 의한 압축의 영향으로 기둥 플랜지에 더욱 밀착하게 된다. 작용하중이 증가 할수록 이러한 응력집중 현상은 더욱 심화되어 최종적으로 가력방향의 앵글 상부 필렛 부분은 파괴된다. 이러한 거동은 Chen 및 Astanteh를 비롯한 여러 연구자들의 실험 및 해석을 통하여 얻은 거동 및 파괴 양상과도 잘 일치한다(De Stefano, M. 등, 1991; Kishi, N. 등, 1990; Lorenz, R. F. 등, 1992). 그림 4는 5B-L-7-65 앵글의 변형된 형상을 나타낸다.



a) 횡 방향 변형



b) 종 방향 변형

그림 4. 5B-L-7-65 앵글의 변형

2.2 3차원 비선형 유한요소 해석

더블앵글 접합부에 대한 3차원 유한요소해석은 상용프로그램인 ABAQUS를 사용하여 수행하였다. 접합부의 복잡한 거동을 규명하기 위해서는 정확한 ABAQUS 옵션 적용 및 부재요소의 선택이 필수적이다(ABAQUS, User's Manual, 2003). 이를 위하여 그림 5와 그림 6에 나타난 것과 같은 강재 및 볼트에 대한 예비 인장해석을 수행하였으며 표2에 그 결과를 정리하였다. 이러한 예비해석결과에 근거하여 ABAQUS 부재요소는 그림 7과 같이 실제 실험과 유사한 재료적 성질을 보인 C3D20H 요소(20 nodes quadratic brick, hybrid, linear pressure element)를 선택하였다. 또한, 볼트 해석모

델은 2.5mm의 매쉬 크기를 갖는 해석모델이 5mm의 매쉬 크기를 갖는 해석모델 보다는 실험결과에 더 가까운 응력-변형도 곡선을 제공하였다. 하지만 그림 8에 나타난 것과 같이 그 차이가 약 2%에 불과하였다. 따라서 컴퓨터 해석시간 절감과 용량을 고려하여 5mm의 매쉬 크기를 갖는 볼트 해석모델을 선택하여 3차원 유한요소 해석을 수행하였다.

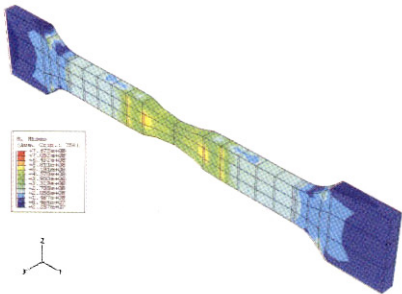
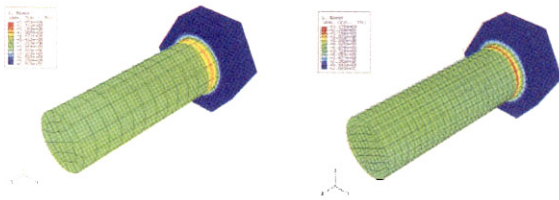


그림 5. 강제 인장 해석모델과 응력분포



(a) 매쉬 최소크기 5mm인 모델 매쉬 최소크기 2.5mm인 모델
그림 6. 매쉬 크기 변화에 따른 볼트 모델과 응력분포

표 2. C3D20H를 사용한 앵글 및 볼트 해석모델의 역학적 성질

해석모델	탄성계수 (N/mm^2)	항복강도 (N/mm^2)
앵글해석모델	2.81×10^5	3.36×10^2
5mm 매쉬 볼트해석모델	3.22×10^5	1.09×10^3

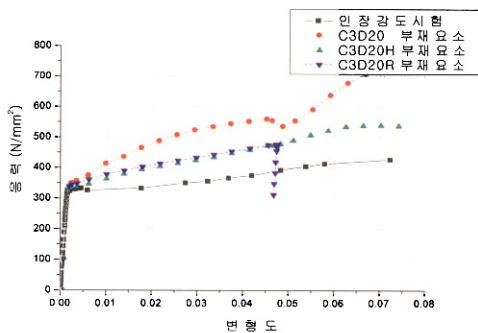


그림 7. ABAQUS의 부재요소에 따른 강제인장 해석모델의 응력-변형도 곡선

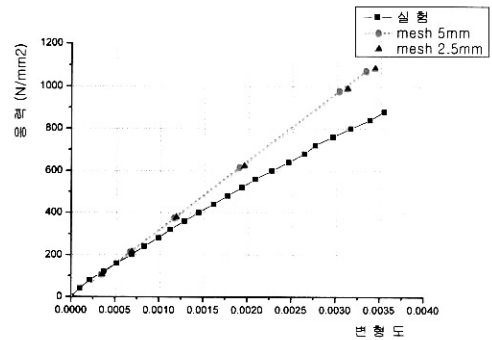


그림 8. 매쉬 크기 변화에 따른 볼트 모델의 응력-변형도 곡선

접합부 부재들 사이에 발생하는 상호작용은 매우 복잡하고 접합부의 거동에 큰 영향을 준다. 그렇기 때문에 3차원 비선형 유한요소 모델링 작업에 있어서 이러한 복잡한 상호작용을 정확히 구현하도록 하는 적절한 ABAQUS 옵션의 선택은 매우 중요하다(ABAQUS, User's Manual, 2003). 그림 9는 더블앵글 접합부 모델링 작업에 사용된 부재 사이의 상호작용 구현을 위한 ABAQUS 접촉면 옵션을 나타낸다. 보 웹브와 단변 앵글은 용접에 의해 접합되므로 이 부재들 사이의 접촉면은 *MPC 명령의 TIE 옵션을 사용하여 각 부재들이 힘과 변위에 대하여 동일한 거동을 하도록 자유도를 부여하여 모델링 하였다. 한편 볼트와 와셔, 와셔와 장변 앵글, 기둥 플랜지와 와셔 사이의 접촉면은 볼트의 장력에 의하여 미끄러짐 현상 및 접촉 후에 부재 상호간의 관입이 발생하지 않는다고 가정하여 *CONTACT 명령의 SMALL SLIDING, ADJUST ONLY OVERCLOSED NODES 옵션을 사용하여 모델링 하였다. 하지만 장변 앵글과 기둥 플랜지 사이의 접촉면은 휨모멘트를 받는 앵글 상부의 들림 현상으로 인한 접촉면의 분리를 허용하기 위하여 ALLOW SEPARATION AFTER CONTACT 옵션을 추가하여 접촉면 사이의 거동을 조절하였다.

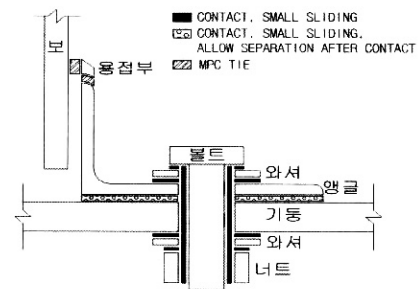
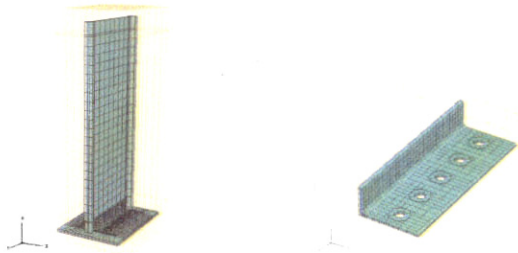


그림 9. 부재 사이의 접촉면 조절을 위한 ABAQUS 옵션

이러한 과정을 거쳐서 그림 10과 같은 더블앵글 접합부에 대한 3차원 유한요소 해석모델을 제안하였다. 3차원 유한요소 해석모델은 실제 접합부 실험체와 동일한 조건을 갖도록 모델링 하였지만, 본 연구실이 보유하고 있는 컴퓨터의 용량 부족과 해석시간을 고려하여 접합부의 회전강성에 미치는 영향이 적다고 판단되는 보 및 기둥 플랜지의 일부는 제외하고 모델링 하여 해석을 수행하였다.



(a) 접합부 전체모델 (b) 5B-7-65 앵글 모델
 그림 10. 더블앵글 접합부의 3차원 유한요소 해석모델

3차원 유한요소해석을 통하여 얻은 5B-L-7-65 앵글의 응력 분포는 그림 11과 같다. 각 앵글의 응력분포는 접합부 실험에서 나타난 것과 같이 하중이 증가함에 따라서 앵글 상부의 볼트 머리 부분과 앵글 필렛 부분에 집중된다. 이러한 응력집중 현상은 앵글 하부로 내려갈수록 점차 그 사이가 좁아지며, 앵글 최하단부는 압축의 영향으로 앵글 모서리 부분에 응력집중 현상이 나타났다. 앵글 상부가 휨모멘트의 영향으로 들려올라감에 따라서 볼트 및 와셔의 내측 부분에도 응력집중 현상이 발생한다. 이러한 응력집중은 앵글의 경우와 마찬가지로 상부에 위치한 볼트 및 와셔의 내측 부분이 상대적으로 높고, 분포 또한 넓다가 하부로 내려갈수록 줄어든다. 그림 12는 5B-L-7-65 접합부 해석모델의 볼트 및 와셔의 응력분포를 나타낸다.

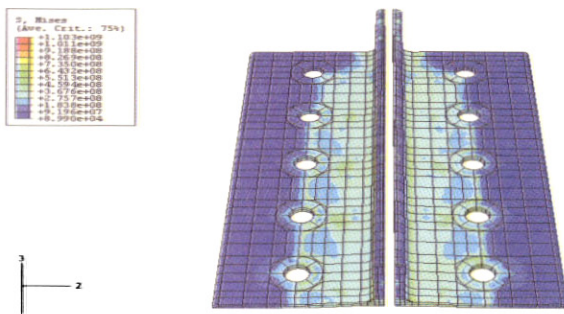
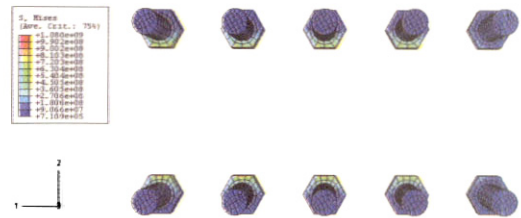
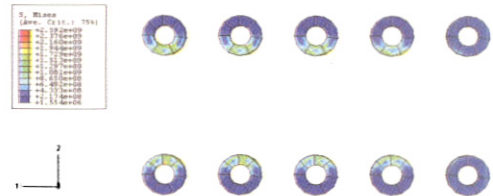


그림 11. 5B-L-7-65 앵글의 von Mises 응력분포



(a) 볼트의 von-Mises 응력분포



(b) 와셔의 von-Mises 응력분포

그림 12. 5B-L-7-65 접합부 해석모델의 볼트 및 와셔의 von Mises 응력분포

2.3 더블앵글 접합부 실험 및 3차원 비선형 유한요소해석 결과

더블앵글 접합부 실험과 3차원 유한요소해석 그리고 다양한 접합부 해석모델을 적용하여 얻은 5B-L-7-65 앵글의 모멘트-회전각 관계 곡선은 그림 13과 같다. 그림 13에 나타난 것과 같이 Wu-Chen 해석모델을 적용한 곡선이 접합부 실험을 통하여 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선과 전 영역에 걸쳐서 가장 유사한 거동양상을 보였다. Frye-Morris 해석모델과 Ang-Morris 해석모델은 회전각이 0.005 rad.에 이를 때까지 유한요소해석을 통하여 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선과 비교적 유사한 거동양상을 나타내었지만 접합부 실험을 통하여 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선과는 큰 차이를 보였다.

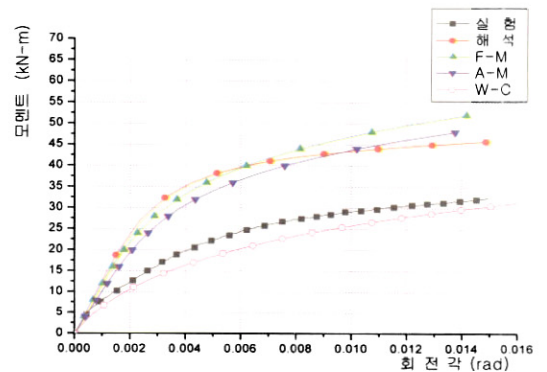


그림 13. 5B-7-65 앵글모델의 모멘트-회전각 곡선

각 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선을 Richard가 제안한 식 (4)을 사용하여 회귀분석하면, 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 변수인 초기강성(K_e), 소성강성(K_p), 참조모멘트(M_0), 곡선형태변수(n) 등을 표 3과 같이 구할 수 있다. 그림 13에 나타난 것과 같이 Wu-Chen 해석모델을 적용하여 얻은 곡선의 회귀분석 결과는 접합부 실험에 대한 회귀분석 결과와 비교적 잘 일치하고, 접합부의 거동에 가장 큰 영향을 미치는 초기강성은 실험결과를 통하여 얻은 초기강성과는 각각 16.5%, 20.1%, 25.2%의 오차를 나타낸다. Frye-Morris 해석모델 및 Ang-Morris 해석모델의 적용을 통하여 얻은 초기강성은 비교적 3차원 유한요소해석을 통하여 얻은 초기강성과는 유사한 값을 제공하지만 접합부 실험을 통하여 얻은 초기강성 값보다는 항상 큰 값을 제공한다. 3차원 유한요소해석과 Frye-Morris 해석모델을 적용하여 얻은 초기강성 값의 오차는 볼트 수가 3개, 4개, 5개로 증가하는 경우 각각 약 20.4%, 4.8%, 2.7%로 감소된다(양재근 등, 2005).

본 연구의 해석결과에 근거하면 Frye-Morris 해석모델 및 Ang-Morris 해석모델은 접합부 실험을 통하여 얻은 초기강성 값보다는 큰 초기강성 값들을 제공할 수 있으므로 구조설계자는 이점에 주의하여 더블앵글 접합부를 설계할 필요가 있다. 따라서 Wu-Chen 해석모델을 적용하여 더블앵글 접합부를 설계하는 것이 실제의 접합부 거동을 비교적 잘 예측하므로 유리할 수 있다. 하지만 Wu-Chen 해석모델의 적용을 위해서는 접합부의 초기강성 및 극한모멘트에 대한 정확한 예측이 필수적으로 필요하다.

표 3. 볼트 수 변화를 변수로 하는 접합부의 회귀분석

볼트수	종류	K_e (kN·m/rad)	K_p (kN·m/rad)	M_0 (kN·m)	n
3	실험	2,469.0	54.2	14.1	1.30
	유한요소해석	5,046.1	140.7	14.8	2.56
	Frye-Morris	4,017.2	176.4	13.8	1.48
	Ang-Morris	3,528.5	211.3	13.3	1.85
	Wu-Chen	2,876.2	37.7	22.3	0.67
4	실험	4,841.2	333.2	19.9	1.60
	유한요소해석	7,331.6	238.0	24.9	2.63
	Frye-Morris	7,686.6	517.6	24.1	1.74
	Ang-Morris	6,556.3	489.7	23.3	2.02
	Wu-Chen	5,814.1	61.0	37.1	0.65
5	실험	8,052.0	241.0	33.0	1.30
	유한요소해석	13,339.4	406.9	40.2	2.47
	Frye-Morris	12,981.4	1,045.3	38.7	1.86
	Ang-Morris	10,520.6	1,054.6	34.4	2.28
	Wu-Chen	10,081.1	89.6	58.9	0.63

3. 더블앵글 접합부의 초기강성 및 극한모멘트 산정 해석모델

휨모멘트 영향을 받는 더블앵글 접합부의 회전강성은 표 3과 그림 13에 나타난 것과 같이 참조모멘트를 지나면서 급격하게 감소한다. 즉, 각 접합부의 소성강성은 초기강성의 약 2.2%(3B-L-7-65), 6.9%(4B-L-7-65), 3.0%(5B-L-7-65)로 접합부의 회전강성은 초기강성의 영향이 지배적임을 나타낸다. 따라서 더블앵글 접합부의 초기강성 뿐만 아니라 극한모멘트 등의 산정을 위한 해석모델을 제안하고 이를 통하여 얻은 값들을 Wu-Chen 해석모델에 적용한다면, 설계자는 접합부의 거동을 비교적 정확히 예측할 수 있어 강구조물을 설계하는데 큰 도움을 받을 수 있다.

3.1 초기강성 산정을 위한 해석모델

더블앵글 접합부의 초기강성 산정을 위하여 Kishi와 Chen은 그림 14(a)와 같은 해석모델을 제안하였다. 이 해석모델은 앵글의 회전중심이 앵글 장변의 중앙부에 위치하고, 이 회전축을 중심으로 모멘트가 작용하는 것으로 가정하였다. 또한, 기둥 플랜지에 볼트로 연결된 앵글 장변의 한 단부는 볼트에 의하여 회전 및 이동이 구속된 고정단으로, 나머지 세 단부는 회전 및 이동이 가능한 자유단으로 가정하여 초기회전강성 식 (5)를 유도하였다(Chen, W. F. 등, 1991). 하지만 식(5)를 적용하여 획득한 초기강성은 실험을 통하여 획득한 표 3의 초기강성과는 상당히 큰 오차를 나타내었다. 이러한 오차는 아마도 앵글 하부를 회전 및 이동이 가능한 자유단으로 가정하여 식(5)를 유도하였기 때문에 발생한 것으로 판단된다. 하지만 실제 실험에서는 장변 앵글의 하부는 기둥 플랜지에 의하여 지지되고, 앵글의 회전중심은 앵글 하부 쪽으로 이동함을 보였다. 따라서 이에 근거하여 본 연구에서는 앵글의 하부는 회전단으로 가정하고, 나머지 앵글 단부는 Kishi와 Chen의 해석모델과 같이 고정단과 자유단으로 구성한 그림 14(b)와 같은 단순해석모델을 제안한다.

$$K_{e, Kishi-Chen} = 2 \left[G \frac{t_a^3 \alpha \cosh(\alpha\beta)}{3(\alpha\beta) \cosh(\alpha\beta) - \sinh(\alpha\beta)} \right] \quad (5)$$

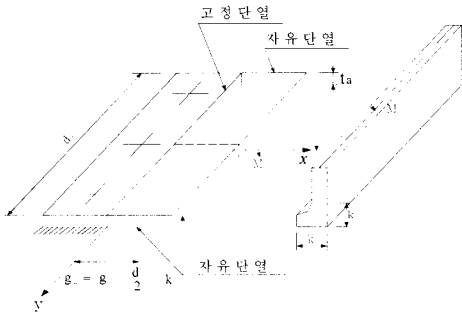
여기서, G : 전단탄성계수

t_a : 앵글의 두께

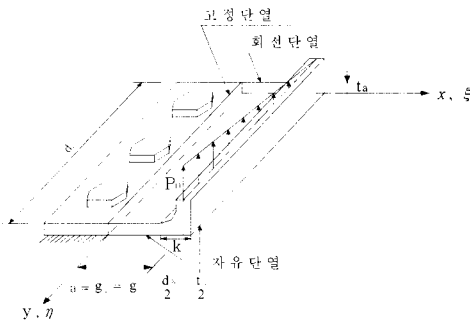
$$\alpha = \sqrt{\frac{24}{(1+\nu)}} \quad (\nu = 0.3 \text{ 일 때 } \alpha = 4.2967)$$

$$\beta = \frac{g_2}{d_a}$$

$$g_2 = g_1 - \frac{d_b}{2} - k$$



(a) Kishi-Chen의 초기강성 산정 해석모델



(b) 초기강성 산정 단순해석모델

그림 14. 초기강성 산정을 위한 해석모델

초기강성 해석모델은 장변 앵글의 볼트 머리 외측 부분과 단변 앵글 사이의 부분을 비틀림에 대하여 저항하는 판재로 가정하여 모델링 하였다. 그림 14(b)에 나타난 g_2 는 볼트 머리의 외측에서 단변 앵글의 중심선까지의 거리이고($g_2 = g_1 - \frac{d_b}{2} - \frac{t_a}{2}$), d_a 는 앵글의 길이이다. 접합부 모멘트는 $x = g_2$ 인 판재의 단부에 y 축 방향을 따라서 삼각형 형태의 등변분포하중이 z 축 방향으로 작용하는 것으로 가정하여 판재의 처짐식을 유도하였다. 판재의 처짐은 변수 α_{11} 을 포함하는 식(6)으로 가정하고, 에너지법을 적용한 식(7)에 대입하면 식(10)과 같이 구할 수 있다. 이 식을 이용하면 접합부의 회전 각과 초기강성은 식 (11)과 식(12)으로 정리된다.

$$w(\xi, \eta) = a_{00} a^2 b \xi^2 \eta = \alpha_{11} \xi^2 \eta \quad (6)$$

$$\delta W = \delta W_{int.} - \delta W_{ext.} = 0 \quad (7)$$

여기서,

$$\delta W_{int} = \frac{4D\{b^2 + 2(1-\nu)a^2\}}{3a^3b} \alpha_{11} \delta \alpha_{11} \quad (8)$$

$$\delta W_{ext} = \frac{P_0 b}{3} \delta \alpha_{11} \quad (9)$$

$$w(\xi, \eta) = \frac{3(1-\nu^2)a^3b^2P_0}{Et^3\{b^2 + 2(1-\nu)a^2\}} \xi^2 \eta \quad (10)$$

$$\theta = \text{Tan}^{-1}\left(\frac{w_0}{b}\right) \cong \frac{3(1-\nu^2)a^3bP_0}{Et^3\{b^2 + 2(1-\nu)a^2\}} \eta \quad (11)$$

$$K_e = \frac{M_0}{\theta} = \frac{bEt^3\{b^2 + 2(1-\nu)a^2\} \frac{1}{\eta}}{9(1-\nu^2)a^3} \quad (12)$$

위 식(12)은 단일앵글을 사용한 접합부의 초기강성 예측 식이며, 더블앵글 접합부의 초기강성은 단일앵글 접합부의 초기강성의 두 배가 되기 때문에 최종적으로 식 (13)으로 주어진다.

$$K_{e, double} = 2 \left[\frac{bEt^3\{b^2 + 2(1-\nu)a^2\} \frac{1}{\eta}}{9(1-\nu^2)a^3} \right] \quad (13)$$

3.2 극한모멘트 산정을 위한 해석모델

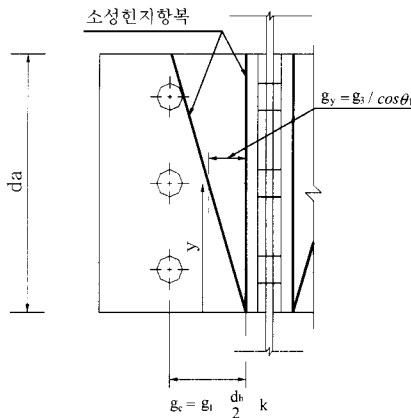
더블앵글 접합부에 작용하는 하중이 증가함에 따라서 볼트 머리와 앵글이 만나는 부분 및 앵글 필렛 부분은 응력집중 현상의 심화로 항복하게 된다. 그리고 최종적으로 앵글 필렛 부분의 파단으로 인하여 접합부가 파괴된다. 따라서 작용하중으로 인하여 휨모멘트와 전단을 동시에 받는 앵글의 항복에 대한 영향을 파악하고, 이를 근거로 하여 접합부가 지탱할 수 있는 극한모멘트를 산정하는 것은 매우 중요하다.

Chen은 응력집중으로 인하여 소성형지 항복선이 그림 15(a)에서 보는 것과 같이 앵글에 발생한다고 가정하였다 (Chen, W. F. 등, 1991). 더블앵글 접합부의 극한모멘트는 Drucker 및 Tresca의 항복이론을 적용하여 정리한 식 (14)와 간단한 정역학을 이용하면 식(15)와 같이 구할 수 있다. 식의 적용에 있어서 앵글에 작용하는 단위길이 당 전단력인 V_{py}

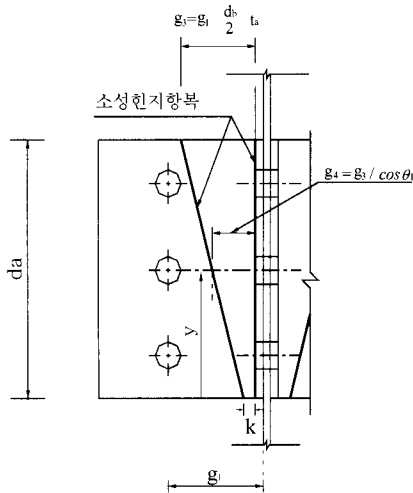
는 비선형적으로 변화하나 선형적으로 변화하는 것으로 가정한다. 또한 V_{py} 는 앵글 상부($y = d_a$)에서 최소값인 V_{pu} 를, 앵글 하부($y = 0$)에서 최대값인 V_0 를 갖는 것으로 정한다.

$$\left(\frac{V_{py}}{V_0}\right)^4 + \frac{g_y}{t_a}\left(\frac{V_{py}}{V_0}\right) - 1 = 0 \tag{14}$$

$$M_u = \left(\frac{2V_{pu} + V_0}{3}\right)d_a^2 \tag{15}$$



(a) Chen이 가정한 앵글의 소성힌지 항복선



(b) 실험을 통하여 예측된 앵글의 소성힌지 항복선

그림 15. 소성힌지 항복선

하지만 더블앵글 접합부 실험결과에 근거하면 앵글에 생성되는 소성힌지 항복선은 그림 15(b)에 나타난 것과 같은 형태로 형성된다. 앵글 상부에 발생하는 소성힌지 항복선은 볼트 머리 외측과 앵글 단면 안쪽 모서리 부분에 생성된다. 볼트 머리 외측에 생성된 앵글 상부의 소성힌지 항복선은 앵글 필렛 부분으

로 경사지게 점차 폭이 줄어다가 최하부에서는 앵글 필렛 끝 부분에 생성된다. 즉, Chen이 가정한 것과 같이 소성힌지 항복선이 앵글 최하부에서 만나는 것이 아니라 앵글 필렛 반경만큼 떨어진 부분에 생성된다. 이러한 소성힌지 항복선은 3차원 유한요소 해석결과 얻은 그림 11의 앵글의 응력분포와도 잘 일치한다.

실험을 통하여 획득한 그림 15(b)와 같은 소성힌지 항복선을 선택하는 경우, 더블앵글 접합부의 극한모멘트는 식 (16)의 g_4 를 g_y 대신에 식(14)에 대입한 후에 식 (15)를 이용하여 구할 수 있다.

$$g_4 = \frac{g_3}{\cos \theta_1} \tag{16}$$

여기서,

$$g_3 = g_1 - \frac{d_b}{2} - t_a \tag{17}$$

θ_1 : 고정단 앵글 장변과 기둥 플랜지간의 사이각 (rad.)

$$\tag{18}$$

3.3 단순 해석모델을 적용한 초기강성 및 극한모멘트 산정

제안된 식(13)을 사용하여 초기강성을 구하고, Kishi-Chen의 해석모델 및 접합부 실험을 통하여 획득한 초기강성 값들과 비교하여 정리하면 표 4와 같다. 표 4에 나타난 것과 같이 식 (13)를 적용하여 산정한 각 접합부의 초기강성은 접합부 실험을 통하여 산정한 초기강성과 비교하면 19.1%, 4.6%, 10.7%의 오차를 보이지만 Kishi-Chen의 해석모델을 적용하여 얻은 초기강성보다는 비교적 근사한 값들을 제공한다. 표 5는 각 접합부에 대하여 그림 15(b)의 소성힌지 항복선을 적용하여 구한 극한모멘트를 Chen이 제안한 항복선을 이용하여 산정한 극한모멘트와 비교하여 정리한 것이다. 표 5에 나타난 것과 같이 그림 15의 소성힌지 항복선을 이용하여 산정한 극한모멘트는 각 접합부 실험을 통하여 산정한 극한모멘트와 5.3%, 2.5%, 7.8%의 오차를 나타낸다.

표 4와 표 5의 초기강성과 극한모멘트 값을 Wu-Chen 식 (3)에 대입하면, 각 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선은 그림 16과 같이 얻을 수 있고, 접합부 실험을 통하여 획득한 초기강성 및 극한모멘트를 대입하여 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선과 비교하여 매우 흡사한 거동양상을 나타낸다. 그러므로 제안된 단순해석모델을 Wu-Chen 해석모델에 적용하면 각 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선도 비교적 정확하게 예측할 수 있다.

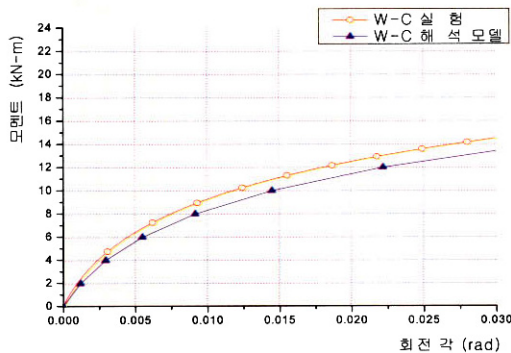
식(13)과 식 (15)을 사용하여 초기강성과 극한모멘트를 산정하는 경우, 초기강성은 볼트 머리의 외측에서 단변 앵글의 중심선까지의 거리 g_2 의 영향을 주로 받고, 극한모멘트는 소성힌지 항복선 사이의 거리 g_4 의 영향을 주로 받는다. 따라서 구조 설계자는 최적의 g_2 및 g_4 를 선정하여 초기강성 및 극한모멘트를 예측하고, 이를 바탕으로 접합부 설계를 하도록 노력하여야 한다.

표 4. 볼트 수의 변화에 따른 단순해석모델의 초기강성 비교

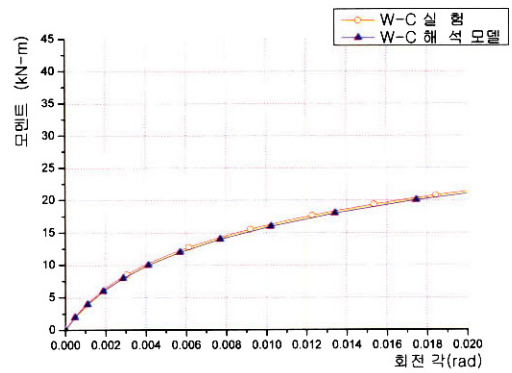
볼트수	종 류	d_a (m)	g_1 (m)	g_2 (m)	K_e (kN·m/rad)	오차 (%)
3	실험	0.21	0.065	-	2,469	-
	제안 모델			0.0435	1,998	19.1
	Chen 모델			0.030	1,108	55.1
4	실험	0.28	0.065	-	4,841	-
	제안 모델			0.0435	4,619	4.6
	Chen 모델			0.030	2,493	48.5
5	실험	0.35	0.065	-	8,052	-
	제안 모델			0.0435	8,915	10.7
	Chen 모델			0.030	4,670	42.0

표 5. 볼트 수의 변화에 따른 더블앵글 접합부의 극한모멘트

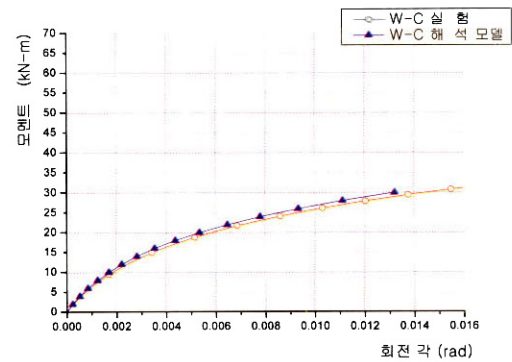
볼트수	종 류	d_a (m)	g_1 (m)	g_3 (m)	$g_4 = g_3 / \cos \theta_1$ (m)	M_u (kN·m)	오차 (%)
3	실험	0.2	0.06	-	-	16.31	-
	제안 모델	1	5	0.040	41.52	15.45	5.3
	Chen 모델	1	5	0.030	-	23.6	44.7
4	실험	0.2	0.06	-	-	27.90	-
	제안 모델	8	5	0.040	42.62	27.20	2.5
	Chen 모델	8	5	0.030	-	41.4	48.4
5	실험	0.3	0.06	-	-	45.47	-
	제안 모델	5	5	0.040	44.42	41.91	7.8
	Chen 모델	5	5	0.030	-	63.4	39.4



(a) 3B-7-65



(b) 4B-7-65



(c) 5B-7-65

그림 16. 단순해석모델의 적용을 통해 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선

4. 결론

더블앵글 접합부의 볼트 수의 변화에 따른 강성 및 강도 변화를 파악하기 위하여 본 연구에서는 접합부 실험과 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 또한 실험 및 유한요소해석 결과를 기준에 제안된 여러 해석모델들과 비교하고, 이러한 해석 모델 중에서 더블앵글 접합부 거동을 비교적 정확히 예측할 수 있는 Wu-Chen 해석모델도 선택하였다. 그리고 접합부의 거동에 큰 영향을 주는 초기강성과 극한모멘트 예측을 위한 단순 해석 모델도 제안하고, Wu-Chen 해석모델에 적용하여 단순 해석모델의 적용에 대한 타당성도 검사하였다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 예측한 것과 같이 더블앵글 접합부에 사용된 볼트 수의 증가는 표 3과 그림 13에 나타난 것과 같이 초기강성, 소성강성, 참조모멘트 등의 선형적 증가를 초래한다.
- (2) 접합부에 작용하는 하중이 증가함에 따라서 응력집중 현

상이 볼트 외측과 앵글 필렛 부분에 발생하였고, 최종적으로 앵글 상부 필렛 부분의 파단이 이러한 응력집중 현상의 심화로 발생하였다.

- (3) 초기강성 및 극한모멘트 산정을 위한 단순해석모델은 각각 최대 19.1% 및 7.8%의 오차를 나타낸다. 따라서, 극한모멘트 예측 모델은 적용하기에 적합하나 초기강성 예측 모델은 수정·보완이 필요하다.
- (4) Wu-Chen 해석모델은 접합부 실험 결과와 가장 유사한 접합부 거동양상을 나타내며, 식 (13)과 식(15)을 적용하여 획득한 초기강성 및 극한모멘트를 대입한 경우에도 그림 16에 나타난 것과 같이 실험결과와 비교적 잘 일치한다.

참 고 문 헌

양재근, 이수권, 김호근(2003) 보와 기둥이 더블앵글로 접합된 골 조의 거동, 대한건축학회논문집, 구조계, 제19권 제6호 (통권 176호), p.p. 61-68.

양재근, 김호근, 김기환(2004) 수평·수직하중을 동시에 받는 더블앵글로 접합된 철골조의 절점 보강시스템, 한국강구조학회 논문집, 제16권 제5호(통권 72호), p.p. 629-639.

양재근, 이수권, 김기환(2005) 전단력을 받는 더블앵글 접합부의 회전강성 산정을 위한 3차원 유한요소해석, 대한건축학회논문집, 구조계, 제21권 제5호, p.p. 59-66.

양재근, 김기환, 이길영(2005) 더블앵글 접합부에 사용된 볼트 수의 증감에 따른 회전강성 변화, 대한건축학회논문집, 구조계, 제21권 제12호, p.p. 127-134.

ABAQUS. User's Manual(2003) Vol. I~VI, Version 6.4.

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.

De Stefano, M., Astaneh, A.(1991) *Axial force-displacement behavior of steel double angles*, J Construct Steel Res, Vol. 20, pp. 161-81.

Galambos, T. V. editor.(1998) *Guide to stability design criteria for metal structures, 5th ed*, John Wiley & Sons.

Hong, K., Yang, J. G., Lee, S. K.(2002) Moment- rotation behavior of double angle connections subjected to shear load, Struct Eng, Vol. 24, pp. 125-32.

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, pp. 997-1013.

Kishi, N., Chen, W. F.(1990) *Moment-rotation relationship of semirigid connections with angles*, J Struct Engng, Vol. 116, pp. 1813-34

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, 101(EM4): pp.511-5

Richard, R. M., Hsia, W. K. Chmielewicz, M.(1998) *Derived moment rotation curves for double framing angles*, Comput & Struct, 30: pp. 485-94

Salmon, C. G., Johnston, J. E.(1998) *Steel structures: design and behavior, 4th ed*, Harper Collins.

(접수일자 : 2006. 2. 9 / 심사일 2006. 3. 3 /
심사완료일 2006. 5. 4)