

더블앵글 접합부의 초기강성 산정을 위한 해석모델

An Analytical Model for Calculating Initial Stiffnesses of Double Angle Connections

양재근* 김기환** 김호근**
Yang, Jae-Guen Kim, Ki-Hwan Kim, Ho-Keun

요약

더블앵글 접합부는 저층 철골조에 많이 사용된다. 본 연구에서는 더블앵글 접합부에 사용된 볼트의 개수 변화가 접합부 회전강성 변화에 미치는 영향을 실험을 통하여 파악하고, 모멘트-회전각 관계 곡선의 회귀분석을 통하여 초기강성, 소성강성, 참조모멘트, 곡선형태변수 등을 획득하였다. 또한 더블앵글 접합부의 초기강성이 접합부의 모멘트 지지능력을 파악하는데 매우 중요한 변수라는 것이 밝혀졌기 때문에 이러한 초기강성 산정을 위한 해석모델도 제안하였다.

Abstract

Double angle connections are commonly used for the construction of the low-rise steel framed buildings. Several experimental tests have been conducted to investigate the effect of the number of bolts on the rotational stiffness of a double angle connection. Several parameters are obtained by performing regression analysis. An analytical model has been introduced to calculate the initial stiffness of a double angle connection in this research.

키워드 : 더블앵글접합부, 초기강성, 볼트의 개수

Keyword : double angle connection, initial stiffness, number of bolts

1. 서론

더블앵글 접합부는 시공의 용이성 및 경제성이 뛰어난 중·저층 철골조에 적합한 반강접 접합부의 한 형태이다^[2, 15]. 더블앵글 접합부의 모멘트 저항 능력은 앵글의 두께 및 길이, 볼트의 개수 및 게이지 거리 등에 따라서 변화한다. 앵글의 두께가 증가($t = 10\text{ mm}$ 이상)되고 동시에 볼트 게이지 거리가 감소($g_1 = 65\text{ mm}$ 이하)되는 경우, 더블앵글 접합부는 모멘트에 대한 지지능력도 갖지만, 전단력만을 지지하는 것으로 가정되어서 전단접합부로 설계되고 있다^[9, 10, 17].

더블앵글 접합부의 거동 예측모델은 접합부의

모멘트-회전각 곡선의 분석결과를 통하여 접합부 거동의 예측을 위한 많은 해석모델들이 제안되었다. 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 곡선은 참조모멘트(reference moment) 영역을 지나면서 곡선의 기울기가 급격히 감소한다. 이러한 현상은 앵글의 두께가 얇고, 볼트 게이지 거리가 큰 경우에 더욱 심화되어서 접합부는 거의 모멘트 저항능력을 상실하게 된다. 그러므로 초기강성(initial elastic connection stiffness) 및 참조모멘트의 파악이 더블앵글 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 요인이 된다.

따라서 본 연구에서는 실험을 수행하여 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 곡선을 획득하고, 곡선의 회귀분석을 통하여 접합부의 거동을 파악하는데 중요한 역할을 하는 초기강성, 소성강성, 참조모멘트, 곡선형태변수 등을 구한다. 또한, 접합부의 기하학적 형상 변화가 고려된 초기강성 예측 모델도

* 인하대학교 건축학부 조교수, 공학박사
Tel. 032-860-7588, Fax. 032-866-4624,
E-mail : jyang@inha.ac.kr

** 인하대학교 건축공학과 석사과정
E-mail : kizzang98@hanmail.net, metagon@hanmail.net

제안하고, Kishi-Chen의 초기강성 예측 모델 및 상용프로그램인 ABAQUS의 실행을 통하여 얻은 결과와 비교·검토하여 제안된 해석모델 적용의 타당성도 입증하고자 한다^{3, 4, 5, 6, 11, 12}.

2. 더블앵글 접합부의 실험 및 회전 강성 산정

2.1 더블앵글 접합부 실험

더블앵글 접합부는 앵글의 두께 및 길이, 볼트의 직경 및 개수, 볼트 게이지 거리 등의 변수에 의하여 상이한 거동특성을 나타낸다. 본 연구에서는 여러 변수들 중에서 볼트의 개수만이 변화하는 경우 실험을 통하여 접합부의 모멘트-회전각 곡선 변화를 파악하고, 볼트 개수의 변화가 접합부의 회전강성 변화에 미치는 영향을 고찰하였다. 이를 위하여 더블앵글 접합부는 앵글 두께, $t = 7\text{mm}$, 볼트 게이지 거리, $g_1 = 65\text{mm}$ 인 $L-125 \times 75 \times 7$ 의 부등변 앵글을 선택하여 구성하였고, 한쪽의 앵글 장변에 사용되는 $F10T(M20)$ 볼트는 3개, 4개, 5개로 변화시켰다.

더블앵글 접합부 실험에 사용된 앵글 시험편과 볼트의 역학적 성질은 표1과 그림 1에 정리하였고, 앵글의 기하학적 형상은 표 2와 그림 2에 정리하였다. 표 2의 볼트 게이지 거리, g_1 은 그림 2에 나타난 것과 같이 장변 앵글 볼트 구멍의 중심으로부터 앵글 모서리까지의 거리를 나타낸다. 양쪽의 $L-125 \times 75 \times 7$ 앵글 장변은 $F10T(M20)$ 볼트를 각각 3개, 4개, 5개씩 사용하여 수평으로 놓혀진 $H-310 \times 105 \times 15 \times 20$ 기둥 플랜지에 연결하고, 단변은 모살용접을 통하여 수직으로 세워진 $H-400 \times 200 \times 8 \times 13$ 보 웨브에 연결된다. 각각의 볼트는 $KS B 1010$ 에 의한 토크관리법에 의하여 $5,500\text{ kg}\cdot\text{cm}$ 에 상응하는 $539\text{ kN}\cdot\text{m}$ 의 토크로 완전 체결되며, 이는 볼트 인장력으로 환산한 경우 약 147 kN 에 해당한다. 볼트의 변형율은 볼트 머리 중앙부에서 몸통까지 직경 2mm 의 구멍을 뚫어 볼트 스트레인게이지($BTM-6C$)를 설치하고,

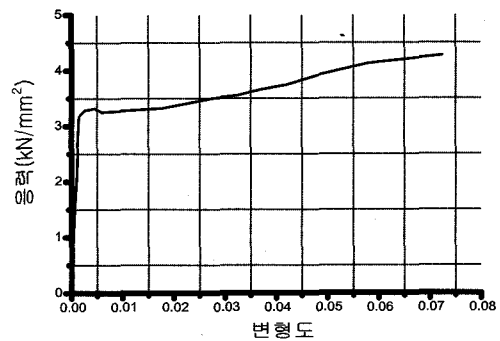
에폭시로 처리하여 고정시켜서 데이터로거에 연결하여 측정한다.

〈표 1〉 앵글 시험편 및 볼트의 역학적 성질

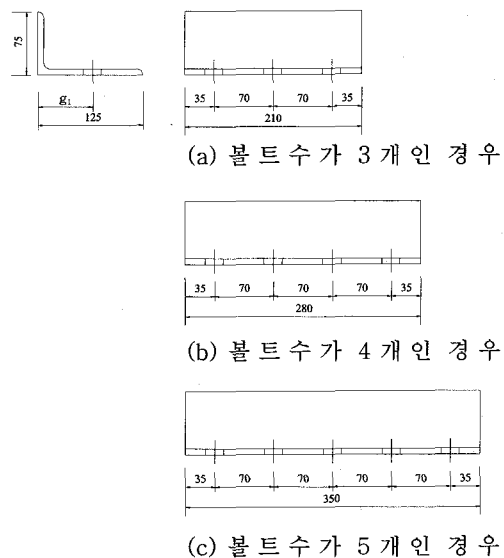
	탄성계수 (kN/mm^2)	항복강도 (kN/mm^2)	인장강도 (kN/mm^2)
앵글 시험편	202.762	0.319	0.469
사용 볼트	260.778	0.872	0.925

〈표 2〉 앵글의 기하학적 형상

시험체	볼트수 (개)	앵글두께 (mm)	게이지거리 g_1 (mm)	앵글길이 (mm)
3BN-L-7-65	3	7	65	210
4BN-L-7-65	4	7	65	280
5BN-L-7-65	5	7	65	350



〈그림 1〉 사용된 앵글의 응력-변형도 곡선



〈그림 2〉 실험에 사용된 앵글의 형상

더블앵글 접합부에 사용된 볼트군과 용접부는 인장력과 전단력의 영향을 동시에 받게 된다. 따라서 실험체를 설계할 때는 이에 대한 충분한 고려가 필요하다^{7, 8, 14, 15}. 아래의 식 (1)과 식 (2)를 적용하여 각 접합부의 볼트군이 지탱할 수 있는 최대의 작용하중, P 와 인장측 볼트가 지탱할 수 있는 공칭의 인장력, R_t 및 전단력, R_v 를 산정하여 표 3에 정리하였다. 사용된 볼트의 공칭 인장력, R_t 을 볼트의 단면적, A_b 로 나눈 볼트의 응력은 표 1의 볼트의 허용응력도 한도 안에 있으므로 모두 안정하게 거동한다.

$$R_t = A_b \left(\frac{My}{\sum A_b y^2} \right) \quad (1)$$

$$\max R_v = F_v A_b = R_v \quad (2)$$

여기서,

$$M = P \times e_1 \quad (3)$$

: 하중 작용으로 인한 접합부 모멘트

$$F'_v = F_v \left(1 - \frac{T}{0.8 T_b N_b} \right) \quad (4)$$

: 인장력의 영향이 고려된 볼트의 전단응력

$$R_v = \frac{P}{\sum n} \quad (5)$$

: 볼트 한개의 전단강도

e_1 : 기둥 플랜지 표면과 하중 작용점 사이의 거리

y : 볼트군의 중심으로부터 최단부 인장측 볼트의 중심까지 거리

$\sum A_b y^2$: 볼트의 단면2차모멘트

$\sum n$: 사용된 총 볼트의 수

F_v : 볼트의 마찰 접합 전단응력

T : 모멘트의 영향으로 인한 인장력

T_b : 볼트의 최소 초기장력

N_b : T 를 지탱하는 볼트의 수

A_b : 볼트의 단면적

편심 때문에 용접부가 인장력과 전단력을 동시에 받는 경우는 탄성해석법과 극한강도해석법을 사용하여 용접부의 강도를 산정할 수 있다^{7, 8, 14, 15}. 본 연구에서는 탄성해석법의 식 (6)을 이용하여 용접부가 지탱할 수 있는 최대의 작용하중, P 와 용접강도를 산정하여 표 4에 정리하였다. 그러므로 접합부 실험을 수행할 때에는 표 3과 표 4에 정리된 하중보다 작은 하중이 접합부에 작용할 수 있도록 한다.

$$r_u = \sqrt{(r_{px} + r_{mx})^2 + (r_{py} + r_{my})^2} \leq \phi r_n = 0.75(0.6 F_{E70} \times 0.707a) \quad (6)$$

여기서,

$$r_{px} = 0 \quad (7)$$

$$r_{py} = \frac{P}{l} \quad (8)$$

$$r_{mx} = \frac{Pe_2 C_y}{I_p} \quad (9)$$

$$r_{my} = \frac{Pe_2 C_x}{I_p} \quad (10)$$

l : 총 용접길이

e_2 : 용접부 중심으로부터 하중 작용점 사이의 거리

C_x : 용접부 중심으로부터 x 축 방향의 용접부 단부까지의 거리

C_y : 용접부 중심으로부터 y 축 방향의 용접부 단부까지의 거리

I_p : 용접부 극 2차 모멘트

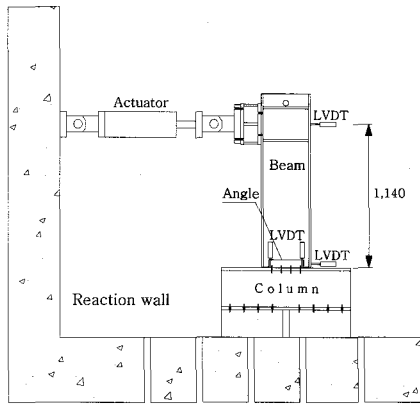
a : 용접치수

ϕ : 용접부 저항계수 ($\phi = 0.75$, 파단계수)

F_{E70} : 용융금속(electrode material)의 인장강도

<표 3> 인장력과 전단력을 동시에 받는 볼트의 공칭 인장강도 및 전단강도

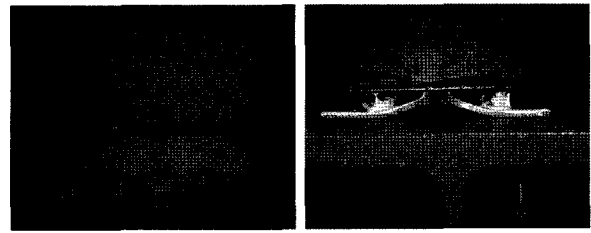
시험체	e_1 (mm)	y (mm)	$\sum y^2$ (mm ²)	$\sum n$	F_v (N/mm ²)	T_b (kN)	P (kN)	R_t (kN)	R_v (kN)
3BN-L-7-65	1,140	70	19,600	6	117	142	24.6	101.0	4.0
4BN-L-7-65	1,140	105	49,000	8	117	142	40.8	98.0	5.0
5BN-L-7-65	1,140	140	98,000	10	117	142	59.5	95.0	6.0



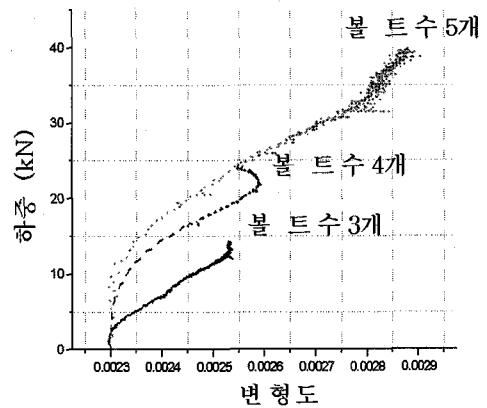
〈그림 3〉 Test-setup

하중은 변위제어 방식으로 액츄에이터를 사용해 수직으로 세운 보의 단부에 $1.5\text{mm}/\text{min}$ 속도로 정적인 수평하중을 가하였다. 실험체의 좌우에는 원형구조를 설치하여 횡좌굴을 방지하였다. 접합부의 회전각 변화는 그림 3과 같이 수평과 수직으로 설치된 4개의 변위계(LVDT)를 이용하여 앵글 및 보의 각 지점의 변위를 측정하고, 이것을 각각 앵글의 길이 및 하중 작용점까지의 거리로 나누고 간단한 기하학적 성질을 적용하여 구한다. 접합부 모멘트는 액츄에이터에 내장된 로드셀(load cell)을 통하여 얻은 하중과 하중 작용점까지의 거리의 곱으로부터 산정하였다.

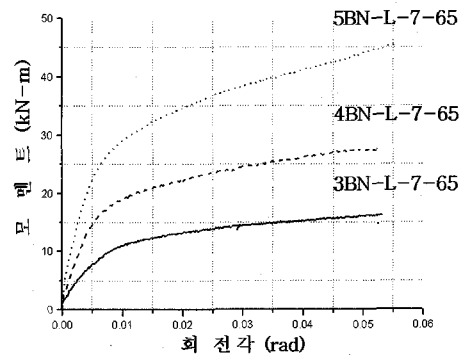
더블앵글 접합부에 작용하는 접합부 모멘트가 증가함에 따라서 앵글 상부는 인장을 받아서 기둥 플랜지로부터 떨어지고, 앵글 필렛 부분 및 볼트와서와 장변 앵글이 만나는 부분은 V자 형태로 응력집중 현상이 발생한다. 한편 앵글 하부는 압축을 받아서 기둥 플랜지와 만나는 부분에 응력집중 현상이 초래된다. 이러한 더블앵글 접합부의 응력집중 현상의 심화로 인한 파괴양상은 Chen 및 Astaneh를 비롯한 여러 연구자들의 실험결과 및 해석과도 잘 일치한다^{[6][11]}. 그림 4는 5BN-L-7-65 앵글이 하중을 받아서 변형된 형상을 나타낸다. 그림 5는 모멘트로 인한 인장의 영향이 제일 큰 앵글 최상부에 위치한 고력볼트의 작용하중-변형도 관계 곡선을 나타낸다. 하중이 작용하기 전에도 볼트의 완전체결에 따른 일정한 변형도가 이미 존재하고 있고 이러한 볼트의 변형도는 하중이 증가됨에 따라서 함께 증가된다.



〈그림 4〉 5BN-L-7-65 앵글 시험체의 변형



〈그림 5〉 작용하중과 볼트의 변형도 관계 곡선



〈그림 6〉 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 곡선

실험을 통하여 볼트 수의 변화에 따른 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선을 그림 6과 같이 얻었다. 회전각이 대략 0.005 라디안에 접근하기 전까지는 곡선의 기울기가 급격히 증가하지만 이후에는 곡선의 기울기 증가가 둔화된다. 이러한 곡선 기울기 증가의 둔화는 볼트의 수가 적을수록 현저하다.

2.2 더블앵글 접합부 회전강성 산정

일반적으로 접합부의 거동을 예측하기 위하여 선형 모델(linear model), 다항식 모델(polynomial

〈표 4〉 편심하중을 받는 용접부의 극한강도 및 작용하중

시험체	e_2 (mm)	l (mm)	c_x (mm)	c_y (mm)	I_p (mm ³)	r_{px} (kN)	r_{py} (kN)	r_{mx} (kN)	r_{my} (kN)	r_u (kN)	P (kN)
3BN-L-7-65	1,078	336	50.1	105	2,640,361	0	0.087	1.247	0.580	1.421	29.0
4BN-L-7-65	1,076	406	52.2	140	4,986,368	0	0.108	1.290	0.473	1.419	43.0
5BN-L-7-65	1,074	476	53.8	175	8,368,432	0	0.124	1.298	0.470	1.416	59.0

model), 멱급수 모델(power model), 지수 모델(exponential model) 과 같은 해석모델이 제안되었다^[3, 4, 5]. 따라서, 접합부의 회전강성을 정확히 산정하기 위해서는 각각의 해석모델이 지니는 장단점에 대한 충분한 이해가 필요하다. 선형 모델을 사용하면 초기강성은 쉽게 구할 수 있지만 참조모멘트 영역에서 갑작스러운 강성변화에 따른 부정확성으로 인해서 거동 예측에 어려움이 있다. 다항식 모델을 사용하면 접합부의 모멘트-회전각 거동은 비교적 잘 예측되지만 한정된 영역에서 회전강성 값을 제공하거나 음의 회전강성 값을 제공하는 단점이 있다. 멱급수 모델은 사용된 곡선적합변수(curve-fitting parameter)의 수가 증가됨에 따라서 더욱 정확하게 모멘트-회전각 관계 곡선을 예측할 수 있고, 지수 모델은 모멘트-회전각 곡선의 기울기가 급격하게 변화하는 경우는 접합부의 거동을 정확하게 예측하지 못하는 단점이 있다.

더블앵글 접합부의 거동을 파악하고 회전강성을 산정하기 위하여 대표적으로 Richard 해석모델, Frye-Morris 해석모델, Ang-Morris 해석모델, Kishi-Chen 해석모델 등이 사용되고 있다^[3, 4, 5, 13, 14]. Frye-Morris 해석모델과 Ang-Morris 해석모델은 표준화상수(standardization constant), K 와 곡선적합상수(curve-fitting constant)를 사용하여 모멘트-회전각 관계를 예측하고 있다. 각각의 해석모델은 아래와 같다.

Richard 해석모델 :

$$M(\theta) = (K_e - K_p) \frac{\theta}{\left(1 + \left|\frac{(K_e - K_p)\theta}{M_0}\right|^n\right)^{1/n}} + K_p\theta \quad (11)$$

여기서,

M : 모멘트

θ : 회전각

K_e : 초기강성 (initial stiffness)

K_p : 소성강성 (plastic stiffness)

M_0 : 참조모멘트 (reference moment)

n : 곡선형태변수 (curve sharpness parameter)

Frye-Morris 해석모델:

$$\theta = C_1(KM)^1 + C_2(KM)^3 + C_3(KM)^5 \text{ (rad)} \quad (12)$$

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:

$$\frac{\theta}{(\theta_r)_0} = \frac{KM}{(KM)_0} \left[1 + \left(\frac{KM}{(KM)_0} \right)^{n-1} \right] \quad (13)$$

여기서,

$(\theta_r)_0, (KM)_0, n$: 곡선 추적 상수

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

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

$$(KM)_0 = 0.63$$

$$n = 4.94$$

Kishi-Chen 해석모델:

$$\frac{M}{\theta} = \frac{3EI d_a^2}{2g_3(g_3^2 + 0.78t_a^2)} \quad (14)$$

여기서,

〈표 5〉 더블앵글 접합부의 회귀분석 결과

시험체	K_e (kNm/rad)	K_p (kNm/rad)	M_0 (kNm/rad)	n
3BN-L-7-65	2,469	54	14	1.3
4BN-L-7-65	4,802	136	21	1.5
5BN-L-7-65	8,052	241	33	1.3

g_3 : 볼트 끝단에서 앵글이 보의 웨브에 접하는 부분 (back-to-back leg)의 중심까지의 거리
 E : 탄성계수

I : 앵글의 단면이차모멘트 ($\frac{d_a t_a^3}{12}$)

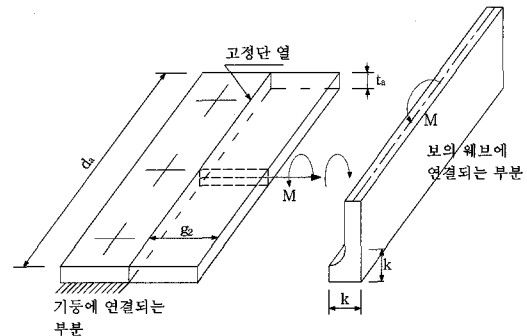
d_a : 앵글의 길이

t_a : 앵글의 두께

그림 6의 모멘트-회전각 곡선을 식 (11)을 이용하여 회귀분석하면 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 변수인 초기강성, 소성강성, 곡선형태변수, 참조모멘트 등을 표 5에 정리한 것과 같이 얻을 수 있다. 예측한 것과 같이 볼트의 수가 증가함에 따라서 접합부의 초기강성과 소성강성은 함께 증가한다. 볼트의 수가 3개에서 각각 4개, 5개로 증가하는 경우, 초기강성은 각각 1.94배, 3.26배로 증가하고, 소성강성도 각각 2.52배, 4.46배로 증가한다. Frye-Morris 및 Ang-Morris가 제안한 식 (12)와 식 (13)을 본 연구에서 고찰한 더블앵글 접합부에 적용하여 그림 6에 추가적으로 나타내었다. Frye-Morris 및 Ang-Morris의 식을 이용하여 얻은 접합부의 강성 값은 실험을 통하여 얻은 초기강성 및 소성강성 값보다 더 큰 값을 제공한다.

3. 더블앵글 접합부의 초기강성 해석 모델

더블앵글 접합부의 회전강성은 참조모멘트(reference moment)를 전후로 초기강성과 소성강성으로 구분된다. 본 연구결과를 통하여 각각의 더블앵글 접합부의 소성강성은 초기강성의 약 46배(3BN-L-7-65), 35배(4BN-L-7-65), 33배(5BN-L-7-65) 정도의 회전강성 감소를 나타낸다.



〈그림 7〉 W. F. Chen의 초기강성 해석모델

그러므로 더블앵글 접합부는 참조모멘트 영역을 지나면 거의 모멘트 저항능력이 없는 활절과 같은 거동양상을 나타낸다. 이와 같이 더블앵글 접합부의 초기강성은 접합부의 회전강성 능력을 파악하는데 매우 중요한 역할을 하므로 초기강성의 산정을 위한 해석모델의 제안은 매우 중요하다.

더블앵글 접합부의 초기강성 해석모델은 비틀림 이론에 근거한 W. F. Chen이 유도한 식 (15)가 일반적으로 사용되고 있다. 하지만 그림 7에 나타난 것과 같이 접합부의 회전중심이 장변 앵글의 중앙부에 위치하고, 앵글의 하단부도 일정한 회전을 하는 것으로 가정하여 해석모델을 제안하였다. 하지만 실제의 실험을 통하여 고찰한 결과와 비교하면 앵글의 하단부는 기둥의 플랜지에 의하여 지지됨으로 회전이 발생하지 않고 압축에 의한 응력의 집중 현상이 초래된다. 따라서 본 연구에서는 실험을 통하여 고찰한 접합부의 거동양상에 바탕을 두어서 앵글의 초기강성을 예측할 수 있는 해석모델을 판 이론 및 에너지법을 적용하여 그림 8과 같이 제안하고자 한다.

$$\frac{M}{\theta} = G \frac{t_a^3 \alpha \cosh(\alpha\beta)}{3(\alpha\beta) \cosh(\alpha\beta) - \sinh(\alpha\beta)} \quad (15)$$

여기서,

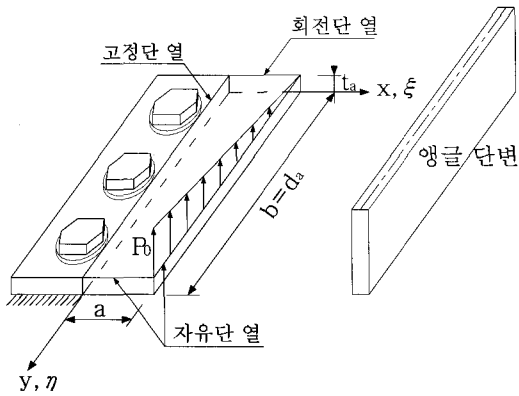
G : 전단탄성계수

t_a : 앵글의 두께

$$\alpha : \sqrt{\frac{24}{(1+\nu)}}$$

($\nu=0.3$ 일 때 $\alpha=4.2967$)

$$\beta : \frac{g}{d_a}$$



〈그림 8〉 판 이론을 이용한 초기강성 해석모델

그림 8의 초기강성 해석모델은 볼트로 연결된 장변 앵글이 대부분의 접합부 모멘트를 지탱하는 것으로 가정하여 장변 앵글을 폭이 a 이고, 길이가 b 인 판재로 이상화하여 제안되었다. 판재의 폭, a 는 볼트 와서 외곽에서 앵글 필렛 부분을 포함하는 단변 앵글까지의 거리이고, 판재의 길이, b 는 앵글의 길이이다. 판재 단부의 경계조건은 그림 8에 예시된 것과 같이 고정단($x = 0$), 자유단($x = a$), 회전단($y = 0$), 자유단($y = b$)이 조합된 것으로 한다.

접합부 모멘트는 $x = a$ 인 판재의 단부에 y 축 방향을 따라서 삼각형 형태의 등변분포하중이 작용하는 것으로 가정하고 간단한 정역학적 원리를 적용하면 식 (16)과 같이 구할 수 있다. 판재의 처짐은 변수, α_{11} 을 포함하는 식 (17)로 가정하여 에너지법을 이용한 식 (18)에 대입하면 최종적으로 식 (21)과 같이 구할 수 있고, 접합부 회전각은 판재의 처짐 및 간단한 기하학적 원리를 적용하여 식 (22)와 같이 구한다. 그러므로 접합부 초기강성은 최종적으로 식 (23)으로 정리된다.

$$M_0 = \frac{b^2 P_0}{3} \quad (16)$$

$$w(\xi, \eta) = \alpha_{11} a^2 b \xi^2 \eta = \alpha_{11} \xi^2 \eta \quad (17)$$

$$\delta W = \delta W_f - \delta W_{ext.} = 0 \quad (18)$$

여기서,

$$\delta W_f = \frac{4Db^2 + 2(1-\nu)a^2}{3a^3b} \alpha_{11} \delta \alpha_{11} \quad (19)$$

〈표 6〉 더블앵글 접합부의 초기강성

	종류	a (m)	b (m)	K_e (kNm/rad)	오차 (%)
볼트 수 3개	실험	-	-	2,469	-
	W. F. Chen 제안모델	0.03	0.21	1,228	50.3
	ABAQUS	0.038	0.21	1,479	40
볼트 수 4개	실험	-	-	4,802	-
	W. F. Chen 제안모델	0.03	0.28	2,520	47.5
	ABAQUS	0.038	0.28	3,437	27.7
볼트 수 5개	실험	-	-	8,052	-
	W. F. Chen 제안모델	0.03	0.35	4,784	40.6
	ABAQUS	0.038	0.35	6,653	17.4
	ABAQUS	0.038	0.35	7,707	4.3

$$\delta W_{ext} = \frac{P_0 b}{3} \delta \alpha_{11} \quad (20)$$

$$w(\xi, \eta) = \frac{3(1-\nu^2)a^3 b^2 P_0}{Et^3 b^2 + 2(1-\nu)a^2} \xi^2 \eta \quad (21)$$

$$\theta = \tan^{-1}\left(-\frac{w_0}{b}\right) \cong \frac{3(1-\nu^2)a^3 b P_0}{Et^3 b^2 + 2(1-\nu)a^2} \eta \quad (22)$$

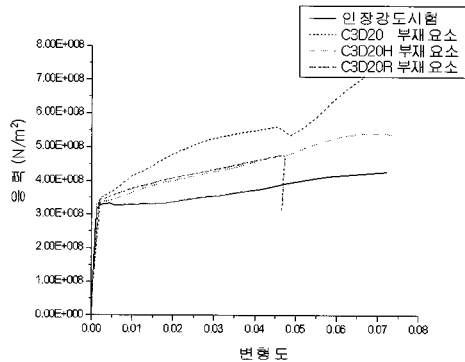
$$K_e = \frac{M_0}{\theta} = \frac{bEt^3 \{b^2 + 2(1-\nu)a^2\} \frac{1}{\eta}}{9(1-\nu^2)a^3} \quad (23)$$

실험결과와 회귀분석을 통하여 얻은 접합부의 초기강성 값과 W. F. Chen이 제안한 식 (15) 및 판이론을 적용한 식 (23)을 적용하여 얻은 초기강성 값들을 비교하여 표 6에 정리하였다. 식 (15)와 식 (23)의 적용을 통하여 얻은 초기강성 값과 실험을 통하여 얻은 초기강성 값을 비교하면, 표 6에 나타난 것과 같이 볼트의 개수가 증가할수록 식 (23)의 적용을 통하여 얻은 초기강성 값이 식 (15)의 적용을 통하여 얻은 초기강성 값보다 더욱 근사적인 값을 제공한다.

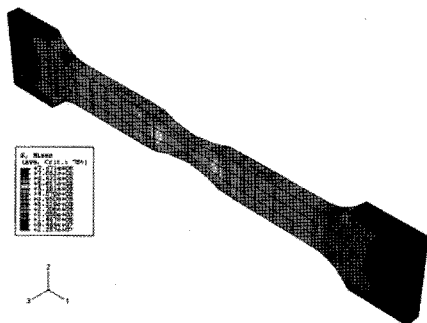
판이론에 근거한 초기강성 해석모델의 응력분포를 고찰하기 위한 유한요소해석을 상용프로그램인 ABAQUS를 사용하여 수행하였다[1]. ABAQUS 부재요소는 C3D20H를 선택하였고, ABAQUS 실행을 위한 하중조건 및 경계조건은 식 (23)을 유도할 때에 적용된 것과 동일한 조건이 되도록 하였다. C3D20H 부재요소 적용의 타당성은 앵글 시험편의

인장강도 시험을 통하여 얻은 응력-변형도과의 비교로부터 그림 9와 그림 10에 예시된 것과 같이 입증할 수 있었다.

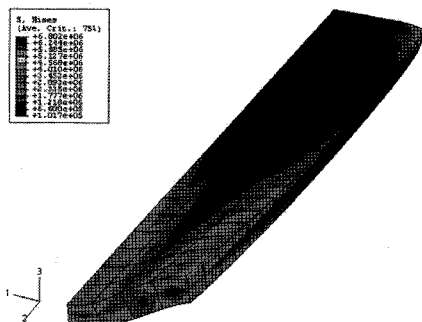
판 부재는 하중이 증가함에 따라서 변형하기 시작하여 $x=0$ 인 부분(볼트 및 와셔에 의해서 고정된 부분) 및 $x=a$ 인 부분(앵글 필렛 부분)에 응력이 집중된다. 하중이 더욱 증가됨에 따라서 판 부재의 상부는 비틀림으로 인해서 V자 형태로 응력집중



〈그림 9〉 유한요소해석을 통해 얻은 앵글 시험편의 응력-변형도 곡선



〈그림 10〉 앵글 인장 시험편의 변형된 형상과 von Mises 응력분포



〈그림 11〉 3BN-L-7-65 초기강성 해석모델의 응력분포

현상이 발생하며 판 부재의 하부는 압축응력의 집중현상이 초래된다. 이러한 응력분포는 더블앵글 접합부 실험결과와도 매우 잘 일치한다. 그림 11은 판 부재의 von Mises 응력분포를 나타낸다.

4. 결론

더블앵글 접합부의 회전강성은 그림 6과 표 5에 정리된 것과 같이 볼트의 개수가 증가함에 따라서 함께 증가하지만, 공통적으로 모멘트-회전각 곡선의 참조모멘트 영역을 지나면 급격히 감소하여 더블앵글 접합부는 접합부 모멘트 저항능력을 거의 잃은 활절과 같이 거동한다. 즉, 더블앵글 접합부의 초기강성은 접합부의 거동을 예측하는데 매우 중요한 변수이며, 이를 예측하기 위한 해석모델이 절실히 요구된다. 따라서 본 연구에서는 판 이론에 근거한 해석모델을 제안하였다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 표 6에 정리한 것과 같이 볼트의 개수가 증가할수록 본 연구에서 제안한 식 (23)의 적용을 통하여 얻은 초기강성 값이 기존의 식 (15)의 적용을 통하여 얻은 초기강성 값보다 더욱 근사한 값을 제공한다.
2. 그림 4와 그림 11에 나타난 것과 같이 하중이 증가함에 따라서 앵글에는 V자 형태로 응력 집중 현상이 발생하고 이러한 응력집중 현상에 의하여 더블앵글 접합부는 최종적으로 파단 한다.

참고 문헌

1. ABAQUS. User's Manual, Vol. I-VI, Version 6.4, 2003.
2. AISC. Manual of Steel Construction(2001) Load & Resistance Factor Design, 3rd ed. Volumes land2. Chicago: AISC,.
3. Chen, W. F. (1987) Joint flexibility in steel frames. Elsevier Applied Science.
4. Chen, W. F., Kim, S. E. (1997) LRFD steel

- design using advanced analysis. CRC Press.
5. Chen, W. F., Lui, E. M.(1991) Stability design of steel frames. CRC Press.
 6. De Stefano, M., Astaneh, A. (1991) Axial force-displacement behavior of steel double angles. *J Construct Steel Res*, Vol.20, pp. 161-81.
 7. Englekirk, R. (1994) Steel structures: controlling behavior through design. John Wiley & Sons..
 8. Galambos, T. V. editor. (1998). Guide to stability design criteria for metal structures, 5th ed. John Wiley & Sons.
 9. 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.
 10. 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.
 11. Kishi, N., Chen, W. F. (1990). Moment-rotation relationship of semirigid connections with angles. *J Struct Engng*, Vol.116, pp. 1813-34.
 12. Lorenz, R. F., Kato, B., Chen, W. F., editors. (1992). Semi-rigid connections in steel frames. CTBUH. McGraw-Hill.
 13. Richard, R. M., Abbott, B. J.(1975). Versatile elastic-plastic stress-strain formula. *J Eng Mech Div, ASCE*, Vol. 101(EM4), pp.511-5.
 14. Richard, R. M., Hsia, W. K. (1988). Chmielewicz, M., Derived moment rotation curves for double framing angles. *Comput & Struct*, Vol. 30, pp.485-94.
 15. Salmon, C. G., Johnston, J. E. (1996). Steel structures: design and behavior, 4th ed. Harper Collins.
 16. Smith, B. S., Coull, A. (1991). Tall building structures: analysis and design. John Wiley & Sons.
 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, pp.227-44.