

# 더블앵글 접합부의 극한모멘트 산정을 위한 해석모델

## Analytical Model for the Calculations of Ultimate Moment Capacities of Double Angle Connections

양재근\*                      이길영\*\*                      조혜정\*\*                      천지원\*\*  
Yang, Jae-Guen              Lee, Gil-Young              Cho, Hye-Jung              Choun, Ji-Won

### ABSTRACT

This study has been conducted to predict the ultimate moment capacities of double angle connections with various angle thicknesses and bolt gage distances. Considering the results of experimental tests conducted previously, a simplified analytical model is suggested in this research. In addition, some basic data are also provided for structural engineers to design a double angle connection preliminary.

*Keywords : ultimate moment capacity, double angle connection, simplified analytical model*

## 1. 서론

구조 구조물의 안정성을 도모하기 위하여 보-기둥 접합부는 충분한 강성과 강도를 가져야 한다. 따라서 접합부의 강도 및 강성을 파악하기 위하여 많은 실험 및 이론적 연구가 활발히 수행되었다.<sup>[1]-[4],[9]-[11],[16]</sup> 이러한 연구들을 통하여 접합부의 강성 및 강도를 예측할 수 있는 다양한 해석모델들이 제안되었다. 하지만 이러한 해석모델들은 동일한 형상을 갖는 접합부에 대하여 상이한 강성 및 강도를 제공하기도 한다. 따라서 본 연구에서는 더블앵글 접합부의 거동에 중요한 영향을 미치는 요소 중의 하나인 극한모멘트 산정을 위한 해석모델을 제안하여, 앵글의 두께 및 볼트 게이지 거리 변화에 따른 극한모멘트의 변화를 파악하고자 한다. 해석모델의 제안 및 타당성 검토를 위하여 접합부 실험 및 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

## 2. 더블앵글 접합부 실험 및 3차원 유한요소 해석

더블앵글 접합부의 강성 및 강도에 영향을 주는

변수는 앵글의 두께, 볼트 게이지 거리, 볼트의 개수 및 직경 등이 있다.<sup>[7],[8],[12]</sup> 본 연구에서 더블앵글 접합부에 사용된 앵글두께 및 볼트 게이지 거리의 변화가 접합부의 거동에 미치는 영향을 파악하기 위하여 접합부 실험 및 3차원 유한요소해석 결과를 이용하였다. 그리고 기존의 해석모델 중에서 Wu-Chen 식(1) 및 Richard 식(2)을 적용하여 더블앵글 접합부의 모멘트-회전각 관계를 파악하고, 접합부의 거동 예측에 중요한 변수인 초기강성, 소성강성, 참조모멘트, 곡선형태변수 등도 구한다.<sup>[6],[7],[12-15]</sup>

Wu-Chen 해석 모델 :

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

여기서,  $M$  : 모멘트

$M_u$  : 이상화된 탄성-소성 메커니즘  
모멘트

$\theta_r$  : 회전각

$\theta_0$  : 참조 회전각 ( $M_u/R_{ki}$ )

$n$  : 곡선형태변수

$R_{ki}$  : 초기회전강성

Richard 해석모델:

\* 정회원, 인하대학교 건축학부 조교수, 공학박사

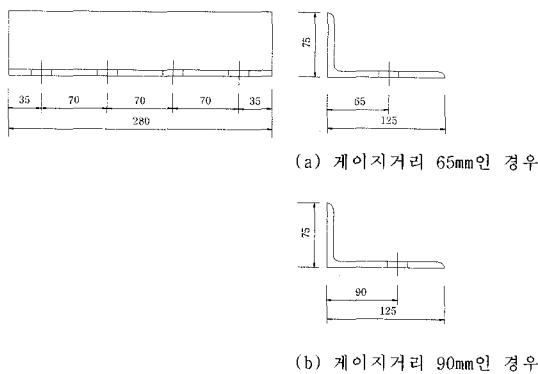
\*\* 인하대학교 건축공학과 석사과정

$$M(\theta) = \frac{(K_e - K_p)\theta}{\left(1 + \left|\frac{(K_e - K_p)\theta}{M_0}\right|^n\right)^{1/n}} + K_p\theta \quad (2)$$

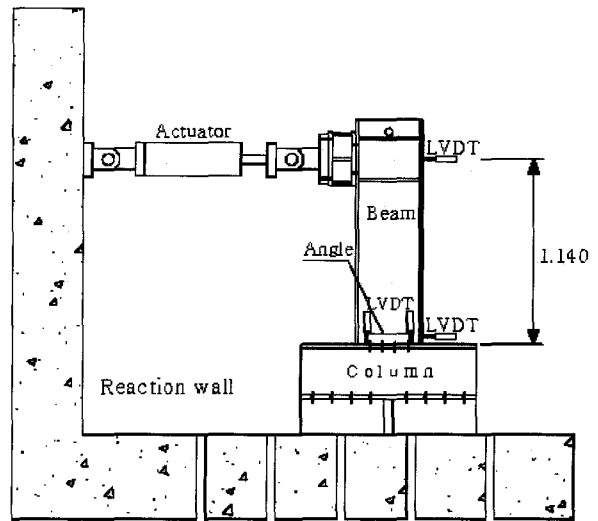
여기서,  $M$  : 모멘트  
 $\theta$  : 회전각  
 $K_e$  : 초기강성  
 $K_p$  : 소성강성  
 $M_0$  : 참조모멘트  
 $n$  : 곡선형태변수

### 2.1 더블앵글 접합부 실험

더블앵글 접합부 실험은 <그림 1>에 나타난 것과 같이  $L-125 \times 75 \times 7$  과  $L-125 \times 75 \times 10$ 의 앵글 단면으로, 각각 앵글 모서리에서 볼트 중심선까지의 거리로 정의되는 볼트 게이지 거리  $g_1$ 은 65mm와 90mm로 한정하여 수행하였다. 볼트의 종 방향 간격은 70mm로 한정하였다. 실험체 세팅은 <그림 2>와 같이 앵글의 장변은  $F10T-M20$  볼트개수를 4개로 선택하여  $H-310 \times 305 \times 15 \times 20$  기둥 플랜지에 연결하였다. 이 때에 각각의 볼트는 147kN에 상응하는  $539N \cdot m$ 의 토크로 완전 체결하였다. 앵글의 단변은 수직으로 세워진  $H-400 \times 200 \times 8 \times 13$  보 웨브에 모살용접 된다. 더블앵글 접합부에 사용된 앵글 시험편과 볼트의 역학적 성질은 <표 1>과 <그림 3>에 정리하였다. 작용하중은 액추에이터를 사용하여 기둥 플랜지로부터 1.14m의 높이에서 15mm/min의 속도로 변위제어 방식으로 정적인 수평하중을 가하였다.<sup>[1],[2]</sup>



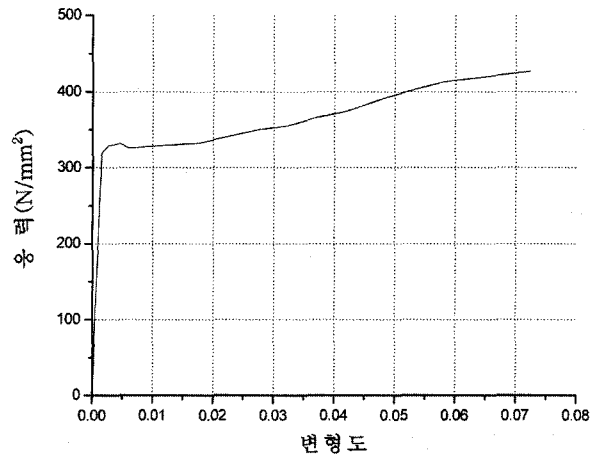
<그림 1> 더블앵글 접합부의 기하학적 형상



<그림 2> 실험체 세팅

<표 1> 앵글 시험편 및 볼트의 역학적 성질

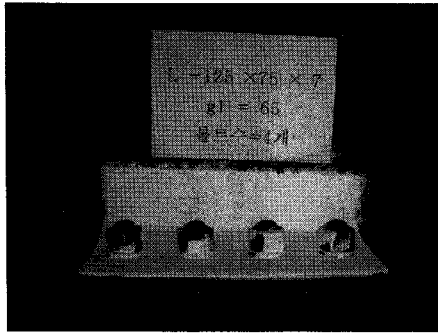
	탄성계수 ( $N/mm^2$ )	항복강도 ( $N/mm^2$ )	인장강도 ( $N/mm^2$ )
앵글 시험편	202,762	318.5	469.42
사용 볼트	260,778	872.22	925.12



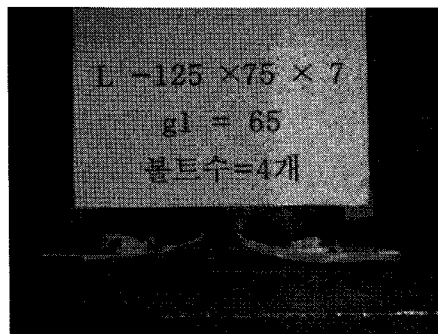
<그림 3> 앵글시험편의 응력-변형도 곡선

더블앵글 접합부에 작용하는 휨모멘트가 증가함에 따라서 가력방향의 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. 작용하

중이 증가 할수록 이러한 응력집중 현상은 더욱 심화되어 최종적으로 가력방향의 앵글 상부 필렛 부분은 파괴된다. 이러한 거동은 Chen 및 Astaneh를 비롯한 여러 연구자들의 실험 및 해석을 통하여 얻은 거동 및 파괴 양상과도 잘 일치한다.<sup>[8],[12],[13]</sup> <그림 4>는 4B-L-7-65 앵글의 변형된 형상을 나타낸다.



(a) 횡 방향 변형



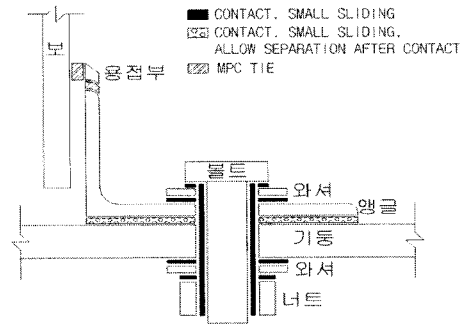
(b) 종 방향 변형

<그림 4> 4B-L-7-65 앵글의 변형

### 2.2 3차원 비선형 유한요소 해석

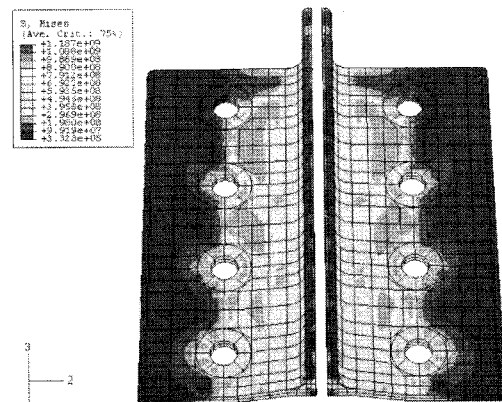
더블앵글 접합부에 대한 3차원 유한요소해석은 상용프로그램인 ABAQUS를 사용하여 수행하였다. 접합부의 앵글과 볼트군은 C3D20H(20 nodes quadratic brick, hybrid, linear pressure element) 요소를 사용하여 모델링 하였고, 볼트 모델은 해석수행 시간을 고려하여 5mm의 매쉬 크기를 갖도록 선택하였다. 접합부 부재들 사이에 발생하는 상호작용은 매우 복잡하고 접합부의 거동에 큰 영향을 준다. 그렇기 때문에 3차원 비선형 유한요소 모델링 작업에 있어서 이러한 복잡한 상호작용을 정확히 구현하도록 하는 적절한 ABAQUS 옵션의 선택은 매우 중요하다.<sup>[3]</sup> <그림 5>는 더블앵글 접합부 모델링 작업에 사용된 부재 사이의 상호작용 구현을 위한 ABAQUS

접촉면 옵션을 나타낸다.

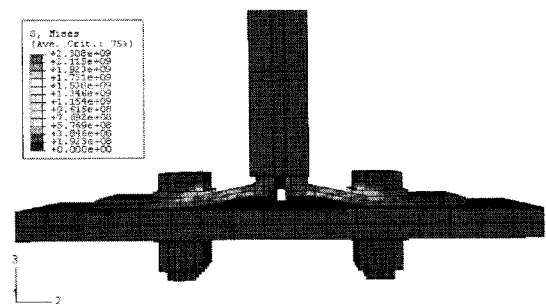


<그림 5> 부재 사이의 접촉면 조절을 위한 ABAQUS 옵션

3차원 비선형 유한요소 해석 결과 얻어진 4B-L-7-65 앵글의 응력분포는 <그림 6>과 같다. 그림 6에 나타난 것과 같이 앵글의 필렛 부분과 앵글 상부의 볼트 머리부분에 응력이 집중된다. 앵글이 들림에 따라 볼트와 와셔의 지압의 영향으로 볼트구멍의 바깥쪽 앵글 끝부분에 응력이 전달되며 응력의 크기가 가력점에 가까이 갈수록 커지며 그 분포가 넓어짐을



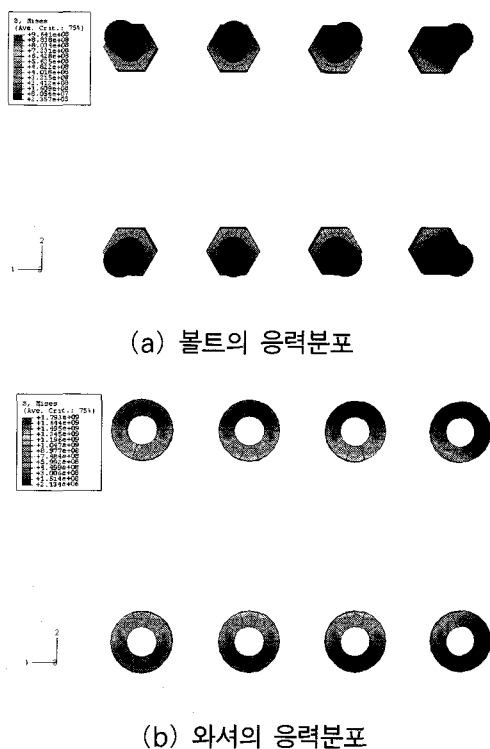
(a) 앵글의 변형된 형상과 탄·소성 응력분포



(b) 정면에서 본 앵글의 변형된 형상

<그림 6> 4B-L-7-65 시험체의 앵글의 변형과 탄·소성 응력 분포

알 수 있다. 이러한 변형된 형상 및 응력의 집중은 기존의 실험연구의 결과와도 일치한다. 이러한 응력의 집중 현상은 앵글의 두께가 클수록 더 강하게 나타난다. 이러한 응력집중 현상은 앵글 하부로 내려갈수록 점차 그 사이가 좁아지며, 앵글 최하단부는 압축의 영향으로 앵글 모서리 부분에 응력집중현상이 나타난다. 앵글 상부가 휨모멘트의 영향으로 들려올라감에 따라서 <그림 7>과 같이 볼트 및 와셔의 내측 부분에도 응력집중 현상이 발생한다.

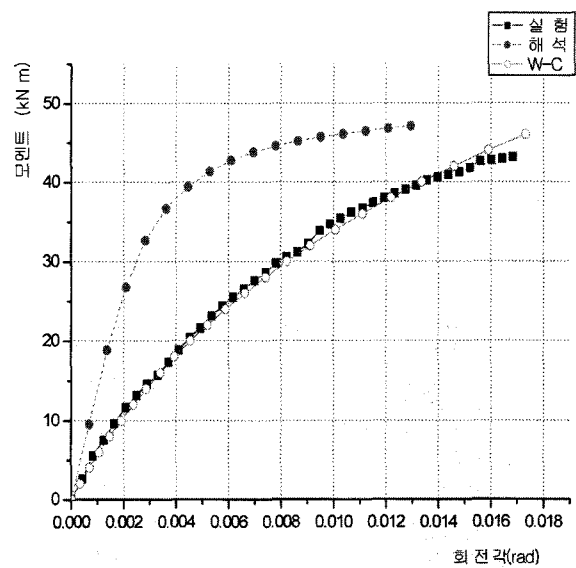


<그림 7> 접합부 해석모델의 볼트 및 와셔의 von Mises 응력분포

### 2.3 더블앵글 접합부 실험 및 3차원 비선형 유한요소해석 결과

더블앵글 접합부 실험과 3차원 유한요소해석 그리고 Wu-Chen 해석모델을 적용하여 얻은 4B-L-10-65 앵글 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선은 <그림 8>과 같다. <그림 8>에 나타난 것과 같이 Wu-Chen 해석 모델을 적용하여 획득한 모멘트-회전각 관계 곡선이 접합부 실험을 통하여 얻은 모멘트-회전각 관계 곡선과 전 영역에 걸쳐 유사한 거동양상을 보였다.

각 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선을 Richard



<그림 8> 4B-L-10-65 앵글모델의 모멘트-회전각 곡선

<표 2> 앵글두께 및 볼트게이지 거리 변화에 따른 접합부의 회귀분석

$g_1$ (mm)	앵글 두께 (mm)	종류	$K_c$ ( $kN \cdot m/rad$ )	$K_p$ ( $kN \cdot m/rad$ )	$M_0$ ( $kN \cdot m$ )	$n$
65	7	실험	4,841.2	333.2	19.9	1.60
		유한요소 해석	7,331.6	238.0	24.9	2.63
		W-C	5,022.0	234.9	36.0	0.83
	10	실험	6,232.8	686.0	33.8	1.80
		유한요소 해석	14,427.7	300.4	43.7	2.52
		W-C	6,332.5	454.3	70.3	0.88
90	7	실험	4,517.8	264.6	14.8	1.30
		유한요소 해석	2,924.1	242.4	13.0	3.21
		W-C	4,784.8	159.7	25.2	0.78
	10	실험	4,870.6	411.6	24.5	1.40
		유한요소 해석	5,266.4	258.2	26.4	2.85
		W-C	4,992.6	287.2	41.2	0.85

가 제안한 식 (2)을 사용하여 회귀분석하면, 접합부의 거동을 예측하는데 중요한 변수인 초기강성( $K_c$ ), 소성강성( $K_p$ ), 참조모멘트( $M_0$ ), 곡선형태변수( $n$ ) 등을 <표 2>와 같이 구할 수 있다. <그림 8>에 나타난 것과 같이 Wu-Chen 해석모델을 적용하여 얻은 곡선의 회귀분석 결과는 접합부 실험에 대한 회귀분석 결과와 매우 잘 일치하고, 접합부의 거동에 가장 큰 영향을 미치는 초기강성은 실험결과를 통하여 얻은 초기강성과는 각각 3.7%, 1.6%, 5.9%, 2.5%

의 오차를 나타낸다.<sup>[3],[4]</sup>

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.

### 3. 더블앵글 접합부의 극한모멘트 산정 해석모델

휨모멘트 영향을 받는 더블앵글 접합부의 회전강성은 <표 2>와 <그림 8>에 나타난 것과 같이 참조모멘트를 지나면서 급격하게 감소한다. 즉, 각 접합부의 소성강성은 초기강성의 약 6.9%(4B-L-7-65), 11.0% (4B-L-10-65), 5.9%(4B-L-7-90), 8.5%(4B-L-10-65)로 접합부의 회전강성은 초기강성의 영향이 지배적임을 나타낸다. 따라서 더블앵글 접합부의 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 극한모멘트 산정을 위한 해석모델

더블앵글 접합부에 작용하는 하중이 증가함에 따라 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.

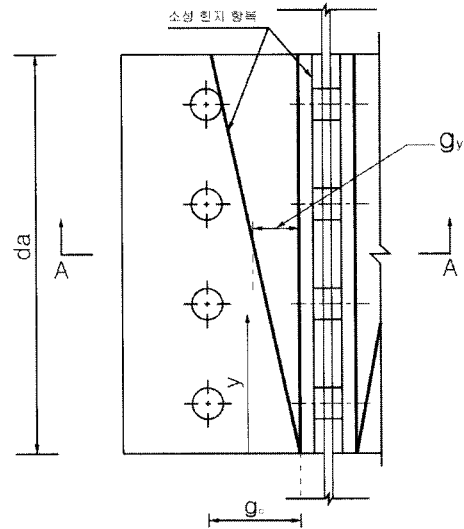
Chen은 응력집중으로 인하여 소성힌지 항복선이 <그림 9(a)>에서 보는 것과 같이 앵글에 발생한다고 가정하였다.<sup>[7]</sup> 더블앵글 접합부의 극한모멘트는 Drucker 및 Tresca의 항복이론을 적용하여 정리한 식 (3)과 간단한 정역학을 이용하면 식(4)와 같이 구할 수 있다. 식의 적용에 있어서 앵글에 작용하는 단위길이 당 전단력인  $V_{py}$ 는 비선형적으로 변화하

나 선형적으로 변화하는 것으로 가정한다. 또한  $V_{py}$ 는 앵글 상부( $y=d_a$ )에서 최소 값인  $V_{pu}$ 를, 앵글 하부( $y=0$ )에서 최대 값인  $V_0$ 를 갖는 것으로 정한다.

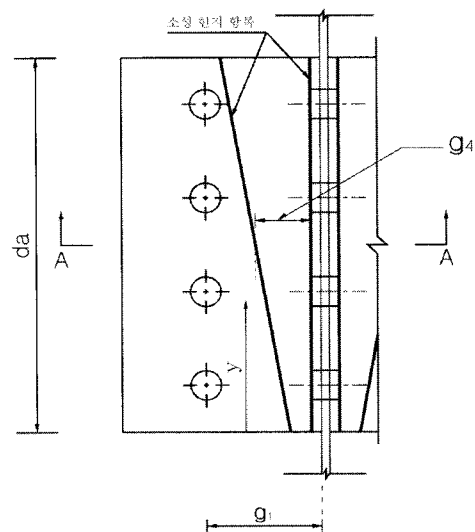
$$\left(\frac{V_{py}}{V_0}\right)^4 + \left(\frac{g_y}{t_a}\right)\left(\frac{V_{py}}{V_0}\right) - 1 = 0 \quad (3)$$

$$M_u = \left(\frac{2V_{pu} + V_0}{3}\right)d_a^2 \quad (4)$$

하지만 더블앵글 접합부 실험결과에 근거하면 앵글에 생성되는 소성힌지 항복선은 <그림 9(b)>에 나타난 것과 같은 형태로 형성된다. 앵글 상부에 발



(a) Chen이 가정한 앵글의 소성힌지 복선



(b) 실험을 통하여 예측된 앵글의 소성힌지 항복선  
<그림 9> 더블앵글 접합부의 소성힌지 항복선

생하는 소성힌지 항복선은 볼트 머리 외측과 앵글 단면 안쪽 모서리 부분에 생성된다. 볼트 머리 외측에 생성된 앵글 상부의 소성힌지 항복선은 앵글 필렛 부분으로 경사지게 점차 폭이 줄어들다가 최하부에서는 앵글 필렛 끝 부분에 생성된다. 즉, Chen이 가정한 것과 같이 소성힌지 항복선이 앵글 최하부에서 만나는 것이 아니라 앵글 필렛 반경의 1.5배만큼 떨어진 부분에 생성된다. 이러한 소성힌지 항복선은 3차원 유한요소 해석결과 얻은 그림 6의 앵글의 응력분포와도 잘 일치한다.

실험을 통하여 획득한 <그림 9(b)>와 같은 소성힌지 항복선을 선택하는 경우, 더블앵글 접합부의 극한모멘트는 식 (5)의  $g_4$ 를 식 (3)의  $g_y$  대신에 대입한 후에 식 (4)를 이용하여 구할 수 있다.

$$g_4 = \frac{g_3}{\cos \theta_1} \quad (5)$$

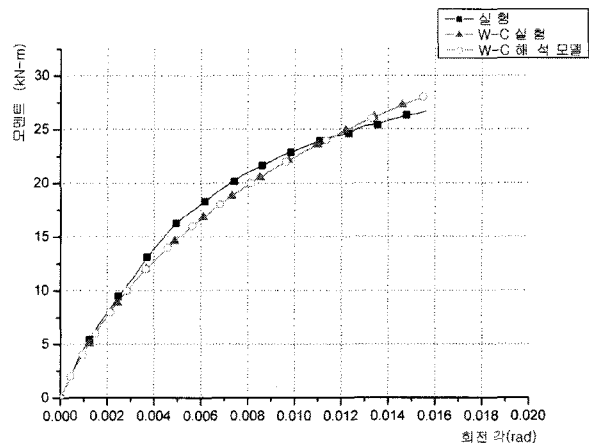
여기서,

$$g_3 = g_1 - \frac{d_b}{2} - t_a \quad (6)$$

$\theta_1$ : 고정단 앵글 장변과 기둥 플랜지간의 사이각(rad).

### 3.2 단순 해석 모델을 적용한 극한모멘트 산정

<표 2>와 <표 3>의 초기강성과 극한모멘트 값을 Wu-Chen 식 (1)에 대입하면, 4B-L-10-90 앵글 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선은 <그림 10>과 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. 극한모멘트는 소성힌지 항복선 사이의 거리  $g_4$ 의 영향을 주로 받는다. 따라서 구조설계자는 최적의  $g_4$ 를 선정하여 초기강성 및 극한모멘트를 예측하고, 이를 바탕으로 접합부 설계를 하도록 노력하여야 한다.



<그림 10> 단순해석 모델의 적용을 통해 얻은 B-L-10-90의 모멘트-회전각 관계 곡선

<표 3> 앵글 두께 및 볼트게이지 거리 변화에 따른 더블앵글 접합부의 극한모멘트

$g_1$ (mm)	앵글 두께 (mm)	종 류	$d_n$ (m)	$g_3$ (m)	$g_1 = g_3 / \cos \theta_1$ (m)	$M_u$	오차 (%)
65	7	실험	0.28	0.040	0.0403	23.8	-
		제안모델				23.2	3
		Chen 모델				42.6	79
	10	실험	0.28	0.037	0.0373	43.2	-
		제안모델				46.6	8
		Chen 모델				68.7	59
90	7	실험	0.28	0.065	0.0652	18.0	-
		제안모델				19.2	7
		Chen 모델				36.3	102
	10	실험	0.28	0.062	0.0671	26.7	-
		제안모델				37.5	40
		Chen 모델				56.6	112

## 4. 결 론

더블앵글 접합부의 두께 변화에 따른 강도 변화를 파악하기 위하여 본 연구에서는 접합부 실험과 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 또한 실험 및 유한요소해석 결과와 실험과 유사한 거동을 보인 Wu-Chen 해석모델을 통하여 극한모멘트 예측을 위한 단순해석 모델의 적용에 대한 타당성을 검토해 보았다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 접합부에 작용하는 하중이 증가함에 따라서 응력집중 현상이 볼트 외측과 앵글 필렛 부분

에 발생하였고, 최종적으로 앵글 상부 필렛 부분의 파단이 이러한 응력집중 현상의 심화로 발생하였다.

2. 극한모멘트 산정을 위한 단순해석모델은 <표 3>에 나타난 것과 같이 오차 10% 이내의 매우 만족스러운 결과를 제공하지만, 4B- L-10-90 앵글 접합부인 경우는 최대 40%의 오차를 나타낸다. 이는 접합부 실험이 전 영역에 걸쳐서 완전히 진행된 것이 아니라 모멘트-회전각 관계 곡선의 중간에서 중지된 것에 기인한다.
3. Wu-Chen 해석모델은 접합부 실험 결과와 매우 유사한 접합부 거동양상을 나타내며, 식 (4)와 식 (5)를 적용하여 획득한 초기강성 및 극한모멘트를 대입한 경우에도 <그림 10>에 나타난 것과 같이 실험결과와 비교적 잘 일치한다.

### 참고문헌

1. 양재근, 이수권, 김호근, 「보와 기둥이 더블앵글로 접합된 골조의 거동», 대한건축학회논문집, 구조계, 제19권 제6호(통권 176호), p.p. 61-68, 2003
2. 양재근, 김호근, 김기환, 「수평·수직하중을 동시에 받는 더블앵글로 접합된 철골조의 절점 보강시스템», 한국강구조학회 논문집, 제16권 제5호(통권 72호), p.p. 629-639, 2004
3. 양재근, 이수권, 김기환 「전단력을 받는 더블앵글 접합부의 회전강성 산정을 위한 3차원 유한요소해석», 대한건축학회논문집, 구조계, 제21권 제5호, p.p. 59-66, 2005
4. 양재근, 김기환, 이길영 「더블앵글 접합부에 사용된 볼트 수의 증감에 따른 회전강성 변화», 대한건축학회논문집, 구조계, 제21권 제12호, p.p. 127-134, 2005
5. ABAQUS. User's Manual, Vol. I~VI, Version 6.4, 2003.
6. Chen, W. F. Joint flexibility in steel frames. Elsevier Applied Science, 1987
7. Chen, W. F., Lui, E. M. Stability design of steel frames. CRC Press, 1991
8. De Stefano, M, Astanteh, A. Axial force-displacement behavior of steel double angles. J Construct Steel Res 1991; 20: 161-81
9. Galambos, T. V. editor. Guide to stability design criteria for metal structures, 5th ed. John Wiley & Sons, 1998
10. Hong, K., Yang, J. G., Lee, S. K. Moment-rotation behavior of double angle connections subjected to shear load. Struct Eng 2002; 24: 125-32
11. Hong, K., Yang, J. G., Lee, S. K. Parametric study of double angle framing connections subjected to shear and tension. J Construct Steel Res 2001; 57: 997-1013
12. Kishi, N., Chen, W. F. Moment-rotation relationship of semirigid connections with angles. J Struct Engng 1990; 116: 1813-34
13. Lorenz, R. F., Kato, B., Chen, W. F., editors. Semi-rigid connections in steel frames. CTBUH. McGraw-Hill, 1992
14. Richard, R. M., Abbott, B. J. Versatile elastic-plastic stress-strain formula. J Eng Mech Div, ASCE 1975; 101(EM4): pp.511-5
15. Richard, R. M., Hsia, W. K. Chmielewicz, M., Derived moment rotation curves for double framing angles. Comput & Struct 1998; 30: 485-94
16. Salmon, C. G., Johnston, J. E. Steel structures: design and behavior, 4th ed. Harper Collins, 1998