

고강도 원형강관 갭K형 접합의 사용성 해석

An Availability Analysis on the Gap K-Joints using High Strength Circular Hollow Section Members

안 관 수¹⁾ · 최 병 정²⁾ · 오 영 석³⁾ · 김 재 운⁴⁾
Ahn, Kwan Su Choi, Byong Jeong Oh, Young Suk Kim, Jae Woon

요 약 : 600MPa급 고강도 강관은 항복강도와 항복비에 대한 제한이 따른다. 현재 여러 기준에는 항복강도 360MPa 이하, 항복비 80% 이하를 사용하도록 권장하고 있다. 한계상태에서 고강도 강재의 압축세장비가 저강도 강재보다 작아져 압축지관의 좌굴발생이 야기되기 때문에 압축좌굴에 대한 거동을 이해하는 것은 필수적이다. 또한 각형강관에 대한 많은 실험데이터는 있지만 고강도 원형강관에 대한 실험은 많지 않다. 그래서 이 논문의 주된 목적은 실험에 앞서 원형강관을 유한요소 해석을 통하여 압축 좌굴과 고강도 강재의 접합부 한계상태식에 대한 검증 등을 통하여 600MPa와 400MPa 강재의 사용성을 알고자 하는 것이다. 이 해석은 구조물의 거동을 이해하기 위하여 폭두께비, 지관각도, 항복비, 편심을 주된 변수로 하여 범용프로그램인 아바쿠스를 사용하여 해석을 수행하였다. 그 결과 같은 하중에서 고강도 강재의 압축지관은 탄성좌굴이 발생하고 저강도 강재는 비탄성좌굴이 발생하는 것을 확인하였고 항복비가 80%이상인 경우 접합부가 취성파괴 되었다. 그리고 고강도 강재에서 주강관의 폭두께비를 변화시켰을 때 주관과 지관의 상대적인 폭두께비로 인해 해석값이 기준값보다 감소함을 알 수 있었다. 그러나 그 외 변수들로 인한 해석상 고강도 강재의 접합부 하중의 변화는 없는 것으로 확인하였다.

ABSTRACT : There are many restrictions in the application of high-strength HSSs, including yield strength and yield ratio for the 600-MPa steel. The AISC and Canadian codes recommend that the yield strength and yield ratio of HSS members be 360 MPa and 80%, respectively. It is important to understand the true buckling behaviors of HSSs using high-strength steel at the limit states. There are many experimental data regarding the rectangular HSSs, and the circular ones are not enough for high-strength steel. Therefore, this study was conducted to create a better understanding of the buckling behaviors of the 600- and 400-MPa steels based on the results of the finite-element analysis that was done before the experiment. To understand the structural behaviors of the aforementioned steels, the width-to-thickness ratios, the angle of the web members, the yield strength, and the gap of the web members were selected as the main parameters in this study, and ABAQUS, a general finite-element program, was used. As a result, the compression web member reached elastic buckling in the 600-MPa steel and inelastic buckling in the 400-MPa steel. A brittle fracture occurred in the case where the yield ratio was greater than 80%. At the same time, it was found that the limit strength determined via FEM analysis had a higher value compared to the code evaluation with the variation of the width-to-thickness ratio in the main code member. The change in the connection load in high-strength steels was not identified by the other factors.

핵심어 : 폭두께비, 압축지관, 탄성좌굴, 갭K형 접합, 고강도 강관, 유한요소해석

KEYWORDS : d/t ratio, compression web member, elastic buckling, gap k-joint, high strength hollow section, FEM

1. 서론

HSS(Hollow Structural Section, 강관구조)는 합성구조에 비하여 부재량과 자중을 경감시키고 선조립 건축으로 시공성을 높여 다양한 형태의 구조물을 표현할 수 있는 장점을 가지고 있다. 특히 원형강관은 각형강관에 비하여 공장생산비가 저렴하고 경관이 미려해 현대 건축의 교량, 대공간 등과

같은 대형 구조물에서 트러스로 많이 사용되고 있다. 구조물의 크기가 점점 대형화, 경량화 되면서 이와 함께 고강도 강재의 수요도 점차 증가하고 있는 추세이다.

국내의 강관 트러스구조의 이용은 빈번하지만 원형강관에 대한 연구는 미비하다. 현재의 국내기준은 미국의 AISC 설계기준을 참고로 하여 적용하고 있다. 국내외의 강관 구조 기준은 항복강도 360MPa 이하, 항복비 0.8 이하를 사용하도

1) 경기대학교 공과대학 건축공학과, 공학석사
2) 교신저자. 경기대학교 공과대학 건축공학과, 공학박사, 부교수
(Tel. 031-249-9702, Fax. 031-249-6300, E-mail : bjchoi@kyonggi.ac.kr)
3) 대전대학교, 공과대학, 건축공학과, 교수, 공학박사
4) 백석토건주식회사 대표이사, 서울시 강남구 삼성동 162-1 세현빌딩 5층

본 논문에 대한 토의를 2010년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

록 규정하고 있으며 항복강도가 최소 480MPa이상, 항복비 약 0.9정도인 600MPa급 고강도 강재를 사용한 강관구조에 대한 설계기준은 다음과 같은 이유로 아직 규정되어 있지 않다 (Kim et al., 2006). 기존 설계기준의 항복강도와 항복비에 관한 규정을 토대로 한 고강도 강재의 특징은 다음과 같다.

첫째로 항복강도의 규정은 압축지관의 세장비와 관련되어 있다. 압축지관의 세장비는 식(1)과 같이 산정되며 강재의 항복강도가 높을수록 세장비는 감소한다. 항복강도와 세장비의 관계곡선은 그림 1과 같이 나타난다. 단면의 크기가 동일한 경우, 고강도 강재를 사용한 강관구조의 조기 탄성좌굴 가능성이 저강도 강재에 비해 높음을 알 수 있다(미키지토시, 2001).

$$\lambda_{\text{압축지관}} = 0.05E/F_y \quad (1)$$

두 번째로 항복비의 규정에 따른 고강도 강재의 특징은 강재의 재료시험결과를 통하여 나타난다. 고강도 강재의 재료시험결과에 따르면 강재의 항복점이 명확히 나타나지 않고 항복비가 작아 취성과파괴의 우려가 있는 것으로 확인된다.

이와 같은 항복강도와 항복비의 규정에 따른 고강도 강재의 특징을 통하여 항복강도에 의한 세장비 저감, 재료특성에 의한 항복 이후의 연성능력의 저하와 같은 문제점을 갖는 것으로 판단할 수 있다.

고강도 강재를 사용한 강관구조는 압축지관의 조기 탄성좌굴발생으로 인하여 구조체 전체의 내력이 접합부의 지배를 받게 되기 때문에 압축지관의 탄성좌굴과 접합부의 취성과파괴에 대한 연구를 통하여 고강도 강재를 사용한 구조물의 거동을 이해하여야 한다.

본 연구는 고강도 원형강관 갱K형 접합부를 대상으로 하여 구조물의 파괴에 중대한 영향을 미치는 압축지관 좌굴과 연성능력을 해석을 통하여 분석하였다. 현행 기준에 고강도 강재를 적용하여 설계식의 적합성을 판단하고 편심(갱), 지관각도, 압축지관 폭두께비, 주강관 폭두께비, 항복비를 변수로 한 해석적 연구를 비교·분석하였다.

본 연구는 국내의 기준에 따른 강관구조 접합부의 한계하중과 해석 및 실험에 따른 한계하중을 비교·분석하여 기준 설계식의 적합성을 검증하며 고강도 강재의 설계식 적용 가능 여부를 판단하는 것을 목적으로 한다.

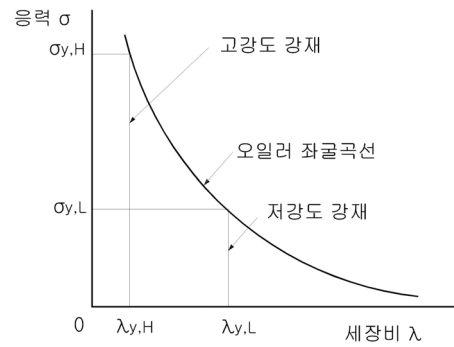
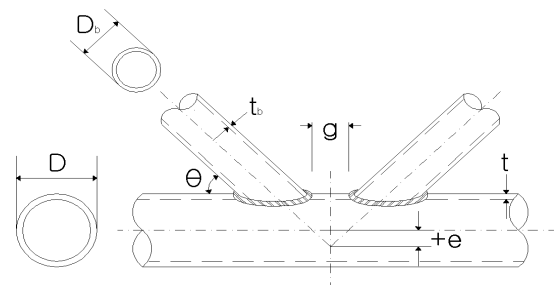


그림 1. 오일러 좌굴곡선

2. 설계기준식

원형강관 갱K형 접합부의 내력은 지관과 주관이 만나는 접합부의 파괴가 많은 영향을 미친다. 여기서, 접합부의 항복을 결정하는 변수는 다양하다. Warren truss와 같이 사재로만 이루어진 트러스 구조물에서 나타나는 갱K형 접합부의 형태는 그림 2와 같다. 지관의 중심축의 교점과 주관의 중심축과의 수직거리를 편심이라고 한다. 이 편심에 의해 지관 사이에 갱이 생기거나 지관과 지관이 오버랩 된다. 편심은 갱, 지관각도, 주관과 지관의 직경에 의해 결정된다.



- D: 주관 직경
- tb: 지관 두께
- g: 지관사이 거리
- e: 주관중심선과 지관중심선 교점의 거리
- Db: 지관 직경
- t: 주관 두께
- θ: 주관과 지관의 각도

그림 2. 강관 접합부의 공통기호

2.1 국내 기준식(KBC Code)

현재 연구되고 있는 국내의 기준식(KBC 2009)은 미국 AISC 기준을 따르고 있다. 원형강관 갱K형 접합부의 지관 축력에 의한 주관의 소성화 한계 하중을 구하는 식은 아래의 식(2)로 나타낸다.

$$P_n \sin \theta = F_y t^2 [2.0 + 11.33 D_b / D] Q_g Q_f \quad (2)$$

$$Q_g = \gamma^{0.2} \left[1 + \frac{0.024\gamma^{1.2}}{e^{\frac{(0.5g}{t} - 1.33)} + 1} \right] \quad (3)$$

위의 식(2)는 지관의 축력으로 인해 주관의 전단면이 항복하여 소성화 되는 하중을 말한다. 압축지관과 인장지관은 각도가 같은 경우 축하중은 같다. 하지만 각도가 다를 경우 $\sin\theta$ 로 나누어주어 값을 구한다. 식(2)에서는 항복강도, 주관의 두께, 주관과 지관의 직경비(β)와 식(3)의 Q_g 계수, 응력상관변수(Q_f)의 함수로 구성되어 있다. 식(3)의 Q_g 계수는 주관 세장비, 겹 크기, 주관 두께의 함수로 구성되어 있다. Q_f 계수는 주관이 압축을 받게 될 경우 접합부에 모멘트가 발생하게 되어 축력과 모멘트의 비를 계수로 바꾸어 곱해준다.

압축지관에 대한 기준은 $\lambda_{\text{압축지관}}(d_b/t_b) < 0.05E/F_y$ 이다. 여기서, 압축지관에 대한 세장비는 탄성계수가 일정하다고 가정했을 때 항복강도에 의해 변하는 것을 알 수 있다.

2.2 국외 기준(CISC)

북미와 유럽의 경우 CIDECT의 공동연구를 통하여 강관구조 기준을 정립하였다. 국내와 미국 설계기준의 기초가 되지만 미국이 실정에 맞게 수정하면서 약간의 차이가 있다. 유럽이나 캐나다 기준은 미국 기준보다 10%정도 보수적이라는 차이점이 있다. 원형강관 K형 접합부의 주강관 소성화 한계 하중 설계식은 식(4)과 같다.

$$N_1^* = \frac{F_{y0}t_0^2}{\sin\theta_1} [1.8 + 10.2d_1/d_0] f(\gamma, g') f(n') \quad (4)$$

$$N_2^* = N_1^* \frac{\sin\theta_1}{\sin\theta_2}$$

$$f(\gamma, g') = \gamma^{0.2} \left[1 + \frac{0.024\gamma^{1.2}}{\exp\frac{(0.5g}{t_0} - 1.33)} + 1 \right] \quad (5)$$

위의 식(4)는 식(2)와 비교했을 때 폭비의 계수부분과 기호에 차이만 있고 나머지는 모두 같다. 그러나 압축지관 세장비에 대해 KBC 2009는 압축지관의 세장비를 $0.05E/F_y$ 를 사용하지만 CISC는 표 1과 같은 세장비 제한표(Packer 등, 1992)를 제시하여 그래프 차트를 통해 구한 효율성계수($N_1^*/(A_1F_{y1})$)를 주어진 차트값과 비교하여 폭두께비를 산정할 수 있다. 이는 지관의 한계하중과 부재력의 비를 통하여 폭두께비를 늘릴 수 있는 설계법으로 KBC2009 설계기준보다 효율적이다.

표 1. CISC의 압축지관세장비 제한표

압축지관은 초기 국부좌굴 가능성이 있기 때문에 압축지관에 대한 접합부의 효율성 계수($N_1^*/(A_1F_{y1})$)가 아래의 주어진 표의 값의 한계 내에 있어야 한다.							
접합부의 효율성 계수가 감소되기 전까지의 압축지관의 폭두께비 제한		압축지관 효율성 계수 ($N_1^*/(A_1F_{y1})$) 제한 :					
항복강도	감소되지 않는 폭두께비 제한 :	항복강도	폭두께비				
			30	35	40	45	50
$F_{y1} = 235$ MPa	$d_1/t_1 \leq 43$	235 MPa	1.0	1.0	1.0	0.98	0.93
$F_{y1} = 275$ MPa	$d_1/t_1 \leq 37$	275 MPa	1.0	1.0	0.96	0.88	0.86
$F_{y1} = 355$ MPa	$d_1/t_1 \leq 28$	355 MPa	0.98	0.88	0.85	0.78	0.76

3. 유한요소 해석모델

해석 모델은 그림 3의 형태인 원형강관 겹K형 접합부를 모델로 사용한다. 모든 부재의 절점은 핀으로 가정한다. 또한 가력시 인장 쪽 주관 단부가 핀일 경우 접합부에 작용하는 반력의 영향으로 충분한 하중이 전달되지 않는다. 따라서 이것을 방지하기 위하여 인장지관 쪽의 주관 단부는 축 방향 변위가 발생하도록 모델링 하였다.

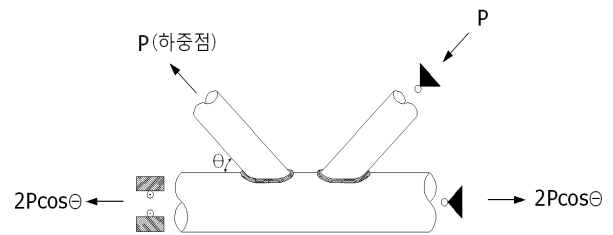


그림 3. 겹K형 접합부 경계조건

표 2의 해석모델 일람표를 보면 편심변수의 모델을 제외하고 모든 해석 모델의 편심을 0으로 하여 편심에 의한 효과를 배제하였다. 지관 각도는 겹을 조절하여 편심을 0으로 하였다. 지관 각도는 모두 45도로 하고 지관간격은 최소 겹 24mm로 하였다.

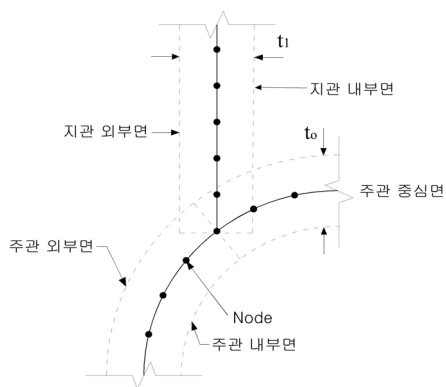
본 논문의 해석은 범용프로그램인 ABAQUS를 사용하였으며 주관과 지관에 사용된 Element는 Shell의 S4R Element를 사용하여 모델링 하였다. Shell Element를 사용하여 강관의 원주를 생성하고 두께를 주어 강관의 단면적을 구현하였다. 따라서 많은 양의 Node를 줄일 수 있고 좌굴과 응력의 패턴을 연구하는 것을 간편하게 하였다. Part로 주관과 플레이트를 생성하고 Assembly를 통하여 부재들을 합병하였다. 이때 지관과 주관이 만나는 접합부의 겹을 구현하기 위해 Shell Element의 두께를 고려하여 그림 4(a) 및

표 2. 해석 모델 일람표

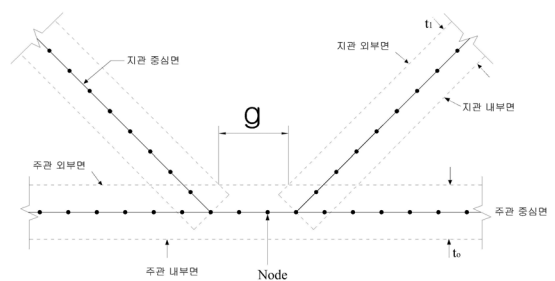
해석체명	변수	주관			지관			폭비 ($\beta = D_b/D$)	주강관 세장비 ($\gamma = D/2t$)	강재의 항복강도 (N/mm^2)	접합부 편심 (e)	지강관 간격 (g)	지관 각도 (θ)
		외경 (D)	두께 (t)	폭두께비 (D/t)	외경 (D_b)	두께 (t_b)	폭두께비 (D_b/t_b)						
AE-1	편심	350	12	29.17	250	12	20.83	0.71	14.58	480	13.78	24	45
AE-2											76.78	150	
AE-3											101.78	200	
AE-4											13.78	24	
AE-5											76.78	150	
AE-6											101.78	200	
AA-1	지관 각도	350	12	29.17	150	8	18.75	0.43	14.58	480	0	28.87	60
AA-2											137.87	45	
AA-3											306.22	30	
ADTB-1	지관 두께비	350	12	29.17	230	4	57.50	0.66	14.58	480	0	24	45
ADTB-2						240							
ADTB-3						8	28.75						
ADTB-4						240							
ADTB-5						12	19.17						
ADTB-6						240							
ADTM-1	주관 두께비	350	25	14.00	230	12	19.17	0.66	11.67	480	0	24	45
ADTM-2			20	17.50									
ADTM-3			15	23.33									
ADTM-4			10	35.00									
ADTM-5			5	70.00									
AY-1	항복비	350	15	23.33	230	15	15.33	0.66	11.67	600	0	24	45
AY-2										480			
AY-2										360			

그림 4(b)와 같이 모델링하였다(M.M.K. Lee, 1999, 최병정 등 2008). 용접부는 용접강도에 의한 모재의 찢어짐이나 용접부가 파단되는 현상에 의한 접합부의 강도저하를 고려하여 주관과 지관의 Part를 Merge하는 것으로 가정하였다.

Mesh는 강관의 원주를 20등분하고 길이 방향으로 분할하였다. 항복조건은 von mises의 항복조건을 사용하고 재료의 응력-변형률 관계는 탄성계수 $205,000 N/mm^2$, 프아송비는 0.3을 적용하였다. Mesh 형상은 그림 5와 같다.



(a) 접합부 종단면



(b) 접합부 횡단면

그림 4. Shell element 접합부의 형상

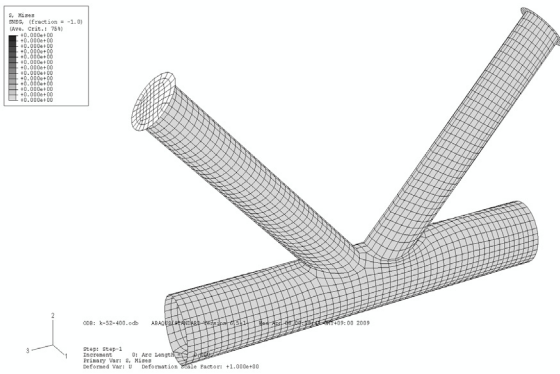


그림 5. 해석 모델 Mesh 형상

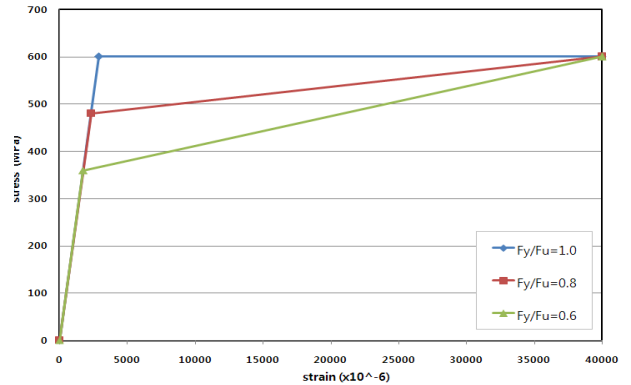


그림 8. 응력-변형도 곡선(항복비 모델)

재료의 물성은 그림 6의 실제 고강도 강재의 재료시험을 통해서 얻은 응력-변형도 곡선을 참고로 하여 접합부의 확실한 파괴를 유도하기 위하여 모든 모델을 그림 7의 Elastic-perfect곡선을 사용하였다. 하지만 항복비 모델은 그림 8의 bi-linear곡선을 사용하여 항복비 변수를 유도 하였고 최대 변형률은 $20\epsilon_y$ 를 중점으로 하였다.

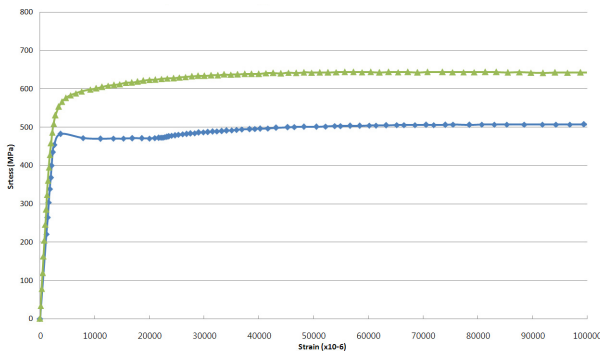


그림 6. 재료시험에 의한 응력-변형도 곡선(SS400 및 HSB600)

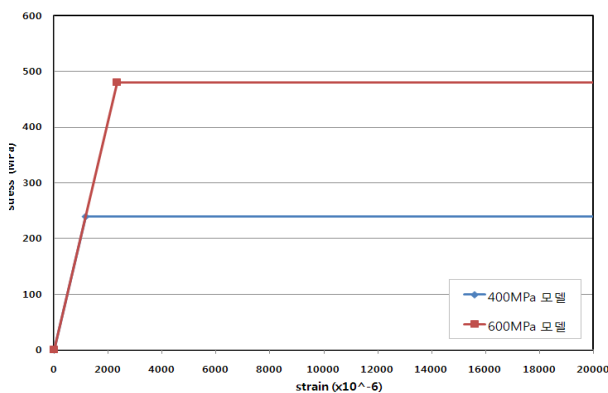


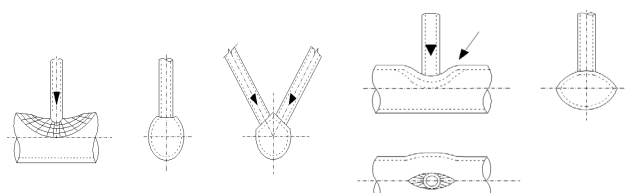
그림 7. 응력-변형도 곡선(SS400 및 HSB600)

4. 파괴 모드

원형강관 겹K형의 접합부는 두 지관의 한쪽에는 인장, 한쪽에는 압축이 걸려서 주관 접합부는 파괴된다. 이때 변수에 따라서 다양한 파괴형태를 보인다. 특히 폭비, 폭두께비와 세장비에 따라서 접합부에 응력 집중되는 양상이 달라지게 되고 아래와 같은 6가지의 Mode가 겹쳐져 나타나게 된다(김홍준 등, 1997).

- Mode A는 주관면의 소성파괴로서 폭비가 0.6보다 작을 때 나타난다.
- Mode B는 주관 측면 지압파괴로서 주관의 세장비나 폭두께비가 클 때 발생한다.
- Mode C는 주관 단면 전단파괴로서 폭비가 1.0에 가까운 겹접합부 또는 주관 폭에 대한 춤의 비가 적은 주관에서 발생한다.
- Mode D는 편칭시어로서 폭비가 0.6~0.8일때 발생한다.
- Mode E는 용접부 파괴로서 폭비가 0.6~0.8이고 상대적으로 두께가 얇은 지관이 접합부에서 발생한다.
- Mode F는 국부좌굴로서 오버랩 접합의 경우 주관의 세장비나 폭두께비가 클 때 발생하고 겹 접합일 경우 압축 지관의 유효폭 파괴로 좌굴이 발생한다.

위의 파괴모드 형태는 그림 9와 같은 형태로 나타난다. 그림 9는 Eurocode 3의 축력에 의한 원형강관 파괴모드에 대한 연구 결과를 참고하였다.



(a) Mode A - 주관면의 소성파괴 (b) Mode B - 주관 측면 지압파괴

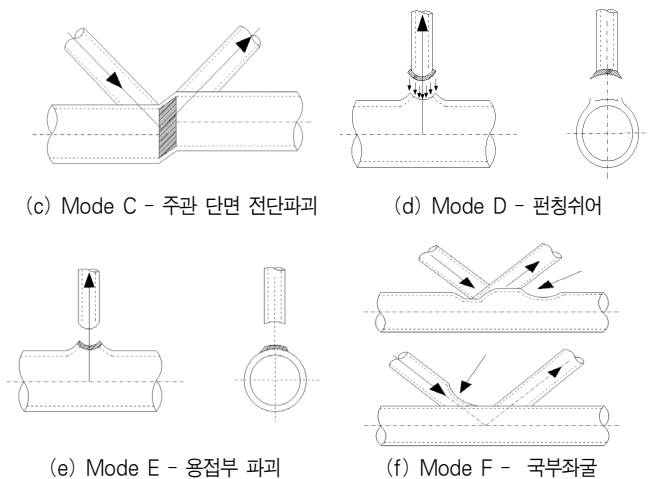


그림 9. 파괴모드

해석에 의해서 나타난 파괴모드를 그림 10과 같이 나타내었다. 파괴모드는 한 개의 해석체에 여러 가지 파괴모드가 나타나기 때문에 해석체 별로 대표적인 파괴양상이 나타나는 것을 선택하였다. Mode D와 Mode E는 해석으로 명확히 나타나지 않기 때문에 예상되는 실험체를 선택하였다.



그림 10. 해석에 의한 파괴모드 양상

5. 해석결과 및 분석

해석에 의한 연구 결과 표 3과 같은 결과를 얻을 수 있었다. 해석값은 모든 해석체의 접합부가 항복하는 지점의 항복

강도를 비교하였다. 대체적으로 모든 변수가 기준강도 내에서는 KBC 기준값보다 해석값이 높은 것으로 나타났다. 하지만 기준강도를 벗어난 경우에는 만족한 경우보다 다소 감소하는 것으로 나타났다. 특히 폭두께비에 만족하지 못할 경우는 좌굴로 인해 기준값에 이르지 못하고 항복하는 것으로 나타났다. 파괴모드는 같은 변수일 때 비슷한 파괴양상을 보였지만 파괴모드에 많은 영향을 미치는 폭두께비 변수일 경우에는 각 변수에 따라 다른 양상을 보였다. 팔호는 해석에는 명확하게 나타나지는 않지만 예상되는 파괴모드를 나타냈다.

표 3. 해석결과

해석체명	변수	이론값, (kN)		해석값 (kN)	해석값 / KBC값	파괴모드
		KBC	CISC			
AE-1	편심	2109	1898	2450	1.16	A,C,(D)
AE-2		1688	1520	2250	1.33	A,C,(D)
AE-3		1686	1518	2200	1.30	A,C,(D)
AE-4		1054	949	1350	1.28	A,C,(D)
AE-5		844	760	1150	1.36	A,C,(D)
AE-6		843	759	1100	1.30	A,C,(D)
AA-1	각도	1122	1010	1300	1.16	A,F,(D)
AA-2		1148	1033	1350	1.18	A,F,(D)
AA-3		1620	1458	1680	1.04	A,F,(D)
ADTB-1	지강관 폭두께비	1960	1764	1350	0.69	F,(E)
ADTB-2		980	882	650	0.66	F,(E)
ADTB-3		1960	1764	2250	1.15	A,F,(E)
ADTB-4		980	882	1100	1.12	A,F,(E)
ADTB-5		1960	1764	2400	1.22	C,F,(D)
ADTB-6		980	882	1150	1.17	C,F,(D)
ADTM-1	주강관 폭두께비	7033	6331	3900	0.55	F,(E)
ADTM-2		4798	4319	3850	0.80	F,(E)
ADTM-3		2911	2621	2900	1.00	A,F,(E)
ADTM-4		1408	1268	1650	1.17	A,F,(E)
ADTM-5		375	337	550	1.47	C,F,(D)
AY-1	항복비	3639	3639	3900	1.07	A,B,F,(E)
AY-2		2911	2911	3200	1.10	A,B,F,(E)
AY-2		2184	2184	2700	1.24	A,B,F,(E)

5.1 편심에 의한 효과

K형 접합에서 가장 중요한 변수중 하나인 편심에 대한 효과를 알아보기 위하여 600MPa급 강재와 400MPa급 강재 두 그룹으로 나누어 똑같은 형태로 모델링하였다. 그림 11에 나타난 것처럼 KBC 기준값과 해석값은 16~36%의 차이를 보였다. 600MPa급 강재와 400MPa급 강재는 항복강도에 의한 접합부 하중의 차이를 보이거나 패턴은 별다른 차이를 보이지 않았다. 하지만 편심이 한계치 범위 근처인 AE-2, 4번의 경우 접합부 하중이 다소 상승하는 경향을 보였다. 그리고

편심이 한계치 경계를 넘어가더라도 접합부 하중에 변화는 없는 것으로 확인하였다. 이는 현행기준식을 잘 대변할 것이라 할 수 있다.

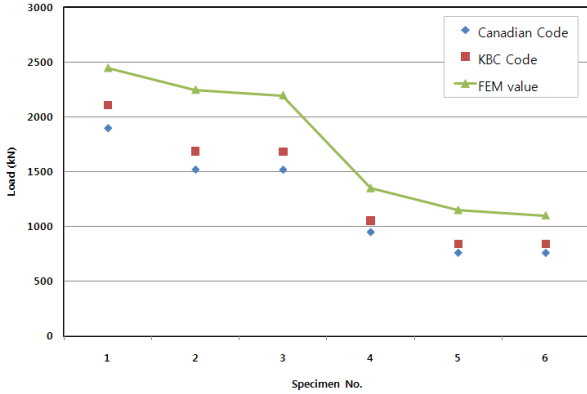


그림 11. 600MPa 및 400MPa의 편심증가 영향(AE계열)

그림 12, 13는 600MPa, 400MPa로 그래프를 분류하였다. 두 그래프의 패턴은 같으나 접합부 하중이 강재의 항복강도 차이 만큼 항복하중의 차이를 보였다. 또한 그림 12, 13에서 150mm, 200mm의 경우에는 무편심인 24mm와 차이가 크게 나타남을 알 수 있었다. 이것은 제한값을 넘어가는 경우에 편심이 접합부의 소성한계하중에 많은 영향을 미치지 않음을 알 수 있다(김갑순 등, 2000). 편심제한을 넘게 되면 접합부는 거의 동일한 패턴을 보이는 것으로 나타났다. 그리고 접합부의 강성도 다소 떨어지는 것으로 보인다. 이것은 그림 14와 같이 갭이 커질 경우 응력이 주관에 집중되어 압축지관에 응력을 효과적으로 전달하지 못하여 강성이 떨어지게 되는 것으로 나타났다. 600MPa와 400MPa 모델 모두 같은 패턴을 보여 결과적으로 고강도 강재 설계시 KBC기준식을 사용해도 저강도 강재와 거동이 같기 때문에 안정함을 나타냈다.

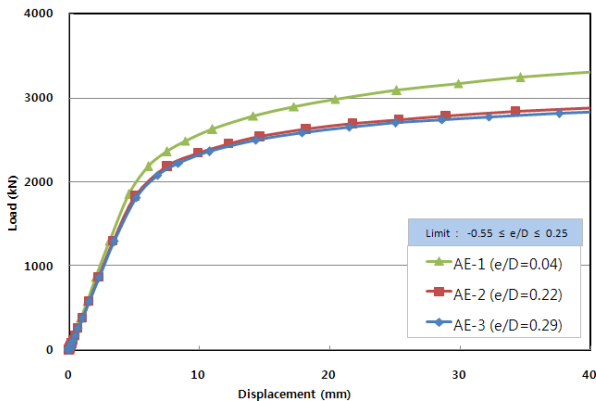


그림 12. 편심 증가에 따른 하중-변위곡선 - 600MPa

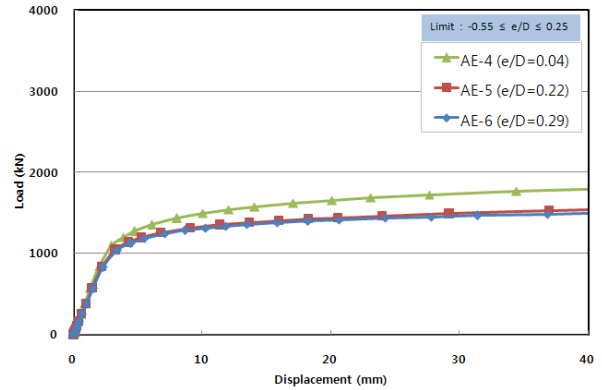


그림 13. 편심 증가에 따른 하중-변위곡선 - 400MPa

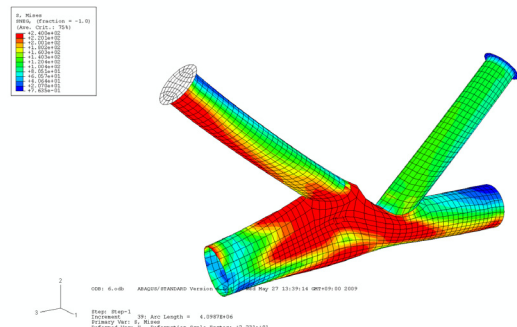


그림 14. 편심 모델의 아버쿠스 파괴형상(AE-3)

5.2 지관 각도에 의한 효과

KBC2009 설계기준은 지관 각도를 30도 이상으로 규정하고 있다. 고강도 강재의 거동을 살펴보기 위해 600MPa로 모델링하여 지관의 각도에 따라 하중의 변화를 관찰하였다. 그림 15와 같이 별다른 차이를 보이지 않았지만 기준한계인 30도로 모델링한 해석 모델은 다소 하중이 감소하는 경향을 보였다.

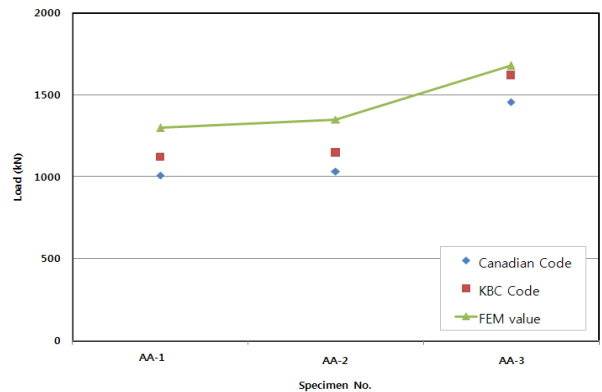


그림 15. 지관의 각도(AA계열)

그림 16의 그래프를 통하여 30도 모델은 다른 모델들보다

지관과 주관이 접하는 면적이 크고 주관에 전단력보다 인장력이 더 작용하기 때문에 접합부의 강성이 더 크게 나타났다. 하지만 응력이 주관에 효과적으로 전달되지 못하고 지관에 작용하여 45도와 60도의 모델들보다 연성적으로 작용하지 못하고 취성파괴가 나타났다. 45도와 60도 각도의 모델은 큰 차이를 보이지 않았다.

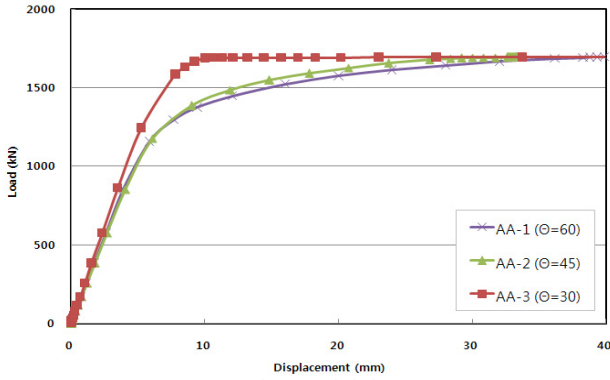


그림 16. 지관각도

5.3 압축지관의 폭두께비에 의한 효과

주관의 폭두께비는 일정할 때 지관의 폭두께비를 변화시켜 접합부의 거동과 응력의 흐름을 관찰하였다. 600MPa과 400MPa을 비교하여 고강도 강재가 같은 단면과 하중에서 탄성좌굴이 발생하는 것을 관찰하기 위해 압축지관세장비에 600MPa과 400MPa 모두 불만족한 경우, 400MPa만 만족하고 600MPa은 세장한 경우, 600MPa과 400MPa이 모두 만족한 경우의 3가지를 통하여 비교하였다. 그림 17의 해석값을 보면 접합부의 한계하중이 세장한 경우를 제외하고 모두 기준값 이상으로 나타났다. 세장한 경우에는 한계하중에 이르지 못하고 접합부가 파괴되었지만 세장비를 만족하는 경우더라도 폭두께비가 클 경우 하중이 다소 감소하는 것을 볼 수 있었다. 기준식에 의해 지관의 두께는 계산 시 제외하고 있지만 지관의 두께도 하중에 영향을 미침을 알 수 있었다.

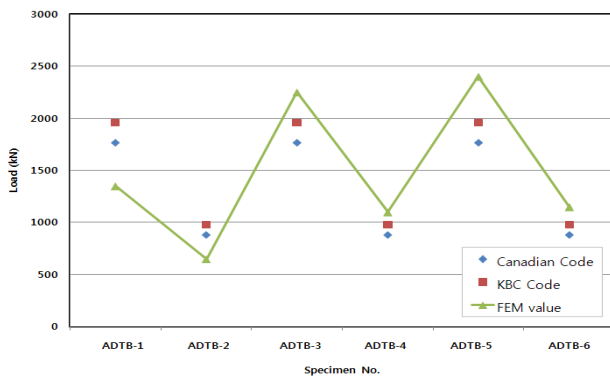


그림 17. 지관 폭두께비(ADTB 계열)

그림 18에서 그림 20은 해석 시 압축지관에서 가장 응력이 집중되는 갭 부분의 좌굴되는 곳의 변형율을 사용하였다. 그림 18은 600MPa과 400MPa 둘 다 접합부의 한계 하중까지 이르지 못하고 탄성좌굴 하였다. 그림 19에서 400MPa은 항복 변형율($\epsilon_y = 1170$)에 이후에 항복하고 접합부 항복하중에 이르지만 600MPa은 항복 변형율($\epsilon_y = 2341$)에 이르지 못하고 항복하는 탄성좌굴을 보이고 접합부 항복하중에 이르지 못하였다. 이러한 결과로 보아 600MPa급 강재는 같은 단면에서 세장비가 작아져 400MPa급 강재보다 탄성좌굴에 이르기 더 쉽다는 것을 알 수 있다. 그림 20은 모두 항복 변형율에 이르지 못하고 항복하지만 접합부의 한계하중에 이르는 결과를 나타냈다.

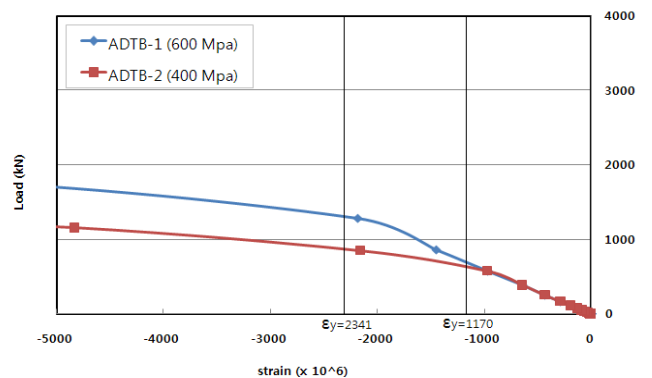


그림 18. 압축지관 폭두께비의 영향(ADTB-1, 2)

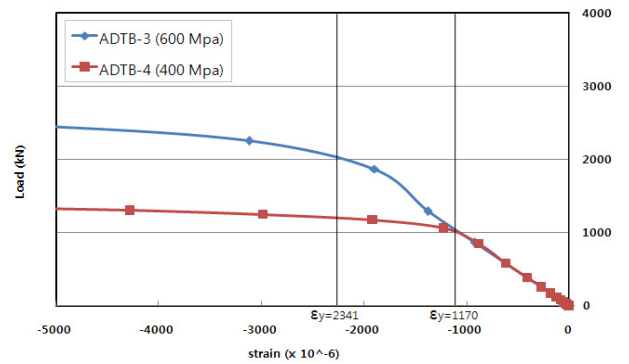


그림 19. 압축지관 폭두께비의 영향(ADTB-3, 4)

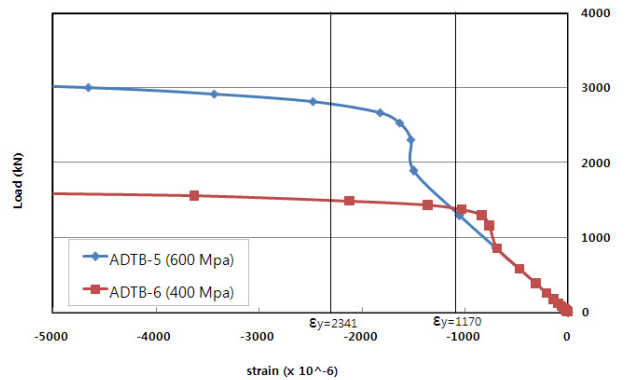


그림 20. 압축지관 폭두께비의 영향(ADTB-5, 6)

5.4 주관과 지관의 상대적인 폭두께비의 관계

위의 5.3절에서 지관의 두께가 하중에 영향을 미침을 알 수 있었다. 그래서 주관의 두께 또한 폭두께비에 변화를 주어 해석해 보았다. 그 결과 지관의 폭두께비를 기준으로 주관의 폭두께비가 더 작을 경우 해석값이 감소함을 알 수 있었다. 하지만 지관의 폭두께비 보다 클 경우에는 한계하중에 이르는 것을 확인하였다.

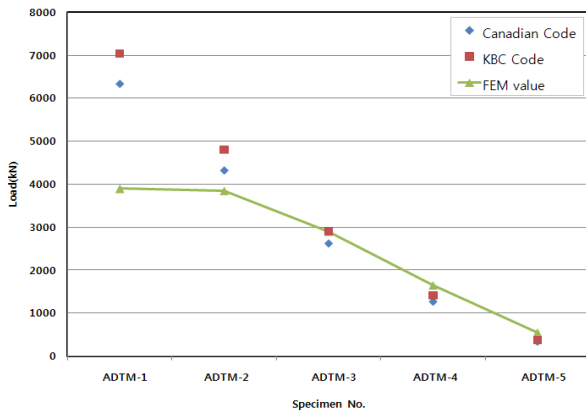


그림 21. 주관 폭두께비(ADTM 계열)

그림 22에서 보여주듯이 지관보다 폭두께비가 작은 경우의 ADTM-1, 2의 해석체는 지관이 주관보다 상대적으로 얇아져 파단 되게 된다. 파괴모드 분석 시 주관과 지관의 폭두께 영향을 미치는 것으로 알고 있지만 해석상 주관과 지관의 상대적인 폭두께비 또한 중요한 변수가 된다는 사실을 알게 되었다. 그리고 고강도 강재로 설계 시 연성이 작기 때문에 지관이 취성파괴가 쉽다는 사실을 발견할 수 있다.

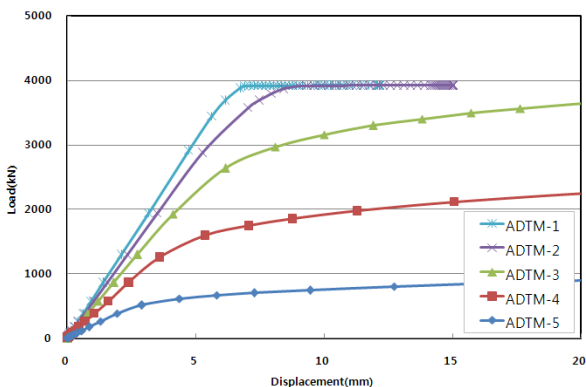
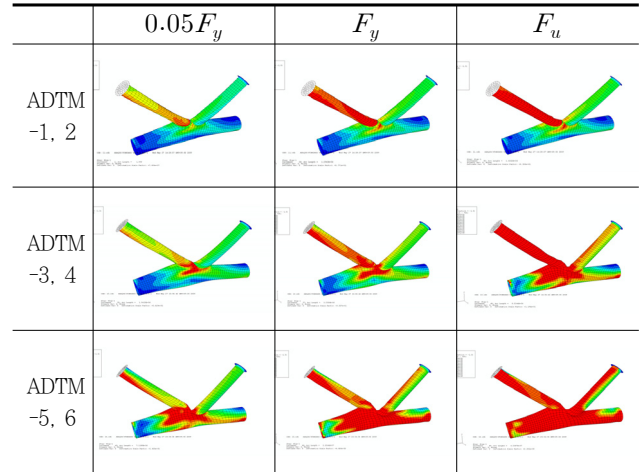


그림 22. 주관 폭두께비의 영향 (ADTM-1~ADTM-5)

아래의 표 4를 보면 지관의 두께에 따라 응력의 분포가 달라짐을 알 수 있다. 지관과 주관의 상대비에 따라서 지관에 응력이 집중될 경우 주관 면에 작용하여 뚫림 전단과 같은

파괴모드가 나타나지만 주관과 지관의 상대비 1.0에 가까울수록 응력이 주관 단면에 작용하여 접합부의 강도가 더 올라가게 된다.

표 4. 지강관 폭두께비에 따른 각 시점별 응력분포



반대로 지관의 폭두께비를 일정하게 하고 주관의 폭두께비를 변화시켰을 때도 그림 23와 같은 결과를 나타냈다. 따라서 상대적인 폭두께비로 인해서 주관과 지관에 응력분포가 달라지게 되고 응력이 집중되는 곳에 파괴가 일어나게 되므로 파괴모드 또한 달라짐을 알 수 있다. 차후에 상대적인 폭두께비에 대한 깊은 연구와 실험이 필요하다고 사료된다.

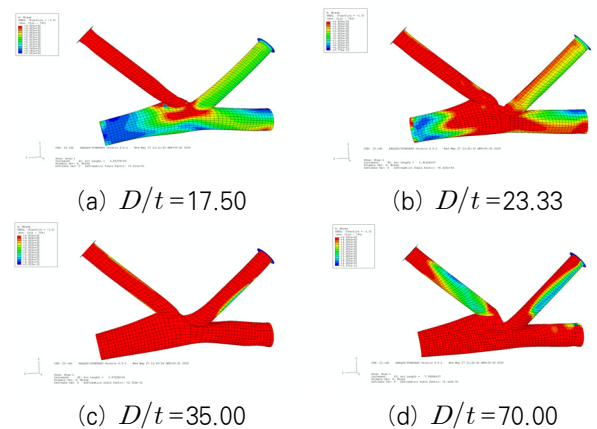


그림 23. 주강관 세장비에 따른 한계상태 응력분포

5.5 항복비에 의한 효과

재료의 물성에 의한 접합부의 거동을 알아보기 위해 항복비를 다르게 모델링하여 해석한 결과 그림 24과 같은 결과가 나타났다. 한계상태식에 의한 접합부의 한계하중에 변화는 없었다.

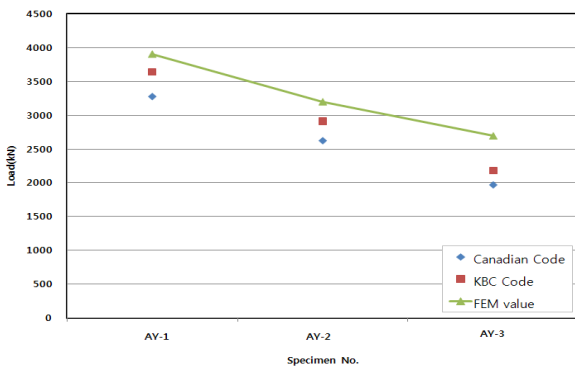


그림 24. 항복비의 변화(A.Y 계열)

하지만 그림 25의 하중-변위 곡선을 보면 연성이 없는 항복비 1.0인 모델은 접합부에서 연성을 발휘하지 못하고 취성 파괴 됨을 알 수 있었다. 그리고 기준 한계치인 항복비 0.8 모델은 연성을 어느 정도 발휘하지만 항복비 0.6 모델에 비해 연성능력이 다소 떨어짐을 알 수 있었다.

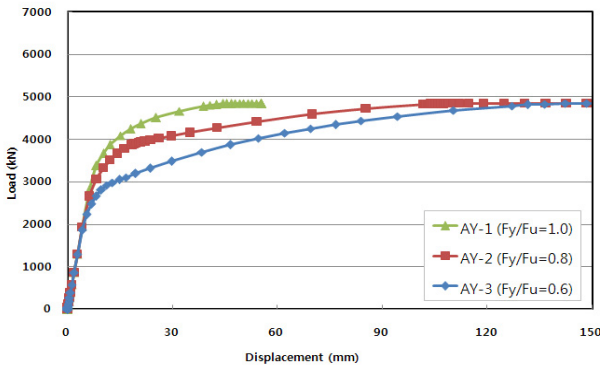


그림 25. 항복비(A.Y-1~A.Y-3)

6. 결론

본 연구에서는 원형강관 겹K형 접합부를 다양한 변수로 모델링한 해석실험체를 통하여 주강관 접합부의 한계상태식과 비교 연구 하였다. 해석실험체는 600MPa와 400MPa로 모델링 하여 고강도 강재에 대한 사용성을 검토하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 원형강관 겹K형 접합부의 한계상태식을 해석을 통하여 확인한 결과 고강도 강재를 적용하여도 안전함을 입증 하였다. 하지만 압축좌굴과 재료의 연성능력의 저하로 인한 취성파괴에 주의가 필요하다고 판단된다. Eurocode 3과 CISC 설계기준의 강관접합부 한계상태식은 KBC2009와 AISC에 비교했을 때 10%의 안전율을 가지고 있지만 유한요소 해석결과 KBC2009나 AISC 설계기준에 비하여 보수적인 설계라고 판단

된다.

- (2) 편심은 한계치 내에서는 하중에 영향을 미치지 않지만, 한계치를 벗어나게 되면 지관의 축력으로 인한 접합부의 하중은 별다른 차이를 보이지 않는다. 하지만 편심 내에서 비교했을 때 지관의 간격이 가까울수록 다른 지관에 응력전달이 용이해져 접합부의 강성이 커짐을 알 수 있었다.
- (3) 고강도 강재에서 지관의 각도는 각도가 작아질수록 주관과 지관의 접합면적이 증가하게 되어 접합부의 강성은 커지나 하중이 접합부에 집중되어 취성파괴가 될 수 있다고 판단된다.
- (4) 압축지관은 고강도 강재일 때 저강도 강재에 비하여 세장비가 작아져 탄성좌굴의 우려가 있음이 확인되었으므로 설계 시 폭두께비를 적절히 선택해야 한다고 판단된다.
- (5) 주관과 지관의 폭두께비에 따라 접합부의 응력분포가 달라져 응력이 집중되는 곳에서 고강도 강재는 취성파괴가 일어나기 때문에 지관에서 인장 파단, 압축지관의 국부좌굴로 접합부 한계하중이 감소 할 수 있다. 또한 폭두께비 관계에 따라서 응력분포가 달라지기 때문에 상대적인 폭두께비를 고려하여 설계해야한다.
- (6) 항복비가 0.8이상인 고강도 강재를 사용할 경우 접합부에서 연성인 강재보다 취성파괴의 형태가 나타나기 쉽다고 판단된다.

참 고 문 헌

미키지토시(2001) 강구조, 대광서림, pp.109.
 한국강구조학회(2008) 건축구조설계 및 해설, 대한건축학회.
 김홍준, 배규용, 오영석, 문태섭(1997) 각형강관 트러스의 K형 접합부에 관한 연구(I), 대한건축학회 학술발표논문집, 대한건축학회, 제17권, 제1호, pp.455~456.
 김갑순, 신의균, 김우범, 정수영(2000) K형 강관접합부의 편심 접합에 관한 실험적 연구, *Research Institute of Industrial Technology*, 제15권, 제1호, pp.169~170.
 British Standard Institution (2004) *Eurocode 3 : Design of Steel Structures*, England.
 CIDECT (1991) *Design guide for circular hollow section(CHS) joints under predominantly static loading*, Verlag TUV Rheinland.
 Lee, M.M.K. (1999) Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements, *Journal of Constructional Steel Research*, No. 51, pp.273.
 Packer, J.A. and Henderson, J.E. (1992) *Design Guide for Hollow Structural Section Connections*, Canadian

Institute of Steel Construction, Ontario, Canada.

부 록. 기 호

Q_f : 주강관 응력상관변수
 γ : 주관 세장비
 D, d_0 : 주관 직경
 $D_b, d_{1,2}$: 지관 직경
 $P_n, N_{1,2}$: 지관 축력
 F_y, F_{y0} : 주강관 항복강도

$\theta, \theta_{1,2}$: 주관과 지관의 각도
 t, t_0 : 주관 두께
 $t_b, t_{1,2}$: 지관 두께
 g : 지관사이 거리
 e : 주관중심선과 지관중심선 교점의 거리
 β : 주관과 지관의 직경비
 E : 탄성계수

(접수일자 : 2009. 12. 25 / 심사일 2010. 1. 12 /
 게재확정일 2010. 2. 1)