

단일볼트 지압접합부의 힘-변형관계

김대경¹ · 이철호^{2*} · 진승표³ · 윤성환³

¹과장, (주)센구조연구소, ²교수, 서울대학교, 건축학과, ³공학석사, (주)현대건설

Load-Deformation Relationship of Single Bolted Connections

Kim, Dae Kyung¹, Lee, Cheol Ho^{2*}, Jin, Seung Pyo³, Yoon, Seong Hwahn⁴

¹Manager, SEN Structural Engineers Co., Ltd., Seoul, 07226, Korea

²Professor, Department of Architecture and Architectural Engineering, Seoul National University, Seoul, 08826, Korea

³Hyundai Engineering & Construction Co., Ltd., Seoul, 03058, Korea

Abstract - Well designed group bolted connections can exhibit excellent ductile behavior through the bearing mechanism until the occurrence of shear rupture in the bolt or in the connecting plate. This excellent ductility can be utilized in favor of economical connection design. In this study, comprehensive tests on single-bolt bearing connections were conducted and analyzed considering bearing boundary conditions. The primary objective was to propose a generalized bearing strength and load-deformation relationship that can be used for designing group-bolted connections. To this end, new bearing strength formula, deformation limits as well as new load-deformation relationship were first proposed. Especially the proposed load-deformation relationship can reflect the stiffness, strength, and geometrical boundary conditions of the joint. The proposed formula and relationship are validated based on test results.

Keywords - Single-bolted connection, Bearing strength, Load-deformation relationship, Boundary condition, Deformation limit

1. 서론

볼트접합은 볼트를 소정의 절차에 따라 조이는 것만으로 접합이 가능하기 때문에 시공에 특별한 기술을 요구하지 않는다. 따라서 품질을 확보하는데 있어 작업 숙련도와 작업환경에 큰 영향을 받지 않을 뿐만 아니라 건설공기의 절감에도 유리하여 강구조 현장에서 선호되고 있다. 또한 구조적인 측면에서 볼 때 볼트접합은 파괴모드만 잘 제어하여 지압파괴로 유도한다면 지압 메커니즘에 의한 강도상승과 연성거동을 기대할 수 있다. 이러한 볼트접합부의 비선형적인 거동 특성을 설계 및 해석단계에서 잘 적용할 수 있다면 매우 큰 구

조비용의 절감이 가능하다.

Uang 등^{[1],[2]}은 볼트접합부의 비선형 지압거동에 주목하여, 반복하중을 받는 냉간성형 골조의 볼트접합부에 대한 모멘트 성능과 연성능력에 대해 평가한 바 있다. Fig. 1은 볼트접합부의 지압거동을 지진에 대한 에너지소산에 활용할 수 있음을 보여준다. 이러한 지압거동을 설계에 활용하기 위해서는 지압볼트접합부의 힘-변형관계가 우선 잘 정립되어야 한다.

김대경 등^[3]은 선행연구를 통해 지압형식 단일볼트접합부의 힘-변형관계식을 제안한 바 있다. 그러나 이들의 제안식

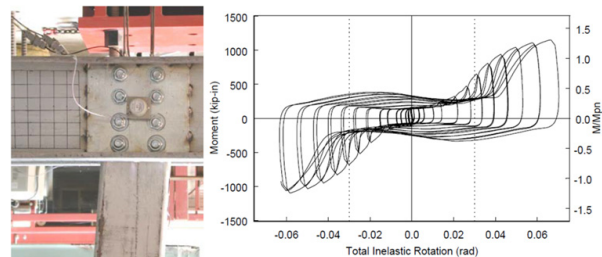


Fig. 1. Cyclic response of a bolted moment connection^{[1],[2]}

Note.-Discussion open until February 28, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 28, 2017; revised August 10, 2017; approved on August 23, 2017.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-2-880-8735 Fax. +82-2-871-5518

E-mail. ceholee@snu.ac.kr

은 접합부의 여러 파괴모드 중 볼트전단파단만을 전제로 하였으며, 모재가 15mm 이상인 후판을 사용한 실험으로 도출되었기 때문에 상대적으로 박판인 모재를 갖는 접합부에 대해서는 관계식의 적용성 여부가 불분명하였다. 또한 다양한 실험변수에 대한 힘-변형관계식에서 하한값을 선택하여 보수적으로 제안하였기 때문에 일반화하기 어렵다고 판단된다. 따라서 본 연구에서는 현행 설계기준의 볼트접합부 지압강도 설계식을 고찰하고, 단일볼트접합부의 지압강도 설계식을 제안하고자 한다. 또한 제안된 식을 바탕으로 지압거동을 파괴모드 별로 잘 모사할 수 있는 범용적 힘-변형관계 및 변형한계를 제시하고자 한다.

2. 현행기준 분석

현행 KBC2016^[4]과 2010 AISC Specification^[5]에서 볼트접합부의 지압강도 설계식은 식 (1)과 같이 연단부파단강도와 지압강도 상한으로 구성되어 있다.

- 사용하중상태에서 볼트구멍의 변형이 설계에 고려될 경우

$$R_n = 1.2 F_u L_c t \leq 2.4 F_u d t \quad (1a)$$

- 사용하중상태에서 볼트구멍의 변형이 설계에 고려되지 않을 경우

$$R_n = 1.5 F_u L_c t \leq 3.0 F_u d t \quad (1b)$$

2.1 볼트구멍의 변형이 설계에 고려될 경우

식 (1a)에서 계수 1.2는 2면전단에 대해 모재전단강도를 인장강도의 60%로 본 것으로, Yura와 Frank (1994)^[6]가 제안하였다. 그 이전까지는 전단강도를 인장강도의 70%로 인정하였다(즉, $1.4 F_u L_c t$).

식 (1a)의 지압강도 상한 $2.4 F_u d t$ 는 볼트를 직렬배열한 겹침이음접합부 인장실험으로부터 제시되었다^[7]. 볼트 수 증가에 따라 플레이트 순단면파단이 나타날 수 있으므로, Frank와 Yura(1981)^[7]는 이를 제어하는 지압강도 설계식을 제안하고자 하였다. Fig. 2는 실험결과를 일반화하여 도시한 그래프이다. 겹침이음 볼트접합부의 총 변형량이 0.25in. (6.4mm)일 때 플레이트의 거동이 변형되는 경향이 나타났

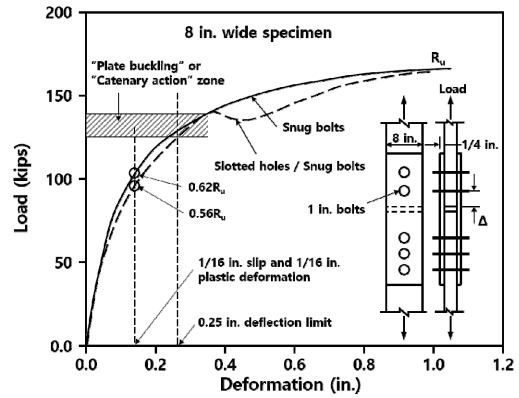


Fig. 2. Load-deformation relationship of group bolted onnection under tensile load^[7]

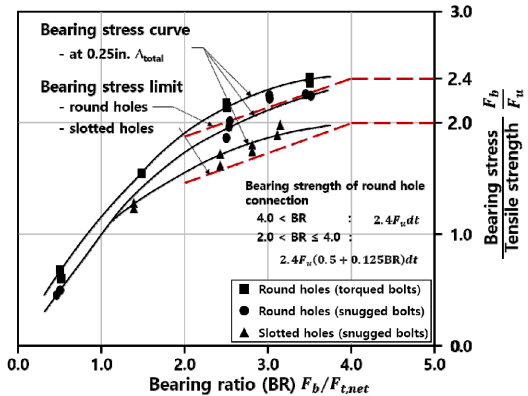


Fig. 3. Proposed bearing stress limit of group bolted connection^[7]

기 때문에 이를 지압강도의 상한으로 정하였다. 이들은 겹침이음접합에서 볼트 개수 증가에 따른 지압강도의 증가는 순단면파단 강도를 상회할 수 없는 데에 착안하여, Fig. 2의 변형량 0.25in. 점에서의 강도를 기반으로 지압응력비(bearing ratio, BR)를 산출하였다. 변형량 0.25in. 이상에서 하중증가는 의미 없는 것으로 파악하였다. 여기서 지압응력비는 평균 지압응력(bearing stress, F_b) 대비 순단면 인장응력(net section tensile stress, $F_{t,net}$)이다.

지압응력비(BR) 값이 2~4일 때 손조임(snug-tight) 결과를 직선으로 근사하여 지압강도 식을 일차식 형태로 제시하였다(Fig. 3의 점선 그래프 참고). 지압응력비 값이 4 이상에 대해서는 지압응력비와 무관하게 지압강도를 $2.4 F_u d t$ 로 제안하였으며, 이는 현행 설계기준에서는 지압강도의 상한으로 적용되었다. 동일한 과정으로 장슬롯 실험결과와 $2.0 F_u d t$ 또한 현행 설계기준의 장슬롯 접합부 최대 지압강도 산정에 적용되었다.

2.2 볼트구멍의 변형이 설계에 고려되지 않을 경우

식 (1b)의 $1.5 F_u L_c t$ 는 볼트구멍에 과대변형이 발생할 시 변형경화에 따른 강도상승을 반영한 것에 해당한다.

식 (1b)의 지압강도 최대값 $3.0 F_u dt$ 는 다음과 같은 과정으로 정립되었다(Fig. 4 참조)^[8]. 참고로 Fig. 4의 지압응력비(bearing ratio)는 Fig. 3과 달리 지압강도 대비 모재 인장강도에 해당한다(Fig. 3의 수직축에 해당).

- (1) 연단부파단 $R_n = 1.4 F_u L_c t \approx 1.4 F_u (L - 0.5d)t$ 에서 지압응력을 $F_b = \frac{R_n}{dt}$ 로 정의하면, Fig. 4의 1번 그래프 식 $L/d = 0.5 + 0.715 F_b/F_u$ 가 얻어진다.
- (2) 이때 연단부의 거리를 제한하기 위해 L/d 가 1.5인 경우(즉, $L_c = d$ 에 해당)를 볼트중심과 연단부의 최소간격으로 하였다.
- (3) L/d 가 증가할수록 전단파단면의 길이가 증가하므로 $F_b = R_n/dt$ 로 정의된 지압응력비 역시 증가하는 것은 당연하다. L/d 가 3.0 이상이 되면 점차적으로 연단부 파단이 아닌 구멍의 과도한 변형 또는 재료 물성치의 변화(변형경화)가 생기는 경향이 나타났다. L/d 의 실

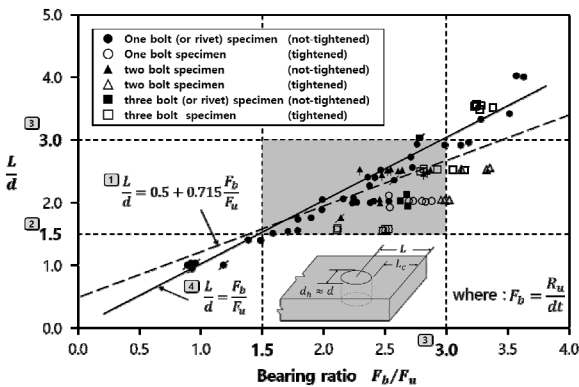


Fig. 4. Relationship between end distance and bearing ratio for prediction of bearing stress limit^[8]

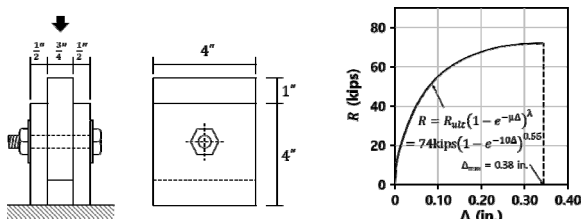


Fig. 5. Test set-up and load-deformation relationship for compression test^{[9],[10]}

용상 최대상한을 3.0으로 보았을 때 구멍의 변형이 충분히 발생한 후 $F_b/F_u \approx 3.0$ 근방이 되므로 F_b 를 3.0 F_u 로 택하여 지압강도 상한을 $3.0 F_u dt$ 로 취했다.

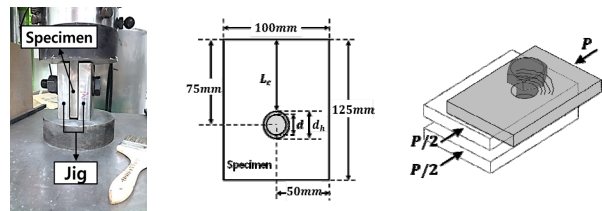
2.3 순간중심회전법에서 사용되는 힘-변형관계식

$$R = R_{ult}(1 - e^{-\mu\Delta})^\lambda = 74kips (1 - e^{-10\Delta})^{0.55} \quad (2)$$

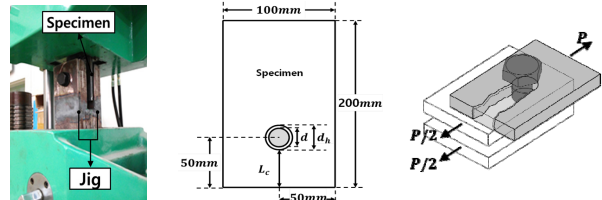
다음 식 (2)는 현재 AISC기준의 순간중심회전법(Instantaneous center of rotation method, ICRM)에 적용되고 있는 단일볼트접합부의 힘-변형관계식이다. Crawford 와 Kulak^{[9],[10]}은 Fig. 6과 같이 단일볼트접합부의 압축실험을 통해 지압거동 힘-변형관계식을 제안하였다(Fig.5. 참조) 여기서 최대지압강도 R_{ult} 는 74kips로 볼트전단강도에 해당한다. 식 (2)의 문제점에 대해서는 아래 2.4절에서 간략히 논의한다.

2.4 현행설계기준의 한계 및 시사점

앞에서 살펴보았듯이 최대 지압강도 산정식들은 다소 상이한 실험조건에서 도출되었다. 식 (1a)의 $2.4 F_u dt$ 는 직렬 배열된 군볼트접합부 인장실험에 기반하여, 각 개별 볼트의 거동이 아닌 0.25in. 변형한계시점에서의 볼트군의 평균지압응력 개념으로 제시되었다. 플레이트의 거동이 현수작용 또는 휨 변형 등으로 변경되는 시점을 기준으로 변형한계 0.25in. (6.4mm)가 제시되었다고는 하지만 다소 임의로 정해진 값이 분명하며, 접합부의 기하학적 조건이 변경될 경우



(a) Test set-up for closed boundary



(b) Test set-up for open boundary

Fig. 6. Two types of boundary conditions of bearing bolted connections and test set-ups

또는 변형특성이 다른 고강도강재가 적용될 경우 변형한계 및 접합부 강도식이 변경될 소지가 다분하다. 또한 식을 제시하는데 있어 실험체의 수도 다소 부족한 것으로 판단된다.

반면 식 (1b)의 $3.0 F_u dt$ 는 단일볼트접합부 인장실험에서 도출되었다. 그러나 Fig. 4에 보고된 실험결과는 1958~70년대 것으로, A36강재 위주 볼트접합부의 인장실험결과일 뿐이며 모재의 두께나 볼트직경 등 실험변수에 대한 상세정보를 확인하기 어렵다.

순간중심회전법에 사용되는 힘-변형관계식에서 설계최대강도 R_{ult} 는 볼트전단파단을 전제로 제시된 값으로, 접합부의 파괴모드가 볼트전단파단이 아닐 경우를 예측하지 못한다. 또한 변형한계(0.34in.)는 김대경 등^[3]의 실험결과에서 밝혀졌듯이 일률적으로 규정할 수가 없다.

Crawford와 Kulak^{[9],[10]}은 단일 실험결과에 단일 μ , λ 값을 제안한 반면, 이들보다 앞서 실험한 Fisher는 여러 실험결과마다 서로 다른 μ , λ 값을 제시하였다^[11]. 그러나 이 역시 일반화된 형태로 제시는 하지 못하였다.

따라서 현행 볼트접합부 설계기준의 일관성 결여를 극복하고 미흡한 점을 보완할 보다 일반화된 지압강도 산정식과 변형한계 및 힘-변형관계식 마련이 필요하다.

3. 단일볼트 접합부 실험 및 실험결과 분석

선행 실험결과^[3]에서 보았듯 단일볼트 접합부는 하중을 받는 플레이트의 경계조건에 따라 거동이 상이하게 나타난다. 본 연구에서는 선행연구와 동일하게 압축을 받는 볼트접합부를 닫힌경계조건(Closed boundary condition), 인장을 받는 볼트접합부를 열린경계조건(Open boundary condition)이라고 칭한다(Fig. 6 참고). 닫힌경계는 플레이트의 단부 구속으로 인해 연단부파단이 방지되므로 볼트 구멍의 과도한 변형에 따른 플레이트의 휨변형(curling or buckling) 또는 볼트 전단파단으로 파괴모드가 나타난다. 열린경계는 연단부 파단 또는 볼트전단파단으로 종국파괴모드가 나타난다.

선행연구^[3]에서는 볼트전단파단 결과만을 대상으로 분석하였다. 본 실험에서는 선행연구의 실험결과를 보완할 실험변수를 추가하여 다양한 파괴모드 결과를 분석하고, 이를 반영한 일반식을 제안하고자 하였다.

Fig. 6은 실험체 셋업이며, 실험변수는 강종, 강재 두께, 볼트직경, 연단거리 및 이음판 재질이다(Tables 1 및 2 참

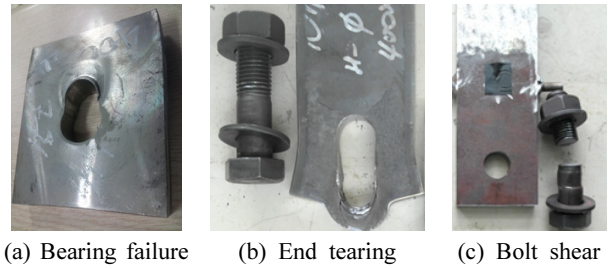


Fig. 7. Typical failure modes of test specimens

고). 실험체 강종은 일반강재뿐만 아니라 고강도강재도 포함하였다(SS400, SM490, SM570, HSA800). 강재두께는 6mm부터 25mm까지이며, 30mm 실험체도 포함되어있다. 또한 이음재를 30mm의 HSA800으로 한 경우와 모재와 동일한 경우로 구분하였다. 모재와 동일한 강종의 이음재를 사용한 실험체는 “실험체명-I”로 구분하였다. 볼트구멍은 표준볼트구멍직경으로 하였다.

Fig. 7은 실험 시 발생한 대표적 파괴모드이며, Figs. 8과 9는 압축실험결과와 인장실험결과의 일례이다. 실험체를 모두 도시하지 못하였으나, 가장 대표적인 경향을 나타내는 것으로 선정하였다. 닫힌경계조건은 연단부파단이 나타나지 않으므로 지압강도 산정 시 연단부파단 강도식을 적용하는 것은 타당치 않다. 따라서 두 경계조건 모두에 부합하는 지압강도 설계식을 새로이 제안하고자 한다. 실험결과 분석은 각 모재의 시편테스트 계측강도($F_{y,m}$ 및 $F_{u,m}$)를 이용하였다.

3.1 지압응력 분석

$$R_b = \frac{L}{d} F_{u,m} dt \approx \left(\frac{L_c}{d} + 0.5 \right) F_{u,m} dt = a F_{u,m} dt \quad (3)$$

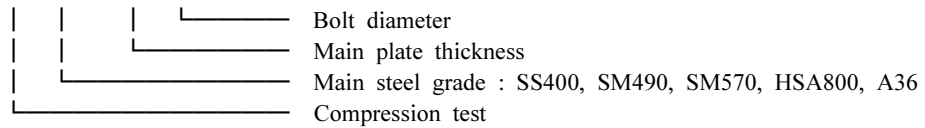
Fig. 10은 실험결과 중 연단부파단 및 지압파괴 결과를 Fig. 4의 실험결과와 함께 도시한 것이다. Fig. 4의 4번 선은 Fig. 10에서 보듯이 압축·인장실험결과 모두에 잘 일치한다. 따라서 본 연구에서는 지압강도를 Fig. 10의 관계식을 정리하여 식 (3)으로 정의한다.

Fig. 11은 식 (3)의 지압강도($aF_{u,m}dt$)를 볼트전단파단강도($n \times 0.6 F_{ub} A_b$, n 은 볼트 전단면 수)로 나눈 지압-볼트전단강도비(plate bearing-to-bolt shear strength ratio)를 기준으로 실험결과를 도시한 것이다. 이와 같이 강도비를 정의할 시 강도비 1 이하는 지압강도가 지배하는 영역으로, 1 이상은 볼트전단파단강도가 지배하는 영역으로 구분가능하다. Fig. 11(a)는 $F_{u,m}dt$ 로, Fig. 11(b)는 $aF_{u,m}dt$ 로 실험

Table 1. Summary of closed boundary for compression test results and comparisons

Specimens	Inside plate		Outer (lap) plate			Test result			Calibration	Proposed method				
	$F_{y,m}$	$F_{u,m}$	$F_{y,m}'$	$F_{u,m}'$	t'	Failure mode ⁽²⁾	R_u	Δ_u	K_{comp}	Failure mode	R_n	Δ_{allow}	K_{comp}	R_u/R_n
	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(mm)		(kN)	(mm)	(kN/mm)		(kN)	(mm)	(kN/mm)	(%)
C400-09-20 ⁽¹⁾	450	507	802	912	30	BF	268.4	18.6	68.1	BF	337.7	11.2	71.1	79.5
C400-09-22						BF	309.0	19.8	62.6	BF	337.7	13.5	64.6	91.5
C400-09-24						BF	333.5	23.0	57.8	BF	335.4	16.2	59.3	99.4
C400-12-20	289	353				BF	316.2	20.5	76.8	BF	313.5	12.0	80.9	100.9
C400-12-22						BF	346.1	21.2	70.7	BF	313.5	14.6	73.5	110.4
C400-12-24						BF	334.5	23.1	65.4	BF	311.3	17.4	67.4	107.4
C400-15-20	366	452				BSR	456.6	17.7	140.2	BSR	377.0	7.5	155.8	121.1
C400-15-22						BF	521.4	20.3	130.7	BSR	456.2	9.1	141.6	114.3
C400-15-24						BF	542.8	20.5	122.0	BF	498.3	10.9	129.8	108.9
C400-20-20	351	444				BSR	426.2	7.8	212.8	BSR	377.0	5.7	255.9	113.1
C400-20-22						BSR	518.0	11.3	201.9	BSR	456.2	6.9	232.6	113.6
C400-20-24						BSR	632.8	17.9	190.9	BSR	542.9	8.3	213.3	116.6
C400-25-20	301	464				BSR	421.8	5.3	258.0	BSR	377.0	4.4	332.9	111.9
C400-25-22						BF	508.2	8.2	248.4	BSR	456.2	5.3	302.6	111.4
C490-09-20						BF	328.8	19.3	73.2	BF	348.3	10.8	76.6	94.4
C490-09-22	486	523				BF	371.5	21.3	67.3	BF	348.3	13.1	69.7	106.7
C490-09-24						BF	371.9	21.5	62.2	BF	346.0	15.7	63.9	107.5
C490-12-20						BF	409.1	20.6	103.9	BSR	377.0	8.0	111.6	108.5
C490-12-22	403	533				BF	486.0	21.9	96.1	BSR	456.2	9.6	101.4	106.5
C490-12-24						BF	473.0	20.3	89.1	BF	470.1	11.5	93.0	100.6
C490-15-20						BSR	426.6	9.0	172.2	BSR	377.0	6.3	196.3	113.2
C490-15-22	468	535				BSR	519.4	13.2	161.5	BSR	456.2	7.7	178.4	113.9
C490-15-24						BF	666.4	20.9	151.3	BF	542.9	9.2	163.6	122.8
C490-20-20						BSR	414.2	6.8	244.7	BSR	377.0	4.9	303.5	109.9
C490-20-22	424	525				BSR	513.2	8.4	233.7	BSR	456.2	5.9	275.9	112.5
C490-20-24						BSR	651.3	19.1	222.0	BSR	542.9	7.0	252.9	120.0
C490-25-20						BSR	411.4	5.0	280.6	BSR	377.0	4.0	371.4	109.1
C490-25-22	341	508				BSR	514.4	8.0	271.6	BSR	456.2	4.9	337.7	112.8
C490-25-24						BSR	620.8	8.9	260.7	BSR	542.9	5.8	309.5	114.4
C800-25-20						BSR	374.8	3.0	459.2	BSR	377.0	2.3	765.9	99.4
C800-25-22	834	899	BSR	483.1	2.7	463.7	BSR	456.2	2.7	696.3	105.9			
C800-25-24			BSR	566.0	2.9	460.4	BSR	542.9	3.3	638.3	104.3			
C490-25-20-I			BSR	473.0	5.6	230.8	BSR	377.0	3.9	282.5	125.5			
C490-25-24-I	339	518	339	518	25	BSR	834.4	13.0	208.4	BSR	542.9	5.7	235.4	153.7
C490-25-30-I			BSR	916.4	12.9	176.6	BSR	848.2	8.9	188.3	108.0			
C570-25-20-I			BSR	453.0	3.7	338.0	BSR	377.0	3.0	461.7	120.2			
C570-25-24-I	554	680	554	680	25	BSR	806.5	6.9	317.5	BSR	542.9	4.3	384.7	148.6
C570-25-30-I			BSR	864.6	6.2	277.7	BSR	848.2	6.8	307.8	101.9			
C800-25-20-I			BSR	433.7	3.3	450.9	BSR	377.0	2.2	701.7	115.0			
C800-25-24-I	842	906	842	906	25	BSR	618.1	4.6	442.3	BSR	542.9	3.3	584.7	113.9
C800-25-30-I			BSR	892.5	5.8	401.6	BSR	848.2	5.1	467.8	105.2			
Crawford and Kulak ⁽³⁾	-	-	-	-	12.5	BSR	338.0	9.1	-	BSR	340.2	7.2	88.2	99.3

(1) Specimen designation : C 400 - 09 - 20



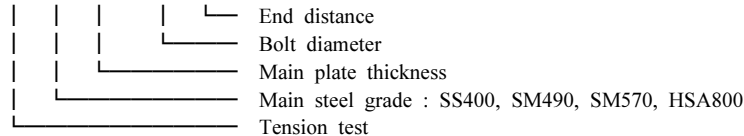
(2) BF: Bearing failure; BSR: Bolt shear rupture

(3) Measured stresses were not reported. Therefore, the nominal stresses of the plate (grade A36) are used in this research.

Table 2. Summary of open boundary for tension test results and comparisons

Specimens	Inside plate		Outer (lap) plate			Test result			Calibration	Proposed method				
	$F_{y,m}$	$F_{u,m}$	$F_{y,m}'$	$F_{u,m}'$	t'	Failure mode ⁽²⁾	R_u	Δ_u	K_{tens}	Failure mode	R_n	Δ_{allow}	K_{tens}	R_u/R_n
	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(mm)		(kN)	(mm)	(kN/mm)		(kN)	(mm)	(kN/mm)	(%)
T400-06-20-50 ⁽¹⁾	444	497	802	912	30	ETO	121.6	23.0	15.7	ETO	146.1	25.8	15.8	83.2
T400-06-24-50						ETO	122.8	38.1	13.1	ETO	144.6	37.5	13.2	84.9
T400-09-20-50	450	507				ETO	221.1	24.5	34.8	ETO	223.6	16.9	35.6	98.9
T400-09-22-55						ETO	222.4	20.6	31.8	ETO	246.4	18.5	32.3	90.2
T400-09-24-60						ETO	255.0	24.9	29.3	ETO	266.9	20.3	29.6	95.5
T400-12-20-40						ETO	201.8	24.6	39.4	ETO	165.2	22.8	40.4	122.1
T400-12-20-50	289	353				ETO	237.6	32.0	39.4	ETO	207.6	18.2	40.4	114.5
T400-12-20-60						ETO	278.8	43.4	39.4	ETO	249.9	15.1	40.4	111.6
T400-12-22-55						ETO	280.4	45.4	36.0	ETO	228.7	19.9	36.8	122.6
T400-15-20-40						ETO	254.7	13.5	73.8	ETO	264.4	14.3	77.9	96.3
T400-15-20-50	366	452				ETO	301.2	22.0	73.8	ETO	332.2	11.3	77.9	90.7
T400-15-22-50						ETO	282.5	22.0	68.0	ETO	332.2	13.7	70.8	85.0
T400-15-24-50						ETO	268.0	21.8	62.9	ETO	328.8	16.5	64.9	81.5
T400-20-20-50						BSR	338.6	9.7	116.2	BSR	377.0	8.7	128.0	89.8
T400-20-22-50	351	444				ETO	350.3	15.9	108.1	ETO	435.1	10.5	116.3	80.5
T400-20-24-50						ETO	319.7	16.3	100.7	ETO	430.7	12.6	106.6	74.2
T400-25-20-50	301	464				BSR	336.4	7.3	145.3	BSR	377.0	6.6	166.4	89.2
T400-25-22-50						BSR	494.5	11.0	136.4	BSR	456.2	8.0	151.5	108.4
T400-25-24-50						BSR	521.6	12.6	128.0	BSR	542.9	9.6	138.7	96.1
T490-09-20-50						ETO	256.5	23.7	37.4	ETO	230.6	16.3	38.3	111.2
T490-09-22-55	486	523	ETO	315.8	36.2	34.2	ETO	254.2	17.9	34.8	124.2			
T490-09-24-60			ETO	293.8	27.2	31.5	ETO	275.4	19.7	31.9	106.7			
T490-12-20-40			ETO	310.9	25.3	53.8	ETO	249.4	15.1	55.8	124.6			
T490-12-22-55	403	533	ETO	364.4	29.5	49.3	ETO	345.4	13.2	50.7	105.5			
T490-12-24-60			ETO	414.3	38.3	45.5	ETO	374.2	14.5	46.5	110.7			
T490-15-20-40	468	535	ETO	283.1	10.5	91.7	ETO	313.0	12.0	98.1	90.5			
T490-15-20-50			BSR	290.9	13.1	91.7	BSR	377.0	9.6	98.1	77.2			
T490-15-22-50			ETO	387.0	23.4	84.8	ETO	393.2	11.6	89.2	98.4			
T490-15-22-55			BSR	426.4	14.8	84.8	ETO	433.4	10.5	89.2	98.4			
T490-15-24-50			ETO	366.0	19.3	78.6	ETO	389.2	13.9	81.8	94.0			
T490-15-24-60			BSR	488.5	14.2	78.6	ETO	469.5	11.6	81.8	104.1			
T490-20-20-50			BSR	326.1	8.8	135.5	BSR	377.0	7.3	151.8	86.5			
T490-20-22-50			BSR	429.5	13.9	126.5	BSR	456.2	8.9	138.0	94.2			
T490-20-24-50	424	525	ETO	455.2	19.9	118.2	ETO	509.3	10.7	126.5	89.4			
T490-25-20-50			BSR	345.8	6.5	159.8	BSR	377.0	6.1	185.7	91.7			
T490-25-22-50	341	508	BSR	429.5	10.2	150.5	BSR	456.2	7.3	168.8	94.2			
T490-25-24-50			BSR	532.8	13.7	141.5	BSR	542.9	8.8	154.8	98.1			
T800-15-24-50	770	875	BSR	496.1	10.8	121.2	BSR	542.9	8.5	128.9	91.4			
T800-20-24-50	850	903	BSR	489.4	6.0	203.6	BSR	542.9	6.2	229.3	90.1			
T490-25-20-50-I	339	518	BSR	422.9	13.5	127.0	BSR	377.0	5.9	141.3	112.2			
T490-25-24-50-I			BSR	602.4	23.7	110.5	BSR	542.9	8.6	117.7	111.0			
T490-25-30-50-I			ETO	649.0	38.2	91.1	ETO	628.1	13.5	94.2	103.3			
T490-25-30-70-I			BSR	841.7	42.2	91.1	BSR	848.2	9.6	94.2	99.2			
T570-25-20-50-I	554	680	BSR	403.7	6.0	195.1	BSR	377.0	4.5	230.8	107.1			
T570-25-24-50-I			BSR	728.7	12.8	173.9	BSR	542.9	6.6	192.4	134.2			
T570-25-30-50-I			BSR	813.5	16.6	146.0	ETO	824.5	10.3	153.9	98.7			
T570-25-30-70-I			BSR	849.3	11.4	146.0	BSR	848.2	7.3	153.9	100.1			
T800-25-20-50-I	842	906	BSR	410.0	5.6	274.5	BSR	377.0	3.4	350.8	108.7			
T800-25-24-50-I			BSR	705.1	7.4	251.8	BSR	542.9	4.9	282.4	129.9			
T800-25-30-50-I			BSR	829.9	10.1	216.1	BSR	848.2	7.7	233.9	97.8			
T800-25-30-70-I			BSR	808.6	9.1	216.1	BSR	848.2	5.5	233.9	95.3			
T800-30-20-50-I	802	912	802	912	30	BSR	394.6	2.7	330.1	BSR	377.0	2.8	481.2	104.7

(1) Specimen designation : T 400 - 06 - 20 - 50



(2) ETO: End tearing out; BSR: Bolt shear rupture

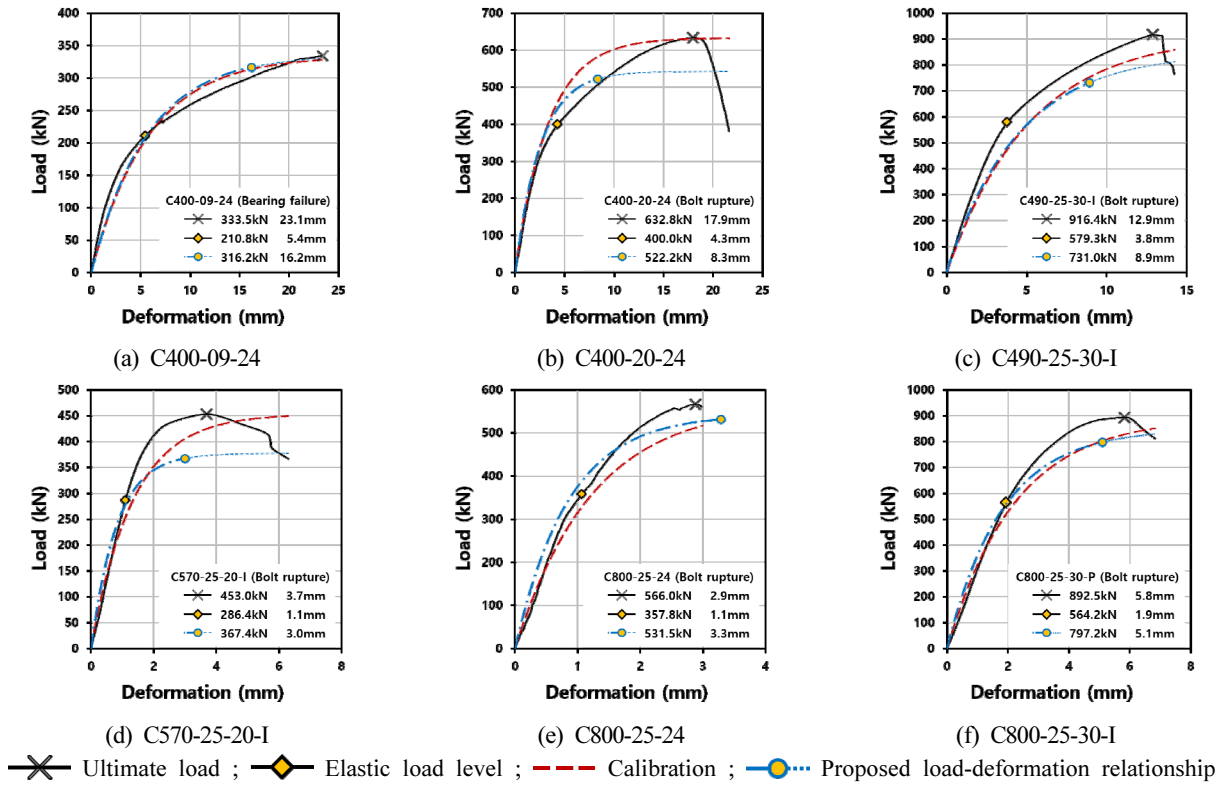


Fig. 8. Load-deformation relationships obtained from closed boundary (or compression) tests and comparisons

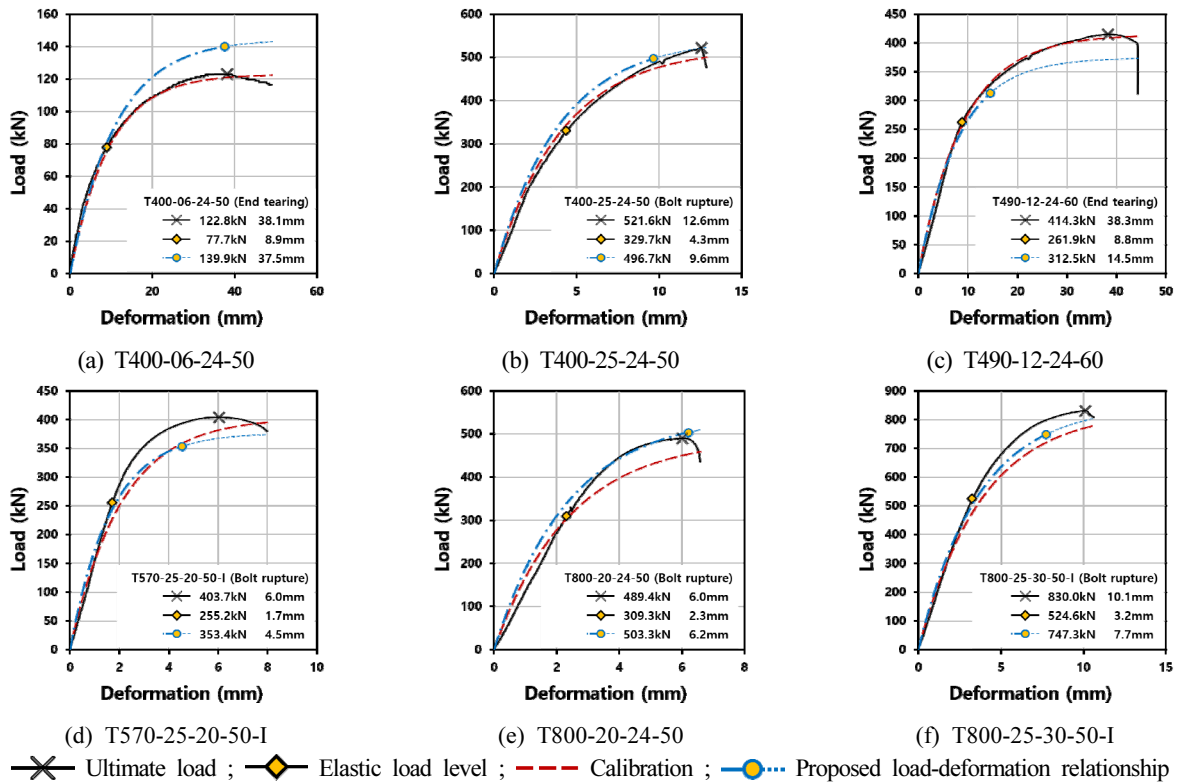


Fig. 9. Load-deformation relationships obtained from open boundary (or compression) tests and comparisons

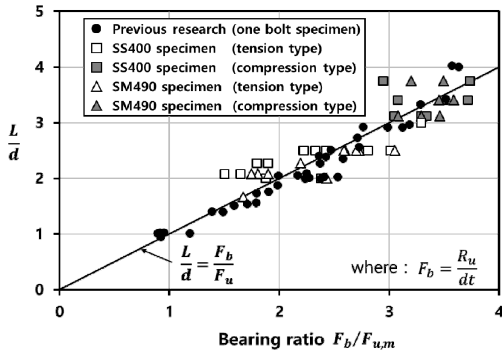


Fig. 10. Plate bearing ratio versus L/d relation

최대강도(R_u)를 정규화하였다. 단, 여기서 모재 인장강도는 계측인장강도($F_{u,m}$)를 사용하였으나, 볼트의 인장강도(F_{ub})는 공칭인장강도(F10T, 1,000MPa)를 사용하였다. Fig. 11(a)에서 보듯이 단순히 $F_{u,m}dt$ 로 정규화할 경우 압축실험과 인장실험의 결과가 그룹지어 나뉘는 것을 확인할 수 있다. 반면 식 (3)에서 제안한 $aF_{u,m}dt$ 로 정규화할 경우 산포도가 확연히 줄어들고 일정한 경향을 보인다. 따라서 식 (3)은 두 경계조건 적용에 합당한 지압강도 산정식이라 볼 수 있다.

3.2 힘-변형관계 모델 제안

$$f(\Delta) = \mu R_{ult} \Delta - \frac{\mu^2 R_{ult} \Delta^2}{2!} + \dots + \frac{(-1)^{m+1} \mu^m R_{ult} \Delta^m}{m!} \quad (4a)$$

$$R = \mu R_{ult} \Delta = K \Delta \quad (4b)$$

실험에서 도출한 힘-변형관계 각각을 잘 모사하는 일반화

된 식을 제안하고자 한다. 식 (2)는 λ 가 1인 경우 급수전개를 통해 식 (4a)와 같이 정리가 가능하며, 이를 $\mu \cdot \Delta$ 가 1보다 작은 값일 때 식 (4b)와 같이 표현할 수 있다^[11]. 따라서 $\mu \cdot R_{ult}$ 는 볼트접합부 힘-변형관계의 초기 강성(K)에 해당한다.

Fig. 12와 같이 플레이트와 볼트의 개별 강성을 조합하여 단일볼트접합부의 초기 강성을 산정하였다. 기존의 볼트접합부 강성모델들의 경우 이음재의 강성을 고려하지 않았으나^{[11],[12]}, 이음재 강종에 따른 지압거동변화를 반영하기 위해 이음재의 강성을 반영하였다.

Rex와 Easterling의 연구^[12]에서는 플레이트의 지압강성(K_{br})에 대해 식 (5)와 같이 제시한 바 있다. 그러나 이들 연구의 실험체 두께 대부분이 6.5mm였다.

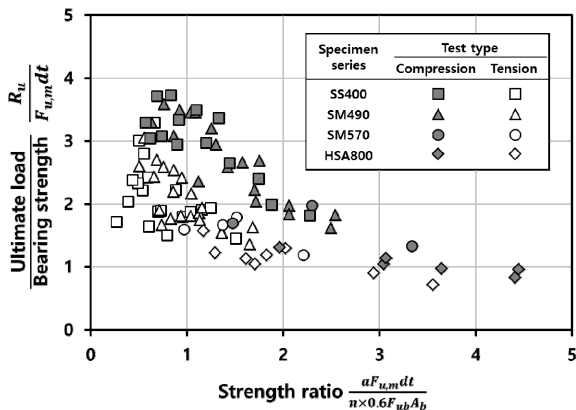
$$K_{br} = 120 F_y t \left(\frac{d}{25.4} \right)^{0.8} \quad (\text{unit: N/mm}) \quad (5)$$

$$K_{br} = \alpha F_y t \left(\frac{t}{d} \right) \quad (6a)$$

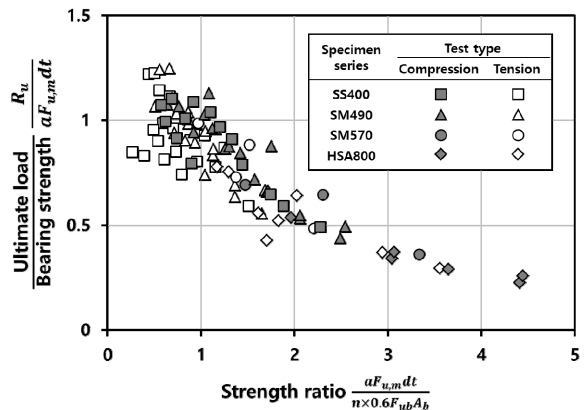
$$K_v = \beta \frac{Gd^2}{t + nt'} \quad (6b)$$

$$K = \frac{1}{\frac{1}{K_{br}} + \frac{1}{K_{br}'} + \frac{1}{K_v}} = \frac{\alpha F_y t^2 / d}{1 + \frac{F_y t^2}{n F_y' t'^2} + \frac{\alpha F_y t (t + nt')}{\beta G d^3}} \quad (6c)$$

$$\mu = K / R_u \quad (7a)$$



(a) Normalized by $F_{u,m}dt$



(b) Normalized by $aF_{u,m}dt$

Fig. 11. Normalized ultimate load depending upon plate bearing- to-bolt shear strength ratio

$$R = R_u(1 - e^{-\mu\Delta}) \quad (7b)$$

식 (5)를 본 연구의 실험결과에 적용할 경우 후판 실험체의 강성을 과소평가하였다. 따라서 플레이트 지압강성을 식 (6a)와 같이 가정하여 후판화에 따른 강성 증가를 추가적으로 고려할 수 있도록 하였다. 볼트의 전단강성(K_p)은 식 (6b)와 같이 가정하였다(Fig. 13 참조). 여기서 α 와 β 는 비례상수이다. 직렬연결이므로 전체 강성은 식 (6c)와 같다.

계측항복강도($F_{y,m}$)로 구한 초기 강성(K)을 실험최대하중(R_u)로 나누어 μ 를 산정하고(식 (7a)) 이를 식 (7b)에 넣어 힘-변형관계를 도출하였다(Figs. 8과 9의 Calibration 그래프 참조). 이 과정에서 계측된 힘-변형관계를 가장 잘 묘사하는 α 와 β 값을 시행착오 방법으로 정하였다. α 는 닫힌경계와 열린경계 각각에 0.04, 0.02를 적용하였고, β 는 0.002를 동일하게 적용하였다. 식 (8a)와 식 (8b)는 각각 닫힌경계 및 열린경계 조건에 대한 초기 강성 산정식을 보여준다(Tables 1과 2의 강성 Calibration 값 참조).

$$K_{comp} = \frac{0.04F_{y,m}t^2/d}{1 + \frac{F_{y,m}t^2}{2F_{y,m}'t'^2} + \frac{F_{y,m}t(t+2t')}{3,950d^3}} \quad (\text{unit: kN/mm}) \quad (8a)$$

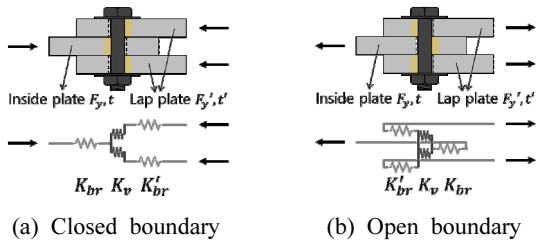


Fig. 12. Multi-spring modeling of each boundary condition for stiffness calculation

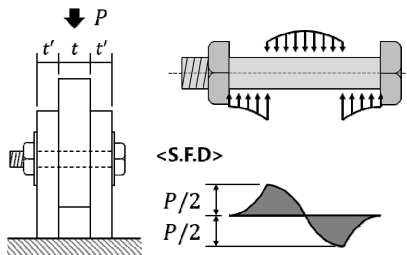


Fig. 13. Bolt shear diagram for stiffness calculation

$$K_{tens} = \frac{0.02F_{y,m}t^2/d}{1 + \frac{F_{y,m}t^2}{2F_{y,m}'t'^2} + \frac{F_{y,m}t(t+2t')}{7,900d^3}} \quad (\text{unit: kN/mm}) \quad (8b)$$

3.3 변형한계 및 사용하중 분석

$$\Delta_{allow} = 10 \left(\frac{\alpha F_{u,m} dt}{n \times 0.6 F_{ub} A_b} \right)^{-1} \quad (9)$$

Fig. 14는 앞 절에서 제시한 지압-볼트전단강도비를 기준으로 최대강도(R_u)에서의 변형량(Δ)을 도시한 것이다(Tables 1과 2 참조). Crawford와 Kulak의 연구^{[9],[10]}에서는 모재계측강도가 제시되어 있지 않아 공칭강도로 나타내었다. 최대강도에서의 변형량이 지압-볼트전단강도비에 대해 반비례하는 것을 압축 및 인장 실험결과 모두에서 확인할 수 있다.

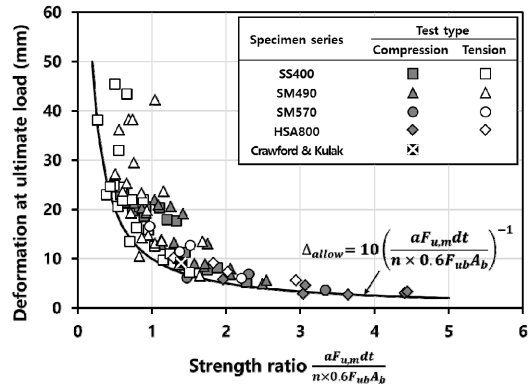


Fig. 14. Deformations at ultimate load depending upon to bearing-to-shear strength ratio

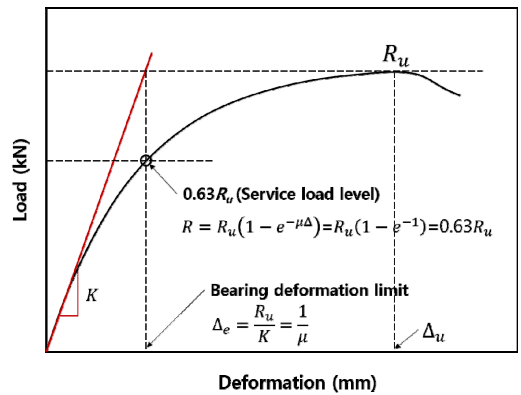


Fig. 15. Bearing deformation limit at elastic load level

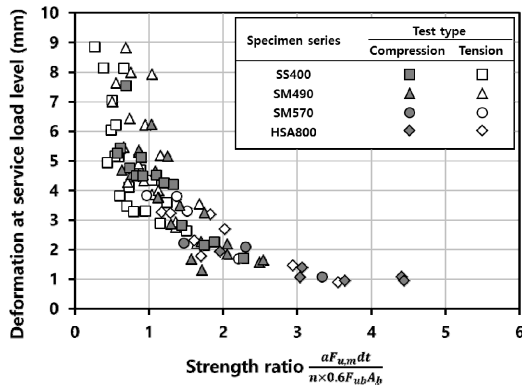


Fig. 16. Deformations at elastic load level according to strength ratio

따라서 볼트접합부의 극한하중에 대한 허용변형한계를 다음 식 (9)와 같이 지압-볼트전단강도비에 반비례로 제시 가능하다. 식 (9)는 Fig. 14에서 실험결과 경향을 잘 모사하면서도 보수적임을 확인할 수 있다.

Fig. 15는 식 (1b)의 변형량 한계를 정의하기 위한 가정을 도식화하여 나타낸 것이다. Frank and Yura^[7]가 강도나 강성에 관계없이 변형한계(0.25in.)를 임의로 규정한 것과 달리, 본 연구에서는 초기 강성으로 최대하중에 도달하는 시점의 변형량을 탄성변형한계로 일관성 있게 정의하였다. 힘-변형관계가 식 (7b)와 같은 지수함수 형태로 표현된다면 탄성변형한계에서의 하중은 어떤 경우에도 최대하중의 63%가 된다.

Fig. 16은 탄성하중에서의 변형량(Figs. 8과 9의 마름모 점)을 지압-볼트전단강도비에 따라 도시한 것이다. Fig. 14와 마찬가지로 강도비에 반비례하며, 그 산포도 또한 크지 않음을 확인할 수 있다. 따라서 0.63R_{ult}를 탄성한계상태의 지압강도로 정의가능하다.

4. 힘-변형관계 및 지압강도 설계식 제안

다음은 순간회전중심법(ICRM)에 적용하기 위한 힘-변형관계식 제안이다. 식 (2)의 힘-변형관계식에서 볼트전단강도로 고정되어 있는 설계강도 R_{ult}를 식 (10b)와 같이 지압강도와 볼트전단강도 중 최소값으로 한다.

$$R = R_{ult} (1 - e^{-\mu \Delta}) \tag{10a}$$

$$R_{ult} = \min(aF_u dt, n \times 0.6F_{ub} A_b) \tag{10b}$$

$$K_{comp} \approx \frac{0.04F_y t^2 / d}{1 + \frac{F_y t^2}{nF_y' t'^2}}, \quad K_{tens} \approx \frac{0.02F_y t^2 / d}{1 + \frac{F_y t^2}{nF_y' t'^2}} \tag{10c}$$

$$\mu = K / R_{ult} \tag{10d}$$

$$\Delta_{allow} = 10 \left(\frac{aF_u dt}{n \times 0.6F_{ub} A_b} \right)^{-1} \tag{10e}$$

강성 K 산정 시에는 볼트 전단강성(K_v)의 기여도가 크지 않기 때문에 간소화를 위해 식 (10c)와 같이 근사하였다. Crawford와 Kulak이 일률적으로 정한 μ값 및 0.34in.로 정한 허용변형한계는 강성, 강도, 기하학적 조건을 반영한 식 (10d)와 식 (10e)로 개선한다.

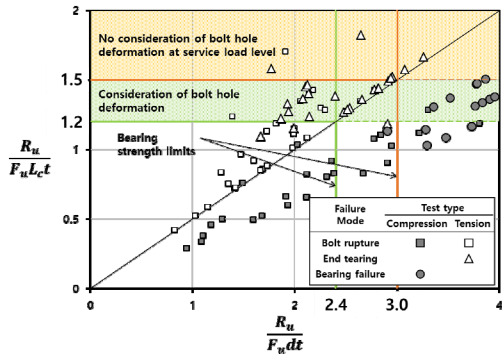
Tables 1과 2의 Proposed method의 Failure mode는 식 (10b)에 따라 R_{ult} 값이 볼트전단강도인지 지압파괴강도에 해당하는지를 나타낸다. 이를 실험결과의 파괴모드와 비교 하였을 때 단 몇 개의 실험체만 차이를 보였다. 볼트전단파단으로 나타난 실험결과가 제안된 설계방법에서는 지압파괴로 나타났는데, 모재의 계층강도가 공칭강도보다 상당히 상회하기 때문으로 판단된다.

Figs. 8과 9에 실험결과에 제시한 힘-변형관계를 허용변형한계까지 도시하였다(일점 쇄선 그래프, 원형 점은 허용변형한계에 해당). 제시한 힘-변형관계식(식 (10))은 대부분의 실험결과를 잘 예측하였다.

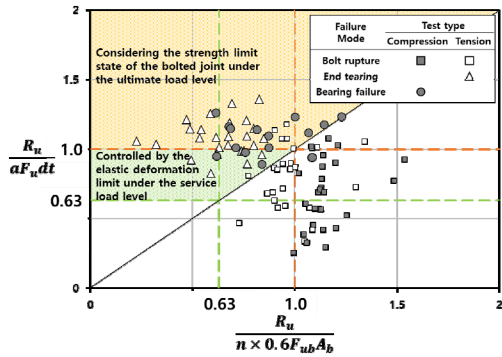
다음은 볼트접합부의 지압강도 설계식 제안이다. 볼트접합부의 지압거동에 볼트의 변형이 수반되는 것임을 감안하여 현행설계기준의 식 (1)의 지압강도 설계식을 다음 식 (11)과 같이 제시하였다. 지압강도의 상한은 볼트전단강도로 정하였다. 제안식은 본 연구의 변수범위에 해당하는 강종(SS400부터 고강도강 HSA800), 강판 두께(6mm~30mm), 그리고 F10T 볼트 (D20~D30), 접합부 기하학적 조건에 적합하다.

- 사용하중(비계수하중)에서 볼트접합부의 변형을 탄성 변형한계로 제어하고자하는 경우

$$R_n = 0.63aF_u dt \leq 0.63(n \times 0.6F_{ub} A_b) \tag{11a}$$



(a) Normalized load by current design strengths



(b) Normalized load by proposed design strengths

Fig. 17. Comparison between current and proposed design bearing strengths

- 계수하중상태에서 볼트접합부의 강도한계상태 검토 시

$$R_u = aF_u dt \leq n \times 0.6F_{ub} A_b \quad (11b)$$

Fig. 17은 실험 최대강도(R_u) 값을 현행설계기준의 지압강도 및 본 연구에서 제안한 지압강도로 정규화하여 비교한 것이다. 볼트전단파단 결과를 제외한 Fig. 17(a)의 데이터가 실험체의 변형이 충분히 일어난 최대강도 도달 시점인데 반해, 거의 모든 실험체의 강도가 $1.5F_u L_c t$ 를 만족하지 못하였으며 오히려 설계강도 $1.2F_u L_c t$ 가 적합한 것을 확인할 수 있다. 이 결과는 식 (1a)의 전제조건에 위배됨을 알 수 있다. 반면 본 연구의 제안방법은 일부를 제외한 모든 실험결과를 잘 평가하고 있음을 알 수 있다.

5. 요약 및 결론

단일 볼트접합부에 대해 가력방향, 모재의 강종, 두께, 볼트직경 등을 변수로 실험을 수행하고, 다양한 파괴모드를 중

합적으로 고려할 수 있는 힘-변형관계 및 지압강도 설계식을 제안하는 연구를 수행하였다.

- (1) 볼트접합부의 지압강도 상한을 결정짓는 현행설계기준의 두 식은 서로 다른 실험조건에서 도출된 문제가 있다. 그 중 상한 $2.4F_u dt$ 는 직렬배열된 군볼트접합부에서 일률적 변형한계 $0.25in.$ 를 기준으로 결정되었기 때문에, 볼트접합부의 기하학적 조건변경 또는 고강도강재 적용 등에 적합할지 여부가 불분명하다.
- (2) 단일볼트실험은 경계조건에 따라 압축실험과 인장실험으로 구분되었다. 일반강재뿐 아니라 고강도강재도 대상으로 하였으며 30mm의 후판까지 포함하였다.
- (3) 단한 경계조건은 연단부파단이 나타나지 않으므로 현행설계기준의 전제조건인 연단부파단 강도식을 적용하는 것은 타당하지 않다. 따라서 단한 경계조건과 열린 경계조건 모두에 부합하는 지압강도 산정식을 제안하였다. 제안식은 고강도강재뿐 아니라 여러 변수조건을 모두 합리적으로 예측하였다.
- (4) 강도나 강성에 관계없이 일률적으로 한정하는 변형한계에 대한 새로운 정의가 요구된다. 이에 본 연구에서는 지압-전단강도비를 기준으로 허용변형한계를 제안하였다. 또한 최대하중에 대응되는 가상적 탄성계에서의 변위를 탄성하중의 변형한계로 정의하여 사용하중상태의 검토에 활용할 수 있도록 하였다.
- (5) Crawford와 Kulak이 제한된 조건에서 단일볼트접합부의 힘-변형관계식을 도출한 것과 달리 접합부의 강성, 강도, 기하학적 조건 및 파단모드를 모두 반영할 수 있는 복합적 힘-변형관계식을 제시하였다.

제시한 힘-변형관계식 및 지압강도 산정식은 본 연구의 변수범위 내에서 현행설계식보다 합리적인 결과를 보여주는 것으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 교육과학기술부가 주관하고 한국연구재단이 시행하는 기초연구사업(No.0415-20140028) 및 포스코 전문연구교수 사업의 지원으로 이루어진 것으로 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] Uang, C.M., Sato, A., Hong, J.K., and Wood, K. (2010) Cyclic Testing and Modeling of Cold-Formed Steel Special Bolted Moment Frame Connections, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.136, No.8, pp.953-960.
- [2] Sato, A. and Uang, C.M. (2010) Seismic Performance Factors for Cold-formed Steel Special Bolted Moment Frame. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.136, No.8, pp.961-967.
- [3] 김대경, 이철호, 진승표, 윤성환(2015) 볼트 전단과단이 지배하는 지압형식 볼트접합부의 힘-변형 관계, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제27권, 제1호, pp.1-12.
- Kim, D.K., Lee, C.H., Jin, S.P., and Yoon S.H. (2015) Seismic Design and Testing of Reduced Beam Section Steel Moment Connections with Bolted Web Attachment, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.1, pp.1-12(in Korean).
- [4] 대한건축학회(2016) 건축구조기준 및 해설(KBC 2016), 대한건축학회.
Architectural Institute of Korea (2016) Korean Building Code and Commentary, Architectural Institute of Korea (in Korean).
- [5] AISC (2010) *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, Illinois, USA.
- [6] Yura, J.A. and Frank, K.H. (1994) Meeting of the Research Council on Structural Connections, Minutes of the June 3, 1994.
- [7] Frank, K.H. and Yura, J.A. (1981) *An Experimental Study of Bolted Shear Connection*, Technical Report, U.S. Department of Transportation, Washington, D.C.
- [8] Kulak, G.L., Fisher, J.W., and Struik, J.H. (2010) *Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, Illinois, USA.
- [9] Crawford, S.F. and Kulak, G.L. (1968) *Behavior of Eccentrically Loaded Bolted Connections*, *Studies in Structural Engineering No.4*, Nova Scotia Technical College, Canada.
- [10] Crawford, S.F. and Kulak, G.L. (1971) Eccentrically Loaded Bolted Connections, *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.97, No.3, pp.765-783.
- [11] Fisher, J.W. (1964) On the Behavior of Fasteners and Plates with Holes, Fritz Laboratory Repots No.288.18, Lehigh University.
- [12] Rex, O.C. and Easterling, W.S. (2003) Composite Behaviors of Shear Studs, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.129, No.6, pp.792-800.

요 약 : 강구조물을 접합하는 대표적인 두 가지 방법으로는 용접접합과 볼트접합이 있다. 이중 잘 접합된 볼트접합은 지압메카니즘에 의한 강도상승과 연성거동을 기대할 수 있다. 이러한 볼트접합부의 연성능력을 충분히 활용하기 위해 본 연구에서는 합리적인 단일볼트접합부의 힘-변형관계 및 지압강도 산정식을 제안하고자 하였다. 볼트접합부의 경계조건 및 기하학적인 요소를 고려하여 체계적으로 단일볼트 실험을 수행하였다. 현행 설계기준의 볼트접합부의 지압강도 산정식의 모순점을 해결하기 위해 새로운 지압강도 설계식 및 변형한계 산정식을 제안하였다. 또한 접합부의 강성, 강도, 기하학적 조건 등을 반영할 수 있는 힘-변형관계식을 제안하였다. 본 연구에서 제시한 지압강도식 및 힘-변형관계식은 현행설계기준보다 합리적으로 실험결과를 예측하였다.

핵심용어 : 단일볼트접합, 지압강도, 힘-변형관계, 경계조건, 변형한계
