

연단거리를 변수로 갖는 오스테나이트계 스테인리스강(STS201) 일면전단 볼트접합부의 최대내력에 관한 해석연구

차은영¹, 황보경², 이후창³, 김태수^{4*}

Analysis Study on Ultimate Strength of Single-shear Bolted Connections with Austenitic Stainless Steel(STS201) with Varied End and Edge distances

Eun-Young Cha¹, Bo-Kyung Hwang², Hoo-Chang Lee³, Tae-Soo Kim^{4*}

Abstract: This study focused on the ultimate behaviors(ultimate strength and fracture mode) of single shear bolted connection with austenitic stainless steel(STS201) and curling effect on the ultimate strength using finite element analysis based on test results. Main variables are end distance in the parallel direction to loading and edge distance in the perpendicular direction to loading. The validation of finite element analysis procedures was verified through the comparisons of ultimate strength, fracture mode and curling(out-of-plane deformation) occurrence between test results and numerical predictions. Curling was observed in both test and analysis results and it reduced the ultimate strength of single-shear bolted connections with relatively long end distances. Strength reduction ratios caused by curling were estimated quantitatively by maximum 19%, 32%, respectively for specimens with edge distance, 48 mm and 60 mm compared with strengths of uncurred connections with restrained out-of-plane deformation. Finally, analysis strengths were compared with current design strengths and it is found that design block shear equations did not provide the accurate predictions for bolted connections with strength reduction by curling.

Keywords: Austenitic stainless steel, Bolted connection, Curling, Strength reduction, Finite element analysis, Design specification

1. 서 론

강구조 분야에서 내구성, 내식성, 내화성, 유지보수의 용이성 및 심미성 등을 고려하여 스테인리스강을 외기에 노출되는 건축물의 내·외장재의 비구조재뿐만 아니라 구조부재로서 적용하고 있으며 수요량이 증가함에 따라 미국철강협회(AISI)에서는 냉간성형 스테인리스강 구조부재의 설계기준을 1968년 처음으로 제정하였다(AISI, 1968). 미국토목학회(ASCE, 2002)에서 냉간성형 스테인리스강 최근 기준을 출판하였다. 그 외에도 유럽(EN, 2006a), 일본(SSBA, 2006b), 호주/뉴질랜드(AS/NZS, 2001) 등에서 냉간성형 스테인리스강의 설계기준이 제정되어왔지만, 국내에서는 아직까지 스테인

리스강이 한국건축구조기준(KBC, 2016)에 구조용 강재로 지정되어 있지 않고, 구조설계기준도 마련되어 있지 않은 실정이다.

국내에서는 냉간성형(박판) 오스테나이트계 스테인리스강(STS304) (Kim et al., 2007; 2010a; 2013a)과 페라이트계 스테인리스강(STS430) (Kim et al., 2010b; Kim et al., 2013b; Kim et al., 2013c)으로 제작된 볼트접합부의 구조적 거동이 실험과 해석적 연구에 의해 조사되었다. 그 결과, 스테인리스강의 재료적 특성과 박판의 형상적 요인에 의해 하중직각방향(판두께 방향)으로 면외변형(Curling)이 발생하였고, 하중방향 연단거리와 하중직각방향 연단거리가 비교적 긴 접합부에서 특히 면외변형의 발생에 의한 접합부의 내력저하가 관찰되었다. 연단거리에 따른 면외변형 발생조건, 면외변형을 고려한 새로운 내력평가식이 제안되었다. 기존의 오스테나이트계 스테인리스강(STS304)와 화학적 성분(고가인 니켈을 줄이고 망간 추가 혼입) 및 기계적 성질(고강도)이 다른 오스테나이트계 스테인리스강인 STS201로 제작된 일면전단 볼트접합부의 하중방향 연단거리를 변수로 갖는 최대내력과 면외변형에 관한 실험적 연구가 수행되었다(Cho et al., 2014).

¹정회원, 기하엔지니어링 감리사업본부 사원 (한밭대학교 건축공학과 학사)

²학생회원, 한밭대학교 일반대학원 건축공학과 석사과정

³학생회원, 한밭대학교 일반대학원 건축공학과 석사과정

⁴정회원, 한밭대학교 건축공학과 교수, 교신저자

*Corresponding author: tskim@hanbat.ac.kr

Dongseodaero 125, Department of Architectural Engineering, HanBat National University, DaeJeon, 34158, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2017년 10월 1일까지 학회로 보내주시면 2017년 11월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

면외변형에 의해 내력저하가 관찰되었고 하중방향 연단거리가 증가해도 내력의 증가가 없었고 현행 ASCE기준식은 최대 35% 접합부의 내력을 과대평가하였다.

본 연구에서는 기존의 STS201 2행 2열 일면전단 볼트접합부(공칭평판두께 3.0 mm, 볼트직경 12 mm)의 실험결과(Cho et al., 2014)를 바탕으로 접합부의 최대내력과 파단형태를 예측하는데 유한요소해석의 타당성을 검증하고 하중방향 연단거리에 따른 면외변형 구속여부에 대한 추가 변수해석을 실시하여 면외변형 발생조건과 내력 저하정도를 제시하고자 한다. 또한, 해석결과로 얻어진 접합부의 내력과 현행 설계 기준식에 의한 내력을 비교하여 설계식의 적용성을 고찰하는 것을 연구 목적으로 한다.

2. 기존 연구 실험 개요

하중방향 연단거리(e)를 변수로 갖는 고강도 오스테나이트계 스테인리스강(STS201) 일면전단 볼트접합부에 대한 단순인장실험결과와 면외변형이 관찰된 실험체에 대한 파단형태와 최대내력을 기존연구결과(Cho et al., 2014)를 참조하여 Table 1에 정리하였다. Fig. 1은 실험체의 형상 및 셋팅상황을 나타낸다. 사용한 강재인 STS201 오스테나이트계 스테인리스강은 냉간가공에 의해 항복점이 300계보다 40%정도 높고, 화학조성은 16Cr-3.5Ni이며, 압연중에 변태현상을 동반하지 않고 비자성을 나타낸다(KS, 2015)

하중방향 연단거리(e)를 변수로 하여 면외변형 발생여부와 그에 따른 최대내력에 미치는 영향을 조사하였다. 볼트배열은 2행 2열이고 볼트전단파단이 아닌 볼트지압에 의한 판의 파단이 발생되도록 실험체를 계획하였다. 공칭평판두께(t)는 3.0 mm, 볼트직경(d)는 16 mm, 볼트구멍직경(ϕ)은 17 mm, 피치(p)와 게이지(g)는 볼트구멍직경의 3배인 48 mm로 고정시켰다(Fig. 1).

실험결과 Table 1에서 알 수 있듯이 실험체 모두 면외변형이 발생하였고, 하중방향 연단거리가 40 mm, 48 mm, 64 mm인 접합부의 최대내력(P_{ue})에는 큰 차이가 없었다. 하중방향 연단거리가 가장 긴 실험체 SAM4T30B60E80($e=80$ mm)는 면외변형에 의해 내력저하가 가장 컸고 최대내력이 209.33 kN로 가장 낮았다.

Fig. 2는 실험결과로부터 얻어진 하중-변위 곡선이며, 면외변형의 발생으로 내력과 강성저하가 동반되었고, Table 1에 제시한 바와 같이 볼트간 순단면 인장파단에 의해 최대내력이 결정되었다. 볼트간 인장파단에 의해 최대내력이 결정된 후, 면외변형의 발생으로 하중방향으로 전단파단 없이 하중

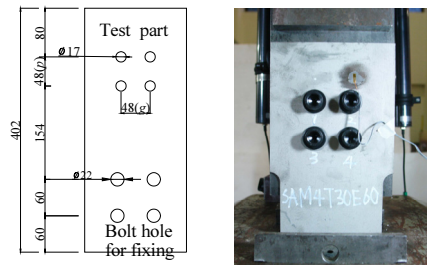


Fig. 1 Geometry of specimen and set-up (SAM4T30B60E80)

Table 1 Specimen list and test results

Specimen	End distance e [mm]	Ultimate strength P_{ue} [kN]	Curling	Fracture mode at ultimate strength	Fracture mode at test end
SAM4T30B60E40	40	223.73	O	Tensile crack	Net-section
SAM4T30B60E48	48	222.07	O	between two bolts	Net-section
SAM4T30B60E64	64	223.44	O	+	Net-section
SAM4T30B60E80	80	209.33	O	Curling	Net-section

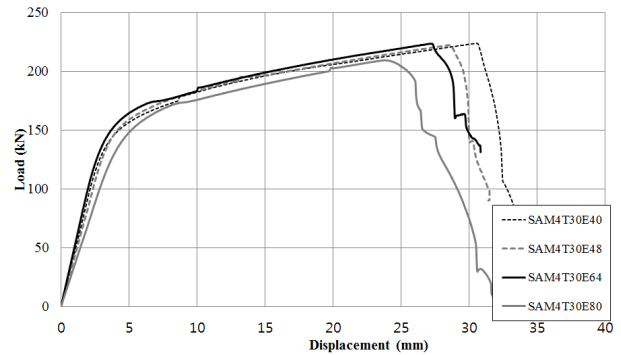


Fig. 2 Load-displacement of test results

직각방향의 측단으로 추가적인 인장파단이 발생하였다. 면외변형은 지압볼트접합부에서 볼트의 판에 대한 지압작용으로 면내지압파단이 아닌 하중직각방향(판두께 방향, 즉 면외방향)으로 국부적인 좌굴이 발생하여 내력이 갑자기 저하되는 현상으로 정의된다(Kim et al., 2010a). 실험이 종료된 시점에서 외형적인 종국파단형태는 하중직각방향의 순단면파단(N)으로 판단할 수 있으나 기존 실험결과와 현행기준식인 ASCE에 의한 순단면 파단 예측내력과 실험최대내력 사이에 큰 차이와 뚜렷한 순단면 방향으로 네킹현상이 관찰되지 않은 점으로부터 최대내력시점에서의 파단형태는 블록전단파단(볼트간 인장파단과 하중방향의 전단항복의 조합)으로 판단하였다(Cho et al., 2014).

3. 유한요소해석 절차 및 조건

3.1 접합부 모델링

하중 증가에 따른 볼트접합부의 응력분포와 변형양상을 상세히 조사하기 위하여 기존실험결과를 토대로 비선형 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 기존 해석모델 (Kim et al., 2007, Cha et al., 2016)을 참조하여 Fig. 3과 같이 제시하였다. 해석시간을 단축하기 위해 파단측인 평판두께 3.0 mm인 부분만 모델링하였다.

볼트의 전단파단에 대해서는 고려하지 않는 것을 가정하여 강체요소(Rigid element)로 한다. 지압형 볼트접합부이므로 볼트의 초기장력(Pretension)은 별도로 모델링 하지 않고 너트와 와셔의 구속효과를 고려하여 판 두께 방향 변위를 구속한다. 메쉬는 볼트 구멍 주변에 대해서는 1.0 mm의 크기로 메쉬를 분할하고, 두께방향에 대해서는 3등분한다. 유한요소해석 모델에서 실험에서 관찰된 면외변형 등의 대변형을 고려한 기하비선형 해석 조건인 Nlgeom 기능을 설정하였다.

3.2 재료 모델 및 적용요소

기존 실험결과(Cho et al., 2014)로 얻어진 STS201강의 재료시험결과중에 평균값에 가장 근접한 시험편의 시험결과를 각각 Table 2와 Fig. 4에 정리하였다.

폰 미세스 항복조건 및 등방경화법칙이 적용되는 탄소성 재료모델을 채택하였다. 해석모델에 사용되는 재료 데이터는 인장시험 결과로부터 얻어진 공칭응력도-공칭변형도($\sigma_n - \epsilon_n$) 값을 식 (1)과 식 (2)을 이용하여 하중 및 하중직각방향의 인장 시험편의 단면적 변화가 고려된 진응력도-진변형도($\sigma_t - \epsilon_t$) 값으로 변환하고, 탄성영역 이후의 소성영역거동은 식(3)에 따라 전체변형도(ϵ_t)에서 탄성변형도(ϵ_{et})를 공제한 소성변형도(ϵ_{pt})를 입력하였다(ABAQUS, 2003).

$$\sigma_t = \sigma_n (1 + \epsilon_n) \quad (1)$$

$$\epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_n) \quad (2)$$

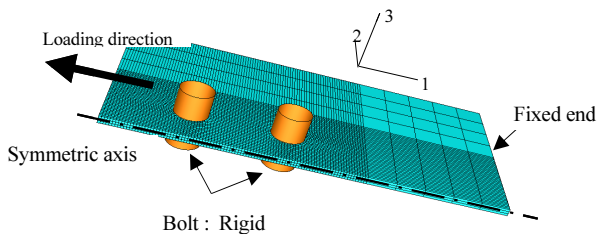


Fig. 3 Finite element (FE) modeling of bolted connection

Table 2 Tensile coupon test result for STS201 material

Plate thickness t (mm)	Young's modulus E (GPa)	Yield stress F_y (MPa)	Tensile stress F_u (MPa)	Yield ratio F_y/F_u YR (%)	Elongation EL (%)
2.80	140.99	390.60	929.60	45.42	41.00

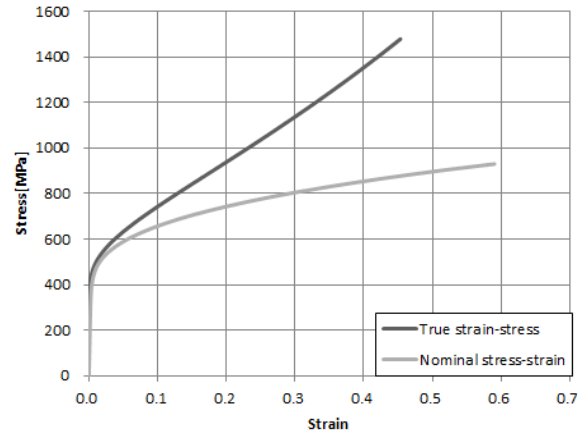


Fig. 4 Stress - strain curves for STS201

$$\epsilon_{pt} = \epsilon_t - \epsilon_{et} = \ln(1 + \epsilon_n) - \frac{\sigma_t}{E} \quad (3)$$

평판부의 해석요소는 8개의 절점을 가진 저감적분(Reduced integration) 솔리드 요소인 C3D8R을 적용하였다(Kim et al., 2007).

3.3 경계조건

Fig. 3의 우측단부는 지지단이며, 고정조건으로 한다. 해석시간을 고려하여 2행 2열 볼트접합부의 절반만 모델링하고, 대칭축의 1-3면에 대칭경계조건을 지정한다. 볼트요소에 구속조건과 동일한 강제변위(하중)를 지정하기 위하여 볼트 끝점에 기준점을 설정하였고, 볼트의 회전 및 기울어지는 것을 방지하기 위하여 하중방향 변위(U1)만을 허용하였다(Kim et al., 2007).

4. 실험결과와 유한요소해석결과 비교

Table 3에 기존 실험결과(Cho et al., 2014)와 유한요소해석 결과의 최대내력, 파단형태 및 면외변형 발생여부를 비교하였다. 실험종료시점에서의 볼트간 인장파단 및 면외변형과 해석결과의 최대내력시점에서 얻어진 응력분포와 면외변형 형상을 Fig. 5에 나타낸다. 실험 최대내력(P_{ue})에 대한 해석 최

Table 3 Comparison of existing test results and FE analysis results

Specimen	Edge distance b (mm)	End distance e (mm)	Test results			Analysis results			Strength ratio P_{ua}/P_{ue}
			Ultimate strength P_{ue} (kN)	Fracture mode at test end	Curling occurrence	Ultimate strength P_{ua} (kN)	Fracture mode at analysis end	Curling occurrence	
SAM4T30B60E40	60	40	223.73	N	O	222.00	BS	O	0.99
SAM4T30B60E48		48	222.07	N	O	222.82	BS	O	1.00
SAM4T30B60E64		64	223.44	N	O	229.13	BS	O	1.03
SAM4T30B60E80		80	209.33	N	O	220.97	BS	O	1.06
Average									1.02
COV									0.027

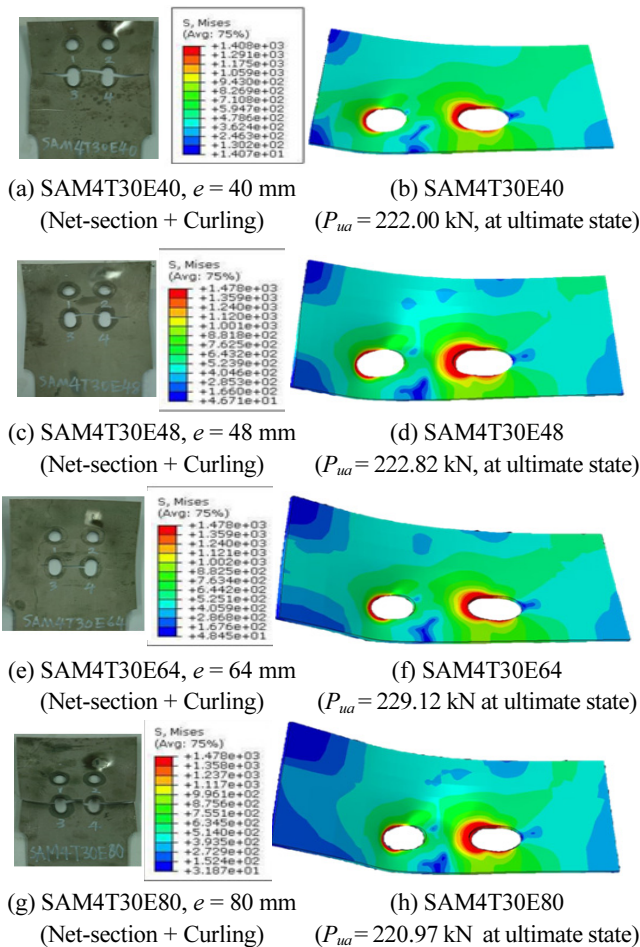


Fig. 5 Comparison of fracture shapes between test and analysis results

대내력(P_{ua})의 내력비(P_{ua}/P_{ue})는 0.99~1.05의 범위로 나타났고, 유한요소해석에 의해 볼트접합부 실험체의 내력을 평가하는데 신뢰성이 있는 것으로 판단된다.

Fig. 5의 실험결과와 파단양상으로부터 볼트간 순단면 인장파단이 발생하여 최대내력이 결정된 후 하중직각방향(측

연단방향)으로 추가적인 인장파단이 관찰되었다. 해석결과에서는 Fig. 5의 우측 응력분포 및 변형양상으로부터 면외변형과 하중방향 연단에서 멀리 떨어진 볼트에서 응력집중이 관찰되었다. 접합부의 면외변형에 의한 강성 및 내력저하와 동시에 볼트간 인장파단으로 최대내력이 결정되었고, 최대내력시점에서의 변형형상과 응력분포(즉, 하중직각방향 볼트간 인장파단 시점에서 하중방향의 볼트간 전단단면에 응력이 집중됨)로부터 최종파단형태는 블록전단파단(BS)으로 판단된다. 2장의 기존실험결과에서 실험종료시점에서의 파단형태는 외형적으로 인장파단이지만 ASCE기준내력 비교결과와 최대내력시점에서 볼트간 인장파단과 하중방향 볼트간 전단위험 단면에서 항복상태의 조합인 블록전단파단으로 판단된다고 언급하였다.

5. 변수해석

STS201 고강도 오스테나이트계 스테인리스강 일면전단 볼트접합부의 최대내력 및 면외변형양상을 실험적 방법 이외로 연단거리에 대한 내력의 영향을 조사하기 위해 하중방향 연단거리($e=24\sim 80$ mm)와 하중직각방향 연단거리($b=30, 36, 48, 60$ mm)를 변수로 추가적인 변수로 설정하여 유한요소해석을 수행한다. 또한, 면외변형이 접합부의 최대내력에 미치는 영향을 조사하고자 Fig. 2의 해석모델에 두께방향의 변위(U3)를 구속(면외변형 구속)시킨 해석모델을 설정하여 해석을 수행하였다.

두께방향의 변위(U3)를 구속시킨 해석모델의 최대내력(P_{uar}), 두께방향 변위를 구속시키지 않은 해석모델의 최대내력(P_{ua}) 및 두 모델의 최대 내력비(P_{ua}/P_{uar})를 면외변형에 의한 내력저하여부를 기준으로 각각 Tables 4와 5에 정리하였다. 또한, 해석모델에 대한 하중-변위 곡선, 응력분포 및 변형형태를 Figs. 5와 6에 나타냈다. 해석결과로부터 하중직각방

Table 4 Strength comparison of specimens with free edge and restrained curling for edge distances 30 mm, 36 mm

Specimen	Edge distance b (mm)	End distance e (mm)	Free edges			Restrained curling		Strength ratio P_{ua}/P_{uaR}	Strength reduction by curling
			Ultimate strength P_{ua} (kN)	Fracture mode at analysis end	Curling occurrence	Ultimate strength P_{uaR} (kN)	Fracture mode at analysis end		
SAM4T30B30E24	30	24	202.03	N	X	202.66	N	1.00	X
SAM4T30B30E30		30	201.75	N	X	202.54	N	1.00	X
SAM4T30B30E36		36	202.57	N	X	203.88	N	0.99	X
SAM4T30B30E42		42	202.71	N	X	203.56	N	1.00	X
SAM4T30B30E48		48	202.58	N	X	204.43	N	0.99	X
SAM4T30B30E60		60	202.59	N	X	203.27	N	1.00	X
SAM4T30B30E64		64	202.51	N	X	203.36	N	1.00	X
SAM4T30B30E72		72	202.40	N	X	203.23	N	1.00	X
SAM4T30B30E80		80	202.19	N	X	202.98	N	1.00	X
SAM4T30B36E24		36	24	226.78	N	X	227.51	N	1.00
SAM4T30B36E30	30		228.02	N	X	228.74	N	1.00	X
SAM4T30B36E36	36		228.61	N	X	238.86	N	0.96	X
SAM4T30B36E42	42		228.05	N	O	230.71	N	0.99	X
SAM4T30B36E48	48		228.41	N	O	229.62	N	0.99	X
SAM4T30B36E60	60		227.27	N	O	229.92	N	0.99	X
SAM4T30B36E64	64		227.53	N	O	230.15	N	0.99	X
SAM4T30B36E72	72		227.33	N	O	229.95	N	0.99	X
SAM4T30B36E80	80		227.47	N	O	229.99	N	0.99	X

Table 5 Strength comparison of specimens with free edge and restrained curling for edge distances 48 mm, 60 mm

Specimen	Edge distance b (mm)	End distance e (mm)	Free edge			Restrained curling		Strength ratio P_{ua}/P_{uaR}	Strength reduction by curling
			Ultimate strength P_{ua} (kN)	Fracture mode at analysis end	Curling occurrence	Ultimate strength P_{uaR} (kN)	Fracture mode at analysis end		
SAM4T30B48E24	48	24	256.80	BS	X	258.63	BS	0.99	X
SAM4T30B48E30		30	266.58	BS	X	268.23	BS	0.99	X
SAM4T30B48E36		36	253.67	BS	○	273.43	BS	0.93	○
SAM4T30B48E40		40	240.59	BS	○	276.31	BS	0.87	○
SAM4T30B48E42		42	245.92	BS	○	276.78	BS	0.89	○
SAM4T30B48E48		48	232.15	BS	○	280.64	N	0.83	○
SAM4T30B48E60		60	232.61	BS	○	281.40	N	0.83	○
SAM4T30B48E64		64	237.41	BS	○	283.23	N	0.84	○
SAM4T30B48E72		72	234.46	BS	○	285.74	N	0.82	○
SAM4T30B48E80		80	228.83	BS	○	282.05	N	0.81	○
SAM4T30B60E24	60	24	263.64	BS	X	263.78	BS	0.99	X
SAM4T30B60E30		30	277.53	BS	X	278.06	BS	0.99	X
SAM4T30B60E36		36	242.90	BS	○	284.48	BS	0.85	○
SAM4T30B60E40		40	222.00	BS	○	293.63	N	0.75	○
SAM4T30B60E48		48	222.82	BS	○	300.85	N	0.74	○
SAM4T30B60E60		60	225.44	BS	○	314.42	N	0.71	○
SAM4T30B60E64		64	229.12	BS	○	316.92	N	0.72	○
SAM4T30B60E68		68	219.02	BS	○	317.63	N	0.68	○
SAM4T30B60E72		72	222.60	BS	○	318.80	N	0.69	○
SAM4T30B60E80		80	220.97	BS	○	323.20	N	0.68	○

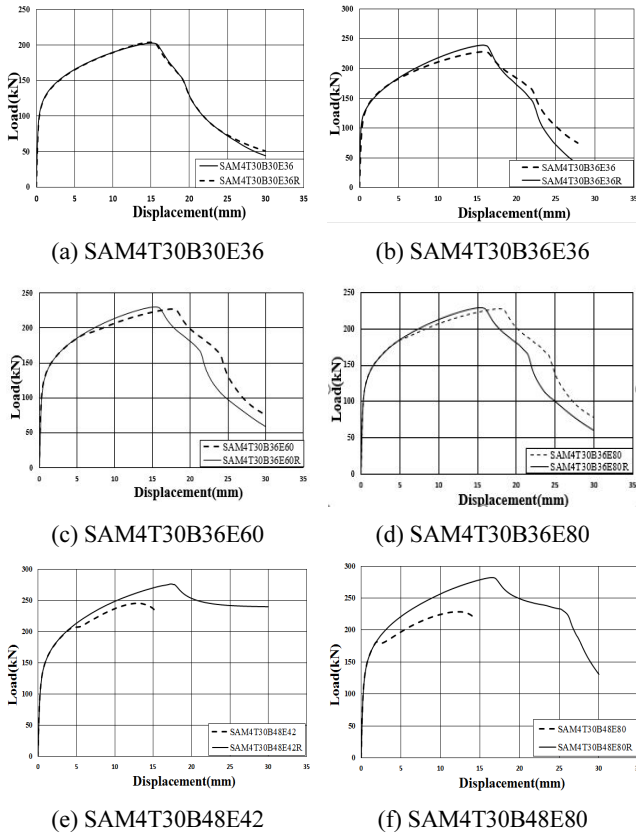


Fig. 5 Load-displacement obtained from analysis result

향연단거리(b)가 30 mm, 36 mm인 해석모델(SAM4T30B30 시리즈와 SAM4T30B36시리즈)은 Figs. 6(a)~6(d)와 같이 모두 하중직각방향의 순단면파단형태(N)가 관찰되었고, 하중방향연단거리(b)가 36 mm인 해석모델에서는 하중방향연단거리(e)가 36 mm를 초과하는 접합부에서 면외변형이 발생하였다. 그러나, 최대내력비(P_{ua}/P_{uR})로부터 면외변형에 의한 내력저하정도는 1% 정도로 면외변형에 의한 내력저하가 없는 접합부로 분류하였다(Fig. 5(a)~5(d)참조).

하중직각방향연단거리(b)가 48 mm인 해석모델(SAM4T30B48시리즈)중 하중방향연단거리(e)가 24 mm와 30 mm인 접합부를 제외한 모든 접합부에서 면외변형이 발생하였고, Fig. 5(e)와 5(f)에서와 같이 면외변형을 구속한 모델과 구속하지 않은 모델사이내력차이가 관찰되었다. 면외변형의 영향으로 내력저하가 7%~19%의 범위로 나타났다. SAM4T30B60 시리즈 접합부에서는 하중방향연단거리가 36 mm이상에서 15%~32% m의 범위로 내력저하가 관찰되었다(Table 5).

또한 SAM4T30B48시리즈의 접합부에서 두께방향의 변위(U3)를 구속시킨 모델과 구속시키지 않은 해석모델의 파단형태를 비교하였을 때, 하중방향연단거리(e)가 42 mm이하일 때 Fig. 6(c)와 6(d)에서 보는 바와 같이 두 해석모델은 동일한 블

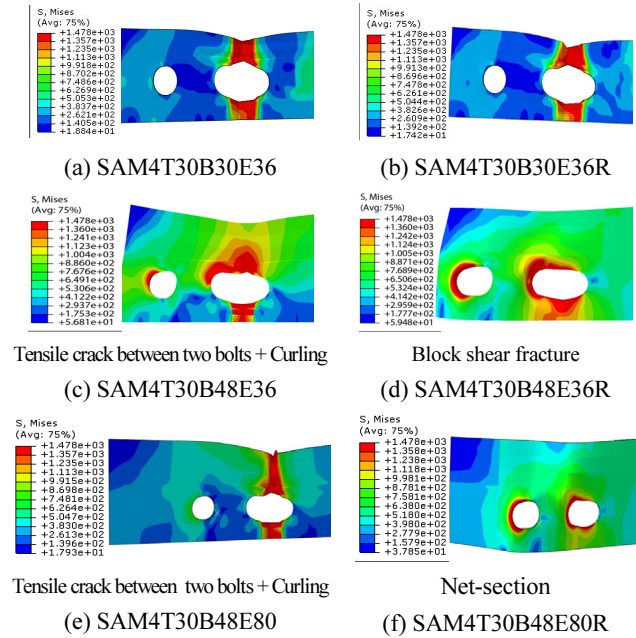


Fig. 6 Deformed shape and stress distribution comparison of specimens with free edge and restrained curling

록전단파단(BS)형태가 나타났다. 반면에 하중방향연단거리(e)가 48 mm이상인 경우에는 파단형태에서 상이한 결과를 보였다. 즉, SAM4T30B48E80과 SAM4T30B60E60에 대해 두께방향 변위를 구속시키지 않은 해석모델(Fig. 6(e)은 블록전단파단(BS)으로 나타났고, 두께방향 변위를 구속시킨 해석모델(Fig. 6(f)은 순단면파단(N)이 발생하였다. 결과적으로 하중직각방향연단거리(b)가 48 mm, 60 mm이고 하중직각방향연단거리가 36 mm이상인 접합부에서 면외변형 발생으로 내력이 저하에 영향을 주는 것으로 나타났고 각각 최대 19%, 32%의 내력저하가 발생하였다.

동일한 하중방향연단거리를 갖는 볼트접합부에서 하중직각방향연단거리가 더 긴 SAM4T30B60시리즈가 SAM4T30B48시리즈보다 면외변형에 의한 내력저하정도가 높았다.

6. 설계기준식

미국강구조학회(AISC, 2010c), 한국구조기준(AIK, 2016), 일본건축학회기준(AIJ, 2002b), 미국철강협회(AISI, 2012), 미국토목학회(SEI/ASCE, 2002a)등에서 볼트접합부의 파단형태에 따른 최대내력 산정식을 다음과 같이 규정하고 있다. 추가적으로 볼트접합부의 블록전단파단에 관해 실제 파단현을 고려해 새롭게 Teh et al.(2003)에 의해 제안된 식도 소개한다.

6.1 AISC(2010), KBC(2016): 열간압연 탄소강

(a) 순단면파단(Net section tensile fracture, N)

AISC(2010c)와 KBC(AIK, 2016)기준에서는 접합부의 순단면(A_n)에서 인장파괴가 발생하는 파단형태로 내력산정식은 다음과 같다.

$$P_{ut} = A_n \sigma_u \tag{4}$$

여기서, A_n 은 볼트구멍의 단면결손을 제외한 인장저항 순단면적이고, σ_u 는 모재의 인장강도이다.

(b) 종전단파단(Shear-out fracture, S)

AISC(2010), KBC(AIK, 2016)기준에서는 식 (5)와 같이 종전단파단과 지압파단을 동시에 만족하도록 설정하고 있다.

볼트구멍의 변형이 설계에 고려되지 않을 경우,

$$P_{ut} = 1.5L_c t \sigma_u \leq 3.0dt \sigma_u \tag{5}$$

여기서, L_c : 하중방향 순간적, 구멍의 끝과 피접합재의 끝 또는 인접구멍의 끝까지의 거리, $Min(e - \phi/2, p - \phi)$ 이다.

(c) 지압파단(Bearing fracture, B)

볼트구멍의 변형이 설계에 고려되지 않을 경우,

$$P_{ut} = 3.0dt \sigma_u \tag{6}$$

(d) 블록전단파단(Block shear fracture, BS)

$$P_{ut} = A_{nt} \sigma_u + 0.6A_{gv} \sigma_y \tag{7}$$

$$P_{ut} = A_{nt} \sigma_u + 0.6A_{nv} \sigma_u \tag{8}$$

여기서, A_{nt} 는 인장저항 순단면적, A_{gt} 는 인장저항 총단면적, A_{gv} 는 전단저항 총단면적, A_{nv} 는 전단저항 순단면적(Fig. 7), σ_y 는 모재의 항복강도이다.

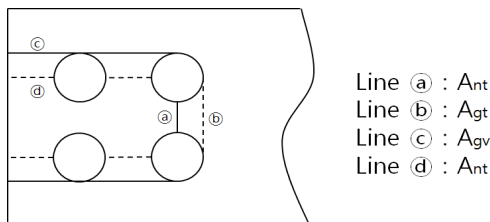


Fig. 7 Fracture section line of block shear fracture

6.2 AIJ (2002): 열간압연 탄소강

일본건축학회 기준(AIJ, 2002b)에서 순단면파단식은 식 (4)과 동일하고 종전단파단과 지압파단은 별도 구분하지 않고, 식 (9)의 단일식으로 규정하고 있다.

(a) 종전단파단, 지압파단

$$P_{n2.1} = e_1 t \sigma_u \tag{9}$$

여기서, $e_1 = Min(e, p)$, t : 판두께이다.

단, AIJ기준(냉간성형강, 허용응력도 설계법이나 일반적으로 σ_y 를 σ_u 로 치환)에서 연단거리가 판두께의 13배를 초과하는 경우 최대연단거리(e)는 $13t$ 로 규정하고 p 는 하중방향 볼트간 중심간격이다.

(b) 블록전단파단

$$P_{ut} = (A_{nt} + 0.5A_{gv}) \sigma_u \tag{10}$$

6.3 AISI (2012): 냉간성형 탄소강

(a) 순단면파단

하중방향으로 평행한 다중 볼트배열인 접합부의 경우 식 (4)와 동일식을 적용한다.

(b) 종전단파단

$$P_{ut} = e_2 t \sigma_u \tag{11}$$

여기서, $e_2 = Min(e, p - \phi/2)$ 이다.

(c) 지압파단

볼트구멍의 변형이 설계에 고려되지 않을 경우,

$$P_{ut} = m_f C d t \sigma_u \tag{12}$$

여기서, m_f (수정계수)=1.0(양면에 와서 두 개 사용한 일면전단접합), C (지압계수, $d/t < 10$)=3.0이다.

(d) 블록전단파단식은 AISC(2010)의 두 식과 동일하다.

6.4 SEI/ASCE(2002): 냉간성형 스테인레스강

SEI/ASCE (2002a)기준에서는 블록전단파단내력에 대해서는 별도로 규정하고 있지 않다.

(a) 순단면파단

순단면 파단의 내력산정식의 형태는 AISI (2012)과 유사하

나, SEI/ASCE에 의한 일면전단의 기준내력식은 아래와 같다.
일면전단 볼트접합부,

$$P_{ut} = \left(1.0 - r + \frac{2.5rd}{s_2}\right) A_n \sigma_u \leq A_n \sigma_u \quad (13)$$

여기서, r : 충전장력에 대한 파단선상의 볼트가 부담하는 내력의 비율이다(2행 1열 $r=1$, 2행 2열 $r=1/2$). d : 볼트 직경, s_2 : 하중방향과 직각방향의 볼트간격(게이지, g)이며, 단일 볼트의 경우는 판폭 (w)이다.

(b) 종전단파단식은 AISI(2012) 식 (11)과 동일하다.

(c) 지압파단
일면전단 볼트접합부,

$$P_{ut} = 2.0dt\sigma_u \quad (14)$$

6.5 Teh et al.: 일반탄소강

The et al. (2013)에 의해 면내 전단지연에 의한 순단면파단

과 실제 전단파단형태를 고려한 블록전단파단식을 다음과 같이 제안하였다.

$$P_{ut} = A_{nt}\sigma_u \left(0.9 + 0.1 \frac{d}{g}\right) + 0.6A_{av}\sigma_y \quad (15)$$

$$A_{av} = \left(L_{gv} - \left(\frac{n-1}{2} + \frac{1}{4}\right)\phi\right)t \quad (16)$$

여기서, A_{av} 는 실제 전단파단면적, L_{gv} 는 Fig. 7에서 Line ©의 길이임.

7. 설계내력과 변수해석내력 비교

오스테나이트계 스테인리스강(STS201)의 재료시험결과 얻어진 Table 2의 평균항복강도($\sigma_y = 390.60\text{MPa}$)와 인장강도($\sigma_u = 929.60\text{MPa}$)를 적용하여 제시된 현행설계기준식을 바탕으로 Table 4와 같이 순단면파단(N)된 접합부에 대해 해석최대내력(P_{ua})과 순단면파단의 설계내력(P_{ut})을 비교해 Table 6

Table 6 Fracture mode and ultimate strength by design manual(Net-section fracture mode)

Specimen	Free edge Ultimate strength P_{ua} (kN)	Fracture mode at analysis end	Curling	AISC/KBC, AISI, AIJ (Eq. (4))		SEI/ASCE (Eq. (13))	
				P_{ut} (kN)	P_{ut}/P_{ua}	P_{ut} (kN)	P_{ut}/P_{ua}
SAM4T30B30E24	202.03	N	X	206.37	1.02	189.17	0.94
SAM4T30B30E30	201.75	N	X	206.37	1.02	189.17	0.94
SAM4T30B30E36	202.57	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E42	202.71	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E48	202.58	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E60	202.59	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E64	202.51	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E72	202.40	N	X	206.37	1.02	189.17	0.93
SAM4T30B30E80	202.19	N	X	206.37	1.02	189.17	0.94
SAM4T30B36E24	226.78	N	X	239.84	1.06	219.85	0.97
SAM4T30B36E30	228.02	N	X	239.84	1.05	219.85	0.96
SAM4T30B36E36	228.61	N	X	239.84	1.05	219.85	0.96
SAM4T30B36E42	228.05	N	O	239.84	1.05	219.85	0.96
SAM4T30B36E48	228.41	N	O	239.84	1.05	219.85	0.96
SAM4T30B36E60	227.27	N	O	239.84	1.06	219.85	0.97
SAM4T30B36E64	227.53	N	O	239.84	1.05	219.85	0.97
SAM4T30B36E72	227.33	N	O	239.84	1.06	219.85	0.97
SAM4T30B36E80	227.47	N	O	239.84	1.05	219.85	0.97
Average					1.04		0.95
COV					0.107		0.107

Table 7 Fracture mode and ultimate strength by design manual(Block shear fracture mode)

Specimen	Free edge Ultimate strength P_{ua} (kN)	Fracture mode at analysis end	Strength reduction by curling	AISC/KBC AISI (Eq. (7))		AIJ (Eq. (10))		Teh et al. (Eq. (15))	
				P_{ut} (kN)	P_{ut}/P_{ua}	P_{ut} (kN)	P_{ut}/P_{ua}	P_{ut} (kN)	P_{ut}/P_{ua}
SAM4T30B48E24	256.80	BS	X	187.70	0.73	287.25	1.12	164.00	0.64
SAM4T30B48E30	266.58	BS	X	196.13	0.74	303.98	1.14	172.44	0.65
SAM4T30B48E36	253.67	BS	○	204.57	0.81	320.71	1.26	180.88	0.71
SAM4T30B48E40	240.59	BS	○	210.19	0.87	331.87	1.38	186.50	0.78
SAM4T30B48E42	245.92	BS	○	213.01	0.87	337.44	1.37	189.32	0.77
SAM4T30B48E48	232.15	BS	○	221.44	0.95	354.18	1.53	197.75	0.85
SAM4T30B48E60	232.61	BS	○	238.32	1.02	387.64	1.67	214.63	0.92
SAM4T30B48E64	237.41	BS	○	243.94	1.03	398.80	1.68	220.25	0.93
SAM4T30B48E72	234.46	BS	○	255.19	1.09	421.11	1.80	231.50	0.99
SAM4T30B48E80	228.83	BS	○	266.44	1.16	443.42	1.94	242.75	1.06
SAM4T30B60E24	263.64	BS	X	187.70	0.71	287.25	1.09	164.00	0.62
SAM4T30B60E30	277.53	BS	X	196.13	0.71	303.98	1.10	172.44	0.62
SAM4T30B60E36	242.90	BS	○	204.57	0.84	320.71	1.32	180.88	0.74
SAM4T30B60E40	222.00	BS	○	210.19	0.95	331.87	1.49	186.50	0.84
SAM4T30B60E48	222.82	BS	○	213.01	0.96	354.18	1.59	189.32	0.85
SAM4T30B60E60	225.44	BS	○	221.44	0.98	387.64	1.72	197.75	0.88
SAM4T30B60E64	229.12	BS	○	238.32	1.04	398.80	1.74	214.63	0.94
SAM4T30B60E68	219.02	BS	○	243.94	1.11	409.95	1.87	220.25	1.01
SAM4T30B60E72	222.60	BS	○	255.19	1.15	421.11	1.89	231.50	1.04
SAM4T30B60E80	220.97	BS	○	266.44	1.21	443.42	2.01	242.75	1.10
Average					0.95		1.54		0.85
COV					0.166		0.195		0.166

에 정리하였다. 그 결과, 하중직각방향 연단거리 (b)가 30 mm, 36 mm인 접합부는 AISC/KBC, AISI, AIJ의 식 (4)에 의한 최대 내력비(P_{ut}/P_{ua})는 1.02~1.06(평균=1.04)의 범위로 나타났으며 상기 현행 기준식에 의해 순단면파단된 접합부의 내력을 평균 4%정도 과대평가되는 것으로 나타났다. SEI/ASCE의 순단면파단 내력 식 (13)에 의한 최대내력비(P_{ut}/P_{ua})는 0.93~0.97(평균=0.95)의 범위로 다른 기준식에 비해 내력을 안정적으로 평가하는 것을 알 수 있었다.

Table 5에서와 같이 면외변형이 구속되지 않은(Free edge) 접합부에서 해석 종료시점에서 블록전단파단(BS)이 예측되었고, 현행기준과 Teh et al.에서 제시한 블록전단파단 내력식에 의한 예측내력과 해석최대내력을 비교하여 Table 7에 정리하였다. AISC/KBC와 AISI기준의 블록전단파단에 관한 식 (7)와 (8)중에서는 실험과 해석의 블록전단파단 위험단면(볼트간 순단면 인장파단과 하중방향의 총단면 전단항복 또는

파단)과 유사한 식 (7)의 블록전단파단내력식을 적용하였다. Table 7의 하중직각방향 연단거리(b)가 48 mm, 60 mm인 접합부(각각, SAM4T30B48 시리즈, SAM4T30B60 시리즈)에 대해 AISC/KBC, AISI에 의한 최대 내력비(P_{ut}/P_{ua})는 0.73~1.11(평균=0.95), AIJ에 의한 최대 내력비(P_{ut}/P_{ua})는 1.09~2.01(평균 =1.54), Teh et al.식에 의한 최대내력비(P_{ut}/P_{ua})는 0.62~1.10(평균=0.85)의 범위로 나타났다. 면외변형에 의한 내력저하 정도가 큰 접합부(즉, 하중방향 연단거리가 긴 접합부)일수록 블록전단파단내력식에 의해 최대내력을 과대평가하는 경향을 보였다. SEI/ASCE에서는 별도로 블록전단 내력식을 규정하지 않고 있으며, 상기의 탄소강 구조설계기준에서 제시되고 있는 블록전단파단식에 의해서는 고강도 오스테나이트계 스테인리스강 STS201로 제작된 일면전단 볼트접합부에서 발생하는 블록전단파단의 내력을 평가하는 것은 적합하지 않는 것으로 판단된다.

8. 결 론

오스테나이트계 스테인리스강(STS201) 2행 2열 일면전단 볼트접합부(공칭평판두께 3.0 mm, 볼트직경 16 mm, 피치와 게이지는 공통 48 mm)의 실험결과를 토대로 유한요소해석 모델을 제시하였다. 해석모델의 타당성 검증을 토대로 하중직각방향 연단거리(b)와 하중방향연단거리(e)에 대한 변수 해석을 실시하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 하중방향연단거리($e=24\text{ mm} \sim 80\text{ mm}$)와 하중직각방향 연단거리($b=30\text{ mm}, 36\text{ mm}, 48\text{ mm}, 60\text{ mm}$)에 대한 추가 변수 해석을 통해 면외변형이 접합부의 최대내력저하에 영향을 주는 하중방향 및 하중직각방향 연단거리 조건($36 \leq e \leq 80$, $36 \leq b \leq 60\text{ mm}$)을 제시하였다.
- 2) 면외변형에 의한 내력저하정도를 평가하기 위해 두께방향의 변위를 구속시킨 해석모델을 추가적으로 해석을 수행하였고, SAM4T30B48 시리즈, SAM4T30B60 시리즈 접합부에서 각각 최대 19%, 32%의 내력저하가 발생하였다.
- 3) 현행기준식의 순단면과단내력은 면외변형이 발생하지 않았거나 발생하였더라도 내력저하에 미치는 영향이 미비했던 접합부에 대한 해석내력과 큰 차이는 없었다. AISC/KBC, AISI와 AIJ의 기준식에 의해서는 평균 4% 과대평가되었고, ASCE의 기준식은 평균 5% 과소평가하는 것으로 나타났다. 구조안정성 측면에서 순단면 과단에 대해서는 스테인리스강 구조기준인 ASCE가 더 적합한 것으로 판단된다.
- 4) 면외변형에 의한 내력저하가 관찰된 접합부에 대해 해석의 과단형태와 동일한 블록전단과단에 대한 현행기준과 기존연구자(Teh et al.)의해 제시된 내력식에 의한 예측내력(P_{ur})과 해석최내력(P_{ua})을 비교한 결과, AISC/KBC와 AISI는 평균 내력비(P_{ur}/P_{ua})가 0.95, AIJ는 1.54, Teh et al. 식은 0.85로 나타났다. 현행 기준식에서는 하중방향 연단거리(e)가 증가함에 따라 블록전단과단내력도 상승하는 것으로 예측하고 있으나, 면외변형에 의해 내력저하가 발생했던 접합부에서는 내력상승에 기여하지 못한 점과 과단선의 불일치로 기준내력과 해석내력에 차이가 발생된 것으로 판단된다.

추후, 연단거리에 따른 상세변수해석을 통해 명확한 면외 변형 발생조건과 면외변형을 고려한 내력평가식을 제안할 필요가 있다.

감사의 글

이 논문은 2016년도 한밭대학교 교내학술연구비의 지원을 받았음.

References

- ABAQUS, Ver.6.4 (2003), Analysis User's Manual, ABAQUS Inc., Pawtucket.
- American Institute of Steel Construction (AISC). (2010c), *Steel Construction Manual*. AISC 325-11, Chicago, USA.
- American Iron and Steel Institute (AISI). (2012), *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*, AISI S100-12, Washington D.C., USA.
- American Iron and Steel Institute(AISI). (1968), *Specification for the Design of Light Gage Cold-formed Stainless Steel Structural Members*, AISI, Washington D.C., USA.
- American Society of Civil Engineers (ASCE). (2002a), *Specification for the design of cold-formed stainless steel structural members*. SEI/ASCE-8-02, USA.
- Architectural Institute of Japan (AIJ). (2002b), *Recommendation for Limit State Design of Steel Structures*, AIJ, Tokyo, Japan.
- Architectural Institute of Korea (AIK). (2016), *Korea Building Code*, Seoul, Korea.
- Australian Standard/New Zealand Standard (AS/NZS). (2001), *Cold-formed stainless steel structures*. AS/NZS 4673. Standards Australia, Sydney, Australia.
- Cha, E. Y., and Kim, T. S. (2016), Analysis on Ultimate Strength of Single Shear Bolted Connections with Austenitic Stainless Steel (STS201), *Proceedings of Annual Conference, Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, KSMI, 20(2), 161-164 (in Korean, with English abstract).
- Cho, Y. H., and Kim, T. S. (2014), An Experimental Study on the Structural Behaviors of Single Shear Bolted Connections with Austenitic Stainless Steel (STS201), *Proceedings of 25th Annual Conference, Korea Society of Steel and Construction*, KSSC, Korean, 25(1), 9-10 (in Korean, with English abstract).
- EN 1993-1-4, Eurocode 3. (2006a), *Design of Steel Structures part 1.4: General Rules-Supplementary Rules for Stainless Steel*, European Committee for Standardization, London, UK.
- Kim, J. H., Kim, T. S., and Kang, H. S. (2013c), Ultimate Strength Estimation of Ferritic Stainless Steel Single Shear Bolted Connections Fastened with Four Bolts, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, 25(6), 659-669 (in Korean, with English abstract).
- Kim, M.S., Kim, T.S., Kim, S.H., and Lee, Y.T. (2010b), An Experimental Study on Ultimate Behavior of Bolted Connections with Thin-walled Ferritic Stainless Steel (STS430), *Proceedings of Annual Conference Architectural Institute of Korea*, AIK, Korean, 30(1), 141-142 (in Korean, with English abstract).
- Kim, T. S., Jeong, H. Y., Kim, M. S., and Lim, J. S. (2010a), An Experimental Study on Behavior of Single Shear Bolted Connections with Thin-walled Stainless Steel, *Architectural Institute of Korea*, AIK, 26(5), 11-18 (in Korean, with English abstract).
- Kim, T. S. and Kuwamura, H. (2007), Finite Element Modeling of Bolted Connections in Thin-walled Stainless Steel Plates Under Static Shear, *Thin-walled Structures*, 45(4), 407-421.
- Kim, T.S., & LIM, J.S. (2013a), Ultimate Strength of Single Shear Two-bolted Connections with Austenitic Stainless Steel, *International Journal of Steel Structures*, 13(1), 117-128.
- Korean Standard (KS). (2015). *Cold rolled stainless steel, plates, sheet*

and strip, KS D 3698, Seoul, Korea.

LIM, J. S., KIM, T. S., and KIM, S. H. (2013b), Ultimate Strength of Single Shear Bolted Connections with Cold-formed Ferritic Stainless Steel, *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A (Applied Physics & Engineering)*, 14(2), 120-136.

Stainless Steel Building Association of Japan (SSBA). (2006b), *Design manual of light-weight stainless steel structures*. Tokyo, Japan (in Japanese, with English abstract).

Teh L.H., and Yazici V. (2013), Unconventional Block Shear Failures of Bolted Connections in Cold Reduced Steel Sheet. *Engineering Structures*, 56, 567-571.

Received : 01/19/2017

Revised : 06/28/2017

Accepted : 08/14/2017