



보 단부 용접상세에 따른 고강도강 기둥-보 접합부의 변형능력에 관한 연구

오상훈¹ · 박해용^{2*}

¹교수, 부산대학교, 건축공학과 ²박사과정, 부산대학교, 건축공학과

A Study on Deformation Capacity of High Strength Steel Beam-to-Column Connections According to Welding Detail at Beam End

Oh, Sang Hoon¹, Park, Hae Yong^{2*}

¹Associate Professor, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

²Ph.D. Student, Dept. of Architectural Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

Abstract - For high-strength steel, it is difficult to be applied to flexible structural member because it have high yield ratio and low basic material's toughness. One of the great problems when using high-strength steel connections is the brittle fracture at the end of the beam member in common with general mild steel connections. In the cases of mild steel connections, it has be developed that special moment frame connection details by reinforcing structural member or improvement of welding access hole. But, it is incomplete at yet about applicability estimation of high-strength steel connections. This study is the initial step research for the applicability estimation of beam-to-column connections being applied to developed high-strength steel, HSA800. And, it studied about structural performance of the high-strength steel connections according to the details of welding access hole through full-scale test and analytical method.

Keywords - High-strength steel, Welding detail, Structural performance, Flexible member, Applicability estimation

1. 서론

일반적으로 강구조에서의 휨재는 우수한 재료적 인성을 바탕으로 탄성이후의 충분한 소성영역과 변형능력을 확보하기를 요구받는다. 여기서 재료적 인성은 재료의 기본적인 강도와 항복이후에 인장강도에 다다르기까지의 내력상승폭 및 소성변형량으로 판단되는 요소이다. 따라서 재료의 인장강도에 대한 항복강도의 비로 정의되는 항복비는 그 재료를 적용한 부재의 변형능력에 지대한 영향을 미친다. 즉, 대체적

으로 재료의 항복비가 낮을수록 부재의 변형능력이 향상되는 관계를 가지게 된다. 하지만 최근 국내에서 개발된 인장강도 800MPa급 고강도강 HSA800의 경우 항복강도 650-770MPa, 인장강도 800-950MPa급의 고성능을 가진 재료이기는 하나 아직까지 종래에 사용되고 있는 일반연강에 비하여 높은 항복비와 낮은 연신율을 가짐에 따라 휨재 적용에 있어서 불리한 요건을 가지게 된다^{[1],[2],[3]}. 즉, 일반적으로 쓰이는 연강으로 이루어진 접합부의 경우에도 지진동이 발생할 시에 기대만큼의 연성거동이 이루어지지 못한 채 보 단부의 열영향부 취성파단에 의하여 조기에 부재가 파단될 수 있음을 과거 노스리지진(1994), 고베지진(1995)의 피해사례를 통하여 경험하였으며 모재의 인성이 부족한 고강도 강재를 적용할 경우 취성파단 발생 이전 충분한 소성변형을 확보할 수 있는 가능성은 기존의 연강접합부에 비하여 더욱 낮을 수 밖에 없다. 지난 양대 지진 이후 선진국들을 중심으로 국가적 차원의 대대적인 연구수행을 통하여 현재까지 국내

Note.-Discussion open until February 28, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on April 14, 2014; revised July 1, 2014; approved on July 16, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-51-510-7608 Fax. +82-51-514-2230

E-mail. haeyong2610@hanmail.net

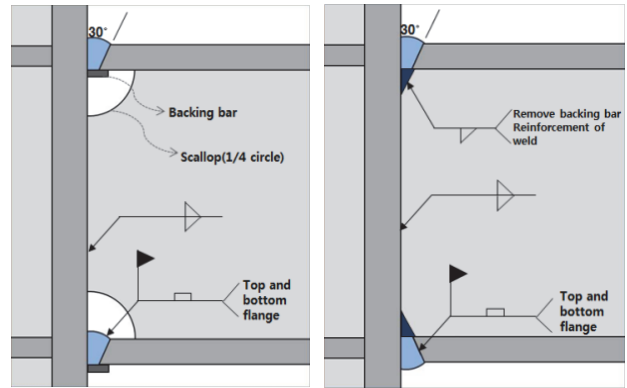
외에서 인장강도 500MPa급 내외까지의 성능을 가지는 강재를 대상으로 한 고연성 접합상세는 다수 구축되어 있다^{[4],[5],[6]}. 이들 고연성 접합상세들의 경우 주로 보 부재의 단면을 보강하거나 절취하여 소성힌지의 위치를 보 단부에서 보의 내부로 유도하거나 용접접근공의 형태를 개량하여 보다 보 단부의 응력을 완화함으로써 취성파단에 대한 위험을 줄이고자 하였다. 또한 다수의 실험형 구조실험을 통하여 구조성능이 검증되었다^{[7],[8],[9],[10],[11],[12]}. 하지만 고강도강 접합부를 대상으로 한 실험 및 해석연구는 아직까지 미비한 실정이며 기존의 접합상세를 적용하여 고강도 강의 휨재적용 및 적용가능성을 판단할 수 있는 실질적인 검증데이터가 필요하다.

따라서 본 연구에서는 HSA800강이 적용된 기둥-보 접합부를 대상으로 하였으며 보 단부의 용접접근공의 유무 및 형태를 변수로 하여 실험 및 해석연구를 진행하였다. 실험연구의 경우 용접접근공의 유무에 따라 가장 큰 성능차이를 발생할 것으로 예상되는 기존의 1/4원형의 용접접근공 실험체와 Non-scallop공법을 적용한 실험체를 대상으로 하였으며 비선형 유한요소해석을 통하여 기존의 다양한 용접접근공 상세에 따른 고강도 강 접합부의 단부 변형도 완화효과 및 접합부 변형능력을 고찰하였다.

2. 용접접근공 상세

지난 양대지진, 노스리지지진(1994)과 고베지진(1995)을 통하여 비록 강재의 연성능력이 탁월하다 하더라도 접합상세에 따라 골조전체의 거동이 취성적으로 변화될 수 있음을 확인하였다. 이에 FEMA350에서는 WUF-W, FF, RBS 등의 연성접합상세를 제시하였다. 하지만 이들 접합상세는 연강을 대상으로 한 검증만이 이루어졌으며 고강도강을 적용할 경우 기대만큼의 변형능력이 확보되지 않을 가능성이 크다. 이미 HSA800강을 적용한 선행실험결과를 통하여 WUF-W, RBS접합상세의 경우 KBC2009기준의 특수모멘트골조의 요구성능을 만족시킬 수 없음을 확인하였다. 당시 이들 접합상세의 문제점은 고강도강을 사용함에 따라 더욱 야기되기 쉬운 용접접근공 부위의 응력집중에 있음을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 이와 같은 문제점을 보완하고 고강도강 접합부의 변형능력을 향상시키기 위한 효과적인 접합상세라 고려되는 Non-Scallop 용접상세를 적용하였다.

Non-Scallop공법은 보 부재 단부의 변형도 완화를 목적으로 보 부재와 기둥의 접합시 Scallop을 두지 않고 플랜지 부분은 백업바를 사용한 개선용접 실시 후 백업바를 제거하고 반대편에 모살용접으로 보강하며 웨브는 양면 모살용접으로 접합하는 방식이다. Non-Scallop접합형태를 종래 접합형태와 비교하여 Fig. 1에 나타내었다. Non-Scallop공법은 단부의 웨브 단면결손이 없어 기존상세에서 취성파단의 주요위치가 되는 플랜지의 응력분배에 유리하다. 이러한 효과는 연강(SS400)을 대상으로 한 선행 접합부실험연구를 통하여 검증된 바가 있다(Fig. 2 참조)^[9]. 즉 단부의 변형도 완화를 통하여 동일한 변형시 Non-Scallop공법상세에서의 보 부재가 부담하는 응력부담을 줄여줌에 따라 전체 접합부의 변형능력 향상되는 결과로 나타났다.



(a) Scallop construction (b) Non-scallop construction

Fig. 1. Scallop construction and Non-scallop construction

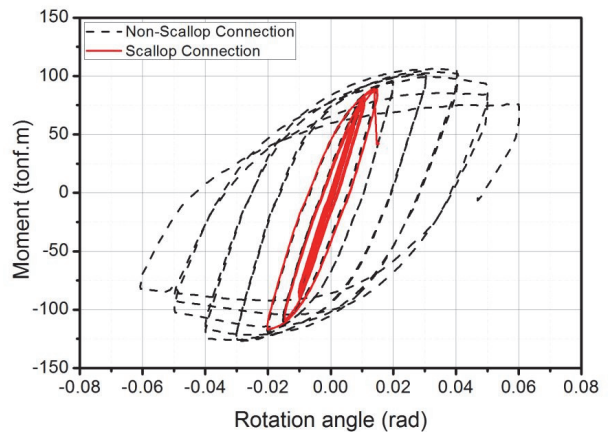


Fig. 2. Comparison of test results (Scallop construction vs Non-scallop construction)^[9]

3. 실험 연구

3.1 실험계획 및 방법

접합부 반복재하실험을 위하여 실험체는 Column Tree 형태의 기둥-보 접합부로 제작하였다. 보의 경간(가력중심 지점에서 기둥중심까지의 거리)는 3.5m로 설정하였으며 보와 기둥의 사용재료는 모두 고강도강 HSA800으로 제작하였다. 부재단면치수는 보 단면의 경우 H-600×200×15×25, 기둥단면은 H-440×440×25×35로 제작하였다. 각 부재는 Built-up 부재로 구성되어 있으며 플랜지와 웨브는 한국산 용접봉 PKW-900을 사용하여 완전용입용접하였다. 실험변수는 보 단부의 용접접근공의 유무로서 총 2개의 실험체로 구성하였다. 즉 보종래의 1/4원형(R=33) 스캘럽을 가지는 접합상세와 Non-scallop 접합상세로 구성하였다. 실험변수에 따른 실험체일람을 Table 1에 나타내었으며 실험체 용접조건을 Table 2에 나타내었다. 또한 실험체상세를 Fig. 3에 나타내었다.

실험체 경계조건은 기둥의 상하부를 회전지그와 볼트체결하여 핀접합을 구현하였으며 보 부재의 자유단에 3,000kN 용량의 Actuator를 설치하여 반복이력가력을 계획하였다. 가력패턴은 FEMA 350에 제시되어 있는 접합부 반복재하절차를 사용하였다(Fig. 4 참조). 또한 보 부재의 횡좌굴을 방지하기 위하여 가력지점에서 700mm 떨어진 지점에 구속지그를 설치하였다. 실험계획도 및 실험전경을 Fig. 5, Fig. 6에 나타내었다.

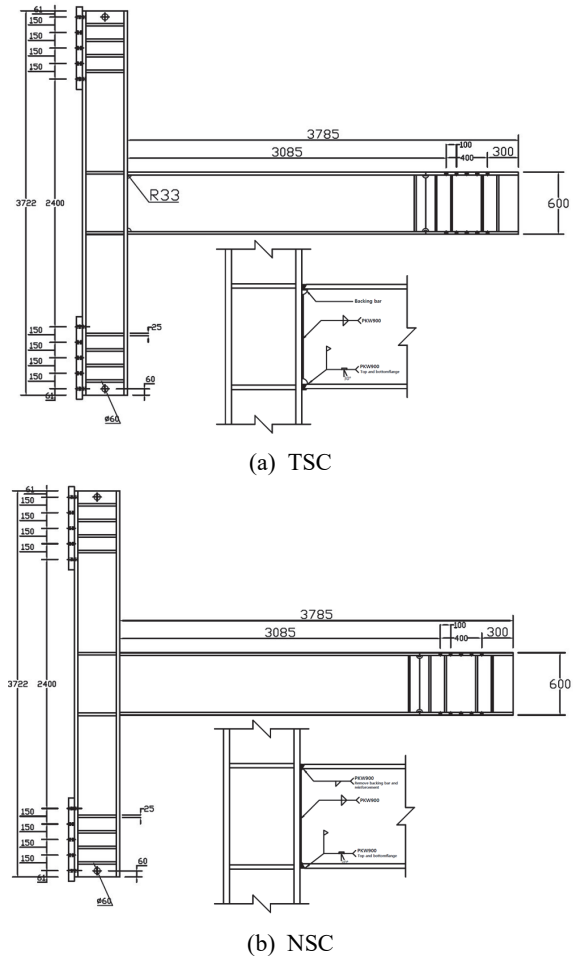


Fig. 3. Connection details

Table 1. Specimen list

Specimen	Connection type (Beam edge)	Strength ratio		
		Beam	Column	Panel
TSC	Scallop connection	1	1.76	1.84
NSC	Non-Scallop connection	1	1.76	1.84

TSC : Traditional Scallop Welded Connection
 NSC : Non-Scallop Welded connection

Table 2. Welding condition

Welding Material	Welding Technique	Deposited Welded Metal Tensile Stress (MPa)	Welding Condition						
			Cover Gas	Current (A)	Voltage (V)	Welding Speed (cm/min)	Input Capacity (kJ/cm)	Interlayer Temperature (°C)	Preheat Temperature (°C)
PKW900	FCAW	900~1050	CO2 100%	270	28	23	20	150	100

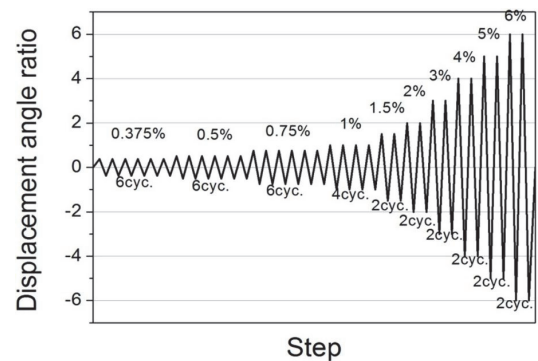


Fig. 4. Cyclic loading protocol (FEMA 350)

접합상세별 측정계획을 Fig. 7에 나타내었다. 기본적으로 상하부 플랜지 단부에 등간격으로 5개소, 웨브에 3개소를 부착하여 실험체별 총 13개의 게이지를 설치하였다. 변위측정을 위하여 가력지점의 반대편 동일지점과 패널존 변위측

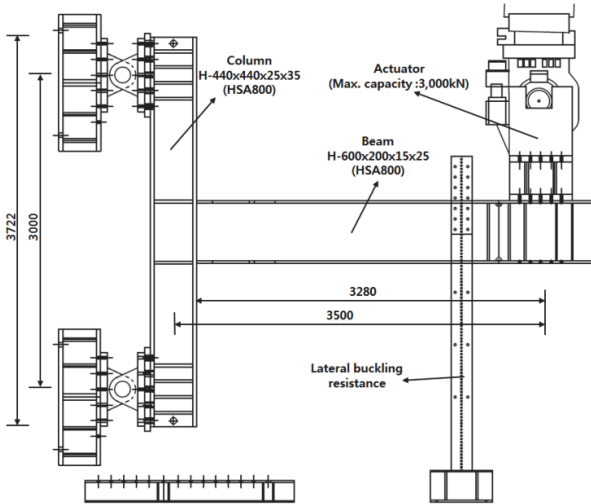


Fig. 5. Elevation view



Fig. 6. Test setup

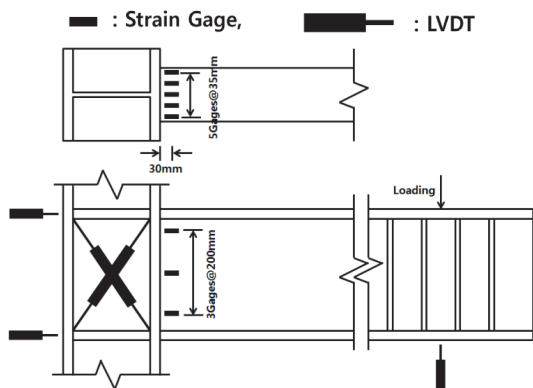


Fig. 7. Measurement plan

정을 위한 2개소, 기둥변위 측정을 위한 2개소로서 총 5군데에 LVDT를 설치하였다.

3.2 실험결과

3.2.1 재료실험결과

재료인장실험을 통한 HSA800강의 재료특성을 Fig. 8 및 Table 3에 나타내었다. 항복점은 0.2% off-set method로 측정하였으며, 평균적으로 항복강도의 경우 740MPa, 인장강도의 경우 887MPa로 나타났다. 탄성계수의 경우 강재의 일반적인 영계수와 유사한 수치를 나타내었으며 항복비의 경우 0.83정도로 나타남에 따라 연강에 비하여 항복이후의 내력상승 폭이 작은 특성을 나타내었다.

3.2.2 모멘트-회전각 관계

실험결과에 따른 모멘트-회전각 관계를 Fig. 9에 나타내었다. 그래프상의 수평파선은 각 보의 전소성모멘트와 전소성모멘트의 80%지점을 표시한 것이다. 또한 실험체별 중극 상황을 Fig. 10에 나타내었다. 종래의 1/4원형의 용접접근 공을 가지는 TSC실험체의 경우 정부방향 최대내력은 각각 3504kN.m, -3831kN.m으로 나타났으며 최대변형각은

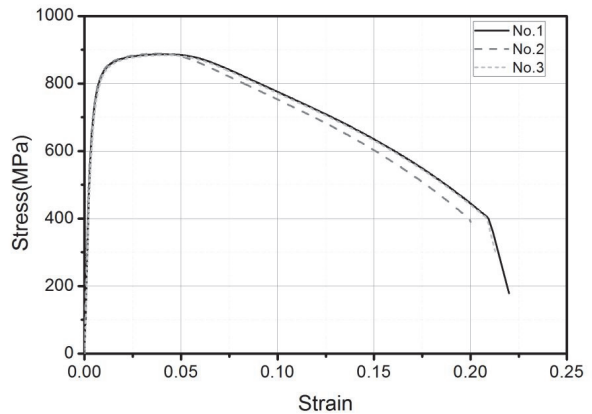
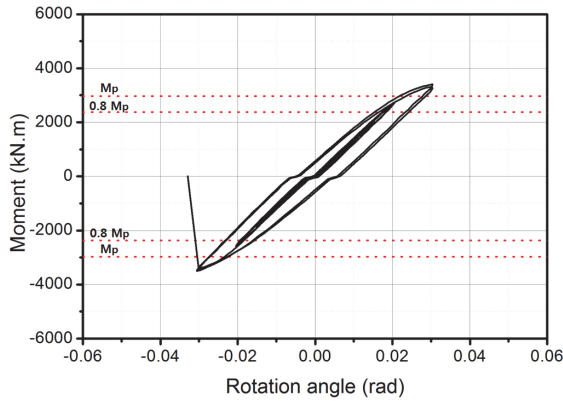


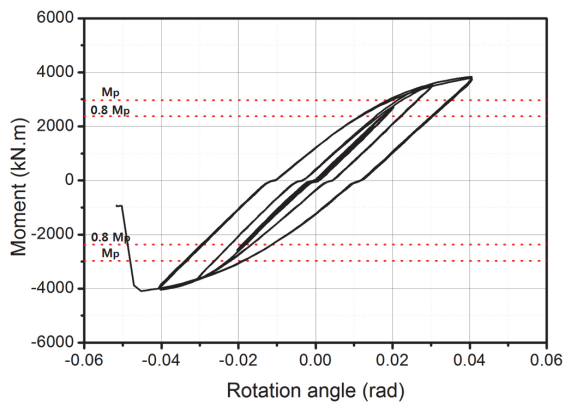
Fig. 8. Stress-strain relationships

Table 3. Steel material characteristics

Specimen	Young's Modulus E (MPa)	Yield Strength σ_y (MPa)	Tensile Strength σ_u (MPa)	Elongation (%)	Yield Ratio σ_y/σ_u
No.1	220308	740.6	887.1	22	0.835
No.2	213831	739.0	888.9	20	0.831
No.3	199959	739.1	884.5	21	0.836



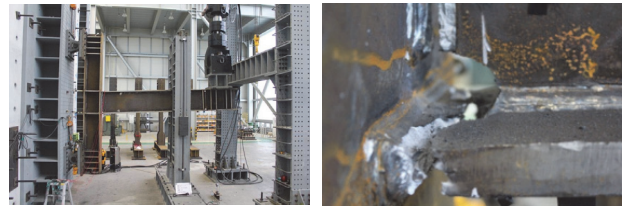
(a) TSC



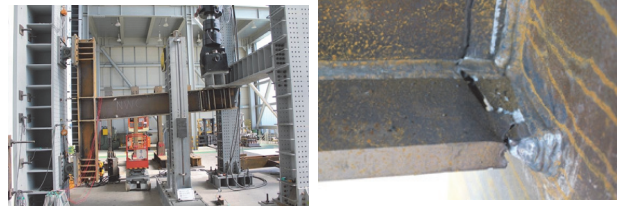
(b) NSC

Fig. 9. Moment-rotation angle relationship

0.03rad으로 나타났다. 이후 0.04rad 첫 사이클 가력시 보 단부 하부플랜지에서 취성파단이 발생하였다. Non-Scallop 공법이 적용된 NSC 실험체의 경우 정부방향 최대내력은 각각 4088kN.m, -3831kN.m으로 나타났으며 목표 변형각은 0.04rad 거동시 까지 안정적인 이력거동을 보였다. 중국상황은 5%rad 1cycle거동시 보 하부 플랜지에서 취성파단이 발생함에 따라 실험이 종료되었다. 이와 같은 결과의 차이는 보 부재 단부의 용접접근공의 유무에 따라 접합부의 변형도



(a) TSC



(b) NSC

Fig. 10. Ultimate conditions

완화효과에 큰 영향을 미친다는 것을 보여준다. 내력의 경우 모든 실험체들에 대하여 전소성모멘트 이상의 내력을 만족하였다.

휨재의 변형능력을 비교하기 위해서는 각 실험체별 항복점을 명확하게 측정할 필요성이 있다. 선행연구들을 통하여 반복하중에 의한 이력곡선은 골격곡선부와 바우싱거부, 탄성제하부로 이루어져 있으며 이중 골격곡선부의 경우 일방향 가력에 의한 하중-변형의 이력곡선과 그 궤도가 거의 일치함이 증명된 바 있다^{[13],[14]}. 본 연구에서는 이와 같은 이론에 입각하여 각 실험체별 골격곡선을 추출한 후 General Yield Point Method를 사용하여 항복점을 측정하였다. 각 실험체별로 항복점과 함께 주요구조성능을 Table 4에 정리하였다. Table 4에서 괄목할만한 부분은 고강도강 실험체들의 항복변형각이 0.02rad내외에서 나타나고 있다는 점이다. 이는 일반 연강접합부의 탄성변형각이 0.01rad 내외인 것을 감안할 때 고강도강 접합부의 탄성변형량이 2배가량 크게 나타남을 보여준다. 또한 Table 4에 나타낸 바와 같이

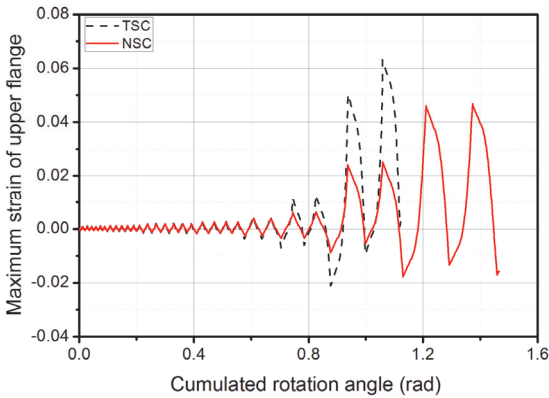
Table 4. Test result

Specimen	Loading direction	Initial stiffness (kN/mm)	Yield rotation angle (rad)	Yield moment (kN-m)	Mmax rotation angle (rad)	Maximum moment (kN-m)	Maximum rotation angle (rad)	Plastic rotation angle (rad)	Failure mode
TSC	Positive(+)	11.25	0.0233	3213	0.0296	3504	0.0296	0.0063	Brittle Failure
	Negative(-)	11.24	0.0218	3003	0.0320	3411	0.0320	0.0102	
NSC	Positive(+)	10.84	0.0262	3476	0.0430	4088	0.0448	0.0186	Brittle Failure
	Negative(-)	11.52	0.0225	3176	0.0415	3831	0.0415	0.0190	

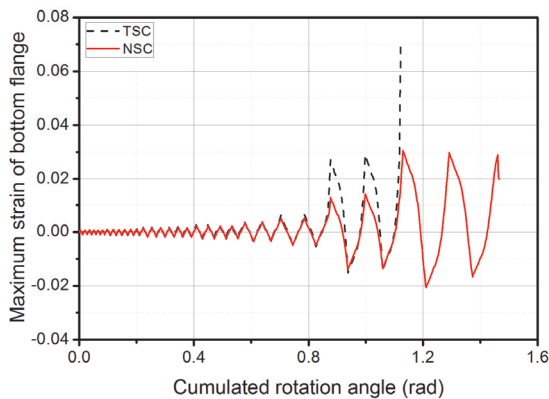
Non-Scallop공법으로 제작된 NSC 실험체의 경우 정, 부방향으로 모두 0.04rad 이상의 변형능력을 나타내고 있으며 TSC 실험체에 비하여 소성변형능력이 2배 가량 크게 나타났다. 또한 앞서 모멘트-회전각 반복이력곡선의 결과와 더불어 판단하였을 때, Non-Scallop공법으로 제작된 HSA800 강 보-기둥 접합부는 보 춤 600mm급 이하의 수준에서 KBC2009에서 제시한 중간모멘트골조(IMF)의 요구성능을 충분히 상회하고 있음을 확인할 수 있다.

3.2.3 보 단부 변형도 분포

Fig. 11은 누적회전각에 대한 보 플랜지 단부에서의 최대 변형률을 비교한 것이다. 초기 탄성구간에서는 실험체별 변형도는 큰 차이가 없으나 누적회전각 0.8내의 지점에서부터 TSC실험체의 보 단부 변형률이 급격히 커지는 것을 확인할 수 있으며 그 이유는 용접접근공에 의한 단면결손부의 영향으로 보 단부의 응력집중률이 가중되는 것으로 판단할 수 있



(a) Upper flange of beam member



(a) Bottom flange of beam member

Fig. 11. Strain distribution at beam end

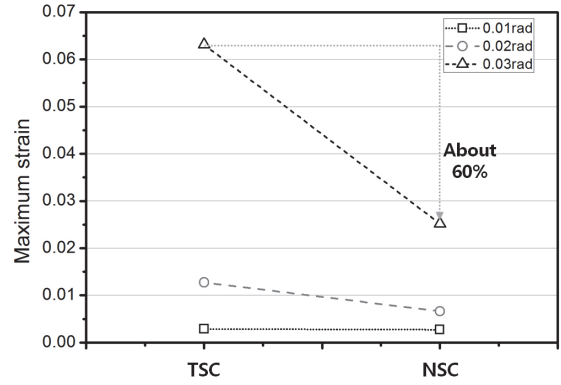


Fig. 12. Comparison of maximum strain at beam end

다. Fig. 12는 동일한 부재단면이 사용되었으며 접합상세만 상이한 TSC와 NSC실험체의 접합부 회전각에 따른 최대 변형도를 비교한 것이다. TSC실험체의 최대변형각인 0.03rad에서의 변형도는 Non-Scallop공법을 사용함에 따라 대략 60%까지 줄일 수 있음을 확인할 수 있다.

4. 비선형 유한요소해석

4.1 해석계획 및 방법

비선형 해석을 위하여 범용프로그램인 ANSYS를 사용하였다. 유한요소 모델은 3차원 모델링에 적절한 Solid185 요소를 사용하였다. Solid185 요소의 경우 각 절점에 3방향의 자유도를 가지며 하나의 요소당 총 16개의 노드로 구성되어 있고 재료적, 기하학적 비선형 해석이 가능하여 강재의 특성을 효과적으로 반영할 수 있다. 강재의 물성치는 앞서 실험을 실시한 HSA800강의 재료인장실험결과에 따른 물성치를 진응력-로그변형도로 치환하여 사용하였다(Fig. 13 참조). 공학적 응력-변형도 관계를 진응력-로그변형도로 치환할 때 아래의 식을 사용하였다.

$$\sigma_{true} = \sigma_E(1 + \epsilon_E) \quad (1)$$

$$\epsilon_{true} = \ln(1 + \epsilon_E) - \frac{\sigma_E}{E} \quad (2)$$

여기서, σ_{true} : 재료의 진응력, ϵ_{true} : 재료의 진변형률, σ_E : 재료의 공학적 응력, ϵ_E : 재료의 공학적 변형률, E : 재료의 탄성계수이다.

프라이송비는 0.3, 항복조건은 von-Mises의 항복이론을 적용하였다. HSA800강 적용 기둥-보 접합부의 보 단부 용접접근공 유무 및 형상에 따라 보 단부의 변형도를 정량적으로 분석하기 위하여 각기 다른 단부 용접상세를 가지는 6개의 모델을 선정하였다. 첫 번째는 전통방식의 1/4원형 용접접근공을 가지는 모델, 두 번째는 용접접근공의 응력집중부의 첨점을 발생시키지 않게 하기위해 끝부분을 라운드 처리한 개량용접접근공, 세 번째 모델은 Engelhart에 의해 2002년에 제안된 개량형 용접접근공, 네 번째는 Post-Northridge Connection의 WU F-W 접합상세의 용접접근공 형태만 모델링한 후 웨브의 전단탭없이 기둥부재에 일체형으로 부착된 형태, 다섯 번째 모델은 WUF-W Connection를 그대로 모델링하였으며 웨브 전단탭 부분의 볼트체결은 별도로 모델링하지 않고 전단탭과 보 부재의 웨브를 일체화

시켰다. 그리고 여섯 번째 모델은 용접접근공을 제거한 Non-Scallop 공법 모델이다. 따라서 해석모델 중 첫 번째 모델(TSC)과 여섯 번째 모델(NSC)은 앞서 실험체와 동일한 조건의 단부접합상세를 가지게 된다. 해석모델일람을 Table 5에 나타내었다. 또한 각 해석모델별 단부 용접상세와 유한요소모델을 Fig. 15에 나타내었다. 보의 길이 또한 실험과 동일하게 3.5m로 설정하였다. 경계조건의 경우 실험시 모든 실험체들이 보항복형 메커니즘을 가짐을 확인하였으며 유한요소의 개수를 줄여 해석시간을 단축시키기 위하여 실제 실험보다 조금 짧은 길이를 가지는 기둥 부재의 상하부 단면을 3방향으로 구속하였으며 보의 자유단에서 상향으로 200mm(≒0.057rad)까지 단조방향 강제변위를 적용하였다. 주요 변형도 집중지점(보 단부)의 메시의 크기는 해석변수와 상관없이 동일한 크기(10mm×10mm)를 가지도록 설정하였다.

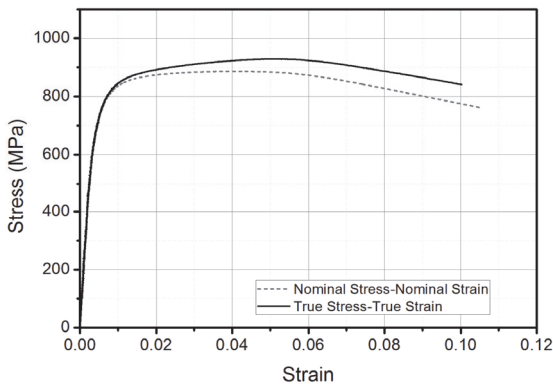


Fig. 13. True Stress-true strain relationship

Table 5. Analytical model list

Model Name	Welding Detail	Strength Ratio		
		Beam	Column	Panel
TSC	1/4Circular Scallop	1	1.76	1.84
ISC-A	Improved Scallop-typeA			
ISC-B	Improved Scallop-typeB			
ISC-C	Improved Scallop-typeC			
WWC	WUF-W Connection			
NSC	Non-Scallop			

TSC : Traditional Scallop Connection
 ISC : Improved Scallop Connection
 WWC : WUF-W Connection
 NSC : Non-Scallop Connection

4.2 실험결과와의 비교

해석결과에 따른 모멘트-회전각 관계를 실험결과와 비교

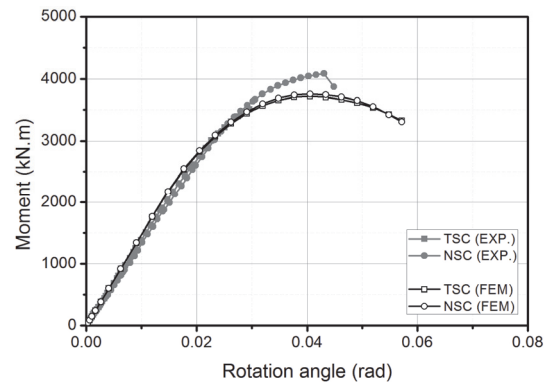


Fig. 14. Comparison of test result and FEM result

Table 6. Comparison of test result and FEM result

Specimen	Method and Error	Initial stiffness (kN/mm)	Yield moment (kN-m)	Mmax rotation angle (rad)	Maximum moment (kN-m)
TSC	Exp.	11.25	3231	0.0295	3504
	FEM	12.06	3142	0.0405	3720
	Error(%)	7.2%	2.8%	-	6.2%
NSC	Exp.	10.84	3476	0.0430	4088
	FEM	12.07	3150	0.0405	3757
	Error(%)	11.3%	9.4%	5.8%	8.1%

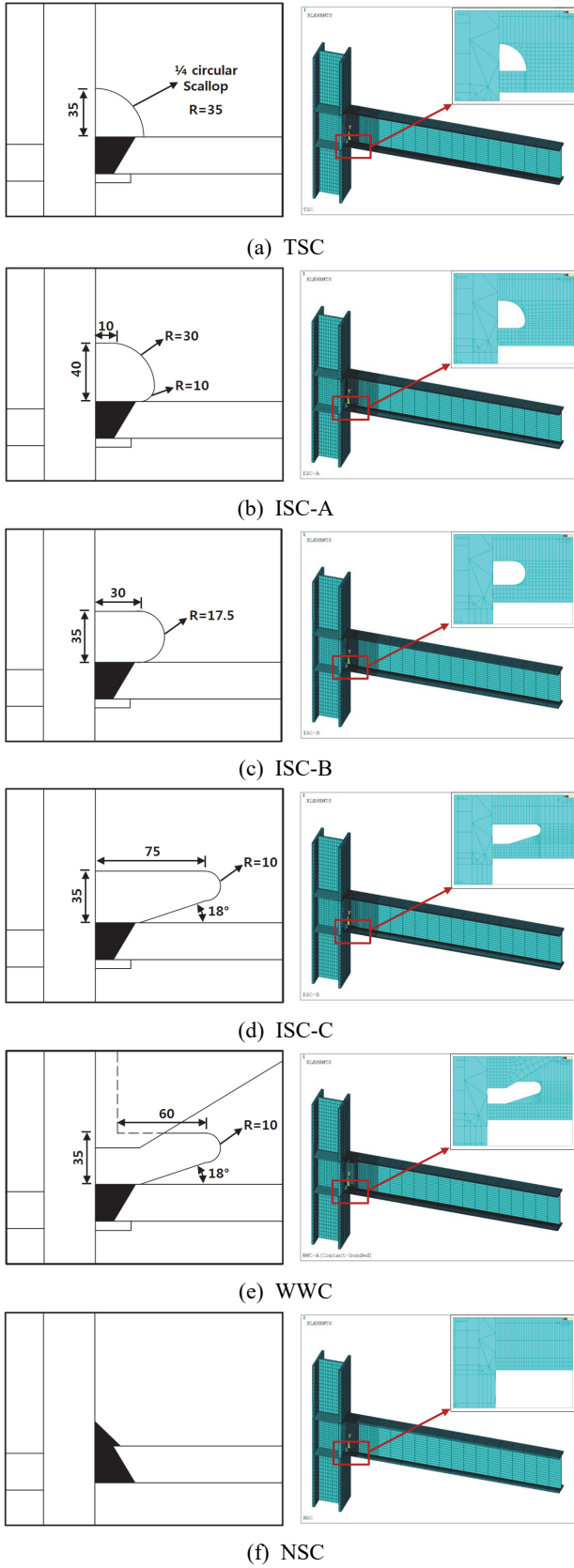


Fig. 15. Welding details and finite element models

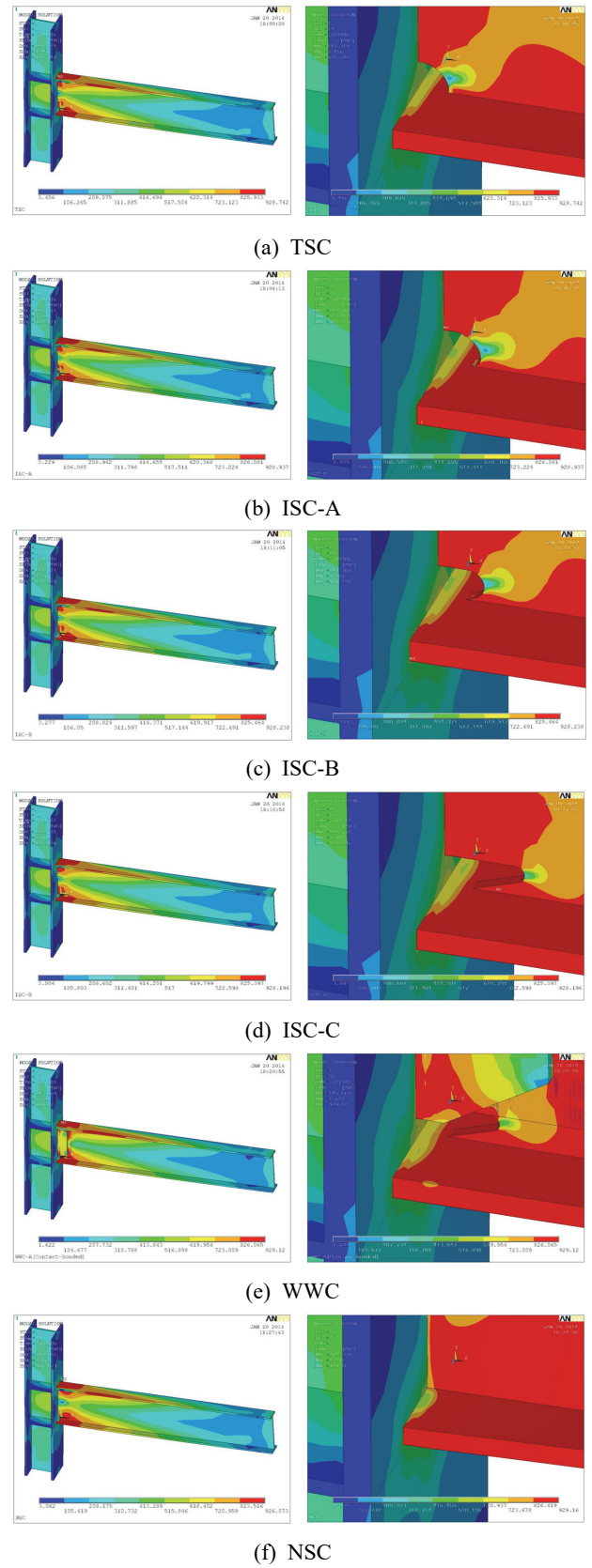


Fig. 16. Von mises stress distribution (4% rad)

하여 Fig. 14에 나타내었으며 주요 구조성능을 Table 6에 나타내었다. 초기강성의 경우 이상적인 조건을 가지게 되는 해석결과가 실험결과에 비하여 크게 나타나고 있으나 대체로 허용범위 이내로 유사한 대응을 하고 있다. 항복내력과 최대내력의 경우 모두 10% 이내의 근소한 오차를 보이고 있으며 내력저하시점(최대내력시 변형각) 또한 유사한 대응을 보이고 있다. 따라서 본 해석모델의 경우 초기변형에서 비탄성역, 종국거동시까지의 거동을 대변할 수 있는 모델이며 향후 경제적, 공간적 제약없이 다변수해석 및 일반 구조용 강접합부와의 비교해석이 가능할 것으로 판단된다.

4.3 해석결과

4.3.1 모멘트-회전각 관계

해석결과에 따른 모멘트-회전각 관계를 Fig. 17에 나타내었다. 또한 해석결과에 따른 주요 구조성능과 접합부 변형각 4%rad시의 von-Mises 응력분포도를 각각 Table 7과 Fig. 16에 나타내었다. 모든 해석모델에 대하여 모멘트-회

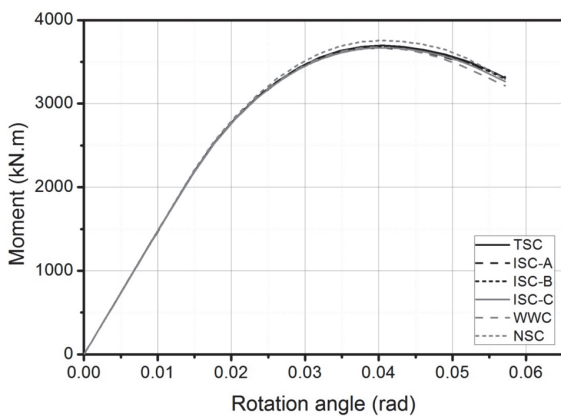


Fig. 17. Moment-rotation angle relationship (FEM)

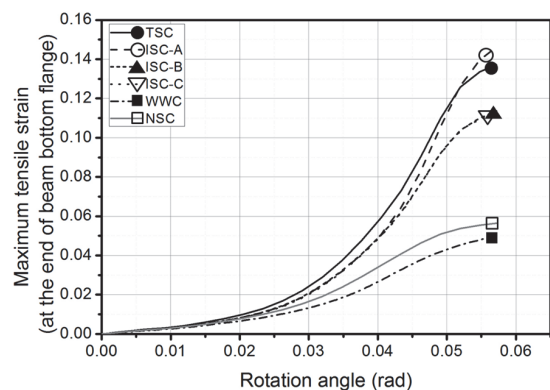
Table 7. FEM results

Model Name	Initial stiffness (kN/mm)	Yield rotation angle (rad)	Yield moment (kN·m)	Maximum moment (kN·m)
TSC	12027	0.0209	3085	3695
ISC-A	12006	0.0209	3075	3669
ISC-B	12014	0.0209	3073	3683
ISC-C	11982	0.0210	3080	3669
WWC	12009	0.0210	3085	3676
NSC	12068	0.0212	3139	3757

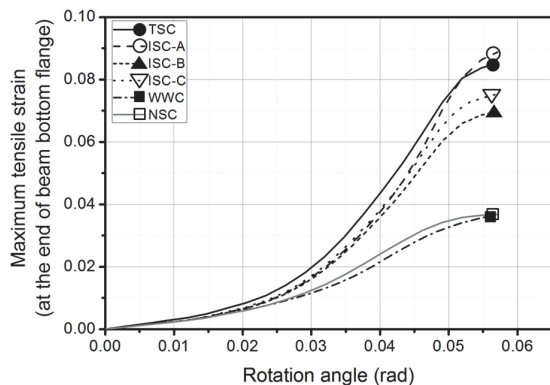
전각 관계, 주요 구조성능은 유사하게 나타났으며 응력집중부 또한 보 단부나 용접접근공 부근에 발생한 것을 확인할 수 있다. 전체적으로 해석모델에 따른 차이는 외관상이나 전체 접합부 거동에서는 쉽게 찾아볼 수 없으나 TSC와 ISC-A 모델의 경우 타 모델에 비하여 용접접근공 근처에서부터 보 부재 전체로 퍼져가는 응력의 분포면적이 좁게 형성되는 것을 알 수 있다. 이러한 응력집중은 조기 취성파단이 원인이 된다. 고강도강 접합부에서도 연강접합부와 마찬가지로 단부 접합상세에 따라 예상했던 바와 같이 변형도 분포에 차이를 보이며 접합부의 종국시점을 결정하는데 큰 영향을 미칠 것을 사료된다.

4.3.2 단부 변형도 분석

Fig. 18은 보 하부플랜지 단부의 기둥외주면에서 1cm, 3cm 떨어진 곳에서의 최대인장변형도를 비교하여 나타낸 것이다. 해석모델별 단부 용접상세에 따라 변형도 분포는 경향성 있는 차이를 보이고 있다. 특히 WWC와 NSC 모델의 경



(a) The place to 1cm from outer side of column



(b) The place to 3cm from outer side of column

Fig. 18. Maximum strain distribution at beam end

우 타 모델들에 비하여 단부의 변형도가 효과적으로 절감되었음을 확인할 수 있다. NSC모델의 경우 소성힌지는 기둥외주면에 매우 근접한 곳에서 형성이 되며 WWC모델의 경우 용접접근공이 끝나는 지점에서 응력이 집중하여 보 부재 전체로 퍼지게 되는데 이러한 소성힌지의 위치 차이에 따라 기둥외주면에서 1cm 떨어진 곳에서의 변형도는 NSC모델이 WWC모델에 비해 미세하게 크게 나타나며 기둥외주면에서 3cm 떨어진 곳(용접접근공의 끝단이 위치하는 곳)에서는 WWC모델이 NSC모델에 비해 큰 변형도를 나타내었다. 하지만 두 군데의 측정지점에서 TSC와 ISC-A모델의 경우 타 모델에 비하여 큰 변형도를 나타내며 설정한 해석모델 중 단부 변형도 집중이 가장 두드러지는 것으로 나타났다. 또한 실험결과와 대비하여 보았을 때 TSC모델은 회전각 0.03rad 부근, NSC모델의 경우 0.04rad 부근에서 취성파단이 발생한다는 가정을 하였을 때 모재의 취성파단 변형도는 일반적인 연강접합부 실험에서의 결과와 비슷한 0.04 내외일 것으로 판단된다.

4.3.3 파괴지수(Rupture Index) 평가

해석상에서는 부재의 파단이 표현되지 않기 때문에 해석 모델의 정확한 파괴시점을 알기 어렵다. 또한 해석상에서의 부재 파단시점을 정량적으로 표현하기 위하여 일반적으로 파괴지수를 사용하나 기존의 파괴지수를 산정한 결과물들은 대부분 연강을 대상으로 한 부재실험이었기 때문에 고강도강을 적용한 본 연구결과물의 내용과 직접 비교가 힘들다^[15]. 하지만 HSA8 00강을 적용한 실험결과를 토대로 해석상의 결과에서도 부재 파괴시점을 짐작할 수 있으며 해석과 대응시켜 HSA800강을 사용한 부재의 파괴지수를 예측해볼 수 있다. 물론 본 절에서 도출하는 HSA800강 휨재의 파괴지수는 향후 무수한 실험 및 해석을 통하여 엄격하게 수정, 보완과정을 거쳐야겠지만 현 시점에서 강종에 따른 부재의 파괴지수 정립을 위한 기초자료로서 충분한 가치가 있을 것으로 판단된다.

파괴지수를 산정하기 위해 필요한 반응지수들은 다음과 같다.

① *PEEQ Index*

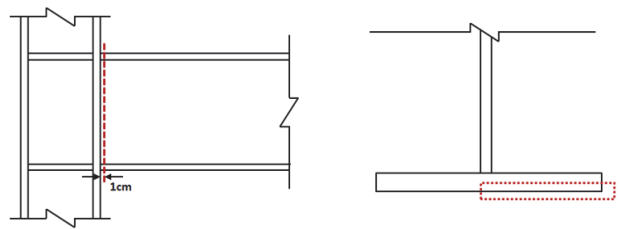
: 등가소성변형율(*PEEQ*)과 항복변형율(ϵ_y)의 비율이며 국부 연성능력을 의미한다.

$$PEEQ\ Index = PEEQ/\epsilon_y \tag{3}$$

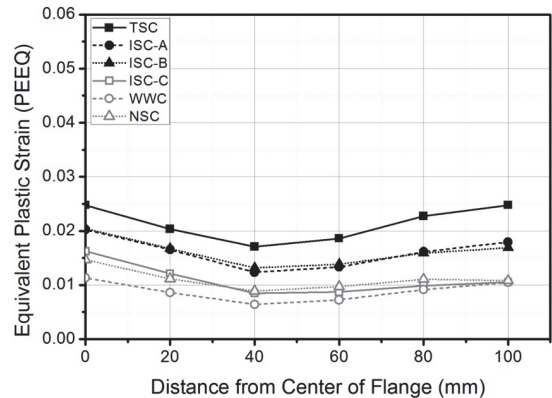
등가소성변형율(*PEEQ*)는 다음의 식으로 표현된다.

$$PEEQ = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij}^p \epsilon_{ij}^p} \tag{4}$$

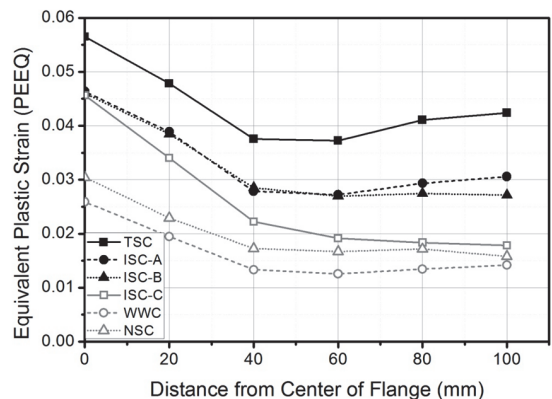
여기서, ϵ_{ij}^p 는 *i*와 *j*방향 성분의 소성변형율을 의미한다. 상기의 식을 사용하여 산정한 보 단부 최대응력지점에서의 *PEEQ* 및 *PEEQ Index*를 Fig. 19, Fig. 20에 나타내었다.



(a) Measuring point



(b) Rotation angle : 0.03rad



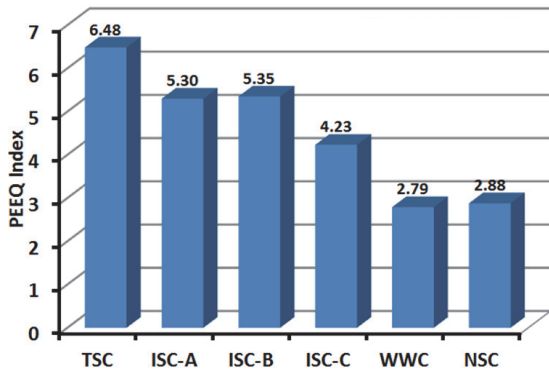
(c) Rotation angle : 0.04rad

Fig. 19. PEEQ at bottom flange of beam member

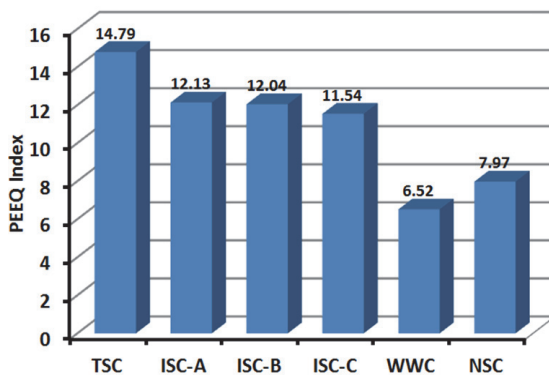
② Tri axiality Ratio(TR)
 : 등방응력(σ_m)과 Von Mises 응력(σ_{eff})의 비로 정의된다.

$$TR = \sigma_m / \sigma_{eff} \quad (5)$$

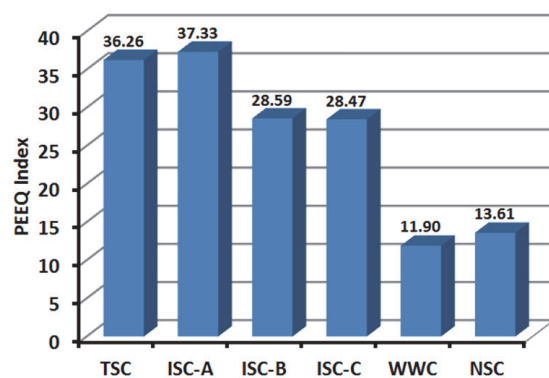
여기서, 등방응력(σ_m)와 Von Mises 응력(σ_{eff})는 다음과 같이 정의된다.



(a) Rotation angle : 0.03rad



(b) Rotation angle : 0.04rad



(c) Rotation angle : 0.057rad

Fig. 20. PEEQ index at beam end

Table 8. Major response index

Model name	Von Mises stress (MPa)	Hydrostatic stress (MPa)	Effective plastic strain	Triaxiality ratio	PEEQ Index
TSC	855.5	471.0	0.1385	0.55	36.26
ISC-A	840.7	488.7	0.1426	0.58	37.33
ISC-B	861.4	457.2	0.1093	0.53	28.59
ISC-C	860.6	340.6	0.1088	0.39	28.47
WWC	920.9	408.1	0.0455	0.44	11.90
NSC	919.0	381.0	0.0520	0.42	13.61

$$\sigma_m = -\frac{1}{3} \text{trace}(\sigma_{ij}),$$

σ_{ij} : Cauchy stress 성분 (6)

$$\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{2}{3} S_{ij} S_{ij}},$$

S_{ij} : 편향응력성분 ($S_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_m \delta_{ij}$) (7)

해석모델별 최대변형각 도달시 보 단부 하부플랜지에서 주요 반응지수를 비교하여 Table 8에 나타내었다. Table 8에 나타난 반응지수들을 이용하여 파괴지수(RI)는 다음과 같이 구할 수 있다.

③ Rupture Index

$$RI = \alpha \frac{PEEQ/\epsilon_y}{\epsilon_f} = \frac{PEEQ/\epsilon_y}{\exp\left(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eff}}\right)} \quad (8)$$

여기서, 연성파단변형율(ϵ_f)는

$$\epsilon_f = \alpha \exp\left(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eff}}\right) \quad (9)$$

해석모델별 파괴지수와 층간변형각 관계를 Fig. 21에 나타내었다. 아래쪽에 위치한 그래프는 위쪽의 그래프의 일부를 확대시킨 것이며 실제 실험이 이루어졌던 TSC(WC실험체)와 NSC(NWC실험체)모델의 파괴시점을 고려하였을 때 고강도강 HSA800강을 적용한 휨재의 파괴지수는 대략 15 정도인 것으로 판단되며 이후 추가적인 고강도강 휨재 해석

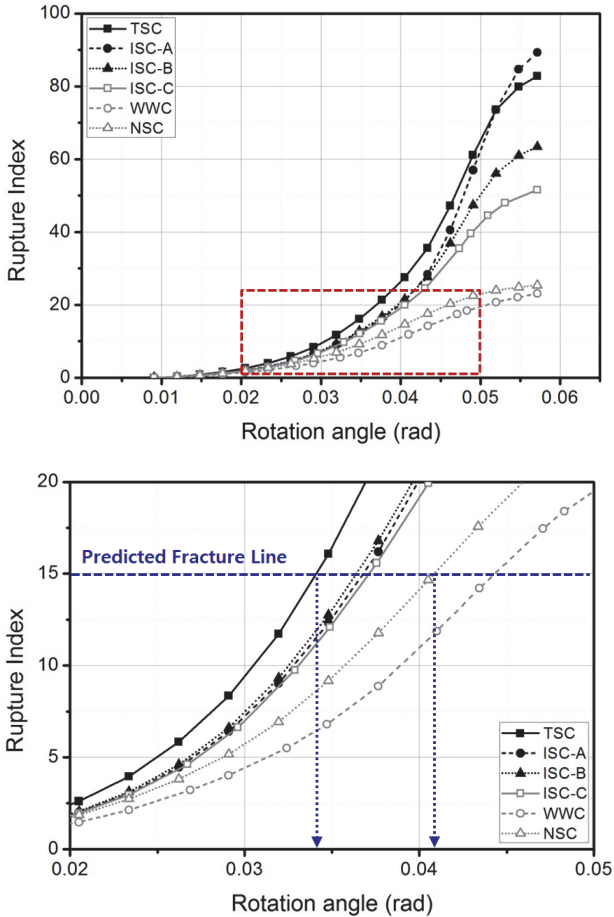


Fig. 21. Rupture index at beam end

이 이루어질 경우 비교지수로 활용될 수 있을 것으로 사료된다. 한편 HSA 800강 휨 부재의 파괴지수는 선형실험연구를 통한 연강 휨부재의 파괴지수에 비하여 상당히 작은 수치를 나타내나 이는 HSA800의 항복변형을 및 항복비가 연강에 비하여 높은 수치를 나타내며 등방응력은 상대적으로 낮게 평가되는 재료의 특성으로 인한 영향인 것으로 판단된다. WWC모델의 경우 NSC모델에 비하여 파괴지수가 낮게 나타났으나 이는 전단탭과 보 웹가 일체로 거동되게 설정함에 따라 전단탭과 보 웹가 겹치는 부피 부분에서 상당한 모멘트를 부담하였기 때문인 것으로 판단되며 향후 추가적인 해석 및 상세연구를 통하여 검토해볼 필요성이 있다.

5. 결론

본 연구에서는 고강도강 HSA800적용 기둥-보 접합부의 보단부 용접상세에 따른 구조성능을 검토하기 위하여 실험

형 실험 및 비선형 유한요소해석을 실시하였다. 실험에서는 보 단부의 변형도를 줄여 접합부 변형능력을 향상시키기 위한 대안으로서 Non-scallop 공법을 적용한 실험체와 종래의 용접접근공을 가지는 실험체를 대상으로 하였다. 또한 해석적 연구에서는 기존에 개발되었던 용접접근공 상세들을 대상으로 비선형해석을 실시하였으며 변형도 분석을 중심으로 각 용접상세들의 구조성능을 비교하였다.

- (1) 실험결과를 통하여 종래의 1/4원형 용접접근공을 가지는 보 춤 600mm급 실험체(TSC)의 경우 최대변형각은 0.03rad 내외로 나타났으며 탄성거동 이후 취약한 소성거동을 나타내었다.
- (2) Non-Scallop공법이 적용된 보 춤 600mm를 가지는 실험체(NSC)의 경우 보 춤에 따라 최대내력의 차이가 발생하나 최대변형각의 경우 보 춤에 관계없이 0.04rad 내외, 내력상승률은 1.2이상으로 나타났다.
- (3) Non-Scallop공법의 경우 종래의 1/4원형 용접접근공을 가지는 접합상세에 비하여 용접접근공에 의한 단면 결손부가 없기 때문에 최대응력지점이 되는 보 단부에서의 변형도를 대략 60% 가량 줄일 수 있으며 이와 같은 효과는 전체 접합부의 변형능력 향상(최대 변형각: 0.04rad)으로 나타나는 것으로 판단된다.
- (4) Non-Scallop공법을 적용할 경우 보 춤 600mm이하에서 충분히 국내기준의 중간모멘트접합상세로 활용가능함을 검증하였다.
- (5) 해석연구를 통하여 실험과 유사한 대응을 나타내는 해석모델을 구축하였으며 Non-Scallop공법 및 WUF-W상세의 경우 고강도강 적용시에도 타 용접접근공상세를 가지는 해석모델에 비하여 대략 61%정도 보 단부 변형도 감소효과가 있다는 것을 확인하였다.
- (6) 해석결과에 따른 변형도 분석을 실시하였으며 고강도강 HSA800 적용시의 기둥-보 접합부의 보 단부에서의 예상 Rupture Index 수치는 15정도인 것으로 판단되며 차후 HSA800강의 물성치를 활용한 해석연구 수행시 기초적인 자료가 될 것으로 판단된다.

본 연구의 결과는 고강도강의 기둥-보 접합부 적용을 위한 설계기준 마련에 기초적인 데이터를 제공할 수 있을 것으로 판단되며 향후 추가적인 실험연구와 해석적인 연구가 필요할 것으로 사료된다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 주관하고 한국건설교통기술평가원이 시행하는 2014년도 첨단 도시개발사업의 지원사업으로 이루어진 것으로 이에 감사를 드립니다.

참고문헌(References)

- [1] 이철호, 한규홍, 김대경, 박창희, 김진호, 이승은, 하태휴 (2012) 800MPa급 고강도강 보 부재의 국부좌굴 및 비탄성 거동, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제4호, pp.479-490.
Lee, C.H., Han, K.H., Kim, D.K., Park, C.H., Kim, J.H., Lee, S.E., and Ha, T.H. (2012) Local Buckling and Inelastic Behaviour of 800 MPa High-Strength Steel Beams, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.4, pp.479-490 (in Korean).
- [2] 이철호, 김대경, 한규홍, 김진호, 이승은, 하태휴(2012) 고강도강재 단주의 압축강도 및 잔류응력 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제24권, 제1호, pp.23-34.
Lee, C.H., Kim, D.K., Han, K.H., Kim, J.H., Lee, S.E., and Ha, T.H. (2012) Compressive Strength and Residual Stress Evaluation of Stub Columns Fabricated of High Strength Steel, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.24, No.1, pp.23-34 (in Korean).
- [3] 이철호, 김대경, 한규홍, 박창희, 김진호, 이승은, 김도환 (2013) HSA800 후판재의 맞닿음접부 인장강도 실험, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제4호, pp.431-440.
Lee, C.H., Kim, D.K., Han, K.H., Park, C.H., Kim, J.H., Lee, S.E., and Kim, D.H. (2013) Tensile Testing of Groove Welded Joints Joining Thick-HSA800 Plates, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25, No.4, pp.431-440 (in Korean).
- [4] SAC Joint Venture (2000) *Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings: Program to Reduce the Earthquake Hazards of Steel Moment Frame Structures* (FEMA-350), Federal Emergency Management Agency, USA.
- [5] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [6] 대한건축학회(2009) 건축구조기준 (KBC 2009) 및 해설, 기문당.
Architectural Institute of Korea (2009) *Korea Building Code* (KBC 2009) and *Commentary*, KimoonDang, Korea (in Korean).
- [7] Chen, S.J. (2001) Design of Ductile Seismic Moment Connections, Increased Beam Section Method and Reduced Beam Section Method, *International Journal of Steel Structure*, KSSC, Vol.1, No.1, pp.44-52.
- [8] Engelhardt, M.D., Venti, M.J., Fry, G.T., Jones, S.L., and Holiday, S.D. (2000) *Behavior and Design of Radius Cut Reduced Beam Section Connections*, Report No. SAC/BD-00/17, SAC Joint Venture, USA.
- [9] 오상훈, 최영재, 윤성기, 이동규(2010) SN강재가 사용된 강구조 용접모멘트 접합부의 내진성능평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제3호, pp.271-280.
Oh, S.H., Choi, Y.J., Yoon, S.K., and Lee, D.G. (2010) Evaluating Seismic Performance of Steel Welded Moment Connections Fabricated with SN Steel, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.3, pp.271-280 (in Korean).
- [10] 오상훈, 김영주(2008) 철골모멘트접합부의 내진보강에 관한 해석적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제20권, 제3호, pp.445-454.
Oh, S.H., and Kim, Y.J. (2008) Analytical Study for Seismic Retrofit of SMRFs Connections, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.20, No.3, pp.445-454 (in Korean).
- [11] 한상환, 정진, 문기훈, 김진원(2012) 개선된 액세스 홀 형상을 갖는 WUF-W 접합부의 실험을 통한 내진성능평가, 한국지진공학지, 한국지진공학회, 제16권, 제6호, pp.21-28.
Han, S.H., Jung, J., Moon, K.-H., and Kim, J.W. (2012) Experimental Evaluation of the Seismic Performance of WUF-W Moment Connections with a Modified Access Hole, *Journal of Earthquake Engineering Society of Korea*, EESK, Vol.16, No.6, pp.21-28 (in Korean).
- [12] 이진영, 문기훈, 한상환(2012) 유한요소 모델을 이용한 WUF-W 모멘트 접합부의 회전성능평가, 대한건축학회논문집 - 구조계, 대한건축학회, 제28권, 제1호, pp.51-58.
Lee, J.-Y., Moon, K.-H., and Han, S.-H. (2012) Rotation Performance Evaluation of Welded Unreinforced Flange-Welded Web (WUF-W) Moment Connections Using Finite Element Analysis Model, *Journal of Architectural Institute of Korea - Structure & Construction*, AIK, Vol.28, No.1, pp.51-58 (in Korean).
- [13] 秋山宏, 高橋誠, 石軍(1995) 繰り返し曲げを受ける円形断面鋼棒の終局エネルギー吸収能力, 日本建築学会構造系論文集, 日本建築学会, 第60巻, 第475号, pp.145-154.
Akiyama, H., Takahashi, M., and Shi, Z. (1995) Ultimate Energy Absorption Capacity of Round-Shape Steel Rods

Subjected to Bending, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Architectural Institute of Japan, Vol.60, No.475, pp.145-154 (in Japanese).

- [14] Kato, B., Akiyama, H., and Yamanouchi, Y. (1973) Predictable Properties of Material Under Incremental Cyclic Loading, *IABSE Reports of the Working Commissions*, International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol.13, pp.119-124.
- [15] El-Tawil, S., Mikesell, T., Vidarsson, E., and Kunnath, S. (1998) *Strength and Ductility of FW Welded-Bolted Connections*, Report No. SAC/BD-98/01, SAC Joint Venture, USA.

요 약 : 고강도 강의 경우 재료의 높은 항복비와 모재인성 부족으로 인해 휨 구조부재에 적용하기가 용이하지 않다. 고강도 강 휨재의 가장 큰 문제점 중 하나는 일반 연강접합부와 마찬가지로 보 단부의 취성파단이다. 연강접합부의 경우 부재의 보강 및 보 단부의 용접접근공 상세의 개량을 통하여 국내기준의 특수모멘트골조용 접합상세가 다수 개발된 바 있으나 고강도강 접합부에 대한 적용성 평가는 아직까지 미비한 실정이다. 본 연구는 국내에서 개발된 고강도 강(HSA800)을 적용한 기둥-보 접합부의 적용성 평가를 위한 초기단계의 연구이며 보 단부의 용접접근공 상세에 따른 고강도 강 접합부의 구조성능을 실험 및 해석적 방법을 통하여 고찰하였다.

핵심용어 : 고강도 강, 용접상세, 취성파단, 구조성능, 휨 부재, 적용성 평가
