용접 철골 모멘트접합부의 응력전달 메커니즘 재평가

Re-evaluation of Force Transfer Mechanism of Welded Steel Moment Connections

이 철 호*
Lee, Choel-Ho

국문요약

용접 철골 모멘트접합부는 일반적으로 평면유지의 가정을 전제한 초등휨이론에 의해 설계되어 왔다. 그러나 1994년 노스리지 지진 이후 보-기둥 접합부의 설계에 초등휨이론을 적용하는 것은 타당치 않음이 몇몇 연구자에 의해 제기된 바가 있다. 본 연구에서는 필자의 최근 해석 및 실험연구를 주 근거로 하여 다양한 형식의 접합부의 응력전달 메커니즘을 재평가하고, 거의 모든 용접 모멘트접합부의 설계에 초등휨이론을 적용하는 것이 부적절함을 보이고자 하였다. 보의 웨브, 수평헌치의 웨브, 리브 등과 같은 수직 플레이트 접합요소는 모두 스트럿 작용에 의해 응력을 전달하는 유사성이 있음을 해석적, 실험적으로 확인하였다. 또한 최근 가장 큰 주목을 받고 있는 고연성 RBS 접합부의 전단력 응력전달 메커니즘은 PN형식 접합부의 그것과 크게 다르지 않음을 확인하였다. 아울러 접합부 설계에 유용하게 활용될 수 있는 단순화된 해석적 응력전달 모형을 소개하였다.

주요어 : 철골모멘트접합부, 용접, 응력전달경로, 내진설계, 스트럿 작용

ABSTRACT

Employing the classical beam theory for the design of welded steel moment connections has been brought into question by several researchers since the 1994 Northridge earthquake. In this study, the load transfer mechanism in various welded steel moment connections is comprehensively reviewed mainly based on recent studies conducted by the writer. Available analytical and experimental results showed that the load path in almost all the welded steel moment connections is completely different from that as predicted by the classical beam theory. Vertical plates near the connection such as the beam web, the web of the straight haunch, and the rib act as a strut rather than following the classical beam theory. The shear force transfer in the RBS connection is essentially the same as that in PN type connection. Some simplified analytical models that can be used as the basis of a practical design procedure are also presented.

Key words : steel moment connections, welded, load path, seismic design, strut action

1. 서　　론

용접 철골 모멘트골조는 보와 기둥의 용접에 의한 강접합 뼈대구조물로서, 최상의 연성능력을 지닌 것으로 간주되어 지진위험도가 높은 지역에서 널리 사용되어 왔다. 그러나 이 구조시스템의 내진성능에 대한 낙관적 기대감은 1994년 미국의 노스리지 지진과 1995년 일본의 효고현 남부(고베) 지진을 계기로 심각하게 훼손되었다. 양 지진에서 노출된 용접 모멘트접합부의 문제점을 해결하기 위한 연구가 대단위 장기 프로젝트로 진행되어 다양한 상세의 고연성 접합부가 제시된 바가 있다.(1)

일반적으로 철골 모멘트 접합부는 평면유지의 가정에 기초한 초등 휨이론에 의해 설계되어 왔다. 즉 접합부 부근의 전단력은 보의 웨브가 전부를 전달하고 휨모멘트는 보의 플랜지를 통하여 대부분을 전달하는 것으로 가정하여 설계하는 것이 일반적인 관행이다. 그러나 1994년 미국의 노스리지 지진과 1995년 일본의 효고현 남부(고베) 지진을 계기로 철골 용접 보-기둥 접합부의 설계에 초등 휨이론을 적용하는 것이 부적절하다는 점이 몇몇 연구자에 의해 제기된 바 있다.(2)-(4) 본 연구자는 보의 하부를 헌치로서 보강한 모멘트접합부의 해석적 모형화 방안을 연구하는 과정에서, 초등 휨이론에 의한 예측과는 달리, 헌치의 도입에도 불구하고 중립축의 위치가 변동하지 않음을 지적한 바가 있다. Popov 등은 소위 pre-Northridge(PN) 형식 접합부(플랜지 용접-웨브 볼트접합)에 대한 해석적 연구를 토대로 모멘트 접합부의 전단력 산정법을 재검토할 필요가 있음을 제기하였다. Goel 등은 초등휨이론 대신 철근 콘크리트분야에서 이미 받아들여지고 있는 유사트러스이론(truss analogy)을 도입하여 철골 모멘트 접합부의 응력전달경로를 새롭게 파악하고 이를 설계에 반영하고자 시도를 하였다.

본 논문에서는, 본 연구자의 선행연구결과를 토대로, 거의 모든 용접 철골 모멘트 접합부에서 응력전달 메카니즘이 초등휨이론에 의한 예측과 현격히 다름을 보이고, 실무설계에 쉽게 활용될 수 있는 단순화된 해석적 응력전달모형을 간략히 소개하고자 한다.

2. 초등 휨이론 리뷰

본 연구에서는 평면유지의 가정(곧 베르누이-오일러의 가정)을 전제로 전개되는 휨이론을 초등 휨이론이라 칭하기로 한다. 이 가정으로부터 강구조물의 설계에 가장 기본이 되는 2개의 응력도 산정공식인 (1)식 및 (2)식, 곧

* 정회원 · 서울대학교 건축학과, 부교수(대표저자: ceholee@snu.ac.kr)
본 논문에 대한 토의를 2005년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.　(논문접수일 : 2005. 2. 21 / 심사종료일 : 2005. 4. 4)

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

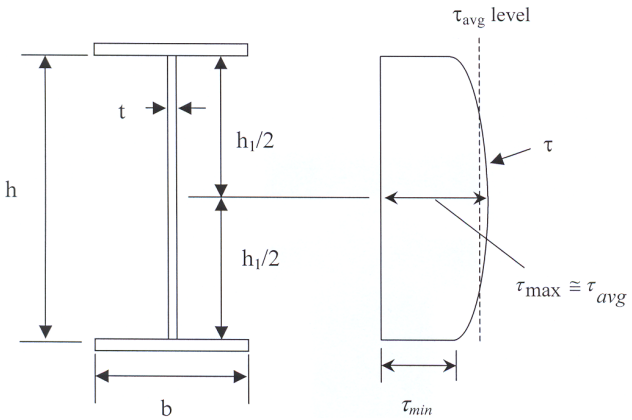
휨응력도 및 전단응력도 공식을 유도할 수 있다.[5] 그림 1은 (2)식에 의해 계산된 H형강보 웨브에서의 전단응력도 분포패턴을 그린 것이다. 잘 알려진 바와 같이 H형강의 형태는 단면의 휨성능을 최대화하기 위한 결과로 얻어진 것으로 웨브는 전단력을, 플랜지는 휨모멘트를 거의 대부분을 지지하는 "역할분담"이 이루어지는 독특한 단면으로 볼 수 있다.

$$\sigma = \frac{My}{I} \tag{1}$$

$$\tau = \frac{VQ}{It} \tag{2}$$

$$\tau_{max} = \tau_{avg} = \frac{V}{th} \tag{3}$$

설계실무에서는 흔히 (2)식에 의해 중립축 부근의 최대 전단응력도를 정산하는 대신, (3)식을 사용하여 전단력 V를 단순히 웨브의 단면적으로 나눈 값, 곧 웨브의 평균 전단응력도를 사용하는 경우가 많다(이 경우 최대값과의 오차는 10 % 범위에 있다).



(a) (b)

그림 1 H형강 보웨브의 전단응력도 분포

(2)식의 전단응력도를 보 웨브 면적에 대하여 적분하여 보면 일반 압연H형강의 경우 웨브에서 90%~98%를 분담하는 것으로 계산된다. 곧 보 플랜지의 분담비율은 10%~2%에 불과하다는 의미이다. 이러한 인식이 보-기둥 접합부의 설계관행에도 그대로 전이된 것으로 추측된다. 즉 이미 언급한 바와 같이, 모멘트 접합부를 통하여 기둥으로 전달되어야 하는 전단응력은 전적으로 보의 웨브를 통하여 이루어진다고 가정하여 설계하는 것이 보통이다. 그러나 보의 플랜지와 웨브의 응력전달상의 역할분담은 평면유지의 가정이 만족되는 경우에만 타당한 것임을 상기할 필요가 있다. 철골 보-기둥 접합부는 여러 개의 판재가 접합되어 구축되는 기하학적 불연속성이 매우 큰 경계부로서 경계조건효과(boundary condition effects, St. Venant effects)로 인해 평면유지의 가정이 성립하지 않을 수가 있다. 결과적으로 통상의 설계에서 가정하는 것처럼 보 웨브와 플랜지 사이의 역할분담이 이루어지지 않을 수 있다. 웨브가 전적으로 전단력을 분담하지 않으면 보 플랜지는 휨응력 외에도 고려되지 않은 전단력까지 부담하게 되어 보 플랜지가 과응력(overstress) 상태에 이를 수 있다.

3. 접합부 응력전달 메카니즘 재고찰

3.1 PN 형식 접합부

우선 유한요소해석결과를 기초로 PN 형식 접합부의 응력전달 메커니즘을 살펴보고자 한다.[6] 그림 2는 PN 형식 접합부 시험체인 UCSD1(보 W30X99, 기둥 W14X176.)[7]을 상용프로그램 SAP2000의 SOLID요소를 사용하여 모델링한 유한요소메쉬이다. 기둥의 상하 단부는 힌지로 모델링하고 보의 단부에 보 전단력을 모사하는 집중하중을 가하여 해석하였다. 유한요소해석모델링의 전반적 타당성은 해석결과 및 UCSD1 시험체의 실험결과를 탄성영역에서 비교하여 확인하였다.

그림 3은 시험체 UCSD1을 유한요소해석하여 얻어진

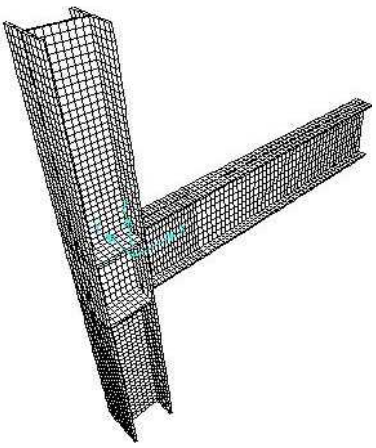


그림 2 PN 형식 접합부 시험체 (UCSD1)의 유한요소모델

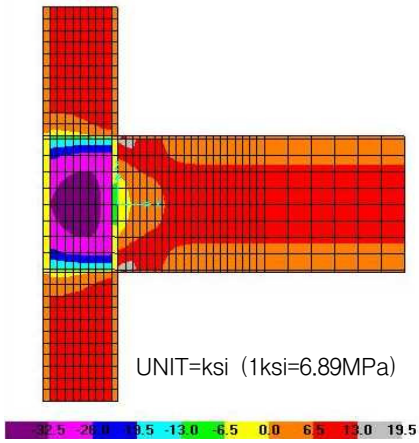


그림 3 보 웨브의 전단응력도 등고선도 (PN 형식 접합부 시험체 UCSD1)

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

보-기둥 모멘트 접합부 주변의 전단응력도 등고선을 나타낸 것이다. 횡력에 의한 보 전단력을 모사하는 집중하중을 보의 단부에 가한 것이므로 보에 작용하는 전단력의 크기는 보의 전 구간에 일정하다. 따라서 초등휨이론이 옳다면, 전단응력도의 등고선도는 보의 전구간에 걸쳐서 일정해야 한다. 그러나 그림 3에서 보듯이 기둥 플랜지에 근접한 부근에서(대략 보춤의 40% 안쪽에서) 이런 기대와는 전혀 다른 분포양상을 보여 주고 있다. 특히 기둥 플랜지와 접한 보 중립축 부근의 전단응력도는 최대가 아니라 최소이며, 초등휨이론에 의한 예측과 반대되는 전단력의 역전현상이 발생하고 있음을 볼 수 있다. 기둥 외주면에 접한 보 웨브는 전단력을 전달하는데 전혀 유효하지 않음을 알 수 있다. 특히 접합부 설계시 전단응력의 상당부분을 전달할 것으로 가정하는 보 중립축 부근의 웨브는 응력의 공백지대에 가깝다. 보 전단력의 상당 부분이 보 플랜지를 통해서 기둥으로 전달되어야 하므로, 보 플랜지에 예기치 않은 과응력 상태의 유발이 불가피하다.

그림 4는 본 연구자가 수행한 컬럼-트리 타입 모멘트 접합부의 반복재하 실물대 실험에서 발생한 접합부의 파괴양상을 보여주고 있다.[8] 이 파괴모드는 PN 형식 접합부의 전형적 파괴모드로 볼 수 있다. 그림 5는 보 플랜지의 취성파단을 역학적인 측면에서 설명하여 보기 위해 그려본 것이다.[6] 보 플랜지를 과응력 상태로 이르게 하는 보 플랜지 전단력의 존재와 보 중립축 부근은 전단력 전달에 유효하지 못함이 강조되어 있다.

보 플랜지와 용접된 기둥 플랜지의 존재는 푸와송변형을 억제하므로 보 플랜지의 재축방향 신장을 구속하게 된다. 이 경우 응력상태는 평면변형도(plain strain) 또는 3축응력상태가 되고 휨응력의 응력집중(stress concentration)이 발생하게 된다. 유한요소해석결과에 의하면 휨응력집중의 최대치는 보 웨브와 교차하는 보 플랜지의 중앙부에서 발생한다. 이미 용접과정의 열유입으로 열화된 열영향부 주변의 보 플랜지에 형성되는 응력집중과 다축응력상태는 접합부의 취성파괴와 관련하여 매우 바람직하지 않다. 다축응력상태는 모아 원(Mohr's Circle)의 반경을 감소시켜서 소성유동의 발현에 필요한 전단항복을 억제하므로 강재를 더욱 취성적으로 만든다.[9] 이러한 조건에 있는 보 플랜지에 전혀 고려하지 않은 전단력이 보 웨브와의 교차부를 중심으로 가중될 경우, 응력집중부인 용접접근공의 토우(toe)에서 균열이 시작되어 보 플랜지를 가로지르는 취성파단으로 이어질 가능성이 매우 높다(그림 5 참조). PN 형식 접합부의 파괴원인 및 파괴모드는 Bruneau 등[10]) 과 Stojadinovic 등[11] 의해서 포괄적으로 논의된 바가 있다.

3.2 삼각헌치 접합부

3.1절의 논의를 비추어 볼 때 통상의 압연 H형강보를 기둥의 강축방향으로 용접한 모멘트 접합부는 보 플랜지에 작용하는 전단력을 전달할 접합요소가 결여되어 있음을 알 수 있다. 이와 대비되는 내진상세를 예를 통하여 3.1절의 시사점을 좀더 분명히 하고자 한다. 그림 6(a)는 보의 하부에 삼각헌치를 용접하여 보수한 상세를 보여주고 있다.[2] 이 삼각헌치 보강접합부는 지진 내습시 구조소상을 입은 모멘트 접합부를 보수(repair)하거나 기존의 접합부의 내진보강(seismic retrofit)을 주목적으로 하여 제시된 것으로 실물대 실험에서도 매우 뛰어난 내진성능을 보여 주었다.[12] 그러나 그림 6(b)에서 보듯이 삼각헌치에 의한 보강에도 불구하고 초등휨이론에 의한 예측과는 달리 중립축이 거의 변동치 않고 있음을 알 수 있다. 비록 실험적으론 뛰어난 내진성능 향상효과가 입증되었어도, 초등휨이론에 잘 설명되지 않는 이 헌치보강 접합부의 거동을 완전히 이해하고 합리적 설계법을 개발하는 것은 과제로 남아 있었다.

UCSD의 Uang 등은 헌치보강 접합부의 역학적 거동을 설명할 수 있는 간단한 모형을 제시하고 이에 의거한 설계법을 완결하여 제시하였다.(Uang 등[13], Yu 등[14]) 이들이 제시한 모형의 핵심을 요약한 것이 그림 7에 나

그림 4 용접모멘트접합부 취성파괴의 일례

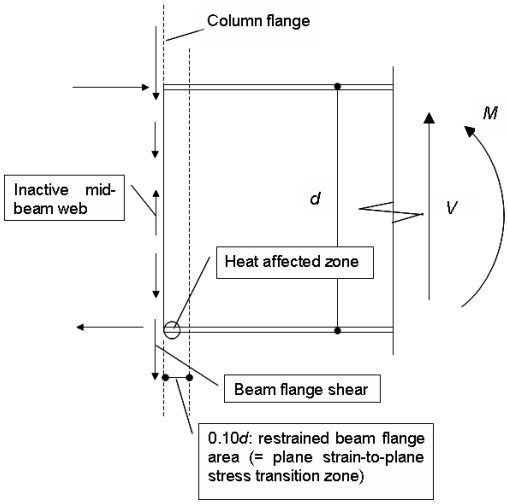
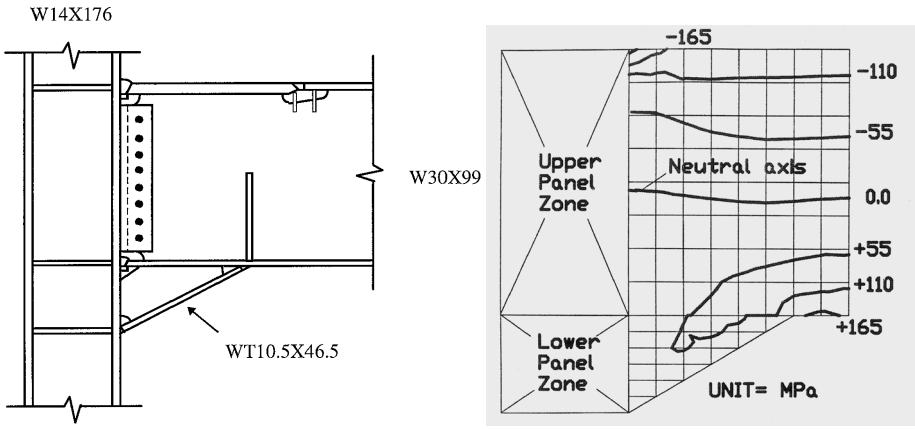


그림 5 PN 형식 모멘트접합부의 부근의 전형적 응력상태

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr



(a) (b)

그림 6 삼각헌치에 의한 보강상세 및 휨응력도 프로필

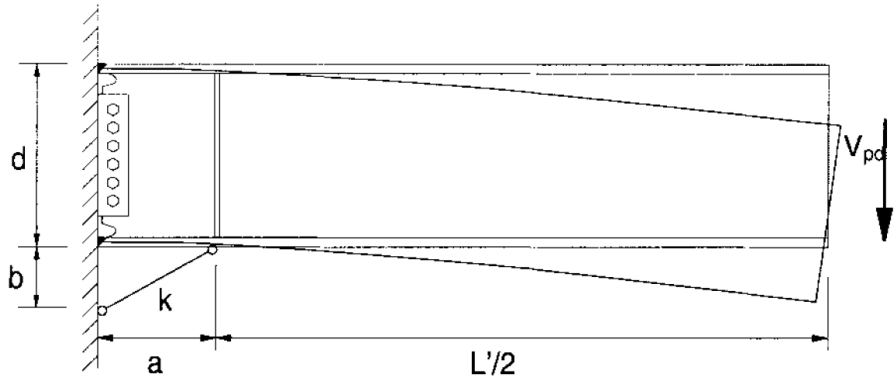


그림 7 삼각헌치보강 접합부의 응력전달모형

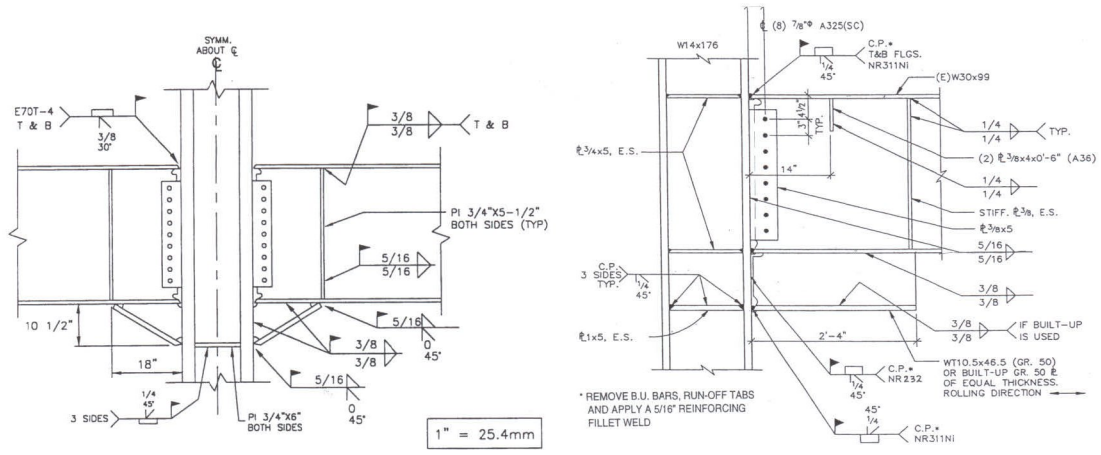
타나 있다. 즉 이들은 기존의 초등휨이론에 집착하지 않고 헌치 플랜지를 스트럿(strut)으로 파악함으로써, 응력전달 메카니즘을 규명하고 합리적 설계법을 제시하였다(헌치 웨브는 응력전달요소는 아니지만 헌치 플랜지의 좌굴을 막아주는 스티프너 역할로서 중요하다). 헌치 플랜지의 강성이 적절하면 보의 전단력은 거의 전부가 헌치 플랜지의 스트럿 작용에 의해 기둥 플랜지로 직접 전달되므로, 헌치보강 영역에서의 보 전단력은 거의 0이 된다. 즉 헌치보강 영역의 보의 플랜지는 전단력에 대한 부담없이 휨모멘트만 전달하면 된다. 또한 헌치 플랜지의 스트럿 작용은 보 상부 플랜지의 휨응력을 감소시키는 역할도 겸한다. 헌치보강 접합부의 뛰어난 내진성능을 설명할 수 있는 역학적 근거는, 바로 전단력과 휨모멘트를 분리하여 "투명한" 응력전달경로를 통하여 기둥으로 전달할 수 있는 이러한 특징에서도 찾을 수 있다. 헌치 플랜지의 강성이 충분히 클 경우는 헌치보강 영역에서 전단력의 역전현상이 발생하는 것이 실험적으로 관측되었는데, 이러한 거동은 초등휨이론에 의해서는 설명이 불가능하다.

3.3 수평헌치 접합부

그림 8(a)는 3.2절에서 논의한 삼각헌치의 전형적 디테일을 보여주고 있다.[13] 경사를 갖는 헌치 플랜지의 양단에 완전용입 그루브용접을 해야 하므로 상당량의 상향용접을 필요로 하는 단점이 있다. 또한 헌치의 가공과 설치에도 고비용이 든다. 이런 문제점을 최소화하기 위한 대안으로 그림 8(b)와 같이 한 쪽에 자유단을 갖는 수평헌치가 제시되어 SAC Joint Venture의 제1단계 연구에서 실물대실험이 수행된 바가 있다.[15] 수평헌치의 경우에는, 삼각헌치의 헌치 플랜지와 같은 분명한 스트럿 요소가 존재하지 않고 응력전달 메커니즘도 상이하여 기 제시된 수평헌치 설계법을 적용할 수가 없었다. 필자는 해석적 연구를 토대로 수평헌치의 응력전달모형 및 설계법을 제시하고[16], 실물대실험을 통하여 그 타당성을 입증한 바가 있다.[17] 이하에서는 이 연구결과를 토대로 수평헌치접합부의 응력전달모형을 고찰하고자 한다.

그림 9는 SAC-UCSD 수평헌치 시험체를 범용 유한요소해석 프로그램 ABAQUS의 8절점 연속체요소(C3D8R)를 사용하여 모델링한 것을 보여주고 있다. 그림 10은 해석적으로 예측된 보 단부하중 대 보 단부변위 관계를 실험에서 얻어진 응답의 엔빌로프와 비교한 것이다. 헌치단부의 모살용접부의 균열발생 이전까지는 전체적으로 잘 부합하는 결과를 보여주고 있다. 이러한 유한요소모델의 검증과정을 거친 후 접합부의 응력분포를 해석적으로 고

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr



(a) 삼각헌치 (b) 수평헌치

그림 8 두 가지 형식의 용접헌치

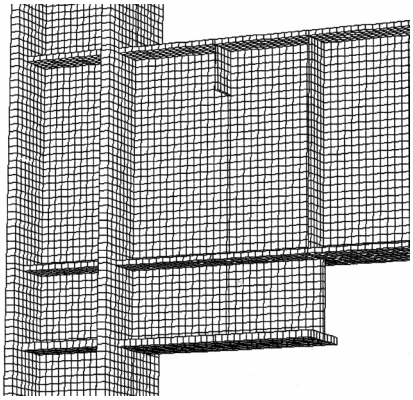


그림 9 SAC-UCSD 수평헌치 시험체의 유한요소메쉬

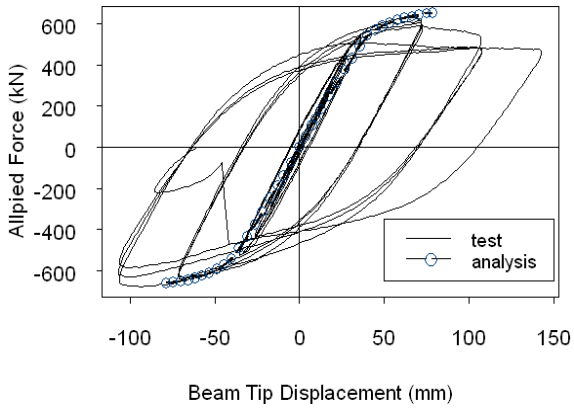


그림 10 실험결과와 해석결과의 비교

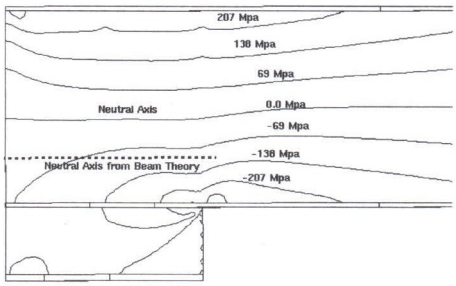


그림 11 접합부 부근의 휨응력도 분포 및 중립축 위치

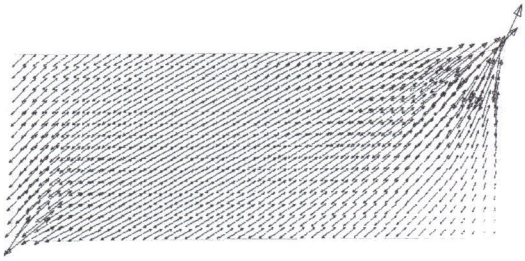


그림 12 헌치 웨브의 주응력 분포

찰하였다.

그림 11에서 보듯이, 보와 헌치를 일체단면(integral section)으로 고려하는 초등휨이론에 의한 예상과는 달리, 헌치보강 영역의 중립축의 위치가 거의 하향치 않음을 알 수 있다. 그림 12는 헌치 웨브의 주응력분포를 도시한 것으로, 헌치 웨브는 휨요소가 아니라 무수한 스트럿의 띠처럼 응력을 전달하고 있음을 알 수 있다. 또한 헌치의 상단부에서 큰 응력집중이 발생하고 있는데, 이 부분은 실험에서 관측된 모살용접 균열의 시발점과 일치한다. 초등휨에 의한 예측과는 달리 헌치 웹브가 스트럿의 띠처럼 작용하기 때문에, 헌치로 보강된 영역에서도 중립축이 하향치 않는 것으로 이해할 수 있다.

Lee-Uang[16]은 보와 헌치의 계면에 존재하는 수직응력도 및 전단응력도의 프로필을 이상화한 후, 헌치 단부에서의 변형의 적합조건을 적용하여 보와 헌치 사이의 상호작용력을 산정할 수 있는 해석적 응력전달모형을 제시하였다(그림 13 참조). 그림 14는 SAC-UCSD시험체를 대상으로 Lee-Uang의 방법, ABAQUS해석결과 및 초등휨이론에 의한 휨응력도 예측치를 비교한 것으로서, 초등휨이론에 의한 예측치는 매우 부정확함을 알 수 있다.

그림 15는 Lee 등[17]이 선행연구에서 제시된 응력전달모형 및 설계법을 검증하기 위해 수행한 반복재하실험에서 얻어진 보 춤에 따른 휨변형도를 나타낸 것이다. 초등

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

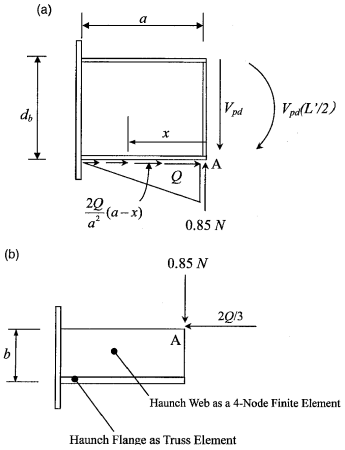


그림 13 보와 헌치의 상호작용모형

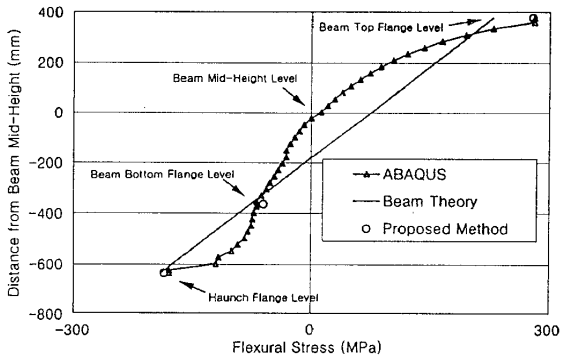


그림 14 휨응력도 예측값의 비교

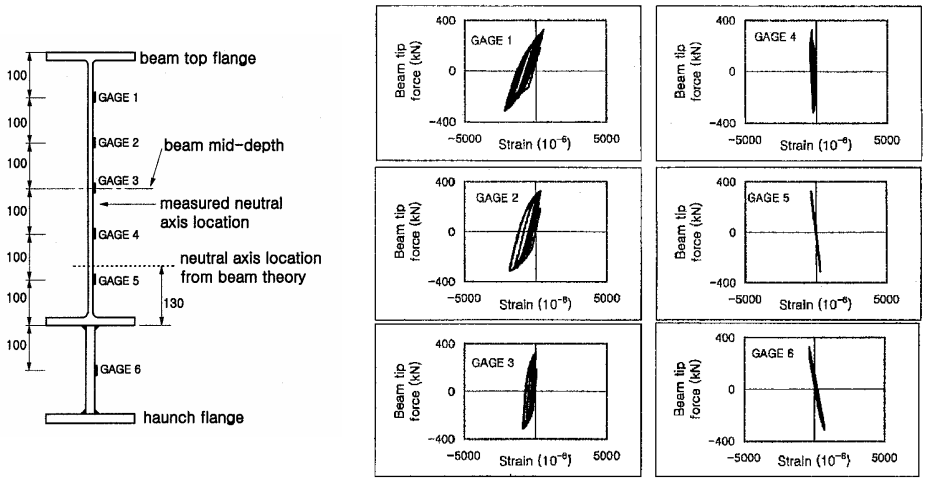
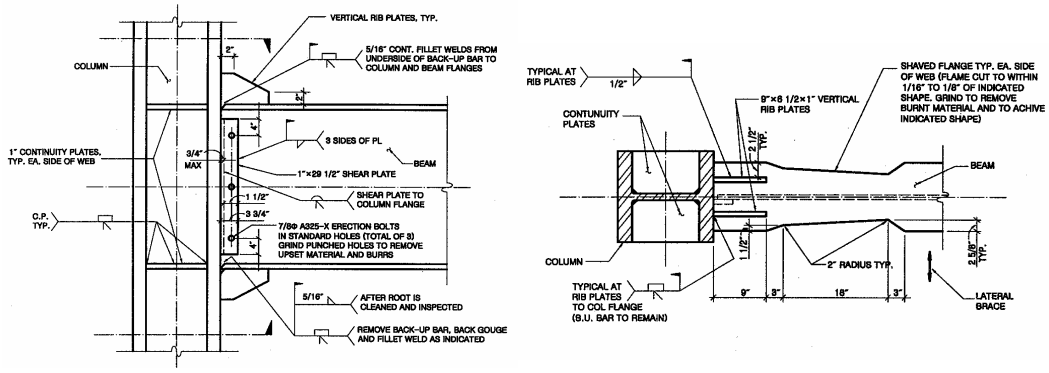


그림 15 헌치보강 영역에서의 보 춤에 따른 휨변형도 응답



(a) 입면 (b) 평면

그림 16 리브 접합부 상세의 일례

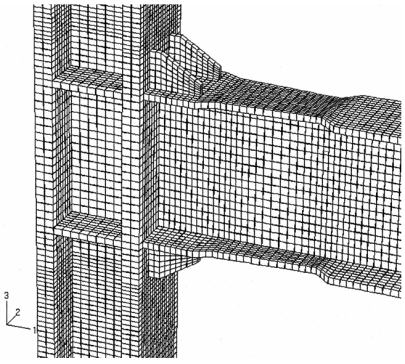


그림 17 시험체 COH-1의 유한요소메쉬

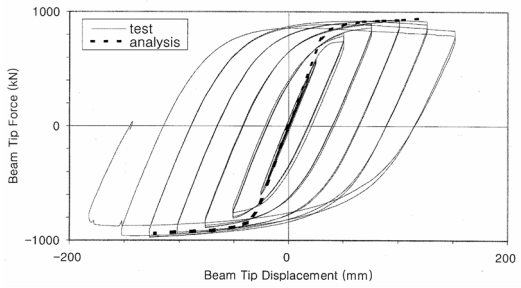


그림 18 유한요소해석 및 실험결과의 비교

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

휨이론에 의할 경우 중립축은 거의 GAGE5의 위치까지 하향해야 한다. 그러나 GAGE3과 GAGE4 사이에서 휨변형도의 부호가 변하므로, 중립축이 GAGE3과 GAGE4 사이에 존재함을 시사하고 있다. 즉 해석적으로 예견되던 바와 같이 헌치 웨브의 스트럿 거동으로 인해 중립축이 크게 변동치 않음을 입증하는 것이다. 또한 실험에서 관측된 헌치 웨브의 주변형도방향(principal strain direction) 데이타 역시 헌치 웨브가 실제로 스트럿 작용을 함을 입증하였다.

3.4 리브 접합부

철골모멘트 접합부의 연성능력 증진을 위한 다양한 방안들이 1994년 노스리지 지진 이후 제시된 바가 있다. 가장 널리 쓰이는 전략은 접합부를 보강하거나 보를 약화시켜서 소성힌지의 위치를 기둥 외주면에서 보의 내부로 유도하는 것이다. 그림 16의 리브 접합부는 Zekioglu 등[18]이 실험한 접합부상세(시험체 COH-1)를 보여준다. 이 접합부는 리브에 의한 보강 및 보플랜지의 약화 방안을 혼용한 것으로 볼 수 있다. 일반 엔지니어의 경우, 리브에 의한 보강은 접합부의 단면2차모멘트의 증가를 가져오고, 단면2차모멘트의 증가는 그루브용접부의 휨응력도를 감소시킬 것이므로 용접부의 취성파단이 방지될 것이다라고 생각하는 것이 보통이다. 본 연구자는 선행연구에서 초등휨이론에 기초한 이러한 사고가 적절치 않음을 지적하고 새로운 설계법을 제시한 바가 있다.[19] 본절에서는 필자의 선행연구를 토대로 리브 접합부의 응력전달 메커니즘을 간략히 고찰하고자 한다.

리브 접합부의 역학적 거동에 대한 통찰을 얻기 위해 Zekioglu 등의 시험체 COH-1을 범용 유한요소해석 프로그램 ABAQUS를 사용하여 해석하였다. 그림 17은 C3D8요소를 사용하여 얻어진 유한요소 메쉬를 보여준다. 유한요소모델의 전반적 타당성을 먼저 검증하기 위해, ABAQUS 해석에서 얻어진 보단부 하중 대 보단부 변위관계를 실험에서 얻어진 엔빌로프와 비교한 것이 그림 18로서, 대체로 잘 일치함을 보여주고 있다.

그림 19는 보와 리브를 일체단면으로 고려하는 초등휨이론에 의한 휨응력도 프로필과 ABAQUS해석에 의한 휨응력도 프로필을 비교한 것이다. 리브 접합부의 응력전달은 초등휨이론에 의해서는 신뢰성있게 예측되지 않음을 잘 보여주고 있다. 특히 초등휨이론은 보플랜지 그루브용접부의 휨응력을 매우 과소평가하고 있다. 그림 20은 기둥 외주면에서의 각 접합요소의 전단응력 전달비율을 보여주는 것이다. 초등휨이론에 의한 기대와는 전혀 달리, 리브는 가한 보 전단력의 168%을 전달하고 보 웨브에는 전단응력의 역전현상이 발생하고 있다. 그림 21에 나타낸 리브의 주응력분포는 리브에 존재하는 대각선방향의 스트럿작용을 잘 보여주고 있는데, 바로 이 스트럿 거동에 의해 전단력의 역전현상을 설명할 수 있다. 수평헌치의 웨브와 흡사한 응력전달을 하고 있음을 알 수 있다.

이상의 논의에서 고찰한 바와 같이 리브 접합부의 설계에는 리브의 스트럿 거동이 반영되어야 타당하다. 그림 22은 필자가 선행연구에서 리브를 등가스트럿(곧 트러스요소)으로 이상화하여 제시한 보와 리브 사이의 상호작용 모델을 보여주고 있다. 필자의 방안을 따르면 리브와 보의 계면에 작용하는 상호작용력을 간단히 계산할 수 있다. 이 이후는 정정구조물의 문제로 귀착되므로 필자가 제시한 단계별 절차에 의해 합리적으로 설계를 수행할 수 있다. 좀더 자세한 사항은 필자의 졸고[19]를 참조하기 바란다. 이하에서는 해석적으로 예견되던 리브 접합부의 스트럿 거동을 실물대 실험에서 실제로 확인한 결과를 소개하고자 한다.

그림 23은 필자가 제시한 응력전달모형 및 설계법을 실험적으로 검증하기 위해 사용된 시험체 가운데 하나이다.[20] 본 시험체에서는 리브단부의 외측에 보플랜지를 radius-cut형태로 약간 절취하여, 소성힌지를 리브의 외

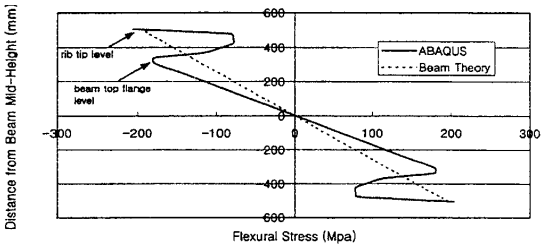


그림 19 휨응력도 프로필 비교

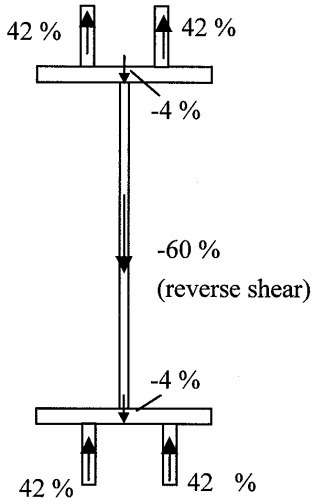


그림 20 기둥 외주면에서의 전단응력 전달패턴

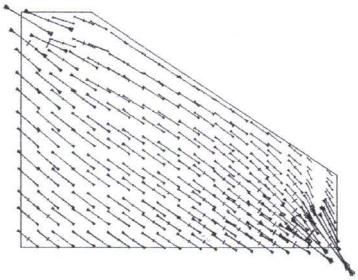


그림 21 리브의 주응력 분포

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

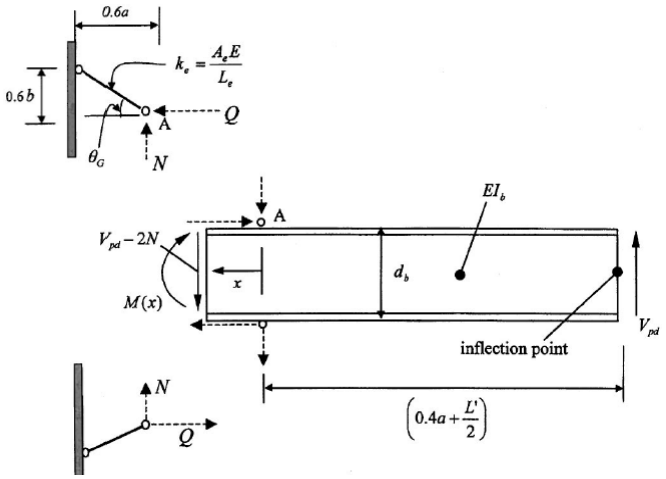


그림 22 등가스트럿에 의한 리브접합부의 응력전달모형

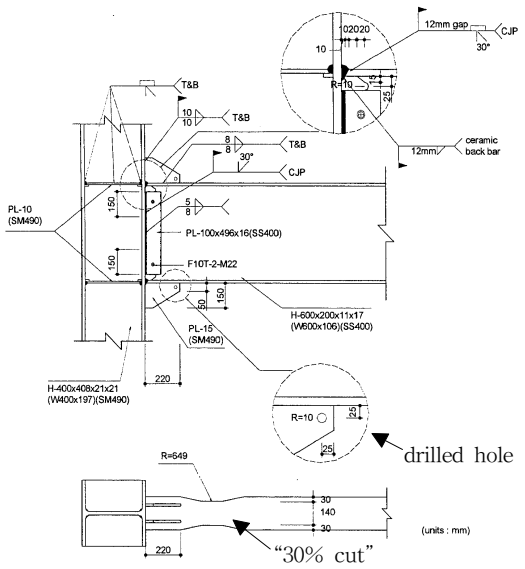


그림 23 리브 접합부 시험체 상세의 예

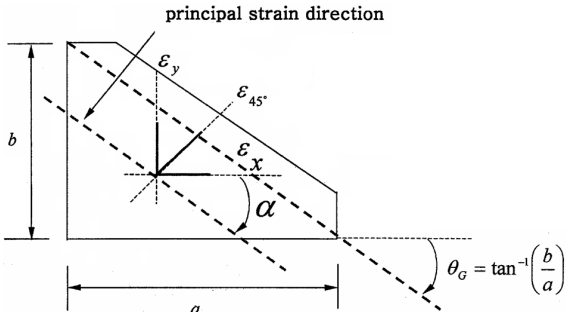


그림 24 주변형도 및 리브 대각선의 방향

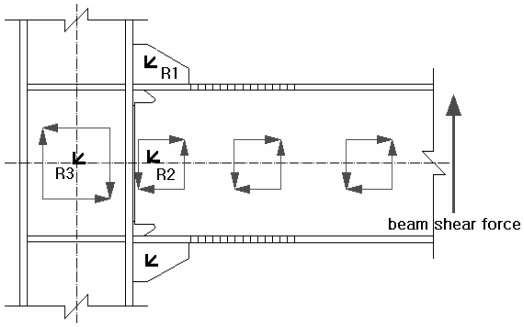


그림 25 로젯 스트레인 게이지 부착위치 및 초등휨이론에 의한 전단응력도의 방향

표 1 실험에서 계측된 주변형도 방향 및 리브 대각선 방향의 비교

Story drift ratio (%)	Rosette strain ($\times 10^{-6}$)			Principal strain ($\times 10^{-6}$)			
	ε_x	$\varepsilon_{45°}$	ε_y	ε_1	ε_2	α	θ_G
0.375	190	-45	19	294	-84	32	34
1.0	389	-127	109	650	-152	35	34
1.5	432	-102	142	702	-128	35	34
2.0	486	-73	163	754	-104	34	34
3.0	557	-63	176	837	-103	33	34
4.0	611	-26	157	852	-85	31	34

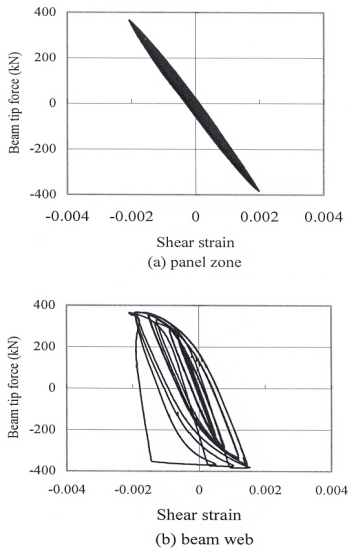


그림 26 로젯 스트레인 게이지 R2(보 웨브) 및 R3(패널 존)에서 계측된 전단변형도 비교

측에서 형성되게 하는 동시에 리브의 균열발생 원인이 되는 보 플랜지의 국부좌굴을 리브영역의 외측으로 밀어내려는 설계의도가 반영되어 있다. 그림 24는 리브에 부착한 스트레인 게이지 로젯(R1)에서 관측된 주변형도(principal strain) 의 방향과 리브의 대각선의 각도를 정의한 것이다(스트레인 로젯의 번호는 그림 25 참조). 표 1은 실험에서 관측된 주변형도의 방향과 리브의 대각선 각도를 비교한 것으로서, 양자는 실험의 전응답에 걸쳐서 잘 일치

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

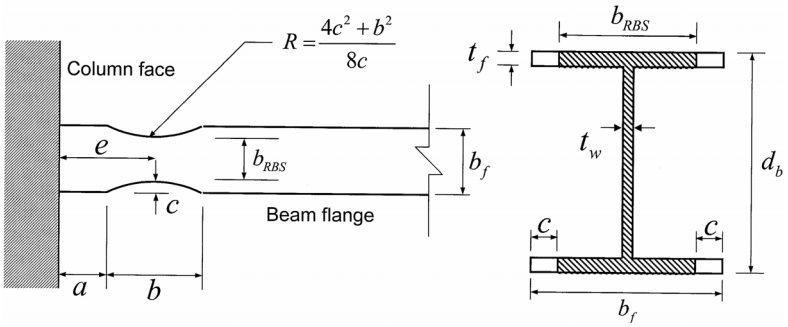


그림 27 원주형 절취 RBS 접합부의 전형적 형상

그림 28 RBS에 형성된 소성힌지

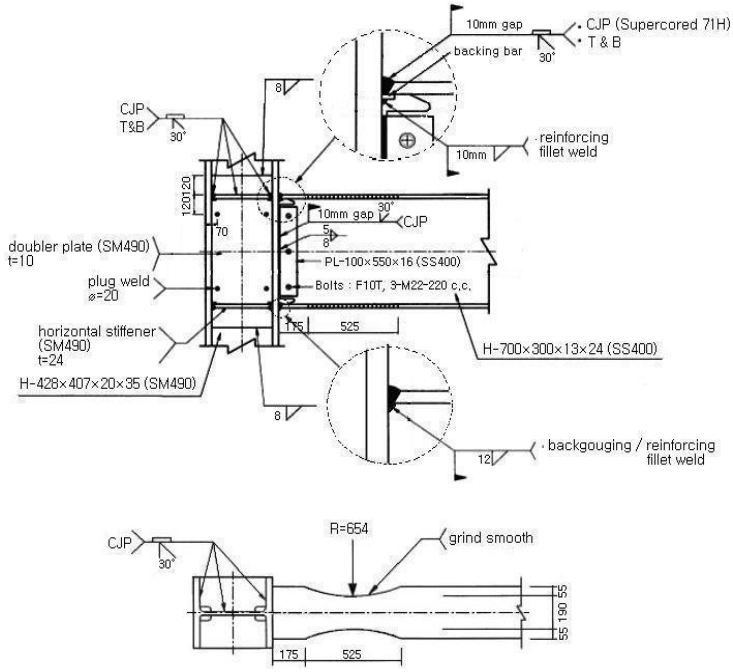


그림 29 RBS 접합부 시험체 상세의 예

하고 있다. 즉 앞의 해석에서 예견되던 리브의 스트럿 거동을 실험적으로 입증하는 것이라 하겠다. 설계법의 제안 시 가정한 것처럼, 리브는 리브의 경사각 방향으로 스트럿 거동을 보인다. 만일 리브접합부의 응력전달거동이 초등휨이론을 따른다면, 그림 25의 GAGE R2 및 R3에서 계측된 전단응력도의 부호는 서로 반대가 되어야 한다. 그러나 그림 26의 계측결과가 보여 주듯이 양자의 부호는 일치하고 있는데, 이는 보 웨브에서 전단력의 역전현상이 실제로 발생하고 있음을 입증하는 것이다.

3.5 RBS 접합부

1994년 노스리지 지진 이후 제시된 여러 가지 새로운 접합부 디테일 가운데, 비교적 단기간에 가장 환영받는 상세로 자리매김한 것이 소위 RBS(reduced beam section 또는 dogbone) 접합부이다(그림 27). 즉, 접합부에 인접한 보 플랜지의 일부를 전략적으로 절취하여, 이 절취된 부분에 안정된 소성힌지를 발현시켜서 취약한 용접부를 효과적으로 보호하는 RBS 접합부는 수 많은 실험을 통하여 뛰어난 연성능력이 확인된 바가 있다(그림 28 참조). "약화전략(weakening strategy)"에 의한 RBS접합부는 제작비용이 저렴하고 기둥과 패널존에 부과하는 강도수요도 감소되는 장점도 있다. 그러나 이 접합부의 경우도, 응력전달 메커니즘을 분명히 이해하고 사용될 필요가 있다.

그림 29는 필자가 시험한 RBS 접합부 시험체 상세를 보여주고 있다.[21] 그림 30은 이 시험체의 유한요소해석에서 얻어진 접합부 부근의 주응력 분포를 도시한 것이다. 이 접합부 역시 초등휨이론에 의한 기대와는 달리 보 웨브의 스트럿 거동이 현저하다. 즉 접합부 부근에서 힘은 대각선 방향으로 흘러서 보 웨브의 상하 코너로 전달되고 있다. 결과적으로 중립축 부근의 보 웨브는 응력의 공백상태에 있어 힘의 전달에 무력하고, 보 플랜지가 상당 부분의 전단력을 전달해야 하므로 보 플랜지가 과응력을 받을 가능성이 여전히 존재한다. 전체적으로 응력전달 메커니즘은 PN 형식 접합부와 크게 달라진 것이 없다.

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

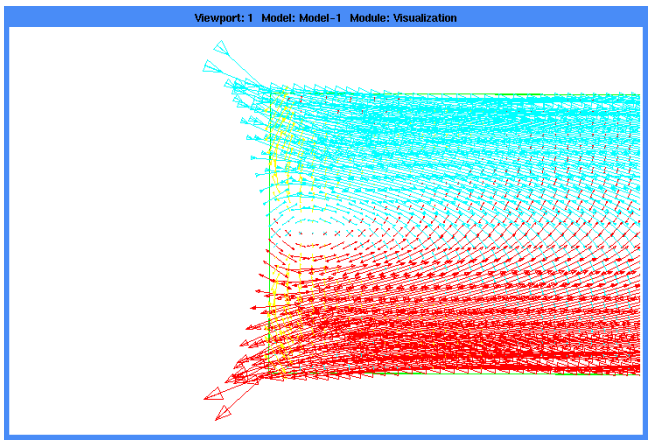


그림 30 접합부 부근의 주응력 분포

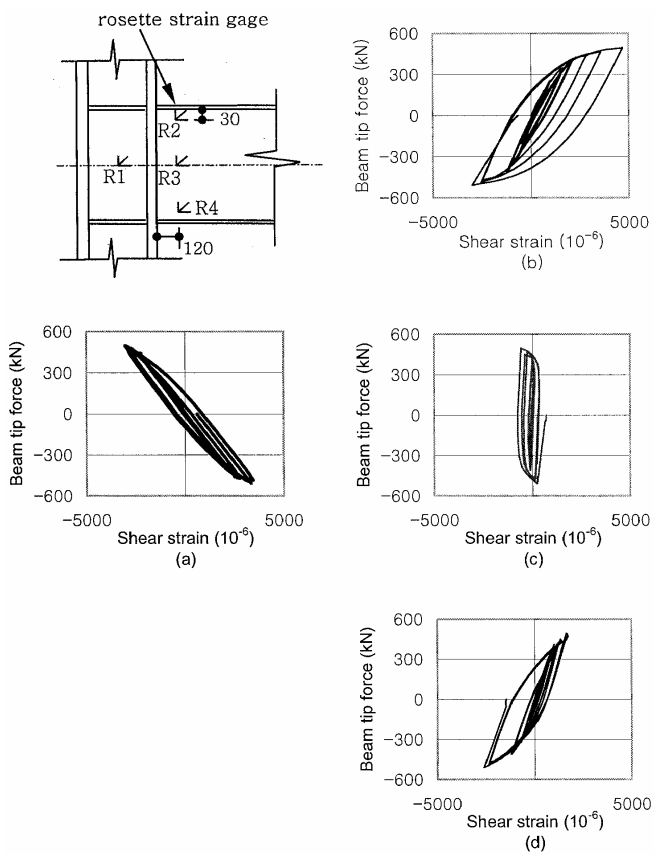


그림 31 접합부 주변의 전단변형도 계측결과

그림 31은 패널존 및 기둥 외주면에 근접한 보 웨브에 설치한 스트레인 로젯에서 계측된 전단변형도 응답을 도시한 것이다. 만일 응력전달 메커니즘이 초등휨이론을 따른다면, GAGE R2, R3, R4 간에는 부호는 서로 같아야 하고, 이들과 GAGE R1의 부호는 반대가 되어야 한다. 그러나 그림 31은 그 반대의 결과를 보여준다. 앞에서의 유한요소해석에서 예견되던 바와 같이, RBS 접합부 역시 중립축 부근의 보 웨브에서 응력전달에 매우 무력함을 잘 보여주고 있다(실제로는 전단응력의 역전현상이 미소하게 발생). 따라서 초등휨이론에 의한 응력전달 메커니즘을 가정하고 접합부 설계를 수행하는 것은 RBS접합부의 경우에도 적절치 않음을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 H형강 기둥의 강축방향으로 접합되는 5가지 형식의 접합부(PN형식, 삼각헌치, 수평헌치, 리브, 및 RBS 접합부)의 응력전달 메커니즘을, 필자의 선행연구를 토대로, 분석 및 정리한 결과를 요약하면 다음과 같다:

i) 거의 모든 용접 철골 모멘트접합부의 응력전달 메커니즘은, 접합부 부근에 존재하는 경계조건효과로 인해, 흔히 설계에서 가정하는 초등휨이론에 의한 그것과 현저히 다르다.

ii) 보 웨브, 수평헌치의 웨브, 리브와 같은 접합부의 수직 플레이트 요소는 스트럿 거동을 통하여 응력을 전달하는 특징을 지니고 있다. 특히 수평헌치의 웨브와 리브 플레이트는 응력전달거동에 있어 매우 흡사한 면이 있다. 이들 수직 플레이트 요소에 존재하는 스트럿 작용을 통하여 해석 또는 실험에서 관측되는 전단력의 역전현상을 설명할 수 있다. 이러한 전단력의 역전현상은 초등휨이론에 의해서는 설명이 불가능함은 재론의 여지가 없다.

iii) RBS 접합부의 응력전달 메커니즘은 PN형식 접합부의 그것과 본질적으로 동일하다. 따라서 보 웨브 접합부는 양 접합부 모두 유사트러스(truss analogy)모델에 의해 설계하는 것이 합리적일 것으로 사료된다.

iv) 접합부의 응력전달 메커니즘이 제대로 파악되지 않으면 접합요소의 설계를 합리적으로 수행할 수가 없을 뿐만 아니라, 접합부 응력전달의 예측에 있어서의 오류는 접합부 취성파괴의 주요한 원인이 될 수 있다. 따라서 어떤 접합부의 설계법을 성공적으로 개발하기 위해서는, 접합부 응력전달 메커니즘을 정확하게 이해하는 작업이 선행되어야 한다.

v) 가능하면 접합부 응력전달 메커니즘을 이상화하여 단순화된 응력전달모형을 정립한 후, 이를 기초로 설계법을 개발하는 것이 실무활용의 측면에서 바람직하다. 본 연구에서 소개한 몇 가지 응력전달 모형은 이러한 관점에서 개발된 것이다.

감사의 글

본 연구를 위한 2003년도 서울대학교 신임교수 연구정착금 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. SAC, “Seismic design criteria for new moment-resisting steel frame construction,” *Report No. FEMA 350*, SAC Joint Venture, Sacramento, Calif, 2000.

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr

2. Lee, C.-H. and Uang, C.-M, "Analytical modeling of dual panel zone in haunch repaired steel MRFs," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 123, No.1, 1997, pp. 20-29.
3. Popov, E. P., Yang, T.-S. and Balan, T., "Steel MR Connection Design Critically Reviewed," *Proc. of EERC-CUREe Symposium in Honor of Vitelmo V. Bertero*, 1997, pp. 65-74
4. Goel, S. C., Stojadinovic, B, and Lee, K.-H, "Truss Analogy for Steel Moment Connections," *Engineering Journal*, 2nd Quarter, 1997, pp. 43-53.
5. Gere, J. M. and Timoshenko, S. P. Mechanics of Materials, Brooks/Cole Engineering Div., Calif, 1984.
6. Lee, C.-H. and Yoon, T.-H, "Analytical re-examination of shear transfer in welded steel moment connection," *Proc. of 1st Japan-Korea Joint Seminar on Earthquake Engineering for Building Structures*, Seoul, Korea, 1999, pp. 119-128.
7. Uang, C.-M. and Bondad, D, "Static Cyclic Testing of Pre-Northridge and Haunch Repaired Steel Moment Connections," *SAC 96-01*, Part 1, 1996, pp. 133-139.
8. Lee, C.-H. and Park, J.-W, "Full-scale cyclic seismic testing of column-tree steel moment connections," *Journal of Korea Society of Steel Construction*, Vol. 10, No. 4, 1998, pp. 629-639.
9. Miller, D. K., "Lessons learned from the Northridge earthquake," *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos. 4-6, 1998, pp. 249-260.
10. Bruneau, M., Uang, C.-M. and Whittaker, A. *Ductile Design of Steel Structures-Design of ductile moment-resisting frames*, MaGraw-Hill, New York, NY., 1998, pp. 273-380.
11. Stojadinovic, B., Goel, S. C., Lee, K.-H., Margarian, A. G. and Choi, J.-H, "Parametric tests on unreinforced steel moment connections," *Journal of Structural Engineering* ASCE, Vol. 126, No. 1, 2000, pp. 40-49.
12. Uang, C.-M., Bondad, D. and Lee, C.-H., (1998). "Cyclic Seismic Performance of Haunch Repaired Steel Moment Connections: Experimental Testing and Analytical Modeling," *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos. 4-6, 1998, pp. 552-561
13. Uang, C.-M., Yu, Q.-S., Noel, S. and Gross, J., "Cyclic Testing of Steel Moment Connections Rehabilitated with RBS or Welded Haunch," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 1, 2000, pp. 57-68.
14. Yu, Q.-S., Uang, C.-M. and Gross, J., "Seismic Rehabilitation Design of Steel Moment Connection with Welded Haunch," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 1, 2000, pp .69-78.
15. SAC, *Technical Report: Experimental Investigations of Beam-Column Subassemblies*, Report No. SAC-96-01, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 1996.
16. Lee, C.-H. and Uang, C.-M. "Analytical modeling and seismic design of steel moment connections with welded straight haunch," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 127, No. 9, 2001, pp. 1028-1035
17. Lee, C.-H., Jung, J.-H., Oh, M.-H. and Koo, E.-S., "Cyclic seismic testing of steel moment connections reinforced with welded straight haunch," *Engineering Structures*, Vol. 25, 2003, pp. 1743-1753.
18. Zekioglu, A., Mozaffarian, H., Chang, K. L. and Uang, C.-M. "Designing After Northridge," *Modern Steel Construction*, 37 (3), 1997, pp. 36-42.
19. Lee, C.-H., "Seismic design of rib-reinforced steel moment connections based on equivalent strut model," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 128, No. 9, 2002, pp. 1121-1129.
20. Lee, C.-H., Jung, J.-H., Oh, M.-H. and Koo, E.-S., "Experimental study of cyclic seismic behavior of steel moment connections reinforced with ribs," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 131, No. 1, 2005, pp. 108-118.
21. Lee, C.-H., Jeon, S.-W., Kim, J.-H., Kim, J.-H. and Uang, C.-M., "Seismic performance of reduced beam section steel moment connections: effects of panel zone strength and beam web connection method," *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 3449.

All Digital Rights Reserved.
Architecture & Urban Research Information Center, http://www.auric.or.kr