

# RHS 기둥-H형강보 접합부의 내진보강 설계

## Seismic Retrofit Design of RHS Column-to-H Beam Connections

김 영 주<sup>1)</sup> · 오 상 훈<sup>2)</sup>

Kim, Young Ju · Oh, Sang Hoon

요 약 : 본 논문의 목적은 슬래브가 있는 RHS 기둥-H형강보 접합부의 내진보강설계방법을 제안하는 것이다. 모멘트접합부의 내진보강에 관한 이전 연구를 참조하면, 보강된 RBS(SR) 또는 연장된 수평스티프너(LH)를 가진 접합부는 응력/변형도 집중의 저감에 매우 효과적인 것으로 밝혀졌다. 따라서 두개의 내진보강방법, 즉, 보강된 RBS(SR)과 연장된 수평스티프너(LH)를 사용한 새로운 설계절차를 제시하였다. 게다가 본 논문에는 접합부의 내진보강방법을 향상시키기 위한 다양한 상세 및 방법 등이 기술되었다. 끝으로 설계방법의 검증을 위해서 파일럿테스트를 실시하였다.

ABSTRACT : The objective of this paper is to propose retrofit design methods of the RHS column-to-H beam connections with floor slabs. Referring to previous studies on the retrofitting of moment connections, it is clear that connections retrofitted with a stiffened RBS (SR) or a lengthened horizontal stiffener (LH) has an effect on decreasing the stress/strain concentration. A new design procedure using these two retrofitting methods was thus presented. In addition, this paper addressed various design or detailing options and recommended a procedure for designing the improved retrofitting method of steel moment connections. Finally, a pilot test was conducted to verify the design procedure.

핵심 용어 : 내진보강, 기존철골모멘트접합부, 설계절차, 보철취형접합부, 수평스티프너, 파일럿테스트

KEYWORD : Retrofit, Existing steel moment connection, Design procedure, Reduced beam section, Horizontal stiffener, Pilot test

### 1. 서론

최근 국내에서는 단면성능 및 내진성능의 우수성 때문에 각형강관(Rectangular Hollow Section, 이하 RHS)기둥의 사용이 대형 또는 고층건축물을 중심으로 사용성이 증대되고 있다. 특히 지진이 빈번히 발생하는 일본에서는 오래전부터 RHS 기둥을 매우 많이 사용하여왔다. 그러나 효고현남부지진으로 인해서 RHS 기둥-철골보 접합부의 파단이 다수 발생하였고(日本建築學會, 1995) 이에 대한 많은 연구를 해왔다. 岡田 健(2001) 등은 효고현남부 지진에서 발생한 접합부의 취성파단을 검증하는 실험을 실시하였고, 결과적으로 슬래브가 있는 합성보의 경우에는 중립축을 상승시켜 하부플랜지의 응력집중이 매우 크게되어 조기 취성파단한 사실을 밝혔다. 이후에 岡田 健(2002) 등은 접합부 취성파단의 다른 원인으로 접합부에서 보웨브의 모멘트전달효율의 저하를 지적하였다. RHS 기둥의 플랜지면은 보에서 전달된 모멘트를 전달할 때 면외변형이 발생하기 때문이다. 이는 H형강기둥을 가진

접합부에서는 발생하지 않는 매우 다른 파괴모드이다. 즉, H형강기둥을 사용할 때와 RHS 기둥을 사용할 때의 보가 기둥에 전달하는 응력의 전달메커니즘이 다르다는 것을 말해 준다. 또한 연구에서는 보웨브의 모멘트전달효율이 저하하면 보 플랜지로 응력이 집중되어 접합부의 파괴가능성이 더욱 증대됨을 또한 밝혔다.

김영주(2003) 등도 RHS 기둥을 가진 접합부 실험을 재현하여 취성파단하는 결과를 관찰하였고, 오상훈(2004) 등은 이러한 슬래브효과와 모멘트전달효율을 고려하여 접합부의 변형능력을 향상시키기 위해서는 수평스티프너를 사용하여 하부플랜지를 중심으로 보강하는 것이 매우 효과적임을 밝혔다. 또한 김영주(2006) 등은 하부플랜지의 내진보강하는 방법을 사용하여 접합부의 설계식을 정립하고자 보웨브의 모멘트전달효율이 접합부에서 보플랜지의 응력집중과 변형능력에 미치는 영향을 파악하였고, 기둥플랜지의 면외변형에 관한 것은 항복선이론을 바탕으로 이론적인 연구도 수행하였다. 이 후의 추가적인 연구(오상훈, 2005)에서는 내진보강에 관한 다양한

1) 교신저자. 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학과 BK21 연구교수, 공학박사  
(Tel. 02-921-7983, Fax. 02-921-2439, E-mail : kj282@empal.com)

2) 정회원, 부산대학교 건축학부 교수, 공학박사(osh@pusan.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2009년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

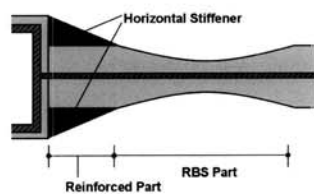
상세를 검토하고자 비선형유한요소해석을 실시하였다. 변수해석을 실시한 결과 보강된 RBS(Stiffened RBS, 이하 SR) 접합부와 연장된 수평스티프너(Lengthened horizontal stiffener, 이하 LH) 접합부가 보플랜지의 응력저감이 가장 탁월하였다.

본 연구의 목적은 기존 철골모멘트접합부의 내진보강방안 및 설계절차를 제시하는 것이다. 따라서 이전 연구를 참조하여 변수해석을 통해 두개의 내진보강접합부를 제안하였고 이에 대한 설계절차를 기술하였다. 또한, 내진보강 접합부의 설계 및 성능검증을 위해서 파일럿 테스트를 실시하였다.

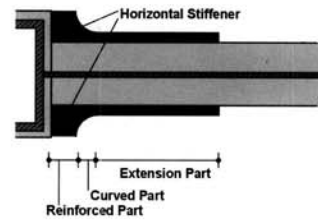
## 2. 제안 내진보강 접합부

본 연구에서는, 이전 연구(오상훈, 2005)를 참조하여 변수해석을 통해 내진보강효과가 큰 SR 접합부와 LH 접합부를 내진보강접합부로 제안하였다. 그림 1을 참조하면 SR 접합부는 기존의 RBS 접합부에 삼각형모양의 수평스티프너로 보강한 것으로서, 보강부(Reinforced Part)와 절취부(RBS Part)로 구성되고, LH 접합부는 형상이 보강부(Reinforced Part), 곡선부(Curved Part) 그리고 연장부(Extension Part)로 구성된 수평스티프너로 보강한 것이다. SR 접합부는 보의 단면을 줄여서 기둥단부면에서의 모멘트를 저하시킴으로써, 기둥으로부터 일부 떨어진 거리에서 소성현지를 유도한 것이다. LH 접합부는 접합부를 보강함으로써 기둥면으로부터 일부 떨어진 보단면에 비탄성거동이 발생하도록 한 것이다.

두 접합부는 모두 하부플랜지에만 보강이 실시되었는데 이는 상부플랜지에는 슬래브가 있기 때문에 상부플랜지 측의 보강을 고려하면 슬래브의 일부를 제거해야 하는 관계로 시공성에 있어서 매우 곤란한 점이 있다. 따라서 기존접합부의 보강에 목표를 둔 본 연구에서는 하부플랜지에만 보강공법을 적용하였다.



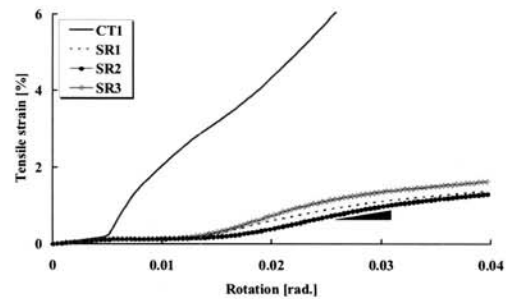
(a) SR 접합부



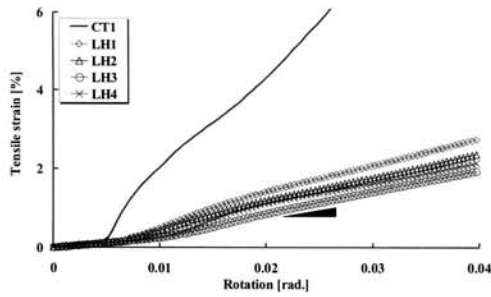
(b) LH 접합부

그림 1. 제안된 내진보강 접합부(하부플랜지)

오상훈(2005) 등의 연구에서는 본 연구에서 제안된 두 보강접합부의 유한요소해석을 통해서 응력이 집중가능한 지점의 변형도를 체크하여 아래와 같이 인장변형도와 회전각과의 관계를 그림 2에 나타냈다. 그림에서 CT1은 기존의 접합부 상세(Conventional Type)를 가진 접합부로서 1995년 효고현 남부지진에서 많은 피해를 받았다. 아래의 그림 2에서 같은 회전각에서 CT1 접합부의 변형도가 SR이나 LH 접합부의 변형도보다 매우 크게 나타나고 있다. 특히, 항복이후에 CT1의 변형도는 회전각의 증가에 따라서 급격히 증가하는 양상을 띠고 있다. 이는 CT1 접합부의 취약부분 즉, 완전용입용접부와 스킨립이 존재하여 변형능력이 열등한 부분에 변형도가 집중하고 있다는 것을 의미하며, 조기 취성파단할 가능성이 매우 크다는 것을 제시한다. 그러나 SR과 LH 접합부의 변형도는 항복후에 회전각이 증가해도 변형도 증가율이 매우 완만하다는 것을 알 수 있으며, 이는 용접부와 스킨립이 있는 기둥단부의 변형이 증가하는 대신에 미리 항복준으로 설정한 SR 접합부의 절취부와 LH 접합부의 연장부에서 많은 변형도가 발생하기 때문이다. 이러한 사실을 통해 제안된 두 접합부는 하부플랜지에 응력분산용 수평스티프너를 둠으로써 상대적으로 취약한 기둥단부의 보플랜지에 가해지는 부담을 완화시키기 때문에 내진보강효과가 매우 큰 접합부라고 할 수 있다.



(a) SR 접합부



(b) LH 접합부

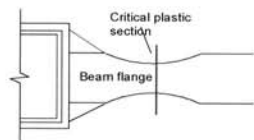
그림 2. 인장변형도-회전각 관계

### 3. 접합부 내진보강설계의 준비

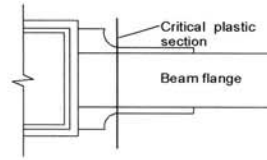
#### 3.1 임계소성단면(Critical Plastic Section)

설계절차에 나타난 두 접합부에 대해서, 보의 항복은 기둥-보 접합부 즉, 용접부가 있는 기둥단부를 벗어난 구간에 발생하도록 하는 것이 좋다. SR 접합부에 있어서, 항복은 보의 절취부(RBS Part)에서 발생한다. LH 접합부에 있어서, 항복은 수평스티프너의 보강부를 지나 곡선부와 연장부가 만나는 부분에서 발생한다. 보강접합부의 설계에서는 보의 항복구간 내에서 발생 가능한 최대모멘트를 평가할 필요가 있다. 이 최대모멘트는 보의 항복응력과 변형경화를 고려한 실질적인 값을 기반으로 하여 계산해야 한다.

이 연구에서는 소성현저 발생에 따른 설계절차상의 내력에 관한 혼란을 피하기 위해서, 계산되고 관찰된 내력의 조정을 편리하게 하도록 하는 임계소성단면(Critical Plastic Section)을 결정하였다. 각각의 접합부에 대해서, 임계소성단면은 가해진 모멘트에 대한 보의 저항모멘트의 비가 최소가 되는 보의 길이에 따른 점이다. 따라서 일반적으로 임계소성단면은 최대비탄성변형이 일어나는 보의 단면이라고 할 수 있다. 그림 3을 보면, SR 접합부의 임계소성단면은 절취부의 중심면이고, LH 접합부의 임계소성단면은 곡선부와 연장부가 만나는 경계면이라고 할 수 있다.



(a) SR 접합부



(b) LH 접합부

그림 3. 임계 소성단면 (Critical Plastic Section)

#### 3.2 SR과 LH 접합부의 형상과 크기

##### SR Connection

SR 접합부의 형상은 그림 4(a)에 나타나 있다. SR 접합부의 설계에서 중요한 결정사항은 절취부의 크기이다. SR 접합부의 형상은 기둥단면에서부터 절취부가 시작하는 곳까지의 거리(치수 a), 절취부의 길이(치수 b), 그리고 절취부의 깊이(치수 c)이다. 이 절취부의 형상은 기존의 Steel Design Guide Series 12 (AISC, 1999)를 참조하여 설계하였다. 치수 a는 권장하는 길이가 보플랜지 폭의 50% 이상으로 하는 것이 일반적이고, 치수 b는 보춤의 65~75%로 하였다. 기존의 연구결과를 기초로 하면, SR 접합부의 치수는 다음과 같이 결정가능하다.

$$a = (0.50 \sim 0.75)b_f \tag{1}$$

$$b = (0.65 \sim 0.85)d \tag{2}$$

여기에서,  $b_f$ 와  $d$ 는 각각 보플랜지폭과 보춤의 크기다.

SR 접합부에서 나머지 결정해야 할 중요한 치수는 c와 e이다. c와 e의 값은 절취부의 최대모멘트와 기둥단부의 최대모멘트를 각각 결정하는 중요한 값으로서 이는 다음절에 나오는 설계식에서 자세히 다루었다.

##### LH Connection

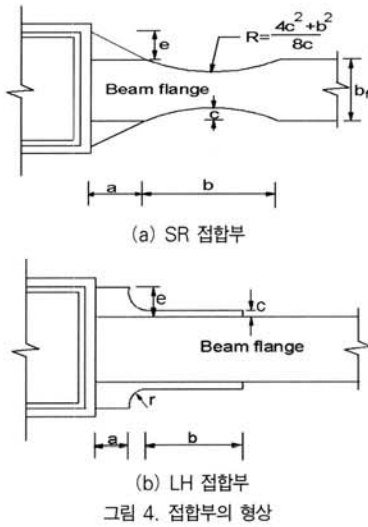
LH 접합부의 형상은 그림 4(b)에 나타나 있다. LH 접합부에서 결정해야 할 중요한 사항은 보강부(Reinforced Part)의 크기이다. 즉, 그림 4(b)에서 치수 a의 크기가 너무 작으면 기둥단부의 응력이 커지고 이와 반대로 너무 길어지면 내력이 상대적으로 증가되어 기둥에 전달되는 모멘트가 매우 커지기 때문에 주의할 필요가 있다. 또한 연장부(Extension Part)의 크기도 접합부의 성능에 중요한 요소이다. 이전의 실험결과 경험을 바탕으로 하면 연장부가 짧으면 상대적인 모멘트가 크기 때문에 연장부 끝단의 용접단부에서 균열이 발생하기 쉬운 상태가 될 가능성도 있고 또한 너무 길게되면 용접길이를 크게 하여 경제적으로 불리하게 된다. 오상훈(2005) 등

은 LH 접합부에 관한 변수해석을 실시하였고, 본 연구에서는 이 해석결과를 바탕으로 다음과 같은 수평스티프너의 크기를 제시하였다.

$$a = (0.50 \sim 0.75)b_f \quad (3)$$

$$b = (0.75 \sim 1.00)d \quad (4)$$

LH 접합부의 크기를 결정하는데 있어서 나머지 치수는  $c$ ,  $e$ 와  $r$ 이다. 치수  $c$ 와  $e$ 는 각각 연장부의 최대모멘트와 보강부의 최대모멘트를 결정하는 변수로서 접합부 설계에 있어서 중요한 요소이다. 치수  $r$ 은  $c$ 와  $e$ 가 정해지면 따라서 정해지는 값이다.



### 3.3 접합부의 내력

RHS 기둥의 면외변형에 의한 보웨브가 기둥에 전달하는 모멘트의 크기는 기둥플랜지의 항복선 이론으로 설명이 가능함을 이전 연구에서 보였다(김영주, 2006). 그림 5는 항복선 이론을 바탕으로 한 RHS 기둥의 면외변형에 의한 모멘트전달 메커니즘을 나타낸 것이다. 그림에서  $X$  부분이 보웨브의 모멘트를 전달하는 구간이고 두  $X$ 의 사이구간은 모멘트가 전달되지 않는 곳이다. 이 사이구간은 기둥플랜지의 두께가 얇을수록 증가하게 된다. 또한,  $X$  구간에서도 스캘럽의 크기 ( $S_r$ ) 만큼은 단면의 손실로 인해 보웨브의 응력을 기둥으로 전달할 수 없다. 그림 5의 왼쪽그림은 수치해석에 의한 Von Mises 응력이 제안된 항복선과 어느정도 일치함을 나타낸다

고 할 수 있다.

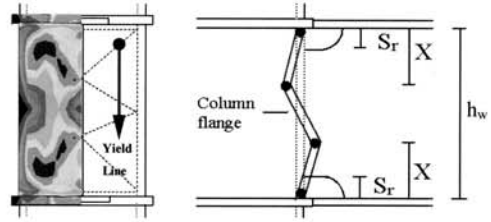


그림 5. RHS 기둥플랜지의 면외변형에 의한 항복선

森田耕次(1989) 등은 기둥플랜지의 항복선 이론을 기본으로 보웨브의 전달모멘트를 식(5)로 나타냈다.

$${}_wM_{tr} = (X - S_r) \times (h_w - X - S_r) N_{ow} \quad (5)$$

여기서,

$$X = \frac{-C_2 - \sqrt{C_2^2 - 4C_1C_3}}{2C_1}, \quad (t_s < X < h_d/2)$$

$$C_1 = -h_d(16M_0 + t_w h_c F_{yw})$$

$$C_2 = 24h_d(4t_s + h_d)M_0 - 2h_c^2 M_0 - h_d h_c t_w S_r F_{yw}$$

$$C_3 = -8h_d t_s (2t_s + h_d)M_0 + 4h_c^2 (t_s + h_d)M_0 - h_d h_c t_w S_r^2 F_{yw}$$

$$N_{ow} = \min [t_w F_{yw} 2S_w F_{yj} / \sqrt{6}, 2t_c F_{yc} / \sqrt{3}]$$

$$M_0 = t_c^2 F_{yc} / 4$$

이고  $S_r$  = 스캘럽 크기;  $S_w$  = 모살용접 크기;  $t_c$  = 기둥플랜지의 두께;  $F_{yj}$  = 모살용접의 항복응력;  $F_{yc}$  = 기둥플랜지의 항복응력;  $F_{yw}$  = 보웨브의 항복응력;  $h_c = D - t_c$ ;  $D$  = RHS의 바깥길이;  $t_s = (t_d - t_f) / 2$ ;  $t_d$  = 다이아프램의 두께;  $t_f$  = 보플랜지의 두께; 그리고  $h_d$  = 상·하다이아프램 사이의 안쪽 거리이다.

따라서 RHS 기둥을 가진 모멘트접합부의 내력은 식(5)에서 구한 웨브의 전달모멘트와 상·하보플랜지의 전단면을 고려한 소성모멘트를 합한 다음 식으로 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} M_{tr} &= {}_f M_{tr} + {}_w M_{tr} \\ &= Z_p \cdot F_{yf} + (X - S_r) \times (h_w - X - S_r) N_{ow} \end{aligned} \quad (6)$$

#### 4. 접합부 내진보강설계

그림 6과 같은 지진하중에 의한 모멘트 프로필을 기반으로 하여, 임계소성단면이 변형경화상태에 도달했을 때 보-기둥 접합부에 유입되는 휨모멘트의 크기( $M_F$ )가 기둥플랜지의 면외변형을 고려한 접합부의 내력( $M_{tr}$ )을 초과하지 않도록 관련식을 (7)~(8)에 나타내었다. 특히 그림 4의 치수 c와 e는 식 (7)~(8)을 만족하도록 적절히 조절하는 것이 필요하다.

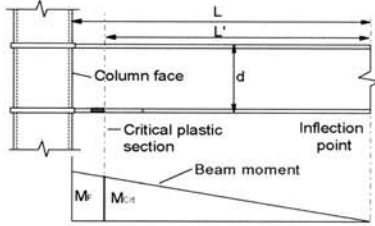


그림 6. 휨모멘트 프로파일

$$M_{Cr} = \alpha \cdot Z_{Cr} \cdot F_y \quad (7)$$

$$M_{tr} \geq M_F = M_{Cr} \cdot \left(\frac{L}{L'}\right) \quad (8)$$

단 위 식에서  $M_{Cr}$ 는 임계소성단면에서 변형경화상태에 도달했을 때의 휨 모멘트의 크기;  $Z_{Cr}$  = 임계소성단면에서의 소성단면계수,  $F_y$  = 강재의 실제 예상항복응력을 나타낸다. 본 연구에서는 AISC(1999)에 따라서  $\alpha$ 의 값을 1.1을 사용하였다.

#### 5. 파일럿 테스트 프로그램

##### 5.1 실험체 형상

접합부에는 H형강보(H-612×202×13×23)와 용접조립의 RHS 기둥(B-RHS-450×450×22)이 사용되었다. 기둥의 중심으로부터 가력점까지의 거리는 3500mm, 기둥의 상하지점 간 거리는 3000mm이며, 접합부는 각형강관 기둥과 철골보를 기둥관통형 다이아프램(공장용접)을 사용하여 용접 접합하였다. 플랜지는 스킨을 사용한 완전용입용접, 웨브는 모살용접이고, 스킨의 형상은 R=35mm인 개량하지 않은 중대형의 상세이다(그림 7(a)). 사용된 강재는 모두 SM490 이다.

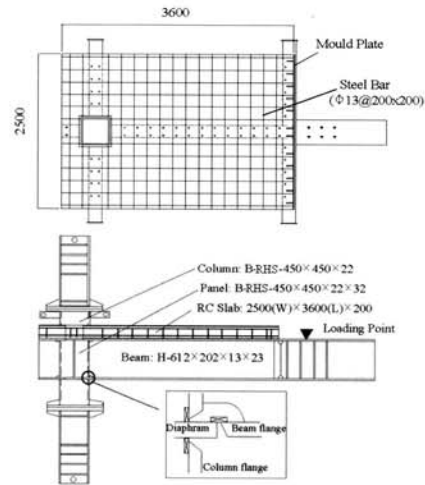
본 실험은 합성보접합부의 내진보강에 따른 변형능력에 주목

하였기 때문에 기둥의 축력은 무시하였고, 특히, 패널존은 기둥과 달리 B-RHS-450×450×32×22로 제작하여 접합부가 종국 상태에 이르렀을 때에도 탄성에 머물도록 계획하였다. 슬래브의 콘크리트는 설계강도  $F_c=240\text{kgf/cm}^2$ 의 보통 콘크리트이다. 슬래브는 철근콘크리트 슬래브이고, 데크플레이트는 사용하지 않았다. 슬래브두께는 200mm이고, 슬래브의 폭은 2500mm이다. 배근은 지름 13mm, 격자간격 200mm의 용접철망으로 2중배근 하였고, 스티드커넥터의 직경은 22mm, 길이는 150mm인 것을 사용하였다. 스티드는 2열 200mm 간격으로 배치하였고, 이 배치는 일본의 鋼構造限界状態設計指針・同解説(1998)을 참조하여 완전합성효과를 나타내도록 설계되었다.

파일럿 시험체, SR 접합부와 LH 접합부의 상세는 각각 그림 7(b)와 그림 7(c)에 나타냈다. 이 두 실험체는 기존 접합부의 내진보강을 재현하기 위해서 먼저 그림 7(a)와 같이 기본적인 형태로 제작하여 콘크리트슬래브까지 타설하였다. 이후에 SR 접합부는 절취부를 만들고 이 후에 수평스티프너로 용접보강하였다. LH의 경우에는 수평스티프너를 제작한 후에 완전용입용접에 의해서 내진보강공법을 적용하였다.

SR 접합부의 상세에 대해서, 치수 a는 보플랜지폭의 75%로 하였고, 치수 b는 보춤의 67% 정도의 크기로 하였다. 그리고 절취되는 치수 c는 보플랜지폭의 25%의 크기인 40mm로 하였다. LH 접합부의 상세에 대해서는, 치수 a는 보플랜지폭의 50%로 하였고, 치수 b는 보춤의 75% 정도의 크기를 취하였다. 그리고, 치수 c는 25mm로 하였다.

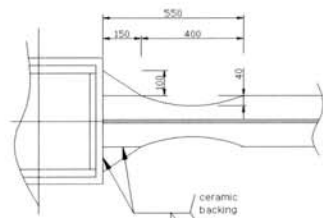
두 파일럿 테스트 접합부를 대상으로 3~5점의 설계절차에 따라 내진보강설계를 실시하였고, 그 결과를 간단히 요약하면 표 1과 같다.



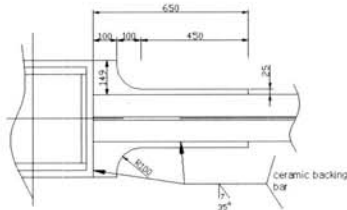
(a) 실험체의 기본형상

표 1. 접합부설계 요약

설계절차	계산	
	SR 접합부	LH 접합부
임계소성단면에서의 소성모멘트 [ $M_{Cr}$ ]	$M_{Cr} = 1.1Z_{Cr}F_{yc}$ $= 1126 kN.m$	$M_{Cr} = 1.1Z_{Cr}F_{yc}$ $= 1280 kN.m$
기둥단면에서의 요구모멘트 [ $M_F$ ]	$M_F = 1126 \left( \frac{3275}{2925} \right)$ $= 1261 kN.m$	$M_F = 1280 \left( \frac{3275}{2925} \right)$ $= 1363 kN.m$
보웨브가 기둥에 전달하는 모멘트 [ ${}_wM_{tr}$ ]	$C_1 = -137660 kN.cm$ $C_2 = 3390730 kN.cm^2$ $C_3 = 13983050 kN.cm^3$	$X = \frac{-C_2 - \sqrt{C_2^2 - 4C_1C_3}}{2C_1} = 28.2cm$ $\therefore {}_wM_{tr} = 187 kN.m$
보플랜지의 소성모멘트 [ ${}_fM_{tr}$ ]	${}_fM_{tr} = 1193 kN.m$	${}_fM_{tr} = 1240 kN.m$
접합부의 내력 [ $M_{tr}$ ]	$M_{tr} = {}_fM_{tr} + {}_wM_{tr}$ $= 1193 + 187 = 1380 kN.m$	$M_{tr} = {}_fM_{tr} + {}_wM_{tr}$ $= 1240 + 187 = 1427 kN.m$
Check	$M_{tr} \geq M_F, O.K$	$M_{tr} \geq M_F, O.K$



(b) SR 접합부(하부플랜지)



(c) LH 접합부(하부플랜지)

그림 7. 파일럿 실험체 상세

력장치사진을 그림 8에 나타냈다. 실험체와 반력벽과의 접합은 기둥상하단에 대해 핀접합부이고, 기둥직교보의 끝부분과 시험체 자유단에 면외변형을 구속하는 횡방지 구조를 설치하였다. 가력은 부재각  $\theta$ 에 따라 제어되었다. 부재각  $\theta$ 는 가력점의 연직변위  $\delta$ 를 기둥면에서 가력점까지의 거리(3275mm)로 나눈 순수 보만의 회전각이다. 가력은 슬래브가 압축을 받는 상부측 방향으로 시작하였으며 이 방향을 정방향(+)으로 하여 반복재하 하였다. 가력패턴은 탄성역에서 가력 후 변형진폭증분  $2s\theta_p$ 의 점증변위로 반복재하 하였다. 여기서,  $s\theta_p$ 는 순철골보의 전소성모멘트에 상응하는 회전각을 나타낸다. 또한, 변위 및 변형도를 측정하기 위해 변위계 및 변형도 게이지를 설치하였다. 실험에 사용된 모든 강재는 SM490이며, 콘크리트의 압축강도 시험결과, 28일 압축강도는  $260kgf/cm^2$ 으로 나타났다.

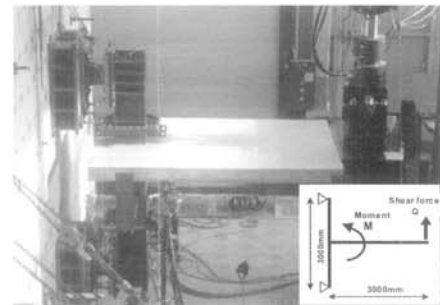


그림 8. 테스트 셋업

5.2 가력방법

실험은 최대하중용량 2000kN, 스트로크 용량  $\pm 300mm$ 의 성능을 가진 정적 액츄에이터를 사용하여 가력을 하였으며, 가

## 6. 파일럿 테스트 결과

### 6.1 하중-변형관계 및 파괴상황

그림 9는 접합부의 모멘트-소성회전각 관계를 나타낸 것이다. 소성회전각은 접합부의 탄성회전각을 제외한 소성변형에 의한 회전각을 의미한다. 그림 11에는 접합부가 파단한 사진을 나타냈다. 그림 9에는 내진보강 설계된 접합부의 내진성능을 비교하기 위해서 오상훈(2004) 등의 연구에서 실험한 기존 합성보접합부(CT, 본 연구에서는 CT)의 실험결과를 점선으로 함께 나타내었다. CT 접합부는 무보강접합부로서 3사이클의 정방향 가력 시에 슬래브에 의한 중립축상승과 기둥플랜지의 면외변형에 의해 스캐립 단부 즉, 하부플랜지의 중앙부근에서부터 균열이 시작되어 조기 취성파단하였다(그림 10(a)). 따라서 CT 접합부 약 1% rad.의 소성회전능력을 발휘하였다. 그러나 절취부를 두고 삼각형스티프너로 보강한 SR 접합부의 경우는 3사이클의 부방향 가력 시에 절취부의 압축플랜지에서 국부좌굴이 발생하기 시작하였고, 5사이클의 정방향 가력 시에 절취부의 플랜지에서 파단하였다. 이는 절취부가 이전 사이클 때 국부좌굴에 의해 변형된 상태에서 정방향을 받을 때 이 변형된 부분에서 균열이 시작되어 파단에 이른 것이다. 접합부는 비록 5사이클 가력 시에 파단하였지만 소성회전각은 약 3% rad. 정도로 우수한 변형능력을 발휘하였다. LH 접합부의 경우에는 4사이클의 부방향 가력 시에 수평스티프너가 끝나는 지점에서부터 미소하지만 횡비틀림좌굴이 발생하였다. 그리고 5사이클의 정방향 가력 시에 약 4% rad. 수준까지 소성변형능력을 발휘하다가 수평스티프너의 곡선부(Curved Part)와 스캐립 단부를 잇는 취성과단이 발생하였다. 비록 취성파단하였지만 LH 접합부도 약 3% rad. 이상의 소성변형능력을 발휘하였다. 이는 기존의 무보강접합부인 CT 접합부에 비해서 약 3배 이상의 변형능력을 발휘하였다.

### 6.2 변형도 프로파일

그림 11은 각 시험체의 변형도분포를 나타낸 것이다. 그림에서 가로축은 누적회전각(Cumulative Rotation)을 나타내고 수직축은 변형도의 크기(단위:  $\mu$ )를 나타내었다. 그림 12(a)는 각각 CT 접합부, SR 접합부 그리고 LH 접합부의 기둥면부근 보하부플랜지의 스캐립 저면에서 측정된 변형도 프로파일을 나타낸 것이다. CT 접합부의 경우 누적회전각이 증가함에 따라 변형도가 급격히 증가하는 것을 볼 수 있다. 누적회전각이 0.1rad.일 때 변형도는 매우 크다고 할 수 있는 약 10%를 나타내었다. 누적회전각이 0.1rad.일 때는 접합부의 회전

각이 0.014rad. 정도 되었을 때이다. 즉, 순철골접합부의 전소성모멘트에 상당하는 회전각의 2배 정도이다. 누적회전각이 0.1rad.일 때 SR 접합부의 변형도는 1.4% 정도이고, LH 접합부는 2.2% 정도를 나타내었다. 강제시험편의 인장시험결과를 보면 보통 탄성구간의 변형도는 약 0.2% 정도인 것을 감안하면 보강된 두 접합부는 회전각이 0.14rad.일 때 이미 탄성범위를 넘어섰다. 그러나 테스트를 실시한 접합부가 합성보접합부임을 가정하고 기존 CT 접합부에 비해서는 그 변형도 값이 약 1/5 수준으로 매우 저감되었음을 알 수 있다. 특히 소성힌지가 발생하도록 한 임계소성단면에서는 그림 11(b)에서 관찰되듯이 큰 변형도를 나타냈다. 이는 본 내진보강설계의 의도를 잘 반영하는 결과라고 할 수 있다.

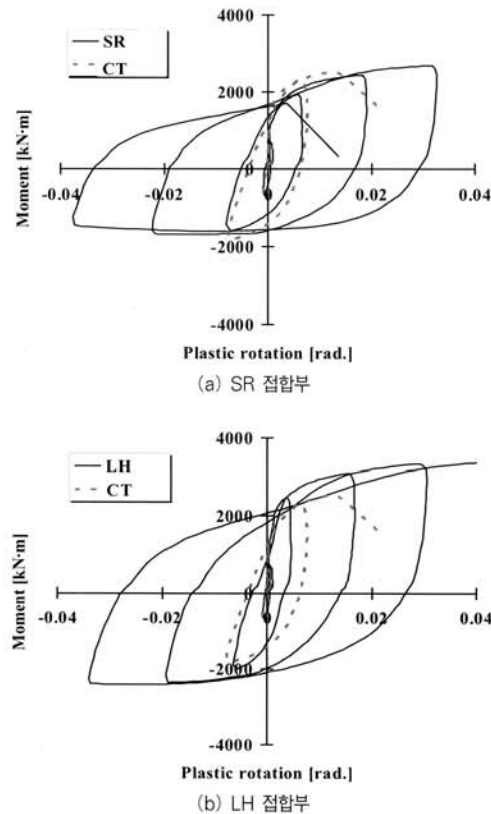


그림 9. 모멘트-소성회전각 관계

## 7. 결론

수평스티프너를 보강한 두 가지의 접합부에 대한 내진보강설계에 관한 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 제안된 SR 및 RH 접합부의 내진보강설계를 위해서, 소성힌지가 발생하는 임계소성단면의 위치를 선정하였고, 이전 해석결과를 바탕으로 한 접합부의 형상 및 크기 등을 식(1)~(4)에 제안하였다.
- (2) 본 연구에서는 RHS 기둥을 가진 모멘트접합부를 대상으로 하여 보웨브의 모멘트전달효율을 설계식에 반영하기 위해서, 기둥플랜지의 항복선 붕괴기구를 고려한 접합부의 내력을 다음과 같이 식(6)에 제안하였다.

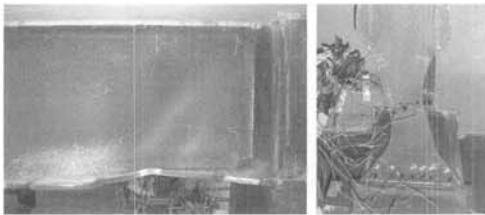
$$M_{tr} = f M_{tr} + w M_{tr}$$

$$= Z_p \cdot F_{yf} + (X - S_r) \times (h_w - X - S_r) N_{ow}$$

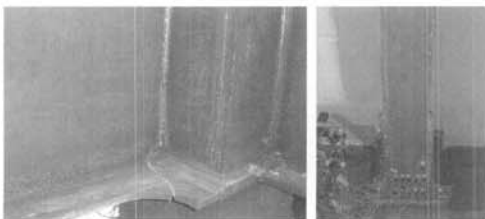
- (3) 본 연구에서 제시한 설계법에 의해 제작된 두개의 파일럿 시험체의 접합부는 기존 접합부에 비해서 약 3배 이상에 이르도록 매우 뛰어난 반복적 소성회전능력을 발휘하였다. 두 접합부의 임계소성단면으로 고려한 위치에서는 큰 변형도가 관찰되었는데 이는 본 연구에서 제안한 설계방안이 전반적으로 타당함을 나타내는 것이다. 본 연구는 실험조건 상 가장 엄격한 완전합성보일 경우에 한정된 것이다. 이 후에 실제 시공되고 있는 부분합성보에 대한 접합부의 내진성능에 관해서도 추후 연구가 필요하다.



(a) CT 접합부

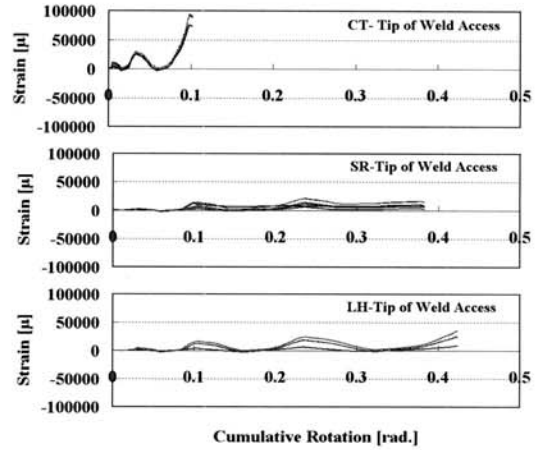


(b) SR 접합부

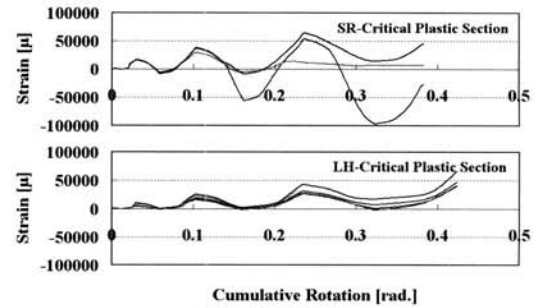


(c) LH 접합부

그림 10. 접합부 파단사진



(a) 스캐럴 단부



(b) 임계소성단면

그림 11. 변형도 프로파일(하부플랜지)

### 참 고 문 헌

김영주, 오상훈, 문태섭(2003), 슬래브의 합성작용을 고려한 기존 철골 모멘트접합부의 내진보강, 대한건축학회구조계 논문집, 19권 9호, 9월, p.3-10

오상훈, 김영주, 문태섭(2004), 바닥슬래브에 의해 구속된 철골 모멘트접합부의 내진보강에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회논문집, 제16권 2호, 4월, p.247-255

오상훈, 김영주, 문태섭(2005), 수평스티프너로 보강된 모멘트 접합부의 변형능력, 한국지진공학회 춘계학술발표대회논문집, 제9권 1호, 3월, p.220-227

김영주, 오상훈(2006), RHS기둥-보 접합부의 모멘트전달효율 평가, 한국지진공학회논문집, 제10권 4호, 6월, p.67-76

日本建築學會近機支部鐵骨構造部會(1995), 1995年兵庫縣南部地震鐵骨造建物被害調査報告書

岡田 健, 吳 相勳, 山田 哲, 今枝知子, 山口路夫, 和田 章(2001), 従來型の柱梁接合部を有する合成梁の變形能力に關する實驗的研究, 合成梁の變形能力を反映した鋼構造骨組の耐震性評價 その1, 日本建築學會構造係論文集, 9월, 第



- 547號, p.161-168
- 岡田 健, 吳 相勳, 松本 由香, 山田 哲(2002), 延性破壊するH形鋼梁の継手効率とひずみ集中率の關係, 日本建築學會大會學術講演梗概集, p.749-750
- 森田耕次, 江波戸和正, 船橋明之, 小南忠義 里見孝之(1989), 箱形斷面柱のかど溶接を部分溶込み溶接とした柱はり接合部の力學的舉動に關する研究, 日本建築學會構造係論文報告集, 第397号, p.48-59

鋼構造限界狀態設計指針・同解説, 日本建築學會, 1998

Steel Design Guide Series 12.(1999). Modification of existing welded steel moment frame connections for seismic resistance, AISC

(접수일자 : 2008. 2. 14 / 심사일 2008. 3. 10 /  
게재확정일 2008. 8. 10)