

## 반복재하 실험에 의한 고력볼트 철골 보 이음부의 내진거동 연구

### Cyclic Seismic Performance of High-Strength Bolted -Steel Beam Splice

이 철 호\*      박 종 원\*\*

Lee, Cheol-Ho      Park, Jong-Won

#### ABSTRACT

This paper presents the cyclic seismic performance of slip-critically designed, high-strength bolted-beam splice in steel moment frames. Before the moment connection reaching its plastic strength, unexpected premature slippage occurred at the slip-critically designed beam splice during the test. The experimentally observed frictional coefficients were as low as about 50 % to 60 % of nominal (code) value. Nevertheless, the bearing type behavior mobilized after the slippage transferred the increasing cyclic loads successfully, i.e., the consequence of slippage into bearing was not catastrophic to the connection behavior. The test result seems to indicate that the traditional beam splice design basing upon (bolt-hole deducted) effective flange area criterion may not be sufficient in developing the plastic strength of moment connections under severe earthquake loading. New procedure for achieving slip-critical beam splice design is proposed based on capacity design concept.

#### 1. 서론

철골모멘트접합부는 보-기둥 접합부를 공장용접하고 현장에서 보의 이음부 (beam splice)를 고력볼트로서 체결하는 “column-tree” 형식이 전통적으로 널리 사용되어 왔다 (Fig. 1 참조). 일반적으로 보 이음 위치는 소성힌지 (plastic hinge) 영역 외에 있는 것으로 가정하고 고력볼트 및 이음판의 설계는 볼트구멍의 면적을 공제한 보플랜지 및 보웨브의 유효단면적의 강도를 전달할 수 있도록 취급하는 것이 일반적 관행이다 [10].

보 이음부는 기둥 외주면에 가까이 위치하므로 강진에 의한 강력한 동하중이 작용할 경우 보-기둥 용접부와 마찬가지로 큰 휨모멘트를 반복적으로 받게 된다. 만일 보 이음부가 조기에 파단 (rupture) 된다면 철골모멘트골조의 구조적 일체성 (structural integrity)이 상실되어 골조의 안정성에 치명적인 영향을 미칠 수 있다. 따라서 보-기둥 용접부와 마찬가지로 보 이음부도 반복하중 하에서의 거동이 규명될 필요가 있다. 본 논문에서는 철골모멘트접합부의 내진성능을 평가하기 위한 반복재하 실험대 (full-scale) 실험과정에서 발생한 고력볼트에 의한 보 이음부의 슬립과 관련된 문제를 논의하고 새로운 보 이음부 설계방안을 제시하고자 한다.

#### 2. 실험 프로그램

\* 경남대학교 건축공학과 부교수

\*\* 홍익대학교 건축공학과 조교수

## 2.1 시험체

시험체는 재질 SS41 (SS400) 압연 H 형강을 사용하여 실물대로 제작되었다. 액추에이터의 최대 가력용량을 고려하여 보에는 H-600X200X11X17 을, 기둥에는 H-400X400X13X21 을 사용하였다 (Fig. 1 참조). 패널존 항복후 기둥 플랜지의 기여에 의한 강도증진을 인정하고 있는 UBC 1994 규정[4]에 의할 때 보의 소성모멘트강도에 대한 패널존의 항복모멘트강도의 비는 0.66 으로서 기둥-보-패널존 가운데 패널존이 가장 약한 시험체이다 ((1)식 참고).

$$M_{PZ} = \left( 1 + \frac{3b_{cf}t_{cf}^2}{d_b d_c t_{cw}} \right) \left( \frac{F_y}{\sqrt{3}} d_b d_c t_{cw} \right) \dots (1)$$

단 (1)식에서  $M_{PZ}$  = 패널존의 항복모멘트강도,  $d_b$  = 보의 춤,  $d_c$  = 기둥의 춤,  $t_{cw}$  = 기둥 웨브의 두께,  $t_{cf}$  = 기둥 플랜지의 두께,  $F_y$  = 기둥 웨브의 항복강도를 나타낸다. 시험체의 보-기둥 용접부는 공장에서 접합되었고 고력볼트에 의한 보 이음부는 검력 토크렌치를 사용하여 소정의 표준설계볼트장력을 도입하여 접합되었다. 모멘트접합부의 상세와 관련한 기타사항은 기존연구[1, 2]를 참고하기 바란다.

## 2.2 테스트 셋업

실험은 홍익대학교에서 수행하였으며 반복하중의 가력에는 최대하중 50 ton, 최대 스트로크  $\pm 15$  cm 인 서보 제어 액추에이터를 사용하였다. 시험체의 반력은 반력골조로서 지지하였으며 반력골조에 충분한 횡강성을 부여하기 위해 8 개의 C-150x75x6.5x10 을 사용하여 보강하였다 (Fig. 2 참조). 보강의 결과 반력골조의 상부에 50 ton 의 횡방향 반력이 작용해도 횡변위는 5mm 이하로 제어되었다. 즉 반력골조 높이의 1/1200 정도로 횡변위가 제어되었다. 보 및 기둥의 단부가 변곡점을 시뮬레이션하도록 단부판 (end plate)을 용접한 후 공장제작된 힌지를 볼트로서 부착하였다. 보의 단부에는 보의 양측에 면외방향의 변위를 막기 위한 횡구속 앵글을 설치하였다.

## 2.3 반복하중이력

의사정적 (pseudo-static) 반복재하시험의 “표준”으로 볼 수 있는 ATC-24 [7]의 하중 프로토콜에 따라 변위제어기법 (displacement control method)에 의해 가력하였다 (Fig. 3 참고). 변위제어에 사용된 시험체의 항복변위는 DRAIN-2DX [6]에 의한 비선형해석을 수행하여 얻었으며 시험체가 최초로 항복에 도달하였을 때의 (즉 패널존이 최초로 항복하였 때의) 보단부의 변위  $\delta_y$  는 1.76 cm 로 예측되었다 (Fig. 4 참고). 비선형해석시 SS41 (SS400) 강재의 항복응력도로서 공칭값 대신 실제 (probable) 항복응력도  $F_{y,pr} = 1.4 * 2.4 = 3.36$  (ton/cm<sup>2</sup>)를 사용하였다[1, 2].

## 3. 보 이음부 설계

본 시험체의 보 이음부는 기둥 외주면에서 90 (cm) 떨어진 곳에 위치한다. 기둥 부재의 춤을 40cm 로 고려하고 폭 2.2m 인 트레일러로 운반한다고 할 때 기둥 외주면에서 가장 먼 이음 위치로 볼 수 있다. 볼트구멍의 면적을 공제한 보플랜지와 보웨브의 유효단면적의 강도를 전달할 수 있도록 보 이음부를 설계하는 일반관행을 따를 때[10], H-600X200X11X17 의 보 이음부는 플랜지

와 웨브에 각각 2면전단 F10T-M20 고력볼트를 편측으로 6 개씩 체결하면 된다.

위의 방안은 본질적으로 정하중에 대한 보 이음부 설계로 볼 수 있다. 강진과 같은 극한하중이 작용할 경우 보, 기둥 또는 패널존이 항복하여 변형경화 영역에 도달할 수 있다는 점을 고려하면 위의 방안에 의한 보 이음부의 볼트설계로는 접합부 부근에서 발생하는 휨모멘트를 전달하는데 비흡할 수가 있다. 이를 고려하여 다음과 같이 보 이음부 설계를 강화하였다.

AISC-LRFD 볼트시방서[3] 및 UBC1994 (SECT.2224.1)[4]에 의할 경우 “심한 반복하중” (significant load reversal)을 받는 접합부는 슬립이 발생치 않도록, 즉 “slip-critical”을 기준으로 설계할 것을 권한다. 강재의 실제 발현 항복강도를 고려하여 수행한 시험체 예비해석 결과를 참고하면 (Fig. 4 참조) 최대가력점 도달시 보 이음부에는 작용하는 최대휨모멘트는 약 72 tm (= 37 t \* 1.95 m) 이므로 보의 플랜지에 작용하는 힘은  $72 / (0.6 - 0.17) = 123.5 \text{ t}$  정도로 기대된다. 국내의 허용응력도설계법에서는 “자연상태에서 약간 녹이 발생한 표면의” 표준마찰계수를 0.45 로 보고 있다[10]. 이를 기준으로 한 2면전단 F10T-M22 볼트 1 개의 슬립에 대한 “단기” 저항력은 (2)식에 의해

$$\begin{aligned} R_{s, \text{단기}} &= \mu N_n \quad \dots\dots\dots (2) \\ &= (0.45)(20.5)(2) \\ &= 18.45 \text{ ton} \end{aligned}$$

한편 AISC-LRFD 볼트 시방서에 의할 경우 표준표면으로 볼 수 있는 CLASS A (clean mill scale surface)의 마찰계수는 0.33 으로서 2면전단 F10T-M22 볼트 1 개의 슬립에 대한 강도설계법에 기준한 저항력은 (3)식에 의해

$$\begin{aligned} R_{sr} &= 1.13 \mu T_m N_s \quad \dots\dots\dots (3) \\ &= (1.13)(0.33)(20.5)(2) \\ &= 15.30 \text{ ton} \end{aligned}$$

이를 기준으로 “slip-critical” 조건이 만족되도록 F10T-M22 고장력 볼트를 선정하면 각각 6.7 개 (국내 허용응력도 설계규준) 및 8 개 (AISC-LRFD 1994)가 필요하다. Fig. 5 에 나타난 시험체의 고력볼트 보 이음부는 이를 고려하여 설계된 것으로서 볼트구멍을 공제한 유효단면적에 기초한 기존의 보 이음 설계관행보다 더 많은 볼트가 요구됨을 알 수 있다. 시험체의 보 이음부 볼트체결에 있어서는 이음부의 마찰계수를 증진시켜 슬립에 대한 저항력을 증가시킬 목적으로 밀스케일 (mill scale)을 갈아내고 산을 도포하여 녹을 발생시킨 후 검력 (calibrated) 토크렌치를 사용하여 토크계수법에 따라 F10T-M22 의 표준볼트장력 22.6 (ton)을 도입하였다.

#### 4. 실험결과와 고찰

##### 4.1 시험체의 거동

본 실험에는 국내에서 최초로 개발된 서보 제어 액츄에이터를 사용하였는데 액츄에이터의 불안정한 이상거동으로 시험의 초기단계에 많은 어려움을 겪었다. 원래  $0.5 \delta_y$  의 첫번째 사이클은 액츄에이터에 내장된 자동반복재해기능을 이용하여 가력하고 그 계측결과로서 각 채널의 정상작동 여부를 검토한 후 수동조작에 의해 나머지 사이클을 가력하기로 계획하였다. 그러나 액츄에이터

의 기능이 정상적으로 제어되지 않고 1 방향으로만 움직이는 거동을 보였으므로 전원을 차단하여 가력을 중지하였다. 이때 유입된 최대하중은 20 ton 정도 였다. 시험체의 탄성한계를 약간 초과하는 수준으로서 패널존에 국부적 항복을 유발한 것으로 추측되었다. 시험체를 정밀검사한 결과 보 단부에 1.5 (cm) 의 영구변형이 남아 있었으나 접합부나 이음부의 극한내력의 평가에 결정적 영향을 주는 구조적 손상은 없는 것으로 판단되었다.

액츄에이터의 자동반복재하기능의 신뢰성을 인정할 수 없었으므로 전 과정을 수동조작에 의해 가력하기로 계획을 변경하여 시험을 다시 수행하였다. 시험체가 이미 약간의 항복을 경험하였으므로 이전의 가력 사이클은 무시하고  $2\delta_y$  ( $= 2 \times 1.76 = 3.52$  cm) 사이클부터 가력하되 영구변형에 해당하는 보 단부 변위를 원래의 중립위치로 보정한 후 가력하여 대칭에 가까운 이력곡선을 얻고자 하였다.

보 이음부의 슬립을 막기 보수적인 (conservative) 설계에도 불구하고 (3 장 참조)  $4\delta_y$  의 첫째 사이클에서 보 이음부의 슬립이 발생하였다 (Fig. 6). 슬립 이후 지압형식 (bearing type)의 볼트거동으로 전환되어 이후 증가되는 하중을 전달할 수 있을 것으로 판단하고 계속 가력하였다. 가력방향의 역전에 따라 반복적으로 슬립이 발생하였으나 슬립하중은 비교적 일정한 크기를 유지하였다. Fig. 7 에 표시한 바와 같이 액츄에이터의 최대 스트로크인  $8\delta_y$  의 2 번째 사이클에서 보 플랜지 열영향부의 (HAZ, heat affected zone) 파단으로 접합부가 내력을 완전히 상실하기까지 보 이음부는 파단되지 않았다. Fig. 8 에 하중과 보 단부 변위 사이의 이력곡선을 도시하였다. 이력곡선 상에서 수직방향 및 사선방향의 직선은 각각 보 이음부 볼트슬립과 이후의 지압거동을 나타내는 것이다. 본 시험체의 모멘트 접합부에서 가용한 총소성회전각은 3.5 (% rad) 정도이고 이력거동에 의한 에너지소산량은 6948 (ton-cm)에 달하였다.

#### 4.2 보 이음부의 거동분석

이미 전절에서 언급한 것처럼 보 이음부의 슬립에 대비한 설계에도 불구하고  $4\delta_y$  의 첫째 사이클에서 보 단부의 하중이 21.6 t 에 도달했을 때 최초의 슬립이 발생하였다. 즉, 플랜지 축력이 72.2 ton 에 도달했을 때 최초의 슬립이 발생했음을 알 수 있다. 이는 마찰계수가 0.24 (국내 허용 응력도 설계규준의 표준표면 마찰계수의 53 %) 및 0.19 (AISC-LRFD 1994, CLASS A 표면 마찰계수의 58 %)만 확보되었음을 의미한다. 이 값은 밀-스케일을 제거한 표면 (shiny surface)에서 기대되는 마찰계수값과 유사한 수준이다[9]. 그러나 마찰계수는 반복하중을 받는 경우에도 최소 슬립 때의 값에 비해 감소되지 않고 상당히 일정한 크기를 (평균 0.20 정도) 유지하였다 (Fig. 9). 최초의 슬립 발생 이후 하중방향의 역전에 따라 이음부에서 슬립현상이 반복적으로 일어났지만 열영향부의 파단에 이르기까지 이음부의 완전한 파괴로는 진행되지 않았다. 그 이유는 슬립 이후 고장력 볼트의 거동이 지압거동으로 전환되었고 이때에 동원된 볼트의 전단강도, 지압강도 및 파단강도가 충분했기 때문인 것으로 볼 수 있다. Table 1 은 이를 확인한 것이다. 각 한계상태에 대한 공칭내력은 AISC-LRFD 1994 [5]에 준하여 산정하였다. 고력볼트의 전단강도, 지압강도, 보 플랜지의 블록전단강도 (block shear strength), 보 플랜지 및 이음판의 파단강도는 최대하중 도달시 이음부에 전달되는 힘을 충분히 전달할 수 있음을 알 수 있다. 고장력볼트의 지압강도, 전단강도 및 보 플랜지의 블록전단강도는 각각 2.99 배, 1.97 배, 및 1.60 배의 충분한 여유가 있다. 그러나 보 플랜지 및 이음판의 파단강도는 최대 요구치의 각각 1.32 배 및 1.25 배로서 상대적으로 여유가 작음을 알 수 있다.

#### 5. 항복기구를 고려한 보 이음부의 설계방안

3 장의 논의에서 보듯이 볼트구멍을 공제한 유효단면적의 내력을 전달하도록 보 이음부의 고력 볼트를 선정할 경우 보-기둥 접합부의 소성강도의 발현에 미흡한 설계가 될 수 있다. 특히 본 실험에서와 같이 보 이음부의 마찰계수가 규준의 표준값에 크게 미달할 경우는 더욱 그러할 것이다. 합리적인 이음부 설계를 위해서 우선 필요한 것은 이음부를 통하여 전달되는 힘의 크기를 예측하는 것이다. 첫번째 방법은 3 장에서와 같이 실제 항복강도를 사용한 비선형해석 결과를 기초로 접합부가 충분히 항복하였을 때 이음부에 유입되는 힘의 최대치를 산출하는 방안을 생각할 수 있다. 그러나 이 방안은 푸쉬오버해석 (pushover analysis)과 같은 계산노력이 막대한 비선형해석이 수행되어야 하므로 실용적이지 않다. 본 장에서는 강진 내습시 부분골조의 항복기구 (yield mechanism)를 고려하여 보 이음부를 “slip-critical”하게 설계하는 실용적이고 근사적인 방안을 제안하고자 한다.

지진하중과 같은 횡력작용시 골조의 변곡점의 위치는 통상적으로 포탈법의 가정 (portal method assumptions)에 따라 보 및 기둥 부재의 중앙부로 근사될 수 있다. Fig. 10 은 이를 전제로 했을 때 철골 보-기둥 부분골조에서 가능한 3 가지 항복기구를 나타낸 것이다. 이 3 가지 항복기구 가운데 가장 먼저 도달하는 항복기구를 기준하여 보 이음부의 볼트설계를 검토할 것을 제안한다. 부분골조에 평형조건식을 적용하여 얻어진 모멘트 분포양상과 보 이음부 설계용 휨모멘트  $M_S$ 의 산출방안을 Fig. 11 에 나타내었다. Fig. 11 에서  $M_{PC, pr}$ ,  $M_{PB, pr}$ ,  $M_{PZ, pr}$ 는 각각 공칭항복응력도가 아니라 실제 항복응력도 (probable yield stress)를 사용하여 얻어진 기둥, 보 및 패널존의 소성모멘트강도를 의미한다 (패널존의 항복모멘트강도는 (1)식 참조). 보 이음부 설계용 휨모멘트  $M_S$ 가 결정되면 이것을 보의 유효축으로 나누어 보 플랜지가 전달해야 하는 힘을 구할 수 있으므로 (2)식 또는 (3)식에 의해 요구되는 고력볼트의 갯수를 산정할 수 있다. 요약하자면 모멘트접합부를 구성하는 패널존, 보 또는 기둥 가운데 적어도 어느 하나가 소성상태에 도달하기까지는 보 이음부에 슬립이 생기지 않도록 하자는 설계개념으로서 일종의 capacity design [8]의 응용으로 볼 수 있다.

## 6. 결론

본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 본 연구에서 수행한 실물대 실험결과에 의할 때 보 이음부에서 마찰계수가 설계규준에서 가정한 공칭값의 50% ~ 60% 정도만 발현되었다. 그러나 반복하중 하에서도 마찰계수는 최초 슬립 발생 때의 값보다 감소되지 않고 상당히 일정한 값이 유지되었다. 마찰계수의 표준값이 확보되지 않은 이유로는 (i) 시험체의 마찰력을 증진시키기 위한 녹 발생 작업이 충분치 않아 밀스케일이 제거된 표면상태(shiny surface)로 작용하여 오히려 밀스케일 표면보다 마찰계수가 감소했을 가능성이 있고, (ii) 토크를 가했을 때 도입되는 볼트축력을 크기를 결정하는 토크계수치가 표준값보다 작아서 의도한 볼트축력이 충분히 도입되지 않은 것으로 추측해 볼 수도 있으며 (토크계수치는 변동폭이 매우 큰 잘 알려져 있다), (iii) 마지막으로 설계규준의 마찰계수가 과도하게 책정된 가능성 등을 생각할 수 있다. 현재로서는 정확한 원인이 분명치 않으므로 추후의 연구를 통하여 규명할 필요가 있다.
- 2) 최초의 슬립 발생 이후 하중방향의 역전에 따라 이음부에서 슬립현상이 반복적으로 일어났지만 보의 열영향부의 취성파괴에 이르도록 보 이음부는 파단되지 않고 증가되는 반복하중을 전달할 수 있었다. 그 이유는 슬립 발생 이후 고장력볼트의 거동이 지압거동으로 전환되었고 이때에 동원된 고장력볼트의 전단강도, 이음판의 지압강도, 보플랜지의 블록전단강도,

보플랜지 및 이음판의 파단강도가 충분했기 때문이다. 여러 한계상태 가운데 보 플랜지와 이음판의 파단강도가 상대적으로 여유치가 가장 작았다.

- 3) 볼트구멍을 공제한 플랜지 유효단면적의 강도전달에 기초하여 보 이음부의 고장력볼트를 설계할 경우, 정상적 마찰계수가 확보된다고 하더라도, 강진과 같은 극한하중 작용시 모멘트접합부에서 소성강도가 발생되기 이전에 보 이음부에서 먼저 슬립이 발생할 가능성이 매우 높다. 본 연구는 강진 내습시 부분골조의 붕괴기구를 고려하여 보 이음부를 “slip-critical” 하게 설계하는 실용적이고 근사적인 방안을 capacity design 개념에 기초하여 제안하였다.

본 연구는 1997년도 한국과학재단의 핵심전문연구과제의 일부입니다. 연구비 지원에 감사 드립니다.

### 참고문헌

- (1) 이철호, 박종원 (1998), “실물대 실험에 의한 Column-tree 형식 철골모멘트접합부의 내진거동 연구”, 한국강구조학회 학술발표대회논문집, PP. 157-165
- (2) 이철호, 박종원 (1998), “반복재하시험을 통한 철골 모멘트 접합부의 내진거동 연구”, 한국과학기술단 연구보고서, 과제번호: 971-1209-032-1
- (3) Specification for Structural Joints Using ASTM A 325 or A 490 Bolts: LRFD (1996), AISC.
- (4) Uniform Building Code (1994), ICBO.
- (5) LRFD: Manual of Steel Construction (1994), AISC
- (6) Prakash, V., Powell, G. H., and Filippou, F. C. (1993). “DRAIN-2DX”, Report No. UCB/SEMM-92/29, Univ. of Calif.
- (7) ATC-24 (1992), Guidelines for cyclic seismic testing of component of steel structures, ATC.
- (8) Paulay, T and Priestley, M. J. N. (1992), Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings, John Wiley & Sons, Inc.
- (9) Kulak, G., Fisher, J. W., and Struik, J. H. A. (1987), Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, 2<sup>nd</sup> edition, John Wiley & Sons
- (10) 강구조계산규준 및 해설 (1983), 대한건축학회

**Table 1 Capacity to Demand Ratio after Bolt Slippage**

	Bolt Shear Strength (ton)	Bearing Strength (ton)	Rupture Strength of Flange Gusset Plate (ton)	Block Shear Strength of Beam Flange (ton)	Beam Flange Rupture Moment (ton-m)
Capacity (Rn)	182.4	267.0	116.0	147.8	94.2***
Max. Demand**	92.6	92.6	92.6	92.6	71.1
Capacity/Demand	1.97	2.99	1.25	1.60	1.32

\* Based on AISC-LRFD (1994)

\*\* When maximum load was applied

\*\*\* (Tensile Strength) x (Effective Plastic Modulus of Net Section)

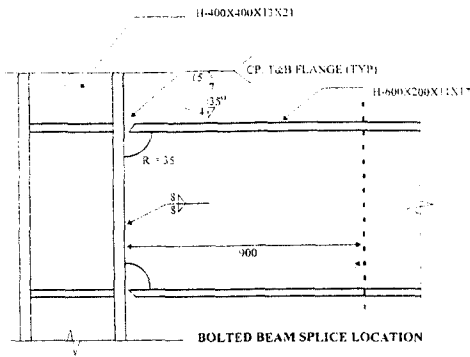
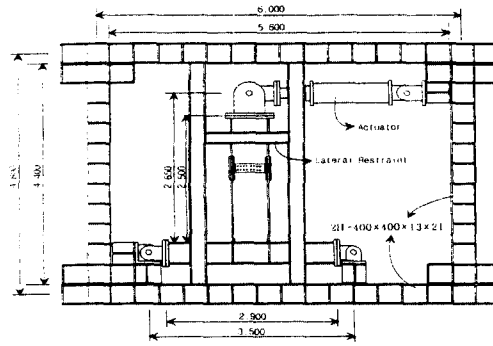
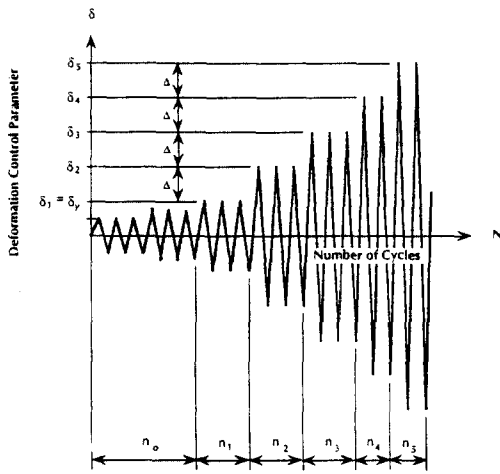


Fig. 1 Moment Connection Details (Column-Tree T: pe)



Note: 8-# 150 x 75 x 6.5 x 10s were used to stiffen the reaction frame (not shown)

Fig. 2 Test Setup



Deformation history for multiple step test

Fig. 3 Cyclic Loading Histories (A:TC-24)

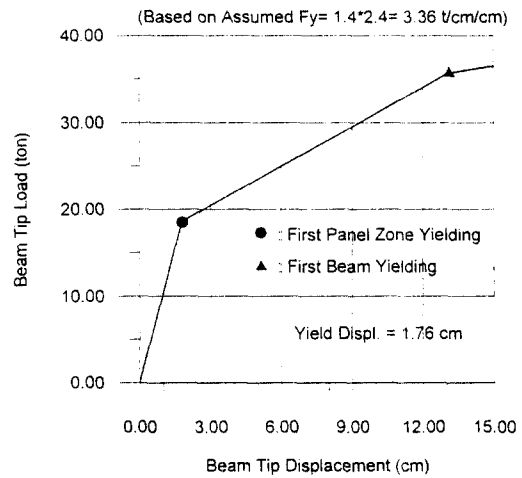


Fig. 4 Predicted Specimen Response

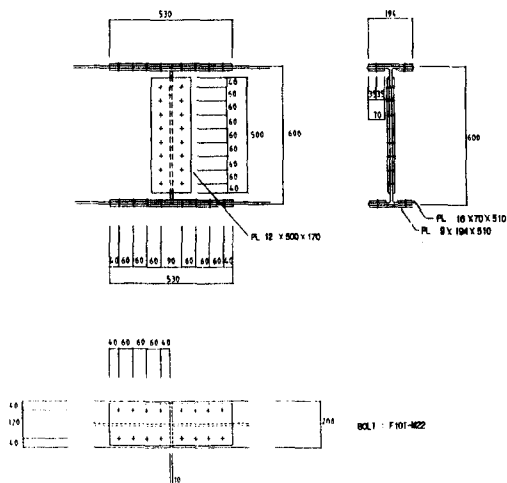


Fig. 5 Bolted-Beam Splice

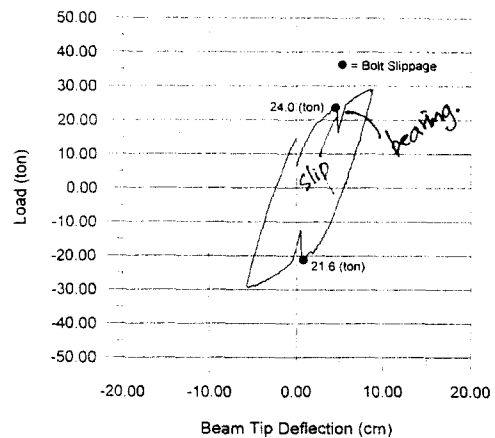


Fig. 6 First Slippage Response Loop at the 1<sup>st</sup> Cycle of  $4\delta_r$  Loading

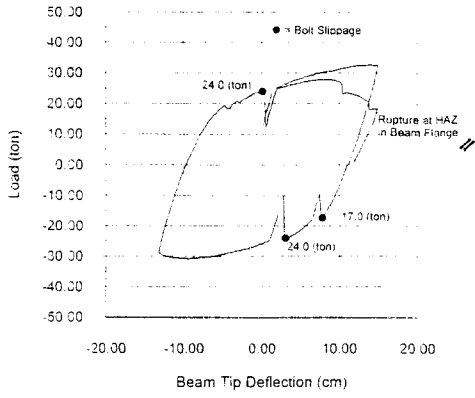


Fig. 7 Response Loop at Full Stroke Loading

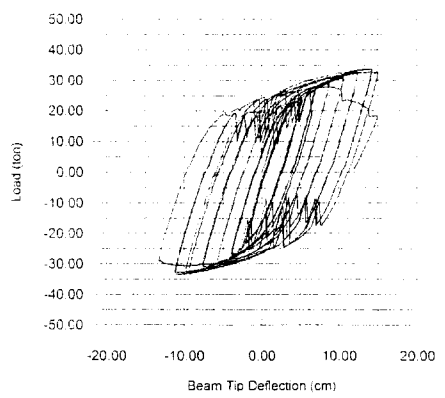


Fig. 8 Load versus Beam Tip Deflection Relationship

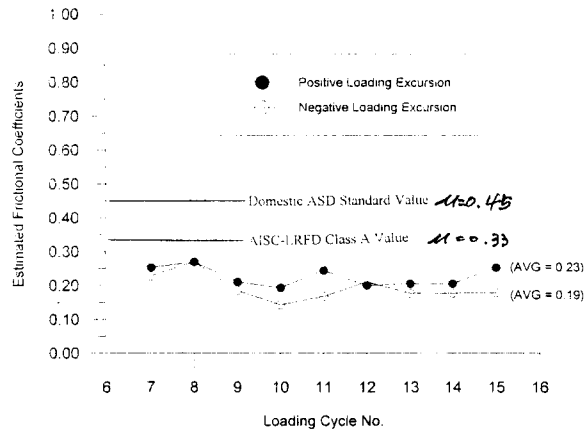


Fig. 9 Cyclic Variation of Frictional Coefficients at Bolted-Beam Splice

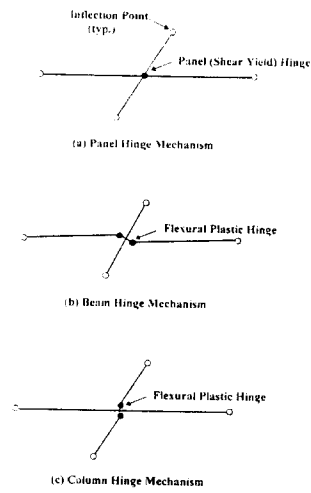


Fig. 10 Possible Yield Mechanisms of Steel Beam-Column Subassembly

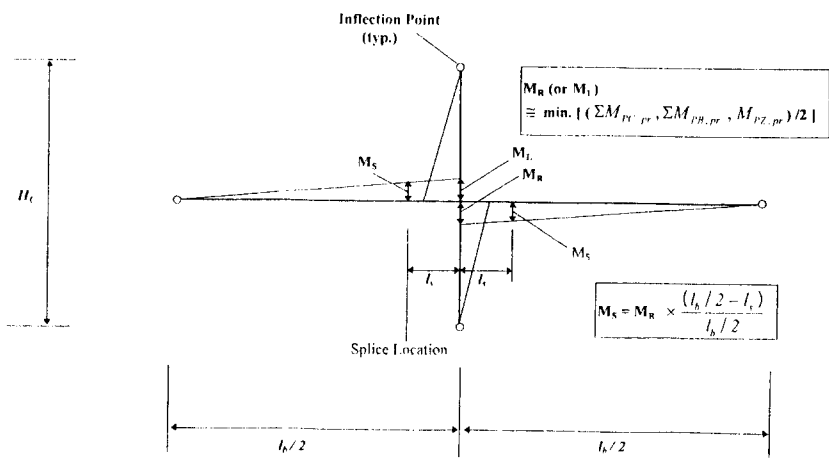


Fig. 11 Assumed Internal Moment Distribution for Bolted-Beam Splice Design