

경량형강 지붕트러스 앵커부의 거동

The Behavior of Anchor Connections of Cold-Formed Steel Roof Truss

권 영 봉¹⁾ · 강 승 원²⁾ · 정 현 석³⁾ · 최 영 현⁴⁾

Kwon, Young Bong · Kang, Sueng Won · Chung, Hyun Suk · Choi, Young Hyun

요 약 : 최근에 스틸하우스나 고층아파트 지붕에 경량형강 지붕트러스의 사용이 증가하는 추세이다. 그러나 현재 지붕트러스와 하부구조의 앵커 접합부의 설계는 거의 경험에 의존하는 실정이다. 본 논문에서는 냉간성형형강 지붕트러스 앵커 접합부의 구조적인 거동에 관한 실험적인 연구를 서술하였다. 트러스부재와 접합철물은 스크류로 접합하였으며, 하부구조의 구조재료에 따라 시공성 및 구조적인 성능이 우수한 단순한 형태의 접합철물을 사용하여 철근콘크리트구조인 경우 케미컬 앵커볼트 그리고 강구조인 경우는 용접 및 DX-Pin을 사용하여 하부구조와 연결하였다. 다양한 접합부 형태에 대한 인발실험을 수행하여 접합부의 강도 및 강성을 측정하였으며, 이를 AISI시방서(1996)와 AISC시방서(1989) 규정에 근거한 설계강도와 비교하였다. 또한 스크류 연결부의 최대전단강도식을 제안하여 실험결과와 비교하였다.

ABSTRACT : In recent years, the use of cold-formed steel roof truss has been increased in the steel houses and high-rise apartments. The design of the roof truss anchor connections has been based on the experience and decision of designers. In this paper, the structural behavior of anchor connections based on experimental research is described. In the tests, truss members and connection members were jointed directly with self-drilling screw fasteners and the simple shaped connection member with excellent workability and structural capacity was used to connect roof truss and sub-structure. The connecting method was selected according to the construction material of sub-structures: chemical anchor for reinforced concrete structures and welding or DX-Pin for steel structures. The pull-out tests of various type anchor connections were executed to obtain the strength and the stiffness and the results have been compared with AISI(1996) and AISC(1989) specifications. Simple formulas for the shear strength of screw connections have been proposed and compared with tests.

핵심용어 : 냉간성형형강, 지붕트러스, 앵커 접합부, 접합철물, 인발하중, 경사강도, 지압강도, 최대전단강도

KEYWORDS : Cold-Formed Steel Sections, Roof Truss, Anchor Connections, Connecting Members, Pull-out Load, Tilting strength, Bearing Strength, Maximum Shear Strength

1. 서론

최근에 냉간성형 경량형강은 스틸하우스, 대형 쇼핑센터, 학교 및 창고 등의 다양한 건물에 구조재 및 비구조재로 적용이 되고 있으며, 콘크리트구조물의 내벽 및 지붕트러스 등 다양한 건설 분야에 수요가 급증하는 추세에 있다. 이에 따라서 일반적으로 사용해 오고 있는 두께 1.0mm 내외의 냉간성형 C-형강과 Lip C-형강 외에 다양한 단면형상이 개발되고 있으며, 특히 항복강도 550MPa 이상의 고강도강을 사용함으로써 단면의 두께가 박판화 되고, 단면형상은 더욱 복잡하게

되었다. 이에 따른 복잡한 형태의 좌굴거동 및 접합방법에 대한 연구가 필요하게 되었다(Hancock 2001, Yu 1997).

경량형강의 적용은 단면형상의 개발과 더불어 구조물의 제작상 불가피하게 생성되는 다양한 형태의 접합부에 대한 연구를 동시에 수행하여 고유형상 단면에 적합한 접합부 형태를 개발해야만 가능하다. 접합부는 크게 부재간의 접합부(connections)와 상하부 구조체간의 앵커접합부(anchor connections)로 구분할 수 있다. 경량형강 부재간의 연결은 주로 볼트나 스크류(screw fasteners)를 사용하여, 연결판(gusset plates)을 부착하거나 또는 부재를 직접 연결하게 되며, 이와는 달리 앵커접합부는 특수한 형태의 접합철물

1) 정회원, 영남대학교 토목도시환경공학부 교수
(Tel. 031-400-4027 Fax. 031-406-5660, E-mail:ybkwon@yu.ac.kr)
2) 학생회원, 영남대학교 토목공학과 석사과정(aha7892@nate.com)
3) 정회원, (주)피알와이 기획본부장(francois@orgio.net)
4) 대한건설탄트, 사원(ch082@hanmail.net)

본 논문에 대한 토의를 2004년 4월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

(connecting members)을 사용하여 한 구조체를 다른 구조체에 연결하게 된다.

냉간성형형강 지붕 트러스는 용도에 따라서 스틸하우스, RC구조물 및 강구조물의 벽체, 기둥 또는 보와 다양한 형태의 접합철물을 이용한 간접적인 방법의 형태로 앵커 접합되는데, 지붕 트러스에 재하되는 수평하중 및 양압력(건설교통부 2000)을 하부구조로 원활하게 전달할 수 있어야 한다. 지붕 트러스와 하부구조체가 하중에 대한 충분한 강도와 강성을 가지고 있다 하더라도 지붕 트러스와 하부구조체를 연결하는 앵커접합부가 충분한 강도와 강성을 확보하지 못하면 전체 구조물의 구조적인 안전성 및 사용성을 확보할 수가 없게 된다.

본 논문에서는 지붕 트러스에 작용하는 풍하중에 의한 인발력에 대한 앵커접합부의 구조적인 거동을 연구하기 위하여, 앵커접합부가 접합되는 하부구조체의 종류, 앵커 접합방법, 접합철물의 형태 및 두께 등을 주요 변수로 앵커접합부의 인발실험을 수행하였으며, 실험결과를 AISI(1996) 및 AISC(1989)규준과 비교하여 보았다.

2. 단면형상 및 제원

2.1 철근콘크리트-트러스 앵커접합부

실험대상 앵커접합부의 접합철물(connecting members)의 형상은 그림 1과 같이 시공성을 감안하여 복잡한 형상은 피하고, 단순 L-형(SL), 복 L-형(DL), T-형 및 II-형의 단순한 형상으로 결정하였다. 접합철물은 SM400강재로 제작하였고, 플랜지를 철근콘크리트 보($f_{ck} = 240 \text{ kg/cm}^2$)에 그림 2와 같이 케미칼(chemical) 앵커볼트를 사용하여 고정하였고, 트러스 부재와 접합철물은 스크류(self-drilling screw)를 사용하여 연결하였다. 그림 3에는 스크류 접합을 위한 구멍의 위치를 나타냈으며, 접합철물 제작 시에는 앵커볼트, Dx-Pin 및 스크류 구멍은 시공성을 감안하여 미리 친공을 하였다.

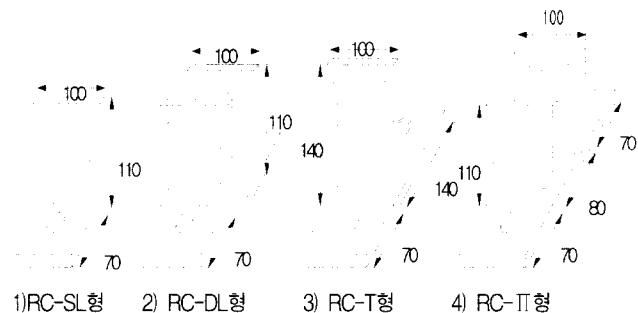


그림 1. 접합철물의 형상

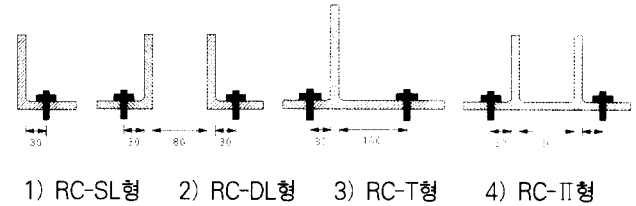


그림 2. 앵커볼트 위치

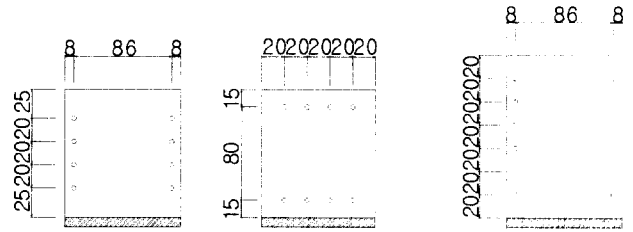


그림 3. 스크류 구멍 천공위치

앵커접합부 시험체의 표기방법은 실험 주요 변수인 접합철물형태와 두께를 고려하여 아래와 같이 정하였다.



접합철물의 두께는 3mm, 4.3mm, 5.6mm의 세 가지 종류이고, 제작방법은 접합철물과 트러스 부재는 여덟 개 또는 열두 개의 스크류로 일면전단방식으로 연결하였고, 콘크리트 보와는 두 개의 케미칼 앵커볼트로 연결하였다. 앵커볼트의 규격 및 매입 깊이는 앵커볼트의 인발파괴를 방지하기에 충분한 강도를 갖도록 하였으며, 스크류는 #10($d=4.8\text{mm}$, 전단강도=175kg)(명화금속, 2000)을 사용하였고, 비교를 위하여 #12($d=5.5\text{mm}$)도 사용하였으며, 스크류의 개수는 항복하중 이후 접합철물 플랜지의 휨 거동에 의한 변형이 상당한 크기로 진전된 후에 부재의 스크류 연결부가 경사(tilting) 및 지압(bearing) 또는 스크류 자체 전단에 의하여 파괴되도록 결정하였다. 그러므로 인발하중 재하 시 각 앵커볼트를 고정 지점으로 접합철물의 플랜지 부분은 휨 변형을 일으키게 된다. 따라서 플랜지의 휨 강도(AISC 1989)와 스크류 전단강도(AISI 1996) 중에서 작은 값을 허용인발력으로 결정하였다. 플랜지 휨강도는 연단응력이 항복응력에 도달할때의 하중을 안전율로 나누어 정하였고, 아래 식(1)과 (2)로 표현되는 AISI(1996)의 스크류 전단강도는 접합철물은 두께가 트러스 부재보다 3배 이상 두꺼워 지압파괴의 가능성은 없으며, 스크류 자체의 전단강도는 아래 식에 의한 전단강도 보다 25% 이상 큰 스크류를 사용하였다. 따라서 트러스 부재의 지압 및

경사 강도 중에서 작은 값이 스크류 전단강도를 지배하게 된다. 안전계수는 AISI 'F. Tests for Special Cases'규정에 의하여 구한 3.0을 적용하고, 단기허중재하 시의 허용응력은 30% 증가하여 적용하였다.

$$(경사강도) P_{ns0} = 4.2 (t_2^3 d)^{1/2} F_{u2} \quad (1)$$

$$(지압강도) P_{ns2} = 2.7 t_2 d F_{u2} \quad (2)$$

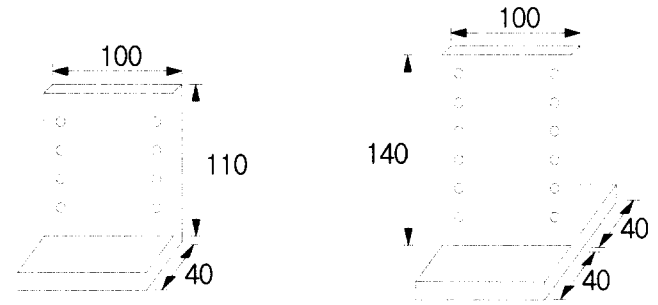
여기서 d는 스크류 직경, t₂는 트러스 단면두께, F_{u2}는 트러스 단면의 인장강도이다. 또한 단면력이 가장 작은 RC-SL형의 인장부재 항복강도에서 접합철물은 7,200kgf, 트러스 부재는 18,696kgf이며 순단면 허용인발력은 3,612kgf, 스크류 전단강도는 1,352kgf 이다. 따라서 스크류 전단강도와 접합철물 휨 강도의 비교만으로도 허용인발력을 결정하기에는 충분하다고 판단된다.

각 시험체별 허용인발력은 다음 표 1에 정리하였다.

표 1. 접합철물의 허용인발력(kgf)

접합철물 시험체	스크류 전단 강도	접합철물 플랜지 휨 강도	허용인발력
RC-SL-3	1,352	106	106
RC-SL-4.3	1,352	217	217
RC-SL-5.6	1,352	491	491
RC-DL-3	2,704	212	212
RC-DL-4.3	2,704	494	494
RC-DL-5.6	2,704	982	982
RC-T-3	2,028	179	179
RC-T-4.3	2,028	367	367
RC-T-5.6	2,028	830	830
RC-II-3	2,704	261	261
RC-II-4.3	2,704	552	552
RC-II-5.6	2,704	1,249	1,249

의시시커 SL-형과 T-형 접합철물만을 사용하였고, 두께도 1.6mm, 5.6mm 두 종류로 시험체를 제작하였다. 용접은 필렛용접법으로 하여, 접합철물 플랜지의 온둘레 용접을 실시하여 강재(H-형강)에 접합하였다. 용접치수는 단면두께로 하였다. 접합철물과 트러스 부재는 여덟 개 또는 열두 개의 스크류로 연결하였다. 접합철물의 형상은 그림 4와 같으며, 스크류 구멍의 천공위치는 철근콘크리트 하부구조와 동일하게 정하였다.



1) ST-W-L형

2) ST-W-T형

그림 4. 접합철물의 형상

허용인발력은 용접강도(AISC 1989)와 스크류의 전단강도(AISI 1996) 중에서 작은 값으로 정하였으며 다음 표 2에 정리하였다. 단면력이 가장 작은 ST-W-L형의 인장부재 항복강도에서 접합철물은 3,120kgf, 트러스 부재는 18,696kgf이며 순단면 허용인발력은 1,926kgf, 스크류 전단강도는 1,352 kgf 이다. 따라서 스크류 전단강도와 접합철물 휨 강도, 순단면 허용인발력의 비교만으로도 허용인발력을 결정하기에는 충분하다고 판단된다. 표에서 보는 바와 같이 ST-W-L-1.6 시험체를 제외하고는 스크류의 전단강도가 허용인발하중이 되는 것을 알 수 있다.

표 2. 용접용 접합철물의 허용인발력(kgf)

접합철물시험체	스크류 전단 강도	순단면 허용인발력	용접 강도	허용인발력
ST-W-L-1.6	1,352	1,926	2,280	1,352
ST-W-T-1.6	2,028	1,926	1,628	1,628
ST-W-L-6	1,352	7,224	8,551	1,352
ST-W-T-6	2,028	7,224	6,108	2,028

2.2 강재-트러스 앵커접합부

강재-트러스 앵커접합부 시험체는 트러스를 용접과 DX-Pin(HILTI사)을 사용하여 강재 하부구조에 연결하는 방법으로 제작하였으며, 시험체의 표기방법은 아래와 같다.



2.2.1 용접연결

용접용 접합철물에서 DL-형 과 II-형은 용접 길이가 상대적으로 크기 때문에 비경제적이라 판단되어 시험대상에서 제

2.2.2 DX-Pin 연결

시공성을 고려하여 DX-Pin shot-gun을 사용하여 접합철물을 강재에 연결한 시험체를 제작하여 거동특성을 파악하고자 하였다. DL-형은 비효율적인 접합철물이라 판단되어 제외시켰으며, DX-Pin 접합 시공성을 높이기 위해 다른 접합철

물에 비해 접합철물의 폭을 넓게 제작하였다. 또한 철물의 두께가 비교적 두꺼운 6mm 접합철물은 시공상 어려움이 예상되어 DX-Pin 접합위치에 미리 직경 4mm의 구멍을 미리 천공하여 제작하였다. 그림 5에 DX-Pin의 위치를 나타냈다.

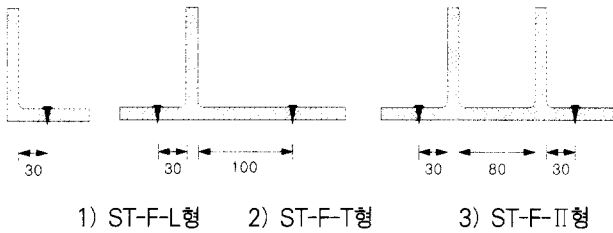


그림 5. DX-Pin 위치

DX-Pin 접합용 접합철물의 형상과 제원은 그림 6과 같으며, 스크류 연결용 천공 위치는 그림 7에 나타나있다.

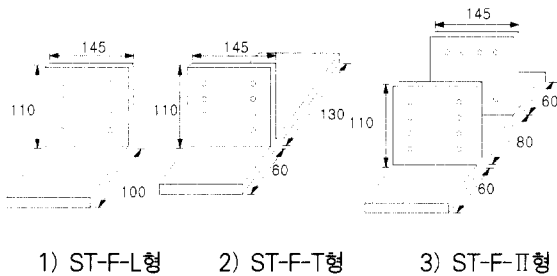


그림 6. 접합철물의 형상

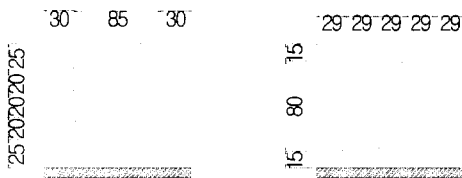


그림 7. 스크류 구멍 천공위치

플랜지의 휨강도(AISC 1989)와 스크류 전단강도(AISI, 1996)로 계산된 접합철물의 각 시험체의 허용인발력은 다음 표 3에 정리하였다.

표 3. DX-Pin 접합용 접합철물의 허용인발력(kgf)

접합철물 시험체	스크류 전단 강도	접합철물 플랜지 휨 강도	허용인발력
ST-F-L-3	1,352	153	153
ST-F-T-3	1,352	258	258
ST-F-II-3	1,352	389	389
ST-F-L-6	1,352	816	816
ST-F-T-6	1,352	1,380	1,352
ST-F-II-6	1,352	1,039	1,039

ST-F-L형의 허용인발력은 RC-□-□형과 마찬가지로 단면력이 가장 작은 ST-F-L형의 인장부재 항복강도에서 접합철물은 10,440kgf, 트러스 부재는 18,696kgf이며 순단면 허용인발력은 3,612kgf, 스크류 전단강도는 1,352kgf 이다. 따라서 스크류 전단강도와 접합철물 휨 강도의 비교만으로도 허용인발력을 결정하기에는 충분하다고 판단된다.

2.3 트러스 단면형상

접합부 인발실험 시험체의 트러스 부재로는 폐단면냉간성형강재인 PRY-TRUSS 단면(권영봉의 2002a, 2002b)을 주로 사용하였다. 본 논문에서 제안된 접합철물을 사용하는 경우 접합철물 및 트러스 형태에 따라서 트러스의 수직재 및 하현재의 립(Lip) 부위에 스크류 연결이 되어야 하고, 또한 이에 따른 내하력의 감소가 예상되므로, 파괴거동 및 강도 등을 파악하기 위하여 일반적인 형태의 Lip C-형강으로 제작된 시험체에 대하여도 인발실험을 수행하고자 하였다.

PRY-TRUSS 단면의 형태 및 제원은 그림 8와 같다. 트러스 단면의 두께가 0.6~0.8mm이므로 AISI(1996)규정을 적용할 경우 스크류는 SDS H/W#10(전단강도=656kgf: 명화금속 2000)의 사용이 가능하며, #10스크류를 주로 사용하였으며, 비교를 목적으로 #12스크류를 사용하였다.

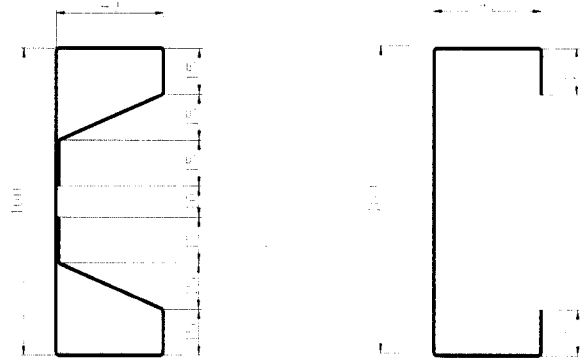


그림 8. PRY-TRUSS 단면의 형상(단위 : mm)

3. 접합부 실험

인발하중의 가력은 그림 9과 같이 UTM(SHIMADZU AUTOGRAPH, 최대용량 25tonf)의 인장그립장치를 사용하여 상향으로 재하하였고, 시험체는 그림 10와 같이 강판 및 특수 볼트로 제작된 보조장치를 사용하여 UTM 하부에 견고하게 고정시켰다. 수직변위는 변위계(LVDT)를 사용하여 인장그립의 상향 변위를 측정하였으며, 스트레인게이지를 사용하여 접합철물 플랜지의 변형률을 측정하였다. 하중의 가력은

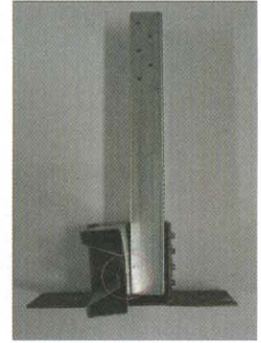
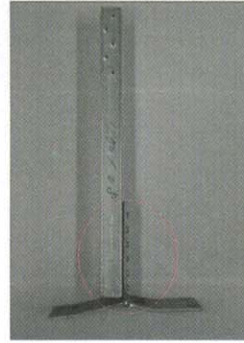
1mm/min.의 속도로 변위제어법을 사용하였으며, 하중단계별로 약 1분간 정지하여 정적인 실험치를 측정하였다. 접합철물 플랜지의 휨변형이 진전된 후 변위의 증가에 따라 트러스 부재의 지압 및 틸팅 파괴와 스크류의 전단파괴가 단계적으로 발생하여 최종적인 파괴에 이를 때까지 연속 변위를 증가시킨 후 가력을 중단하는 방법으로 실험을 수행하였다.



그림 9. U.T.M. 실험전경



그림 10. 보조장치



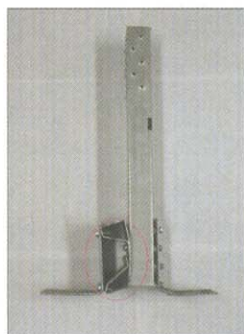
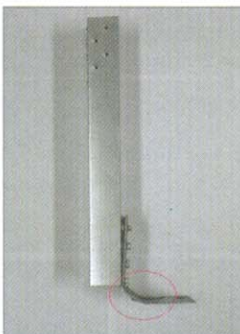
(c) T-형 (트러스부재의 지압파괴) (d) II-형 (트러스 부재의 클린칭파괴)

그림 11. 접합부의 파괴 양상(RC 하부구조)

4. 실험결과

4.1 철근콘크리트 하부구조-트러스 접합부

접합부의 일반적인 거동은 인발력의 증가에 따른 휨 모멘트가 증가함에 따라서 휨 변형이 증가하게 되어, 트러스 부재의 수직변위가 점차 증가하는 거동을 보였고, 최종적으로는 접합철물의 형태에 따라서 트러스 부재의 지압파괴 및 스크류의 단계적인 전단파괴가 발생하였다. 시험체 트러스 부재의 클린칭 부위에 절단면이 위치하는 경우 클린칭의 파단현상으로 접합부가 파괴에 도달하는 경우도 발생하였다. 앵커볼트의 강도 및 콘크리트 압축강도가 충분하여 특별한 경우가 아니면, 시험체의 중구적인 파괴는 접합철물의 휨 변형에 이은 트러스 부재와 접합철물의 스크류 연결부의 지압 및 전단파괴에 기인하였다. 접합형태별 파괴양상은 그림 11과 같다.



(a) SL-형 (철물 휨 변형) (b) DL-형(철물 및 부재의 휨 변형)

4.1.1 RC-SL 접합부

그림 12에 두께별 하중-변위 관계를 나타냈다. RC-SL-형 강 접합철물을 사용한 앵커접합부는 다른 시험체에 비하여 휨 강성이 작으므로 초기 인발하중에 의해 접합철물의 탄성 휨 변형이 크게 발생하며, 항복하중이후 안정된 변형경화 거동을 보이며 하중의 증가에 따라서 상당히 큰 소성변형이 발생하였다. 최대하중점에서 트러스 부재의 틸팅/지압파괴가 발생하였으며, 이후 변형연화 구간에서는 상단 스크류로부터 단계적인 전단파괴가 발생하므로 하중의 감소 및 소폭 증가가 계단식으로 반복적으로 나타나는 것을 알 수 있다.

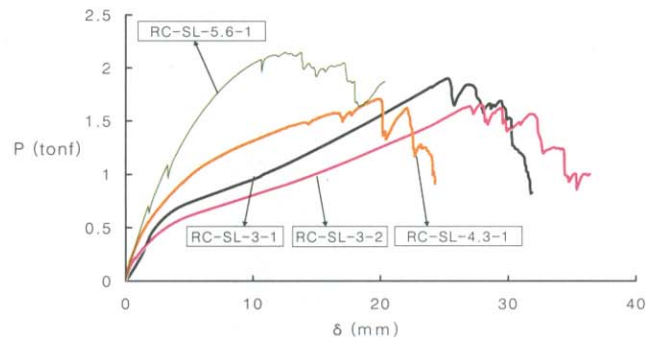


그림 12. RC-SL 시험체의 P-δ 그래프

RC-SL-3-1과 RC-SL-3-2 시편과 RC-SL-4.3-1 시험체는 0.6mm, RC-SL-5.6-1 시험체는 0.8mm 두께의 PRY부재와 연결하였으며, 최대하중은 AISI 경사강도인 1,984kgf에 약간 미달하였다. 이는 낮은 하중 하에서도 접합철물 플랜지의 변형이 커서 상단 스크류의 인발이 유도되는 현상에 기인한 것으로 판단된다.

4.1.2 RC-DL 접합부

접합철물을 하현재와 수직재와 각각 연결하기 위하여 두께

의 SL-형강을 사용한 RC-DL 접합부 시험체의 실험결과를 그림 13에 나타냈다.

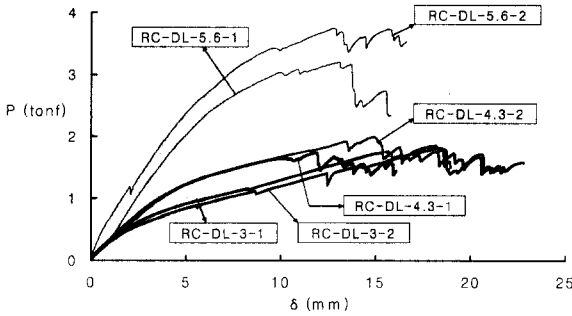


그림 13. RC-DL 시험체의 P-δ 그래프

파괴거동은 RC-SL 시험체와 유사하며, 0.6mm 부재와 연결한 RC-DL-3, RC-DL-4 시편들은 비슷한 최대하중을 나타냈으나, 0.8mm 부재와 연결한 RC-DL-5.6의 경우는 RC-SL-5.6에 비하여 상당히 큰 강도를 보였다. 이는 플랜지의 변형이 적어 상단 스크류의 인발 경향이 심하지 않은 까닭에 기인한다고 판단된다. RC-DL 시험체가 RC-SL 시험체에 비하여 강성과 항복강도는 크지만 최대내력은 같으므로 하중저항계수설계법을 적용하는 경우에는 비경제적인 것으로 판단된다.

하현재와 연결된 접합철물을 통해서서는 특히 항복하중이후에는 하중의 전달이 원활하게 이루어 지지 않는 것으로 판단된다. 그 원인은 PRY-TRUSS 하현재와 접합철물의 연결구조상 하현재의 변형이 크게 유발되기 때문으로 사료된다.

4.1.3 RC-T 접합부

RC-T형 접합철물을 사용한 앵커접합부는 모든 종류의 접합부에 두께 5.6t 부재를 연결하였다. RC-T형 접합철물의 기하학적인 특성상 플랜지 변형의 증가에 따른 접합철물의 복부와 트러스부재의 이격이 작아서 RC-SL형 접합철물에서 나타나는 상단 스크류의 인발경향이 없으므로, 최대인발하중은 모두 비슷하게 3.3tonf 부근에서 나타났으며, 이 값은 AISI 규정의 경사강도를 약간 상회하는 값이었다. 그림 14에 하중-변위곡선을 나타냈다.

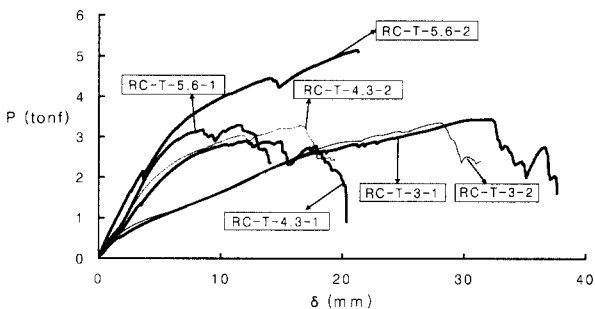


그림 14. RC-T 시험체의 P-δ 그래프

스크류의 직경이 구조적인 특성에 미치는 영향을 파악하기 위하여 1차 시험체는 #10 스크류로 결합하였고, 2차 시험체는 #12 스크류로 결합하였다. 스크류 직경의 강도에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 그림 15, 16에 #10, #12를 사용한 시험체의 실험결과와 스크류의 경사강도 및 지압강도를 함께 도시하였다.

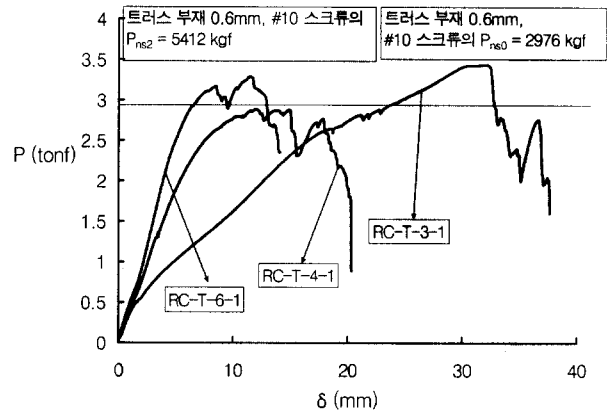


그림 15. #10 스크류의 Pns0와 Pns2(kgf)

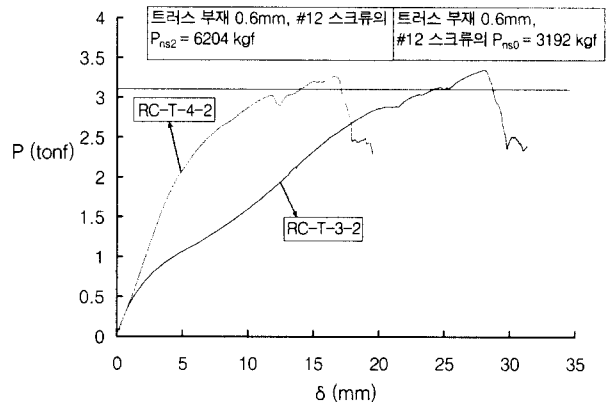


그림 16. #12 스크류의 Pns0 와 Pns2(kgf)

#10이나 #12 스크류 사용 시험체 공히 AISI 규정의 경사강도와 최대하중이 비교적 잘 일치하였다. 규정에 의하면 경사강도는 스크류 직경의 제곱근에 비례하므로 계산상 7%의 강도증가가 예상되었으나, 스크류의 사용으로 인한 초기 휨-강성의 증가는 없었으며, 항복하중도 변화가 없었다.

RC-T형태의 접합철물은 스크류 개수가 12개이기 때문에 최대 강도가 8개를 사용하여 연결한 RC-SL 및 RC-DL형에 비하여 크게 나타날 것으로 예측하였으나, 강도의 증가량은 미미하였다. 따라서 스크류의 위치와 상관없이 균등하게 하중에 저항한다는 볼트연결의 기본가정은 본 실험의 경우와 같이 경사강도에 의한 지배를 받는 박판재의 경우에는 적용이 불합리하므로 재검토할 필요가 있다고 판단된다.

4.1.4 RC-II 접합부

RC-II 시험체의 하중-변위 관계를 그림 17에 나타냈다.

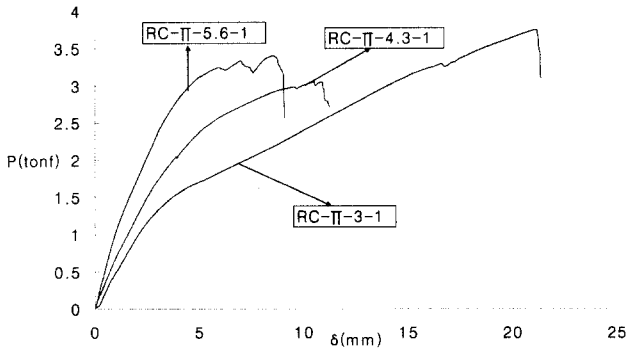


그림 17. RC-II 시험체의 P-δ 그래프

RC-II-4.3-1 시험체의 최대 하중이 가장 작게 나온 이유는 하현재의 절단부위가 클린칭 부위였기 때문으로 판단된다. 따라서 변형이 크게 발생하는 앵커접합부의 경우 클린칭 부위의 절단은 접합부의 강도에 상당한 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 스크류 전단강도가 같기 때문에 최대 강도는 RC-T 형과 비슷하였으나, 강성 및 항복강도는 크게 나타났다. 두께 3mm의 경우 최대하중이 오히려 크게 나타나는 경향을 볼 수가 있는데 이는 접합철물의 연성이 스크류 연결부의 하중의 집중현상을 완화시킨 결과로 판단된다.

4.1.5 실험결과 분석

하중-변형률 (P-ε)곡선과 하중-변위 (P-δ)곡선으로부터 접합철물의 휨변형에 따른 항복하중을 찾아내고 안전계수 1.5를 적용한 하중을 실험에 의한 허용인발력으로 정하였다.

표 4. RC하부구조 결과

시 편	허용 인발력 실험치 (kgf)	허용 인발력 이론치 (kgf)	실험/이론	변위 (cm)	할선강도 (t/cm)	최대하중 (kgf)	경사강도 (kgf)
RC-SL-3	233	106	2.19	0.28	0.83	1,903	1,984
RC-SL-4.3	573	217	2.64	0.41	1.40	1,569	1,984
RC-SL-5.6	1,043	491	2.12	0.59	1.77	(2,140)	(3,056)
RC-DL-3	327	212	1.54	0.21	1.56	1,849	3,968
RC-DL-4.3	720	434	1.65	0.38	1.89	1,988	3,968
RC-DL-5.6	1,400	982	1.42	0.52	2.69	(3,723)	(3,056)
RC-T-3	500	179	2.79	0.31	1.61	3,434	2,976
RC-T-4.3	1,533	367	4.17	0.67	2.29	3,268	2,976
RC-T-5.6	2,033	830	2.44	0.72	2.82	3,283 (5,131)	2,976 (4,908)
RC-II-3	1,000	269	3.71	0.37	2.70	3,748	3,968
RC-II-4.3	1,733	552	3.13	0.61	2.84	3,058	3,986
RC-II-5.6	1,833	1,249	1.46	0.38	2.82	3,400	3,986

* ()속의 값은 100pry08단면 사용 경우

항복하중은 하중-변위 관계의 탄성하중시의 직선과 기울기가 급격하게 변하는 직선과의 교점을 항복하중으로 정하였다.

표 4에 허용인발력을 정리하여 비교하였다. 실험곡선에서 허용하중이 탄성범위 내에 있으므로 원점과 항복점을 잇는 직선의 기울기로 할선강도를 구하였으며, 표 4에 허용응력발생시의 수직변위와 함께 정리하여 허용하중 작용시의 사용성 한계상의 안정성과 접합철물의 휨 강성을 비교해 보았다. 최대하중 및 AISI(1996)규정에 의한 경사강도를 함께 정리하였다.

표 4에서 보는 바와 같이, DL시험체 및 콘크리트 파괴가 발생한 RC-II-6을 제외한 모든 시편들의 허용인발력은 이론값보다 두 배 가까이 크게 나타났으며, 허용하중 작용 시 최대수직변위가 0.7cm로 비교적 작게 발생하였으므로, 실험대상 접합부는 실구조물에 적용이 가능하다고 판단된다.

RC-SL 및 RC-DL 시험체의 경우 두께가 두꺼워서 접합철물 플랜지의 변형이 억제된 RC-DL-6의 경우 외에는 최대하중이 경사강도에 미치지 못하는 것으로 나타났는데, 이는 접합철물 복부 단부측과 트러스 부재간의 이격 거리가 커서 상단 스크류에 하중이 과다하게 집중된 결과로 판단된다. RC-T형 접합철물의 경우 최대하중이 경사강도보다 약 10% 정도 큰 것으로 나타나서 경사강도만을 고려할 경우 가장 우수한 접합철물형태로 판단된다. RC-II 시험체의 경우 최대하중이 경사강도보다 약간 낮게 관측되었는데 이는 하현재 측을 통하여는 하중이 제대로 전달되지 못하기 때문으로 판단된다.

각 접합부간의 직접비교는 어렵지만, RC-DL접합부의 경우 하중의 편심과 하현재의 과도한 변형에 의한 강도 및 강성의 상대적인 감소로 다른 접합형태와 비교할 때 성능이 우수한 구조는 아니며, RC-II형의 경우 할선강도 및 최대하중은 다른 형식보다 절대값은 크지만, 효과적인 측면에서 RC-T형보다 부족하다고 판단된다. RC-SL형의 경우 하중이 크면 접합철물 플랜지의 변형이 너무 크게되고 이격이 심해지므로 좋은 형식은 아니라고 판단된다. 항복하중, 최대하중, 및 구조적인 거동을 종합적으로 고려하면 RC-T-형접합철물이 가장 적합한 형식으로 결론지을 수 있다고 본다. 그러나 경제성 및 시공성을 감안하여 설계인발력의 크기에 따라서 적절한 형상 및 두께의 접합철물을 선택하여 적용이 가능하다고 판단된다.

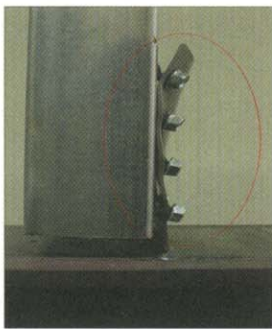
4.2 강제 하부구조-트러스 접합부

용접 및 DX-Pin(HILTI)으로 강제하부구조에 연결한 시편 종류에 따른 하중-변위 관계곡선을 구하여, 접합철물의 거동을 파악하였다. 용접접합과 DX-Pin 접합의 파괴 거동은 현저한 차이가 있었다. 용접접합한 ST-W 시험체의 파괴 거

동은 ST-W-T-1.6을 제외하고는 접합철물 플랜지의 온들레 필렛용접에 의해서 접합철물 플랜지의 휨변형이 억제되므로 접합철물의 변형은 거의 없이 스크류 연결부의 전단에 의한 파괴양상을 보였다. 반면에 DX-Pin접합 ST-F의 파괴거동은 하부구조가 RC구조물인 경우의 접합철물의 파괴거동과 유사하였다.

4.2.1 ST-W(용접 접합)

강재 하부구조에 용접접합된 시험체의 파괴양상은 그림 18과 같이 접합철물의 두께에 따라서 용접부가 파단 되거나, 스크류의 전단파괴 및 경사/지압파괴의 혼합 양상을 보였다.



(a) 부재의 경사/지압파괴



(b) 스크류 전단파괴



(c) 용접부 파단



(d) 스크류 경사/전단파괴

그림 18. 용접접합부의 파괴 양상

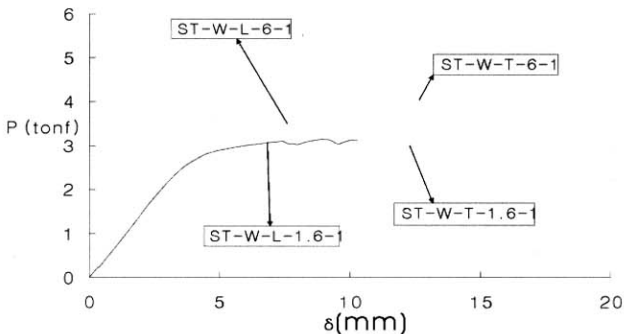


그림 19. ST-W 시험체의 P-δ 그래프

하중과 변위관계를 그림 19에 나타냈다. ST-W-L-1.6 시

편과 ST-W-L-6 시편은 스크류 전단강도가 같기 때문에 최대하중의 차이가 거의 없다. 그러나 ST-W-T-6 시험체는 60% 정도 최대하중이 증가된 것을 알 수 있다. 이는 스크류 개수 차이에 의한 증가량보다 약간 상회하는 값이다.

ST-W-T-1.6 시편은 접합철물의 용접부가 파괴되어 접합부의 최대강도가 접합철물 용접 강도와 비슷한 강도를 나타내었다. 본 실험에서는 접합철물을 용접으로 제작하여 용접부 파단이 발생하였으나, 압연성형된 T형 접합철물을 사용하는 경우 스크류 접합부의 파괴 설계 강도와 비교하여 충분할 것으로 예상된다. 두께가 얇은 ST-W-T-1.6과 같이 접합철물의 용접부가 스크류 접합부 강도보다 낮은 경우를 제외하고는 용접접합의 성능은 뛰어난 것으로 나타났다.

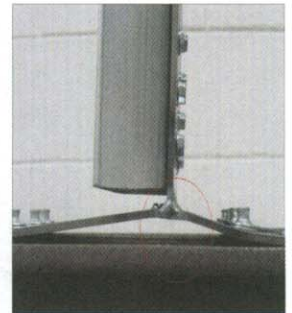
접합철물의 초기강성은 용접에 의하여 접합철물의 휨변형이 억제되므로 접합철물의 두께와는 상관없이 비슷하였다. ST-W-L-6이나 ST-W-T-6은 용접 강도가 6-10 tonf 정도로 스크류 접합부의 전단강도와 비교할 때 비경제적인 접합부이다. 따라서 온들레 필렛용접 대신 스크류강도와 유사한 크기의 용접 강도를 갖도록 하기 위하여 필요한 용접길이를 단속용접(inter-mittent welding)하는 것이 보다 경제적이라고 판단된다.

4.2.2 ST-F(DX-Pin 접합)

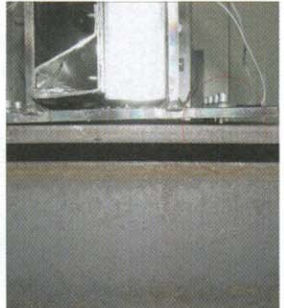
ST-F 시험체의 파괴양상은 그림 20과 같이 주로 스크류 접합부의 지압/경사에 이은 스크류의 전단파괴에 의하여 최종적인 파괴가 발생하였다.



(a) 철물의 휨 변형



(b)클린칭 파괴



(c) DX-PIN의 Pull-out

그림 20. ST-F 시편의 파괴 양상

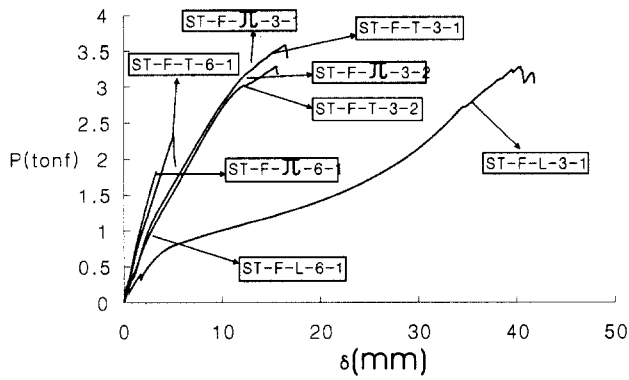


그림 21. ST-F 시편의 P-δ 그래프

접합철물의 두께가 두꺼운 6mm의 경우 접합철물 플랜지의 휨변형이 억제되기 때문에 재하 하중이 약 2tonf 정도에서 DX-Pin의 인발파괴가 발생하였는데, 이때 수직재에 근접한 DX-Pin은 인발파괴 되었으나 하현재 쪽에 앵커된 핀은 파괴되지 않았다.

하중-변위 관계를 그림 21에 나타냈다. ST-F 두께 3mm 시편들의 파괴양상은 RC-하부구조 시편들과 유사하게 나타났다. 인발 하중을 가함에 따라 접합 철물의 휨 변형이 발생하고 최종적으로는 트러스 부재의 스크류 연결부의 경사/지압 파괴가 발생하고 하중의 증가에 따라 전단파괴에 의하여 최종적인 파괴에 이르렀다.

곡선에서 보듯이 접합철물 두께 6mm 시험체들의 실험결과는 갑작스런 DX-Pin의 인발파괴에 의한 파괴양상을 보여, 그 이상의 결과를 얻을 수가 없었다. 접합철물의 형상과 관계 없이 두께 3mm 시편들은 약 3.3~3.5tonf의 최대인발하중을 나타냈다.

ST-F-3-2의 경우에 클린칭 부위가 파단되는 현상을 관찰할 수가 있었다. 이러한 클린칭 파괴 현상은 트러스부재의 절단부가 클린칭 부위인 경우 발생하였으며, 상당한 강도의 감소를 초래하였다.

4.2.3 실험결과 분석

실험결과와 설계 허용인발력을 비교하여 표 5에 정리하였으며, 할선강도, 최대하중 및 경사강도를 함께 비교하였다. DX-Pin 접합에서 접합철물 두께 6mm 시험체의 경우에는 항복하중보다 낮은 하중상태에서 DX-Pin의 급작스런 인발파괴가 발생하였기 때문에 적절한 항복하중 및 최대하중을 얻기가 불가능하였다. 이러한 DX-Pin의 인발파괴는 접합철물 플랜지 두께가 상당히 크기 때문에 충분히 큰 휨강성을 보유하고 있으므로, 낮은 하중상태에서 접합철물의 휨변형이 억제되므로, 작용하중의 중심축에 근접 설치된 핀에 하중이 집중하게 되고, 따라서 하중의 증가에 따라 하중분담율이 큰

쪽 핀이 먼저 인발파괴 되는 현상이 발생하였기 때문에 판단된다.

표 5. 강제 하부구조 실험결과

시험체	허용 인발력 실험치 (kgf)	허용 인발력 이론치 (kgf)	실험/이론	변위 (cm)	할선강도 (t/cm)	최대하중 (kgf)	경사강도 (kgf)
ST-W-L-1.6	1,867	1,352	1.38	0.45	4.15	3,150	1,984
ST-W-T-1.6	1,333	1,628	0.82	0.40	3.33	3,079	2,976
ST-W-L-6	1,867	1,352	1.38	0.35	5.33	3,509	1,984
ST-W-T-6	3,000	2,028	1.48	0.66	4.55	5,063	2,976
ST-F-L-3	500	153	3.26	0.44	1.14	3,389	1,984
ST-F-T-3	1,600	258	6.20	0.86	1.86	3,581	2,976
ST-F-Π-3	1,133	389	2.91	0.50	2.27	3,588	3,968
ST-F-L-6	600	816	0.73	0.20	3.00	-	1,984
ST-F-T-6	1,533	1,380	1.11	0.50	3.01	-	2,976
ST-F-Π-6	1,200	1,039	1.15	0.32	3.75	-	3,968

하부구조와의 접합방식이 용접접합의 경우 할선강도가 PIN접합에 비하여 상당히 크고, 용접부가 파단된 ST-W-T-1.6의 경우를 제외하고는 실험치와 계산치의 비는 약 1.4배로 안전한 것으로 나타났으며, 최대하중은 경사강도보다 60~70% 정도 크게 나타났다. DX-Pin 접합의 경우 두께 3.0mm 시험체는 안전율이 최소 2.9 이상이였다. 최대하중은 경사강도보다 크게 나타났으며, 할선강도는 두께의 증가에 따라서 증가하였다.

RC-SL-3 시험체의 경우는 최대하중이 경사강도에 약간 못 미쳤으나, ST-F-L-3은 최대하중이 경사강도를 훨씬 능가하는 것을 알 수 있다. 이 차이는 후자의 경우 트러스 부재의 폭이 45m 더 크기 때문에 접합철물 플랜지의 휨변형이 작고 따라서 접합철물 복부와 트러스 부재간의 이격이 작은 때문으로 판단된다. ST-F-Π-3 시험체의 경우 경사강도보다 최대하중이 낮았는데 이는 접합형태상 하현재보다는 수직재 측에 연결된 스크류에 하중이 집중된 결과인 것으로 판단된다. 따라서 파괴한계상태를 제대로 파악하기 위해서는 최대하중 산정 시 접합부의 형태에 따라서 스크류 및 DX-Pin에 걸리는 하중의 편심의 영향을 고려하여야 한다고 판단된다.

4.3 스크류 전단강도 검토

스크류 연결부의 강도를 검토하기 위하여 접합철물 플랜지 변형이 너무 크기 때문에 최대하중이 경사강도에 미치지 못한 RC-SL, DL을 제외한 시험체의 스크류 한 개당 하중 및 강도를 표 6에 정리하였다.

표 6. 스크류 전단강도(단위: kgf)

시험체	최대하중 (실험치)	AISI 경사강도	AISI 지압강도	최대전단강도 (식 4.1a.b)
ST-W-L-1.6	393.8	248	451	390
ST-W-L-6	438.6	248	451	390
ST-F-L-3	423.6	248	451	272
RC-T-3	286.2	248	451	272
RC-T-4.3	272.3	248	451	272
RC-T-5.6-1	273.6	248	451	272
ST-W-T-6	421.9	248	451	390
ST-F-T-3	298.4	248	451	272

L-형 접합철물의 경우 최대하중이 경사강도 보다 60% 이상 크며, 지압강도보다는 10-17% 정도 작은 것을 알 수 있다. T-형 접합철물의 경우 최대하중과 경사강도의 차이가 L-형에 비하여 더 작으며, 지압하중과는 상당한 차이를 보이고 있다. 콘크리트하부구조의 경우 최대하중과 경사강도의 차이는 약 10% 정도인 것을 알 수 있다. 용접접합의 경우 최대하중과 경사강도의 차이가 60%-77% 정도 큰 것으로 나타났으며 최대하중은 지압강도에 최대 17% 정도 못 미치는 것으로 나타났다. 그러나 스크류의 경사이후 지압에 이르는 하중의 차이를 크게 나타내므로 스크류연결부의 연성이 크다고 판단된다. 하부구조와 상관없이 앵커볼트와 핀접합의 경우 경사강도보다 약간 큰 하중에서 지압파괴가 발생하여 최대하중이 결정되므로 스크류 연결부의 연성은 작은 것으로 판단된다.

냉간성형형강 구조의 앵커 시에는 접합철물보다는 항상 부재의 두께가 얇으며, 따라서 본 논문에서 제안된 접합부와 같은 크게 두 부류의 접합철물의 변형형태에 이은 스크류연결부의 파괴에 의하여 최대강도가 결정된다. 최대하중은 부재의 두께 외에 접합철물의 변형 형상에 따라라도 영향을 받게 되므로, 이를 고려하여 스크류 최대전단강도를 산출하는 식을 다음과 같이 제안하고자 한다.

1) 접합되는 두 부재간의 이격이 발생하는 경우

$$P_{max} = 4.6 (t_2^3 d)^{1/2} F_{u2} \quad (3a)$$

2) 접합되는 두 부재간의 이격이 발생하지 않는 경우

$$P_{max} = 6.6 (t_2^3 d)^{1/2} F_{u2} \quad (3b)$$

식 (3a), (3b)를 적용하여 구한 최대전단강도를 표 6에 함께 정리하였다. 표에서 알 수 있듯이, 최대하중이 특히 크게

나타난 ST-F-L-3 시험체를 제외하고는, 제안된 식을 이용하여 대체로 실험결과와 비교하여 합리적인 최대전단강도의 산출이 가능한 것으로 나타났다.

5. 결론

냉간성형형강 지붕트러스를 철근콘크리트 및 강재 하부구조와 연결하기 위한 앵커접합부의 거동을 파악하기 위하여, 폐단면 PRY-TRUSS단면으로 제작된 트러스 부분 모형을 콘크리트 및 압연H-형강 보에 연결한 앵커접합부를 제작하고, 인발실험을 수행하여 다양한 형태의 앵커접합부의 구조적인 거동을 파악하였다. 본 연구의 결과는 다음과 같은 결론으로 요약할 수 있다.

- (1) 하부구조의 구조재료 및 접합철물의 형태와 관계없이 본 논문에서 제안된 앵커접합부는 용접접합 된 경우를 제외하고는 설계강도는 접합철물 플랜지의 휨강도로 결정되며, 최종 파괴형태는 대체적으로 트러스 부재와 접합철물의 스크류 연결부의 경사에 이은 지압 파괴 또는 스크류 전단파괴였다.
- (2) 인발실험에 의한 하중 변위 관계곡선에서, 항복하중을 찾아내고 안전율 1.5를 적용하여 구한 허용하중과 플랜지의 휨에 대한 허용인발력을 비교한 결과, 본 논문에서 제안된 접합부는 DX-Pin의 인발파괴 및 용접부 파단 발생 등의 특별한 경우를 제외하고는 대체로 충분한 강도를 보유한 안전한 구조로 나타났다.
- (3) 일면전단연결 방식으로 직접 결합된 시험체의 스크류 연결부의 AISI(1996)규정에 의한 경사(tilting) 강도는 접합철물 플랜지의 휨 변형에 의한 접합철물과 트러스 부재간의 부분적인 이격에 따라서 약간 다른 결과를 나타냈으나 대체로 잘 일치하였다.
- (4) AISI(1996) 지압강도의 경우는 하중 재하측의 스크류에 하중이 집중되어 단계적으로 지압파괴가 발생하는 현상으로 인하여 실험결과가 설계강도 보다 상당히 작게 나타났다. 따라서 볼트연결의 기본가정과는 다른 스크류 접합부의 하중의 집중을 고려한 지압강도 산정식이 연구되어야 한다고 판단된다.
- (5) 스크류 연결부의 최대전단강도는 경사강도보다는 크고 지압강도 보다는 작게 나타났으며, 제안된 최대전단강도 설계식과 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났다.
- (6) 일반적으로 사용하는 #10 스크류에 비하여 #12 사용의 경우 계산상 설계강도가 7%정도 증가하지만, 접합철물 플랜지의 휨강도에 의해 설계하중이 지배되는 허

용응력설계의 경우는 별다른 장점이 없다고 판단된다.

본 연구에서는 풍하중에 의해 발생하는 인발력 만을 고려한 앵커접합부의 실험이 수행되었다. 향후 과제로는 인발력과 함께 전단력이 동시에 작용하는 경우에 대한 실험 및 이론적인 연구가 필요하다고 사료된다.

감사의 글

본 연구는 2001년 포항제철사외위탁과제의 연구비 지원과 (재)포항산업과학연구원, (주)피알와이(PRY) 및 HILTI-KOREA의 지원으로 수행되었기에 이에 감사의 뜻을 표합니다.

참고문헌

건설교통부(2000) 건축물 하중기준 및 해설.
 권영봉, 김한식, 박명균, 정현석(2002) 신형상 냉간성형 단면의 구조적 거동 (I) - 압축거동, 한국강구조학회 논문집, 제 14권 2호 (통권 57호), pp. 349-356, 2002.

권영봉, 김갑득, 송인섭(2002) 신형상 냉간성형 단면의 구조적 거동 (II) - 휨거동, 한국강구조학회 논문집, 제14권 2호 (통권 57호), pp. 357-364, 2002.
 명화금속(주)(2000) 스크류파스너 제원표.
 산업과학기술연구원(RIST)(2000) PRY-TRUSS 신형상 단면의 구조해석 및 실험, 연구보고서 No. 1999B526.
 American Institute of Steel Construction(1989) Manual of steel construction -Allowable Stress Design.
 American Iron and Steel Institute(1996) Specifications for the Design of Cold-Formed Steel Structural members.
 Hancock, G.J., Murray, T. M. & Ellifritt, D. S.(2001) Cold-Formed Steel Structures to AISI Specification. Marcel Dekker, Inc..
 Yu, Wei-Wen(1997) Cold-Formed Steel Design. 2nd ed., John Wiley & Sons.

(접수일자 : 2003. 6. 27 / 심사일 2003. 7. 23 /
 심사완료일 2003. 10. 2)