

강재매입형 합성거더 전단연결부의 극한강도 평가

Evaluation of Ultimate Strength of Shear Connection in Steel Embedded Composite Girders

심 창 수¹⁾ · 김 현 호²⁾ · 한 정 훈³⁾ · 이 필 구⁴⁾

Shim, Chang Su · Kim, Hyun Ho · Han, Jung Hoon · Lee, Pil Goo

요 약 : 프리플렉스 보와 같이 강재가 콘크리트에 매입된 형태의 합성거더에서 합성작용을 확보하기 위한 연결재로 말굽형 전단연결재, 각강 전단연결재가 주로 사용된다. 얇은 콘크리트 부분이 강재를 둘러싸고 있기 때문에 콘크리트 덮개 확보를 위한 상세를 고려하면 스테드와 같은 전단연결재 사용이 어렵고 상당히 많은 수준의 합성작용이 부착 및 마찰에 의해 확보된다. 프리플렉스 보와 같이 콘크리트 부분에 많은 프리스트레스를 도입하기 위해 하부 케이싱 콘크리트와 강재단면사이의 소요 수평전단강도가 높게 요구된다. 이 논문에서는 말굽형 전단연결재, 각강 전단연결재에 대한 정적 강도 평가를 실험을 통해 수행하였고 부착의 효과를 보기 위한 실험도 함께 실시하였다. 현재의 허용전단력 설계 기준을 실험을 통해 검토하고 좀 더 일반화된 설계기준을 제시하기 위해서 유로코드의 블록 연결재의 설계 개념을 채용하여 말굽형과 각강 전단연결재를 위한 설계 기준을 제시하였다. 파괴모드를 지압파괴와 전단파괴로 구분하여 각각에 대한 강도 평가 방안을 제시하고 실험결과와 비교하였다.

ABSTRACT : In composite girders with steel embedded in concrete as preflex beams, horseshoe connectors and bar connectors are commonly used to achieve composite action. Considering the requirements on the concrete cover in the thin concrete part surrounding a steel member, it has limitations with respect to the use of stud shear connectors, and significant bond and friction resistance can be generated. High horizontal shear strength between the casing concrete and the steel section is needed to introduce prestress to the concrete section in the form of preflex beams. In this paper, experiments on the evaluation of the static strength of horseshoe connectors and bar connectors were conducted and the effects of bonds were also considered. Based on the test results, current design codes were estimated and more general design guidelines that consider the design concept of Eurocode were proposed for the connectors. A strength evaluation according to failure modes such as bearing failure and shear failure was performed and compared with the test results.

핵심용어 : 프리플렉스, 말굽형 전단연결재, 각강 전단연결재, 전단강도, 지압파괴, 전단파괴

KEYWORDS : preflex, horseshoe connector, bar shear connector, shear strength, bearing failure, shear failure

1. 서론

합성거더에서 합성작용을 확보하기 위한 전단연결부는 크게 두 가지로 구분할 수 있다. 전단연결부의 파괴 모드가 주로 연결재에 있고 극한변형능력(상대변위)이 6.0mm 이상인 경우를 연성연결재라고 할 수 있고(Eurocode-4, 1994) 대표적인 예가 스테드 전단연결재이다. 그림 1(b)에서와 같이 연결재 자체의 전단강도는 높고 주된 파괴모드가 콘크리트 부

재에서 발생하고 콘크리트의 지압손상 및 전단파괴로 인한 상대변위를 제외한 연결재 변형에 의한 상대변위 능력은 상당히 적은 형태의 연결재를 강성연결재라고 할 수 있다.

일반적으로 콘크리트 바닥판을 갖는 강합성거더의 경우에는 전단연결재를 주로 스테드 전단연결재를 사용하고 콘크리트 바닥판과 강거더의 상부플랜지 사이에 존재하는 부착이나 마찰은 설계에서 인정하지 않고 있다. 이에 반해서 콘크리트 거더의 경우에는 수평전단력의 상당부분을 부착이나 마찰이 부

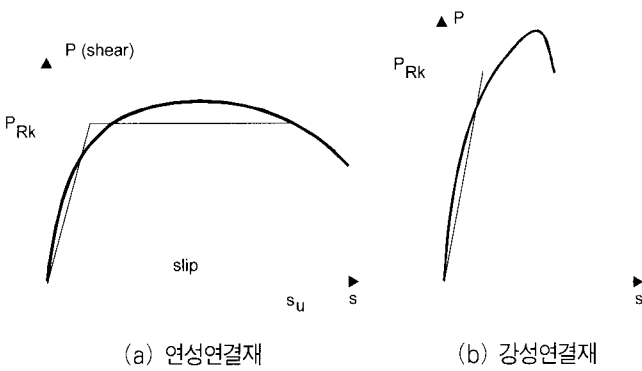
1) 교신저자, 정회원, 중앙대학교 토목공학과 조교수, 공학박사
(Tel: 031-670-4707, Fax: 031-675-1387, E-mail: csshim@cau.ac.kr)

2) 정회원, 중앙대학교 건설환경연구소, 전임연구원, 공학박사(hhkim@wm.cau.ac.kr)

3) 학생회원, 중앙대학교 토목공학과, 석사과정(jh190@wm.cau.ac.kr)

4) 정회원, RIST, 강구조연구소, 선임연구원, 공학석사(pg289@rist.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2007년 2월 28일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.



(a) 연성연결재 (b) 강성연결재

그림 1. 전단연결재의 거동 구분

담하도록 규정되어 있고 실제 배치되는 수평전단 저항을 위한 스티럽은 최소량이면 충분하도록 되어 있다. 두 경우의 차이는 주로 부착이나 마찰의 정도나 강도의 신뢰성 등에서 비롯된 것이다. 실제로 사용되는 전단연결재는 스티드 혹은 스티럽 철근으로 상당한 연성을 갖고 있다(장승필 등, 2005).

프리플렉스 보는 강재 단면이 콘크리트 하부 케이싱내에 매입되어 있는 경우이고 콘크리트 덮개 확보 및 철근 상세로 인해서 전단연결재 선택에 제약사항을 가지고 있다. 일반적으로 높은 수평전단강도를 요구하거나 부착을 증대시킬 목적으로 사용하는 것이 그림 2의 블록 전단연결재이다. 그림 2에서 후크 철근이 있는 경우는 콘크리트 부재와 강재 부재사이의 벌어짐을 방지하기 위한 목적으로 사용되는 것으로 콘크리트에 강재가 완전히 매입되는 합성거더의 경우에는 필요없다. 가장 일반적으로 사용되는 연결재가 말굽형 전단연결재인데 현재의 설계기준에 반영되어 있는 유일한 블록 전단연결재라고 할 수 있다(프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안), 1986; 프리플렉스 합성형 철도교 표준시방서(안), 1987; 철도설계기준, 2004).

말굽형 전단연결재는 부착 강도 증진의 차원에서 고안되었고 프리플렉스 보를 제안한 오래전에 일부 평가가 수행되어 현재의 규정에 적용되었고 강도 평가뿐 아니라 배치 및 용접의 상세도 함께 규정되어 있다(프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안), 1986; 프리플렉스 합성형 철도교 표준시방서(안), 1987; 철도설계기준, 2004). 현재의 설계기준에서 근본적인 설계 개념상의 문제점은 도로교에서는 부착의 기여도를 인정하고 있지만 철도교에서는 인정하지 않고 있다는 것이다. 이는 동일한 구조시스템을 사용하면서 서로 다른 기준을 적용하고 있는 모순으로 개선할 필요가 있다. 또한, 상당히 오래전에 평가된 블록 전단연결재의 강도 특성에 대한 재평가가 요구된다.

프리플렉스 보나 관 구조와 같은 곳에서 한 부재가 다른 부재의 내부에 있는 경우에는 합성작용은 이 매입되는 기하형상이나 부착강도에 의해서 발생하는 경계면의 힘에 의해 확

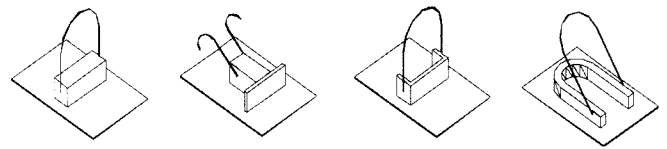


그림 2. 블록 전단연결재의 종류

보될 수 있다. 어떠한 경우든, 합성 작용에 관한 설계는 강재와 콘크리트 사이의 경계면에서 발생하는 수평 전단력에 저항하도록 이루어져야 한다. 또한, 이러한 합성작용은 강재와 콘크리트 부재사이의 곡률이 동일하도록 하기 위해 경계면에서 분리(separation)가 일어나지 않도록 설계되어야 한다. 즉, 전단연결재는 경계면에 수직인 방향의 인장력과 경계면에 평행한 전단력에 저항하도록 설계되어야 한다.

일반적으로 강재 매입형 합성구조는 부착과 마찰에 의해서 합성작용을 확보한다고 가정하는 경우가 많다. 이러한 하중의 전달이 별도의 물리적인 연결재가 없는 경우에는 크게 네 가지 역학적 거동에 의해 전달된다고 구분할 수 있다(Evans 등, 1966; Kennedy, 1984).

- 1) 수화반응 과정에서 모세관 현상으로부터 유발되는 경계면을 따른 화학적 반응 혹은 흡입력에 의한 부착
- 2) 강재면의 불규칙성으로 인한 강재와 콘크리트의 미세 맞물림
- 3) 수직력에 의한 콘크리트와 강재사이의 마찰
- 4) 전체 변형에 의한 곡률 혹은 결합 효과

이를 다시 두 가지로 구분하면 부착과 미세 맞물림은 미세 효과이고 마찰과 결합효과는 좀 더 큰 효과라고 할 수 있다. 부착은 탄성-취성 하중 전달 특성을 갖는데 상대변위가 아주 작은 수준에서만 하중 전달에 기여하게 되는데 상대변위가 0.01mm 이하에서 부착파괴가 발생한다(Evans 등, 1966, Kennedy, 1984). 미세 맞물림은 강재 단면의 표면 불규칙성에 의한 것으로 Virdi와 Dowling(1980)의 연구에 의하면 콘크리트 압축 파괴에 해당하는 국부 변형률 3.5%에서 부착이 깨지게 된다(Virdi 등, 1980). 물론, 표면의 불규칙성을 높이면 부착강도를 증가시킬 수 있다. 콘크리트와 강재 단면사이의 마찰력은 수직력에 의해 발생하는데 이 수직력은 축력을 받는 부재의 부피 팽창에 대한 구속력으로 인해 생기게 된다. Baltay 등(1990)에 의하면 마찰 계수는 0.2에서 0.6의 값을 가지고 스웨덴의 Olofsson과 Holmgren(1992)에 의해 수행된 실험결과 평균 마찰계수 값은 0.6이 제시되었다. 강재매입형 합성단면의 부착강도 평가에 대한 실험적 연구(민진 등, 2005)에 의하면 무근인 경우라도 부착강도가 0.6MPa 값보다 큰 값을 보이고 구속철근이 있는 경우 이 값이 증가함을 보였다.

이 논문에서는 프리플렉스 보와 같은 강재 매입형 합성거더

에 사용되는 블록 전단연결재에 대한 기존의 설계기준을 분석하여 문제점을 제시하고 말굽형 전단연결재와 각강 전단연결재를 갖는 전단연결부의 정적강도를 평가하였다. 파괴모드를 지압파괴와 전단파괴로 설정하여 각각에 대한 강도 평가 방안을 제시하고 이를 실험결과와 비교 분석하였다.

2. 블록 전단연결재에 대한 설계기준 분석

2.1 국내 설계기준

국내 설계기준은 스티드 전단연결재와 말굽형에 대해서만 규정하고 있고 콘크리트의 허용지압응력에 근거한 허용내하력을 제시하고 있다. “프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안)”과 “프리플렉스 합성형 철도교 표준시방서(안)”에서 말굽형 전단연결부에 대한 기준이 제시되어 있다.

프리플렉스의 표준시방서(1986)에는 전단연결재의 최대간격을 바닥 콘크리트 두께의 2배 이하이거나 400mm를 넘지 않도록 규정하고 있다. 최소간격은 말굽형 폭의 절반 혹은 높이의 3.5배로 제시되어 있다. 이는 프리플렉션이 제안된 시기에 수행된 정적실험과 피로실험의 결과로부터 제안된 상세가 그대로 유지되고 있는 것이다(Evans 등, 1966). 또한, 허용전단력은 말굽형 전단연결재에 대해서 식 (1)과 같이 제시되어 있다.

$$Q_u = \sigma_1 \times A_1 \tag{1}$$

여기서, σ_1 : 콘크리트의 허용지압응력 (kg/cm^2)
 $= (0.25 + 0.05 \times A/A_1) \sigma_{ck}$

다만, $A/A_1 < 5$, $A = b_s \cdot h_c$, A_1 : 전단연결재의 앞면적 (cm^2), b_s : 강형의 플랜지 폭 (cm), h_c : 강형 플랜지의 외측면에서 콘크리트의 외측면까지의 거리 (cm)이다.

이 시방서(안)에서는 부착응력을 고려하여 설계하도록 규정하고 있다. 그러나, 철도 설계기준(2004)과 프리플렉스 합성형 철도교 표준시방서(안)에서는(1987) 콘크리트와 강거더 플랜지 사이의 부착응력은 고려하지 않는 것으로 규정하고 있다. 따라서, 통일된 설계 개념이 요구된다.

2.2 국외 설계기준

국외 설계기준에서 블록 형태의 전단연결재를 가진 전단연결부의 공칭강도를 제시한 것은 BS5400(BSI, 1979)인데, 여기서는 연결재의 재료가 Grade 43이고 각강의 크기가 $50mm \times 40mm \times 200mm$, $25mm \times 25mm \times 200mm$ 에

대해서 콘크리트 강도에 따른 공칭강도값을 제시하고 있다. 물론, 이 값은 실험에 의해 제시된 값이다.

설계 개념에 의해서 블록 연결재의 강도를 지압과 전단파괴면을 따르는 전단파괴로 구분하여 제시하고 있는 것은 Eurocode-4(1994)이다. 지압파괴를 가정한 블록 연결재의 설계강도는 식 (2)와 같이 제시하였다.

$$P_{Rd} = \eta A_{f_1} f_{ck} / \gamma_c \tag{2}$$

여기서, A_{f_1} : 전면면적, $\eta = \sqrt{(A_{f_2}/A_{f_1})}$: 보통중량콘크리트의 경우 값이 2.5보다 작으면 2.5를 사용, 경량골재콘크리트의 경우 값이 2.0보다 작으면 2.0을 사용, A_{f_2} : 인접한 연결재의 후면면적의 1:5 비율기로 확대한 전면면적인데 콘크리트 면적의 이내에 들도록 고려해야 한다. γ_c 는 콘크리트에 대한 부분안전계수로 1.5의 값을 사용한다.

전단연결부의 파괴모드가 종방향 전단에 의한 슬래브의 파괴라고 가정하면 횡방향 철근을 고려한 전단파괴면을 가정하고 전단강도를 평가해야 한다. 이에 대한 평가식은 (3)과 같다. 전단파괴면의 정의와 이에 따른 저항단면은 그림 3에 정의되어 있다(Eurocode-4, 1994).

$$V_{Rd} = 2.5 A_{cv} \eta \tau_{Rd} + A_e f_{sk} / \gamma_s + V_{pd} \tag{3}$$

여기서, $\tau_{Rd} = 0.25 f_{ctk} 0.05 / \gamma_c$, $\eta = 1$: 보통중량콘크리트
 $\eta = 0.3 + 0.7(\rho/24)$: 경량골재콘크리트 ($\rho = kN/m^3$),
 A_{cv} : 고려하는 콘크리트 전단면의 단위길이당 평균 단면적,
 A_e : 슬래브의 힘을 받는 철근을 포함하여 전단면에 교차하는 단위길이당 횡철근 단면적의 합을 나타낸다. V_{pd} 는 바닥 판에 강판이 있는 경우 이 강판의 기여도를 나타내는 값으로 합성바닥판의 경우에 사용된다.

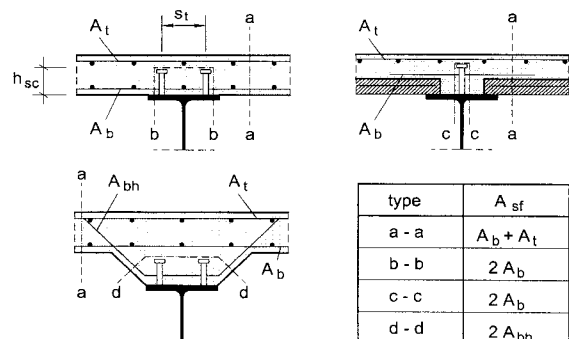


그림 3. 전단파괴면의 가정과 변수정의

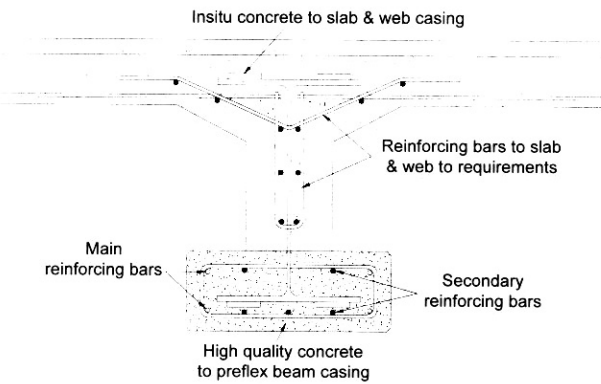


그림 4. 프리플렉스 보의 상세

프리플렉스 보의 하부케이싱에 사용하는 말굽 혹은 각강 전단연결재는 횡방향 철근 높이까지 설치되지 않기 때문에 위 식의 수정이 요구된다. 또한, 피로에 대한 규정은 초기의 실험적 연구에서 피로에 대한 충분한 내구성이 제시된 상세에 대해서는 검증되어 별도로 제시되어 있지 않다. 다만, 연결재가 용접된 모재의 경우에는 피로상세범주 C에 속하는 것으로 되어 있다.

3. 실험적 연구

3.1 실험부재

프리플렉스 보의 고강도 강재 적용을 위해서는 프리플렉션에 이은 릴리즈 단계에서 강재단면으로부터 콘크리트 단면으로의 높은 수평전단력을 원활하게 전달할 수 있도록 해야 한다. 물론, 도입되는 압축력의 수준을 높이기 위해서는 콘크리트 역시 고강도 콘크리트를 사용할 필요가 있다. 전술한 바와 같이 주로 두 종류의 전단연결재가 설계에서 사용되어 왔는데 스테드와 말굽형 전단연결재이다. 스테드 전단연결재의 경우 상당히 많은 국내외 실험적 연구가 수행되어 상부 콘크리트 바닥판과의 합성 설계에는 문제가 없을 것으로 판단된다.

그림 4의 실제 프리플렉스 보의 상세를 보면 하부 케이싱 콘크리트와 복부 콘크리트는 실질적으로는 전단연결재외에 철근이 수평전단에 저항하는 역할을 상당 부분 수행할 것으로 예상된다. 점 용접 수준이지만 하부 케이싱 콘크리트에 스테럽 철근이 복부에 용접되고 복부에서는 복부 관통 철근이 존재하여 상당한 수평전단 저항력을 제공하고 있는 것으로 판단된다. 그러나, 이러한 항목은 마찰 혹은 부착과 마찬가지로 상당히 불확실성이 높은 저항 메커니즘이기 때문에 실제 설계에서 반영하기는 어렵다. 현재는 전단연결구조의 안전율을 높이는 차원에서 무시되고 있다.

이 연구에서는 전단연결재의 종류와 상세, 부착의 유무에 따른 평가를 주된 연구 목표로 설정하였다. 실험부재의 변수를 표 1에 정리하였다. 연결재에 대해서는 현재 표준적으로 사용하고 있는 두 가지 형태의 말굽 전단연결재를 선택하였고 각강 전단연결재를 추가적으로 평가하고자 하였다. A, B, C 형태의 전단연결재가 각각의 전단연결재 형태를 의미하고 D 형태는 연결재가 없는 순수 부착강도 평가를 위한 실험체이다. 말굽형 전단연결재의 경우 하부케이싱 콘크리트 타설시 공극 발생의 우려가 일부 제기되고 있다.

말굽형 전단연결재의 경우 하부 플랜지의 하면에만 배치하는 경우와 상하면 모두 배치하는 경우에 대한 고려를 하였고 부착강도의 영향을 최소화시키기 위해서 플랜지에 그리스를 도포한 시편이 있다. 일반적으로 강재와 콘크리트 사이의 부착강도에 대한 제안값들이 존재하지만 완전매입형인 경우에 대한 평가가 요구되어 이를 반영하기 위한 순수한 부착에 의한 저항값 산정을 하기 위한 D-type 실험체를 포함하였다.

기본적인 전단저항 메커니즘이 연결재 전면에서의 지압과 부착이기 때문에 이를 평가하기 위해서는 전체 지압면적을 변수로 한 평가가 이루어져야 한다. 다만, 용접 방법이나 용접장에 따라서 지압과파 이전에 연결재 파괴가 발생할 수 있는데 대부분의 프리플렉스 보의 전단연결재 설계가 이를 방지할 만큼 충분한 연결재를 배치하고 있기 때문에 이 실험에서 연결재의 용접부 파괴가 일어나지 않을 것으로 예상하였다.

실험부재에 사용한 말굽형 및 각강형 전단연결재에 대한 형상과 실험부재의 단면도를 그림 5에 나타내었다.

표 1. 실험 변수 및 부재명

연결재 변수				그리스 도포 유무	실험체명
종류	유형	배치	콘크리트 강도		
A-type	말굽	하면	40MPa	X	SA1-1, SA1-2, FA1-1, FA1-2
		하면		O	SAG-1, SAG-2
		상하면		X	SA2-1, SA2-2, SA2-3
B-type	말굽	하면		X	SB-1, SB-2, SB-3, SB-4, FB-1, FB-2, FB-3
		하면		O	SBG
C-type	각강	하면		X	SC-1, SC-2, SC-3, SC-4, FC-1, FC-2, FC-3
		하면	O	SCG	
D-type	순수 부착	-		X	D1, D2

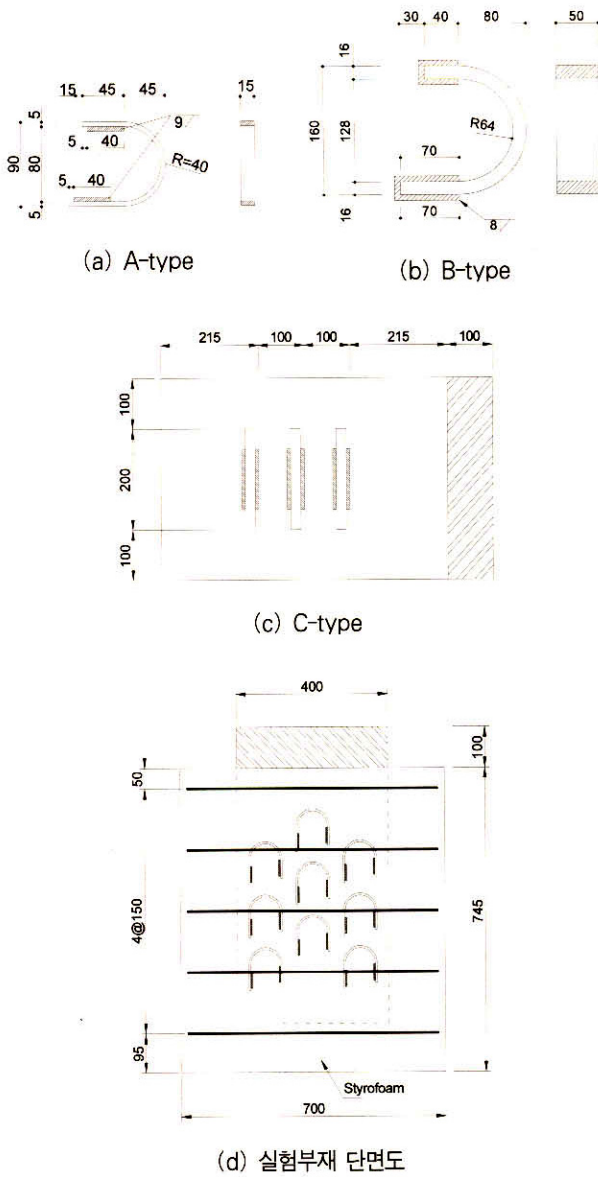


그림 5. 말굽 형태에 따른 실험부재 형상

3.2 재료성질

실험은 두 차례에 걸쳐 진행되었고 부재 제작시에 동일한 조건에서의 콘크리트 강도 평가를 위한 현장양생과 표준조건에서의 수중양생에 대해서 각각 4개의 콘크리트 압축강도 시편을 제작하여 실험을 수행하였다. 표 2에 콘크리트 28일 압축강도의 평균값을 제시하였다. 현장 양생의 경우에 두 개의 실험결과가 유사하게 42MPa로 나타났다.

표 2. 재료성질

	1차실험 평균강도(MPa)	2차실험 평균강도(MPa)
수중양생	47.34	39.35
현장양생	41.94	42.35

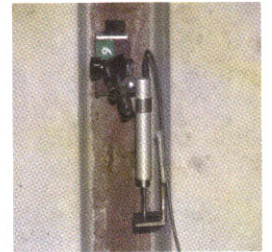
3.3 실험방법 및 측정

정적실험은 그림 6과 같이 10,000kN 만능시험기를 이용하여 수행하였다. 상대변위의 측정은 아래 방향으로 콘크리트 250mm 위치에 1/1,000mm 정밀도의 LVDT를 각각 설치하였다.

프리플렉스 보에 사용되는 말굽 전단연결재나 각강 연결재의 파괴모드가 연성이 아니기 때문에 표준적인 시험방법에서의 하중 재하 이력을 모두 따라가는 것은 의미가 없기 때문에 재하속도를 늦추고 재하 횟수는 줄여서 실험을 수행하였다. 측정이 상대변위만 있는 것은 국부적인 변형을 변화와 같은 것이 실질적으로 거동을 평가하는 데 큰 의미가 없기 때문이다.



(a) 실험부재 세팅



(b) 상대변위 측정

그림 6. 실험셋업 및 상대변위 측정

4. 실험결과

4.1 정적실험결과

프리플렉스 보의 전단연결재의 정적실험결과를 각 부재별로 거동 특성을 평가한 후에 전체적으로 설계강도를 어떻게 평가하는 것이 적정한지에 대한 검토를 수행하였다. 실험부재별로 파괴형상 및 극한상대변위에 대한 결과를 그림 7과 그림 8에 나타내었다. 극한 상대변위는 최대하중에서 하중이 1% 정도 감소한 지점에서의 변위로 정의하였다. 이는 연성이 작은 전단연결부의 변형능력 평가에 적절한 것으로 판단된다. 실험 결과로부터 도출된 하중-상대변위 그래프와 변형값으로부터 판단할 때 이 연구에서 다루고 있는 프리플렉스 보에서의 말굽형 혹은 각강 형태의 전단연결부는 파괴모드가 콘크리트 파괴이기 때문에 이를 근거로 강도 평가식을 제시하는 것이 타당하고 설계를 지배하는 시점이 릴리즈 시점이

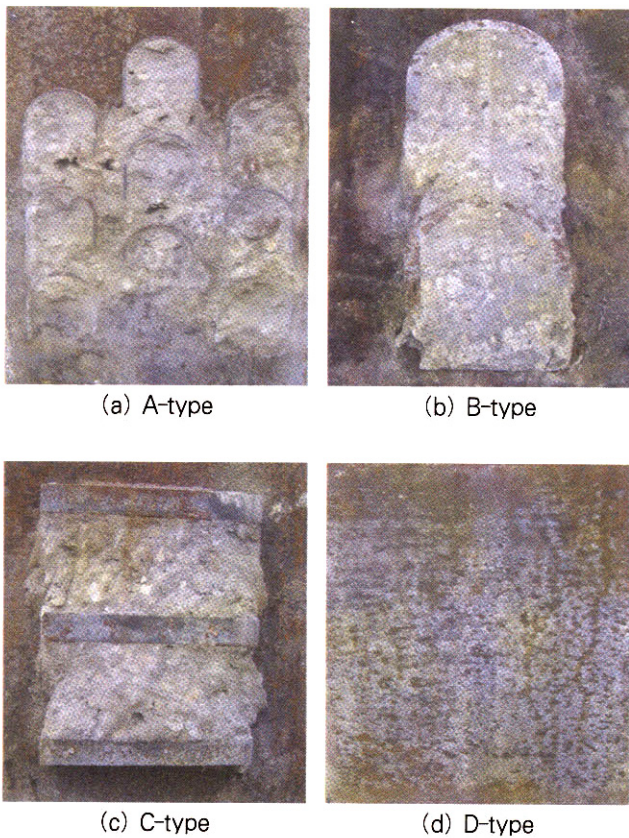


그림 7. 실험체의 파괴형상

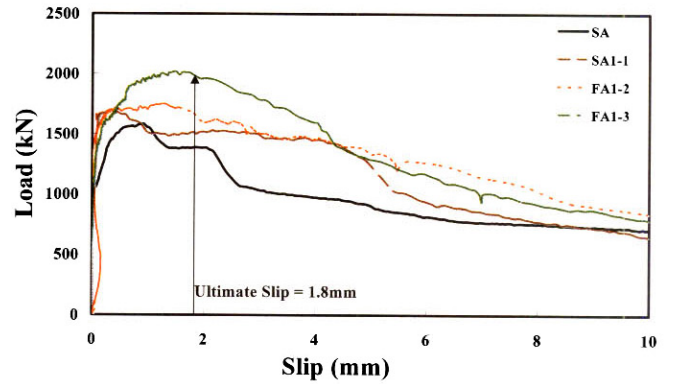
기 때문에 하중의 불확실성도 상당히 낮은 편에 속한다. 따라서, 허용전단력 개념보다는 극한강도개념으로 설계식을 제시하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

대부분의 시편이 전단연결재의 상면을 따라 전단파괴면을 형성하고 있음을 알 수 있다. 현재 국내의 설계기준은 지압강도를 기준으로 평가하고 있지만 수평방향으로 전단파괴면을 따라 평가되는 전단강도를 기준으로 평가하는 유로코드의 평가방식도 함께 검토할 필요가 있을 것이다.

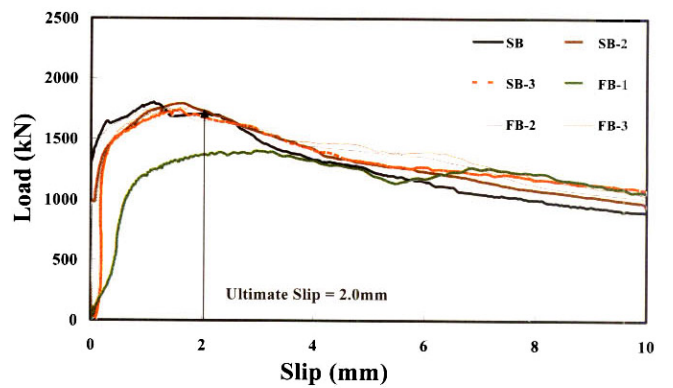
전단연결부의 평가에서 부착이나 마찰의 고려여부는 합성 단면의 형태에 따라 달라질 수 있지만 일반적으로 강합성 교량에서는 무시하고 있다. 그러나, 프리플렉스 보와 같이 완전매입형 합성단면의 경우에는 부착을 인정하는 것이 합리적이다.

부착이나 마찰 저항은 구속조건의 정도에 따라 값의 차이가 크게 나타나고 표면 조건 등의 불확실 요인이 강도에 미치는 영향이 매우 크기 때문에 이에 대한 안전율을 높게 고려하는 것이 일반적이다.

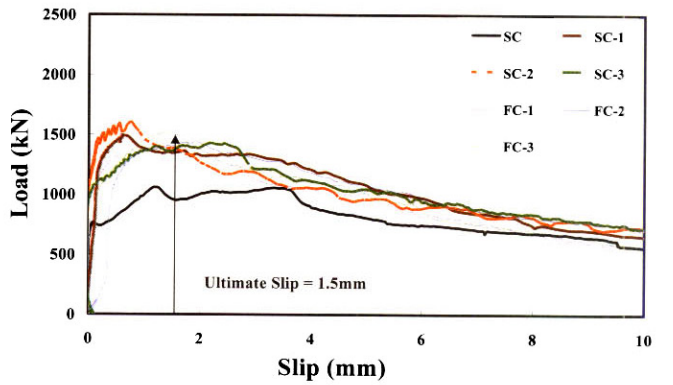
표 3에 실험에서 구한 파괴하중을 정리하였다. 부착강도는 강재가 콘크리트에 완전히 매입된 경우의 부착강도인 0.6N/mm^2 의 값을 이용해서 콘크리트에 매입된 강재의 부착면적을 곱해서 구한 값이다. 유로코드에서의 전단강도 평



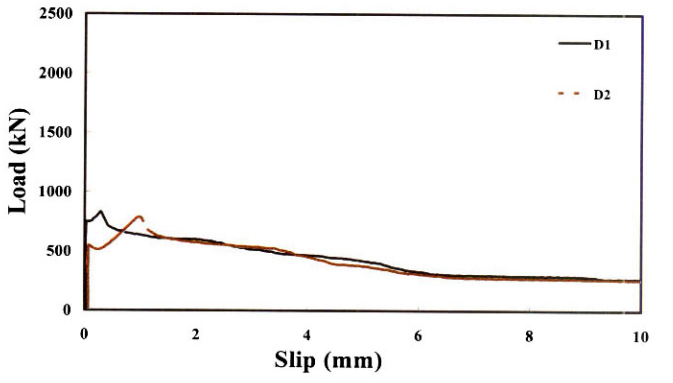
(a) A-type



(b) B-type



(c) C-type



(d) D-type

그림 8. 정적실험결과

표 3. 파괴하중

연결재 변수			실험체명	실험값 (kN)	실험값 (kN) / 전단연결재수	부착강도 (kN)
종류	유형	배치				
A-type	말굽	하면	SA1-1	1691.65	93.98	302.4
			SA1-2	1583.22	87.96	
			FA1-1	1745.53	96.97	
			FA1-2	2015.6	111.98	
		하면 (그리스)	SAG-1	1499.4	83.30	0.0
			SAG-2	1274.55	70.81	
		상하면	SA2-1	1852.63	61.75	302.4
			SA2-2	2230.47	74.35	
			SA2-3	2048.87	68.30	
B-type	말굽	하면	SB-1	1782.78	445.70	302.4
			SB-2	1789.43	447.36	
			SB-3	1736.88	434.22	
			SB-4	1802.07	450.52	
			FB-1	1396.95	349.24	
			FB-2	1756.83	439.21	
			FB-3	1763.48	440.87	
		하면 (그리스)	SBG	1499.4	374.85	0.0
		C-type	각강	하면	SC-1	1499.4
SC-2	1603.84				267.31	
SC-3	1428.22				238.04	
SC-4	1059.69				176.62	
FC-1	1397.62				232.94	
FC-2	1436.87				239.48	
FC-3	1518.69				253.12	
하면 (그리스)	SCG			1168.78	194.80	0.0
D-type	순수부착	-	D1	829.52	-	-
			D2	784.29	-	

가는 두 가지 측면에서 판단할 수 있는데 하나는 전단파괴면을 산정하고 전단파괴강도를 계산하는 것이고 나머지 하나는 허용전단력 산정과 동일한 개념인 지압파괴 강도를 계산하는 것이다. 부착의 영향을 평가하기 위해서 수행한 D-type 실험부재의 경우에 평균 부착강도가 806.9kN으로 0.6N/mm²의 값을 이용해서 계산한 부착강도에 비해서 2.7 배 정도 높은 값을 보여주었다. 전단연결재가 있는 부재의 실험결과에서 그리스를 도포하여 부착의 효과를 없앤 부재와 그렇지 않은 부재의 실험결과에서 각각의 평균값의 차이를 계산해보면 A-type에서는 286.5kN, B-type에서는 272.5 kN, C-type에서는 287.4kN으로 상당히 균일한 부착의 전단강도 기여분을 나타내었다. 이는 순수부착에 의한 전단강도 기여분을 전단연결재가 있는 부재에 그대로 합산할 수는 없고 부착이 전단연결부의 전단강도를 일정정도 높여주는 효과가 있음을 보여주는 것으로 해야 할 것이다. 이를 설계에서 고려하기는 현실적으로 어렵기 때문에 부착이 있는 실험 부재의 실험결과로부터 프리플렉스 보와 같은 매입형 합성부재의 전단연결부 강도를 평가하는 것이 적절한 방안으로 판

단된다.

표 3의 실험 및 계산결과로부터 각 실험체의 평균강도와 공칭강도를 부착이 있는 실험부재에 대한 결과만을 이용하여 프리플렉스 보의 말굽형 및 각강 전단연결재에 대한 허용전단력과 전단강도 평가식을 제시하였다.

표 3에서 FA, FB, FC 부재는 피로실험 부재로 각각의 허용전단력의 1.3배에 해당하는 하중으로 2백만회 재하 후 정적파괴를 수행하였다. 이로부터 설계 시 연결재 자체의 파괴 평가는 필요하지 않을 것으로 판단된다.

5. 전단연결부 설계 방안

프리플렉스 보의 하부 케이싱 콘크리트와 강재와의 합성 작용을 확보하기 위한 전단연결부에 대한 정적 실험으로부터 강재가 콘크리트 단면속에 완전 매입되는 형태인 경우에 대해서 횡방향 철근이 연결재의 높이 내에 배치되지 않아서 전단연결부의 파괴모드가 지압과 전단파괴면을 따른 전단파괴에 국한될 때에 대한 일반화된 설계방안과 설계식을 제안하

었다.

5.1 허용전단력 설계

현재 국내에서 전단연결재의 설계가 아직 허용전단력을 이용하고 있기 때문에 이에 대한 설계방안과 설계식을 제시하고자 한다. 여러 형태의 전단연결재를 포함하기 위해서 그림 2와 같이 네 가지 정도의 연결재 형태를 포함하는 허용 전단력 산정식을 제시하고자 한다. 그림 2에서 강재와 콘크리트 단면의 분리를 방지하기 위한 상세가 포함되어 있는데 완전 매입형 합성단면에서는 이 상세를 제외할 수 있고 내하력 산정에도 고려되지 않는다.

위에서 제시된 네 가지 형태의 전단연결재를 갖는 전단연결부의 허용 전단력은 지압강도에 기반해서 제시하는 것이 타당하다. 이는 현재의 허용전단력에 대한 설계기준과 유사하지만 조금 더 일반화시킬 필요가 있다. 허용 전단력 산정에서 부착강도는 무시하는 것으로 가정하고 안전율로 취급하도록 한다.

파괴모드는 두 가지로 정의될 수 있는데 연결재 전면의 지

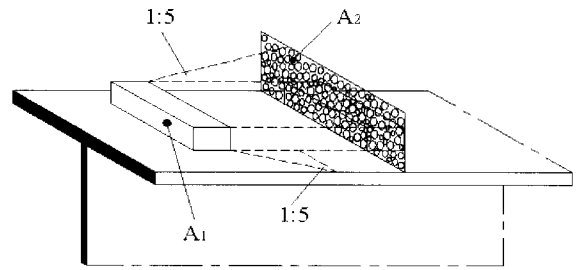


그림 9. 지압 저항면적의 정의

압 능력에 의존하는 지압강도와 연결재 상면을 따라 형성되는 전단파괴면에 의해 산정되는 전단강도가 그것이다. 두 가지 내하력 중에서 작은 값을 허용전단력으로 규정하는 것이 타당한데 일반적으로 현재 국내에서 시도되는 여러 가지 프리플렉스 보에서 적용되고 있는 전단연결부에 대한 평가에서는 지압강도가 낮게 평가되기 때문에 이를 근거로 설계식을 제시하고자 한다.

프리플렉스 보의 지압저항식 전단연결재 하나당 허용전단력 산정식은 다음의 식 (4)와 같다.

$$Q_u = \sigma_1 \times A_1 \tag{4}$$

표 4. 허용전단설계

실험체명	실험값 (kN)	실험값 / EA	제안식 (kN)	안전율 (부착 미고려시)	안전율 (부착 고려시)
			지압파괴*		
SA1-1	1691.65	93.98	26.40	3.56	2.92
SA1-2	1583.22	87.96		3.33	2.70
FA1-1	1745.53	96.97		3.67	3.04
FA1-2	2015.6	111.98		4.24	3.61
SAG-1	1499.4	83.3	26.40		3.16
SAG-2	1274.55	70.81			2.68
SA2-1	1852.63	61.75	26.40	2.34	1.96
SA2-2	2230.47	74.35		2.82	2.43
SA2-3	2048.87	68.3		2.59	2.21
SB-1	1782.78	445.7	138.60	3.22	2.67
SB-2	1789.43	447.36		3.23	2.68
SB-3	1736.88	434.22		2.13	2.59
SB-4	1802.07	450.52		3.25	2.71
FB-1	1396.95	349.24	138.60	2.52	1.97
FB-2	1756.83	439.21		3.17	2.62
FB-3	1763.48	440.87		3.18	2.64
SBG	1499.4	374.85	138.60		2.70
SC-1	1499.4	249.9	85.01	2.94	2.35
SC-2	1603.84	267.31		3.14	2.55
SC-3	1428.22	238.04		2.80	2.21
SC-4	1059.69	176.62		2.08	1.48
FC-1	1397.62	232.94	85.01	2.74	2.15
FC-2	1436.87	239.48		2.82	2.22
FC-3	1518.69	253.12		2.98	2.38
SCG	1168.78	194.8	85.01		2.29

* : 전단연결재 하나당 계산값.

여기서, σ_1 : 콘크리트의 허용지압응력 (MPa)
 $= (0.25 + 0.05 \times A_2/A_1)f_{ck}$

다만, $A_2/A_1 < 5.0$ 이어야 하고 이를 넘을 경우 $0.5f_{ck}$ 를 사용한다. A_1 : 전단연결재의 앞면적 (mm^2), A_2 : 그림 9의 정의와 같이 인접한 연결재의 후면면적의 1:5 기울기로 확대한 전면면적인데 콘크리트 단면 이내에 들도록 고려해야 한다.

표 4에 실험값과 제안식에 의한 단면의 전단강도를 정리하고 부착의 고려 여부에 따른 안전율을 계산하여 나타내었다. 허용전단 설계 시 평균안전율은 부착을 고려하지 않은 경우에는 2.79~3.70이고, 부착을 고려한 경우에는 2.20~3.02 정도로 나타났다.

5.2 극한강도 설계

한계상태설계법에 대비하여 앞서 제시한 허용전단력 규정과 동일한 개념에서 지압에 근거한 극한강도와 전단파괴에 근거한 극한강도 평가식을 제시하였다.

전단연결재 전면의 콘크리트 지압 강도에 근거한 전단연결부의 극한 강도 평가식은 유로코드-4에서 제시하고 있는 block shear connector의 설계강도 평가식의 기본 변수를

이용하고 실험결과의 회귀분석을 통해 다음의 식 (5)와 같이 제시한다.

$$P_{Rd} = 0.59 \eta A_1 f_{ck} \tag{5}$$

여기서, A_1 : 전단연결재의 전면면적, $\eta = \sqrt{(A_2/A_1)}$: 보통중량콘크리트의 경우 값이 2.5 이하 또는 경량골재콘크리트의 경우 값이 2.0 이하를 사용, A_2 : 인접한 연결재의 후면면적의 1:5 기울기로 확대한 전면면적인데 콘크리트 면적의 이내에 들도록 고려해야 한다(그림 9 참조).

식(5)의 제안식은 유로코드에서 제시한 재료에 대한 부분

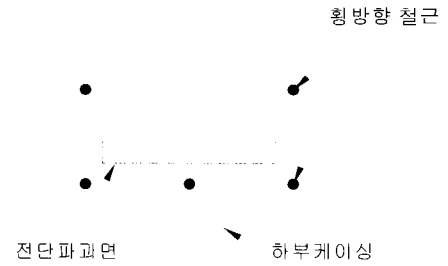


그림 9. 지압 저항면적의 정의

표 5. 극한강도설계

실험제명	실험값 (kN)	실험값 / EA	제안식 (kN)		실험값/제안식
			전단파괴	지압파괴	
SA1-1	1691.65	93.98	5401.41	1250.48	1.35
SA1-2	1583.22	87.96			1.27
FA1-1	1745.53	96.97			1.40
FA1-2	2015.6	111.98			1.61
SAG-1	1499.4	83.3	5401.41	1250.48	1.20
SAG-2	1274.55	70.81			1.02
SA2-1	1852.63	61.75	7746.90	2084.13	0.89
SA2-2	2230.47	74.35			1.07
SA2-3	2048.87	68.3			0.98
SB-1	1782.78	445.7	2528.20	1429.53	1.25
SB-2	1789.43	417.36			1.25
SB-3	1736.88	434.22			1.22
SB-4	1802.07	450.52			1.26
FB-1	1396.95	349.24	2528.20	1429.53	0.98
FB-2	1756.83	439.21			1.23
FB-3	1763.48	440.87			1.23
SBG	1499.4	374.85	2528.20	1429.53	1.05
SC-1	1499.4	249.9	1699.32	1340.69	1.12
SC-2	1603.84	267.31			1.20
SC-3	1428.22	238.04			1.07
SC-4	1059.69	176.62			0.79
FC-1	1397.62	232.94	1699.32	1340.69	1.04
FC-2	1436.87	239.48			1.07
FC-3	1518.69	253.12			1.13
SCG	1168.78	194.8	1699.32	1340.69	0.87

안전계수를 삭제하고 파괴확률 5%에 근거한 공칭강도에 해당하도록 선형회귀분석에서 평가된 값 0.59를 사용했기 때문에 표 5에서 실험값/제안값의 비가 1.0보다 작은 경우가 있다. 이는 향후 목표 신뢰도 지수가 제시되면 주어진 한계 상태에 대한 하중계수와 연계하여 강도감소계수를 결정하는데 사용될 것이다.

파괴모드가 지압 파괴가 아닌 전단파괴면을 따르는 경우의 전단강도의 평가는 다음과 같다. 물론, 프리플렉스 보의 말굽 혹은 각강 전단연결재는 횡방향 철근 높이까지 설치되지 않기 때문에 철근의 저항은 없지만 특수한 경우 횡방향 철근이 연결재 높이 이내에 존재할 경우를 대비하여 아래의 식 (6)을 제시하고자 한다.(그림 10 참조)

$$V_{Rd} = 2.5A_{cv} \eta \tau_{Rd} + 0.9A_e f_{sk} \quad (6)$$

여기서, $\tau_{Rd} = 0.17 f_{ck}$, $\eta = 1$: 보통중량콘크리트, $\eta = 0.3 + 0.7(\rho/24)$: 경량골재콘크리트 ($\rho = \text{kN}/\text{m}^3$), A_{cv} : 고려하는 콘크리트 전단면의 단위길이당 평균 단면적, A_e : 슬래브의 힘을 받는 철근을 포함하여 전단면에 교차하는 단위길이당 횡철근 단면적의 합이다.

표 5에 극한강도 설계에 의한 제안식 값과 실험값을 비교하여 나타내었다. 또한 그림 11에는 극한강도 설계에서 전단연결재의 형태에 따른 제안식 값과 부착여부에 따른 실험 결과의 평균값을 비교하여 나타내었다. 비교된 값으로 보면 설계는 지압강도로 평가하는 것이 타당한데 단위길이당 연결재를 많이 배치할 경우에는 전단파괴면을 가정한 전단강도 역시 검토를 해야 하고 실제 파괴는 지압과 전단이 독립적으로 보기 힘든 측면이 존재한다. 즉, 그림 12에 나타난 바와 같이 지압영역의 손상이 연결되면서 전단파괴로 이어지기 때문이다. 실제 실험의 파괴형상에서 전단연결재의 상면을 따라 최종적으로 균열이 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

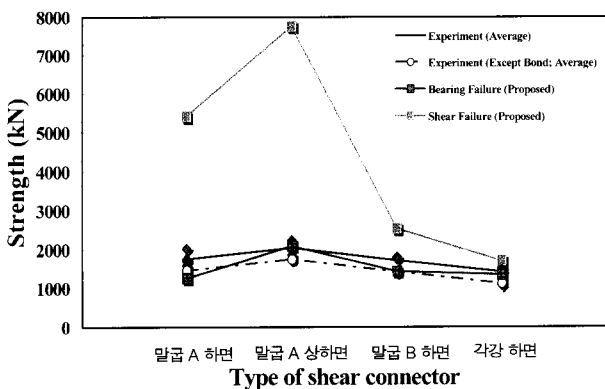


그림 11. 실험값 비교



그림 12. 최종 파괴면 형상

6. 결론

합성작용이 부착 및 마찰에 의해 확보되는 프리플렉스 보와 같은 강재 매입형 합성거더의 블록 전단연결재에 대한 실험을 통해서 정적거동을 평가하였다. 기존의 설계기준을 분석하여 문제점을 제시하고 말굽형 전단연결재와 각강형 전단연결재를 갖는 전단연결부의 정적실험을 수행하였다. 파괴모드를 지압파괴와 전단파괴로 설정하여 각각에 대한 강도평가 방안을 제시하고 이를 실험결과와 비교 분석하였다. 연구를 통하여 도출된 결론은 다음과 같다.

- (1) 말굽형 및 각강 전단연결부의 파괴모드는 콘크리트의 파괴로 나타났다. 이를 근거로 강도 평가식을 제시하는 것이 타당하고 설계를 지배하는 시점이 릴리즈 시점이므로 하중의 불확실성도 상당히 낮은 편에 속한다. 따라서, 허용전단력 개념보다는 극한강도 개념으로 설계식을 제시하는 것이 타당할 것으로 판단된다.
- (2) 부착의 영향을 평가하기 위한 순수부착 실험부재 (D-type)의 평균 부착강도가 설계기준을 이용해서 계산한 부착강도에 비해서 2.7배 정도 높은 값을 나타내었다.
- (3) 전단연결재가 있는 부재의 실험결과에서 상당히 균일한 부착의 전단강도 기여분을 나타내었으며 이는 순수부착에 의한 전단강도 기여분을 그대로 합산할 수 없고 일정정도의 강도를 높여주는 효과가 있는 것으로 판단된다.
- (4) 전단연결부의 파괴모드가 지압과 전단파괴면을 따른 전단파괴에 국한될 때에 대한 일반화된 설계방안과 설계식을 제안하였다.
- (5) 허용전단 설계 시 평균안전율은 부착을 고려하지 않은 경우에는 2.79~3.70이고, 부착을 고려한 경우에는 2.20~3.02 정도로 나타났다. 또한 극한강도 설계에서는 전단파괴보다는 지압파괴를 기준으로 설계해야

하는 것으로 나타났다.

- (6) 말굽형이나 각강 전단연결재를 사용하는 경우 극한강도 설계에서 횡방향 철근이 전단강도에 기여하는 바가 없기 때문에 설계에서는 지압강도가 지배하는 것으로 나타났다. 횡방향 철근이 전단강도에 기여하도록 상세를 수정할 경우 전단연결부의 강도를 증진시킬 수 있을 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

- 민진, 정인근, 심창수, 정영수 (2005), 강재 매입형 합성기둥의 합성작용에 관한 실험, 한국콘크리트학회 논문집, 제17권 3호, pp.393-400.
- 장승필, 심창수 (2005), 합성구조론, 구미서관.
- 프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안), 대한토목학회, 1986.
- 프리플렉스 합성형 철도교 표준시방서(안), 대한토목학회, 1987.
- 철도설계기준 (철도교편), 건설교통부, 2004
- Baltay P., Gjelsvik A. (1990) Coefficient of Friction for Steel on Concrete at High Normal Stress, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 2, No.1, pp. 46~49.
- BS5400-5 (1979), *Steel, concrete and composite bridges*, Part 5 : Code of practice for design of composite bridges, BSI.
- Eurocode 4 (1994) *Design of composite steel and concrete structures*, Part 1-1 : General rules and rules for buildings, CEN. pp.72~108.
- Evans, R.H., White, A.D., Ford, J., Lash, S.D., Nicholas, R.J., Lipsky, A., Leung, K.W., Bruggeling, A.S.G., Blake, R.J., Haseltine, B.A. (1966) Discussion: Characteristics of Preflexed Prestressed Concrete Beams, *ICE Proceedings*, Vol. 34, pp. 266-284.
- Kennedy, S.J. (1984) End Connection Effects on the Strength of Concrete Filled HSS Beam Columns, MS. Thesis, University of Alberta, Canada.
- Olofsson U., Holmgren M. (1992) *Using a Servo Hydraulic Tension-Torsion Machine for Measurement of Friction at Low Sliding Speed*, Swedish National Testing and Research Institute, Sweden.
- Virdi K.S., Dowling P.J. (1980) Bond Strength in Concrete Filled Steel Tubes, *IABSE Proceedings*, Zurich, Switzerland, pp.125~139.
- (접수일자 : 2006. 4. 14 / 심사일 2006. 5. 2 / 심사완료일 2006. 7. 14)