

합성보 전단연결부의 구조거동에 대한 비교 분석

Analysis of a Load Carrying Behavior of Shear Connection at the Interface of the Steel-Concrete Composite Beam

신 현 섭¹⁾

Shin, Hyun Seop

요 약 : 강재 보와 콘크리트 슬래브로 구성되어 지는 합성보에서 두 부재는 일반적으로 전단연결재에 의해 서로 합성되어져 일체적인 구조거동을 하게 된다. 현재까지 전단연결재로서는 스티드(stud)가 널리 사용되어지고 있다. 합성보의 구조적 거동은 사용된 부재의 재료적 특성 외에도 스티드에 의한 전단합성작용에 의해 많은 영향을 받게 된다. 합성보 전단연결부에서의 전단합성거동은 합성보에서가 아닌 단순화된 Push-Out 시험체(Push-Out Test Specimen)에 의해 실험적으로 결정되고 있다. 최근의 연구결과에 따르면, Push-Out 실험에서 얻은 전단 스티드의 합성거동과 실제 합성보에서의 전단합성거동에는 분명한 차이점이 존재하며, 특히 부분합성된 합성보에서는 그 차이가 매우 크다는 것이 밝혀지고 있다. 본 연구에서는 표준 Push-Out 시험체 및 합성보의 구조거동 해석을 위해, Push-Out 실험으로부터 결정되는 스티드에 대한 하중-상대변위 곡선의 도입이 필요 없는 3차원 유한요소모델을 개발하였다. 해석결과와 비교 분석으로부터 합성보 전단연결부에서의 합성거동을 평가할 수 있었고, 이를 Push-Out 실험결과와 비교하여 보았으며 전단합성거동의 차이점에 대한 구체적 원인을 찾을 수 있었다.

ABSTRACT : The connection of the slab with the steel beam and thus, the transmission of shear force at the interface of the steel-concrete composite beams is achieved with shear connectors, in general, with shear studs. The composite action through these shear studs has a significant influence on the load carrying behavior of the composite beams. The load carrying capacity of studs is determined through push-out tests. At present, the transferability of this load carrying capacity of studs to composite beams, especially in cases of partial interaction, is being questioned by experimental and theoretical investigations. In this study, a finite element model for the simulation of the behavior of the standard push-out specimen and the composite beams without the implementation of the load-slip curve of the stud connectors from the push-out test is developed. The load carrying behavior of the studs in the composite beams is estimated and compared with the results of the push-out test. The reason for the difference in the load carrying behavior of the studs in the push-out test specimen and in the composite beams is found.

핵심용어 : 합성보, push-out 실험, 전단연결재, 합성작용, 유한요소해석

KEYWORDS : composite beam, push-out test, shear connector, composite action, finite element analysis

1. 서론

일반적으로 강재 보와 콘크리트 슬래브로 구성되어 지는 합성보는 구성 부재의 재료적 장점을 최대한으로 활용할 수 있는 구조 형태로서, 최근 들어 형고의 감소 및 프리캐스트화에 의한 공기단축을 목적으로 매우 다양하게 개발되어 지고 있다. 이러한 합성보의 구조적 강성 및 강도가 유효하게 발휘되기 위해서는 전단연결재에 의하거나 또는 부재간의 부착력에 의한 전

단합성작용이 필수적이다. 본 연구에서는 이중에서 강재 보의 플랜지에 용접되는 전단 스티드를 사용하여 합성작용이 유도 되는 전형적인 합성보에서의 전단합성작용을 다루고자 한다.

일반적으로 전단연결재로서는 스티드가 널리 이용되고 있으며, 합성보의 구조적 거동은 합성단면에서의 전단 스티드에 의한 합성작용 정도에 따라 상이한 양상을 띠게 된다. 주로 전단연결재의 종류 및 합성율에 의해 지배를 받는 이 합성작용은 강재보 및 슬래브의 재료적 성질과 함께 합성보의 강도

1) 정회원, 한국건설기술연구원, 선임연구원, 공학박사
(Tel: 031-910-0287 Fax: 031-910-0361 E-mail: hsshin@kict.re.kr)

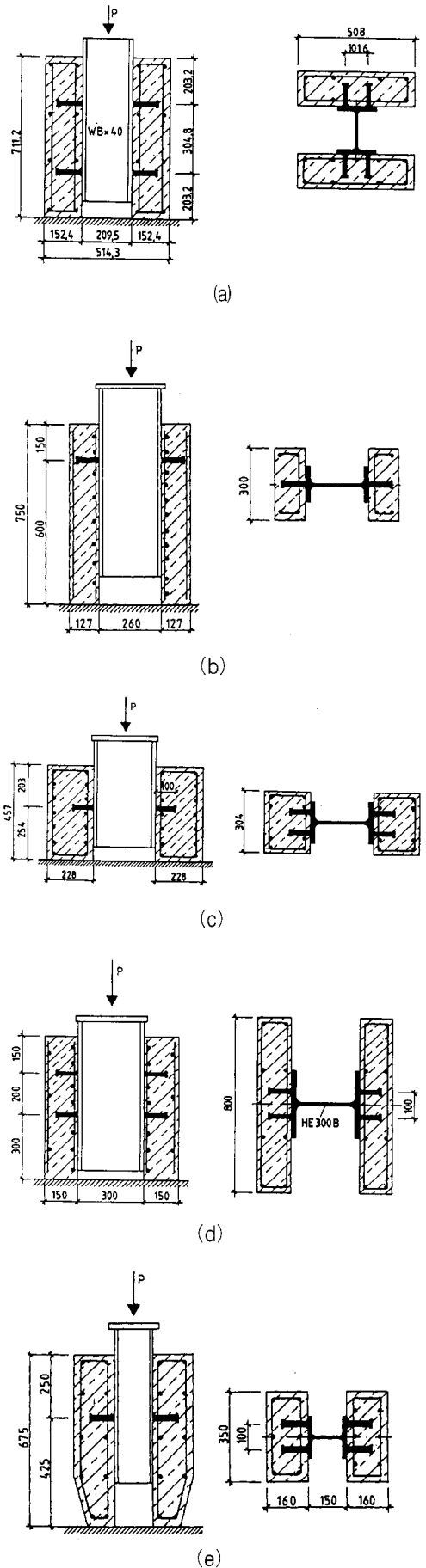
본 논문에 대한 토의를 2006년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

및 강성에 대한 주요 영향인자로서 작용한다. 합성단면 전단 연결부에서의 전단합성거동은 합성보에서가 아닌 단순화된 Push-Out 시험체(Push-Out Test Specimen)에 의해 실험적으로 결정되고 있다. 이에 대한 기존의 연구결과(Roik 등, 1983, 1988; Ollgaard 등, 1971; Oehlers 등, 1981; Mainstone 등, 1967; Menzies 등, 1971; Yamamoto 등, 1962; Hiragi 등, 1981)들을 살펴보면, 부재치수나 스티드의 갯수 및 배열 등에서 각기 부분적으로 상이한 형태로 제작된 Push-Out 시험체(그림 1)에 의해 전단거동이 평가되어 왔기 때문에, 서로간의 비교가 용이하지 않았던 것이 사실이었다. 그러나, 최근들어 유럽은 물론, 국내(김중희 등, 2000; 이필구 등, 2003)에서도 Eurocode 4(1992)에 근거한 표준 Push-Out 실험(standard push-out test)을 이용함으로써 점차 그 평가방법이 일반화 되어 가는 추세이다(그림 2).

최근 연구결과에 따르면, 표준 Push-Out 실험에서 얻은 전단 스티드의 합성거동과 실제 합성보에서의 전단합성거동에는 분명한 차이점이 존재하며, 특히 합성보가 부분합성되는 경우에서 그 차이가 매우 현저하게 나타난다는 것이 보고되고 있다(류형근 등, 2005; 신현섭, 2004; 심창수 등, 2004; Bode 등, 1989; Döinghaus, 2001; Sedlacek 등, 2000; Wright 등, 1985). 부분 전단합성으로 의도하여 설계된 합성보가 실제로는 더 높은 합성율을 갖는 것으로 거동한다거나 사실상 완전 전단합성 합성보에 상당하는 강도를 보이는 것 등이 이에 대한 가시화된 예라 할 수 있다.

또한, 합성보에 대한 기존의 수치해석 결과 등을 살펴보면, Push-Out 시험체에서 얻은 전단 스티드 강도의 약 20% 정도를 증감한 하중-슬립곡선을 이용하였을 때 합성보에 대한 실험결과를 더 정확히 예측할 수 있다는 연구가 보고된 바 있다(Aribert, 1990; Bode 등, 1988; Becker, 1997; Wright, 1990).

본 연구에서는 실험적으로 밝혀내기 어려운 구조적 거동 및 전단합성거동의 상이성에 대한 구체적 원인을 알아보기와 표준 Push-Out 시험체 및 합성보의 유한요소해석을 위한 3차원 유한요소모델을 개발하였고, 실험결과와 비교하여 모델의 적합성을 증명하려 하며, Push-Out 시험체 및 합성보에서의 전단 스티드의 거동 및 전단연결부 콘크리트 슬래브 내에 존재하는 3차원적 응력분포를 서로 비교 해석하고자 한다. 여기서 이용된 실험결과는 독일 아헨공대 강구조연구소와 콘크리트구조 연구소에서 고강도 콘크리트 및 고강도 강의 합성보에의 적용을 위해 공동으로 수행된 실험(Sedlacek 등, 2000)에 그 바탕을 둔다.



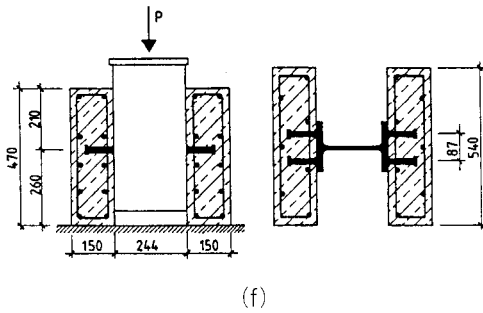


그림 1. 부재치수 및 전단스터드의 배열에 따른 다양한 Push-Out 시험체 ((a) Ollgaard 등, 1971; (b) Oehlers 등, 1981; (c) Mainstone 등, 1967; (d) Roik 등, 1983; (e) Yamamoto 등, 1962; (f) Hiragi 등, 1981)

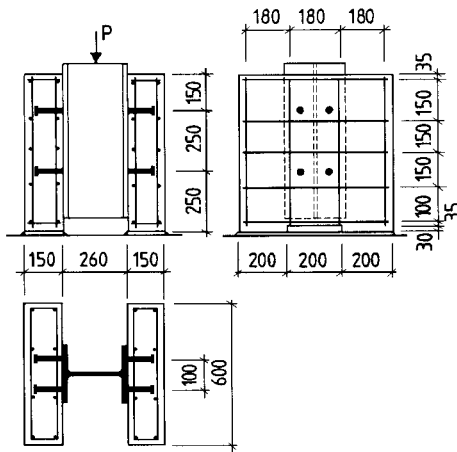


그림 2. Eurocode 4(1992)에 의한 표준 Push-Out 시험체

2. 표준 Push-Out 시험체에서의 전단연결부 구조거동의 유한요소해석

2.1 해석대상 표준 Push-Out 시험체

해석대상의 표준 Push-Out 시험체로서는 표 1에 나타난 바와 같이 모두 9개의 표준 Push-Out 시험체들로서 시험체 별로 각각 다른 직경 및 길이를 갖는 전단 스테르드가 용접되어 있으며($\varnothing 19 \times 80$ (시험체 PO1~시험체 PO3), $\varnothing 22 \times 100$ (시험체 PO4~시험체 PO6) 및 $\varnothing 25 \times 120$ (시험체 PO7~시험체 PO9)), 스테르드 축 하부의 용접부 높이는 시험체 별로 4mm에서 6mm의 범위에 있고, 용접부의 벽두께는 2mm에서 3mm의 범위에 있다.

표 1. 해석대상 Push-Out 시험체에 대한 재료상수

	표준 Push-Out 시험체								
	PO1 - PO3			PO4 - PO6			PO7 - PO9		
스테르드 직경 (mm)	19			22			25		
스테르드 길이 (mm)	80			100			120		
콘크리트 압축강도 (N/mm^2)	110.1			112.6			113.8		
콘크리트 탄성계수 (N/mm^2)	39510			38353			39011		
스테르드 인장강도 (N/mm^2)	550			530			450		
강재보 항복강도 (N/mm^2)	455	437	455	-	-	-	440	448	409
강재보 인장강도 (N/mm^2)	543	536	539	-	-	-	520	520	457

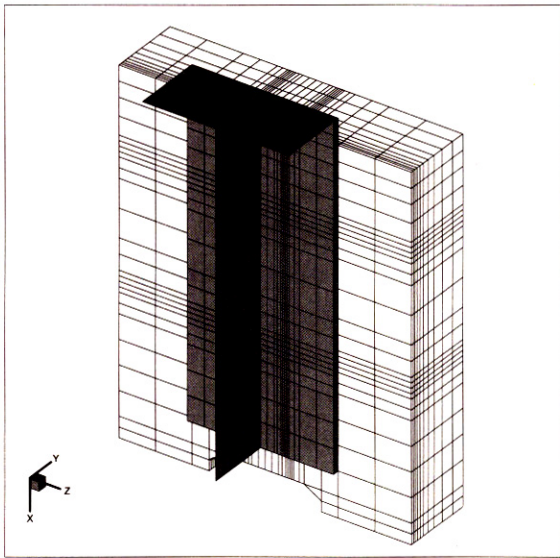
2.2 표준 Push-Out 시험체의 유한요소모델

표준 Push-Out 시험체의 구조거동 및 응력상태의 해석을 위해 그림 3과 같은 유한요소모델을 개발하였다. 해석의 효율성을 위해 시험체의 절반만이 모델되었으며, 해석에 사용된 부재의 재료성질로서는 표 1에 명시된 바와 같다.

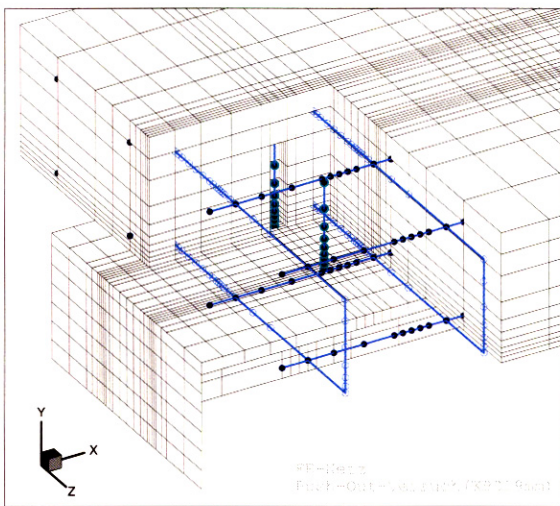
전단 스테르드를 보요소로 모델하였으며, 스테르드의 머리부분, 축 및 하단 용접부는 각기 구분하여 해당 면적에 상당하도록 하였다. 또한, 스테르드와 지압부 콘크리트가 맞닿는 부분에서의 해당 절점들의 변위는 구속방정식에 의해 서로 구속되어 지게 하였다.

그림 3에서 스테르드 주변의 빈공간은 다만 전단연결부 모델의 상체를 가시화하기 위해 편의상 나타낸 것이고, 실제 모델에서의 스테르드 앞 부분과 뒷 부분의 콘크리트는 떨어진 거리 없이 해당 절점들이 분리된 상태로 되어 있다. 절점들이 분리된 부분, 즉 스테르드와 직접 맞닿는 부분의 지압부 콘크리트의 폭은 전단 스테르드의 직경과 동일하게 하였다.

여기서, 콘크리트 슬래브는 8개의 절점을 갖는 6면체의 3차원 Solid요소로 모델링 되었다. 압축상태와 인장상태에서의 콘크리트의 응력-변형을 곡선관계가 고려되었으며, 파괴기준 으로서는 Khan-Saugy (1972)에 의해 수정된 Drucker-Prager모델이 사용되었다. 또한, 콘크리트 요소의 파괴 즉, 압괴 및 균열은 Solid요소의 절점에서가 아닌 요소의 내부에서 일어나는 smeared model이 사용되었다(Bathe 등, 1979). 유한요소해석에 이용된 프로그램은 범용 유한요소 프로그램 중의 하나인 ADINA이다.



(a)



(b)

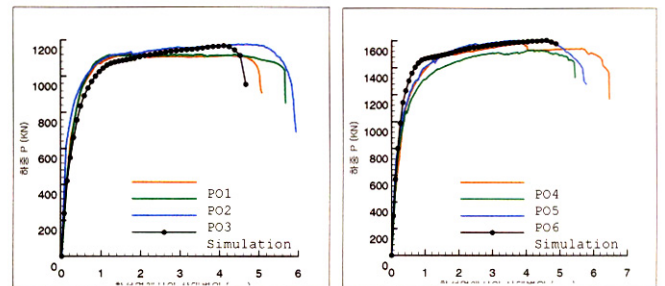
그림 3. Push-Out 시험체에 대한 유한요소모델

한편, 전단연결부의 정확한 해석을 위해서는 전단 스티드 및 스티드를 둘러 싸는 주변 콘크리트 또한 그 형상에 따라 3차원 Solid요소로 모델링 하는 것이 필요할 수 있다. 그러나, 본 연구에서는 합성보에서와 Push-Out 시험체에서의 전단합성거동의 해석과 이로부터 거동의 상이성에 대한 원인을 알아 보는데 있으므로, 두 구조체에 대한 전단연결부는 동일한 방법으로 모델링 되어야 비교가 가능하겠으며, 또한 해석의 효율성 등을 고려했을 때 합성보의 전체 길이에 걸쳐 스티드를 포함한 전단연결부 전부를 3차원 Solid요소로 하는 모델링법을 적용하기에는 거의 불가능할 것으로 판단된다.

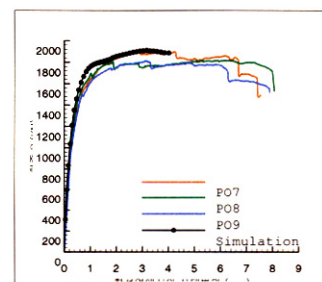
2.3 유한요소 해석결과

직경 19mm, 22mm 및 25mm의 전단 스티드를 사용한 모두 9개의 표준 Push-Out 시험체에 대한 유한요소해석 결과와 실험결과(시험체 PO1~시험체 PO9)를 서로 비교하여 그림 4에 나타내었다.

직경 19mm 스티드를 사용한 시험체에 대한 결과를 예로 들면, 그림 4(a)에 나타난 바와 같이 대략 600kN의 하중이 작용하기까지의 선형적 거동을 나타내는 구간 및 스티드 하부에 접하는 지압부 콘크리트가 국부적으로 파괴되면서 스티드 축 하부가 소성변형을 일으키는 구간 등 모든 구간에서 실험 결과를 비교적 정확히 예측할 수 있었다. 이와 같은 결과는 직경 22mm 및 25mm의 스티드를 사용한 다른 6개 시험체들의 해석에서도 마찬가지이고, 이로부터 개발된 유한요소모델이 전단연결부의 구조거동 해석에 적합하다고 판단된다.



(a) 시험체 PO1~PO3 (Ø19) (b) 시험체 PO4~PO6 (Ø22)



(c) 시험체 PO7~PO9 (Ø25)

그림 4. 실험결과와의 비교

3. 합성보에서의 전단연결부 구조거동의 유한요소해석

3.1 해석대상 합성보

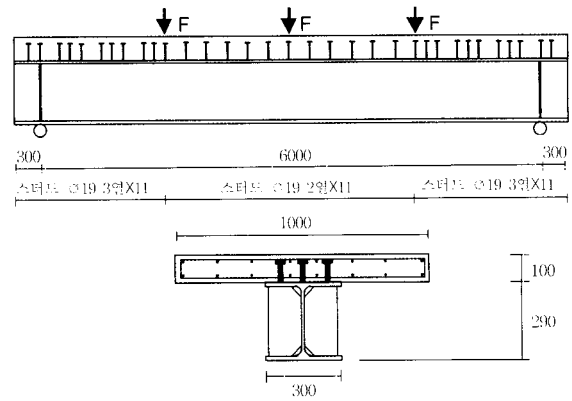
해석 대상으로서는 표 2 및 그림 5에서와 같이 6m 단경간의 중앙 집중하중을 받는 합성보 B100(완전합성) 및 B300(합성율 $\eta = 58\%$ 의 부분합성), 그리고 L/4간격마다 집중하중을 받는 합성보 B700(완전합성) 및 B800(합성율 $\eta = 42\%$ 의 부분합성)이며 직경 19mm, 길이 80mm의 스티드가

보에 발생하는 전단력도의 형상에 따라 합성보 B100과 B300에서는 등간격으로, B700 및 B800에서는 부등간격으로 배치되었다.

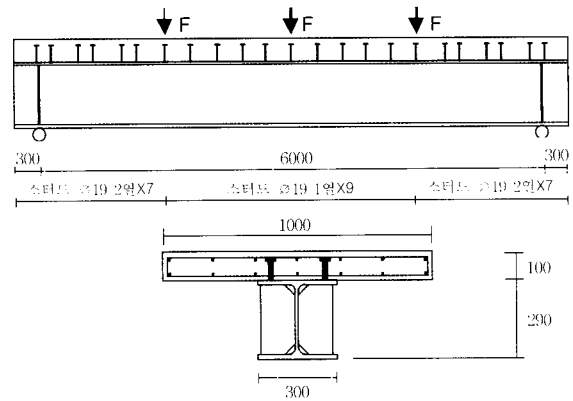
표 2. 해석대상 합성보에 대한 단면제원 및 재료상수

	해석대상의 합성보			
	B100	B300	B700	B800
강재 보	HEA300 (290X300X8.5X14)			
콘크리트 슬래브 (BXD)	1400X100	1400X100	1000X100	1000X100
스터드 배열	2X65	2X32	3X11 2X11 3X11	2X7 1X9 2X7
합성율 (%)	100	58	100	42
콘크리트 압축강도 (N/mm ²)	103	114	100	96
콘크리트 탄성계수 (N/mm ²)	34111	37732	34903	34535
강재보 플랜지 항복강도 (N/mm ²)	458	465	434	431
강재보 플랜지 인장강도 (N/mm ²)	581	515	544	545
강재보 웹 항복강도 (N/mm ²)	488	574	465	456
강재보 웹 인장강도 (N/mm ²)	584	586	564	559

(*1. 그림 5 참조)

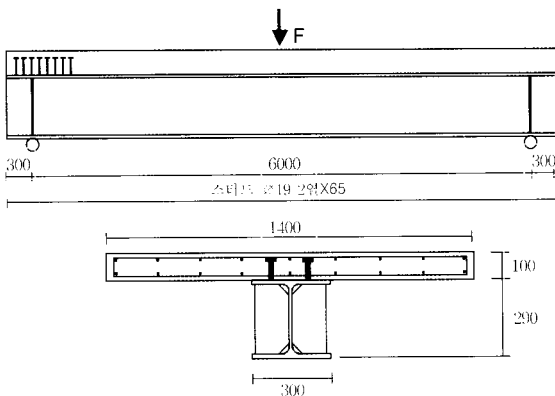


(c) 합성보 B700 (합성율 $\eta = 100\%$, 완전합성)

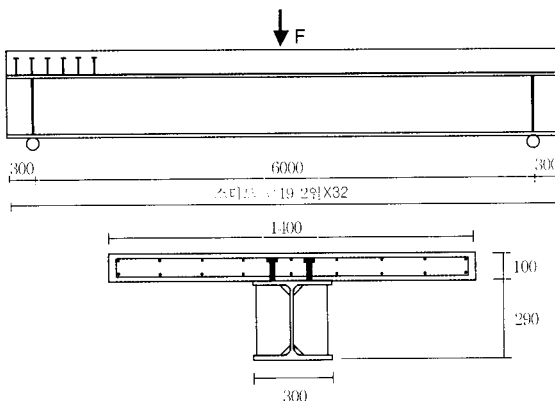


(d) 합성보 B800 (합성율 $\eta = 42\%$)

그림 5. 해석대상 합성보



(a) 합성보 B100 (합성율 $\eta = 100\%$, 완전합성)



(b) 합성보 B300 (합성율 $\eta = 58\%$)

3.2 유한요소 해석결과

해석대상의 합성보에 대한 유한요소모델을 그림 6에 나타내었다. 해석의 효율성을 위해 보의 절반만을 모델링 하였다. 합성단면 전단연결부는 표준 Push-Out 시험체에서와 동일한 기법으로 모델링 하였으며, 이는 서로 같은 조건 하에서 전단연결부의 구조거동 및 응력상태를 서로 비교·해석하기 위함이다.

유한요소모델의 적합성을 판단하고자 합성보 B100에서 B800 각각의 경우에 대한 보의 처짐, 강보와 콘크리트 슬래브 사이 합성단면에서의 상대변위 및 합성단면 각 위치에서의 변형을 등의 해석결과를 실험결과와 비교하였으며, 이중 합성보 B800에 대해 지간 중앙에서의 하중-처짐곡선과 L/4 위치에서의 상대변위곡선, 그리고 변형을 중예선 예로써 지간 중앙에서의 콘크리트 슬래브 하면과 강재보 상부플랜지에서의 변형을 그림 7에 각각 나타내었다.

수행된 실험(Sedlacek 등, 2000)에서 보고된 바에 의하면, 슬래브 하면과 강재 보의 상부 플랜지에 존재하는 부착상태가 약 $F=150kN$ 의 하중(그림 5) 하에 극복되는 것이 관찰되어졌고, 이것은 그림 7에 나타난 바와도 같이 갑작스런 변형율의

증가로서 나타난다. 본 연구에서의 유한요소모델에서는 이러한 화학적 부착상태까지는 고려하지 않았다. 이로 인해 약 $F=150\text{kN}$ 의 하중 재하시 까지 해석결과가 다소간 실험결과와 차이를 보이고 있으나, 그림 7(b)의 상대변위비교에 나타난 바와 같이 이러한 구간은 전체 변위에서 초기 일부구간에만 한정되어진 것으로 전체 해석에는 영향이 없는 것으로 판단된다.

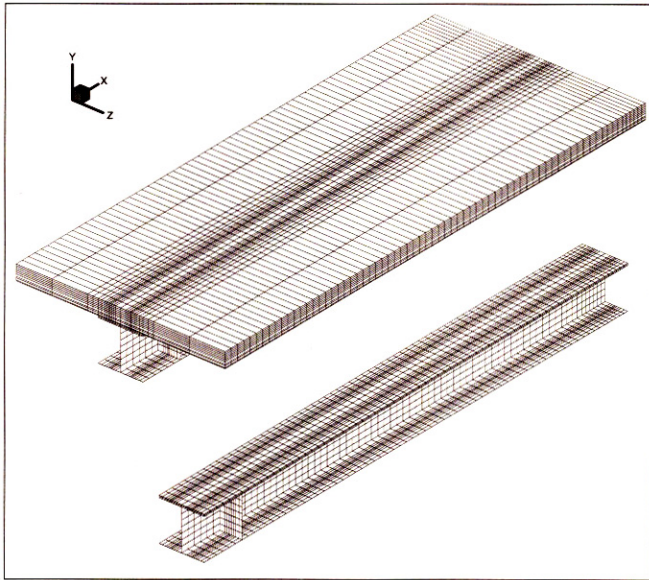
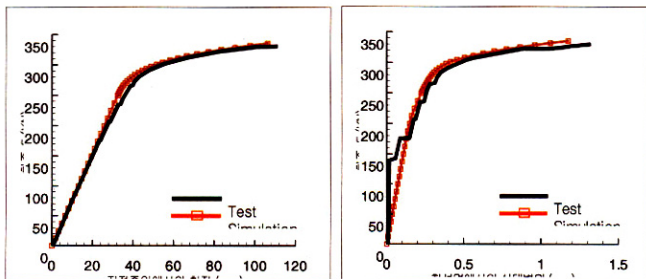


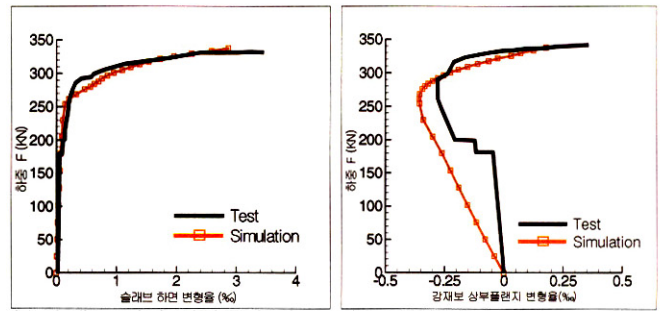
그림 6. 해석대상 합성보에 대한 유한요소모델

합성보 B100에서 B800에 대한 처짐, 상대변위 및 변형률 등 실험결과와의 비교결과, 개발된 유한요소모델로 실험결과를 매우 정확하게 예측할 수 있음을 알 수 있었고, 합성단면 전단연결부를 포함한 유한요소모델이 합성보의 구조거동 해석에 적합하다고 판단된다.

또한, 합성단면 전단연결부는 Push-Out 시험체와 동일한 기법으로 모델링되었고, 따라서 합성보에서 스티드의 전단합성거동을 Push-Out 시험체에서의 거동과 서로 비교할 수 있다. 대표적인 예로써 합성보 B100 ($\eta=100\%$)과 B800 ($\eta=42\%$)에 대해 각각 상이한 위치에서 스티드의 전단합성거동을 표준 Push-Out 시험체에서의 거동과 서로 비교하여 그림 8 및 그림 9에 서로 비교하여 나타내었다.



(a) 하중-처짐의 비교 (b) 합성단면 상대변위의 비교



(c) 슬래브 하면 변형률의 비교 (d) 상부플랜지 변형률의 비교
그림 7. 해석결과와 실험결과와의 비교

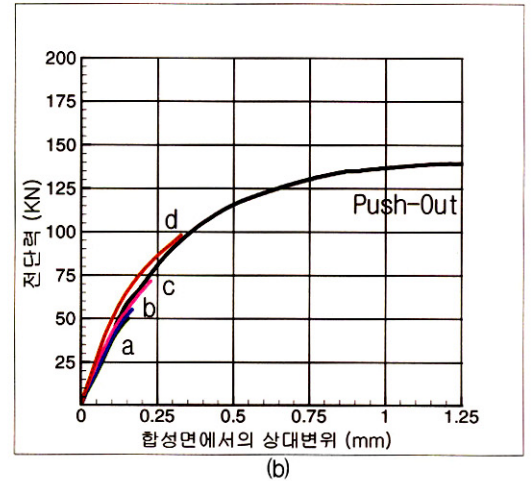
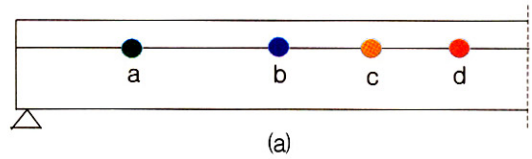


그림 8. 합성보 B100과 Push-Out 시험체에서의 전단합성거동 비교

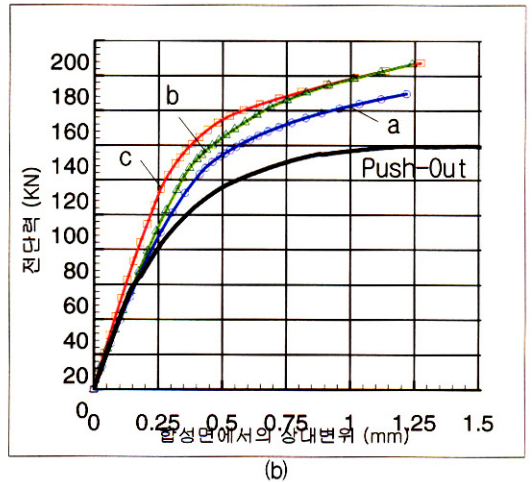
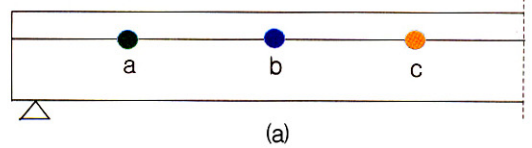


그림 9. 합성보 B800과 Push-Out 시험체에서의 전단합성거동 비교

그림 8(a) 및 그림 9(a)는 합성보의 한계하중상태에서 보의 길이방향 각 위치에서의 스테르드에 발생하는 전단력의 분포를 고려하여 선택한 전단연결부의 위치를 나타낸 것이고, 각각 4개 및 3개의 위치를 선택하여 해당 위치에서의 스테르드의 전단합성거동을 Push-Out 시험체에서의 거동과 비교하여 그림 8(b) 및 그림 9(b)에 나타내었다.

비교결과에 나타난 것처럼 완전합성된 합성보 B100의 경우 전단 스테르드는 표준 Push-Out 시험체에서 얻은 스테르드의 극한강도와 비교했을 때, 위치마다 다소 차이가 있지만 최대 70% 정도만의 하중을 받고 있는 것으로 나타났다. 이러한 결과는 전단 스테르드의 하중저항능력이 설계기준에 의해 과소평가되어지는 관계로, 실제 합성보에서는 매우 안전측으로 설계되고 있다는 연구결과(Bode 등, 1989; 신현섭, 2004; Döinghaus, 2001)와 일치한다. 이외는 대조적으로, 합성율 42%로 부분합성 설계된 합성보 B800에서의 전단 스테르드는 약 20~30% 정도 더 큰 전단강도를 갖는 것으로 나타났다. 이 또한 부분합성으로 설계된 합성보가 실제로는 더 높은 정도의 합성작용을 나타내어 경우에 따라서는 거의 완전합성에 가까운 거동을 보인다는 실험적 연구결과(Bode 등, 1988, 1989; Sedlacek 등, 2000; Aribert, 1990; Becker, 1997; Döinghaus, 2001; Wright 등, 1985)들과 일치한다.

합성보 B100과 B700은 설계기준에 따라 합성율 100%로 설계되었다. 해석결과에 의하면 시간 내의 모든 스테르드에 있어서 Push-Out 실험으로부터 구한 전단강도에 비해서 훨씬 못 미치는 전단하중을 받는 것으로 나타났다. 또한, 합성보 B300과 B800은 각각 합성율 58% 및 42%로 설계되었으나 해석 및 실제거동과의 비교결과 각각 72% 및 64%의 합성율을 갖는 것으로 나타났다 (Sedlacek 등, 2000; 신현섭, 2004).

4. 전단합성거동의 상이성에 대한 분석

4.1 지압부 콘크리트에서의 응력상태 비교

전단 스테르드가 실제 합성보에서는 Push-Out 실험에서 얻은 강도보다 더 높은 강도를 갖는 이유로서는 '합성보에서의 경우, 슬래브에 작용하는 외부 하중에 의해 스테르드가 축하중을 받게 되며, 이는 상대변위량이 클 때 스테르드에 작용하는 휨 인장응력을 감소시키는 작용을 함으로써 결과적으로는 전단합성강도가 증가하게 된다'는 것이 한 원인이 될 수 있겠다. 하지만, 집중하중의 작용범위가 아닌 곳에 위치한 스테르드에서는 그 영향이 작을 것으로 판단된다.

또한, 외부하중에 의해 콘크리트 슬래브 하면과 강재보 상부 플랜지 사이에 작용하게 되는 마찰력의 영향도 있겠다. 예로써, 합성보 B800에서 마찰계수를 0.45로 가정할 경우 L/4 지점을 중심으로 약 150kN의 마찰력이 작용하지만, 합성면에 작용하는 전체 전단력의 약 5% 정도이다.

한편, 콘크리트 슬래브 하면과 강재보 상부플랜지의 상면사이에 존재하는 부착이 단면사이의 전단력을 부담할 수 있다. 그러나, 최근 개발된 매립형 합성보에 비해서 본 연구의 합성보에서는 단면구조상 부착이 부담할 수 있는 전단력은 매우 적다. 또한, 본 연구에서 해석을 위해 참고한 실험에서는 본 실험 전에 최대 예상하중의 약 40%의 하중으로 반복하중을 주어 단면사이의 부착이 대부분 파괴된 것으로 나타났고, 또한 본 실험에서 최대하중의 40~60%의 하중 이하에서 단면사이의 전단력을 부담할 수 있는 부착은 완전파괴된 것으로 나타났다. 따라서, 본 연구의 해석대상의 합성보에서는 부착에 의해 전단력이 부담되는 것은 없는 것으로 보고 해석을 수행하였다.

본 절에서는 표준 Push-Out 시험체 및 합성보, 두 구조체간의 상이한 외부 하중조건에 따른 전단연결부 콘크리트 슬래브 내에서의 응력상태를 비교함으로써, 전단 스테르드를 구속하고 있는 콘크리트의 국부적 지압파괴가 전단연결부의 합성거동에 미치는 영향을 비교·해석해 보았다.

이를 위해 그림 10에 나타난 바와 같이 스테르드를 통해 전달되어 지는 하중의 작용범위 내에서의 지압부 콘크리트에 존재하는 응력상태를 비교해 보았다. 예로써 합성보 B800의 지점에서 240cm에 위치한 전단연결부에 대한 것을 Push-Out 시험체에서의 경우와 비교한다. 여기서의 응력상태는 전단 스테르드에 작용하는 전단력이 Push-Out 시험체 및 합성보, 두 경우 모두 같은 크기에 해당하는 하중 재하단계에서 평가된 것이다.

일반적으로 어떤 한 점에서의 응력은 3차원의 주응력 공간에서 hydrostatic stress(σ_{oct})와 deviatoric stress(τ_{oct})가 차지하는 부분으로 나뉘 볼 수 있으며, hydrostatic-deviatoric 응력공간은 식 (1) 및 (2)에 의해 크게 4개의 응력상태(압축(C)-압축(C), 압축(C)-인장(T), 인장(T)-압축(C) 및 인장(T)-인장(T))로 구분되어 진다.

$$\sqrt{J_2} + \frac{1}{\sqrt{3}} I_1 = 0 \quad (1)$$

$$\sqrt{J_2} - \frac{1}{\sqrt{3}} I_1 = 0 \quad (2)$$

위 식에서 I_1 과 J_2 는 stress invariants로서 다음과 같다.

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 3\sigma_{oct}$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]$$

$$= \frac{3}{2} \tau_{oct}^2$$

한편, 본 연구에서는 콘크리트의 해석상 파괴기준으로서 Khan-Saugy (1972)에 의해 수정된 Drucker-Prager 파괴기준이 사용되었으며 파괴기준선은 식 (3)과 같다. 단, 순수 인장에 대한 파괴포락선은 일축 인장강도에 의해 제한되며 (tension cutoff), 3차원 응력공간에서 압축과 인장이 동시에 작용하는 조합응력상태에 대한 파괴포락선은 다축 응력상태에서의 일축 압축강도 및 일축 인장강도에 해당하는 점을 경계로 하여 선형적인 분포를 나타내는 것으로 가정된다 (Bathe 등, 1979). 이와 같이 가정하였을 때 전체 파괴기준선은 hydrostatic-deviatoric 응력공간에서 그림 10에 나타난 것과 같은 3개의 선분으로 표현된다. 한편, 그림 10에 나타난 응력상태들은 적용된 파괴기준에 따라서 주어진 일정 하중 하에 아직 파괴되지 않고 응력을 받고 있는 부분의 콘크리트에 대한 것이다.

$$\alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad (3)$$

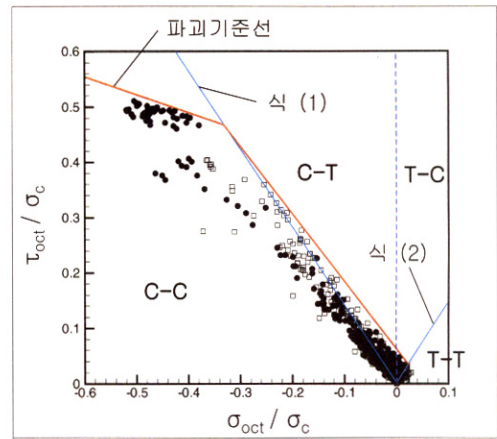
여기서,

$$\alpha = \frac{n-1}{\sqrt{3}(2n-1)} \quad k = \frac{-n}{\sqrt{3}(2n-1)}$$

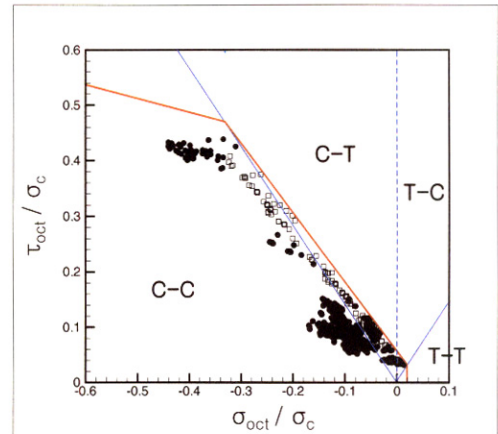
$$n = \frac{\sigma_{bc}}{\sigma_c} = 1.25$$

(σ_{bc} = 2축 압축강도, σ_c = 일축 압축강도)

그림 10에 나타난 바와 같이 표준 Push-Out 시험체에서의 경우 슬래브 내 응력들은 응력상태의 경계부근에 밀집되어 있으나, 이에 비해 합성보에서의 경우는 대다수가 압축응력상태에 존재함을 알 수 있다. 또한, 높은 hydrostatic 응력범위에서는 Push-Out 시험체의 경우 더 많은 부분이 deviatoric 응력상태에 존재한다. 이것은 같은 전단하중 하에 Push-Out 시험체의 전단연결부 콘크리트가 합성보에서 비해 더 불리한 응력상태에 놓여 있음을 의미하는 것이고, 하중이 더 증가할 경우 더 많은 부분이 파괴에 이르는 것을 의미하는 것이다.



(a) 표준 Push-Out 시험체 하부 전단연결재



(b) 합성보 B800 ($x_L = 240\text{cm}$)

그림 10. hydrostatic-deviatoric 응력상태의 비교

이러한 두 구조체 간의 응력상태의 차이를 명확히 나타내고자 그림 11에 나타난 바와 같이 슬래브 하면으로부터 전단 스티드 길이 방향에 따른 deviatoric 응력의 분포를 서로 비교하여 본다.

그림에 나타난 바와 같이 Push-Out 시험체에서는 스티드 하부로부터 위로 약 4cm의 범위에 걸친 지압부 콘크리트에 비교적 높은 deviatoric 응력이 발생한다. 즉, 합성보에서의 경우와 비교했을 때 더 많은 부분의 지압부 콘크리트가 동일한 전단하중 하에서 더 불리한 응력상태에 놓이게 된다. 재하 초기에는 전단 스티드 용접부가 대부분의 전단하중을 부담하지만, 전면 지압부 콘크리트가 파괴에 이르면서부터 점차 용접부 보다 더 적은 직경의 스티드 축이 휨 인장응력을 받게 되며, 하중이 증가함에 따라 전단 스티드는 항복상태에 이르게 된다. 따라서, 같은 전단하중 하에 지압부 콘크리트가 더 많이 파괴상태에 이른 Push-Out 시험체에서의 경우, 전단 스티드는 합성보에서 비해 그만큼 더 적은 하중저항능력을 갖게 된다.

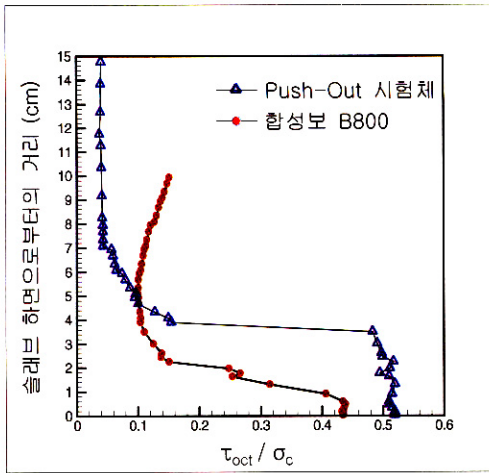


그림 11. 슬래브 하면으로 부터의 deviatoric 응력상태의 비교

4.2 전단 스테드 부재력의 비교

전 절에 나타난 것과 같은 전단연결부 응력상태분석은 지압부 콘크리트에 대한 것이고, 본 절에서는 지압부 콘크리트의 응력상태 및 파괴상태가 전단 스테드 자체에는 어떠한 영향을 미치는지 알아보려고 한다. 이를 위해 4.1절에서와 각각 동일한 위치에서의 스테드에 발생하는 전단력도 및 모멘트도를 서로 비교해 보았다. 즉, 그림 12(a)와 같이 전단력 P를 받고 있는 콘크리트 슬래브 내의 전단 스테드는 그림 12(b)와 같은 지점조건을 갖는 보로서 단순하게 이상화 해 볼 수 있다.

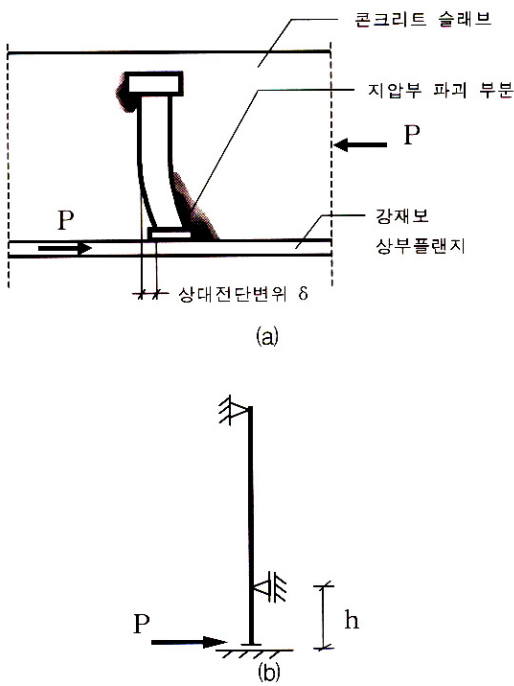
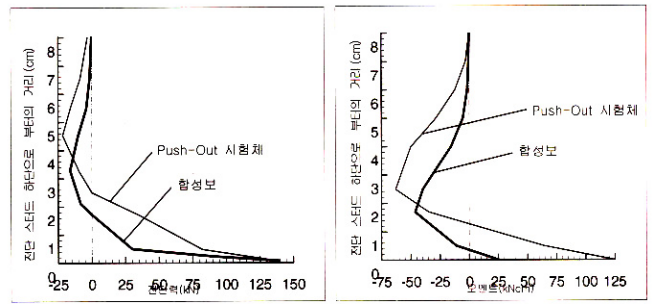


그림 12. 보 부재로서 이상화된 전단연결부

한편, 그림 13에는 동일한 전단력(P) 하에 합성보 및 Push-Out 시험체에서 전단 스테드의 길이방향으로 발생하는 전단력도 및 모멘트도를 유한요소 해석결과로부터 구하여 서로 비교해 놓은 것이다. 즉, Push-Out 시험체에서는 스테드 용접부 최상단 부근 및 스테드 하부로부터 위로 약 2.5cm되는 부근 등 2군데에서 소성힌지가 발생하였으나($\phi 19\text{mm}$, $f_y=53.9\text{kN/cm}^2$ 일때 $M_{pl}=61.6\text{kNm}$), 합성보에서의 경우에는 아직 소성힌지가 발생하지 않고 있다. 이것은 앞에서 보인 바와도 같이 합성보에서의 경우 콘크리트 지압부 파괴부분이 상대적으로 적고, 이로 인해 비교적 더 짧은 길이의 모멘트 팔길이(그림 12(b)에서 h)가 형성되어져 동일한 전단력 하에서도 더 적은 양의 모멘트가 발생되기 때문이다. 결과적으로 Push-Out 시험체에서 비해 추가적인 하중저항능력분이 존재하므로 최종 파단 시까지 더 많은 양의 전단력을 부담할 수 있게 된다.



(a) 전단력도

(b) 모멘트도

그림 13. 스테드 길이방향으로의 전단력도 및 모멘트도

4.3 전단합성거동의 상이성에 대한 원인

전 절에서 언급한 바와 같이 본 연구에서의 합성보의 경우 단면사이의 부착과 마찰에 의해 부담되는 전단력은 매우 적기 때문에, 전단연결부의 합성거동에 대한 최종 해석결과에는 영향이 없는 것으로 본다. 본 연구에서의 합성보에서 전단 스테드가 Push-Out 시험체에서의 스테드에 비해 더 유리한 하중 상태에 놓이게 되고, 더 큰 전단하중을 부담할 수 있게 되는 것으로서 다음과 같이 크게 2가지의 원인을 들 수 있다.

첫째, 표준 Push-Out 실험에서의 경우처럼 슬래브 하부에 별다른 횡방향 구속조건이 없다면, 적은 양이긴 하지만 하중이 증가함에 따라 슬래브는 강보에 대해 점차 상대적으로 회전하게 되고, 결과적으로는 합성면의 틈이 벌어지게 된다. 합성면의 틈이 벌어진다는 것은 스테드 하부의 용접부가 부담할 수 있는 전단 하중량의 감소 및 스테드 축에서의 휨 인장응력의 증가를 의미한다.

둘째, 콘크리트는 횡방향 구속 정도에 따라 상이한 압축강도를 나타낸다. 3축 압축을 받는 매우 이상적인 경우 콘크리트는 일축 압축강도의 4배에서 7배나 되는 높은 압축응력을 받을 수 있다. 표준 Push-Out 시험체에서는 콘크리트 슬래브가 횡방향으로는 구속되어 있지 않지만, 이에 비해 합성보에서의 경우, 작용 외부하중에 의해 콘크리트 슬래브는 압축응력상태에 존재하고, 슬래브 하면과 강보 플랜지 사이에는 압착력이 작용하며 이는 콘크리트 슬래브 횡방향, 즉 합성면에서의 전단력이 전단 스티드를 통해 슬래브로 전달되는 방향의 직각방향으로 구속효과를 가져오게 된다. 이에 의해 지압부 콘크리트는 유리한 하중상태에 놓이게 되며, 결과적으로는 지압부 콘크리트의 응력상태의 비교(그림 10, 그림 11) 및 스티드 부재력의 비교(그림 13)에서 보인 바와 같이 동일한 전단하중 하에 합성보에서의 전단연결부는 더 큰 하중저항능력의 여유분을 갖게 된다.

5. 결론

본 연구에서는 표준 Push-Out 시험체 및 합성보의 유한요소해석을 위한 3차원 유한요소모델을 개발하였다. 실험결과와 비교하여 모델의 적합성을 증명하였으며, Push-Out 시험체 및 합성보에서의 전단 스티드의 거동 및 전단연결부 콘크리트 슬래브 내에 존재하는 3차원적 응력분포를 서로 비교 해석하여 실험적으로 밝혀내기 어려운 구조적 거동 및 전단합성거동의 차이점에 대한 구체적 원인을 알아보았다. 본 연구의 해석 결과로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 합성보에서의 전단 스티드가 표준 Push-Out 시험체에서의 전단 스티드에 비해 더 큰 전단하중을 부담할 수 있게 되는 원인은 다음과 같다.
첫째, 표준 Push-Out 시험체에서의 경우 슬래브의 상대회전으로 인해 스티드 용접부가 부담해야 할 전단 하중량이 상대적으로 감소된다.
둘째, 합성보에서의 경우 슬래브는 높은 압축상태에 놓이게 되고, 또한 외부하중으로 인해 콘크리트가 양방향의 구속상태에 놓이게 되는데 이는 전단연결부 콘크리트의 압축강도 증가에 대한 원인으로 작용한다.
- (2) 두 구조체간 전단합성거동의 차이점은 낮은 합성율로 인해 스티드 한개 당 부담해야 하는 전단력이 상대적으로 크고, 이로 인해 스티드 전단강도가 최대로 이용될 수 있는 부분합성 합성보에서 뚜렷이 나타나고 있음을 알 수 있었다.
- (3) 표준 Push-Out 시험체를 이용할 경우, 전단 스티드의

강도는 안전 측으로 평가되어, 결과적으로 이를 바탕으로 한 경험적 강도평가식은 합성보에서의 합성작용을 정확히 예측하지 못하게 되며, 이는 또한 완전합성으로 설계된 합성보에서의 경우 과다설계의 원인으로 작용할 수 있다.

- (4) 전단 스티드의 전단합성 강도는 강제 인장봉을 사용하여 양 측면의 슬래브를 구속하거나, 슬래브의 지지조건을 변경하여 하단부의 벌어짐을 억제하는 방법, 또는 슬래브의 상대회전을 근본적으로 방지하여 전단 스티드가 최대한 순수 전단만을 받을 수 있도록 개선된 실험장치를 사용하여 평가되어야 한다고 사료된다.
- (5) 합성보에서의 전단합성거동은 재료적 조건 및 다양한 설계조건으로 인해 Push-Out 실험에서 구한 전단합성거동과는 다르게 나타날 수 있다. 최근 다양하게 개발되고 있는 합성형 구조에 대한 전단연결재 설계자료의 제공 및 이를 바탕으로 한 합성보의 경제적 설계를 위해선 합성면에서의 전단합성거동에 대해 좀 더 다양한 실험적 및 해석적 연구가 수행되어야 한다고 사료된다.

참 고 문 헌

김중희, 장승필, 최석환(2000) 프리캐스트 콘크리트 바닥판 합성형 교량에서의 전단연결부의 강도평가, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제20권, 5호, pp. 679-690.

류형근, 윤석구, 배두병, 장승필(2005) 조밀단면을 갖는 부분 합성보의 극한강도 평가, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제25권, 5호, pp. 889-897.

신현섭(2005) 합성보와 압발실험체에서의 전단합성거동의 상이성, *한국강구조학회 학술발표대회논문집*, 한국강구조학회, 제16권, 1호, pp. 1-6.

심창수, 이필구, 하태열(2004) 부분합성보를 이용한 대직경 스티드의 구조거동 평가, *한국강구조학회논문집*, 한국강구조학회, 제16권, 4호, pp. 425-432.

이필구, 심창수, 윤태양(2003) 대직경 스티드 전단연결재의 정적거동, *한국강구조학회논문집*, 한국강구조학회, 제15권, 6호, pp. 611-620.

Aribert, J.M. (1990) Design of composite beams with a partial shear connection, *IABSE Symposium Mixed Structures including New Materials*, Brüssel, Begien, IABSE Reports Vol. 60, pp. 215-220.

Bathe, K.J., Ramaswamy, S. (1979) On Three-Dimensional Nonlinear Analysis of Concrete Structures, *Nuclear Engineering and Design* 52,

- pp. 385-409.
- Eurocode 4(1992) *Design of Composite Steel and Concrete Structures*, Part 1.1, ENV 1994-1-1.
- Hiragi, H., Miyoshi, E., Kurita, A., Ugai, M., Akao, S. (1981) Static Strength of Stud Shear Connectors in SRC Structures, *Transactions of the Japan Concrete Institute*, Vol.3, pp. 453-460.
- Khan, M.H., Saugy, B. (1972) Evaluation of the influence of some concrete characteristics on nonlinear behavior of prestressed concrete reactor vessel, *ACI Publication*, SP-34, pp. 159-179.
- Mainstone, R., Menzies, J.B. (1976) Shear Connectors in Steel-Concrete Composite Beams for Bridges, Part 1&2, *Concrete*, Vol.38, pp. 33-103.
- Menzies, J.B. (1971) CP 117 and Shear Connectors in Steel-Concrete Composite Beams, *The Structural Eng.*, Vol.49, pp. 137-153.
- Oehlers, D.J. (1981) *Results on 101 Push-Specimens and Composite Beams*, University of Warwick, Department of Civil Eng., Research Report CE8.
- Ollgaard, H.G., Slutter, R.G., Fischer, J.D. (1971) Shear Strength of Stud Connectors in Lightweight and Normalweight Concrete, *AISC-Eng. Journal*, pp. 55-64.
- Sedlacek, G., Hoffmeister, B., Müller, Ch. (2000) *Use of high strength steel S460*, ECSC Research Project N° 7210-SA/129, 130, 131, 325, 524: Chapter 6. Composite beams made of high strength steel and high strength concrete, RWTH-Aachen University, Aachen.
- Wright, H.D. (1990) The Deformation of Composite Beams with Discrete Flexible Connection, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.15, pp. 49-64.
- Wright, H.D., Harding, P.W., Evans, H.R. (1985) The use of pushout tests to simulate shear stud connection in composite beam construction, *Proc. Int. Conf. Design of Concrete Structures*, B.R.E.
- Yamamoto, M., Nakamura, S. (1962) *The Study on Shear Connectors*, The Public Works Research Institute, Construction Ministry Japan, Vol.5, Research Paper 9.
- Becker, J. (1997) *Beitrag zur Auslegung der Verdübelung von Verbundträgern des Hochbaus unter ruhender und nichtruhender Belastung*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern.
- Bode, H., Künzel, R. (1988) *Zur Traglast von Verbundträgern unter besonderer Berücksichtigung einer nachgiebigen Verdübelung*, Abschlussbericht und Materialienband zum DFG-Forschungsvorhaben, Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern.
- Bode, H., Schanzenbach, J. (1969) Das Tragverhalten von Verbundträgern bei Berücksichtigung der Dübel- nachgiebigkeit, *Der Stahlbau* 58, Heft 3, pp. 65-74.
- Döinghaus, P. (2001) *Zum Zusammenwirken hochfester Baustoffe in Verbundträgern*, Dissertation, RWTH-Aachen University, Aachen.
- Roik, K., Hanswille, G. (1983) Beitrag zur Tragfähigkeit von Kopfbolzendübeln, *Der Stahlbau*, H.10, pp. 301-308.
- Roik, K., Hanswille, G., Lanna, A. (1988) *Hintergrundbericht zu Eurocode 4*, Abschnitt 6.3.2: Bolzendübel, Bericht EC4/8/88: Harmonisierung der europäischen Baubestimmungen. Eurocode 3,4 und 8/Teil3, Minister für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, Nr. RS II 1-674102-860, Bochum.
- Shin, H. S. (2004) *Beitrag zur numerischen Untersuchung des Tragverhaltens von Verbundträgern mit hochfestem Stahl und hochfestem Beton*, Dissertation, RWTH-Aachen University, Aachen.

(접수일자 : 2005. 9. 7 / 심사일 2005. 10. 5 /
심사완료일 2005. 11. 25)