



공학전문석사 학위 연구보고서

프리캐스트 콘크리트 슬래브 우각부 보강의 균열 방지 효과 분석

2023 년 02 월

서울대학교 공학전문대학원

응용공학과 응용공학전공

김 만 우

프리캐스트 콘크리트 슬래브 우각부 보강의 균열 방지 효과 분석

지도교수 강 현 구

이 프로젝트 연구보고서를 공학전문석사 학위 연구보고서로 제출함

2023 년 02 월

서울대학교 공학전문대학원 응용공학과 응용공학전공 김 만 우

김만우의 공학전문석사 학위 연구보고서를 인준함 2023 년 02 월

위	원	장	 박	창	우	(인)
위		원	 강	현	구	(인)
위		원	 (ہ	철	ই	(인)

국문초록

프리캐스트 콘크리트 공법은 철근 콘크리트 부재를 공장에서 생 산하여 현장에서 조립 시공하는 공법으로 제품화된 철근 콘크리트 부재를 반복 생산하므로 철근 콘크리트 현장타설 공법에 비해 균 열 발생에 대한 상세한 검토가 필요하다. 특히 프리텐션 공법을 통해 프리스트레스가 도입되는 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 경 우 강연선 주변에 높은 응력이 발생하여 균열 발생에 취약하다. 본 연구는 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 강연선 주변 콘크리트에 서 대각선 방향으로 반복적인 발생이 관찰된 우각부 균열의 발생 원인과 그 보강 효과를 확인하는 것을 목적으로 한다.

우각부 균열의 발생 원인을 확인하기 위해서는 강연선과 콘크리 트의 부착과 그에 따른 역학적 거동을 확인할 필요가 있다. 따라 서 본 연구에서는 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 강연 선과 주변 콘크리트 실린더의 부착 거동을 표현하였다. 또한 콘크 리트의 균열 발생 시의 인장강도 저하를 고려하는 Concrete Confinement Model을 이용하여 콘크리트 실린더의 반경 방향 팽 창에 따른 구속 응력을 산정하였다. 강연선의 인발 시 주변 콘크 리트 실린더의 팽창은 슬립량 및 인장하중에 따라 유도되었다. 이 에 따라 강연선 인발 시 슬립량 및 인장하중을 측정하여 콘크리트 실린더의 반경 방향 팽창량을 산정하고 다시 Concrete Confinement Model을 이용하여 콘크리트 실린더의 구속 응력을 산정하였다.

본 연구에서 제시된 해석 모델을 검증하기 위해 긴장되지 않은 강연선에 대해 인발 실험을 실시한 기존 연구의 실험결과와 해석 모델에 따른 결과를 비교하였다. 해석은 강연선 인발 실험에서 측 정된 슬립 값 및 인장하중을 이용하여 Step-by-Step Integration 을 수행하여 강연선과 콘크리트 접촉면의 마찰계수를 찾아내는 방 식으로 이루어졌다. 해석 결과 강연선 인발 시 부착응력 분포는 실험 결과와 유사한 경향성을 보였지만 더 큰 부착응력 값을 보였 고 최대 부착응력 발생 위치가 자유단에 더 가까웠다.

본 연구에서는 우각부 균열 발생 시 균열면을 가로지르는 보강 재의 보장 효과를 확인하기 위한 실험이 실시되었다. 실험 결과 강재로 제작되어 연성이 높고 내부에 중공이 존재하는 메탈라스의 보강 효과가 높았다. 실험체는 최대 인장하중이 7.3% 증가하였으 며 보강되지 않은 실험체보다 연성적인 거동을 나타내었다. 실험 결과의 해석을 위해 Concrete Confinement Model에 보강재의 영 향을 반영하는 수정 모델을 유도하였다. 수정 모델을 이용한 해석 을 통해 균열 발생에 따른 콘크리트 실린더의 벌어짐을 보강재가 저항하여 콘크리트의 구속효과를 유지시킬 수 있음을 확인하였다.

본 연구를 통해 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 설계에 사용되는 강도설계법에서 별도로 제시되지 않았던 우각부 균열 방지에 대한 해석 방법 및 보강 방법을 제시하였다. 본 연구에서는 강연선과 콘크리트의 역학적 거동을 이용하여 강연선 인발 실험 시 부착계 수를 찾아내는 Step-by-Step Integration 알고리즘을 제시하였다. 또한 강연선 주변 균열 보강에 따른 보강 효과를 실험적으로 확인 하고, Concrete Confinement Model에 보강재의 효과를 반영하는 수정 모델을 제시하여 보강 효과를 해석하였다는 의의가 있다.

주요어 : 우각부 균열, 프리캐스트 콘크리트, 강연선 인발 실험, Thick Walled Cylinder Model, Concrete Confinement Model, Step-by-Step Integration 학 번 : 2021-29316

제 1 장 서론	1
제 1 절 연구의 배경 및 필요성	1
제 2 절 우각부 균열 발생	4
제 3 절 연구보고서의 개요 및 구성	12
제 2 장 이론적 배경	13
제 1 절 기존 연구에 대한 고찰	13
2.1.1. 우각부 균열 발생에 관한 연구	13
2.1.2. Thick Walled Cylinder Model에 관한 연구	16
2.1.3. 강연선 인발 실험에 관한 연구	18
제 2 절 Thick Walled Cylinder Model	19
제 3 절 Concrete Confinement Model	23
2.3.1. 균열 단계 구분	23
2.3.2. 비균열 단계 (stage 1) ·····	23
2.3.3. 부분 균열 단계 (stage 2) ······	28
2.3.4. 완전 균열 단계 (stage 3)	33
2.3.5. 콘크리트 실린더의 구속 응력	34
제 4 절 부착응력-슬립 관계	36
제 3 장 기존 실험 결과를 이용한 해석 모델 검증	40
제 1 절 실험 요약	40
제 2 절 수치해석 모델	44
제 3 절 해석 결과와 실험 결과의 비교	48

제 4 장 우각부 보강 효과 확인 실험	56
제 1 절 실험체 계획	56
제 2 절 실험 결과	66
제 3 절 실험 결과 해석	73
4.3.1. 균열 발생 방지 모델	73
4.3.2. 부분 균열 단계 (stage 2)	74
4.3.3. 완전 균열 단계 (stage 3)	77
4.4.4. 콘크리트 실린더의 구속 응력	79
4.4.5. 우각부 균열 방지 효과 분석	81
제 5 장 결론	85
제 1 절 결과 및 고찰	85
제 2 절 향후 연구계획	89
참고문헌	91
Abstract	94

표 목 차

[표 3-1] 노삼영 외 (2012)의 실험체 재료특성	43
[표 3-2] 노삼영 외 (2012)의 (RC12-RC-85D) 인발 실험 기	결과
요약	49
[표 3-3] Concrete Confinement Model에 의한 인발 실험	
해석 결과 요약	52
[표 4-1] 실험체별 우각부 보강재	60
[표 4-2] 실험체 제작 재료 특성	63
[표 4-3] 강연선 인발 실험 최대 인장하중-변위 관계	71
[표 4-4] Concrete Confinement Model에 의한 인발 실험	
해석 결과 요약	83

그림 목차

[그림 1-1] PC 슬래브의 우각부 균열 발생 형상	5
[그림 1-2] PC 슬래브 각 부분의 명칭	5
[그림 1-3] PC 슬래브의 우각부 균열 발생 사례	6
[그림 1-4] PC 슬래브의 강연선 피복 두께 감소 사례	8
[그림 1-5] 개구부 주변 균열 발생 및 보강	10
[그림 2-1] den Uijl(1983, pp86)의 우각부 균열 발생 형상	15
[그림 2-2] den Uijl(1983. pp91)의 위험 경로(critical path)	
정의	15
[그림 2-3] Thick Walled Cylinder Model 구성	19
[그림 2-4] 균열 발생 시 Thick Walled Cylinder Model의	

[그림 2-6] 콘크리트 실린더의 해석 좌표 ………………… -24 [그림 2-7] 비균열 단계 콘크리트 실린더의 응력 분포 …… 26 [그림 2-8] 부분 균열 단계의 콘크리트 실린더 …………… 29 [그림 2-9] 콘크리트 인장 거동(bilinear softening) ········· -31 [그림 2-10] 부분 균열 단계 콘크리트의 거동 …………… 32 [그림 2-11] Concrete Confinement Model에 의한 $\epsilon_r - \sigma_r$ [그림 3-1] 프리캐스트 콘크리트 복합화공법 시공 사례… 41 [그림 3-2] 노삼영 외 (2012, pp8)의 RC 실험체 상세 …… 43 [그림 3-3] 콘크리트 및 강연선 단면의 작용 응력 45 [그림 3-4] Step-by-Step Integration 알고리즘 적용을 위한 [그림 3-5] 노삼영 외 (2012, pp9)의 (RC12-RC-85D) 인발 [그림 3-6] 강연선 인발 실험 해석 결과 ……………… 50 [그림 4-1] 강연선 인발 실험체 형상 도출 ……………… 57 [그림 4-2] 강연선 인발 실험체 치수 ………………… 58 [그림 4-3] PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID 보강재 형상 61 [그림 4-4] PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID 정착 볼트 [그림 4-5] 실험체-액츄에이터 연결판 내 강연선 정착 …… 63 [그림 4-6] 실험체 제작 과정 …………………………………………… 64 [그림 4-7] 실험체 가력 계획 …………………………………………… 65 [그림 4-8] PS-NON 실험체의 우각부 균열 발생 ……… 66 [그림 4-9] 강연선 인발 실험 균열 발생 결과 …………… 67

[그림 4-10] 강연선 인발 실험 상부면 파괴 형상 69
[그림 4-11] 강연선 인발 실험 인장 하중-변위 결과 70
[그림 4-12] 강연선 인발 실험 인장 하중-변위 결과
(10mm 까지) ······ 70
[그림 4-13] Thick Walled Cylinder Model의 응력 분포 ·· 75
[그림 4-14] Concrete Confinement Model을 이용한
PS-NON 실험체 해석 결과 80
[그림 4-15] 수정된 Concrete Confinement Model을 이용한
PS-NON 실험체 해석 결과 80
[그림 4-16] 수정된 Concrete Confinement Model을 이용한
강연선 인발 실험 해석 결과
[그림 4-17] PS-MESH 실험체의 완전 균열 단계에서의
파열력 및 보강 부재 강도 해석 결과 84

제 1 장 서론

제 1 절 연구의 배경 및 필요성

프리캐스트 콘크리트(precast concrete, 이하 PC) 공법은 기둥, 보, 슬 래브, 벽체 등의 철근 콘크리트 부재를 공장에서 생산하여 현장에서 조 립하는 탈현장 공법(Off-site Construction)으로서 국내에서는 물류창고, 지하주차장, 플랜트 등의 비주거 건축물에 주로 적용되고 있다. PC 공법 은 생산 원가의 절감을 위해 동일 형상의 부재를 반복 생산하므로 설계 가 부적합할 시 부재의 일부분이 과도한 응력을 받게 되어 균열이 반복 적으로 발생하게 된다. 따라서 PC 공법은 현장타설 철근 콘크리트 공법 에 비해 균열 발생에 대한 정밀한 해석과 보강이 요구된다.

프리텐션(pretension) 공법으로 제작되는 프리캐스트 콘크리트 부재에 서 강연선은 고응력으로 긴장된 후 콘크리트에 매입 및 양생되고 단면에 프리스트레스(prestress)를 가하게 된다. 강연선의 프리스트레스는 강연선 과 콘크리트의 부착으로 도입되는데, 이때 강연선 주변 콘크리트의 응력 은 복잡한 분포를 보이게 되고 국부적으로 인장응력이 작용하게 된다.

일반적으로 프리텐션 공법으로 제작되는 프리캐스트 콘크리트 슬래브 는 내부에 중공을 형성하거나 단면의 일부를 감소시켜 구조적 효율성을 향상시키는데, 단면 감소부로 인해 강연선 주변 콘크리트 피복이 부족할 경우 콘크리트에 균열이 발생하고 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 사용성 이 저하될 수 있다(Leskelä, 1990, den Uijl, 1985, den Uijl, 1983). 따라서 매입된 강연선 주변 콘크리트의 응력 분포를 고려해서 균열을 방지할 수 있도록 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 단면을 설계할 필요가 있으나 설 계에 사용되고 있는 콘크리트 구조설계기준(강도설계법)에서는 강연선 주변 콘크리트 피복 확보 및 균열 방지 보강에 대한 기준을 제시하고 있 지 않다. 건축 및 토목 구조물에서 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 강연 선 매입부 주변 균열은 빈번하게 발생하고 있으며, 특히 건축물의 대형 화에 따라 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 경간이 길어지고 단면이 세장 해지는 경향이 있어 균열 발생 가능성은 증가하고 있다. 균열 발생을 방 지하기 위해서는 강연선 주변 응력 분포에 따른 균열 발생 여부를 판단 하고 균열 발생을 방지할 수 있는 방법을 연구할 필요가 있다.

프리텐션 공법으로 콘크리트에 매입된 강연선은 이미 고응력을 받은 상태로 콘크리트와 부착이 형성되어 있으므로 긴장력을 변화시켜서 그 거동을 확인하기가 어렵다. 따라서 강연선의 긴장에 따른 콘크리트의 거 동을 확인하기 위해서는 인장력을 받지 않은 상태로 콘크리트에 매입된 강연선의 인발(pull-out) 실험을 실시하여 긴장력 증가에 따른 거동을 확 인하여야 한다.

이에 본 연구에서는 강연선 인발 시 강연선의 주변부 콘크리트 팽창의 구속 효과(confinement effect)에 대한 모델을 구성하고 긴장되지 않은 상태로 매입된 강연선에 대한 인발 실험을 실시한 기존 문헌의 결과를 이용하여 구속 효과 모델의 검증을 수행하였다. 또한 강연선 주변 우각 부 보강에 따른 균열 발생 및 인발 강도 차이를 확인하기 위해 우각부를 보강한 인발 실험체를 제작하여 보강하지 않은 실험체와 인발 거동을 비 교하였다.

본 연구에서는 강연선 주변 콘크리트를 내부가 빈 원통형상의 부재로 간주하는 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 강연선 및 주변 콘 크리트의 거동을 표현하였다. Thick Walled Cylinder Model은 콘크리트 의 균열 발생을 고려하여 강연선과 콘크리트의 경계면에서의 부착 거동 을 표현 가능하여 프리텐션 공법으로 강연선이 매입된 프리캐스트 콘크 리트 부재의 해석에 적용되고 있다. Thick Walled Cylinder Model은 콘 크리트 실린더를 균열이 진전된 균열 구역(cracked region)과 비균열 구 역(uncracked region)으로 구분되는데, 강연선의 팽창 응력을 이용하여 균열 구역 콘크리트의 균열 발생을 해석 가능하여 본 연구의 목적인 PC 슬래브의 균열 발생 해석에 적합하다. 또한 강연선 주변 균열 방지용 보 강재 매입 시 Thick Walled Cylinder Model의 균열 폭에 강재의 강성을 고려하여 균열의 벌어짐을 막는 효과를 고려 가능하다.

강연선 인발 실험에 대한 기존 문헌(Wang et al., 2022)에서는 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 강연선 주변 부착응력을 산정하고 이를 fib Model Code 2010의 부착응력-슬립(bond-slip) 관계로 변환하여 해석하였으나, 이 방법은 Thick Walled Cylinder Model의 강연선과 콘크 리트의 적합조건을 고려하지 않고 부착응력-슬립 모델을 강제로 재구성 한다. 따라서 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 부착응력 값에 따른 콘크리트의 균열 발생을 표현하기가 불가능하다는 한계가 존재한 다. 본 연구에서는 fib Model Code 2010에 따른 부착응력-슬립 관계를 구성하지 않고 Thick Walled Cylinder Model의 역학적 특성에 따라 구 성된 Step-by-Step Integration을 이용하여 부착응력-슬립 관계를 구성 하였다.

본 연구결과를 적용하여 특허 (등록번호 : 10-2372199, "균열방지판이 구비된 역리브 PC 슬래브")를 출원 및 등록하였으며 특허를 적용한 프리 캐스트 콘크리트 슬래브 부재를 전사적으로 활용할 계획이다.

제 2 절 우각부 균열 발생

본 연구에서는 매입된 강연선 주변에서 대각선 방향으로 발생하는 균 열을 "우각부 균열"로 명명하고자 한다. 프리텐션 공법으로 제작되는 PC 슬래브는 몰드 제작-강연선 긴장 및 철근 배근-콘크리트 타설-양생-강연선 절단-탈형의 제작 단계를 거치는데 우각부 균열은 긴장된 강연 선을 절단하는 단계에서 강연선의 긴장력이 프리스트레스로 콘크리트에 전달된 이후 발생된다. 단면상에서는 우각부에 가장 가까운 강연선에서 대각선 방향으로 [그림 1-1] 과 같이 발생하며 실제 우각부 균열 발생 사례는 [그림 1-3]과 같다.

PC 슬래브의 단면상 각 부분의 명칭은 [그림 1-2]와 같다. [그림 1-2] 의 PC 슬래브는 내부에 EPS(expanded polystyrene) 블럭을 매입하여 중 공부를 형성한 경우이나 중공부에 별도의 블럭을 매입하지 않는 경우도 존재한다. 이때 수평 콘크리트 부분을 플랜지(flange)라고 칭하며, 수직 콘크리트 부분은 상부 플랜지가 있는 경우 웹(web), 상부 플랜지가 없는 경우에는 리브(rib)라고 부르는 것이 일반적이다.



[그림 1-1] PC 슬래브의 우각부 균열 발생 형상



[그림 1-2] PC 슬래브 각 부분의 명칭



[그림 1-3] PC 슬래브의 우각부 균열 발생 사례 (계속)



[그림 1-3] PC 슬래브의 우각부 균열 발생 사례

우각부 균열의 발생은 강연선 주변 콘크리트의 피복 두께 부족으로 인 한 인장 응력 저항능력 부족에 기인한다고 보인다. PC 공법에서 단면의 형상 최적화 또는 단부 접합 형성을 위해 강연선 주변 콘크리트 피복이 부족한 경우는 빈번하게 발생하는데 그 대표 사례를 찾아보면 [그림 1-4]와 같다.

우선, 역리브형 PC 슬래브는 상부 플랜지가 존재하지 않아 하중 저항 능력은 낮지만 단면의 높이 감소가 가능하다는 장점이 있는데, 하부 플 랜지와 리브가 만나는 우각부에서 균열 발생이 가능하다.

중공형 PC 슬래브는 단면의 구조적 효율성 향상을 위해 내부에 중공 을 형성하며, 자동 타설 기계를 이용한 생산으로 생산 원가가 낮다. 중공 형 PC 슬래브도 하부 플랜지와 웹이 만나는 우각부에서 강연선 피복 두 께 감소가 있어 균열 발생이 가능하다.

단부 오픈형 PC 슬래브는 슬래브와 보의 접합 성능을 향상시키기 위 해 양단부 상부 플랜지가 없이 생산되는 방식으로 역리브형 PC 슬래브 와 마찬가지로 단부에서 강연선 피복두께 감소가 발생하여 하부 플랜지 와 리브가 만나는 우각부가 균열 발생에 취약하다.



(a) 역리브형 PC 슬래브 (b) 중공형 PC 슬래브 (c) 단부 오픈형 PC 슬래브 [그림 1-4] PC 슬래브의 강연선 피복 두께 감소 사례 우각부 균열의 발생 원인으로는 강연선 주변 콘크리트 피복 두께 부족 과 과도한 프리스트레스 도입 외에도 탈형 시 콘크리트 초기 강도의 부 족, 강연선 절단 시 충격하중 작용, 우각부 오목 형상에 의한 응력 집중 등이 예상된다.

탈형 시 콘크리트 초기 강도의 부족은 콘크리트의 배합 및 생산 프로 세스의 문제로서 PC 공장의 일반적인 품질관리 프로세스의 개선으로 관 리 가능한 부분이라 판단되므로 본 연구에서는 초기 강도 부족의 영향을 고려하지 않았다.

PC 슬래브 생산 과정 중 강연선 절단 시 긴장된 강연선은 순간적으로 수축하여 단면에 충격하중으로 작용하게 된다. 충격하중은 점진적으로 하중이 작용하는 경우보다 더 큰 하중으로 작용하여 강연선과 콘크리트 의 부착 거동에 영향을 주고 PC 슬래브가 우각부 균열 발생에 더 취약 하도록 만들 것으로 예상되나, 충격하중이 부착 거동에 미치는 영향은 본 연구의 범위를 초과한다고 판단하여 충격하중에 의한 영향을 고려하 지는 않았다.

PC 슬래브 우각부의 오목 형상에 의한 균열 발생은 [그림 1-1]과 같은 오목한 모서리부(re-entrant corner)에서 일반적으로 알려진 응력 집중 (stress concentration)과 관련 있다. 응력 집중의 관점에서 우각부를 완 만하게 제작하는 것도 균열 방지 방법으로 제시 가능하나, 과도한 형상 변경은 콘크리트 재료 투입량의 증가로 인한 생산 원가 상승을 동반하게 되어 실용성이 없다. 또한 보강재 없이 인장력에 취약한 콘크리트의 두 께 증가로 균열에 저항하는 것은 신뢰성의 한계가 존재한다. 따라서 본 연구에서는 우각부의 형상에 따른 응력 집중의 차이를 고려하지 않고 가 장 불리한 경우로 알려진 우각부가 직각인 경우로 연구 내용을 한정하여 보강재 매입을 통한 균열 방지 효과를 확인하고자 한다.

- 9 -



(b) 철근 콘크리트 개구부 주변 우각부 균열 방지 배근[그림 1-5] 개구부 주변 균열 발생 및 보강

건축물의 벽체 및 슬래브의 개구부 주변에는 일반적으로 콘크리트의 건조수축 및 작용 하중에 의해 [그림 1-5] (a)와 같이 우각부에서 대각선 방향의 균열 발생이 알려져 있으며 [그림 1-5] (b)와 같이 균열 발생 방 향의 직각 방향으로 우각부 주변 철근 보강이 실시되고 있다. 본 연구의 대상인 PC 슬래브의 우각부 균열도 유사한 균열 형상을 가진 사례로 균 열 방향의 직각 방향으로 보강재 매입 시 균열을 방지하는 효과가 있을 것으로 예상된다. 다만 PC 슬래브의 생산 공정 상 [그림 1-5] (b)와 같 은 철근 보강은 철근의 고정이 어렵고 배근 작업이 많아 부적절하다고 판단되어 제 4장에서 별도의 보강재 배근 방법을 제시하였다.

따라서 본 연구는 PC 슬래브의 강연선 주변 피복 두께 및 작용 프리 스트레스에 따라 우각부 균열 발생 여부 및 그 보강 효과를 확인하는 것 으로 그 내용을 한정하였다.

제 3 절 연구보고서의 개요 및 구성

제 1장에서는 본 연구보고서의 배경 및 내용, 우각부 균열 발생 그리고 연구보고서의 개요 및 구성에 대하여 기술하였다.

제 2장에서는 Thick Walled Cylinder Model을 기반으로 하여 프리텐 션 공법으로 강연선이 매입된 프리스트레스트 콘크리트 부재의 강연선과 콘크리트의 부착 거동을 설명하기에 적합한 Concrete Confinement Model을 기술하고 강연선의 슬립 및 인장응력에 따른 부착응력 발생 관 계를 유도하였다.

제3장에서는 긴장되지 않은 강연선에 대한 인발 실험을 실시한 기존 연구의 실험 결과를 이용하여 제 2장에서 유도된 해석 모델의 검증을 수 행하였다. Step-by-Step Integration 해석을 통해 강연선의 슬립량 및 인 장응력에 따른 슬립, 부착응력, 변형률에 대한 해석 결과를 얻었고 실험 결과와 해석 결과의 비교가 수행되었다.

제 4장에서는 우각부를 가지고 긴장되지 않은 강연선이 매입된 실험체 에 대한 인발 실험을 실시하여 우각부 균열을 가로지르는 보강재 매입에 따른 거동 차이를 확인하였다. 또한 Concrete Confinement Model에 보 강재의 영향을 반영하는 수정 모델을 제시하고 실험 결과에 대한 해석을 수행하여 균열 방지 효과를 확인하였다.

제 5장에서는 본 연구의 결과 및 의의를 기술하였으며 향후 연구 계획을 제시하였다.

제 2 장 이론적 배경

제 1 절 기존 연구에 대한 고찰

2.1.1. 우각부 균열 발생에 관한 연구

프리텐션 공법으로 매입된 강연선 주변 콘크리트에 대각선 방향으로 발생하는 균열에 대해 통용되는 용어는 존재하지 않지만 본 연구에서는 제 1장에서 언급한 대로 "우각부 균열"로 칭한다.

den Uijl(1983)에서는 프리텐션 공법으로 매입된 강연선의 정착에 관한 연구를 수행하였는데 PC 슬래브의 정착구역에서 [그림 2-1]과 같이 우각 부 균열이 일반적으로 발생함을 확인하고 단면에서 강연선 사이 연결선 및 가장 바깥쪽 강연선에서 콘크리트 피복까지 가장 가까운 대각선 방향 연결선을 [그림 2-2]와 같이 균열 발생에 대한 위험 경로(critical path)로 정의하였다. den Uijl(1983)에서 제시한 강연선 주변 균열 발생 위험 경 로는 본 연구의 대상인 PC 슬래브의 우각부 균열과 동일하다.

den Uijl(1983)에서는 해석 모델과 실험을 통해 우각부 균열 방지를 위 해 필요한 콘크리트 피복 두께(c_{req})를 제시하였다. c_{req} 의 산정에는 강연 선과 주변 콘크리트의 힘의 평형 관계가 이용되었는데 이는 본질적으로 제 2.1절에서 기술된 Thick Walled Cylinder Model의 [그림 2-5] (c)의 ideal plastic model에 해당된다. 본 연구는 den Uijl(1983)의 ideal plastic model 가정에서 더 나아가서 [그림 2-5] (d)의 cohesive model을 이용한 Concrete Confinement Model을 이용하여 강연선 주변 콘크리트의 응력 분포를 해석하므로 콘크리트의 인장응력 및 구속응력을 더 작은 값으로 보게 된다.

den Uijl(1983)에서는 우각부 균열 발생 방지가 가능한 두께 c_{req} 를 다음과 같이 산정하였다.

 $d_p \sigma_r = 2c_{rea} f_{ct} \tag{4} 2.1$

$$c_{req} = d_p \sigma_r / (2f_{ct}) \tag{4} 2.2$$

 d_p ; diameter of strand σ_r ; radial compressive stress on strand c_{req} ; required concrete cover for crack prevention f_{ct} ; tensile strength of concrete

이때.

$$\sigma_r = \tau_{b,av} / c_f \tag{4 2.3}$$

$$\tau_{b,av} = P_o / (l_t \pi d_p) \tag{4} 2.4$$

 $\tau_{b,av}$; average bond stress of stress

 P_o ; pull-out force

 c_f ; coefficient of friction, $c_f = 0.32$

 l_t ; transfer length of strand

따라서 c_{req}가 부족할 경우 강연선 주변 팽창응력 σ_r을 콘크리트 피복 이 감당하지 못하고 균열이 발생한다고 보았다. 그러나 제시된 방법은 콘크리트의 균열 발생에 따른 인장강도를 반영하지 못한다는 한계가 존 재한다.



[그림 2-1] den Uijl(1983, pp86)의 우각부 균열 발생 형상



[그림 2-2] den Uijl(1983, pp91)의 위험 경로(critical path) 정의

Leskelä(1990)에서는 할로우코어 슬래브(hollow-core slab)에서 강연선 주변 콘크리트의 정착 부족으로 shear-bond 파괴가 발생할 수 있음을 기술하고 강연선 주변 콘크리트의 부착 특성을 확인하기 위한 방법으로 push-out test를 제시하였다. Leskelä(1990)의 연구는 본 연구의 제 4장 에서 우각부 균열 방지를 확인하기 위하여 pull-out test를 수행한 것과 유사하게 PC 슬래브의 품질관리 방법으로서 push-out test를 제시했다는 의의가 있다. Okumus and Oliva(2013)에서는 프리텐션 프리캐스트 콘크리트 I형 거 더에 대한 유한요소해석을 실시하여 end-rigion의 균열 발생 취약 구역 을 확인하고 균열 제어 방법들의 효과를 평가하였다. 본 연구의 대상에 해당하는 I형 거더의 Y균열의 균열 제어 방법으로는 debonding이 가장 효과적인 방법으로 제시되었다.

Ross et al.(2014)에서는 프리텐션 프리캐스트 콘크리트 I형 거더의 end-region 균열에 대한 보강을 실시하여 균열 발생 및 강도 차이를 확 인하였다. 실험 결과 포스트텐션을 수직 방향으로 가한 실험체에서 web crack의 발생이 크게 감소하였고, 수직 보강근의 증가보다는 debonding 이 균열 제어에 효과적이었다.

Raja(2018)에서는 프리텐션 방식으로 제작된 프리캐스트 콘크리트 Inverted T-beam에 대한 유한요소해석을 수행하여 프리캐스트 콘크리트 부재의 균열 발생 취약 구역을 확인하였다. 해석 결과 end-region의 하 부 플랜지와 리브가 만나는 우각부 부분에서 가장 큰 인장응력이 발생하 여 균열 발생 가능성이 높았다. Raja(2018)의 연구 결과는 해석을 통해 우각부 균열이 PC 부재에서 발생 가능성이 높음을 보여주었다.

2.1.2. Thick Walled Cylinder Model에 관한 연구

den Uijl and Bigaj(1996)에서는 콘크리트의 균열 발생 시 tension softening 효과를 고려한 Thick Walled Cylinder Model을 구성하여 이형 철근의 반경 방향 팽창(radial expansion)에 의한 주변부 콘크리트의 구 속 응력을 모델링하고 이형 철근의 인발 실험을 통해 모델을 검증하였 다. 그러나 강연선에 대해서는 별도로 모델과 실험 결과의 정합성을 확 인하지는 않았다. 본 연구에서는 den Uijl and Bigaj(1996)에 제시된 Concrete Confinement Model을 강연선이 매입된 콘크리트 부재에 적용 하는 것을 주요 내용으로 한다.

Oh et al.(2006)에서는 Thick Walled Cylinder Model에 기반하여 프리 텐션 공법으로 콘크리트 부재에 매입된 강연선의 정착을 해석하였다. 이 때 강연선의 팽창과 주변 콘크리트 실린더(cylinder, 원통)의 팽창에 대한 적합조건이 적용되었다. 강연선의 정착 길이를 산정하는 경우에는 긴장 시 Poisson's ratio에 비례하여 감소하였던 강연선의 직경이 양생 후 강 연선 절단 단계에서 다시 팽창하게 되므로 강연선의 radial expansion 값 이 항상 양의 값을 가지게 되어 적합방정식을 만족시킬 수 있다. 반면 강연선 인발 실험에서는 강연선의 응력 증가에 따라 Poisson's ratio에 비례하여 강연선의 직경이 감소하므로 강연선의 radial expansion은 음의 값을 가지게 되어 콘크리트 실린더의 팽창과의 적합조건을 만족시키기가 어렵다. 따라서 본 연구에서는 적합조건을 적용한 Oh et al.(2006)의 방 식을 적용하지는 않았다

Coccia et al.(2015)에서는 den Uijl and Bigaj(1996)이 제시한 Concrete Confinement Model을 이용하여 강연선 주변 콘크리트가 confinement steel로 보강된 경우 구속 효과의 차이를 확인하였다. 해석 결과 강연선 주변부 confinement steel 보강에 의해 강연선 주변 콘크리트의 구속 효 과가 증가하였다. Coccia et al.(2015)의 콘크리트 구속 효과 증가 결과는 본 연구의 [그림 4-15]의 구속 응력 증가 결과와 유사하다.

2.1.3. 강연선 인발 실험에 관한 연구

하상수(2008)에서는 비인장 강연선의 묻힘 길이, 피복 두께, 직경을 변 수로 하여 강연선 인발 실험 시의 부착특성을 비교하였으나 실험 결과를 강연선과 콘크리트의 부착 거동을 이용하여 설명하지는 않았다.

노삼영 외 (2012)에서는 강연선 변형률, 콘크리트 변형률, 슬립(slip)량, 부착응력을 측정하면서 긴장되지 않은 상태로 매입된 강연선의 인발 실 험을 실시하고 부착응력-슬립 관계를 구성하여 강연선의 정착을 해석하 였다.

Wang et al.(2022)에서는 강연선 인발 시 interlocking effect 및 rotation effect에 의한 Concrete Confinement Model을 구성하고 강연선 의 인발 실험 결과를 fib Model Code 2010에 따른 부착응력-슬립 모델 로 검증하였다.

본 연구에서는 비긴장 강연선의 인발에 대한 노삼영 외 (2012)의 실험 결과를 den Uijl and Bigaj(1996)에 의해 제시된 Concrete Confinement Model을 이용하여 해석하고 강연선 주변 콘크리트의 보강에 의한 우각 부 균열 방지 효과를 확인하고자 한다.

제 2 절 Thick Walled Cylinder Model

프리덴션 공법으로 제작된 콘크리트 부재에서 강연선 주변 응력 분포 는 강연선 주변 콘크리트를 속이 빈 원통(실린더)으로 간주하는 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 표현 가능하다. 실린더 내부의 강연 선의 응력이 증가함에 따라 실린더 내부에는 팽창 압력이 작용하게 되고 주변부 콘크리트에는 균열 길이(r_{cr})까지 균열이 진전되게 되어 콘크리트 실린더는 안쪽의 균열 구역과 바깥쪽의 비균열 구역으로 구분되게 된다.



[그림 2-3] Thick Walled Cylinder Model 구성



[그림 2-4] 균열 발생 시 Thick Walled Cylinder Model의 응력 분포

비균열 구역의 콘크리트에 대해서는 내부 및 외부 압력 작용 시의 선형 탄성 거동이 정립되어 있다(Timoshenko, 1976, Ugural & Fenster, 2012). 반면 균열 구역의 비선형 해석을 위해서는 균열 구역과 비균열 구 역의 경계면에서 적합 조건이 만족되어야 하며 콘크리트의 둘레 방향 변 형(circumferential deformation)과 반경 방향 변형(radial deformation)에 대한 가정이 도입된다.

Noghabai(1998)에 따르면 강연선 주변의 콘크리트의 응력 분포는 [그 림 2-5]의 4가지 모델로 구분 가능하다. Elastic model은 콘크리트 원통 전체가 선형탄성 거동을 한다고 가정하는 경우로서 실제보다 과소한 둘 레 방향 응력(circumferential stress) 값을 준다. Ideal plastic model은 콘크리트 원통 전체의 완전소성 거동을 가정하는 경우로서 실제보다 과 도한 둘레 방향 응력 값을 준다. Partially-cracked-elastic model은 균열 구역 콘크리트의 둘레 방향 응력 값을 무시하지만 elastic model과 ideal plastic model의 중간 값을 준다. 균열 구역의 콘크리트의 tension softening effect를 고려하는 cohesive model은 콘크리트의 tension softening 효과를 고려하여 균열 구역 콘크리트의 거동을 표현 가능하고 partially-cracked-elastic model과 마찬가지로 elastic model과 ideal plastic model의 중간 값을 준다.



다수의 연구자들이 콘크리트의 tension softening 효과를 고려한 cohesive model을 이용하여 콘크리트에 매입된 강연선의 거동을 표현하 였으나 그 중에서 den Uijl and Bigaj(1996)가 제안한 Concrete Confinement Model은 비균열 구역의 콘크리트의 구속 효과를 고려하면 서 균열 구역의 콘크리트의 tension softening 효과를 반영하여 실제 이 형철근 및 강연선의 인발 시 거동을 합리적으로 표현하고 있다. 본 연구 에서는 den Uijl and Bigaj(1996)에 의해 제시된 Concrete Confinement Model을 이용하여 강연선의 인발 실험 결과를 해석한다.

제 3 절 Concrete Confinement Model

2.3.1. 균열 단계 구분

den Uijl and Bigaj(1996)에 의해 제시된 Concrete Confinement Model 은 강연선 표면에서 부터의 균열의 진전에 따라 3단계로 구분된다. stage 1은 콘크리트 원통의 둘레 방향 응력이 콘크리트의 인장강도(f_{a}) 를 초과하지 않은 상태로서 콘크리트 원통 전체는 선형탄성 거동을 한 다. stage 2는 균열이 균열 길이(r_{a})까지 일부 진전된 상태로서 콘크리트 원통은 균열 구역과 비균열 구역으로 구분되며, 균열 구역에 대해서는 비선형 해석이 비균열 구역에 대해서는 선형탄성 해석이 적용된다. 균열 길이(r_{cr})가 특정 길이에 다다르면 구속 효과로서 콘크리트 원통에 작용 하는 팽창 압력(expansion pressure)이 최대가 되며, 균열 길이가 이 값 을 초과하게 되면 콘크리트 원통 전체에 균열이 발생하게 된다. 콘크리 트 원통 전체에 균열이 발생한 단계가 stage 3이며, 콘크리트 원통 전체 에 걸친 균열을 고려한 비선형 해석이 이루어진다.

2.3.2. 비균열 단계 (stage 1)

비균열 단계(uncracked stage)에서 Thick Walled Cylinder Model에 따 라 강연선 주변 콘크리트를 속인 빈 원통으로 가정 시 매입 강연선의 반 경 방향 팽창(radial expansion)에 의한 선형탄성 거동을 수학적으로 표 현 가능하다. 콘크리트 원통의 중심으로부터의 거리(r)에서의 반경 방향 응력($\sigma_r(r)$, radial stress)과 둘레 방향 응력(circumferential stress, $\sigma_s(r)$) 및 경계면의 반경 방향 변위(radial displacement, $u_0(r)$)는 Timoshenko(1976)에서 유도된 바에 따라 다음과 같이 표현 가능하다.

$$\sigma_r(r) = \frac{r_i^2 p_i}{r_o^2 - r_i^2} (1 - \frac{r_o^2}{r^2}) = -p_i \times \frac{1/r^2 - 1/r_o^2}{1/r_i^2 - 1/r_o^2}$$
(A) 2.5)

$$\sigma_{_{\theta}}(r) = \frac{r^2 p_i}{r_o^2 - r^2} (1 + \frac{r_o^2}{r^2}) = p_i \times \frac{1/r^2 + 1/r_o^2}{1/r_i^2 - 1/r_o^2}$$
(A) (A)

$$u_r(r) = \frac{p_i r_o^2 r_i^2 r}{E_c (r_o^2 - r_i^2)} \left[\frac{(1 + \nu_c)}{r^2} + \frac{(1 - \nu_c)}{r_o^2} \right]$$
(4) 2.7)

- $\sigma_r(r)$; radial stress
- $\sigma_{_{\boldsymbol{\theta}}}(\boldsymbol{r})$; circumferential stress
- $u_r(r)$; radial displacement
- E_c ; elastic modulus of concrete
- υ_c ; Poisson's ratio of concrete



[그림 2-6] 콘크리트 실린더의 해석 좌표

(식 2.5) 및 (식 2.6)에 따라 비균열 단계 콘크리트 실린더의 응력 분포 를 해석한 결과는 [그림 2-7]과 같다. 여기서 x 값은 강연선 중심으로부 터의 거리를 의미하고 y 값은 반경 방향 응력 및 둘레 방향 응력 값을 의미한다. 양의 y 값은 인장응력을 의미하며, 음의 y 값은 압축응력을 의 미한다. 콘크리트 실린더 내부 압력이 10MPa인 경우를 기준으로 하여 강연선 중심에서 콘크리트 표면까지의 거리(r_o) 값을 30mm, 40mm, 50mm로 변화시켜서 콘크리트 실린더의 응력 분포를 비교하였다.

해석 결과 콘크리트 실린더의 두께가 증가하여도 강연선과 콘크리트가 접촉하는 부분(x=6.35mm)에서의 응력 값은 거의 차이가 없었고, 강연선 중심으로부터의 거리가 동일한 위치에서의 응력 값도 거의 차이가 없었 다. 즉, 콘크리트 피복의 증가는 인장 균열을 발생시키는 둘레 방향 응력 값을 감소시키지는 못하였다. 균열은 둘레 방향 응력이 큰 강연선과 가 까운 부분에서 먼저 발생할 것으로 예상되었다.



[그림 2-7] 비균열 단계 콘크리트 실린더의 응력 분포 (계속)


2.3.3. 부분 균열 단계 (stage 2)

부분 균열 단계(partly cracked stage)에서는 균열 길이(r_{cr})까지 균열 이 진전되고 이때 균열 길이에서 둘레 방향 응력 $\sigma_{g}(r_{cr})$ 은 콘크리트의 인장강도(f_{ct})가 된다. 강연선과 콘크리트 원통의 경계면에서 팽창 압력 $\sigma_{r}^{\Pi}(r_{i})$ 는 비균열 구역 콘크리트의 선형탄성 거동에 의한 $\sigma_{r}^{L.E.}(r_{i})$ 와 균열 구역 콘크리트의 비선형 거동에 의한 $\sigma_{r}^{N.L.}(r_{i})$ 의 합으로 산정된다.

$$\sigma_{r}(r_{cr}) = p_{cr} = f_{ct} \times \frac{1/r_{cr}^2 - 1/r_o^2}{1/r_{cr}^2 + 1/r_o^2} \tag{2.8}$$

$$\sigma_{_{\theta}}(r) = p_i \times \frac{1/r^2 + 1/r_o^2}{1/r_{cr}^2 - 1/r_o^2} = f_{ct}$$
(A) 2.9)

$$\sigma_r^{L.E.}(r_i) = \frac{r_{cr}}{r_i} \times \sigma_r(r_{cr}) \tag{2.10}$$

$$u_r(r_{cr}) = \frac{p_{cr}r_{cr}}{E_c(1/r_{cr}^2 - 1/r_o^2)} \left[\frac{(1+\nu_c)}{r_{cr}^2} + \frac{(1-\nu_c)}{r_o^2}\right]$$
(A) 2.11)

 $\sigma_r(r)$; radial stress, $r_{cr} \leq r \leq r_o$ $\sigma_{_{\theta}}(r)$; circumferential stress, $r_{cr} \leq r \leq r_o$ $u_r(r)$; radial displacement, $r_{cr} \leq r \leq r_o$



[그림 2-8] 부분 균열 단계의 콘크리트 실린더

균열 구역 콘크리트의 tension softening 효과를 고려하기 위해 Roelfstra and Wittmann(1986)에 의해 제시된 bi-linear 관계를 이용하여 균열 폭에 따른 콘크리트의 인장강도를 고려하면

$$\frac{\sigma_t}{f_{ct}} = a \frac{w_t}{w_0} + b \tag{(A) 2.12}$$

$$w_t = \frac{w_0}{a} \left(\frac{\sigma_t}{f_{ct}} - b \right) \tag{(4) 2.13}$$

 σ_t ; tensile stress

 f_{ct} ; concrete tensile strength

 w_t ; fictitious crack width at which tensile stress σ_t is transferred

 w_0 ; fictitious crack width at witch no stress is transferred 이때 상수 a, b는

$$\begin{split} \frac{w_t}{w_0} &\leq \alpha \, \mathbb{Q} \ \ \overline{\mathcal{B}} \stackrel{\circ}{\uparrow} \\ a &= -\frac{1-\beta}{\alpha}, \ b = 1 \end{split} \qquad (4 \ 2.14) \\ \frac{w_t}{w_0} &\geq \alpha \, \mathbb{Q} \ \ \overline{\mathcal{B}} \stackrel{\circ}{\uparrow} \\ a &= -\frac{\beta}{1-\alpha}, \ b = \frac{\beta}{1-\alpha} \end{aligned} \qquad (4 \ 2.15)$$

본 연구에서는 $w_0 = 0.2mm$, $\alpha = 0.14$ 의 값을 적용하고 β값은 (식 2.16) 및 (식 2.17)의 값을 적용하였다.

for
$$f_c < 30MPa, \ \beta = 0.25$$
 (4) 2.16)

for
$$f_c \ge 30MPa, \ \beta = 0.25 - 0.015(f_c - 30)$$
 (4) 2.17)

van der Veen(1990)에 제시된 대로 반경 방향 응력(radial stress)에 의한 둘레 방향 변형량(circumferential deformation)을 무시할 경우 반경 (r)에서의 둘레 방향 전체 신장량 Δ_t(r)은 일정한 균열 폭의 강체 거동 에 의한 rigid body displacement과 elastic elongation의 합으로 구할 수 있다. 이때 균열 개수 n은 제 4장의 [그림 4-9]의 균열면 형상에 따라 2 로 보았다.



[그림 2-9] 콘크리트 인장 거동(bilinear softening)

$$\Delta_t(r) = 2\pi r \epsilon_\theta(r) + n \frac{w_0}{a} \left(\frac{\sigma_\theta(r)}{f_{ct}} - b\right) \tag{(4) 2.18}$$

 $\Delta_t(r)$; total elongation $\epsilon_{\theta}(r)$; circumferential strain n; crack의 개수

Poisson's ratio에 의한 강연선의 수축효과를 무시할 때 균열의 끝인 균열길이 (r_{cr}) 에서 다음의 식이 만족되고 이를 정리하면 균열 구역에서 둘레 방향 응력 $(\sigma_{_{g}}(r))$ 을 구할 수 있다.

$$2\pi r_{cr}\epsilon_{cr} = 2\pi r\epsilon_{\theta}(r) + n\frac{w_0}{a}(\frac{\sigma_{\theta}(r)}{f_{ct}} - b)$$
(A) 2.19)

$$\frac{\sigma_{\theta}(r)}{f_{ct}} = a \frac{2\pi\epsilon_{cr}}{nw_0} (r_{cr} - \frac{\epsilon_{\theta}(r)}{\epsilon_{cr}}r) + b \tag{(4)} 2.20$$

 $\epsilon_{\rm cr}$; fracture strain, concrete strain for $\sigma_t = f_{\rm ct}$



(a) rigid body displacement

(b) circumferential deformation

[그림 2-10] 부분 균열 단계 콘크리트의 거동

Talaat and Mosalam (2007)에 따라 둘레 방향 변형률 $(\epsilon_{\theta}(r))$ 과 콘크리 트의 인장강도 (f_{ct}) 에서의 변형률 (ϵ_{cr}) 의 값이 값다고 가정하여 (식 2.20) 을 단순화 가능하다.

$$\frac{\sigma_{\theta}(r)}{f_{ct}} = a \frac{2\pi\epsilon_{cr}}{nw_0} (r_{cr} - r) + b \tag{식} 2.21$$

균열 구역에서 콘크리트의 비선형 거동에 의한 콘크리트 원통의 내부 의 팽창 압력은 콘크리트 원통의 평형 조건에 따라 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_r^{N.L.}(r_i) = \frac{1}{r_i} \int_{r_i}^{r_{cr}} \sigma_\theta(r) dr \tag{(A)} 2.22$$

따라서 부분 균열 단계 콘크리트 실린더의 전체 구속 응력 (confinement radial stress)은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\frac{\sigma_r^{\mathrm{II}}(r_i)}{f_{ct}} = \frac{\sigma_r^{L.E.}(r_i)}{f_{ct}} + \frac{\sigma_r^{N.L.}(r_i)}{f_{ct}}$$
(4) 2.23)

이때의 반경 방향 변형량(radial deformation, $\Delta c_{cr}^{N.L.}$) 및 반경 방향 변 형률(radial strain, $\epsilon_r^{N.L.}(r_i)$)은 다음과 같다.

$$\Delta r_{cr}^{N.L.} = \int_{r_i}^{r_{cr}} \frac{\sigma_r^{\Pi}(r)}{E_c} dr = \epsilon_{cr} \int_{r_i}^{r_{cr}} \frac{\sigma_r^{\Pi}(r)}{f_{ct}} dr$$
$$= \epsilon_{cr} \int_{r_i}^{r_{cr}} \frac{\sigma_r^{L.E.}(r)}{f_{ct}} dr + \epsilon_{cr} \int_{r_i}^{r_{cr}} \frac{\sigma_r^{N.L.}(r)}{f_{ct}} dr = \Delta r_{cr,1} + \Delta r_{cr,2} \qquad (A 2.24)$$

$$\epsilon_r^{N.L.}(r_i) = \frac{\Delta c_{cr}^{N.L.}}{r_i} \tag{A} 2.25}$$

$$\epsilon_r^{\text{II}}(r_i) = \epsilon_r^{L.E.}(r_i) + \epsilon_r^{N.L.}(r_i) \tag{(4)} 2.26$$

2.3.4. 완전 균열 단계 (stage 3)

완전 균열 단계(cracked stage)에서는 콘크리트 원통의 전체 구역이 균열구역에 해당되므로 콘크리트 원통의 거동은 stage 2의 균열구역에 대한 해석 모델과 유사한 방법으로 표현 가능하다. 반경(r)에서의 둘레 방향 전체 신장량($\Delta_{t,r}$)은 균열 구역 전체에 걸쳐서 동일값을 가진다고 가정하고($\Delta_{t,r} = \Delta_{total}$), 부분 균열 단계에서와 마찬가지로 둘레 방향 변 형률 $(\epsilon_{t,r})$ 과 ϵ_{cr} 이 같다고 가정한다.

(식 2.22)와 동일한 방법으로 반경 방향 팽창 응력을 구하면 $\sigma_r(r_i) = \frac{1}{r_i} \int_{r_i}^{r_o} \sigma_{\theta}(r) dr \qquad (식 2.28)$

이때 반경 방향 변형률은 다음과 같다.

$$\epsilon_r^{\Pi}(r_i) = \epsilon_r^{RBM}(r_i) + \epsilon_r^{\Delta r}(r_i)$$
 (식 2.29)

$$\epsilon_r^{RBM}(r_i) = \frac{\Delta r_s}{r_i} = \frac{\Delta_{t,r}}{2\pi r_i}$$
(4) 2.30)

$$\begin{split} \epsilon_r^{\Delta r}(r_i) &= \frac{1}{r_i} \int_{-r_i}^{r_o} \frac{\sigma_{t,r}}{E_c} dr \\ &= \frac{1}{r_i} \int_{-r_i}^{r_o} \frac{f_{ct}}{E_c} [(\frac{a\Delta_t}{nw_0} + b)(\frac{r_o}{r} - 1) - \frac{a\pi\epsilon_{cr}r}{nw_0} ((\frac{r_0}{r})^2 - 1)] dr \\ &= \epsilon_{cr} (\frac{a\Delta_t}{nw_0} + b)(\frac{r_o}{r_i} \ln(\frac{r_0}{r_i}) - \frac{r_0}{r_i} + 1) - \frac{a\pi\epsilon_{cr}^2 r_i}{2nw_0} (\frac{2r_o^2}{r_i^2} \ln(\frac{r_o}{r_i}) - \frac{r_o^2}{r_i^2} + 1) \ (\dot{\neg} 2.31) \end{split}$$

2.3.5. 콘크리트 실린더의 구속 응력

2.3.2.장에서 2.3.4.장까지 제시된 Concrete Confinement Model을 이용 하여 콘크리트 원통의 반경 방향 팽창률에 따른 콘크리트 원통의 구속 응력 값을 구하였다. 해석 모델의 구성 조건은 제 3장의 인발 실험 조건 과 동일한 경우로서 12.7mm 규격의 강연선을 매입하여 $r_i = d_p/2 = 6.35mm$ 로 하였고 콘크리트 원통 중심부로부터 바깥까지의 거리는 (식 3.2)의 유 효단면 개념을 적용하여 $r_o = 38.1mm$ 로 하였다. 재료 특성은 [표 3-1]과 동일하다.

[그림 2-11]과 같이 $\epsilon_r - \sigma_r(r_i)$ 관계를 이용한 $f(\epsilon_r)$ 를 얻었다. 부분 균열 단계(stage 2)에서 반경 방향 팽창이 증가함에 따라 구속 응력 값은 증 가하였고 균열 길이(r_{cr})가 팽창 응력이 최대가 되는 값을 넘게 되면 완 전 균열 단계(stage 3)로 진전되어 구속 응력이 감소하였다. 균열 단계에 서는 응력 값이 비교적 일정하게 유지되었다.



[그림 2-11] Concrete Confinement Model에 의한 $\epsilon_r - \sigma_r$ 관계

제 4 절 부착응력-슬립 관계

Tepfers(1973)에 따르면 강연선과 콘크리트의 경계면에서의 부착응력 은 화학적 접착력(chemical adhesion, τ_0)과 마찰계수에 구속 응력 (confinement stress, σ_r)을 곱한 값으로 구할 수 있다.

 $\tau = \tau_0 + \mu \sigma_r \tag{식 2.32}$

 τ ; bond strength

 τ_0 ; chemical adhesion

 μ ; friction coefficient

 σ_r ; confinement stress

이때 화학적 접착응력(T₀)의 크기는 상대적으로 무시 가능하므로 강연 선과 콘크리트의 경계면의 부착응력은 다음과 같이 표현 가능하다.

 $\tau = \mu \sigma_r$ (식 2.33)

따라서 강연선과 콘크리트의 경계면의 구속 응력을 구하면 마찰 계수 를 곱해서 부착응력의 크기를 구할 수 있다. [그림 2-2]에서와 같이 콘크 리트의 구속응력과 강연선의 팽창응력은 그 값이 σ_{r,i}로서 같다. 따라서 Concrete Confinement Model의 구속 응력 값에 부착계수(μ)를 곱한 값 이 강연선과 콘크리트의 경계면의 부착응력 값이 된다.

강연선 인발 시 부착응력의 분포를 계산하기 위해서는 슬립 발생량에 따른 반경 방향 팽창률을 산정하여야 한다. 각 위치에서의 반경 방향 팽 창률이 산정된다면 Concrete Confinement Model에 따른 각 위치에서의 구속 응력이 산정되고 이에 따라 각 위치에서의 부착응력 값을 구할 수 있다.

강연선의 인발 시 강연선에 작용하는 인장 응력의 증가에 따라 주변 콘크리트가 팽창하게 되는데 이때의 반경 방향 변형률(radial strain, ϵ_r) 은 (식 2.34)의 3가지 성분의 합으로 표현 가능하다. 이때 wedge effect 및 lack-of-fit effect는 역학적 거동을 명확히 구분하기가 어려우므로 두 요소의 영향을 함께 고려하여 $\epsilon_{r,mech}$ 로 표현하고자 한다(Steensels et al, 2017).

$$\begin{split} \epsilon_{r,t\,otal} &= \epsilon_{r,\nu} + \epsilon_{r,lof} + \epsilon_{r,p} = \epsilon_{r,\nu} + \epsilon_{r,mech} \end{split} \tag{4} 2.34$$
$$\epsilon_{r,\nu} \text{ ; wedge effect,} \end{split}$$

 $\epsilon_{r,lof}$; lack-of-fit effect

 $\epsilon_{r,p}$; pitch effect

본 연구에서는 (식 2.34)과 같이 $\epsilon_{r,total}$ 중 $\epsilon_{r,mech}$ 와 $\epsilon_{r,\nu}$ 의 영향을 합하 여 슬립량에 따른 콘크리트 실린더의 반경 방향 팽창률을 산정하고자 한 다. 우선 $\epsilon_{r,mech}$ 에 의한 콘크리트 원통의 팽창을 고려하면, 강연선과 콘 크리트의 슬립 δ 가 발생했을 때 강연선의 신장률(axial strain)은 슬립 δ 를 전달 길이(transfer length, l_t)로 나눈 값이다. Den Uijl(1983, 1998)에 서는 pitch effect와 lack-of-fit effect에 의한 콘크리트 원통의 반경 방향 변형률(radial strain)이 δ/l_t 에 비례함을 확인하였다. 따라서 pitch effect 와 lack-of-fit effect에 의한 반경 방향 변형률에 대한 상수 C_{mech} 를 도 입 시 $\epsilon_{r,mech}$ 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\epsilon_{r,mech} = \epsilon_{r,lof} + \epsilon_{r,p} = C_{mech} \frac{\delta}{l_t}$$
(A) 2.35)

ϵ_{r,ν}에 의한 콘크리트 원통의 팽창을 고려하면, 강연선이 인장력을 받
음에 따라 푸아송비(Poisson's ratio)에 강연선의 신장률을 곱한 값에 비
례하여 단면 직경의 감소가 발생한다. 반경 방향 변형률에 의한 콘크리
트 원통 팽창의 상수 C_ν를 도입 시 ϵ_{r,ν}는 다음과 같다.

$$\epsilon_{r,\nu} = -C_{\nu}\nu_s \frac{\delta}{l_t} \tag{식 2.36}$$

 ν_s ; Poisson's ratio

따라서 강연선 인발 시 슬립 δ 가 발생했을 때 정착길이가 l_t 라면 반경 방향 변형률 (ϵ_r) 은 δ/l_t 값에 비례한다고 볼 수 있다. 강연선 인발 시 전체 반경 방향 변형률 $(\epsilon_{r,total})$ 은 $\epsilon_{r,mech}$ 와 $\epsilon_{r,\nu}$ 의 합으로 구해지므로 다음과 같 다.

$$\epsilon_{r,t\,otal} = (C_{mech} - C_{\nu}\nu_s)\frac{\delta}{l_t} \tag{4} 2.37$$

단, 제 3장의 강연선 인발 실험 해석에 있어 [그림 3-5]과 같이 슬립 값은 자유단에서 가장 크고 자유단에서 멀어질수록 감소하여 각 위치에 서 동일하지 않다. 따라서 반경 방향 변형률은 δ/l_t 대신 슬립 값을 강연 선의 정착길이에서 자유단으로부터의 거리(x)를 제외한 (l_t-x)로 나눈 δ/(l_t-x)에 비례한다고 가정하는 것이 더 합리적이라고 판단된다. 또한 인발 실험에서는 강연선의 인장력을 측정 가능하므로 인장력에 의한 강 연선 단면 축소는 슬립 값을 고려하는 대신 강연선의 응력 $(f_{p,x})$ 를 직접 적용하여 해석 가능하다. 따라서 (식 2.37)를 다시 정리하면 다음과 같다.

$$\epsilon_{r,t\,otal} = C_{mech} \times \frac{\delta}{l_t - x} - \nu_p \times \frac{f_{p,x}}{E_p} \tag{2.38}$$

따라서 (식 2.38)을 통해 강연선 인발 실험 시 강연선의 슬립 및 응력 값으로부터 강연선의 길이 방향 팽창 값을 계산한다면, 다시 제3 절에서 해석한 Concrete Confinement Model의 부착응력 - 반경 방향 팽창 관계 를 이용하여 강연선에 작용하는 콘크리트 실린더의 구속 응력을 구할 수 있다.

제 3 장 기존 실험 결과를 이용한 해석 모델 검증

제 1 절 실험 요약

제 2장에서는 강연선과 주변 콘크리트 실린더의 역학적 거동을 이용한 Concrete Confinement Model을 구성하고 강연선 인발 시 콘크리트의 구 속 응력 분포를 구하는 방법을 기술하였다. 제 3장에서는 긴장되지 않은 강연선에 대한 인발 실험을 실시한 기존 문헌의 실험결과와 Concrete Confinement Model을 이용한 해석결과의 정합성을 확인하고 해석 모델 을 검증하고자 한다.

국내에서 PC 슬래브는 공장에서 제작되고 현장으로 운송되어 설치된 후 [그림 3-1]과 같이 현장타설 콘크리트를 이용하여 일체화되는 복합화 공법으로 시공되는 것이 일반적이다. 복합화 공법에서는 PC 슬래브 부재 들을 일체화시키기 위해 이형철근이 보강재로서 PC 슬래브 상부에 배근 되고 현장타설 콘크리트가 타설된다. 복합화공법의 보강재로서 이형철근 대신 강연선의 사용도 가능하다고 사료되나 강연선을 이용한 복합화공법 의 부재 일체화에 대해서는 아직 합리적인 설계방법이 규정되어 있지 않 다. 따라서 긴장되지 않은 강연선의 보강재로서의 특성을 알아보기 위한 인발 실험이 하상수(2008) 및 노삼영 외 (2012)에서 실시되었다.



[그림 3-1] 프리캐스트 콘크리트 복합화공법 시공 사례

하상수(2008)에서는 강연선이 긴장된 상태로 콘크리트 부재 내에 매입 되는 프리텐션 방식과 달리 긴장되지 않은 상태로 강연선이 매입된 실험 체에 대한 인발 실험을 실시하였다. 실험체별로 강연선 직경, 묻힘 길이, 콘크리트 피복을 다르게 하여 실험을 수행하였고 이를 통해 강연선의 평 균 부착응력을 측정하였다.

실험 결과 강연선 주변 콘크리트 피복이 증가함에 따라 강연선과 콘크 리트의 경계면의 최대 부착응력이 증가하여 강연선의 인발에 대한 콘크 리트의 구속 효과가 증가하는 것으로 나타났는데, 이는 피복두께가 증가 할수록 구속 효과가 증가하는 Concrete Confinement Model과 동일한 경 향성이다. 그러나 하상수(2008)의 연구에서는 매입 강연선의 각 위치에서 의 변형률과 응력을 측정하지는 않았고 강연선의 인발 시 부착 메커니즘 을 제시하지 않았다.

노삼영 외 (2012)에서는 프리캐스트 콘크리트 부재 상부에 배근된 강 연선을 이용하여 부재 간 일체화가 가능한지를 확인하기 위하여 하상수 (2008)와 유사하게 긴장되지 않은 강연선을 매입한 실험체에 대하여 인 발 실험을 실시하였다. 노삼영 외 (2012)은 일부 실험체에 대하여 등분포 로 스트레인게이지를 부착하여 변형률, 미끄러짐, 부착응력 값을 측정하 였고 실험 결과는 인발 실험 시 하중 증가에 따른 매입 강연선 및 콘크 리트의 거동을 보여주고 있다.

실험 결과 최대 슬립은 자유단에서 발생하였고 자유단에서 멀어짐에 따라 점차 슬립이 감소하였다. 인장하중이 증가함에 따라 최대 슬립 값 이 증가하였고 최대 부착응력이 발생하는 지점은 자유단에서 멀어지는 경향이 있었다. 자유단에서 최대 부착응력이 발생하는 지점 근처까지의 일정 거리는 인장하중과 관계없이 3MPa 정도의 일정한 부착응력 값을 보였다.

실험체는 U형 PC 부재 상부에 강연선을 놓고 타설하는 Half PC 실험 체와 긴장되지 않은 강연선을 매입한 RC 실험체, 긴장된 강연선을 매입 한 PS 실험체가 있는데, 본 연구에서는 타설 경계면 및 프리스트레스가 없어 Concrete Confinement Model의 적용이 용이한 RC 실험체를 기준 으로 모델의 검증을 수행한다.



[그림 3-2] 노삼영 외 (2012, pp8)의 RC 실험체 상세

[丑	3-1]	노삼영	외	(2012)의	실험체	재료특성
----	------	-----	---	---------	-----	------

구분	항목	내용	
	$A_s(mm^2)$	98.7	
strand	$E_s(MPa)$	193700	
(ϕ 12.7)	$f_y(MPa)$	1701	
	$f_u(MPa)$	1860	
	${f}_{ck}(MPa)$	23.6	
concrete	$E_c(MPa)$	28844	

제 2 절 수치해석 모델

제 2장에서 구성된 Concrete Confinement Model을 강연선의 인발 실 험 결과 해석에 적용하기 위해서는 강연선의 슬립 값에 따른 부착응력을 구할 필요가 있다. Wang et al.(2022)에서는 콘크리트에 매입된 강연선의 기계적 거동에 의한 부착 모델을 구성한 후 (식 3.1)의 fib Model Code 2010의 부착응력-슬립 관계에 따라 강연선의 부착거동 해석 결과를 재구 성하여 인발 실험 시 슬립량에 따른 부착거동을 해석하였다.

$$\tau_{b} = \begin{cases} \tau_{bmax} \times (s/s_{1})^{\alpha} & 0 \le s \le s_{1} \\ \tau_{bmax} & s_{1} \le s \le s_{2} \\ \tau_{bmax} - (\tau_{bmax} - \tau_{bf})(s - s_{2})/(s_{3} - s_{2}) s_{2} \le s \le s_{3} \\ \tau_{bf} & s_{3} \le s \end{cases}$$
 (A) 3.1)

노삼영 외 (2012)에서는 강연선 인발 실험 결과를 이용하여 부착응력-슬립 관계를 fib Model Code 2010의 (식 3.1)과 유사한 방법으로 구성하 여 강연선의 정착거동을 해석하고 실험 결과와 비교하였다.

Wang et al.(2022) 및 노삼영 외 (2012)의 경우처럼 (식 3.1)의 부착응 력-슬립 관계를 이용하여 강연선 인발 거동을 해석할 경우 제 2장에서 구성한 Thick Walled Cylinder Model과 별개로 최대 부착응력 (maximum bond stress)과 잔존 부착응력(residual bond stress) 값을 슬 립 값에 따라 재구성하게 된다. 도출된 부착응력-슬립 관계는 Thick Walled Cylinder Model의 강연선과 콘크리트의 적합조건과 별개로 구성 되었으므로 도출된 부착응력-슬립 관계를 이용하여 각 위치에서 콘크리 트 실린더의 균열 발생을 직접적으로 해석하는 것은 불가능하다.

본 연구에서는 Thick Walled Cylinder Model을 이용하여 콘크리트 실

린더의 균열 발생 및 균열 방지 효과를 확인할 필요가 있으므로 부착응 력-슬립 관계를 (식 3.1) 따라 재구성하지 않고 제 2장에서 제시된 대로 Concrete Confinement Model과 강연선 슬립량 및 인장응력에 따른 반경 방향 팽창에 대한 가정을 이용해 구하고자 한다.

강연선 인발 실험 시 실험체의 각 단면에서는 [그림 3-3]과 같이 힘의 평형에 따라 콘크리트 단면에 강연선의 인장력과 같은 크기의 압축력이 작용하게 된다. 인장력에 의한 강연선의 신장과 압축력에 의한 콘크리트 의 수축 효과가 누적되게 되면 단면에 슬립이 발생하게 된다. 이때 콘크 리트의 유효 단면적($A_{c,ef}$)은 fib Model Code 2010및 Eurocode 2에 따라 한변의 길이를 $6d_b$ 로 하여 다음과 같이 적용하였다.

 $A_{c,ef} = 36d_p^2$

(식 3.2)



[그림 3-3] 콘크리트 및 강연선 단면의 작용 응력

강연선의 인발 시 발생하는 반경 방향 팽창은 제 2.4절에서 언급한 대 로 슬립 값을 강연선의 정착길이로 나눈 값에 비례한다고 볼 수 있다. Steensels et al.(2017)에서는 Concrete Confinement Model을 이용하여 프리텐션 방식으로 제작된 콘크리트 부재의 정착길이를 산정하기 위하여 반경 방향 팽창이 강연선의 슬립에 비례한다고 가정하였으나 본 연구에 서는 제 2.4절에서 다음과 같이 가정하였다.

$$\epsilon_{r,t\,otal} = C_{mech} \times \frac{\delta}{l_t - x} - \nu_p \times \frac{f_{p,x}}{E_p} \tag{4} 3.3$$

강연선의 인발에 대한 수치해석은 실험체를 일정한 간격(*l*₁)으로 분할한 뒤 Step-by-Step Integration을 수행하여 해석 가능하다. 본 연구에서 사 용한 Step-by-Step Integration의 알고리즘은 다음과 같다.

n		2	1	
$\sigma_{rn} = f(\epsilon_{sn})$ $\Delta P_n = \pi \times d_p \times \mu \times \sigma_{rn}$	concrete	$\sigma_{r2} = f(\epsilon_{s2})$ $\Delta P_2 = \pi \times d_p \times \mu \times \sigma_{r2}$	$\sigma_{r1} = f(\epsilon_{s1})$ $\Delta P_1 = \pi \times d_p \times \mu \times \sigma_{r1}$	
$P_{n+1} = P_n - \Delta P_n$	strand	$P_3 = P_2 - \Delta P_2$	$P_2 = P_1 - \Delta P_1$	
$\epsilon_{sn} = P_n/(A_p E_p)$		$\epsilon_{s2} = P_2/(A_p E_p)$	$\epsilon_{s1} = P_1/(A_p E_p)$	
$\epsilon_{cn} = -P_n/(A_c E_c)$ $\Delta s_n = (\varepsilon_{sn} - \varepsilon_{cn}) \times l_n$ $s_{n+1} = s_n - \Delta s_n$		$\epsilon_{c2} = -P_2/(A_c E_c)$ $\Delta s_2 = (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{c2}) \times l_2$ $s_2 = s_2 - \Delta s_2$	$\epsilon_{c1} = -P_1/(A_c E_c)$ $\Delta s_1 = (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{c1}) \times l_1$ $s_2 = s_1 - \Delta s_2$	

[그림 3-4] Step-by-Step Integration 알고리즘 적용을 위한 segment 분절

1단계 : 강연선과 콘크리트의 경계면에서의 부착계수 μ 값을 가정한다. 2단계 : 자유단(free end)에서 측정된 슬립 값에 대해 $\epsilon_r - \sigma_r(r_i)$ 관계에

따른 $f(\epsilon_r)$ 값을 구하고 해당 segemnt의 부착력

 $\Delta P_1 = \pi \times d_p \times \mu \times f(\epsilon_r)$ 을 구한다.

3단계 : 두 번째 segment에 가해지는 힘 $P_2 = P_1 - \Delta P_1$ 를 구한다.

4단계 : 강연선의 변형률 $\epsilon_{s1} = P_1/A_p E_p$ 및 콘크리트의 변형률

 $\epsilon_{c1} = -P_1/A_c E_c$ 를 구한다.

5단계 : 첫 번째 segment의 슬립 변화값 $\Delta s_1 = (\epsilon_{s1} - \epsilon_{c1}) \times l_1$ 을 구한다. 6단계 : 두 번째 segment의 슬립 값 $s_2 = s_1 - \Delta s_1$ 을 구한다.

첫 번째 segment에 대해 1단계에서 6단계 까지의 계산이 완료된 이후 에는 다음 segment에 대해 계산이 반복된다. Step-by-Step Integration 에서는 슬립이 감소하여 0에 도달하는 지점까지 계산이 반복되고 각 segment의 강연선 변형률, 콘크리트 변형률, 슬립 값, 부착응력 값을 구 하게 된다. 슬립이 0이 되는 지점에서 강연선과 콘크리트의 변형률이 0 에 수렴하지 않는 경우 부착계수 값을 변경하여 해석을 다시 진행한다. 강연선 변형률, 콘크리트 변형률, 슬립 값이 모두 0에 수렴할 때의 부착 계수 값을 해당 실험의 부착계수 값으로 보고 이때의 Concrete Confinement Model에 따른 부착응력 분포를 얻었다. Step-by-Step Integration에 의한 수치해석은 MATLAB을 이용하여 수행되었다.

제 3 절 해석 결과와 실험 결과의 비교

본 절에서는 Concrete Confinement Model에 의해 유도된 구속 응력-반경 방향 팽창률 관계와 강연선 인발 시 슬립 값에 따른 반경 방향 팽 창률 관계를 이용하여 제 2.3절에서 제시된 Step-by-Step Integration 알 고리즘에 따른 수치해석을 수행하고 노삼영 외 (2012)의 실험결과와 해 석결과의 비교를 수행한다.

노삼영 외 (2012)에서 RC 실험체 (RC12-RC-85D)에 대해 인발 실험을 실시하며 강연선의 변형률, 콘크리트의 변형률, 슬립 값, 부착응력을 측 정한 결과는 [그림 3-5]와 같다.



[그림 3-5] 노삼영 외 (2012, pp9)의 (RC12-RC-85D) 인발 실험 결과

인장하중	최대 슬립	최대부착응력	정착길이	최대 부착응력
(KIN)	(mm)	(Mpa)	(mm)	털생 취지 (mm)
72.5	0.7	3.1	500	200
115.1	2.1	4.1	800	500
140.1	3.6	4.5	1000	700

[표 3-2] 노삼영 외 (2012)의 (RC12-RC-85D) 인발 실험 결과 요약

본 연구에서는 노삼영 외 (2012)의 (RC12-RC-85D) 실험체의 재원에 따라 Step-by-Step Integration 알고리즘 해석을 수행하였고 강연선의 변형률, 콘크리트의 변형률, 슬립 값, 부착응력을 [그림 3-6]과 같이 해석 적으로 구하였다. 이때 x=0인 지점이 자유단을 의미하고, 정착길이는 자유단에서부터 슬립(또는 부착응력) 값이 0이 되는 지점까지의 거리를 의미한다.





인장하중 (kN)	· 팽창계수 (C ,)	부착계수	정착길이 (mm)	최대 부착응력 박생 위치(mm)
70.5		0.617	400	
	1.5	0.617	480	30
115.1	1.5	0.645	800	230
140.1	1.5	0.714	1000	390

[표 3-3] Concrete Confinement Model에 의한 인발 실험 해석 결과 요약

본 연구에서는 노삼영 외 (2012)의 실험과 동일한 조건으로 Concrete Confinement Model을 구성하여 [그림 2-11]의 구속 응력 - 반경 방향 팽창률 관계를 얻었다. 그리고 강연선의 슬립 값에 따른 반경 방향 팽창 률 관계를 구하기 위해 팽창계수(*C_{mech}*) 값을 1.5로 가정하고 부착계수 (μ) 값을 변화시키며 Step-by-Step Integration 수치해석을 수행하여 정 착길이에서 강연선의 변형률, 콘크리트의 변형률, 슬립 값, 부착응력이 모두 0에 수렴하는 부착계수 값을 산정하였다.

이때 정착길이에서 강연선 및 콘크리트의 변형률도 동시에 0에 수렴하는 부착계수는 각 경우마다 하나씩 존재하였으며 그 값은 [표 3-3]과 같이 인장하중 값이 증가함에 따라 증가하는 경향을 보여서 인장하중이 72.5kN인 경우 0.617, 인장하중이 115.1kN인 경우 0.645, 인장하중이 140.1kN인 경우 0.714였다.

해석결과 인장하중이 115.1kN 및 140.1kN인 경우 부착응력은 자유단 근처에서는 일정 값을 유지하며 자유단에서 일정 거리 떨어진 지점에서 최대 부착응력이 발생하여 [그림 3-5] (d)의 부착응력 분포와 유사한 경 향을 나타내었다. 자유단 근처에서의 부착응력 해석 값은 대략 2MPa으 로 대략 3MPa의 실험값과 차이가 있었다. 인장하중이 72.5kN인 경우에 는 해석 시 자유단 근처에서 6MPa 이상의 부착응력 값을 보였는데 3MPa 정도의 부착응력 값을 보인 실험결과와 차이가 있었다.

해석 결과 인장 하중이 증가함에 따라 최대부착응력 발생 위치는 자유 단에서 멀어져서 [그림 3-5] (d)의 부착응력 분포와 유사한 경향을 나타 냈다. 그러나 해석에 의한 최대 부착응력 발생 위치는 실험값보다 작은 값을 가졌다.

노삼영 외 (2012)의 실험 결과는 10개의 위치에서만 변형률과 부착응 력을 측정하였으므로 최대 부착응력 발생 지점 및 최대 부착응력을 정확 히 확인하기에는 한계가 존재한다. 그러나 Concrete Confinement Model 을 이용한 해석에 따른 부착응력 분포는 실험결과와 유사한 경향을 보였 으며 인장하중 증가에 따라 최대 부착응력이 증가하는 경향을 설명 가능 하였다. 또한 정착길이에서 슬립 값 외에도 강연선과 콘크리트의 변형률 도 0으로 동시에 수렴하여 합리적인 역학적 거동을 보여주었다.

Step-by-Step Integration 알고리즘을 이용하여 강연선의 인발 거동을 해석한 Wang et al.(2022)에서는 실제 실험에서 측정된 슬립 값을 이용 하여 해석을 진행하지 않고 Step-by-Step Integration 알고리즘을 만족 시키는 슬립 값을 가정을 통해 결정했다. 반면 본 연구에서는 Concrete Confinement Model을 이용하여 강연선 주변 콘크리트의 반경 방향 팽창 관계를 구한 뒤 실제 실험에서 측정된 인장하중과 슬립 값을 이용하여 Step-by-Step Integration 알고리즘을 만족시키는 부착계수 값을 결정하 였다.

또한 노삼영 외 (2012)에서는 강연선 인발 실험값을 이용하여 부착응 력-슬립 관계를 구성하고 Step-by-Step Integration 알고리즘을 이용하 여 실험 결과를 해석하였는데 강연선과 주변 콘크리트의 거동을 설명하 는 Thick Walled Cylinder Model을 구성하지는 않았으므로 제 4장에서 수행할 강연선 주변 보강재 매입에 의한 콘크리트 원통의 구속 효과 증 가 확인에 적용이 불가능하다는 한계가 존재한다.

단, 본 연구에서는 (식 2.40)의 강연선의 인장에 의한 콘크리트 실린더 의 팽창계수(C_{mech})를 결정하는 과정에서 정량적인 분석이 없이 계수를 1.5로 정하였다는 한계가 존재하였다. 팽창계수가 증가하는 경우 [그림 3-6] (d)의 부착응력 분포에서 부착계수 값과 최대 부착응력 위치가 증 가하는 경향이 있었고, 팽창계수가 감소하는 경우 부착계수 값과 최대 부착응력 발생 위치가 감소하는 경향이 있었다. 본 연구에서는 실제 부 착응력 분포 곡선과 유사한 형상을 가지는 경우로서 팽창계수를 1.5로 제시하였다.

해석결과는 실험값보다 최대 부착응력 값이 더 크고 최대 부착응력 발 생위치가 자유단에 더 가까운 경향을 나타내었는데, 이는 강연선 인발 실험 과정에서 이미 균열이 발생한 경향을 해석 모델이 반영하지 못하기 때문으로 보인다. 즉, 하중이 증가하는 중 이미 균열 단계(stage 3)에 다 다른 구간은 콘크리트 실린더 전체 단면의 균열이 발생하고 그 영향은 인근 콘크리트 실린더 segment에도 미칠 것으로 판단된다. 본 연구에 사 용된 모델은 인장하중의 증가에 따라 이전 단계에서 발생된 하중의 영향 을 고려하지는 못하므로 자유단에 가까운 쪽 콘크리트의 구속 효과를 과 대 평가하고 이에 따라 최대 부착응력 값이 증가하고 최대 부착응력 발 생위치가 자유단에 더 가깝게 해석되는 것으로 판단된다.

따라서 인장하중의 증가에 따라 이미 발생한 균열이 다음 단계의 해석 에 미치는 영향을 고려하여 해석된다면 최대 부착응력 값은 인근의 균열 을 고려하여 감소되고 최대 부착응력의 발생위치도 자유단에서 좀 더 멀 어져서 실제 실험결과와 더 유사한 해석결과가 도출될 것으로 판단된다. 보완연구를 통해 각 단면에서 반경 방향 및 둘레 방향의 거동 외에도 길

- 54 -

이 방향 거동을 고려한 해석을 수행한다면 강연선의 인발 실험 결과와 더 유사한 해석 결과를 얻을 수 있을 것이다.

제 4 장 우각부 보강 효과 확인 실험

제 1 절 실험체 계획

제 2장에서 Concrete Confinement Model을 구성한 후 제 3장에서 Step-by-Step Integration 알고리즘에 의한 해석을 수행하여 강연선 인 발 실험의 부착 거동을 해석하였다. 본 연구에서 사용한 Step-by-Step Integration 알고리즘은 인발 실험 시 슬립 값과 인장하중이 측정되면 그 때의 부착응력 분포를 얻을 수 있어 강연선 인발 실험의 부착응력 분포 해석에 적합하였다.

제 4장에서는 우각부 균열 발생 시 균열면을 가로지르도록 배치된 보 강재의 보강 효과를 확인하기 위해 실시한 실험에 대해 기술하였고, 실 험 결과의 해석을 위해 제 2장에서 제시된 Concrete Confinement Model 에 보강재의 영향을 반영하는 수정 Concrete Confinement Model을 유도 하여 우각부 균열에 대한 보강재 매입의 효과를 확인하였다.

실험체 형상은 [그림 4-1]과 같이 실제 건축 현장에서 사용되는 역리 브형 PC 슬래브의 단위 리브를 이용하여 도출되었다. 각 실험체는 [그림 1-1]과 같이 강연선 주변으로 직각의 우각부가 존재하여 강연선 인발 실 험 시 바깥쪽 강연선에서 우각부까지 균열이 발생하도록 계획되었다.

내부에는 긴장되지 않은 3-φ12.7 강연선이 매입되었고 하부 고정판과 실험체는 9-SHD10(500MPa) 철근으로 연결되었다. 실험체 상부면으로는 3-φ12.7 강연선이 470mm 돌출되어 있고 액츄에이터와 강연선의 연결 시 연결판 하부면과 실험체 상부면이 300mm 이격되도록 하여 강연선 인발 실험 중 상부면의 균열 발생을 육안으로 확인할 수 있도록 계획되 었다. 각 실험체의 세부 치수는 [그림 4-2]에 제시되었다.

실험 수행 중에는 각 실험체 이름을 PS31~PS34로 하였으나 여기서는 대응되는 각 실험체의 이름을 PS-NON, PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID, PS-MESH로 표기하였다.



 (a) 역리브형 PC 슬래브 형상
 (b) 단위 리브 실험체 형상 도출

 [그림 4-1] 강연선 인발 실험체 형상 도출



1000

(b) PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID 실험체 규격
 [그림 4-2] 강연선 인발 실험체 치수 (계속)



(d) 각 실험체 입면 규격[그림 4-2] 강연선 인발 실험체 치수

실험의 주요 변수는 우각부 균열에 대한 매입 보강재로서 [표 4-1]과 같이 보강재가 계획되었다. PS-NON 실험체는 별도의 우각부 균열 방지 용 보강재가 매입되지 않은 경우이다. PS-3DP-VOID는 3D 프린팅 방식 으로 제작된 보강재의 내부에 중공이 존재하는 경우이고 PS-3DP-SOLID 는 3D 프린팅 방식으로 제작된 보강재 내부에 중공이 존재하지 않는 경 우로서 PS-3DP-VOID 실험체와 내부 중공 유무에 따른 보강 효과를 비 교하기 위해 계획되었다. PS-MESH는 메탈라스(metal lath) 철근망을 이 용하여 우각부를 보강한 실험체이다.

[표 4-1]	실험체별	우각부	보강제	ł
---------	------	-----	-----	---

실험체명	매입 강연선	보강 방법	비고
PS-NON	3-\$\$\phi_12.7\$	우각부 무보강	_
PS-3DP-VOID	3-\$\$\phi_12.7\$	3D 프린팅, 중공	정착용 볼트 연결
PS-3DP-SOLID	3-\$\$\phi_12.7\$	3D 프린팅, 채움	정착용 볼트 연결
PS-MESH	3-\$\$\phi_12.7\$	메탈라스	_

강연선 인발 시 우각부 균열은 [그림 1-1]과 같이 바깥쪽 강연선에서 피복이 가장 얇은 오목부를 향해 진전될 것이 예상되었으므로 각 보강재 는 [그림 4-2] (b), (c) 와 같이 균열면을 가로지르는 방향으로 매입되었 다. 이때 보강재의 형상은 PC 부재의 생산 과정상 매입에 적합하도록 'ㄴ'자로 계획되었다. 3D 프린팅 재질 보강판의 두께는 4mm이며 길이는 실험체 길이와 동일하게 300mm이다. 3D 프린팅 재질의 규격은 [그림 4-3]과 같다.



(a) PS-3DP-VOID 보강체(b) PS-3DP-SOLID 보강체[그림 4-3] PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID 보강재 형상

PS-3DP-VOID와 PS-3DP-SOLID 실험체의 3D 프린팅 재질 보강재는 콘크리트와 부착 형성이 부족할 우려가 있어 [그림 4-4]와 같이 정착용 볼트가 연결될 수 있는 홈을 제작 후 정착용 볼트를 연결하여 콘크리트 내부에 매입하였다. 정착용 볼트는 우각부 균열 발생면을 가로지르지 않 으므로 본 실험의 우각부 균열 발생 및 균열방지 효과 확인에는 영향을 주지 않을 것으로 판단되었다.



 (a) 정착 볼트 연결 형상(상부면)
 (a) 정착 볼트 연결 형상(하부면)

 [그림 4-4] PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID 정착 볼트 연결 형상

가력용 액츄에어터의 재원은 최대하중 500kN, 최대변위 300mm이다. 강연선과 액츄에이터를 연결하여 각 실험체에 매입된 3개의 강연선을 동 시에 긴장시키기 위해 별도의 연결판이 제작되었고, [그림 4-5]와 같이 강연선을 연결판 상부에 배럴 앵커를 이용해서 정착시켰다. 하상수(2008) 의 실험 결과를 참고하여 강연선과 콘크리트의 평균 부착응력은 2MPa로 예측되었고 예상 최대 인장하중은 100kN으로 산정되었다.


[그림 4-5] 실험체-액츄에이터 연결판 내 강연선 정착

실험체의 제작에 사용된 재료의 특성은 다음과 같다.

[표 4-2] 실험체 제작 재료 특성

구분	항목	내용	
strand (ϕ 12.7)	$A_p(\text{mm}^2)$	98.7	
	$E_p(\mathrm{MPa})$	193700	
	$f_{py}({ m MPa})$	1701	
	${f}_{pu}({ m MPa})$	1860	
	${f}_{ck}({ m MPa})$	33.7	
concrete	$E_c({ m MPa})$	28500	

실험체는 두께 500mm의 실험체 고정용 하부판을 제작한 후 거푸집을 하부판 상부면에 설치하고, 거푸집 내부에 보강재 및 강연선을 매입 후 타설하여 제작되었다. 실험체 제작의 주요 과정은 [그림 4-5]에 제시되었 다.



(a) 거푸집 제작

(b) 하부판 제작



(c) 콘크리트 타설

(d) 양생

[그림 4-6] 실험체 제작 과정

강연선 인발 실험은 2021년 09월 24일 한양대학교 ERICA 캠퍼스 내 초대형구조실험동에서 이루어졌다. 액츄에이터를 이용한 실험체 가력은 [그림 4-6]과 같이 수행되었다.

[그림 4-7] 실험체 가력 계획



(a) 실험체 가력 형상(전면부)



제 2 절 실험 결과

각 실험체에 대해 강연선 인발 실험을 수행하면서 슬립 값 및 균열의 발생을 확인하였다. 각 실험체에서 인장하중의 70~80% 수준의 하중에 서 처음으로 균열이 발생하는 것이 관찰되었다. PS-3DP-SOLID 실험체 를 제외한 나머지 실험체에서 우각부 균열의 발생이 확인되었는데, 우각 부 균열은 자유단(free end)에서 시작되어 변위 값이 증가함에 따라 자유 단 반대편으로 점차 진전되었다. PS-3DP-SOLID 실험체는 보강재가 표 면을 덮고 있어 우각부 균열의 진전이 확인되지는 않았다.



[그림 4-8] PS-NON 실험체의 우각부 균열 발생





(d) PS-NON(후면)

(c) PS-NON(후면)

(e) PS-3DP-VOID(전면)

(h) PS-3DP-VOID(후면)

[그림 4-9] 강연선 인발 실험 균열 발생 결과 (계속)

[그림 4-9] 강연선 인발 실험 균열 발생 결과

실험체 상부면에서 관찰한 균열의 형상은 [그림 4-9]와 같다. PS-NON,

PS-3DP-VOID, PS-3DP-SOLID의 경우 [그림 2-1]의 den Uijl(1983)에 서 정의된 위험 경로(critical path)와 동일하게 강연선 사이 연결선 및 가장 바깥쪽 강연선에서 콘크리트 피복까지 가장 가까운 대각선 방향 연 결선의 형상을 가지고 있었다. 반면 PS-MESH 실험체의 경우 보강재가 콘크리트 표면에 매입되지 않고 콘크리트 내부에 매입되어 있으므로 메 탈라스 매입 위치 주변으로 균열이 발생하였다.

(c) PS-3DP-SOLID(d) PS-MESH[그림 4-10] 강연선 인발 실험 상부면 파괴 형상

구분	PS-NON	PS-3DP-VOID	PS-3DP-SOLID	PS-MESH
최대하중	96.3 kN	106.1 kN	104.0 kN	103.3 kN
최대하중 시 변위	0.43 mm	1.17 mm	0.28 mm	0.56 mm

[표 4-3] 강연선 인발 실험 최대 인장하중-변위 관계

각 실험체의 인장하중-변위 관계는 [그림 4-10] 및 [그림 4-11]와 같 고 실험 결과를 요약한 결과는 [표 4-3]와 같다. 변위가 증가함에 따라 인장 하중이 증가하였고 최대하중에 도달한 이후 인장하중이 점차 하락 하는 취성적인 거동을 보였다. PS-NON 실험체 기준으로 PS-3DP-VOID 실험체의 최대하중은 10.2% 증가하였으며, PS-3DP-SOLID 실험체의 최대하중은 8.0%, PS-MESH 실험체의 최대 하중은 7.3% 증가하였다.

PS-3DP-VOID 실험체는 최대하중이 가장 크게 나타났고 최대하중 도 달 이후에도 PS-NON 실험체에 비해 높은 인장하중을 나타냈다. 반면 PS-3DP-SOLID 실험체는 PS-NON 실험체에 비해 높은 인장하중이 나 타났지만 최대하중 도달 이후에는 PS-NON 실험체와 거의 동일한 거동 을 나타냈다. PS-3DP-VOID 실험체는 내부 중공의 존재로 인해 균열의 진전 시에도 콘크리트와 부착이 유지되어 보강 효과가 일부 지속되었지 만, PS-3DP-SOLID 실험체는 내부 중공이 없어 균열 진전 시 콘크리트 와 부착이 유지되지 않아 보강 효과가 지속되지 않음을 알 수 있었다. PS-3DP-SOLID가 PS-3DP-VOID 실험체보다 강도가 더 높음에도 보강 효과는 더 낮았으므로 우각부 균열에 대한 보강재는 자체 강도보다도 내 부 중공의 형성을 통한 콘크리트와의 일체화가 더 중요하였다.

PS-MESH 실험체는 최대하중의 증가 효과도 있었지만 변위가 증가하

여도 인장하중이 천천히 하락하는 연성적인 거동을 보였다. 최대 변위가 2mm까지 증가하여도 인장하중은 10% 정도의 하락만 발생하였다. PS-MESH 실험체는 메탈라스 자체의 연성(강재)과 내부 중공으로 인한 콘크리트와의 부착 유지로 인해 콘크리트의 균열 진전을 효과적으로 방 지하는 것으로 보인다.

강연선 인발 시 콘크리트 실린더에 발생한 균열은 강연선 주변 콘크리 트의 구속 효과를 감소시켜 인장하중을 감소시킨다. 반면, PS-MESH와 같이 우각부 균열 발생면을 가로질러 보강재를 매입 시 균열의 진전을 방지하여 콘크리트의 구속 효과를 유지시키고 강연선 인장하중 값이 유 지됨을 확인하였다. 우각부 균열의 진전을 방지하는 보강재로는 연성적 인 거동을 보이는 강재로 구성된 메탈라스가 적합하였다.

제 3 절 실험 결과 해석

4.3.1. 균열 발생 방지 모델

제 4.1절에서는 우각부 보강 효과 확인을 위한 실험체 계획을, 제 4.2 절에서는 강연선 인발 실험의 결과를 기술하였다. 본 절에서는 제 4.2절 의 실험결과를 이용하여 우각부 보강재 매입의 균열에 대한 보강 효과를 확인하고자 한다. 이때 3D 프린팅 방식으로 제작된 보강재를 매입한 실 험체를 제외하고 PS-NON 실험체와 PS-MESH 실험체에 대해서만 비교 하였다.

[그림 4-13] (b)와 같이 콘크리트 실린더 내부에 팽창압력이 작용하면 콘크리트 실린더에는 둘레 방향 인장응력(σ_θ)가 작용하여 균열이 발생하 게 된다. PS-MESH 실험체와 같이 균열 발생면을 가로지르는 보강재가 매입된 경우 균열로 인한 콘크리트의 벌어짐이 발생하더라도 보강재의 강성으로 인해 구속력(F_c)이 발생하게 된다. 보강재의 구속력은 (식 4.1) 과 같다.

 $F_c = E_s \epsilon_s$

(식 4.1)

 E_p ; elastic modulus of mesh

 ϵ_s ; strain of mesh

이때 [그림 4-13] (b)와 같이 콘크리트 실린더에는 내부의 팽창압력 (σ_r)과 평형을 이루는 둘레 방향 인장응력(σ_θ)가 발생되며 콘크리트 실린 더의 파열력은 둘레 방향 인장 응력을 적분하여 구할 수 있다.

$$F_b = \int_{r_i}^{r_o} \sigma_\theta(r) dr \tag{4.2}$$

PS-MESH 실험체의 보강재 강도는 (식 4.3)과 같다. 이때 MESH 망 의 형상을 고려한다.

$$\phi V_n = \phi A_v f_y \tag{4.3}$$

따라서 균열 발생 시 (식 4.3)의 보강재의 강도 ϕV_n 이 (식 4.2)의 파열 력(F_b)보다 크다면 콘크리트의 인장강도를 무시하더라도 콘크리트 실린 더가 파열력에 저항 가능하다.

제 4.3절에서는 제 2.3절의 부분 균열 단계(stage 2)와 완전 균열 단계 (stage 3)에 대한 해석과 유사하게 각 단계에서 보강재에 의한 균열 방 지 효과 해석 모델을 기술하고자 한다.

4.3.2. 부분 균열 단계 (stage 2)

본 편에서는 제 2장에서 제시한 Thick Walled Cylinder Model을 이용 하여 강연선과 콘크리트의 부착응력으로부터 콘크리트 실린더의 응력을 구한다. 균열 발생 시 콘크리트 실린더의 균열 구역과 비균열 구역 각각 에 작용하는 내부 팽창 압력은 [그림 4-13] (a)의 σ_r(r_i) 및 σ_r(r_{cr})이다. 비균열 구역만 고려 시 내부 팽창 압력에 의한 콘크리트 실린더의 둘레 방향 인장 응력(σ_θ)는 [그림 4-13] (b)와 같다.

[그림 4-13] Thick Walled Cylinder Model의 응력 분포

(식 2.23)에 언급된 대로 부분 균열 단계 콘크리트 실린더의 전체 구속 응력(confinement radial stress)은 선형 탄성(linear elastic) 거동과 비선 형 거동(nonlinear)의 합으로 다음과 같이 구할 수 있다.

 $\sigma_r^{\mathrm{II}}(r_i) = \sigma_r^{L.E.}(r_i) + \sigma_r^{N.L.}(r_i) \tag{4.5}$

[그림 4-12] (b)의 비균열 구역 콘크리트 실린더의 둘레 방향 인장 응 력을 발생시키는 내부 팽창 압력은 균열 구역 콘크리트의 비선형 거동에 의한 구속 응력을 제외한 값이다. 따라서 비균열 구역 콘크리트의 구속 효과에 의한 내부 팽창 압력은 (식 4.6)과 같다.

$$\sigma_r^{N.L.}(r_i) = \frac{1}{r_i} \left(\int_{r_i}^{r_{cr}} \sigma_\theta(r) dr + E_s \epsilon_s \right) \tag{(A)} 4.7$$

(식 2.33)에 언급되었듯 부착응력은 구속 응력에 마찰계수를 곱한 값이 므로 $\sigma_r^{\Pi}(r_i)$ 은 부착응력 (τ) 을 부착계수 (μ) 로 나눈 값과 같다.

$$\sigma_r^{\Pi}(r_i) = \frac{\tau}{\mu} \tag{심 4.8}$$

식 (4.6)을 다시 정리하면, 균열 구역 콘크리트의 구속 효과를 제외한 비균열 콘크리트의 구속 효과에 의한 강연선과 콘크리트의 경계면에서의 팽창 압력은 다음과 같다.

$$\sigma_r^{L.E.}(r_i) = \frac{\tau}{\mu} - \frac{1}{r_i} \left(\int_{r_i}^{r_{cr}} \sigma_\theta(r) dr + E_s \epsilon_s \right) \tag{(A)} 4.9$$

비균열 구역 콘크리트 실린더의 내부 팽창 압력 $(\sigma_r(r_{cr}))$ 은 힘의 평형 조건에 따라 (식 4.10)과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_r(r_{cr}) = \frac{r_i}{r_{cr}} \times \sigma_r^{L.E.}(r_i) \tag{A10}$$

균열길이(r_{cr}) 바깥의 비균열 콘크리트 실린더는 제 2.3.1편의 선형탄성 거동을 하므로 둘레 방향 응력은 (식 2.6)과 유사하게 (식 4.11)으로 구할 수 있다.

$$\begin{split} \sigma_{_{\theta}}(r) &= \sigma_{r}(r_{cr}) \times \frac{1/r^{2} + 1/r_{o}^{2}}{1/r_{cr}^{2} - 1/r_{o}^{2}} \\ &= \frac{r_{i}}{r_{cr}} \times \sigma_{r}^{L.E.}(r_{i}) \times \frac{1/r^{2} + 1/r_{o}^{2}}{1/r_{cr}^{2} - 1/r_{o}^{2}} \\ &= \frac{r_{i}}{r_{cr}} \times \left[\frac{\tau}{\mu} - \left(\frac{1}{r_{i}} \int_{r_{i}}^{r_{cr}} \sigma_{\theta}(r) dr + E_{s} \epsilon_{s}\right)\right] \times \frac{1/r^{2} + 1/r_{o}^{2}}{1/r_{cr}^{2} - 1/r_{o}^{2}} \end{split}$$

비균열 구역 콘크리트 실린더의 둘레 방향 파열력의 크기는 (식 4.11) 의 둘레 방향 인장 응력을 적분하여 구할 수 있다.

$$F_b = \int_{r_{cr}}^{r_o} \sigma_\theta(r) dr \tag{4.12}$$

4.3.3. 완전 균열 단계 (stage 3)

완전 균열 단계에서도 부분 균열 단계와 유사한 방법으로 균열 방지 효과의 해석이 가능하다. 완전 균열 단계에서는 비균열 구역 콘크리트 실린더에 의한 팽창 압력이 존재하지 않는다. (식 4.5)에서 $\sigma_r^{L.E.}(r_i) = 0$ 인 경우이므로 팽창 압력은 (식 4.13)과 같다.

$$\sigma_r^{\text{III}}(r_i) = \sigma_r^{N.L.}(r_i) \tag{4.13}$$

균열 구역 콘크리트의 비선형 거동에 의한 콘크리트 실린더의 내부 팽 창 압력은 완전 균열 단계에서도 (식 4.7)과 같은 방법으로 구할 수 있 다.

$$\sigma_r^{N.L.}(r_i) = \frac{1}{r_i} \left(\int_{r_i}^{r_o} \sigma_\theta(r) dr + E_s \epsilon_s \right) \tag{(A)} 4.14$$

둘레 방향 파열력의 크기는 (식 4.15)와 같이 둘레 방향 인장 응력을 적분하여 구할 수 있다.

$$F_b = \int_{r_i}^{r_o} \sigma_\theta(r) dr = r_i \times \sigma_r^{N.L.}(r_i) - E_s \epsilon_s \tag{4.15}$$

우각부 균열의 방지 효과에 대해 명확히 기술하기는 어렵지만 여기서 는 보강재의 강도가 콘크리트 실린더의 파열력(F_b)보다 큰 경우 콘크리 트가 인장응력을 전혀 받지 못하더라도 보강재가 모든 파열력에 저항 가 능하므로 균열을 방지할 수 있다고 제시하고자 한다. 따라서 본 연구의 우각부 균열 방지 기준은 식 (4.16)과 같다.

$$\phi V_n = \phi A_v f_y > F_b \tag{(4.16)}$$

4.3.4. 콘크리트 실린더의 구속 응력

제 2장에서는 Concrete Confinement Model을 이용하여 콘크리트 실린 더의 반경 방향 팽창률에 따른 구속 응력을 구하였다. 본 편에서는 PS-NON 실험체 및 PS-MESH 실험체의 인발 실험 결과를 제 2.3절의 Concrete Confinement Model 및 제 4.3절의 수정된 Concrete Confinement Model을 이용하여 해석하고자 한다.

이때 $r_i = d_p/2 = 6.35mm$ 로 하였고 콘크리트 원통 중심부로부터 바깥까 지의 거리는 강연선 사이 최소 거리가 60mm임을 고려하여 $r_o = 30mm$ 로 하였다. 실험체의 재료 특성은 [표 3-1]과 동일하다. 메탈라스 보강재가 매입된 위치는 강연선 중심에서 25mm 떨어진 위치이다.

우각부에 별도의 보강재가 매입되지 않은 PS-NON 실험체를 Concrete Confinement Model로 해석한 결과는 [그림 4-14]와 같다. 또한 메탈라스 로 우각부를 보강한 PS-MESH 실험체를 수정된 Concrete Confinement Model로 해석한 결과는 [그림 4-15]와 같다. 해석 결과 부분 균열 단계 까지의 구속응력은 큰 차이가 없었다. 반면 균열 구역에서는 PS-NON 실험체는 2MPa 정도의 구속응력 값을 가졌지만 PS-MESH 실험체에서 는 구속응력이 3MPa 정도의 더 큰 값을 나타내었다. PS-MESH 실험체 에서는 균열 폭이 증가하여도 강재가 균열 벌어짐을 방지하여 콘크리트 의 구속 효과를 유지시키는 효과가 있음을 알 수 있었다.

[그림 4-15] 수정된 Concrete Confinement Model을 이용한 PS-MESH 실험체 해석 결과

4.3.5. 우각부 균열 방지 효과 분석

보장재 매입에 따른 우각부 균열 방지에 대한 판단 기준은 (식 4.16)에 제시되었다. 본 편에서는 [그림 4-14]의 PS-NON 실험체와 그림 [그림 4-15]의 PS-MESH 실험체의 반경 방향 팽창률에 따른 구속 응력 관계 를 이용하여 제 3장에서 수행한 Step-by-Step Integration을 수행하고, 강연선 주변 콘크리트의 우각부 보장에 따른 균열 방지 효과를 확인하고 자 한다.

PS-NON 실험체와 PS-MESH 실험체의 최대 인장하중-변위 관계는 [표 4-3]에 제시되었다. 제 3장과 동일한 방법으로 팽창계수(*C_{mech}*)를 1.5 로 가정한 뒤 Step-by-Step Integration을 만족시키는 부착계수(μ) 값을 찾았다. 이때 콘크리트의 유효 면적은 강연선 사이 거리 60mm를 고려하 여 강연선 주변으로 반지름이 30mm인 원으로 보았다. 인발 실험 결과를 이용한 해석 결과는 [그림 4-16]이고, 요약된 해석 결과는 [표 4-3]에 제 시되었다.

 $A_{c,ef} = \pi \times 30^2 \tag{(4)} 4.17$

[그림 4-16] 수정된 Concrete Confinement Model을 이용한 강연선 인발 실험 해석 결과

실험체명	팽창계수 (<i>C_{mech}</i>)	부착계수 (µ)	최대 부착응력 (MPa)	최대 부착응력 발생 위치 (mm)
PS-NON	1.5	0.28	3.0	270
PS-MESH	1.5	0.33	3.5	280

[표 4-3] Concrete Confinement Model에 의한 인발 실험 해석 결과 요약

PS-NON 실험체는 부착계수 값으로 0.28이 산정되었고 PS-MESH 실 험체는 부착계수 값으로 0.33이 산정되었다. 본 실험에 사용된 실험체의 전체 길이는 300mm이므로 일반적인 강연선의 정착길이보다 작다. 따라 서 인발 시까지 충분한 부착력을 발휘하지는 못해서 제 3장의 해석 결과 보다 부착계수가 작은 값을 보였다고 판단된다.

최대 부착응력은 PS-NON 실험체가 3.0MPa이고 PS-MESH 실험체가 3.5MPa로 해석되었다. 최대 부착응력 발생 위치는 PS-NON 실험체는 자유단에서 270mm 떨어져있고 PS-MESH 실험체는 자유단에서 280mm 떨어져서 큰 차이를 보이지 않았다.

(식 4.15)에 따라 PS-MESH 실험체의 단위 길이당 파열력 및 보강 강 도를 산정한 결과는 [그림 4-17]이다. 반경 방향 팽창률이 증가함에 따라 파열력의 크기는 감소하는 경향을 보였다. 보강재의 강도가 600MPa인 경우 전체 구간에서 보강재의 강도는 콘크리트 실린더의 파열력 이상이 었고, 보강재의 강도가 300MPa인 경우 반경 방향 팽창률이 0.0015 이상 인 구간에서 보강재의 강도가 콘크리트 실린더의 파열력 이상이었다.

제 5 장 결론

제 1 절 결과 및 고찰

본 연구에서는 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 강연선 주변 우각부에서 발생되는 "우각부 균열"의 발생 메커니즘과 균열 발생을 방지하기 위한 보장재 매입의 효과를 확인하였다. 강연선 인발 시 콘크리트의 팽창 거 동을 표현하기 위해 Thick Walled Cylinder Model을 이용한 모델링이 이루어졌으며, Concrete Confinement Model을 이용하여 콘크리트 실린 더의 팽창에 의한 구속응력을 산정하였다. 그리고 긴장되지 않은 상태로 매입된 강연선의 인발 실험 시의 거동을 Step-by-Step Integration 알고 리즘을 이용하여 해석하였다. 마지막으로 우각부 균열 발생 시 보강재 매입에 따른 균열 방지 효과를 확인하는 실험을 수행하고 수정된 Concrete Confinement Model을 이용하여 그 결과를 해석하였다.

본 연구의 주요 결과 및 의의는 다음과 같다.

 Concrete Confinement Model을 통해 긴장되지 않은 상태로 매입된 강연선의 인발 시 콘크리트 실린더의 반경 방향 팽창에 대한 구속효 과를 산정하였고, Step-by-Step Integration 수치해석을 통해 강연선 인발 실험의 인장 하중과 슬립량을 만족시키는 부착계수를 찾아내었 다. 부착계수는 인장하중이 커질수록 증가하는 경향을 보였고, 해석 결과는 실험 결과와 유사하게 인장하중이 증가함에 따라 최대 부착응 력이 증가하는 경향을 보였다. 본 연구에서 사용한 Step-by-Step Integration 알고리즘은 실제 강연선 인발 실험의 인장 하중 및 슬립 량을 이용하여 부착계수를 찾아내는 방법으로서, 슬립량을 가정하여 해석하는 기존 연구의 방법보다 합리적이다.

- 2. 본 연구의 해석 모델을 이용하여 긴장되지 않은 상태로 매입된 강연 선 인발 실험 결과에 대한 해석을 수행하였다. 해석 결과 인장하중이 증가할수록 최대 부착응력이 증가하고 최대 부착응력이 발생하는 지 점은 자유단에서 멀어지며, 자유단 근처에서는 일정한 부착응력이 유 지되는 동일한 경향성을 보였다. 그러나 해석 결과는 실험 결과보다 부착응력이 더 크고 최대 부착응력이 발생하는 지점이 자유단에 더 가까운 특성이 있었다. 이러한 차이는 본 연구의 해석 모델이 인장하 중을 증가시키는 과정에서 이전 단계에서 발생한 균열을 다음 단계에 서 고려하지 못하므로 자유단에 가까운 부분의 구속 효과를 과대 평 가하기 때문으로 생각된다. 따라서 인장하중의 순차적 증가를 고려하 여 이전 단계에서 발생한 균열의 효과를 반영하여 자유단 근처 콘크 리트의 구속효과를 감소시킨다면 강연선 인발 실험의 결과를 보다 정 밀하게 해석 가능하다고 판단된다.
- 3. 우각부를 보강한 프리캐스트 콘크리트 슬래브의 보강 효과를 확인하 기 위해 단위 역리브 형태의 실험체에 긴장되지 않은 강연선을 매입 후 강연선 주변에 보강 부재를 매입하여 인발 실험을 실시하였다. 실 험 결과 보강부재 매입에 의해 콘크리트의 구속효과가 증가하여 인장 하중 값이 증가하였다. 3D 프린팅 방식으로 제작된 보강재를 매입한 PS-3DP-VOID와 PS-3DP-SOLID 실험체에서는 보강재의 강성은 PS-3DP-SOLID가 컸지만 콘크리트와 부착 면적이 큰 PS-3DP-VOID

실험체가 더 높은 보강효과를 보였고, PS-3DP-SOLID는 균열 발생 이후 보강되지 않은 PS-NON 실험체와 거의 동일한 거동을 보였다. 우각부 균열에 대한 보강 부재로는 내부에 중공이 있는 부재가 적합 함을 알 수 있었다. 특히 메탈라스로 보강된 PS-MESH 실험체는 최 대 인장하중이 7.8% 증가하였고, 변위가 2mm 증가하여도 인장 하중 은 19.5%만 감소하는 연성적인 거동을 보였다. 따라서 우각부 균열에 대한 보강 부재로는 강재로 제작되어 연성적인 거동을 가지고 내부에 중공이 존재하여 콘크리트와의 부착 형성에 유리한 메탈라스가 적합 하였다.

4. 우각부 균열에 대한 보강재의 보강 효과를 반영하는 수정된 Concrete Confinement Model을 이용하여 우각부를 보강한 실험체와 보강하지 않은 실험체의 인발 실험의 결과를 해석하였다. 우각부를 보강한 실험 제의 경우 부착계수 값이 증가하여 더 큰 최대 부착응력 값이 발생하 였다. 본 연구에서 사용한 해석 모델은 Thick Walled Cylinder Model 을 이용하여 모델링 되었으므로 부착 응력을 이용하여 콘크리트 실린 더의 균열 발생 시의 벌어짐을 보강재가 막는 효과를 고려 가능하였 다. 콘크리트 실린더의 파열력은 균열 구역에서는 반경 방향 팽창률에 따라 산정되었는데 보강재의 항복 강도 이하로 파열력이 발생 시 균 열 발생을 방지 가능하다고 판단된다. 따라서 프리캐스트 콘크리트 슬 래브의 우각부 균열 방지를 위해서는 Thick Walled Cylinder Model에 대한 해석을 통해 얻어진 파열력 이상의 강도를 가진 보강부재를 균 열면을 가로질러 배치하는 방법이 유효하다. 5. PC 슬래브는 동일한 형상의 부재를 반복 생산하므로 설계가 부적합할 경우 부재 일부분에 과도한 응력이 발생하여 반복적으로 균열이 발생 하게 된다. 따라서 일반 철근 콘크리트 부재의 설계 시보다 PC 슬래 브의 설계 시 균열에 대한 상세한 검토가 필요하다. 본 연구의 대상인 우각부 균열은 실제 PC 공장의 생산 과정에서 반복적으로 발생하고 있는 문제로서 건축물이 대형화되어 PC 슬래브의 단면이 세장해지고 부재가 장경간화되고 있는 상황에서 그 발생 가능성이 더 높아지고 있다. 우각부 균열의 발생에 취약한 PC 슬래브에 대해서는 적절한 형 상 및 재질을 가진 보강재의 매입을 통해 그 발생을 방지할 필요가 있다고 판단된다.

제 2 절 향후 연구계획

- 일반적으로 균열은 사용성 문제에 속하지만 본 연구의 대상인 우각부 균열은 발생 시 강연선과 콘크리트의 부착이 유지되지 못하기 때문에 부착응력을 통한 프리스트레스의 전달에 영향을 미쳐 PC 슬래브의 구 조 성능을 감소시키는 영향이 있을 것으로 예상된다. 따라서 우각부 균열 발생 유무에 따른 PC 슬래브의 구조성능을 확인하여 사용성 문 제 외에도 구조 성능의 문제를 확인하고 구조성능의 관점에서 우각부 균열 발생 방지의 필요성을 확인할 필요가 있다.
- 강연선의 인발 시 콘크리트 실린더의 팽창에 대해서는 그 거동이 명 확히 밝혀지지 않았다. 따라서 본 연구에서는 강연선 인발 시 콘크리 트 실린더의 팽창 거동을 모사하기 위한 팽창계수를 도입하였다. 팽창 계수는 강연선의 인발 실험의 해석 외에도 강연선 정착길이 산정에서 도 중요한 변수이므로 슬립량 및 인장응력에 따른 반경 방향 팽창에 대한 연구를 통해 그 거동을 명확히 밝힐 필요가 있다.
- 3. 강연선 인발 실험 시 이미 하중을 받아 균열이 발생한 부분은 다음 단계에서 더 큰 하중을 받을 때 콘크리트의 구속 효과를 감소시키는 것으로 추정된다. 본 연구의 해석 모델은 강연선 인발 시 부착응력 분 포 형상을 표현 가능하였지만, 최대 부착응력 값이 실험값보다 크고 최대 부착응력 발생 위치가 실험값보다 자유단에 가까운 차이가 있었 다. 강연선 인발 실험 해석 시 이전 단계에서 발생한 균열 발생에 의 한 구속 효과 감소를 고려한 해석이 이루어진다면 더 정확한 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

- 4. 우각부 보장의 균열 방지 효과를 확인하기 위한 실험을 수행한 결과 강연선 주변 콘크리트의 우각부를 메탈라스로 보장한 실험체의 콘크 리트의 구속효과가 증가되었고 변위가 증가하여도 인장 하중이 유지 되는 연성적인 거동이 관찰되었다. 본 연구를 통해 메탈라스 보강 효 과를 확인하였지만 다양한 형상과 재질의 보강 부재에 대한 보완실험 을 통해 가장 적합한 보강 부재 형상 및 재질을 확인할 필요가 있다.
- 5. 본 연구에서는 강연선이 인발 실험에 대해서만 해석이 이루어졌지만 본 연구에서 사용한 해석 모델을 이용하여 PC 슬래브에 프리텐션 공 법으로 매입된 강연선의 정착거동을 확인할 필요가 있다. 강연선의 정 착길이 내에서 부착응력의 분포를 확인하고 우각부 균열 발생 위험 구역을 판단하여 보강이 필요한 구간을 제시할 필요가 있다.

참 고 문 헌

- 노삼영. 김형근. 이준호. 조민주 (2012) Half-PC 보와 현장타설 콘크리트 의 경계면에 배근된 비인장 강연선의 부착응력-슬립 모델 및 정 착길이. 대학건축학회논문집 구조계 28(3), 3-14
- 하상수 (2008) *인장을 가하지 않은 PS강연선의 인발 부착특성.* 구조물진 단학회지 12(5), 101-108
- British Standard (2004) Eurocode 2: Design of Concrete Structures, Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings, 121-122
- Coccia, S., Di Maggio, E., and Rinaldi, Z. (2015) Bond Slip Model in Cylindrical Reinforced Concrete Elements Confined with Stirrups. International Journal of Advanced Structural Engineering 7(4), 365–375
- Den Uijl, J. A., Bigaj, A. J. (1996) *A Bond Model for Ribbed Bars* on Concrete Confinement. HERON 41(3), 201–226
- Den Uijl, J. A. (1998) Bond Modelling of Prestressing Strand. ACI Special Publication 180, 145–169
- Den Uijl, J. A. (1985) *Bond Properties of Strands in Connection with Transmission Zone Cracks.* Betonwerk und Fertigteil-Technik 51(1), 28-36
- Den Uijl, J. A. (1983) Tensile Stresses in the Transmission Zones of Hollow-core Slabs Prestressed with Pretensioned Strands (report 5-83-10). Delft University of Technology. Stevin Laboratories
- fib (2013) *fib Model Code for Concrete Structures 2010.* Ernst & Sohn

- Leskelä, M. V. (1990) *Push-out Test for Assessing the Bond Strength of Prestressing Tendons.* Nordic Concrete Research 9, 81–96
- Noghabai, K. (1998) Effect of Tension Softening on the Performance of Concrete Structures. PhD. Thesis. Lulea University of Technology
- Oh, B. H., Kim, E. S., and Choi, Y. C. (2006) Theoretical Analysis of Transfer Lengths in Pretensioned Prestressed Concrete Members. Journal of Engineering Mechanics 132(10), 1057–1066
- Okumus, P., Oliva, M. G. (2013) Evaluation of Crack Control Methods for End Zone Cracking in Prestressed Concrete Bridge Girders. PCI Journal 58(2), 91–105
- Raja, R. S. (2018) Stresses In The End Zones Of Precast Inverted T-Beams With Tapered Webs. M.S. Thesis. Wayne State University
- Roelfstra, P. E., Wittmann, F. H. (1986) Numerical Method to Link Strain Softening with Failure of Concrete. Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete. Ed. Wittmann, F. H., Elsevier, 163–175
- Ross, B. E., Willis, M. D., Hamilton, H. R., and Consolazio, G. R. (2014) Comparision of Details for Controlling End-region Cracks in Precast, Pretensioned Concrete I-girders, PCI Journal 59(2), 96–108
- Steensels, R., Vandewalle, L., Vandoren, B., and Degée, H. (2017) *A Two-stage Modelling Approach for the Analysis of the Stress Distribution in Anchorage Zones of Pre-tensioned, Concrete*

Elements. Engineering Structures 143, 384-397

- Talaat, M., Mosalam, K. M. (2007) On Bond Failure by Splitting of Concrete Cover Surrounding Anchored Bars. Proceedings– Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures. 789–797
- Tepfers, R. (1973) A Theory of Bond Applied to Overlapped Tensile Reinforcement Splices for Deformed Bars. PhD. Thesis. Chalmers University of Technology
- Timoshenko, S. (1976) Strength of Materials. Part II. Advanced Theory and Problems. 3rd edition, Van Nostrand Reinhold, 205–210
- Ugural, A. C., Fenster, S. K. (2011) Advanced Mechanics of Materials and Applied Elasticity. 5th edition. Pearson Education. 392–399
- van der Veen, C. (1990) Theoretical and Experimental Determination of Crack Width in Reinforced Concrete at Very Low Temperatures. Heron 35(2)
- Wang, L., Yuan, P., Xu, G., and Han, Y. (2022) Quantification of non-uniform mechanical interlock and rotation modelling bond-slip between strand and cocnrete. Structures 37, 403–410

Abstract Analysis of Crack Prevention Effect of Re-entrant Corner Reinforcing of Precast Concrete Slab

Manwoo Kim

Department of Engineering Practice Graduate School of Engineering Practice Seoul National University

The precast concrete is a method of manufacturing reinforced concrete members in factory and assembling them on-site. Because reinforced concrete members are repeatedly produced in precast concrete method, detailed examination of crack occurrence is required compared to reinforced concrete cast-in-site method. Particularly, in the case of precast concrete slabs in which prestress is introduced through the pretension method, high stress occurs around the strands, making them vulnerable to cracking. The purpose of this study is to identify the causes of re-entrant corner cracks and their reinforcing effects, which were repeatedly observed in the diagonal direction in the concrete around the strands of precast concrete slabs.

To identify the cause of re-entrant corner cracks, it is necessary to

describe the bond behavior between strand and concrete. Therefore, in this study, the bond behavior of strand and surrounding concrete cylinder was expressed using Thick Walled Cylinder Model. In addition, confining stress due to the radial expansion of concrete cylinder was calculated using Concrete Confinement Model, which considers the decrease in tensile strength of concrete with cracks. The expansion of the surrounding concrete cylinder of the strand pull-out test is induced according to slip and tensile force. Therefore, during the strand pull-out test, the slip and tensile force were measured to calculate the amount of expansion of the concrete cylinder in the radial direction, and the confining stress of the concrete cylinder was calculated again using Concrete Confinement Model.

To verify the analysis model presented in this study, the experimental result of previous study in which a pull-out test was conducted on an untensioned strand was compared with the analysis result. The analysis was performed by using slip and tensile force measured in the strand pull-out test to find the friction coefficient between the strand and concrete by performing Step-by-Step Integration. As a result of the analysis, the distribution of the bond stress when the strand was pulled-out showed a similar tendency to the experimental result, but the analysis result showed a larger bond stress value and the location of the maximum bond stress value was closer to the free end.

In this study, an experiment was conducted to confirm the reinforcing effect of reinforcing members which was placed across the cracked surface when re-entrant corner cracking occurred. As a result of the experiment, the reinforcing effect of metal lath, which is made of steel and has high ductility and a hollow inside, was high. The maximum pull-out load of the specimen increased by 7.3% and exhibited more ductile behavior than the unreinforced specimen. For the interpretation of the experimental results, a modified model that reflects the effect of the reinforcement on the Concrete Confinement Model was derived. Through the analysis using modified model, it was found that the reinforcing member resisted the widening of the concrete cylinder due to the occurrence of cracks, there by maintaining the confining effect of the concrete.

Through this study, analysis methods and reinforcement methods for re-entrant corner crack prevention, which were not separately presented in Strength Design Method used for designing slabs. precast concrete were presented. А Step-by-Step Integration algorithm was presented to find the friction coefficient during strand pull-out test using the mechanical behavior of stand and concrete in this study. In addition. it is meaningful to experimentally confirm the reinforcing effect according to the reinforcement of cracks around the strands and analyze the reinforcement effect by presenting a modified model that reflects the effect of the reinforcement in the Concrete Confinement Model.

keywords : re-entrant corner crack, precast concrete, strand pull-out test, Thick Walled Cylinder Model, Concrete Confinement Model, Step-by-Step Integration Student Number : 2021- 29316