

비매품/ 무료

93540



9 788972 185598



ISBN 978-89-7218-559-8

R&D /

15CTAP-C097356-01

150MPa급 섬유보강 고강도 콘크리트의 활용을 위한 기둥-슬래브 분리타설 방안 최종보고서

2017. 9. 13.

주관연구기관 / 한양대학교

국 토 교 통 부
국토교통과학기술진흥원

제 출 문

국토교통과학기술진흥원 귀하

‘150MPa급 섬유보강 고강도 콘크리트의 활용을 위한 기둥-슬래브 분리타설 방안’(연구개발 기간 : 2015.6.18~ 2017.6.17) 과제의 최종보고서 5부를 제출합니다.

2017. 9. 13.

주관연구기관명 : 한양대학교 산학협력단 (대표자) 성 태 현 (인)
협동연구기관명 : (대표자) (인)
참여기관명 : (대표자) (인)

주관연구기관책임자: 배 백 일
협동연구기관책임자:
참여기관책임자:

국토교통부소관 연구개발사업 운영규정 제38조에 따라 최종보고서 열람에
동의합니다.

보고서 요약서

과제 고유 번호	15CTAP-C097356-01	해당 단계 연구 기간	2015.06.18.~ 2017.06.17	단계구분	2/2
연구사업명	국토교통기술촉진연구사업(창조형모험)				
연구과제명	세부과제명	150MPa급 섬유보강 고강도 콘크리트의 활용을 위한 기둥-슬래브 분리타설 방안			
연구책임자	배백일	해당단계 참여 연구원 수	총: 1명 내부: 1명 외부: 명	해당단계 연구개발비	정부:50,000천원 기업: 천원 정부 외: 천원 계: 천원
		총 연구기간 참여 연구원 수	총: 2명 내부: 2명 외부: 명	총 연구개발비	정부:100,000천원 기업: 천원 정부 외: 천원 계: 천원
연구기관명 및 소속 부서명	한양대학교 산학협력단			참여기업명	
국제공동연구	상대국명:			상대국 연구기관명:	
위탁연구	연구기관명:			연구책임자:	
요약				보고서 면수 : 81 페이지	
초고강도 콘크리트 기둥(콘크리트 압축강도 120, 150 MPa)와 저강도 콘크리트 슬래브(콘크리트 압축강도 18 MPa)가 조합된 실험체의 중심압축가력을 통해 저강도 콘크리트 슬래브의 하중 전달 능력에 대한 거동을 연구함					
기둥-슬래브 조합형 샌드위치 기둥 및 내부기둥 실험에 대한 기존 연구 결과를 수집하여, 150 MPa 급의 고강도 콘크리트 사용시에도 적용 가능한 내부기둥 유효강도 산정식을 도출함					
저강도 콘크리트 슬래브를 통한 하중전달시 슬래브 성능 확보를 위한 보강방안으로 현행 설계기준이 제안하는 방법론인 다월철근 및 수평 보강방법 그리고 강섬유의 혼입이 적용됨					
콘크리트의 소성학적 접근을 통해 구속효과를 반영한 유효강도 산정 방안을 도출함					

〈 요약 〉

연구의 목적 및 내용	본 연구의 최종 목표는 고강도 또는 고성능 콘크리트의 사용폭의 확대를 위한 하나의 방법으로 해당 재료의 기둥에의 적용에 대한 강도비의 제한 사항을 완화하는 것이다. 현행 설계기준이 보유한 제한 사항의 고성능 재료에 대한 적합성을 검토하고 대안설계 방안을 제시하기 위해 다음 세 가지의 최종 목표를 수립하였다. 1. 현행설계기준상에서 기둥 콘크리트의 고강도화에 제한을 주게 되는 분리타설 콘크리트 강도비 기준 1.4의 적정성 평가 2. 현행설계기준이 가진 제한사항의 완화를 위한 주변부재와 보강재의 구속효과가 반영된 기둥-바닥판 하중전달 설계안 제안 3. 섬유의 보강에 따른 고성능콘크리트의 콘크리트의 파괴 지연 특성 및 주변 부재 배치 특성이 반영된 등가 콘크리트 압축강도의 도출				
연구개발성과	1. 초고강도 콘크리트가 사용된 샌드위치 기둥에 대한 실험 결과 150MPa급의 압축강도를 보유한 콘크리트가 사용될 경우 슬래브 콘크리트 강도에 대한 유효강도비가 1.5를 초과하는 것으로 나타남 2. 샌드위치 기둥에 강섬유를 보강한 경우 강섬유의 인장강도 상승 효과에 의해 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 유효강도비가 1.9를 초과하는 것으로 나타나 강섬유가 충분한 보강효과가 있음이 입증됨 3. 내부기둥 실험 수행 결과 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 유효강도의 강도비가 4.5를 초과하는 것으로 나타남. 특히 기타 철근으로 보강하는 경우 슬래브 콘크리트에 대한 유효강도의 강도비가 약 5까지 증가하는 것을 확인함 4. 슬래브로 보강된 내부기둥 중심압축 실험을 통해 슬래브의 구속효과 등을 입증하는 변형률 및 응력분포 거동을 확인함 5. 고강도 콘크리트 기둥-저강도 콘크리트 슬래브의 중력하중 하에서의 거동을 표현할 수 있는 유한요소해석 모델을 구축함 6. 해당 분야에 대한 기존 연구 결과를 수집하여 샌드위치 기둥에 관련된 실험체를 66개와 슬래브로 구속된 내부기둥 실험체 47개의 데이터베이스를 구축함 7. 구축된 데이터베이스를 사용한 회기분석을 통해 유효강도 산정을 위한 실용식을 도출함 8. 슬래브가 가진 구속력을 물리적으로 파악하고 콘크리트의 소성학을 사용한 구속에 의한 유효강도 산정식의 도출 9. 연구결과를 활용하여 현행 콘크리트구조기준에 대한 설계안을 구축함				
연구개발성과의 활용계획 (기대효과)	1. 실험 결과를 통해 초고성능 콘크리트 기둥-저강도 콘크리트 슬래브의 선택적 사용에 대한 사용 가능 근거가 될 수 있음 2. 제안된 유한요소해석 모델링 방법론을 활용한 다양한 변수의 검토 가능 3. 유효강도 산정식의 업데이트를 통한 다양한 환경에서의 유효강도를 사용한 고강도 콘크리트 기둥-저강도 콘크리트 슬래브 시스템의 구축 가능 4. 다양한 보강안을 제안함으로써 기둥 콘크리트의 슬래브에의 뭍어치기 등의 시공성 저하 문제를 해결할 수 있음을 확인해주어 경제적 설계뿐만 아니라 경제적인 시공이 가능함 5. 설계기준 개정안을 통해 향후 설계기준의 개정 방향에 대한 가능성을 부여해주었으며, 고강도 콘크리트의 적극적 사용에 대한 발판이 됨				
핵심어 (5개 이내)	분리타설	고성능 콘크리트	구속효과	강섬유	상세 완화

< SUMMARY >

Purpose & Contents	The final goal of this study is to mitigate the limitation of the strength ratio between column concrete strength and slab concrete strength in order to increase the use of high strength concrete to construction site. Three final goals were established to examine the applicability of current code provisions for the use of high performance concrete for structures. 1. Evaluation of applicability of concrete compressive strength ratio of 1.4 which causes the limitation of use for high strength concrete for columns 2. Suggestion of revised code provisions of load transfer capacity of column load through weaker strength slabs which consider the confinement effect of slab and other reinforcing system 3. Development of effective compressive strength prediction equation of slab-column jointed area which consider the effect of lag of failure for high performance concrete by using steel fiber				
Results	1. Effective compressive strength of slab-column jointed area was larger than 1.5 according to the test of sandwich column test which have 150 MPa compressive strength concrete columns 2. Effect of steel fiber on the increase of effective compressive strength was indicated because effective compressive strength was larger than 1.9 according the sandwich column compression test 3. According to the internal column test, effective compressive strength ratio was larger than 4.5. Especially, test specimens with additional reinforcement have approximately 5 of effective compressive strength ratio 4. Strain profile and stress distribution which indicate the confinement effect of the slab on the slab-column jointed area according to the internal column test specimens 5. A finite element analysis model for expressing the behavior of high strength concrete column-weaker strength concrete slab assembly under gravity load 6. Database was constructed with collection of 66 sandwich column specimens and 47 internal column specimens from the previous researches 7. Empirical equation for the prediction of effective compressive strength was developed according to the regression analysis of database 8. Confinement strength of slabs was indicated physically and effective compressive strength prediction method was developed by using concrete plasticity theory 9. Based on the findings of this study, revision of current code provisions for concrete structures was suggested				
Expected Contribution	1. Test results may be a reliable basis for selective use of ultra high performance concrete and normal concrete for different members according to the test results 2. Diverse variables can be examined by using the proposed finite element analysis model 3. High strength concrete column-weaker strength concrete slab system can be constructed under various conditions by updating the effective compressive strength prediction equation and method 4. Economical design and construction can be possible because effective compressive strength prediction equation can solve the problems caused during puddling 5. Suggestion for revision of current code provision may cause the active use of high strength concrete				
Keywords	Puddling	High performance concrete	Confinement effect	Steel fiber	Alternative detail

< Table of Contents >

1. Concept of the Research	7
2. Current Status on the Technological development of Korea and Abroad	13
3. Research Contents and Results	16
4. Research Achievement and Contribution Area	67
5. Plan to Apply the Result of the Research and Development	69
6. Foreign Scientific and Technical Development	70
7. Security Rating of the Research	73
8. Registered Research Facilities and Equipments	74
9. Implementation of Safety of the Research	75
10. Accomplishment of the Research	76
11. Miscellaneous	77
12. References	78

< 목 차 >

1. 연구개발과제의 개요	7
2. 국내외 기술 개발 현황	13
3. 연구 수행 내용 및 성과	16
4. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도	67
5. 연구개발성과의 활용 계획	69
6. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보	70
7. 연구개발성과의 보안등급	73
8. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설·장비 현황	74
9. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적	75
10. 연구개발과제의 대표적 연구 실적	76
11. 기타 사항	77
12. 참고 문헌	78

제1장. 연구개발과제의 개요

1. 연구개발 목적

본 연구의 최종 목표는 고강도 또는 고성능 콘크리트의 사용폭의 확대를 위한 하나의 방법으로 해당 재료의 기둥에의 적용에 대한 강도비의 제한 사항을 완화하는 것이다.

본 연구에서는 2년에 걸친 연구의 진행에 있어서 현행 설계기준이 보유한 제한 사항의 고성능 재료에 대한 적합성을 검토하고 대안설계 방안을 제시하기 위해 다음 세 가지의 최종 목표를 수립하였다.

1. 현행설계기준상에서 기둥 콘크리트의 고강도화에 제한을 주게 되는 분리타설 콘크리트 강도비 기준 1.4의 적정성 평가
2. 현행설계기준이 가진 제한사항의 완화를 위한 주변부재와 보강재의 구속효과가 반영된 기둥-바닥판 하중전달 설계안 제안
3. 섬유의 보강에 따른 고성능콘크리트의 콘크리트의 파괴 지연 특성 및 주변 부재 배치 특성이 반영된 등가 콘크리트 압축강도의 도출

2. 연구개발의 필요성

가. 국내외 건설산업동향

- 현재 건축시장에 요구되는 전세계적인 트렌드는 “지속가능”, “환경부하 저감” 으로 요약할 수 있음. 이를 위해서는 고내구성 건축물, 물량감소에 대한 기술 개발 및 적용 실적이 필수적임.
- 물량감소는 부재크기의 감소를 통해 실현할 수 있음. 고성능 재료를 적극적으로 활용하면 물량감소 뿐만 아니라 에너지 절약 및 노무비 감소를 기대할 수 있음.
- 초고성능 콘크리트는 앞으로 건축시장을 주도할 분야 중 하나로써 국내 건축시장의 지속적인 발전을 위해서는 해당 분야의 기술 성장을 주도해 나가야 할 필요가 있음. [그림 1]



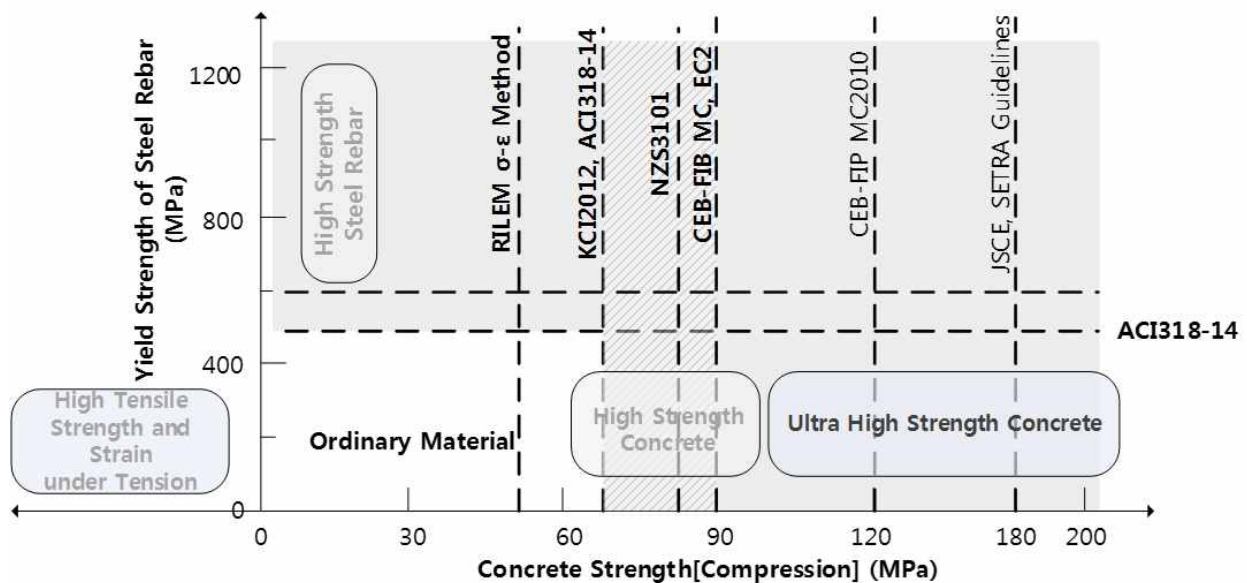
a) 해외 개발 현황



b) 국내 개발 현황

[그림 1] 고성능콘크리트의 국내외 개발 추이(초고층기획과제, 국토교통부)

- 현재 초고성능 콘크리트는 국내외에서 활발한 연구를 통해 상용화 단계로 들어가려 하고 있으며 [그림 2]에 각 설계기준 및 권고안이 제안하고 있는 초고성능 콘크리트의 강도 수준을 정리하여 나타내었음. 현재 사용 가능한 설계권고안들은, 일반적으로 180 MPa의 압축강도를 가진 매트릭스에 13mm의 길이를 가진 단섬유가 2% 보장되어 있을 경우에 대한 실험 결과를 기반으로 제시되어 있음.
- 초고성능 콘크리트의 현장 적용 사례는 유럽에서는 교량 및 건축물의 부대시설 등에 활용되고 있으며 미국에서는 프리캐스트 부재의 접합재료로 활용되고 있음. 국내에서도 선유보도교에 이미 사용된 사례가 있음. 그러나 선유보도교의 경우 국내기술보다는 해외 기술을 통한 시공 사례에 불과함.
- 현재는 국내에서 개발 및 보완된 초고성능 콘크리트가 교량 및 건축물에 적용되어 시공 중에 있음(레고랜드 진입교량, 삼성동 하나은행 벽체 리모델링, 울릉도 힐링플레이스 등, [그림 3])



[그림 2] 고성능 건축재료의 설계기준별 가용 범위^{1)~12)}



[그림 3] 초고성능 콘크리트의 사용 예시

초고성능 콘크리트는 더 이상 실험실에서의 강도 평가용으로 사용되지 않으며, 상용화 과정을 거치고 있다. 그러나 그림 2에 나타난 바와 같이 현재까지는 초고성능 콘크리트가 건축구조물에 있어서는 특수 외장 또는 먼 구조물에 집중적으로 적용되는 것을 확인할 수 있다. 효율적인 초고성능 콘크리트의 사용을 위해서는 매트릭스의 높은 압축강도 특성을 극대화하기 위해 압축재로의 사용이 필수 불가결 하며, 이를 위해서는 본 연구의 최종 목표인 초고성능 콘크리트와 보통강도 콘크리트 사이의 관계에 대한 검토가 필요하며, 별도의 보강방법에 대한 구축이 필요하다.

실제 사용 중인 슬래브 콘크리트와 기둥 콘크리트의 압축강도의 차이를 검토하기 위해 토지주택연구원(2010)에서 수행한 “초고층주상복합 아파트 구조, 공법 적용성 분석 및 공사비 산정기준 연구”¹⁴⁾를 기반으로 연구를 진행한 김상연(2013)¹⁵⁾의 연구로부터 제시된 고강도 콘크리트가 기둥에 사용될 확률이 높은 37층 이상의 구조물들에 대한 조사 결과를 검토하여 표 1에 나타내었다.

[표 1] 국내 초고층 주상복합 건축물의 콘크리트 설계기준 압축강도 (김상연, 2013)¹⁵⁾ [MPa]

구분	구조 형식	최고 층(지 하)	수직부재(벽체, 기둥)			수평부재 (슬래브)	f_{cd}/f_{cs}	준공 년도
			저층부	중층부	고층부			
도곡동 대림아크로빌	SRC	46(6)	50	45	40	24~30	2.08	1999
도곡동 삼성 타워팰리스 I	SRC	66(5)	50	40	30	24	2.08	2002
여의도 대우 트림프월드 I	RC	41(5)	40	30~35	24	24	1.67	2002
목동 현대 하이페리온	SRC	69(6)	50	40	30	24	2.08	2003
도곡동 삼성 타워팰리스 II	SRC+S	55(6)	50	50	50	24	2.08	2003
신대방동 보라매 웨르빌	SRC	49(4)	48	42	36	24	2.00	2003
서초동 현대 슈퍼빌	RC+SRC	46(3)	42	-	24	24	1.75	2003
삼성동 현대 아이파크	SRC	46(4)	50	45	40	36	1.39	2004
서초동 대림 아크로비스타	RC	37(6)	50	45	40	24, 30	2.08	2004
도곡동 삼성 타워팰리스 III	SRC	69(6)	50(80)*	(60)	40	24	3.33	2004
잠실 한화 갤럭시아펠리스	RC	46(5)	50	40	35	30~35	1.67	2005
온천동 벽산 에이스타	RC	52(5)	50	40	35	35~40	1.43	2005
자양동 포스코 스타시티	RC	58(3)	60	50~40	30	30~43	2.00	2006
해운대 현대 하이페리온	SRC+S	55(6)	50	-	30	24	2.08	2006
해운대 포스코 아텔리스	RC	47(4)	50	40	36	30~36	1.67	2006
대구 대봉동 경남 센트로팰리스	RC	43(3)	50	45	40	24~30	2.08	2007
용산 대우 월드마크	RC	37(6)	50	35~27	24	24~36	2.08	2007
용산 현대 삼성 파크타워	RC	40(4)	50	40	35	35	1.43	2008
목동 삼성 트라팰리스	RC	37(6)	50	35	30	30~35	1.67	2008
공덕동 롯데캐슬 프레지던트	SRC	40(8)	50	40	30	24~35	2.08	2009
대구 범어동 두산 위브 더 제니스	RC	54(7)	40	30~27	24	24~30	1.67	2009
동탄 포스코 메타폴리스	RC	55(6)	60	50	40	30~45	2.00	2010
해운대 현대 아이파크	RC,S	72(6)	60	50	40	30~45	2.00	2011
해운대 두산 위브 더 제니스	RC	80(5)	60	50	40	30~45	2.00	2012

* 괄호안의 강도는 외주부의 SRC 기둥 강도를 의미함

검토한 초고층 주상복합 건축물들의 기둥 콘크리트 압축강도의 평균값은 52 MPa로 나타났으며, 최대 강도는 80MPa인 것으로 나타났다. 슬래브 콘크리트 압축강도는 평균값이 27 MPa이며 최소값은 24MPa인 것으로 나타났다. 현재까지도 국내에서는 기둥에 적용하는 콘크리트의 압축강도가 100MPa를 초과하지 못하고 있는 것으로 나타났으며, 슬래브에 사용되는 콘크리트의 압축강도는 24MPa이 대부분인 것을 확인할 수 있었다. 콘크리트의 압축강도 비 f_{cc}/f_{cs} 의 경우 최소값이 1.39, 최대값이 3.33, 평균값이 1.93으로 나타났다. 대부분의 경우 1.4 이상의 콘크리트 압축강도 차이가 나는 것을 확인할 수 있다.

나. 기둥과 바닥판 콘크리트의 압축강도 차이에 대한 현재의 대응 방법

최근 초고성능콘크리트에 대한 개발은 빠르게 진행되고 있으나, 현행 건축구조기준이 제시한 재료강도 제한 사항에 의해 적용이 어려운 경우가 많다. 그 중 대표적인 경우가 고강도 콘크리트의 기둥에의 적용시 슬래브와의 큰 압축강도 차에 의해 발생하는 분리타설 또는 다월철근의 추가 설치 문제와 접합부 콘크리트 압축강도의 설정 문제이다. 현행 건축구조기준을 요약하여 정리하면 표 2와 같이 정리할 수 있다.

[표 2] 건축구조기준²⁾에 따른 바닥판구조를 통한 기둥하중의 전달 조항

강도비	조치 사항	비고
$f_{cc}/f_{cs} \leq 1.4$	바닥판콘크리트 일체타설	구속효과는 고려하지 않음
$f_{cc}/f_{cs} > 1.4$	1) 분리타설(기둥 콘크리트 : 기둥면으로부터 600mm 확장) 2) 기둥의 강도 제한(콘크리트 강도의 하한값+다월철근강도) 3) 접합부강도=기둥강도 75% + 바닥판강도 35% 세 가지 중 한 가지를 적용하여 설계하여야 함, 단, 3)의 경우 $f_{cc} \leq 2.5f_{cs}$	

f_{cc} : 기둥의 콘크리트압축강도 (MPa), f_{cs} : 바닥판 콘크리트압축강도 (MPa)

그림 2에 나타난 바와 같이 현행 설계기준의 범주 내에서 기둥과 바닥판의 콘크리트 설계 기준 압축강도가 다르게 설계할 경우 바닥판 콘크리트 압축강도의 2.5배를 초과하는 콘크리트를 기둥에 적용할 수 없다. 기둥 콘크리트로 바닥판 콘크리트의 압축강도를 2.5배 초과하는 콘크리트를 적용할 경우 별도의 실험 또는 검증이 필요한 상황이다. 일반적으로 고강도 콘크리트는 기둥에 적용되므로, 이는 고강도 콘크리트의 적극적 활용을 저해하는 요소가 된다. 또한, 기존 연구 결과에 의하면 주변부재의 구속효과에 따라 적용 가능 콘크리트 압축강도의 범위가 다르게 설정되는 것으로 나타나고 있으나, 건축구조기준에서는 이에 관련된 사항을 적용하지 못하고 있는 상황이다. 이에 따라 고강도 콘크리트의 사용에 대한 어려움을 동반할 수 있다. 즉, 현행설계기준은 압축강도가 다른 콘크리트의 혼합적 적용에 많은 어려움을 내포하고 있는 것이다.

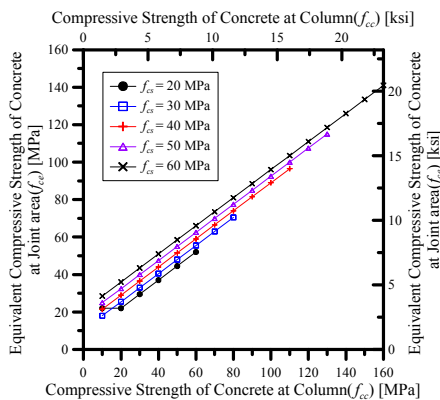
다. 현행설계기준의 문제점

실제로 해당 설계기준은 1960년 미국에서 수행된 실험 결과¹⁵⁾에 기반한 것으로 현재까지 변동없이 사용되어 오고 있다. 실험에 사용된 기둥 콘크리트 압축강도는 최고 60MPa에 불과하였으며, 바닥판의 강도 또한 17MPa에 불과한 것이었다. 현재 건설현장에서는 일반적으로 바

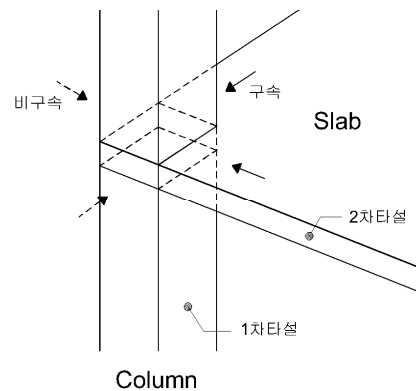
다판에 사용하는 콘크리트의 압축강도는 20~60MPa이며, 기둥에 사용하는 콘크리트의 압축강도는 30~150MPa 까지 넓게 분포되어 있다.

해당 조항의 결정 배경에 근거하여 도출되는 문제점들은 다음과 같다.

- a) **콘크리트 압축강도의 제약** : 당시 실험계획과 현재 사용되는 콘크리트의 압축강도에 큰 차이가 발생하고 있음.
 - b) **사용된 철근 항복강도의 제약** : 해당 조항이 도출될 때 사용된 철근은 270MPa의 항복강도를 보유하고 있으나 현행 설계기준은 400MPa을 초과하는 철근을 허용함.
 - c) **주변부재의 구속효과** : 당시 실험결과에서도 구속효과가 있음을 증명하고 있으나 보수적 설계개념의 유지를 위해 도입하지 않음.
 - d) **크기효과의 고려 부재** : 대부분의 실험이 100~200mm의 깊이를 가진 작은 부재를 통해 수행되었음. 또한 최근 고강도 콘크리트의 골재 크기가 작아짐에 따라 콘크리트의 파괴 형태가 달라질 수 있음. 따라서 크기효과에 대한 고려가 없을 경우 기둥의 강도를 과대평가할 수 있음.
- ▶ 따라서, 고성능콘크리트의 적극적 활용을 위해서는, 설계기준이 뒷받침 되어야 하며 현행 설계기준의 압축강도 제한 사항을 완화하고 고성능 재료의 특성을 반영한 초과효과에 대해 고려한 설계기준이 필요하다.



[그림 4] 접합부 등가콘크리트압축강도



[그림 5] 구속효과의 작용 방향

3. 연구개발 범위

본 연구의 주요 연구 범위는 크게 연구대상 부재에 사용되는 재료의 강도와 기둥-슬래브 접합부재의 해석 범위로 구분할 수 있다. 최종적으로는 두 가지 연구 범위가 조합된 결과를 도출하고자 한다.

[재료 강도]

기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도는 슬래브에 사용된 압축강도보다 높아야 하며 본 연구에서는 주요 연구 대상으로 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 기둥 콘크리트 압축강도의 비로 4에서 6사이를 설정하였다. 이는 기존 연구에 대한 검토 결과 해당 범위의 압축강도비를 가진 실험체의 수가 특히 적었기 때문이다.

[부재의 해석 범위]

기둥-슬래브 접합부의 유효강도 산정은 접합부에 가해지는 구속응력의 크기에 의해 결정이 가능하다. 따라서 기둥의 축방향 거동 뿐만 아니라 횡방향 거동에 대한 검토가 필수적이다. 따라서 본 연구에서는 부재들의 횡방향 거동을 평가하기 위한 실험적, 해석적 방법론을 취하였다. 실험적 방법론은 기둥-슬래브 접합부의 압축 실험을 수행하여 슬래브 철근의 변형의 크기를 산정하는 방법이며, 해석적 방법은 유한요소해석을 통해 콘크리트 및 철근의 응력 분포를 검토하는 방법이다. 최종적으로는 두 방법을 모두 활용하여, 기둥-슬래브 접합부의 구속력을 결정할 수 있는 방안을 제시하고자 한다.

- 본 연구는 최종 목표인 150MPa 급 섬유보강 콘크리트의 기둥에의 적용시 제한 완화와 분리타설 방안의 도출을 위해서는 다음 세부단계 연구 수행이 필요함.
- 연구단계는 1) 기존 연구 결과를 활용한 재료의 특성과 부재의 특성 정의 단계 2) 현행설계기준에서의 제한사항 완화방안과 분리타설 방안의 도출 단계 3) 성능검증을 위한 모의 실험과 실내 실험 단계 4) 검증된 자료를 활용한 설계 개정안 제안 단계 로 총 네 개의 단계를 거치게 될 것임.

Step 1

150MPa급 섬유보강콘크리트의 재료 특성과 응력전달 상황에 대해 정의

현행 설계기준은 기둥에서의 응력 전달시 바닥판 콘크리트와 기둥 콘크리트 강도의 비를 제한하고 있음. 기존 연구 결과를 통해 어떤 범위까지 활용이 가능했는지를 명확하게 정의할 필요가 있음

● 연구방법

기 수행된 연구 결과의 DB화가 필요하며 응력전달 상황을 재료의 특성에 맞추어 재구축하는 단계를 거쳐야 함.

Step 2

현행 설계기준들을 검토하고 분리타설시의 제한 사항을 검토

설계기준은 해당 국가의 연구 내용 및 상황에 맞추어 변경될 수 있음. 유럽의 경우 고성능 콘크리트의 적용 사례가 다양하여 설계기준에 많은 변경이 2000년대에 있었던 것으로 나타남. 따라서 해외 설계기준에 대해 재검토할 필요가 있음.

● 연구방법

설계기준의 검토시 기존 연구 결과의 재평가를 바로 수행함. 특히 대안 상세에 대한 정리를 통하여 유한요소해석을 통한 응력 전달 과정의 효율적 방안을 찾을 필요가 있음.

Step 3

재료의 특성을 반영한 모델의 구축과 성능 검증

설계를 위한 콘크리트 유효강도 산정법, 압축강도비 제한사항의 완화를 위한 조건들에 대한 검토를 수행하여 실험 수행 및 모델의 검증.

● 연구방법

콘크리트의 구속효과에 따른 강도 증진을 사용하여 강도비 제한 완화조건의 제시를 목표로 실험을 계획해야 함. 섬유보강콘크리트가 보유한 섬유의 파괴지연효과가 반영될 수 있도록 변형률에 기반한 모델을 구성.

Step 4

기둥 콘크리트의 고강도화와 섬유의 효과가 반영된 설계안 제시

현행 설계기준에 대한 제한치의 개정을 첫 번째 목표로 함. 두 번째 목표는 현행 설계기준을 유지한 채 완화조건을 명시하는 것임. 완화조건은 구속효과의 정도가 될 것임.

● 연구방법

주변부재의 상황을 고려할 수 있는 설계 방안을 도출해야 하며, 이를 위해 기존 연구결과의 통계적 분석과 복합체 이론을 도입할 예정임

제2장. 국내외 기술 개발 현황

설계기준은 해당 기술에 대한 최신기술의 반영 혹은 설계 철학을 보여준다. 따라서 국내외 기술개발현황으로는 국내외에서 사용중인 설계기준에 대한 검토를 수행하였다.

1. 기둥-슬래브 접합부에 대한 국내외 현행 설계기준 분석

현재 국내에서 사용하는 콘크리트 구조물에 대한 설계는 KBC2009²⁾를 기준으로 하고 있으며, 경우에 따라 콘크리트 구조기준 2012³⁾를 활용하여 설계를 진행하기도 한다. 이에 따라 현행 설계기준이 보유한 기둥-슬래브 콘크리트의 압축강도에 대한 제한 사항과, 철근과 콘크리트의 강도에 대한 제한사항을 추가적으로 검토하여, 본 연구에서 검토해야 하는 콘크리트 압축강도의 범위를 설정하고자 한다. 검토 결과 현행 KBC2009²⁾와 KCI2012³⁾에는 큰 차이가 없는 것으로 나타났으며, KCI2012³⁾가 모델 코드로써 KBC 개정시의 원안이 되는 경우가 많으므로 KCI 2012³⁾에 대한 분석이 선행되었다.

[콘크리트구조기준 2012³⁾]

6.7.2 바닥판 구조를 통한 기둥하중의 전달

- (1) 기둥 콘크리트의 설계기준압축강도가 바닥판 구조에 사용된 콘크리트 강도의 1.4배를 초과하는 경우, 바닥판 구조를 통한 하중의 전달은 다음의 (2)에서 (4)까지 방법 중 한 가지에 의해 이루어져야 한다. 그러나 **1.4배 이하인 경우는 특별한 조치를 취할 필요가 없다.**
- (2) 기둥 주변의 바닥판은 기둥과 동일한 강도를 가진 콘크리트로 시공하여야 한다. 기둥 콘크리트의 윗면은 기둥면에서 슬래브 내로 600 mm 정도 확대하고, 기둥 콘크리트와 바닥판 콘크리트가 일체화되도록 기둥 콘크리트가 굳지않은 상태에서 바닥판 콘크리트를 시공하여야 한다.
- (3) 바닥판 구조를 통과하는 기둥의 강도는 소요 연직 다월 철근과 나선철근을 가진 콘크리트 강도의 하한값을 기준으로 하여야 한다.
- (4) 깊이가 거의 같은 보나 슬래브로 네 면이 횡방향으로 구속된 기둥의 접합부 강도는 기둥 콘크리트 강도의 75%와 바닥판 콘크리트 강도의 35%를 합한 콘크리트의 강도로 가정하여 계산할 수 있다. 여기서, 기둥의 콘크리트 강도는 바닥판 콘크리트 강도의 2.5배를 초과할 수 없다.

콘크리트구조기준(2012)³⁾의 6.7.2절을 따르면, 기둥 콘크리트의 압축강도가 슬래브 콘크리트 압축 강도의 1.4배를 초과할 경우, 별도의 조치를 취해야 할 것을 규정하고 있다. 반면 1.4배 이하일 경우 어떠한 시공방법을 선택해도 무방하다는 것을 규정하고 있으며, 이는 기둥-슬래브 조인트의 강도가 기둥의 강도에 준할 수 있다는 것을 의미한다. 따라서 원활한 시공을 위해서는 슬래브 콘크리트의 압축강도가 기둥 콘크리트의 압축강도를 제한하게 된다.

콘크리트구조기준에서는 콘크리트의 설계기준 압축강도에 대해서 별도의 상한선을 명문화하고 있지는 않다. 전단강도나 이음 길이와 관련하여 콘크리트의 인장강도를 규정하는 요인인 $\sqrt{f_{ck}}$ 의 경우 명확한 제한이 있으나, 이를 콘크리트 압축강도 사용 제한 상한선으로 규정하기는 어렵다. 따라서 슬래브 콘크리트의 압축강도를 상승시키면 문제는 해결될 수 있으나 슬래브에 고강도 콘크리트를 사용함에 따른 장점이 크게 없기 때문에 비용 측면에서 슬래브 콘크리트의 강도를 제한하고 있다. 그러나 표 1에서 검토한 바와 같이 대부분의 경우 기둥 콘크리트 압축강도는 슬래브 콘크리트 압축강도의 1.4배를 초과하므로, 설계기준에서 정하는 사용 가능 범위를 벗어날 경우에 대한 검토를 수행해야 한다.

강도의 제한 외의 나머지 세 개의 조항(콘크리트구조기준 6.7.2(2)~(4))은 강도 제한 범위를 벗어날 경우의 조치에 대해 언급하고 있다. 첫 번째 대안은 분리타설을 수행하는 것으로, 콘크리트 타설시의 연속성 확보, 타설 순서 등 시공상에 문제를 일으키는 요소가 될 수 있다. 그러나 분리타설 수행시에는 강도 제한에 영향을 받지 않게 되므로 구조 설계에 있어서 더 자유로울 수 있다.

두 번째 대안은 기둥-슬래브 조인트의 압축강도에 압축강도를 지지할 수 있는 추가 요소를 더하는 것이다. 다월철근 등으로 대비되는 압축강도 상승을 위한 추가 요소는 지지점에서의 휨강도를 향상시키는 동시에 휨연성의 하락과 기둥 단부 강성의 상승에 따른 응력 집중 문제를 야기할 수도 있기 때문에 주의를 더해 설계해야 한다.

마지막 방안은 내부기둥에만 적용되는 조항으로, 4면이 구속되어 있을 경우 기둥-슬래브 조인트 콘크리트에 작용하는 구속 효과가 슬래브의 강도를 증진시킨다는 것이다. 이를 통해 기둥 콘크리트 압축강도와 슬래브 콘크리트 압축강도 사이의 비에 대한 제한을 완화시킬 수 있다. 국내의 설계기준과 해외 설계기준을 비교하여 표 3에 나타내었다. 예외적으로 유로코드는 기둥 사이 슬래브의 파괴에 대한 별도의 규정을 도출하지 않고 사용중인 것으로 나타났다.

각 설계기준의 해당 사항에 대한 조항번호 및 제목은 다음과 같다.

ACI318-11(14)⁴⁾
10.12 Transmission of column loads through floor system

KCI2012³⁾
6.7 슬래브 구조를 지지하는 압축 부재

AS3600-2001⁶⁾
10.8 Transmission of axial force through floor systems

CSA A23.3-04⁷⁾
10.12 Columns – Transmission of loads through floor system

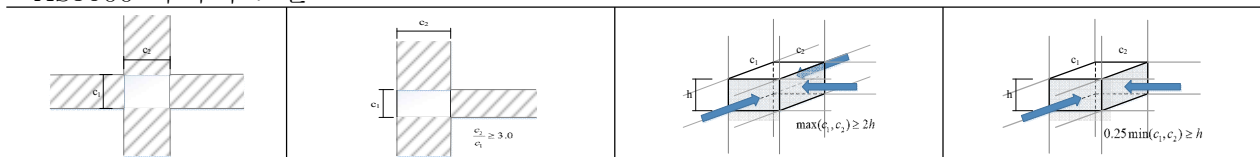
NZS3101 2006⁸⁾
10.3.5 Transmission of axial force through floor system

설계기준 사이의 차이점을 살펴보면 ACI, KIC의 경우 유효강도의 사용 가능범위를 4면이 동등한 구속력에 의해 구속될 때로 제한하고 있으나 AS의 경우 다양한 구속 상태를 정의하여, 비교적 경제적인 설계를 추구하는 것을 확인할 수 있다.

[표 3] 현행 설계기준의 비교

Code	Limitation	조치사항(제한사항을 벗어났을 경우)			비고
	f_{ck}	Puddling	Reinforcing Criteria	Apparent strength	
ACI 318	$1.4f_{cs}' < f_{cc}'$	- 기둥 주변 바닥판에는 기둥과 동일한 강도를 부여 - 기둥 콘크리트 윗면은 기둥 면에서 슬래브 내로 600mm 확대 타설 - 기둥 콘크리트가 굳지 않은 상태에서 바닥판 콘크리트 시공	슬래브를 통과하는 기둥의 강도는 콘크리트의 강도 또는 수직 다월철근 그리고 스파이럴에 의한 강도 중 작은 값을 기준으로 함.	$f_{cp} = 0.75f_{cc}' + 0.35f_{cs}'$ (기둥의 4면이 보 또는 슬래브로 지지되어 있는 경우)	-
KCI 2012	$1.4f_{cs}' < f_{cc}'$		바닥판 구조를 통과하는 기둥의 강도는 소요 연직 다월철근과 나선철근을 가진 콘크리트 강도의 하한값을 기준으로 해야 함		-
AS 3600	$1.4f_{cs}' < f_{cc}'$	-	수직철근의 추가시 낮은 콘크리트 강도를 기준으로 해야 함	$f_{cp} < 2f_{cs}'$ (구속되는 면의 면적에 따라 달라지게 됨)	구속 효과의 여부에 따라 슬래브 강도의 가용 범위 결정
CSA A23.3-04	$f_{cs}' < f_{cc}'$	500 mm	- 수직다월근 사용 가능 - 나선철근이나 후프 사용 가능	- 내부기둥 $f_{cp} = 1.05f_{cs}' + 0.25f_{cc}' \leq f_{cc}'$ - 모서리기둥 $f_{cp} = 1.4f_{cs}' \leq f_{cc}'$ - 코너기둥 $f_{cp} = f_{cs}'$	
NZS 3101	$1.4f_{cs}' < f_{cc}'$	600 mm	슬래브 상하부로 완전히 정착되어야 하며 콘크리트에 충분히 구속되어야 함.	4면 구속 $f_{cp} = 0.75f_{cc}' + 0.35f_{cs}'$ $\frac{f_{cc}'}{f_{cs}'} \leq 2.5$	

AS3600의 구속 조건



제3장. 연구 수행 내용 및 성과

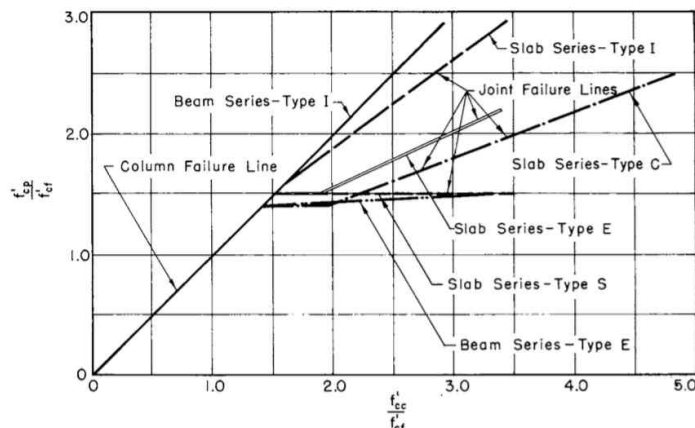
1. 데이터베이스의 구축과 통계적 연구

현행 설계기준은 샌드위치 기둥, 기둥-슬래브 조인트의 압축 실험을 통한 조인트 강도의 발현 정도를 나타내기 위한 실험 결과들의 수집을 통해 이루어진 것이다. 따라서 본 연구에서는 해당 설계기준의 도출을 위해 수행된 기존 연구들에서 수행된 실험 연구의 특징과 결과를 먼저 검토하였다. 현재 수집 가능한 기둥-슬래브 조인트의 압축 실험에 대한 문헌은 총 10 개인 것으로 나타났다. 모든 연구가 같은 조건에 대한 실험을 수행한 것은 아닌 것으로 나타나고 있으나, 간략한 주제를 정리하여 그림 5에 나타내었다. 대부분의 연구가 ACI318⁵⁾의 설계기준 중 “Axially loaded members supporting slab system”의 조항을 개정 또는 뒷받침하기 위한 연구로 수행된 것으로 나타나며, 현행 국내 설계기준 또한 ACI318⁵⁾의 조항을 그대로 따르고 있기에 본 연구에서는 ACI318⁵⁾의 변천 과정도 동시에 검토하여 그림 5에 나타내었다.

가. 실험적 연구 결과 검토

[Bianchini et. al. (1960)¹⁹⁾]

- ACI318⁵⁾의 주요 참고문헌, 현행 설계기준의 f_{cc}/f_{cs} 제한과 유효강도의 개념을 처음으로 도입한 연구임.
- 최대 콘크리트 압축강도의 크기는 62 MPa이며, 샌드위치 기둥, 기둥-슬래브 조합, 기둥-보 조합 등 다양한 조건에서의 조인트 강도에 대한 실험을 수행
- 샌드위치 기둥의 파괴 양상 : 슬래브 콘크리트에서 수직균열 발생, 이후 해당 균열의 진전을 통해 최종 파괴. 즉, 콘크리트의 압축강도가 상대적으로 약한 슬래브 부분에서 파괴가 시작되며 집중되는 현상을 확인할 수 있었음
- 내부기둥 : 슬래브의 외면. 즉, 슬래브 끝단(자유단)에서 수직균열 발생, 슬래브의 주철근 방향을 따라 균열이 발생한 이후 기둥 둘레 분리 균열 발생. 이후 기둥의 주철근 방향으로 균열이 발생하여 최종 파괴.
- f_{cc}/f_{cs} 의 제한치 1.4는 외부의 구속 조건이 아무것도 없을 경우로 제안됨, 구속시 1.5 사용 가능한 것을 제안함.[그림 6]



[그림 6] 기둥-슬래브 조인트 콘크리트 강도 제안(Bianchini et al(1960))

[Gamble et. al. (1991)^{20]}]

- 슬래브의 구속효과를 중심으로 연구를 진행함
- 슬래브 및 슬래브의 철근이 제공하는 횡방향 구속력을 결정하기 위해 변형률 측정 게이지를 활용함
- 횡구속력의 효과 검토를 위해 나선철근을 활용함
- 슬래브의 두께가 구속력의 크기를 결정하는 중요한 요인이 되는 것으로 판단함
- 슬래브가 없을 경우 샌드위치 칼럼의 경우에도 슬래브의 두께가 영향을 받는 것으로 나타남

[Chuan-Chien Shu and Neil M. Hawkins (1992)^{21]}]

- 샌드위치 칼럼을 집중적으로 실험함
- 샌드위치 칼럼의 경우 플로어 위치에서 주철근이 단독으로 강도 상승에 영향을 미치지 않는 것으로 나타남
- 다만 샌드위치 기둥의 폭-슬래브 두께 비가 영향을 미칠 수 있는 것으로 확인됨(h/c ratio)
- h/c ratio 가 증가함에 따라 어페어런트 스트레NGTH는 감소하게 됨
- h/c ratio의 감소가 의미하는 바는, 슬래브가 작아짐을 의미함
- h/c ratio를 반영한 유효강도 추정식을 제시함

[Wen Bin Siao (1994)^{22]}]

- 구속력에 관련한 연구를 수행하기 위해 기둥과 슬래브 및 보로 구성되어 있는 실험을 수행함
- 기둥에 작용하는 구속 압력은 기둥과 보 또는 슬래브의 바닥 시스템을 연속적으로 통과하는 철근에 의해 발생함
- 구속력을 결정하는 주요 변수는 콘크리트 압축강도비, 기둥의 형태, 철근의 직경으로, 보 및 슬래브의 영향도 고려할 수 있도록 제안함

[Ospina et al (1998)^{23]}]

- 슬래브에 작용하는 하중과 이로 인한 기둥-슬래브 접합영역에서의 구속력 약화에 대해 연구함
- 내부 기둥에 대해서만 연구가 수행되었으며 기둥의 폭-슬래브 두께 비에 따른 강도 추정식을 제시함
- 슬래브에 작용하는 하중은 사용하중으로 제한함

[McHarg et al (2000)^{24]}]

- 내부기둥에 대한 실험 수행, 구속력이 없는 상태와 4면 구속이 있는 상태를 비교하여 내부 기둥의 설계에 적용할 수 있는 실험 결과 도출
- 최근 다양한 방향으로 사용되고 있는 강섬유가 보유한 구속효과를 확인하기 위한 실험을 수행하였음. 슬래브로 구속되어 있지 않은 경우의 2.2배만큼 상승하는 것을 확인함
- 슬래브 주철근의 배치형태에 대한 실험을 수행함. 슬래브 주철근의 집중적 배치는 뚫림 전단에 대해 안전한 설계가 될 뿐 아니라 슬래브-기둥 조인트의 강도에서도 우수한 구조적 거동을 확보해준다는 것을 확인함

- f'_{cc}/f'_{cs} 이 1.4 이상일 경우, ACI 설계기준이 안전하지 못한 예측을 하는 것으로 나타남.
Ospina의 연구결과가 더 안전하고 정확한 예측이 가능함.
- 실험은 슬래브가 극한 상태를 경험한 후에 이루어졌음.

[Siu C. Lee and Priyan Mendis (2004)^{25]}

- 샌드위치 칼럼에 대해서만 검토
- 슬래브두께 기둥폭 두께비에 대한 연구 결과는 다른 연구와 일관되게 나타남
- 블록 몰탈 강도 이론으로부터 기둥의 유효강도를 도출함

[S. A. Ali Shah, Y. Rivakov (2005)^{26]}

- 기존의 구속효과 모델을 활용하기 위한 방안 마련
- 구속효과 모델을 통해 기둥-슬래브 조인트의 강도 재산정
- 슬래브의 효과 최대 61%의 강도 증진을 확인

[Abid A. Shah et al (2005)^{27]}

- 가력 방법 : 슬래브에 작용하는 하중은 기둥의 유효강도를 감소시킴
- slab load intensity 와 유효강도는 기둥의 폭-슬래브 두께 비에 크게 영향을 받음
- 기둥의 폭-슬래브 두께 비가 커짐에 따라 (슬래브가 기둥에 비해 두꺼워짐) 슬래브에 작용하는 하중은 증가하고 이에 따라 유효강도가 커지게 됨
- 슬래브-기둥 접합부를 둘러싼 슬래브의 구속효과는 유효강도를 증가시킬 수 있는 것으로 나타남
- 슬래브 철근비가 높은 내부 기둥 실험체는 더 높은 구속효과와 유효강도를 보유한 것으로 나타남
- ACI 식은 고강도 콘크리트 사용시 안전하지 못한 것으로 나타남
- CSA는 내부기둥 유효강도가 안전하거나 크게 보수적으로 평가하는 것으로 나타남. 특히 슬래브 두께-기둥 폭 비가 작은 경우의 실험체가 그런 경향이 더 크게 나타남
- Ospina 의 연구결과가 더 안전하고 정확하게 유효강도를 평가함.

[Lee et al (2007)^{28]}

- 고강도 섬유보강콘크리트를 사용하여 슬래브의 분리타설을 수행한 경우 높은 수준의 구조적 안전성을 확보할 수 있는 것으로 확인됨. 최대 16%의 압축강도 증가를 확인할 수 있었음
- 실험 결과 ACI와 CSA 모두 보수적 평가를 하는 것을 확인할 수 있었음.

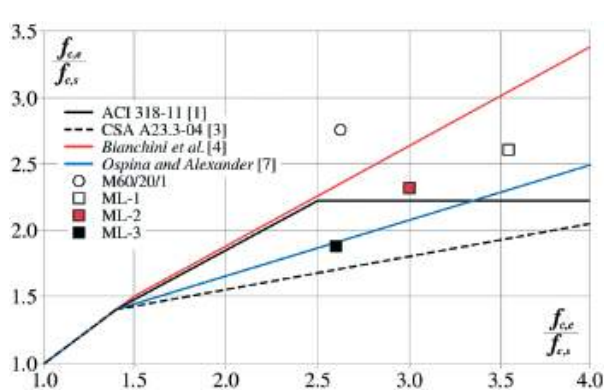
[GOLDYN et. al. (2015)^{33]}

- 실험체의 형태는 내부 접합부를 모사한 실험체로 기둥의 압축강도로는 72~89 MPa 로 분포되어 있으며 슬래브 콘크리트의 압축강도의 크기는 24 MPa로부터 33 MPa까지 분포되어 있음.
- 총 네 개의 실험체가 제작되었으며, 슬래브 콘크리트의 특성을 중심으로 실험을 진행함. 보통강도의 일반골재가 사용된 콘크리트로 슬래브가 타설된 실험체와 경량골재콘크리트가 사용된 슬래브 실험체로 구성되었으며, 콘크리트의 압축강도를 중심으로 연구가 수행됨.

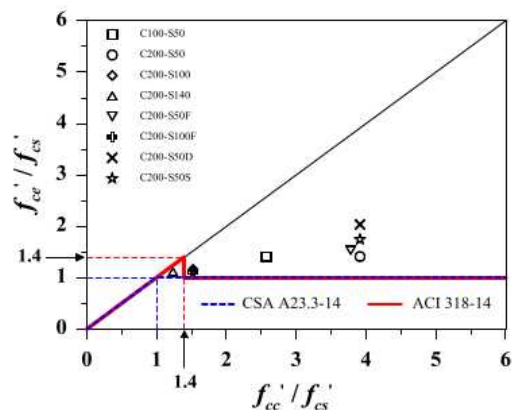
- 실험 결과, [그림 7(a)]에 나타난 바와 같이 보통콘크리트의 경우 현행 설계기준 및 기존 연구 결과가 보수적인 평가를 하는 것으로 나타났으나, 경량골재콘크리트 실험체들은 안전하지 못할 수도 있음이 나타남.

[Shin et. al. (2016)³²⁾]

- 초고강도 콘크리트를 기둥에 사용하였으며, 슬래브의 압축강도 또한 고강도화된 실험이 수행됨. 기둥 콘크리트의 압축강도는 100~200 MPa에 분포되어 있으며 굵은 골재가 사용된 초고강도 콘크리트이며, 슬래브 콘크리트의 압축강도는 50~140MPa로 분포되어 있음.
- 주요 변수는 콘크리트 압축강도비와 슬래브 콘크리트의 보강 방안으로 구성되었으며 모든 실험체는 샌드위치 기둥 형태로 제작되었음.
- 압축강도비는 1.23~3.91로 분포되어 있음.
- 보강 방안은 강섬유의 혼입, 강재로 제작된 보강재의 설치, 다월철근의 설치로 총 세 가지이며 강섬유 혼입의 경우 콘크리트 압축강도 50, 100MPa로 두 개가 제작됨.
- 슬래브 콘크리트에 대한 기둥 콘크리트 압축강도비가 커질수록 유효강도-슬래브 압축강도비가 증가하였으나 그 증가폭이 크게 나타나지는 않았음.
- 특히, 100MPa 이상의 초고강도 콘크리트가 슬래브에 사용되었을 경우 ACI의 제한기준인 강도제한 1.4에도 미치지 못하는 것을 확인할 수 있었음. 그러나 슬래브에 대해서는 압축강도가 높은 콘크리트를 일반적으로 사용하지 않으므로 큰 문제가 없을 것으로 판단됨. 다만, 압축강도의 수준이 유효강도의 크기에 영향을 주는 것은 고려해야 할 필요가 있음을 의미하는 것으로 보임
- 보강효과에 대한 네 실험체를 비교한 결과 다월철근이 가장 큰 보강효과를 보이는 것으로 나타났으며, 강재 삽입 실험체가 그보다 낮은 것으로 나타남. 강섬유의 보강효과는 강재 또는 철근 삽입 형태의 보강효과보다 낮은 것으로 나타났으며, 강섬유의 혼입률에 영향을 받는 것으로 나타남.
- 각 실험체들의 실험 결과가 요약된 그림을 그림 7(b)에 나타내었음



(a) GOLDYN et. al.



(b) Shin et. al.

[그림 7] 기존 연구의 콘크리트 압축강도 및 주제 요약

- ▶ 실험 결과를 활용한 분석이 대다수임
- ▶ 구속에 의한 강도 증진효과를 4면의 구속에 대해 수행된 경우가 대부분임
- ▶ 슬래브에 작용하는 하중은 유효강도를 감소시키는 영향을 줌
- ▶ 전체 161개의 실험체의 DB 구축
(샌드위치 기둥, 내부기둥, 보 및 외부기둥 포함)

나. 최근 연구결과를 반영한 유효강도 산정 방안의 검토

본 연구의 1차년도에는 최적의 연구수행을 위해 본 연구에서는 기존 연구의 실험체들이 가지고 있는 특성들을 분석하였다. 검토 결과 슬래브 두께-기둥 폭 비, 압축강도비가 가장 큰 유효강도 결정요인임을 확인할 수 있었으며 이를 활용한 유효강도 산정을 위한 실용식을 도출하였다. 2차년도에는 새로 수집된 두 연구 결과를 반영하여 기존 연구를 통해 도출된 유효강도 추정식의 적합성을 검토하였으며, 유효강도 산정 실용식을 도출하였다.

첫 번째로 검토한 유효강도 산정식들은, 실험 결과들을 사용한 회기분석 결과로 도출된 유효강도 산정식들을 대상으로 하였다. 총 다섯 개의 실용식에 대한 검토를 수행하였으며, 각 실용식들은 다음과 같은 특징이 있다.

[Bianchini et. al. (1960)¹⁹⁾]

- ACI318의 주요 참고문헌, 현행 설계기준의 f_{cc}/f_{cs} 제한과 유효강도의 개념을 처음으로 도입한 연구임.
- 내부기둥의 경우 유효강도를 사용하여 설계가 가능함을 언급했으며 유효강도 산정식은 다음과 같음.

$$f_{cp} = 1.50f_{cs}' + 0.75(f_{cc}' - 1.50f_{cs}') = 0.375f_{cs}' + 0.75f_{cc}' \quad (1)$$

$$P = A_c(0.64f_{cc}' + 0.31f_{cs}') + A_s f_y \quad (2)$$

여기서, $1.5 < f_{cc}'/f_{cs}' < 3.0$ 이어야 하며, f_{cs}' 은 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도, f_{cc}' 은 기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도를 의미하며 A_s 와 f_y 는 각각 기둥에 사용된 철근의 단면적과 항복강도를 의미한다.

[Gamble and Klinar (1991)²⁰⁾]

- 슬래브의 구속효과를 중심으로 연구를 진행함
- 슬래브 및 슬래브의 철근이 제공하는 횡방향 구속력을 결정하기 위해 변형률 측정 게이지를 활용함. 유효강도 산정식 구속정도에 따라 다음과 같이 결정되었음

[Edge Columns]

$$f_{cp} = f_{cc}' \text{ if } f_{cc}' \leq 1.4f_{cs}' \quad (3)$$

$$f_{cp} = 0.85f_{cs}' + 0.32f_{cc}' \geq 1.4f_{cs}' \text{ if } f_{cc}' \geq 1.4f_{cs}' \quad (4)$$

[Interior Columns]

$$f_{cp}' = 0.67f_{cs}' + 0.47f_{cc}' \geq 1.4f_{cs}' \text{ if } f_{cc}' \geq 1.4f_{cs}' \quad (5)$$

여기서, f_{cs}' 은 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도, f_{cc}' 은 기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도를 의미한다.

[Chuan-Chien Shu and Neil M. Hawkins (1992)²¹⁾]

- 샌드위치 칼럼을 집중적으로 실험함. 다양한 변수에 대해 고려할 수 있도록 실험을 계획하였으며, 실용식에 이전 연구자들과는 달리 기둥폭-슬래브 두께 비를 반영함.
- 구속정도에 대해서는 전혀 반영하지 못하고 있음. 샌드위치 기둥에만 적용이 가능한 실용식이 도출됨.

$$f_{cp} = f_{cs}' + \frac{1}{0.4 + 2.66(h/c)}(f_{cc}' - f_{cs}') \quad (6)$$

여기서, f_{cs}' 은 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도, f_{cc}' 은 기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도를 의미하며, h/c 는 기둥폭에 대한 슬래브 두께의 비를 의미한다.

[Ospina and Alexander (1998)^{23]}]

- 슬래브에 작용하는 하중과 이로 인한 기둥-슬래브 접합영역에서의 구속력 약화에 대해 연구함, 슬래브에 작용하는 하중은 사용하중으로 제한함
- 내부 기둥에 대해서만 연구가 수행되었으며 기둥의 폭-슬래브 두께 비에 따른 강도 추정식을 제시함

$$f_{cp} = f_{cc}' \text{ if } f_{cc}' \leq 1.4f_{cs}' \quad (7)$$

$$f_{cp} = \frac{0.25}{h/c} f_{cc}' + \left(1.4 - \frac{0.35}{h/c}\right) f_{cs}' \text{ if } f_{cc}' > 1.4f_{cs}' \quad (8)$$

여기서, f_{cs}' 은 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도, f_{cc}' 은 기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도를 의미하며, h/c 는 기둥폭에 대한 슬래브 두께의 비를 의미한다.

[S. A. Ali Shah and Y. Rivakov (2005)^{26]}]

- 기존의 구속효과 모델을 활용하기 위한 방안 마련
- 구속효과 모델을 통해 기둥-슬래브 조인트의 강도 재산정
- 슬래브의 효과 최대 61%의 강도 증진을 확인

$$f_{cp} = 0.35f_{cc}' + 0.384 \frac{\rho + 4.12}{h/c + 1.47} \lambda f_{cs}' \quad (9)$$

여기서, f_{cs}' 은 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도, f_{cc}' 은 기둥에 사용된 콘크리트의 압축강도를 의미하며, h/c 는 기둥폭에 대한 슬래브 두께의 비를 의미한다. 또한 ρ 는 슬래브의 철근비를 의미하며, λ 는 구속상태를 고려하기 위한 계수로 비구속상태에서는 $\lambda = 1.000$ 을 사용하고 4면이 슬래브로 구속된 경우에는 $\lambda = 1.385$ 를 사용할 것을 제안하였다.

다. 유효강도 산정식의 평가

본 연구의 최종 목적은 기둥-슬래브 조인트 접합부의 설계를 위한 설계기준 개정(안)을 제시하는 것이며, 세부 목표 중 하나는 유효강도의 크기를 산정할 수 있는 설계식을 제안하는 것이다. 설계식의 다양한 형태 중 하나인 실험 결과를 활용한 실용식의 경우(현재 국내 설계기준이 사용하는 방법) 그 제한 사항이 실용식의 도출에 사용한 실험체의 특성에 따라 뚜렷하게 나타나므로 사용성에 대해 검토가 필수적이다. 또한, 실용식은 실험 결과 나타난 다양한 변수의 영향을 직접 고려하므로 새로운 유효강도 산정식을 도출하는 데에 있어서 변수별 중요도를 평가하게 해주는 주요 지표이므로 기존 연구에서도 도출된 유효강도 식의 정확도를 평가하고자 하였다.

아래 표 4에 샌드위치 기둥과 내부기둥의 실험체들이 가지고 있는 특성을 요약하여 정리하였다. 샌드위치 기둥의 경우 기둥-슬래브 조인트의 유효강도 산정에 관한 초기 연구에 집중적으로 수행된 바, 기둥 콘크리트 압축강도의 최대 강도가 87 MPa인 것으로 나타났다. 반면 내부기둥에 관련된 실험은 최근까지도 수행되고 있는 바, 최대 199 MPa의 압축강도를 보유한 콘크리트가 사용된 기둥에 대한 실험이 수행된 것을 확인할 수 있었다. 최소값은 두 실험군 모두 20 MPa 초반으로 나타났다. 슬래브에 사용된 콘크리트 압축강도는 샌드위치기둥과 내부기둥이 각각 161 MPa와 46 MPa 인 것으로 나타

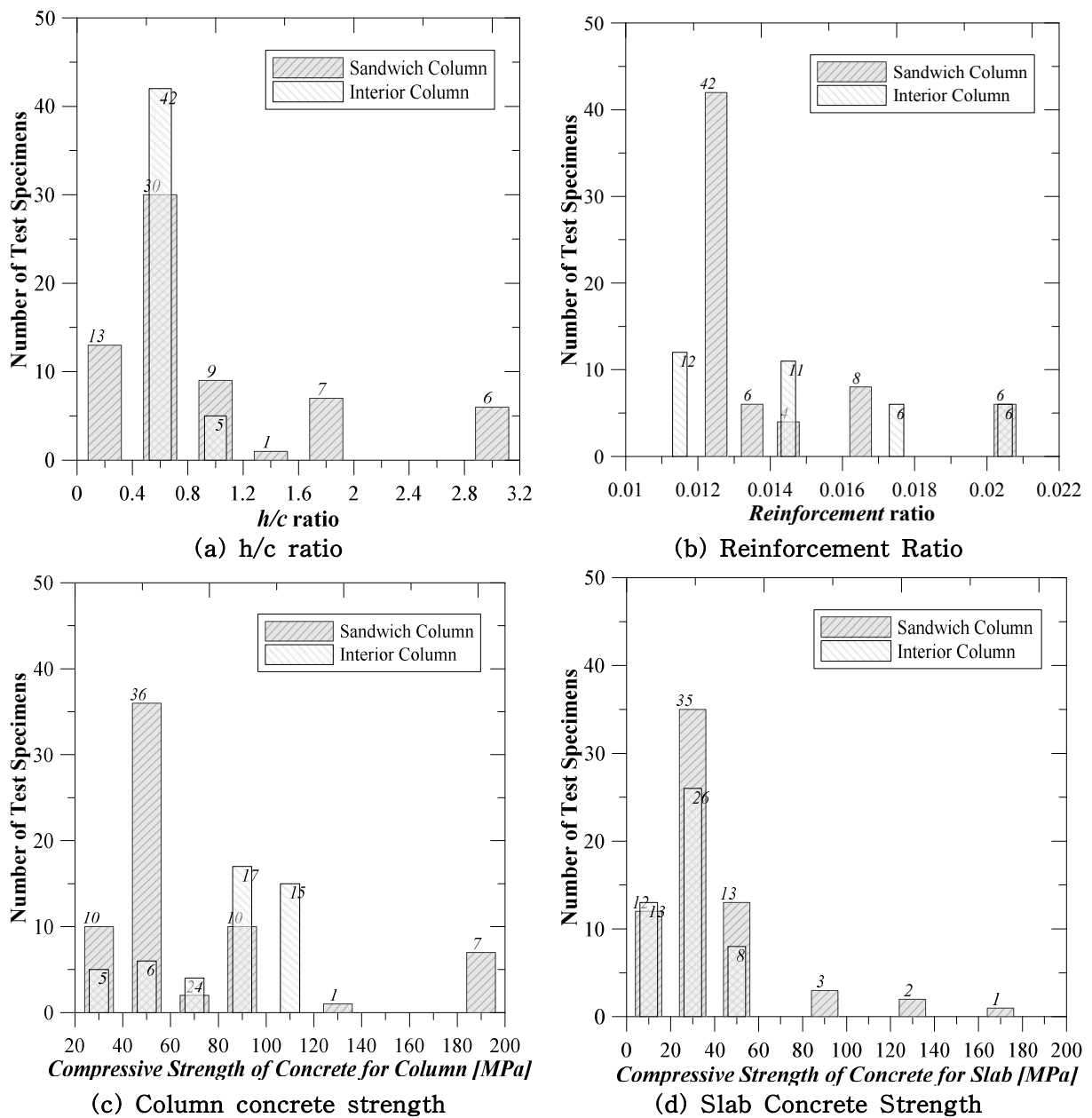
났다. 최소값은 6.90 MPa와 13.38 MPa로 나타났다. 슬래브 콘크리트의 큰 편차는 슬래브의 경우 철근의 큰 영향을 받는 휨재이므로 큰 압축강도를 보유한 콘크리트의 적용이 필요치 않음에도 최근의 연구에서 연구 범위 확장을 위한 연구가 수행되었기 때문인 것으로 판단된다. 실제 본 연구의 국내 사례를 검토한 내용에서 확인한 바와 같이 20 ~ 30 MPa 급의 콘크리트가 슬래브에 집중적으로 사용되었다. 철근비는 조인트 영역의 구속 효과를 발현하는 데에 중요한 역할을 하므로 철근비에 대한 검토 또한 수행하였다. 기존 실험체들의 기둥에 배치되어 있는 주철근은 샌드위치 기둥의 경우 1.22 ~ 2.05 % 인 것으로 나타났다. 내부기둥의 경우 최대 3.53 % 최소 1.13 % 로 설계기준에서 제시하는 값을 초과하지 않는 것으로 나타났다. 구속효과에 있어서 기둥의 주철근비보다 더 큰 영향을 미치는 것은 슬래브의 상부철근비로 최대 0.74 %, 최소 0.18 %인 것으로 확인되었으며 평균 0.41 %로 배치되어 있는 것을 확인할 수 있었다. 대부분 0.4%에 걸쳐 분포되어 있는 것을 확인할 수 있었다. 샌드위치 기둥의 경우 슬래브 두께 - 기둥 폭 비는 최대 3에서 최소 0.17이었으며 평균 값은 1.01로 나타났다. 샌드위치 기둥의 경우 해당 변수의 특성을 파악하기 위해 이상적인 수를 도입한 실험체를 제작함에 따라 이와 같은 통계치가 나타난 것으로 파악된다. 내부 기둥의 경우 최대값 1.2, 최소값 0.43으로 일반적으로 실제 사용되는 값을 대부분 사용하고 있는 것을 확인할 수 있었다.

[표 4] DB 개요

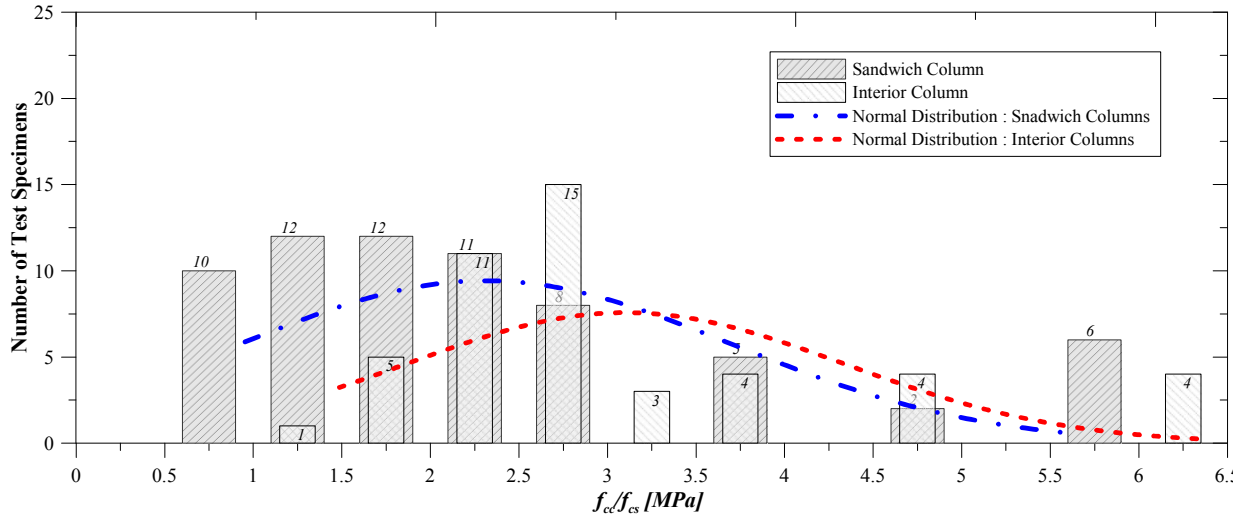
Characteristics		Sandwich Columns	Interior Columns
f'_{cc} [MPa]	Max Value	198.8	120
	Min. Value	21.93	22.55
	Average	69.56	82.34
f'_{cs} [MPa]	Max Value	161	46
	Min. Value	6.90	13.38
	Average	37.46	28.03
f'_{cc}/f'_{cs}	Max Value	5.64	6.33
	Min. Value	0.95	1.49
	Average	2.31	3.10
ρ_{col} [%]	Max Value	2.05	3.53
	Min. Value	1.22	1.13
	Average	1.38	2.02
$\rho_{slab,top}$ [%]	Max Value	-	0.74
	Min. Value	-	0.18
	Average	-	0.41
h/c	Max Value	3.00	1.20
	Min. Value	0.17	0.43
	Average	0.96	0.67

f'_{cc} : 기둥 콘크리트의 압축강도(MPa), f'_{cs} : 슬래브 콘크리트의 압축강도(MPa), ρ_{col} : 기둥의 주철근비, $\rho_{slab,top}$: 슬래브 상부(또는 인장) 철근비, h : 슬래브 두께(mm), c : 기둥 두께

설계기준식 및 실용식을 평가하기 위한 실험체는 내부기둥(4면의 슬래브 구축) 실험체 47 개와, 샌드위치 기둥 66개로 총 113개의 실험체에 대해 평가를 수행하였다. 샌드위치 기둥의 경우 1차년도 수행시 최대 압축강도가 87MPa 이었으나, 2차년도 추가 수집한 실험 결과에 따라 198.8 MPa까지 확장되었다. 슬래브에 사용된 콘크리트의 압축강도는 최대 161MPa까지 확장되었다. 본 연구에서 수행된 DB 구축을 통해 향후의 연구 방향 설정에 도움이 되도록 하기 위해 DB 구축 결과를 활용하여 수행된 실험 변수의 분포 경향을 [그림 8]에 나타내었다. 특히, [그림 9]에는 현행설계기준에서 제안하는 유효강도 산정시 중요한 변수가 되는 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 기둥 콘크리트 압축강도의 비를 별도로 나타내었다. 이에 따르면, 샌드위치 기둥의 경우 실험체 제작의 편의성 및 다양한 변수의 검토 가능성 때문에 더 높은 강도비의 실험체가 존재할 수 있었으며, 내부기둥의 경우 실무적으로 사용빈도가 높은 부분이 확인하게 드러나는 것을 확인할 수 있었다.



[그림 8] 유효 변수별 실험체의 분포도



[그림 9] 콘크리트 강도비에 따른 실험체의 분포도

그림 10부터 13에 샌드위치 기둥과 내부기둥 실험체들을 사용하여, 검토한 유효강도 산정식을 적용하여 실험 결과와 비교하여 나타내었다. 실험체의 유효강도는 철근의 영향을 배제하기 위하여 현행 설계기준(KCI 2012³⁾)에서 사용하는 압축재의 압축강도를 산정하는 식 (10)을 사용하여 평가하였다.

$$P_{n(max)} = 0.80[0.85 f_{ck}(A_g - A_{st}) + f_y A_{st}] \quad (10)$$

식 (1)의 우변에 있는 첫 번째 항 0.80은 최소편심을 고려하기 위한 사항으로 본 연구에서 수행하는 중심압축실험 결과의 평가에는 별도로 고려할 필요가 없다 판단하여 아래 식 (11)를 사용하여 유효강도를 산정하였다.

$$f_{cp} = \frac{P_{test} - f_y A_{st}}{0.85(A_g - A_{st})} \quad (11)$$

위의 두 식에서, $P_{n(max)}$ 는 띠철근 기둥의 최대 축강도, f_{ck} 는 콘크리트의 설계기준 압축강도, A_g 는 단면 전체의 면적, A_{st} 기둥의 축방향 철근의 단면적, f_y 는 기둥 주철근의 항복강도를 의미하며, 식 (11)의 f_{cp} 는 실험결과 도출된 유효강도, P_{test} 는 실험 결과를 의미한다. 실제로 콘크리트 압축강도의 85%만 고려하는 식의 형태이긴 하나, 설계시의 안전성 확보를 위해 현행 설계기준에서 도입하고 있는 평가 방법을 그대로 사용하였다.

그림 10 및 그림 11에는 샌드위치 기둥 실험체의 강도를 현행 설계기준 두 개(ACI⁵⁾ 및 KCI³⁾와 CSA⁷⁾와 실용식 6 개를 대상으로 적용성을 평가하기 위해 실험결과와 추정치를 직접 비교하였다. 그림 13에서 설계기준의 안전성을 분석해보면, 실험값이 대부분 추정치보다 낮은 상태에 있는 것을 확인할 수 있다. 반면 CSA⁷⁾의 경우 50% 정도의 실험체가 안전하지 못한 예측을 하고 있는 것으로 나타났으나 ACI⁵⁾보다는 높은 안전성을 확보하고 있는 것으로 나타났다. 이는 기둥과 슬래브 콘크리트의 압축강도에 대한 기여분을 어떻게 설정하느냐에 따라 달라진 결과로 판단된다. ACI⁵⁾의 유효강도 산정식은 아래 식 (12)에 나타난 바와 같이 기둥 콘크리트의 기여분을 더 크게 고려하고 있으며, CSA⁷⁾의 유효강도 산정식은 식 (13)에서 확인할 수 있는 바와 같이 슬래브 콘크리트의 기여분을 더 크게 고려하고 있다.

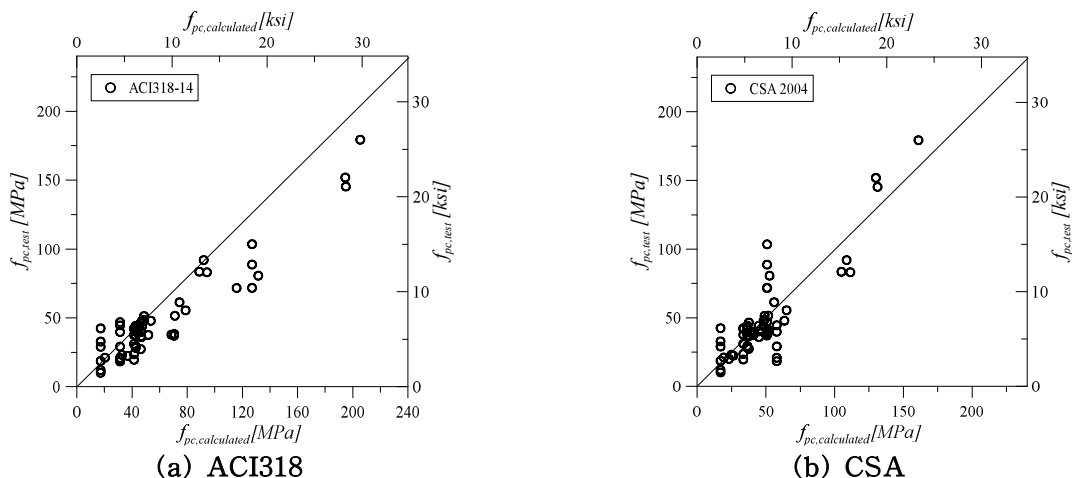
기둥-슬래브 조인트 실험체의 주요 파괴는 기둥이 아닌 슬래브에서 발생하므로 CSA에서 제안한 바와 같이 슬래브의 파괴 기준을 중심으로 주변 부재의 영향을 고려하는 방향으로의 실용식을 설정하는 것이 더 합리적일 것으로 판단된다.

$$f_{cp} = 0.75f'_{cc} + 0.35f'_{cs} \quad (12)$$

$$f_{cp} = 1.05f'_{cs} + 0.25f'_{cc} \leq f'_{cc} \quad (13)$$

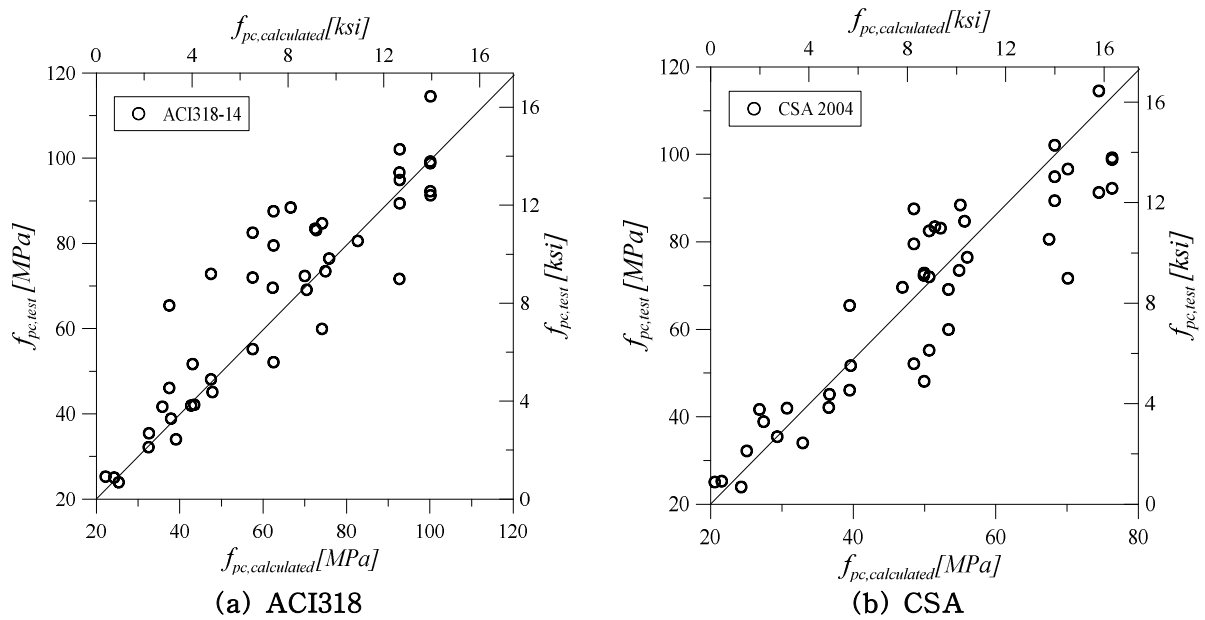
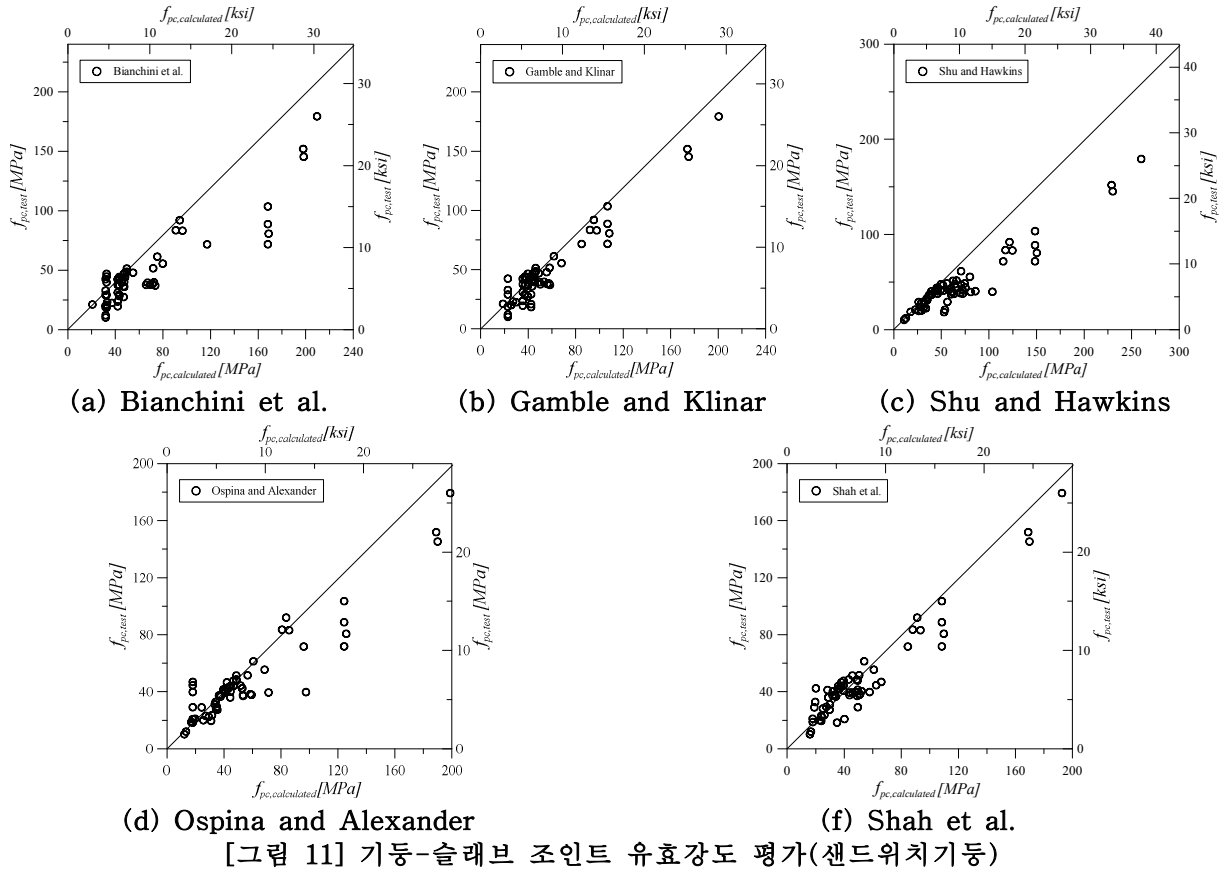
그림 11에는 기둥-슬래브 조인트 실험체의 압축실험이 수행된 기존 연구에서 도출된 유효강도 예측식을 적용한 결과를 나타내었다. Bianchini et al.¹⁹⁾의 제안식은 ACI⁵⁾의 근간이 되는 식이기는 하나, 슬래브의 기여도를 더 크게 보고 있는 특징이 있다. 이에 따라 ACI⁵⁾보다 더 안전한 평가를 하게 되는 것으로 판단된다. 그러나 Gamble and Klinar²⁰⁾의 식은 CSA⁷⁾와 같이 슬래브의 기여분을 더 크게 봄에도 불구하고 안전하지 못한 예측을 더 많이 하는 것으로 나타났다. 이는 곧 슬래브의 기여분을 크게 보는 것 뿐만 아니라 그 기여분의 정도를 적절히 정하는 것도 중요하다는 것을 의미한다. Shu and Hawkins²¹⁾의 연구 결과는 슬래브 강도에 기둥의 강도와 슬래브 두께 영향을 더한 값으로 제시되어 있다. 높은 강도를 보유한 기둥 콘크리트 영향을 최소화 하여 비교적 안전한 예측을 할 수 있었던 것으로 나타났다. Ospina et al.²³⁾의 연구 결과는 정확도가 높은 예측을 한 경우가 많았으나 산포도가 크게 나타나는 것을 확인할 수 있었다. Shah et al.의 연구결과는 슬래브의 철근비를 추가하여 검토 하고 있으나 샌드위치 기둥에는 철근이 배치되어 있지 않으므로 정확도의 큰 향상에는 영향을 받지 못한 것으로 판단된다.

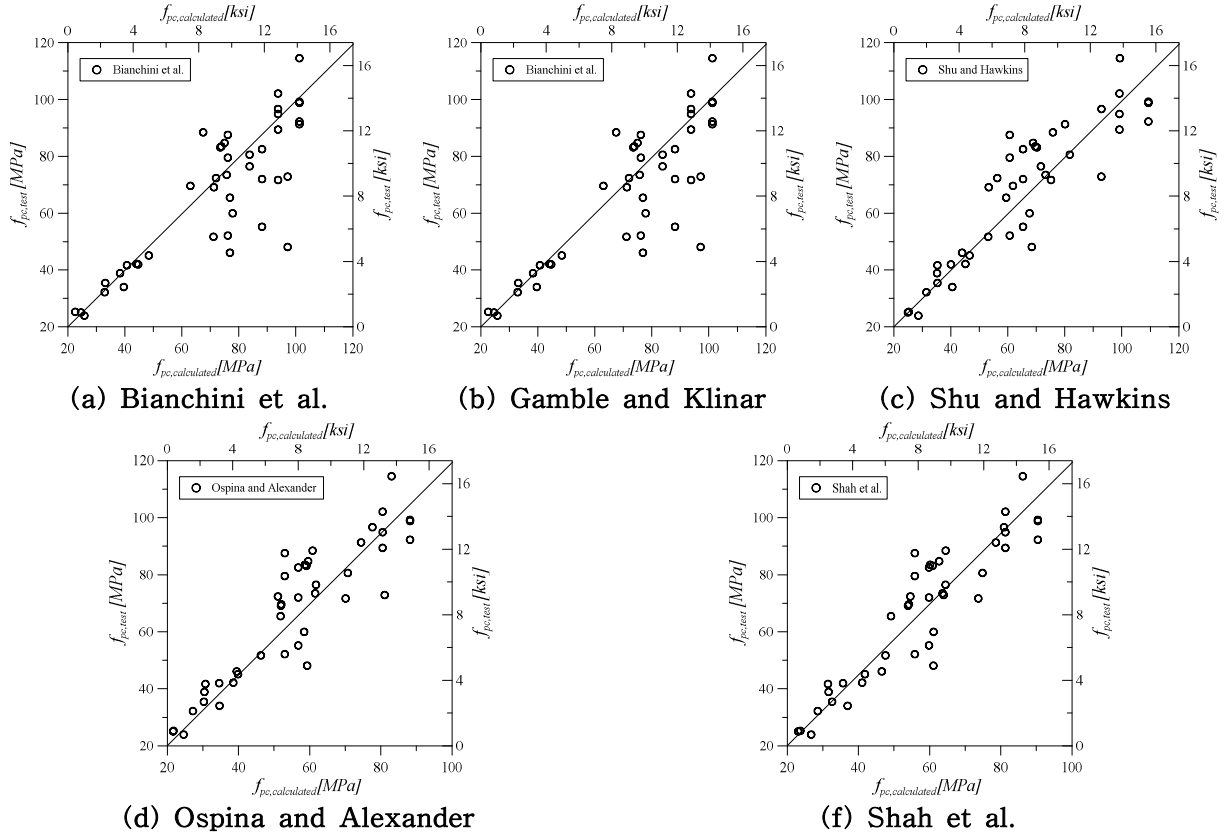
슬래브의 영향을 검토하기 위해 기둥과 슬래브가 모두 조립되어 있는 내부 기둥 실험체에 대한 안전성 평가를 동시에 수행하였다. 샌드위치 기둥에서 나타난 바와 달리 설계기준상의 비교에서는 CSA⁷⁾보다는 ACI⁵⁾가 안전측의 예측을 하고 있는 것으로 나타났다. 이는 ACI가 비구속 상태의 연구 결과를 기반으로 구축되었기 때문인 것으로 판단된다. 현재까지도 슬래브-기둥 접합부, 또는 슬래브가 가로지르는 기둥의 성능을 평가하는 데에 있어서 슬래브의 역할에 대한 검토가 명확하게 이루어지지 않는 상태이다. 따라서 비교적 변수가 적은 샌드위치 기둥에 비해 낮은 정확도를 보이는 결과가 많으며, 안전측에 더 많은 결과가 위치하고 있는 것을 그림 16을 통해 확인할 수 있다. 초기 Bianchini et al.¹⁹⁾의 연구 결과는 높은 산포도를 보이고 있으며 이는 고강도 콘크리트의 영향이 적절히 고려되지 않았기 때문인 것으로 판단된다. 반면, Shu and Hawkins²¹⁾의 연구 결과는 샌드위치 기둥에 대한 연구만 수행되었으



[그림 10] 현행 설계기준의 적용성 평가(샌드위치 기둥)

나 넓은 변수폭에 대해 연구한 결과 비교적 높은 정확도와 안전측의 예측이 가능한 것으로 판단된다. Ospina and Alexander²³⁾의 연구 결과는 실험체의 슬래브에 하중이 작용했을 때와 하중이 작용하지 않았을 때에 차이가 나는 것으로 나타났다. Shah et al.²⁷⁾의 연구 결과는 슬래브의 철근비를 추가적으로 고려함에 따라 높은 정확도를 보이는 것을 확인할 수 있었다.





[그림 13] 기둥-슬래브 조인트 유효강도 평가(내부기둥)

설계식 및 예측식의 정량적 정확도 평가를 위해 각 식의 예측 특성에 대한 통계분석을 수행하였다. 본 연구에서는 평균값, 표준편차 그리고 적분절대오차(Integral Absolute Error, IAE)를 통계지표로 사용되었다. 평균값과 표준편차는 실험결과를 예측 결과로 나눈 값에 대해 분석하였으며 IAE는 다음 식을 통해 결정하였다.

$$IAE = \sum \frac{[(X_i - Y_i)^2]^{0.5}}{\Sigma X_i} \times 100 (\%) \quad (14)$$

여기서 X_i 는 관측값, Y_i 는 추정값을 의미한다.

표 6과 표 7에 나타난 통계량을 살펴보면 식의 정확도를 결정짓는 주요 요인이 무엇인지는 명확하게 나타난다. 현행 설계기준에서 정의하는 바와 같이 유효강도를 결정하기 위한 식으로 콘크리트의 압축강도만을 고려했을 때에 비하여 슬래브 두께의 영향을 고려했을 때의 추정식의 정확도가 크게 높아지는 것을 확인할 수 있다. 그러나 기둥 및 슬래브의 철근비에 대한 영향이 반영되어도 큰 정확도의 상승을 기대하기 어려운 것으로 나타나는데, 이는 기둥-슬래브 조인트에 대한 구속효과를 부여하는 주요 요인들이 그 성능을 제대로 발휘시키지 못한다는 의미도 될 수 있다. 따라서 기존 연구 결과에 따른 제안식의 검토만으로는 고찰해야 하는 변수의 종류를 특정하기는 어려운 점이 있는 것으로 판단된다. 특히, 구속력은 부재 내부의 요소들에 작용하는 응력에 의해 발생하는 수동적인 현상이므로 부재 내부의 응력 전달 상황에 대한 세부적인 검토가 필요할 것으로 판단된다. 이는 본 연구에서 뿐만아니라 앞으로의 유사 연구에서도 충분히 고려되어야 할 대상으로 판단된다.

[표 6] 유효강도 추정식의 적용성평가 : 통계량(샌드위치기둥)

Researcher	Mean	S. D.	Var.	C.V	I.A.E.(%)
ACI318	1.23	0.34	0.12	28.02	27.37
CSA	1.13	0.44	0.19	38.91	24.20
Bianchini et al (1960)	1.37	0.46	0.22	33.47	35.8
Gambel and Klinar (1991)	1.19	0.35	0.11	27.73	19.81
Shu and Hawkins (1992)	1.43	0.41	0.17	28.67	45.53
Ospina and Alexander (1998)	1.13	0.31	0.09	27.87	30.79
Shah et al (2005)	1.07	0.28	0.08	26.18	18.48

[표 7] 유효강도 추정식의 적용성평가 : 통계량(내부기둥)

Researcher	Mean	S. D.	Var.	C.V	I.A.E.(%)
ACI318	0.94	0.15	0.02	15.76	12.39
CSA	0.75	0.12	0.01	16.12	26.88
Bianchini et al (1960)	1.08	0.24	0.06	21.76	13.98
Gambel and Klinar (1991)	0.86	0.15	0.02	17.81	19.16
Shu and Hawkins (1992)	0.98	0.15	0.02	15.66	12.79
Ospina and Alexander (1998)	0.84	0.13	0.02	15.42	19.40
Shah et al (2005)	0.87	0.13	0.02	15.39	17.25

라. 실용식의 도출

이전 연구 결과들은 대부분 해당 연구자들이 수행한 연구 결과를 바탕으로 실용식을 도출 및 평가하였다. 이에 따라 다양한 적용성에 대한 평가 결과가 부재한 상태이다. 본 연구에서 각 실용식들의 정확도를 평가해 본 결과 넓은 데이터 베이스에 적용하기에는 어려움이 있음을 확인할 수 있었으며, 주변부재의 구속 효과를 적절히 반영하고 있지 못하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 기존 연구에서 수행한 모든 실험체를 대상으로 유효강도를 추정하기 위한 비선형 회기 분석을 수행하였다. 구속되지 않은 부재를 대상으로 하기위한 샌드위치 기둥과 완전 구속상태를 위한 내부기둥 실험체로 제한하여 비선형 회기분석을 수행하였다. 기존 연구결과의 분석에서 나타난 바와 같이 슬래브의 강도를 기준으로 상하부 콘크리트 기둥의 강도와 구속 상태의 반영에 따른 강도 증가 현상이 나타나도록 계획하였다. 슬래브의 두께는 조인트 영역에 직접적인 영향을 미치므로 같은 향으로 계획하였다. 기존 연구 결과들을 반영한 비선형 회기분석 기본식은 아래 식 (15)로 정리하였다.

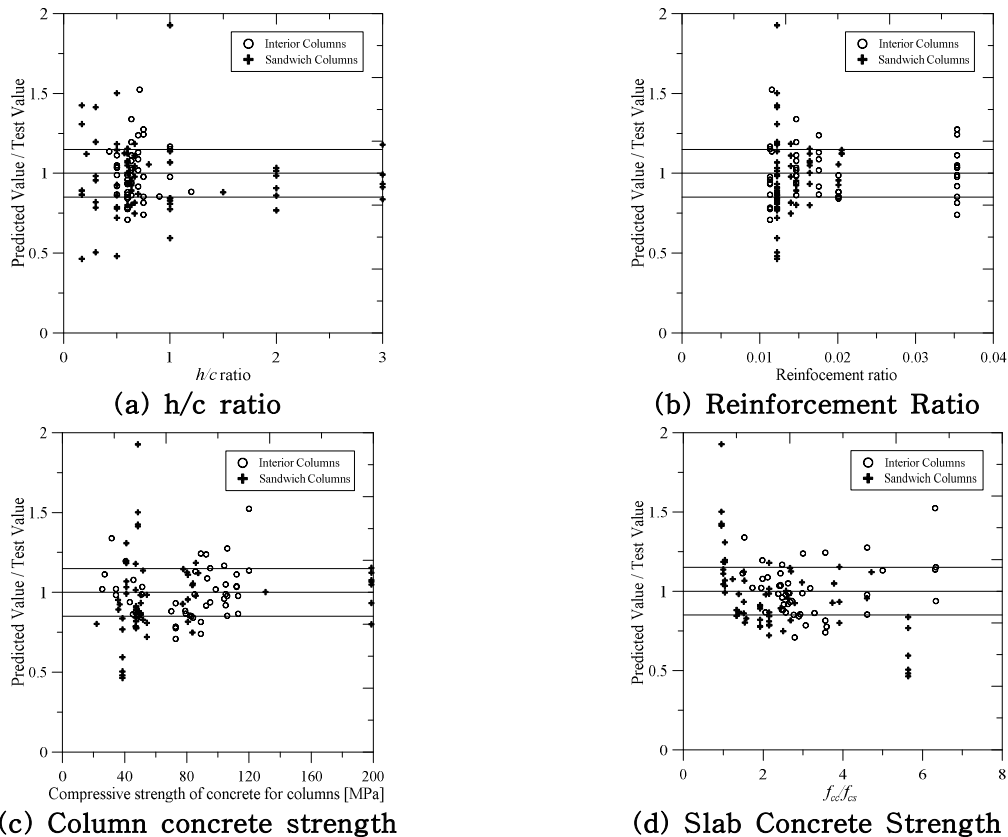
$$f_{pc} = f_{cs} + a_1 f_{cc} \frac{1 + a_2 \rho}{1 + a_3 (h/c)} \quad (15)$$

샌드위치 기둥과 내부 기둥의 실험 결과를 통한 비선형 회기분석을 수행한 결과 샌드위치 기둥과 내부기둥에 대해 각각 식 (16)과 (17)로 유효강도 추정식을 도출할 수 있었다.

$$f_{pc} = f_{cs} + 0.57 f_{cc} \frac{1}{1 + 4.2 (h/c)} \quad (16)$$

$$f_{pc} = f_{cs} + 0.56 f_{cc} \frac{1 + 13\rho}{1 + 0.67 (h/c)} \quad (17)$$

실용식의 정확도를 변수별로 병가하기 위해, 실험결과에 대한 추정치의 비를 각 변수별로 정리하여 [그림 14]에 나타내었다. [그림 14]를 통해 각 변수별 제안식의 추정 정확도를 살펴본 결과 슬래브 두께-기둥 폭 비가 0.5보다 작을 때에 제안식의 예측 능력이 떨어지는 것을 확인할 수 있었다. 기둥의 철근비는 1%를 조금 넘는 구간에서 정확도가 떨어지는 것을 확인할 수 있는데 이는 대부분의 실험체가 이 구간에 속하기 때문인 것으로 판단된다. 기둥 및 슬래브 콘크리트의 압축강도의 영향을 검토한 결과 슬래브 콘크리트의 경우 오히려 압축강도가 낮을 때에 정확도가 감소하는 것을 확인할 수 있었으며, 기둥 콘크리트 강도의 경우 정확도의 감소 범위를 특정하기 어려웠다. 그러나 기둥 콘크리트 압축강도가 100 MPa~200 MP인, 초고강도 콘크리트 영역에서도 높은 수준의 정확도를 보유한 결과가 도출 가능함을 확인할 수 있었다. 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 기둥콘크리트 압축강도의 비는 강도비가 낮아질수록 오히려 안전성은 저하되는 결과가 나타났다. 이는 고강도 콘크리트 실험체가 가중되었기 때문에 나타난 현상으로 판단된다.



[그림 14] 제안식의 적합성 평가

2. 수치해석을 통한 기둥-슬래브 접합부의 응력분포형태 검토

본 연구의 최종 목표는 기둥-슬래브 조인트에서의 압축강도 발현 비율을 도출하고자 하는 것이다. 이를 통해 현행 설계기준이 보유하고 있는 콘크리트 압축강도 제한 사항을 재규정하고, 구속효과의 규명을 통해 기둥에 적용 가능한 콘크리트 압축강도의 제한을 완화하고자 하는 것이다. 본 연구에서 수행한 현행 설계기준 및 기존 연구에서 살펴본 바에 따르면, 현행 설계기준은 기둥-슬래브 조인트 실험체의 실험 결과의 통계적 분석을 통해 도출한 것이다. 본 연구에서 규명하고자 하는 초고강도 콘크리트 기둥의 적용성 평가는 현행 설계기준을 벗어나며, 현재까지의 연구도 진행되지 않은 상태이므로, 이에 대한 실험적 규명이 필요하다. 이를 위해서는 다양한 변수에 대한 실험이 수행되어야 하나, 본 연구의 제한된 규모를 고려하여 최소한의 실험을 수행하기 위한 변수분석을 수행하고자, 유한요소법을 통한 수치해석을 먼저 수행하였다. 수치해석을 통해 살펴보고자 한 바는 다음과 같이 정리할 수 있다.

- ㄱ. 중심압축 실험체의 하중전달 경로
- ㄴ. 다양한 횡압력에 따른 하중지지능력 증진(구속효과의 검토)
- ㄷ. 기둥-슬래브 실험체의 예비 실험

가. 중심압축 가력시의 하중전달 상태 예측

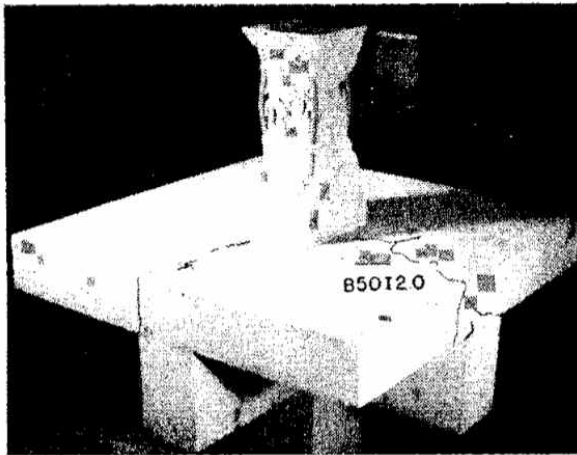
본 연구에서 수행되는 실험은 기본적으로 기둥의 중심압축 실험을 토대로 하고 있다. 중심압축 실험의 경우 [그림 15]에 나타난 바와 같이 매우 간단한 실험 상세를 보유하고 있는 것으로 판단할 수 있으나, 실제 가력시의 응력의 집중 또는 분포 형태에 의해 많은 실패가 있는 실험이기도 하다. 따라서 응력 분포 경향을 검토하는 것은 필수적인 과정이다. 따라서 본 연구에서는 실험을 수행하기 전, 실험체의 조기 파괴를 방지하기 위한 방법을 찾기 위한 유한요소해석을 수행하였다.

유한요소해석은 상용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하여 수행하였다. 본 연구의 최종 목표는 구속효과의 확인에 있으므로 본 연구에서 수행한 해석은 모두 3차원 해석으로 수행되었다. 콘크리트의 경우 사용된 요소는 3차원의 모델링이 가능하도록 8개의 절점을 가진 선형 요소인 C3D8R 요소를 사용하였으며, 철근의 경우 완전부착 상태를 가정하여 트러스 요소인 T3D2가 사용되었다. 구성법칙으로는 콘크리트의 경우 Concrete Damaged Plasticity Model을 사용하였다. Concrete Damaged Plasticity Model은 연속체의 소성기반 콘크리트 손상을 묘사하기 위한 모델로서 콘크리트의 주요 파괴 현상은 인장균열과 압축파괴로부터 발생하는 것으로 가정한다. 소성흐름을 비연관 법칙을 사용하며 unsymmetric stiffness matrix를 구성할 수 있기 때문에 암석류의 재료를 비교적 잘 표현하는 것으로 알려져 있으며, 균열을 직접적으로 표현하지 못하지만 본 연구에서는 균열의 표현이 중요한 바가 아니기 때문에 본 모델을 선택했다. 또한, 해당 모델은 구속력에 의한 파괴면 확장에 대한 기준이 포함되어 있으므로 본 연구에 적절하게 사용할 수 있을 것으로 판단하였다. 철근의 경우 본 연구에서는 반복하중을 받는 상태가 아니므로 Isotropic Hardening으로 모델링을 수행하였다. ABAQUS에서 철근의 거동을 모델링 할 때에는 1축 압축 및 인장응력 상태에서의 응력-변형률 관계를 일반적으로 적용하게 된다. 본 연구에서는 구조설계기준에서 사용할 것을 권고하고 있는 완전소성 모델을 활용하기로 하였다.[그림 16]

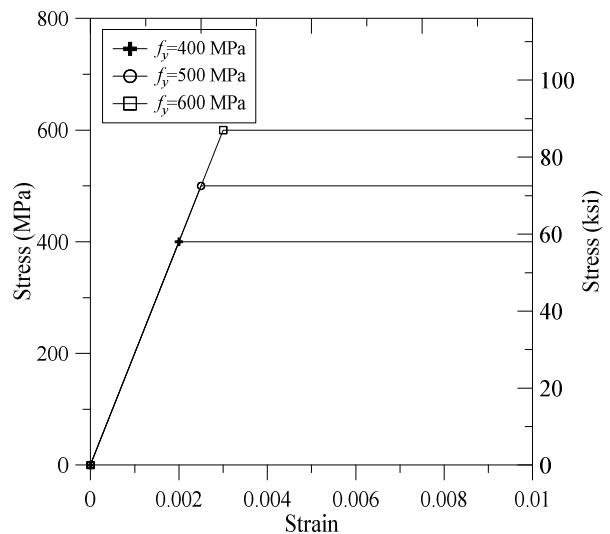
콘크리트를 모델링 할 때에는 1축 압축 및 인장응력 상태에서의 응력-변형률 관계가 별도로 필요하다. 이 경우 재료시험 결과가 반영될 때 좋은 예측이 가능하므로 본 연구에서는 본 연구에서 사용할 초고강도, 고강도 및 저강도 콘크리트의 재료 시험을 수행하여 시험 결과를 사용하였다. 향후의 다양한 변수 분석을 위해서 이와 함께 콘크리트의 응력-변형률 관계에 대한 예측식의 사용성에 대해서도 검토하였다. 초고강도 콘크리트의 경우 보통강도 콘크리트

[표 8] 콘크리트 응력-변형률 관계 도출을 위한 재료시험에 사용된 배합비

ID	w/b	Weight(kg/m ³)							f_{ck} [MPa]
		Cement	Water	Silica Fume	Sand	Filler	Steel Fiber	Super-Plasticizer	
80-0	0.30	780	255	60	1097	114	0	0.5	80
100-0	0.25	809	222	80	1052	162	0	1	100
150-0	0.20	820	190	112	918	186	0	1.04	150
200-0	0.17	830	176	207	912	246	0	1.08	200



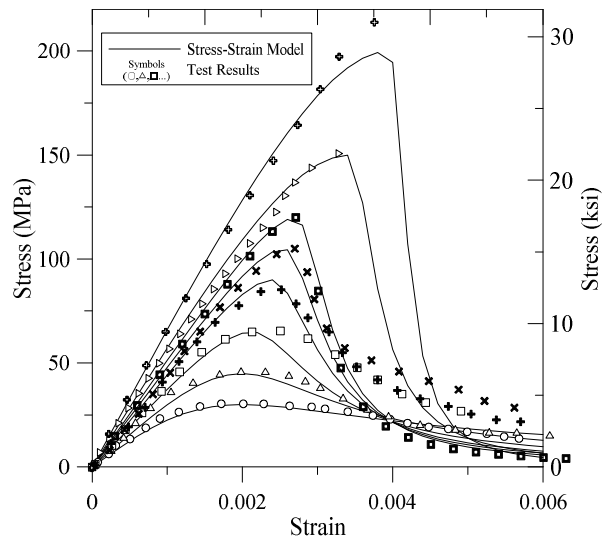
[그림 15] 실험체의 조기 파괴



[그림 16] 철근의 완전소성 모델



[그림 17] 초고강도 콘크리트의 파괴형태



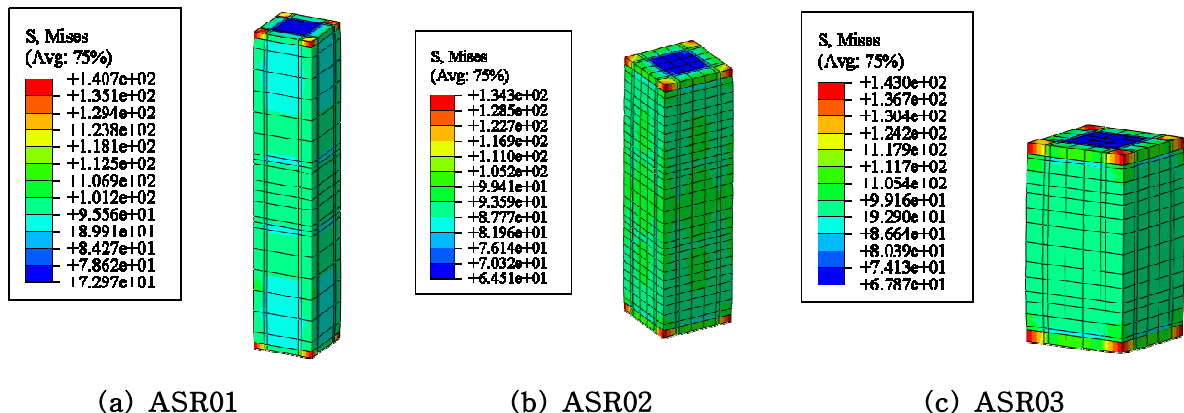
[그림 18] 콘크리트의 응력-변형률 관계

와는 달리 최대응력을 경험할 때 급작스러운 파괴형태가 나타나므로[그림 17] 이를 반영하기 위해 콘크리트의 응력-변형률 관계는 기존 연구를 활용하여 초고강도 영역에서의 응력-변형률 관계에 대한 검토가 가능한 모델을 도입하였다. 재료시험 결과와 응력-변형률 관계의 적용 결과를 [그림 18]에 나타내었다. 재료 시험에 사용된 콘크리트의 배합비는 보통강도 콘크리트의 경우 일반 레미콘을 활용하였으며, 고강도 및 초고강도 콘크리트의 경우는 표 8에 나타내었다.

그림 19에 하중 전달 상태의 예측을 위한 해석 대상 모델을 나타내었다. 본 연구에서 하중 전달 상태의 예측은 아래 표 9와 같은 변수를 통해 검토하였다. 본 연구의 주요 검토 사항은 슬래브를 관통하는 기둥 사이에 존재하는 슬래브의 파괴를 유도하는 것이므로, 고정지점과, 반대측에서의 가력에 의해 전달되는 응력이 슬래브까지 제대로 전달되는지를 파악하는 것이 목적이다. 따라서 본 연구에서는 기둥에 전반적으로 분포되고 있는 응력분포를 먼저 확인하였다. 그림 19에 나타난 바와 같이 기둥의 길이에 따라 기둥 중앙부에 작용하는 응력의 크기가 달라지는 것을 확인할 수 있었다. 슬래브의 두께가 250mm 일 경우 상하부 기둥의 크기가 2배를 초과할 때에는 기둥의 전체 길이에 대해 분포하는 응력 상태가 고르지 못한 것을 그림 19(a)에서 확인할 수 있었다. 반면 기둥의 길이가 슬래브의 길이보다 2배 이하로 작은 나머지 두 개의 해석 결과는 응력의 분포가 고르게 나타나는 것을 확인할 수 있었다.

세 해석 모델 전체에 있어서 가력지점 및 지지점에서의 응력분포상태에 있어서 유사한 점이 나타났다. 끝단의 미체스 응력이 130MPa 이상으로 나타나고 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 끝단에서 발생하는 큰 응력에 의해 최대주응력에 의해 발생하게 되는 가력 수직방향의 응력에 의해 야기되는 파괴형태인 것으로 판단된다. 해당 응력 분포에 의한 문제는 본 연구의 파일럿 테스트에서 나타났으며, 해당 문제를 해결하기 위한 별도의 장치가 본 실험의 수행 이전에 강구되어야 할 것으로 판단하였다.

이를 위한 중심압축실험에 대한 기존 연구 결과를 검토한 결과, 사용 가능한 방법은 1) 단부 확대 2) 단부 보강 3) 단부 구속인 것으로 나타났다. 세 방법 모두 유효한 방법일 수 있으나, 단부 확대의 경우 초고강도 콘크리트의 배합량이 커지게 되는 단점이 있으며, 단부 보강의 경우 보강재가 모재에서 탈락할 경우 그 성능을 크게 상실하게 되는 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 실험체의 양단을 구속하여 콘크리트의 압축강도를 증진시키는 방법을 통해 단부의 조기파괴를 방지하고자 하는 계획을 수립하였다. 실험체의 양단을 구속하는 방법으로는 두 가지 방법이 있다. 이격이 있는 캡을 제작하여 실험체의 양단에 설치한 후 프리스트레싱을 주는 방법과 타설시 기둥의 형태와 같은 형태로 강관으로 보강하는 방법이다. 프리스트레싱의 경우 수평방향 균열 발생 문제가 있으므로 본 연구에서는 강관 보강 방안을 사용하기로 하였다.



[그림 19] 응력전달 상태에 대한 유효요소해석 결과

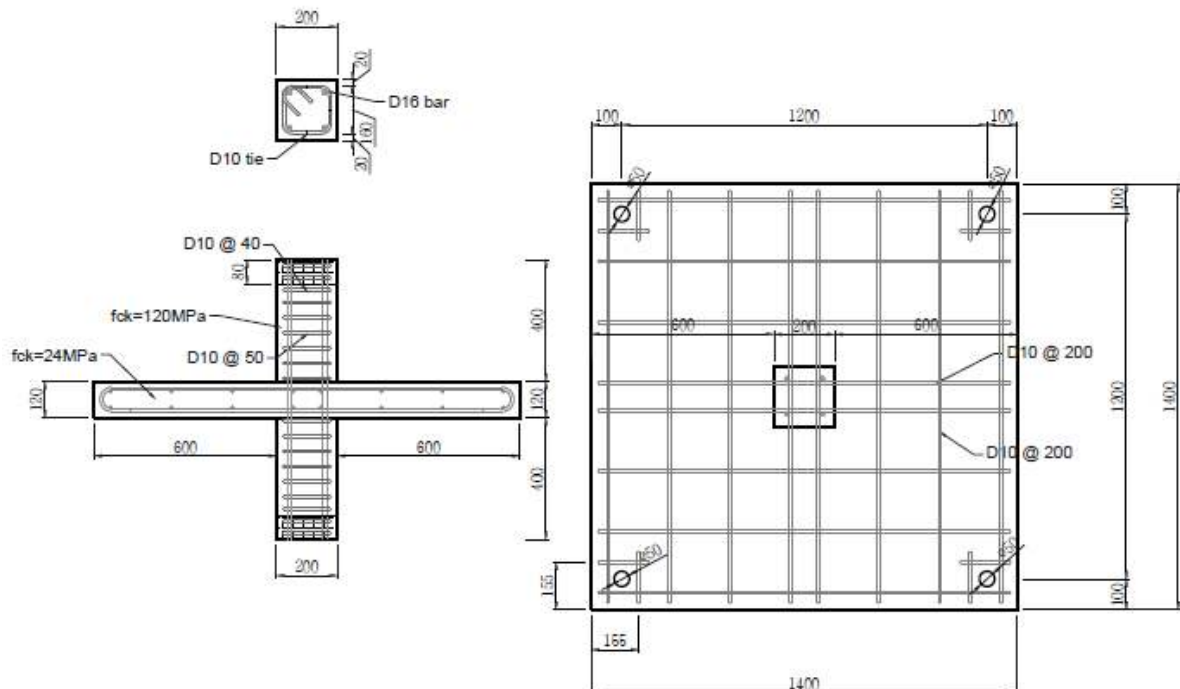
[표 9] 유한요소해석 모델 제원(응력전달상태 검토)

ID	b [mm]	d [mm]	h [mm]	ρ_c [%]	s [mm]	$d_{b,h}$ [mm]	f_{ck} [MPa]	f_y [MPa]	f_{yt} [MPa]
ASR6	250	250	1500	1.28	100	9.7	100	400	400
ASR4	250	250	1000	1.28	100	9.7	100	400	400
ARR2	250	250	500	1.28	100	9.7	100	400	400

b : 기둥의 폭, d : 기둥의 폭, h : 기둥 전체의 높이, ρ_c : 기둥의 철근비, s : 기둥에 배치된 띠철근 사이의 간격, $d_{b,h}$: 띠철근의 직경, f_{ck} : 콘크리트의 설계기준 압축강도, f_y : 주철근의 항복강도, f_{yt} : 띠철근의 항복강도

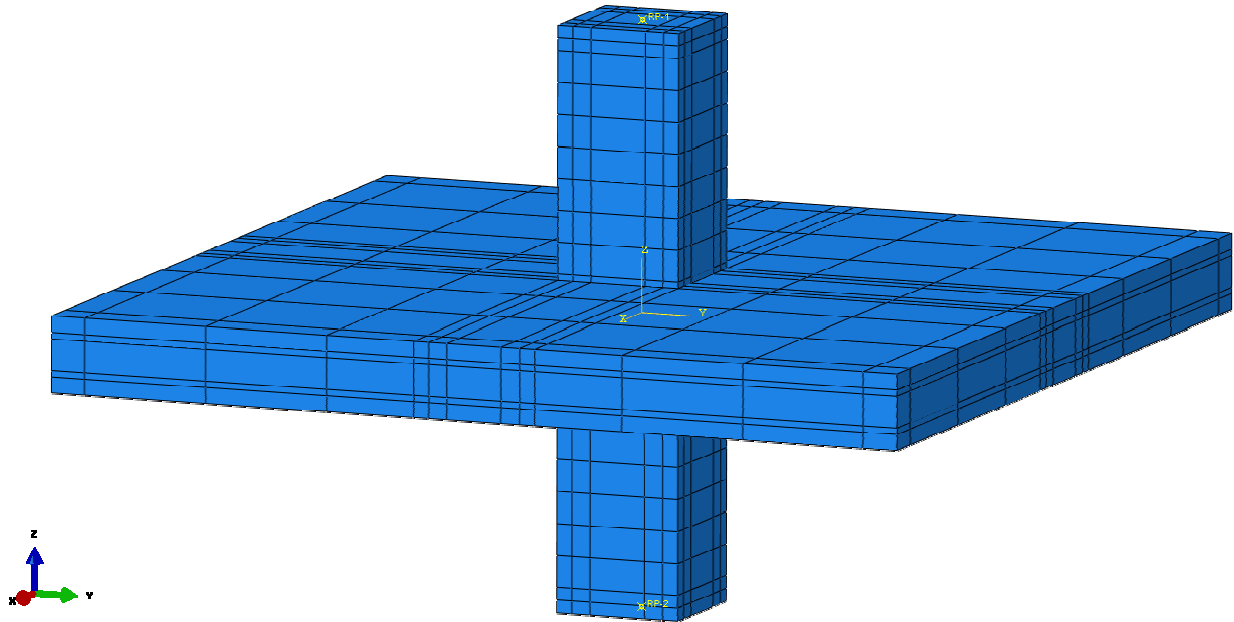
나. 기둥-슬래브 접합부 응력분포 검토

본 연구의 주요 목표 중 하나는 기둥-슬래브 접합부가 4면으로 구속되어 있을 경우, 발현 가능한 슬래브 콘크리트의 압축강도의 크기를 산정하는 것이다. 기둥-슬래브 접합부에서의 슬래브 부분의 압축강도의 증가분은 결국 상하부 기둥 및 슬래브가 가하는 수동적 구속력에 의해 발생하는 것으로 볼 수 있다. 해당 위치에서는 일반 철근콘크리트 기둥과는 다른 구속형태가 나타나므로 응력의 분포 형태 또는 변형의 형태에 대한 검토가 필요하다. 기둥-슬래브 접합부의 슬래브 콘크리트에 대한 구속력을 특정하기 위해 본 연구에서는 최종적으로는 내부기둥과 주변 부재로 슬래브가 배치되어 있는 실험체의 중심압축실험을 수행할 계획이다. 이를 위해 해당 실험체와 같은 형태의 유한요소해석 모델을 구축하였으며, 이에 대한 검토를 수행하였다. 수직응력전달상태에 대한 유한요소해석에 사용한 요소 및 구성치들

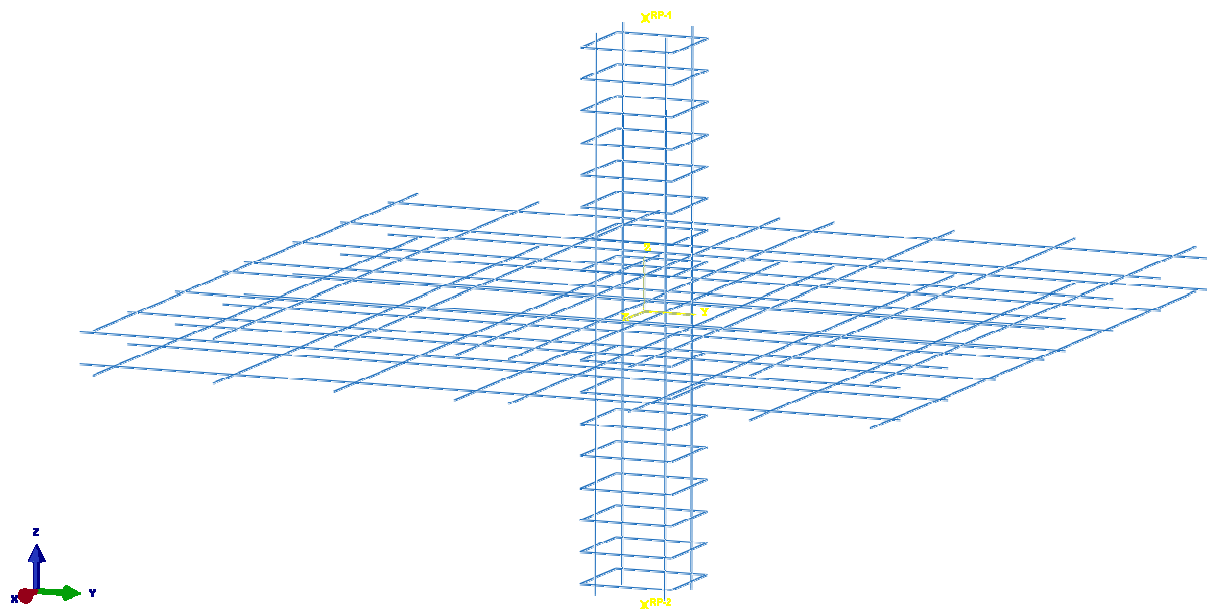


[그림 20] 해석대상 실험체 상세

을 구속응력검토에도 동일하게 적용하였다. [그림 20]에 해석 대상 실험체의 상세를 나타내었으며, [그림 21]에 해석 모델을 나타내었다. 해석 대상 실험체의 주요 특성은 다음과 같다. 기둥 콘크리트의 압축강도가 100 MPa을 초과하며, 슬래브의 압축강도는 20MPa 전후로 설정하여 압축강도비를 4~6 사이로 유지할 수 있도록 하였다. 축방향 철근의 경우 고강도 재료의 사용과 더불어 축강도 발현시 철근의 완전한 항복을 기대할 수 있도록 SD500을 사용하였으며, 그 외의 철근은 현장에서의 시공성 및 경제성을 반영하여 SD400을 사용하였다.

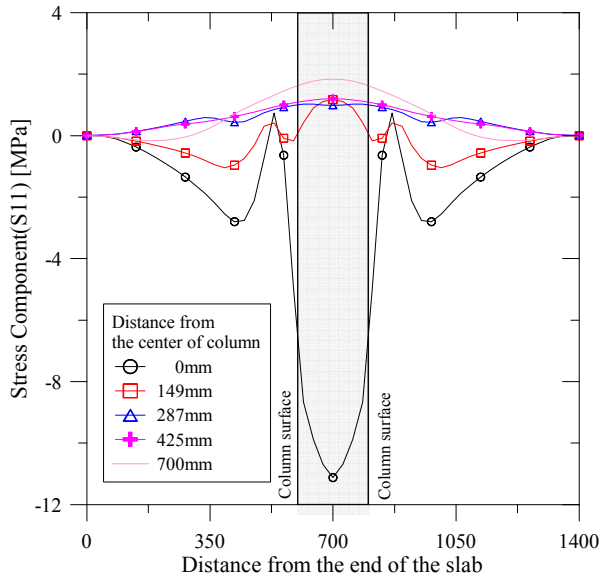


(a) 콘크리트

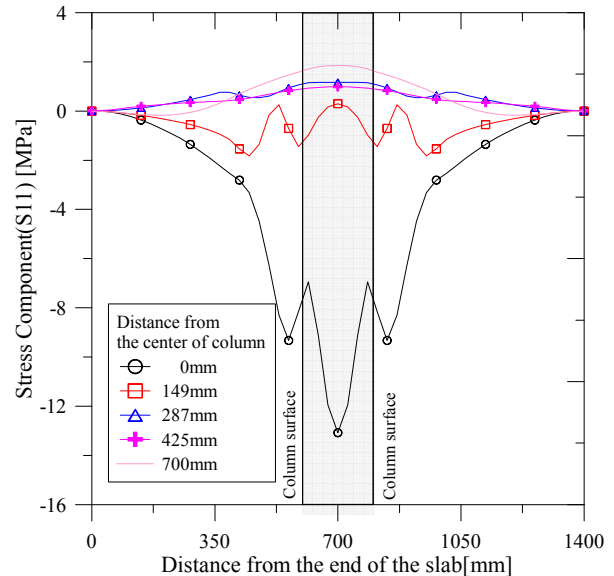


(b) 철근

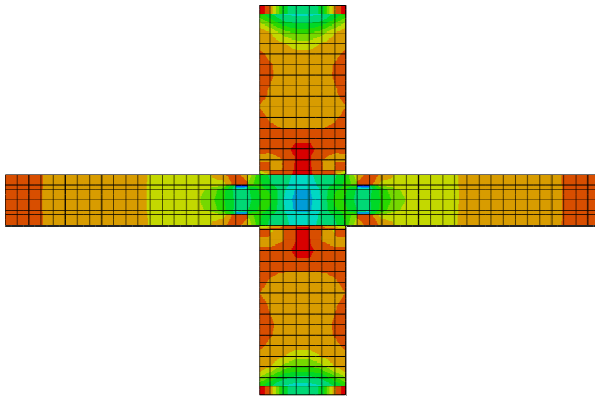
[그림 21] 해석 모델



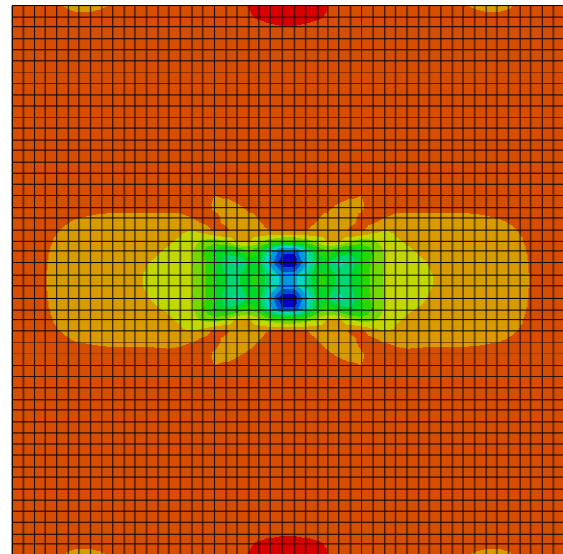
(a) Stress distribution along the slab concrete at the center of slab thickness (S11 component)



(b) Stress distribution along the slab concrete at the slab surface (S11 component)



(c) Stress contours for Y plane

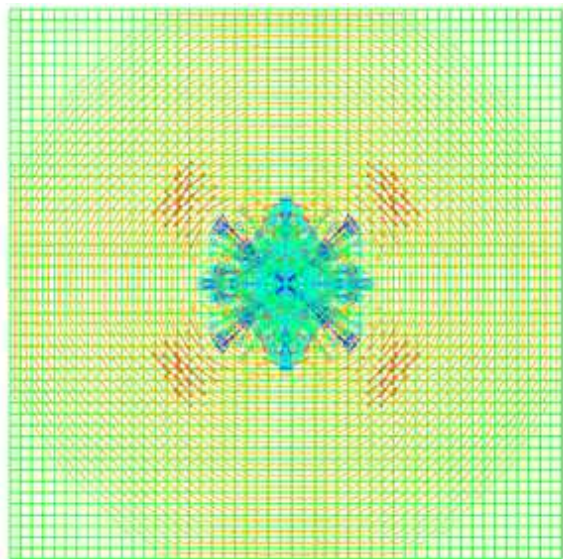


(d) Stress contours for Z plane

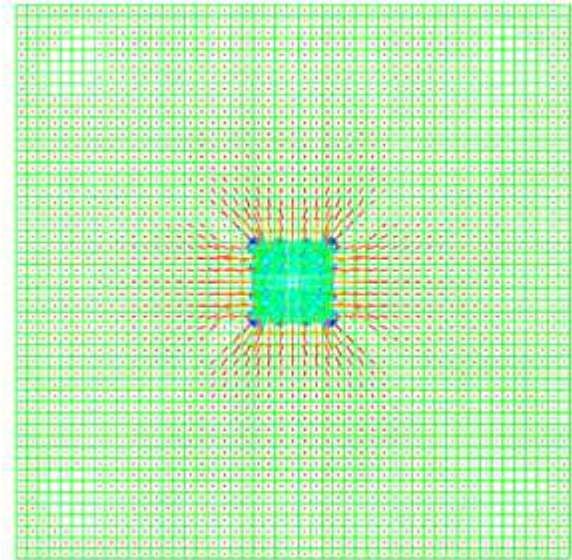
[그림 22] 콘크리트 응력 분포

기둥-슬래브 접합부의 응력 분포는 [그림 22]에 나타내었다. 그림 22(a)에는 슬래브 콘크리트의 기둥 축방향으로의 중심부에 작용하는 응력의 분포 형태를 나타내었으며, 그림 22(b)에는 슬래브 면에서의 응력 분포 상황을 나타내었다. 또한 그림 22(c)와 (d)에는 해당 응력 분포 형태를 실험체의 형태와 함께 나타내었다. 슬래브-기둥 접합부의 구속력에 기여하는 요소는 슬래브이며 슬래브-기둥 접합부에서 콘크리트의 포아송 변형에 의한 팽창력의 슬래브로의 전달 및 저항이 강도를 결정하는 주요 요인이 될 것이므로 슬래브에 작용하는 일방향 응력에 대해 검토하였다. [그림 22]의 (a)와 (b)에 각각 해당 응력에 대해 슬래브 상부면과 슬래브 중앙부에서의 검토를 수행하였다. 슬래브 상부 및 중앙부에서 응력의 차이는 최대 2MPa로 나타났으며, 이는 기둥 정중앙에서의 현상이며 그 차이는 기둥면으로부터 슬래브 단부로 진행될수록 작아지는 것을 확인할 수 있다. 슬래브의 길이 방향으로 응력의 분포 경향을 살펴보면, 응력의 반전이 일어나는 부분은 중앙부로부터 약 220 mm 떨어진 부분에서 집중적으로 나타나며, 이는 평면상의 두 축방향 모두에서 일어나는 현상임을 확인할 수 있었다. 이는 [그림 22]의 (c)와 (d)에서도 확인 가능하다. 따라서 기둥-슬래브 접합부의 팽창에 직접적으로 영향을 받는 범위가 기둥면으로부터 기둥 깊이의 절반 정도인 것으로 판단된다.

슬래브에 작용하는 응력의 방향성과 균열의 형태를 검토하기 위하여 주응력의 응력 방향 분포도를 [그림 23]에 나타내었다. 최대주응력은 쉽게 예측할 수 있는 바와 같이 기둥을 중심으로 방사 방향으로 슬래브 전체를 팽창시키는 형태로 나타나고 있었으며, 슬래브 및 기둥의 형태에 의해 최소주응력이 기둥의 모서리에서 슬래브 단부 모서리까지 이어지는 형태로 균열을 발생시키게 될 것이라는 것을 확인할 수 있었다. [그림 22]의 주요 응력분포도와 함께, 슬래브에 작용하는 인장력의 범위를 특정할 수 있을 것으로 판단된다.



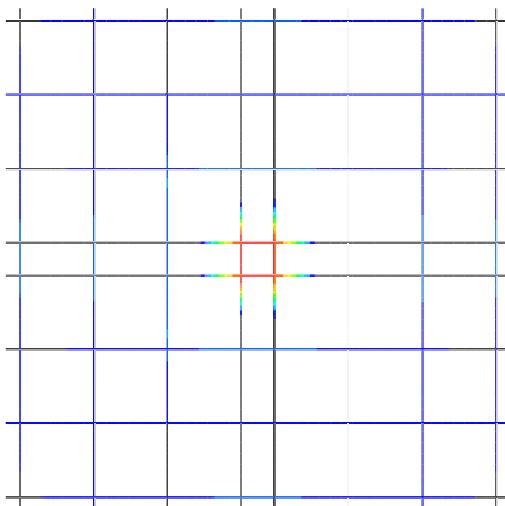
(a) Direction of maximum principle stress on slab concrete



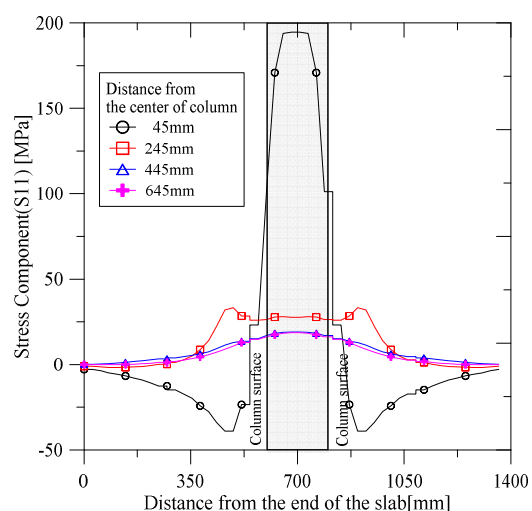
(b) Direction of minimum principle stress on slab concrete

[그림 23] 콘크리트 응력 방향 및 균열 분포 형태 예측

현행 설계기준에서는 콘크리트의 인장강도를 직접적으로 정의하지 않는다. 특히, 휨설계시에는 콘크리트의 인장강도를 무시하게 된다. 보통콘크리트의 경우 균열 발생 이후 응력은 대부분 철근에 의해 전달되며, 본 연구에서 검토하고자 하는 주요 구속 응력 또한 철근에 의해서 발현될 것이다. 따라서, 철근에 작용하는 응력을 추가 검토하였다. [그림 24]에 슬래브의 주철근에 작용하는 응력의 분포 상황을 나타내었다. [그림 24]의 (a)에는 전체 슬래브 철근의 응력 분포 상황을 나타내었으며, (b)에는 철근별 응력 분포형태를 나타내었다.



(a) Stress distribution of slab reinforcements



(b) Stress distribution along the reinforcement of slab

[그림 24] 철근에 작용하는 응력 분포

[그림 24] (a) 에서 나타난 응력 분포 형태에 따르면, 기둥 내부 및 기둥 면 근처에서는 철근이 인장력을 크게 받게 되며, 그 외의 부분에서는 응력이 반전되어 압축력을 받는 것을 확인할 수 있다. 이는 슬래브 콘크리트에 균열이 [그림 23]에 나타난 형태와 같이 대각선 방향으로 나타나 네 부분으로 분리되어 강체 운동을 시작한 후, 슬래브 모서리에서 상호 구속되어 나타나는 형태로 판단된다. 기둥을 관통하는 철근 외에, 발생된 대각 방향 균열을 교차하는 철근은 모두 인자응력을 받는 것을 확인할 수 있다. 이 때, 기둥면에 직접 관여하는, 기둥을 관통하는 철근은 최대 198MPa을 받는 것으로 나타났으며 그 외측 철근들은 20~30 MPa 사이의 응력을 받는 것으로 나타났다. 또한, 이 응력은 기둥면으로부터 슬래브 단부로 거리가 멀어짐에 따라 작아지는 현상이 나타나는 것을 확인할 수 있으며, 슬래브-기둥 조인트 콘크리트에 구속력을 발생시키는 주요 요소는 기둥 단부를 통과하는 철근과 기둥면으로부터 기둥 깊이의 1/2만큼 떨어진 지역 내에 분포하게 될 것이라는 것을 확인할 수 있다.

다. 기둥-슬래브 조인트 강도 산정을 위한 물리적 모델

현재 제시되어 있는 슬래브-기둥 접합부의 유효강도 산정법은 크게 실험 결과를 사용한 회기분석방법, 조적조의 거동을 반영한 조적유닛 강도 산정 방법, 복합체의 강도 산정 방법으로 세 가지가 제시되어 있다. 회기분석 방법을 제외한 나머지 두 모델은 샌드위치 기둥의 물리적 거동을 기반으로 제시된 것으로 두 물리적 모델을 요약하면 다음과 같다.

[Siu C. Lee and Priyan Mendis (2004)²⁵⁾]

해당 모델은 샌드위치 기둥이 모르타르와 조적벽돌이 쌓여져 있는 형태와 유사하다는 개념을 통해 제시되었다. 실제로 조적유닛에 비하여 모르타르는 강도 및 탄성계수가 크게 낮으므로 샌드위치 기둥과 큰 유사성을 가지고 있다는 것을 바탕으로 조적-모르타르 유닛이 압축력을 받을 때에 모르타르에 발생하는 팽창력을 이용하였다.(그림 [25]) 해당 연구의 저자들은 Hilsdorf(하였으며 샌드위치 기둥의 실험 결과를 사용하여 다음과 같은 식을 도출하였다.

$$f_{cp} = \frac{\sigma_y}{U_u} \quad (18)$$

$$\sigma_y = \frac{f_{cc}'(f_{cc,t}' + af_{cs}')}{f_{cc,t}' + af_{cc}'} \quad (19)$$

$$a = h/(4.1 \times c) \quad (20)$$

$$U_u = \sqrt{\frac{f_{cc}'}{f_{equ}'}} \quad (21)$$

$$f_{cc,t}' = 0.4 \sqrt{f_{cc}'} \quad (22)$$

$$f_{equ}' = f_{cs}'(A + B(h/c)) \quad (23)$$

식 (18)과 (19)는 Hilsdorf가 제안한 조적 유닛의 압축강도를 산정하는 식을 기반으로 제안한 식이다. 또한, 식 (23)에서 $A = 3.6$, $B = 1.7$, $a = h/(4.1c)$ 으로 실험 결과를 통해 슬래브-기둥

두께 비를 반영할 수 있게 Hilsdorf의 제안식을 수행하였다. 해당 연구에서 수행된 실험 결과에 대한 제안식의 적합성 평가 결과 ACI, CSA, AS 등 설계기준 평가값에 비해 높은 정확도를 보유하고 있는 것을 확인하였다.

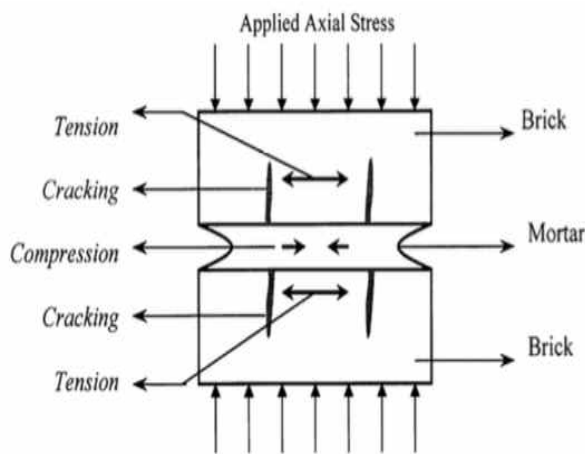
[Kayani (1992)³³⁾]

Kayani(1992)는 복합체 이론을 재료역학적 관점에서 사용하여 아래와 같은 식을 도출하였다.

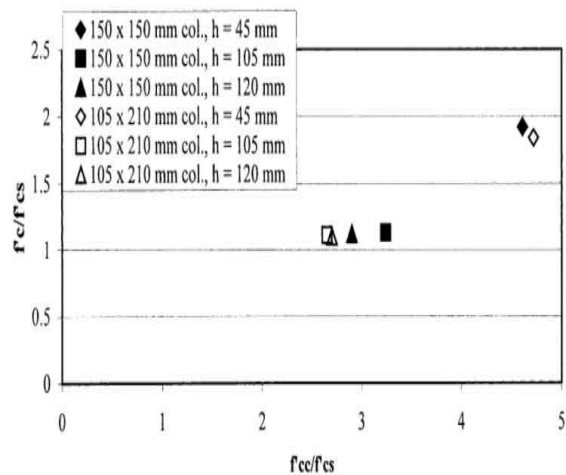
$$f_{ce}' = 2.0\lambda_G \frac{f_{cc}'f_{cs}'}{f_{cc}' + f_{cs}'} \quad (24)$$

여기서 f_{ce}' 은 기둥-슬래브 접합부의 유효강도를 의미하며, f_{cc}' 과 f_{cs}' 은 각각 기둥과 슬래브의 콘크리트 압축강도를 의미한다. λ_G 는 슬래브-기둥 접합부 주변의 구속 상태를 반영하기 위한 계수로써 내부기둥의 경우 1.25, 모서리 기둥에 대해서는 1.00을 사용하며 코너기둥에 대해서는 0.9를 사용할 것을 실험 결과를 활용하여 도출하였다.

두 모델 모두 슬래브 주변이 구속되어 있지 않은 실험 결과를 기반으로 도출되었으며, 주요 개념 자체가 슬래브 주변의 구속 효과를 직접적으로 반영하고 있지는 못한 상태이다. Lee and Mendis²⁸⁾의 연구는 비교적 최근의 연구임에 따라 슬래브에 대한 더 많은 변수를 검토할 수 있도록 제시되었던 것을 확인할 수 있다. 그러나 구속 효과에 대해서는 직접적인 상세의 수량적 파악이 되지 않고 있는 상태이므로 본 연구에서는 이러한 문제점을 극복하고자 구속 효과를 직접 반영할 수 있는 방법을 찾고자 하였다.



[그림 25] 조적 유닛의 인장 균열 (Lee and Mendis(2004))



[그림 26] Lee and Mendis(2004)의 실험 결과

3. 구속효과를 고려한 기둥-슬래브 조인트 강도 추정

기존 연구에 대한 분석 결과 현재 사용 가능한 기둥-슬래브 조인트의 강도 추정방법은 실험 결과의 통계적 분석을 통해 도출된 것임을 확인할 수 있었다. 조적 유닛의 강도 발현 기구를 활용한 강도 산정 방안이 제안된 적이 있으나(Lee and Mendis²⁵⁾) 해당 모델은 슬래브에 의해 구속되지 않은, 단순히 샌드위치 기둥에만 적용할 수 있는 방법인 것으로 나타났으며, 실제 구조물에 적용은 어려운 것으로 나타났다. 실제로 여타의 실험체와 비교해 본 결과 높은 수준의 정확도를 기대하기는 어려웠으며, 큰 수준의 보수적 평가를 하는 것으로 나타났다. 이는 조적 유닛에서는 고려하기 어려운 철근의 영향을 고려하지 못하여 나타난 것이며, 다양한 종류의 가정 사항이 추가되어 있기 때문에 발생한 문제로 판단된다.

가. 콘크리트의 구속 모델 : 기존 연구의 분석

철근콘크리트 부재의 성능기반설계를 위해서는 구조물의 실제적인 거동에 대한 모사가 필수적이다. 따라서 많은 연구자들이 철근콘크리트 부재의 거동에 대한 상세 모사를 위해 구속 효과에 따른 콘크리트의 강도 및 변형능력 증진에 대해 연구하였다. 본 연구에서는 콘크리트의 구속 효과에 대한 모델을 검토하여, 구속효과에 영향을 주는 요소와 그 정량화 방안에 대해 검토하였다. 각 모델의 정식화된 응력-변형률 관계는 [그림 27]에 나타내었다.

(1) Modified Kent and Park Model (Kent and Park, 1982)³⁴⁾

- 철근콘크리트 사각 띠철근 기둥을 기반으로 한 실험 결과로부터 도출하였으며, 초기에는 구속효과가 주는 영향이 변형능력 즉 연성에만 있다고 판단하였으나 추가 연구를 통해 강도의 증진에 효과가 있다는 것을 확인함.
- 구속되지 않은 콘크리트의 기본 모델에서의 최대응력시의 변형률은 $0.002K$
- 상승 및 하강 곡선 두 개의 식으로 이루어져 있음
- 상승곡선에서 구속효과의 반영에 대한 주요 변수는 횡철근의 부피비, 횡철근의 항복강도 및 콘크리트의 압축강도로 이루어져 있음.
- 하강곡선에서 구속효과의 반영에 대한 주요 변수로는 기둥의 주철근, 횡철근간격과 심부 콘크리트 폭 비, 횡철근의 부피비, 횡철근의 항복강도 및 콘크리트의 압축강도가 사용됨

$$f_c = Kf'_c \left(\frac{2\epsilon}{0.002K} - \left(\frac{\epsilon_c}{0.002K} \right)^2 \right) \quad \text{for} \quad \epsilon_c \leq 0.002K \quad (25)$$

$$f_c = Kf'_c [1 - Z_m(\epsilon_c - 0.002K)] \quad \text{for} \quad 0.002K \leq \epsilon_c \leq \epsilon_{20c} \quad (26)$$

$$f_c = 0.2Kf'_c \quad \text{for} \quad \epsilon_{20c} < \epsilon \quad (27)$$

여기서, 상승곡선에서는 $K = 1 + \frac{\rho_s f_{yt}}{f'_c}$ 이며, ρ_s 는 횡방향철근의 부피비, f_{yt} 는 횡방향 철근의 항복강도, f'_c 은 콘크리트의 실린더 강도를 의미한다.

하강곡선에서는

$$Z_m = \frac{0.5}{\frac{3+0.29f'_c}{145f'_c-1000} + \frac{3}{4}\rho_N\sqrt{\frac{h'}{s_h}} - 0.002K} \quad (28)$$

을 사용하며 h' 은 심부 콘크리트의 폭을 의미하며, 스테럽 또는 띠철근의 외경을 기준으로 측정한다. s_h 는 스테럽 또는 타이의 중심으로부터 중심까지의 간격을 의미한다.

(2) Sheikh and Uzumeri Model(1982)³⁵⁾

- Kent-Park 모델에서 검토되지 못한 비구속 상태의 상승곡선의 변화를 고려한 모델
- 구속에 의한 상승효과가 나타나는 심부 콘크리트의 면적은 실제로 작다는 점을 반영하여 대형타이 기둥의 실험 결과로 도출함

$$f'_{cc} = K_s f'_{cu} \quad (29)$$

$$K_s = 1.0 + \frac{B^2}{10.58P_{occ}} \left[\left(1 - \frac{nC^2}{5.5B^2} \right) \left(1 - \frac{s}{2B} \right)^2 \right] \sqrt{\rho_t f'_s} \quad (30)$$

$$\varepsilon_{s1} = 0.55 K_s f'_c (10^{-6}) \quad (31)$$

$$\frac{\varepsilon_{s2}}{\varepsilon_0} = 1 + \frac{0.81}{C} \left[1 - 5 \left(\frac{s}{B} \right)^2 \right] \frac{\rho_t f'_s}{\sqrt{f'_c}} \quad (32)$$

$$\varepsilon_{s85} = 0.225 \rho_t \sqrt{\frac{B}{s}} + \varepsilon_{s2} \quad (33)$$

$$Z = \frac{1.0}{1.5 \rho_t \sqrt{\frac{B}{s}}} \quad (34)$$

여기서, A_{co} 는 심부콘크리트를 둘러싸는 타이의 중심간 거리로 구해지는 면적(in²), A_s 는 기둥 주철근의 면적(in²), B 는 타이의 중심간 간격으로 측정되는 심부콘크리트의 폭(in), C 는 기둥 주철근 사이의 거리($4B/n$)(in), f'_c 콘크리트의 실린더 강도(psi), f'_{cu} 는 기둥의 비구속 콘크리트의 압축강도($K_p f'_c$)(psi), f'_s 은 횡방향 철근에 작용하는 응력의 크기(psi), K_p 는 실린더 강도에 대한 비구속 콘크리트 강도의 비, n 은 심부콘크리트부에서 효과적으로 구속되지 않는 면적을 보이는 아크의 개수 또는 주철근의 개수, $P_{occ} = K_p f'_c (A_{co} - A_s)$ 콘크리트 코어의 비구속 강도 (kips), s 는 타이 간격(in), ρ_t 는 타이의 부피비 그리고 ε_0 는 비구속 콘크리트의 최대응력 발현시의 변형률의 크기를 의미한다. 콘크리트의 압축강도의 크기가 28 MPa 근처일 경우에는 식 (31)을 사용하는 것이 더 정확하나, 그 외의 경우에는 아래 식 (35)을 사용할 것을 권고하고 있다.

$$\varepsilon_{s1} = 0.0022 K_s \quad (35)$$

(3) Mander Model (Mander et al., 1988)³⁶⁾

- Popovics의 응력-변형률 관계를 기반으로 구속효과를 추가하여 검토한 모델로써 콘크리트의 삼축 압축 상태에 대한 고찰을 기반으로 하여 구축된 모델임
- 구속효과에 따라 강도와 변형이 큰 폭으로 변화하는 것을 표현함
- 주요 변수로는 콘크리트의 압축강도, 횡방향 철근의 항복강도와 철근비로 이루어짐
- 삼축압축 상태에서의 콘크리트 소성 거동을 기반으로 함에 따라 구속력을 산정하는 식을 도출함

$$f_c = \frac{f_{cc}' x r}{r - 1 + x^r} \quad \text{for} \quad x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \quad (36)$$

$$f_{cc}' = f_c' \left(2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f_l'}{f_c}} - \frac{2 f_l'}{f_c} - 1.254 \right) \quad (37)$$

$$\varepsilon_{cc} = 0.002 \left[1 + 5 \left(\frac{f_{cc}'}{f_c'} - 1 \right) \right] \quad (38)$$

$$f_l' = f_l k_s \quad (39)$$

여기서, f_{cc}' 은 구속된 콘크리트의 강도, ε_{cc} 는 f_{cc}' 발현시의 변형률, f_c 는 콘크리트의 응력, ε_c 는 콘크리트의 변형률을 의미한다. Mander et al.은 구속력에 대한 정량화를 수행하였는데, 구속력은 나선철근과 띠철근에 따라 크게 달라지므로 나선철근과 띠철근의 경우로 나누어 검토하였다. 본 연구에서 검토하고자 하는 대상은 사각형 단면을 지는 기둥으로 한정하여 띠철근 기둥의 경우만 검토하였다.

$$f_{lx}' = k_s \rho_x f_{yh}, \quad f_{ly}' = k_s \rho_y f_{yh} \quad (40)$$

$$\rho_x = \frac{A_{sx}}{s d_c}, \quad \rho_y = \frac{A_{sy}}{s d_c} \quad (41)$$

여기서, ρ_x 와 ρ_y 는 각각 x 방향과 y 방향으로의 철근비를 의미하며, A_{sx} 와 A_{sy} 는 x와 y 방향으로의 철근의 면적을 의미한다. d_c 와 b_c 는 횡방향철근 중심간 폭을 의미하며 s 는 횡방향 철근의 배치 간격을 의미한다. 여기서 k_s 는 다음 식을 통해 산정할 수 있다.

$$k_s = \frac{\left(1 - \sum_1^n \frac{(w_i')^2}{6 b_c d_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2 b_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2 d_c} \right)}{(1 - \rho_{cc})} \quad (42)$$

여기서 w_i' 은 기둥 주근의 순간격을 의미한다.

응력-변형률 관계의 전체 형태를 결정하는 변수 r 은 콘크리트의 소성화 정도를 나타내는 지표로써 다음 식을 통해 결정할 수 있다.

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{\text{sec}}} \quad (43)$$

여기서 탄성계수 E_c 와 E_{sec} 는 각각 $E_c = 5000 \sqrt{f'_c}$ 과 $E_{\text{sec}} = \frac{f'_{cc}}{\epsilon_{cc}}$ 로 결정된다.

(4) Attard and Setunge Model (Attard and Setunge, 1996)³⁷⁾

- Sargin의 응력-변형률 관계를 기반으로 하여 같은 형태의 응력 변형률 관계 기반식에 서로 다른 경계조건을 도입하여 상승 및 하강곡선을 도출함.
- 기존의 모델들에 비해 고강도 콘크리트에 대한 연구결과를 기반으로 함으로써 최근의 고강도 콘크리트 부재 거동 모사에 빈번히 적용되는 모델임
- 대규모의 DB와 실험 연구를 활용하여 높은 정확도를 나타내는 모델이나, Sargin의 기본 방정식을 제외한 모든 값들이 실험식인 관계로 많은 제한 사항을 보유하고 있음
- 검토한 실험은 콘크리트의 3축 압축 실험체로 제한되어 있는 바, 철근이나 여타 요소에 의한 수동적 구속력이 아닌 유압장치에 의한 균등한 크기의 구속력이 작용한 상태에 대해 고려한 것임.

$$Y = \frac{AX + BX^2}{1 + CX + DX^2}, \quad Y = \frac{f}{f_o}, \quad X = \frac{\epsilon}{\epsilon_o} \quad (44)$$

<상승곡선_비구속상태>

$$A = \frac{E_{ti}\epsilon_o}{f_o}, \quad B = \frac{(A-1)^2}{\alpha \left(1 - \frac{f_{pl}}{f_o}\right)} + \frac{A^2(1-\alpha)}{\alpha^2 \frac{f_{pl}}{f_o} \left(1 - \frac{f_{pl}}{f_o}\right)} - 1, \quad C = A - 2, \quad D = B + 1 \quad (45)$$

$$\alpha = E_{ti}/E_c, \quad E_{ti} = 1.17E_c \text{ for } 20 \leq f'_c \leq 100 \text{ MPa} \quad (46)$$

<하강곡선_비구속상태>

$$A = \frac{f_{ic}}{\epsilon_c \epsilon_{ic}} \frac{(\epsilon_{ic} - \epsilon_c)^2}{f_c - f_{ic}}, \quad B = 0, \quad C = A - 2, \quad D = 1 \quad (47)$$

$$E_c = 0.043 m_c^{1.5} \sqrt{f'_c} \quad (48)$$

$$E_c = (3320 \sqrt{f'_c} + 6900) \left(\frac{m_c}{2320} \right)^{1.5} \quad (49)$$

$$\epsilon_c = \frac{f'_c}{E_c} \frac{4.26}{\sqrt[4]{f'_c}} \text{ (for crushed aggregates)}, \quad \epsilon_c = \frac{f'_c}{E_c} \frac{3.78}{\sqrt[4]{f'_c}} \text{ (for gravel aggregates)} \quad (50)$$

$$\frac{\epsilon_{ic}}{\epsilon_c} = 2.5 - 0.3 \ln(f_c), \quad \frac{f_{ic}}{f_c} = 1.41 - 0.17 \ln(f_c) \quad (51)$$

여기서, E_{ti} 는 초기접선탄성계수를 의미하며, f_0 와 ε_0 는 각각 최대응력과 그에 관련된 변형률을 의미한다. f_{pl} 은 접선탄성계수를 산정하는 응력의 크기를 의미하며 일반적으로 $0.45f_c$ 를 사용한다. f_{ic} 와 ε_{ic} 는 하강곡선에서의 변곡점을 의미하며 m_c 는 밀도를 의미한다.

Attard and Setunge의 모델에서 구속효과는 최대응력 발현시의 크기와 변형률, 그리고 하강곡선으로 정의된다. 하강곡선은 다음 파라미터 들로부터 결정할 수 있다.

$$A = \left[\frac{\varepsilon_{2i} - \varepsilon_i}{\varepsilon_0} \right] \left[\frac{\varepsilon_{2i} E_i}{f_0 - f_i} - \frac{4\varepsilon_i E_{2i}}{f_0 - f_{2i}} \right], \quad B = (\varepsilon_i - \varepsilon_{2i}) \left[\frac{E_i}{f_0 - f_i} - \frac{4E_{2i}}{f_0 - f_{2i}} \right],$$

$$C = A - 2, \quad D = B + 1 \quad (52)$$

여기서 $E_i = f_i / \varepsilon_i$ 로, $E_{2i} = f_{2i} / \varepsilon_{2i}$ 로 정의되는 값이다. 구속력이 반영되는 계수들은 최대응력의 크기와 그 때의 변형률, 그리고 하강곡선에서 첫 번째와 두 번째 변곡점으로 다음과 같이 정리된다.

$$\frac{f_0}{f_c} = \left(\frac{f_r}{f_t} + 1 \right)^k, \quad \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_c} = 1 + (17 - 0.06f_c) \left(\frac{f_r}{f_c} \right) \quad (53)$$

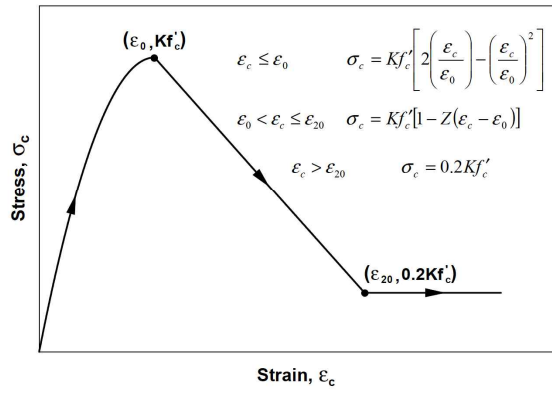
여기서 $k = 1.25 \left[1 + 0.062 \frac{f_r}{f_c} \right] f_c^{-0.21}$ 으로 결정되며 f_t 는 인장강도를 의미하며 쪼갬인장강도의 0.9배를 사용하였다. 변곡점들은 아래 식들을 통해 결정된다.

$$\frac{f_i}{f_0} = \frac{\frac{f_{ic}}{f_c} - 1}{5.06 \left(\frac{f_r}{f_t} \right)^{0.57} + 1} + 1, \quad \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_0} = \frac{\frac{\varepsilon_{ic}}{\varepsilon_c} - 2}{1.12 \left(\frac{f_r}{f_c} \right)^{0.26}} + 2 \quad (54)$$

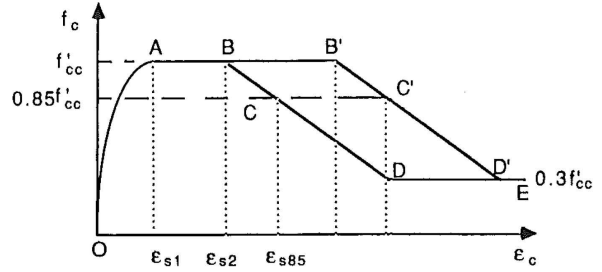
$$\frac{f_{2i}}{f_0} = \frac{\frac{f_{2ic}}{f_c} - 1}{6.35 \left(\frac{f_r}{f_t} \right)^{0.62} + 1} + 1, \quad \varepsilon_{2i} = 2\varepsilon_i - \varepsilon_0 \quad (55)$$

여기서 f_{2ic}/f_c 는 $1.45 - 0.25 \ln(f_c)$ 를 통해 결정되는 값이다.

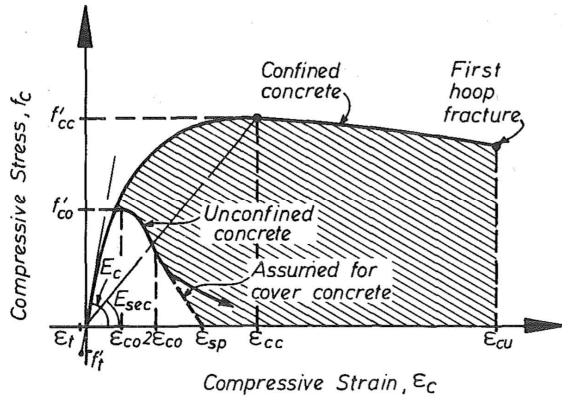
기존 연구자들이 제시한 콘크리트의 구속효과 반영방법을 살펴본 결과, Mander의 모델이 비교적 높은 강도의 압축강도와 보통강도 콘크리트의 적용에 유리하며, 단순화된 관계식을 가지고 있어 적용이 편리함을 확인할 수 있었다. 또한, 구속력의 산정에 있어서 구속력을 발현시키는 요소들에 대하여 자세한 프로세스를 보여주었기에 본 연구에서는 구속력의 산정을 위해 Mander의 연구 결과를 적용하였다.



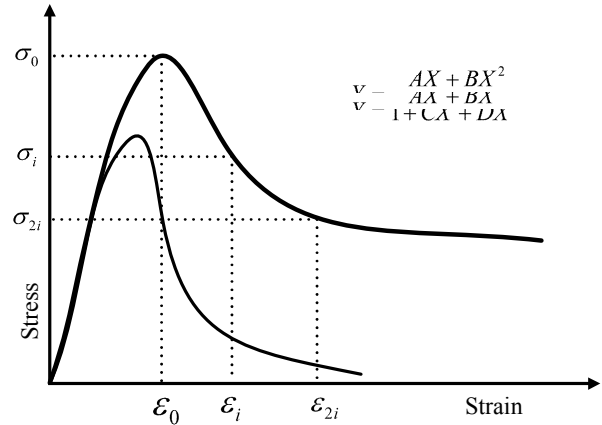
(a) Modified Kent and Park Model



(b) Sheikh and Uzumeri model



(c) Mander Model



(d) Attard and Setunge Model

[그림 27] 콘크리트의 구속효과 반영 방안

나. 주변 요소에 따른 구속효과의 발현

1928년에 Richart et al.³⁸⁾은 구속된 콘크리트의 강도 산정을 위해 정수압력을 받는 콘크리트 실린더 강도에 대한 실험을 수행하였다. 실험 결과 Richart et al.³⁸⁾은 다음 식 (56)과 (57)과 같은 관계가 있음을 확인하였다.

$$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 f_l \quad (56)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + k_2 \frac{f_l}{f_0} \right) \quad (57)$$

여기서 f'_{cc} 은 구속된 콘크리트의 압축강도, f'_{co} 는 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도, f_l 은 횡방향 압력을 의미하며, k_1 과 k_2 는 구속력과 콘크리트의 압축강도를 반영하는 계수이다.

Richart et al.³⁸⁾은 이에 대해 k_1 으로는 4.1을 실험결과로부터 도출하였으며 k_2 는 $5k_1$ 과 같음을 확인하였다. Mander³⁶⁾는 이러한 구속력의 크기를 산정하는 방법을 나선철근과 띠철근에 대해 제시하였으며, 30년이 지난 현재까지도 해당 모델은 콘크리트 구조물의 거동 모사에 널리 사용되고 있는 중이다. 그러나 해당 모델은 Richart et al.³⁸⁾의 연구 결과를 활용한 수동적 모델이며, 이와 함께 콘크리트의 소성론을 기반으로 한, Wastiels⁴⁰⁾가 제안한 다축응력 상태에서의 콘크리트의 파괴면을 활용한 지지 하중 산정 방법을 제시하였다. 본 연구에서는 Mander³⁶⁾가 적용한 방법과 같이 콘크리트의 소성학적 방법을 사용하여 구속력을

받는 콘크리트의 지지하중의 크기를 산정하고자 한다.

파괴 기준 또는 파괴면을 구속시의 콘크리트 압축강도로 산정하는 데에 적용하기 위해서는 Wastiels⁴⁰⁾가 사용한 기본 가정이 필요하다.

ㄱ. 응력의 양수는 인장응력을 의미하고 음수는 압축응력을 의미한다. 이에 따라 주응력은 다음과 같은 관계를 가져야 한다.

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad (58)$$

ㄴ. 불변량은 다음과 같이 정리된다.

$$\sigma_{oct} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (59)$$

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{1/2} \quad (60)$$

$$\cos\theta = \frac{\sigma_1 - \sigma_{oct}}{\sqrt{2}\tau_{oct}} \quad (61)$$

여기서, σ_{oct} 는 팔면체 법선응력을 의미하며, τ_{oct} 는 팔면체 전단응력을 의미한다. θ 는 Lode Angle 을 의미하며 $0 \leq \theta \leq 60^\circ$ 이다.

이후 콘크리트 파괴면의 정의에 있어서는 Willam and Warnke³⁹⁾의 연구를 활용하였다. 이에 따르면 파괴면은 총 다섯 개의 파라미터를 통한 압축 파괴면 C 와 인장 파괴면 T 그리고 C 와 T 사이의 보간평면의 결정을 통해 결정된다는 것을 확인할 수 있다. 인장 및 압축 파괴면은 2차 함수의 형태를 가진 보간함수로 사용되어 기존의 수행된 실험을 통해 검토한 결과 아래 두 식으로 정리 가능하였다.

$$T = 0.069232 - 0.661091\bar{\sigma}_{oct} - 0.049350\bar{\sigma}_{oct}^2 \quad (62)$$

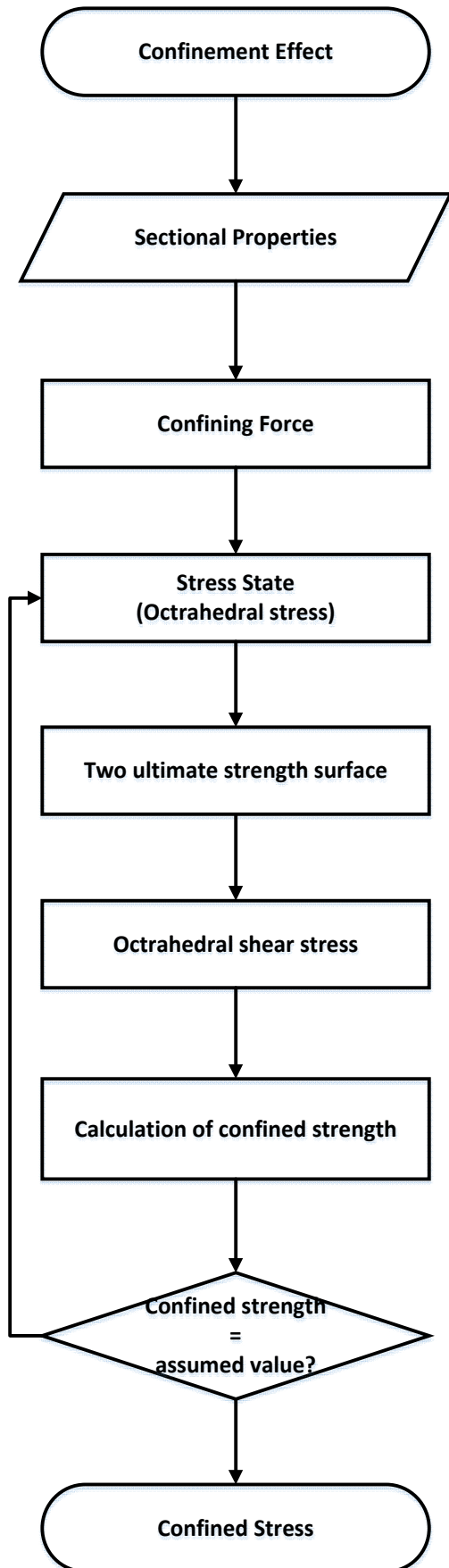
$$C = 0.122965 - 1.150502\bar{\sigma}_{oct} - 0.315545\bar{\sigma}_{oct}^2 \quad (63)$$

인장면과 압축면 사이의 평면에 대한 보간 함수는 오목해야 하며 연속적이라는 가정 하에 Willam and Warnke³⁹⁾는 다음 식 (64)를 사용하여 구할 것을 제시하였다.

$$\bar{\tau}_{oct} = C \frac{0.5D/\cos\theta + (2T - C)[D + 5T^2 - 4TCright]^{0.5}D + (2T - C)^2}{D + (2T - C)^2} \quad (64)$$

$$D = 4(C^2 - T^2)\cos^2\theta \quad (65)$$

위의 관계를 통해 Mander³⁶⁾는 그림 [28]과 같은 순서의 구속시의 콘크리트 강도 산정 방안을 도출하였다.



$$A_{sx}, A_{sy}, s, b_c, d_c, f_{xh}, f_{yh}, w_i', \rho_{cc}$$

assuming

$$\sigma_1 = -f_{lx}' \text{ or } -f_{ly}', \sigma_2 = -f_{ly}' \text{ or } -f_{lx}'$$

$$\sigma_1 > \sigma_2$$

$$\sigma_{oct} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}, \cos\theta = \frac{\sigma_1 - \sigma_{oct}}{\sqrt{2}\tau_{oct}}$$

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}$$

$$\text{assumption : } \bar{\sigma}_{oct} = \sigma_{oct} / f_{co}'$$

$$T = 0.069232 - 0.661091\bar{\sigma}_{oct} - 0.049350\bar{\sigma}_{oct}^2$$

$$C = 0.122965 - 1.150502\bar{\sigma}_{oct} - 0.315545\bar{\sigma}_{oct}^2$$

$$\bar{\tau}_{oct} = C \frac{0.5D/\cos\theta + (2T - C)[D + 5T^2 - 4TCrighth]^{0.5}D + (2T - C)^2}{D + (2T - C)^2}$$

$$D = 4(C^2 - T^2)\cos^2\theta$$

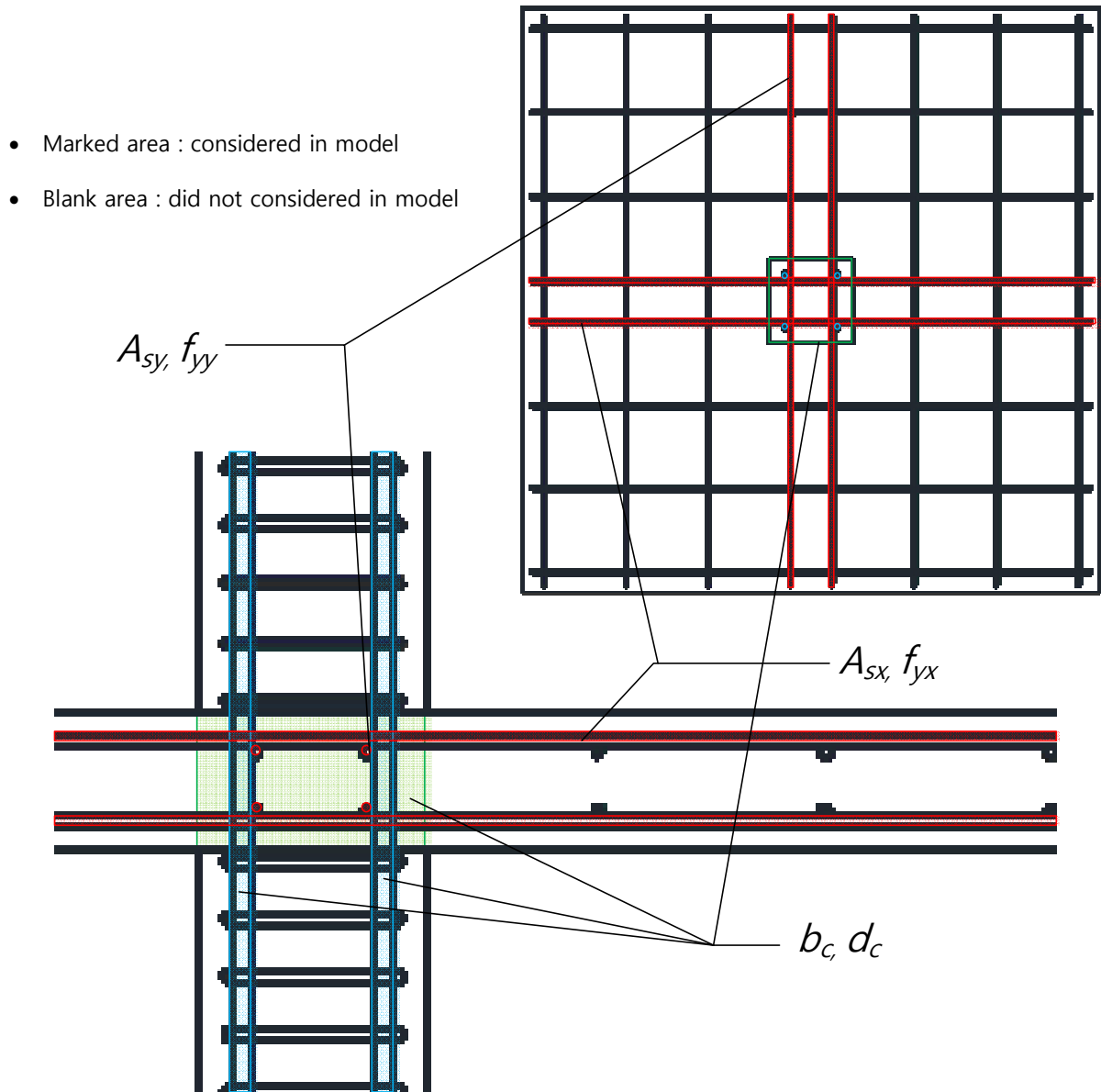
$$\tau_{oct} = f_{co}'\bar{\tau}_{oct} > 0$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - (4.5\tau_{oct}^2 - 0.75(\sigma_1 - \sigma_2)^2)^{1/2}$$

iteration until $f_{cc}' = \sigma_3$

[그림 28] 구속력 적용시 3축 압축강도 산정 프로세스

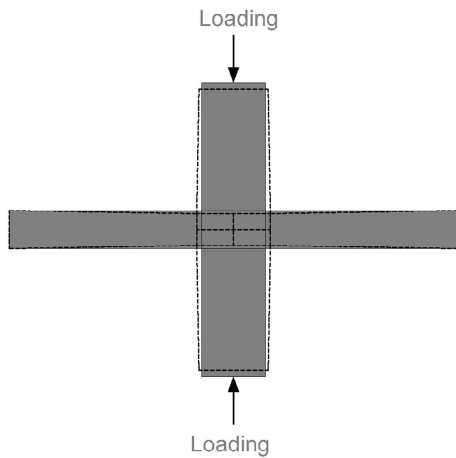
구속력을 적용한 기둥-슬래브 접합부의 강도를 산정하는 데에 있어서 적용해야 하는 기둥-슬래브 접합상태에서의 변수의 설정을 본 연구에서 수행한 유한요소해석을 기반으로 도출하였다. 유한요소해석 결과 콘크리트에 작은 수준의 인장강도에 따른 구속능력의 기대가 가능했으며, 기둥을 관통하는 철근에 인장응력이 집중되는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 아래 [그림 29]에 나타난 바와 같이, 기둥을 관통하는 슬래브 철근의 강도와 면적, 기둥-슬래브 접합부의 접합 단면 면적의 최소값을 활용하여 구속에 따른 강도 상승분을 결정할 수 있는 방안을 제시하였다.



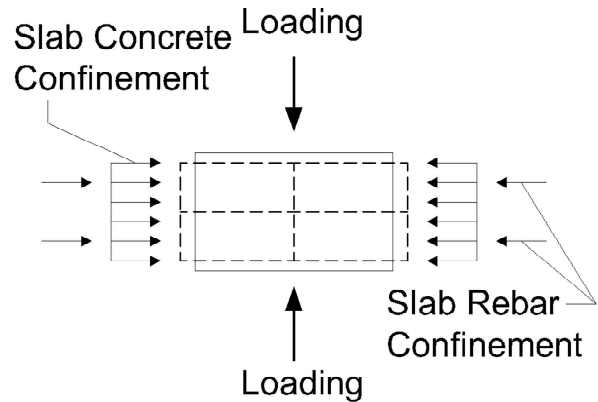
[그림 29] 구속응력 발현 모델에 적용한 변수

4. 횡방향 변형을 고려한 기둥-슬래브 조인트 강도 추정

전술한 기둥-슬래브 조인트 강도 산정 방법은 콘크리트의 소성이론에 의한 것으로 횡방향으로 작용하는 구속력에 대해서만 검토할 수 있는 모델이다. 그러나 많은 실험 결과들이 보여주는 바와 같이 상하부 기둥 콘크리트의 변화는 기둥-슬래브 조인트의 강도를 증진시키는 역할을 하는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 콘크리트의 소성학적 관점 뿐만 아니라 콘크리트의 탄성 변형에 기반한, 포아송비를 고려한 모델을 구축하여 상하부 기둥의 압축강도를 고려할 수 있는 모델을 구축하였다. 이를 위해 아래 [그림 30]과 같은 변형 상태를 가정하였다. 상부 기둥에 작용하는 축방향 하중은 모두 기둥-슬래브 조인트 영역에 전달되는 것으로 가정하였으며, 슬래브는 슬래브 주철근의 축방 향으로 이동하지 않는 것으로 가정하였다. 기둥과 슬래브가 접합되어 있는 경우에 대한 자유물체도를 전체 구조물 및 기둥-슬래브 접합부로 구분하여 [그림 30]과 [그림 31]에 나타내었다. 기둥-슬래브 접합부에 작용하는 횡방향 구속력은 유한요소해석을 통해 검토한 바와 같이 접합면에서의 콘크리트의 면적과 기둥을 관통하는 철근의 능력으로 한정하였다. 슬래브의 대각 균열을 지나는 철근의 효과는 별도로 반영하지 않았다.



[그림 30] 하중 전달 및 변형률 분포 가정



[그림 31] 기둥-슬래브 접합부의 자유물체도

본 연구에서 사용한 기둥-접합부 강도 산정에 대한 변형률 분포를 활용한 모델은 실험을 수행하는 방법과 같이 기둥에 작용하는 하중을 증가시키며 극한 상태에서의 강도를 찾아내는 방법이다. 해석 방법을 정리하면 다음과 같다.

분석 대상인 구조물은 철근콘크리트 구조로써, 철근과 콘크리트가 서로 다른 탄성계수를 보유한 상태이므로, 철근의 강성 강화 효과를 고려하기 위해 탄성계수비를 사용하여 콘크리트와 철근의 유효강성을 산정한다.

$$n = \frac{E_s}{E_c} \quad (66)$$

여기서 E_s 는 철근의 탄성계수이며, E_c 는 콘크리트의 탄성계수이다.

기둥과 기둥-슬래브 조인트의 유효강성을 산정한 후 작용하는 하중에 의한 기둥과 기둥-슬래브 조인트의 기둥 재축방향 변형량을 산정한다. 이 때 변형의 양은 탄성이론에 근거하여 $\delta = PL/AE$ 를 통해 계산하도록 한다. 기둥 축방향 변형량을 통해 축방향 변형률을 산정한 뒤

포아송비를 반영하여 기둥 축의 수직 방향으로의 변형률을 산정한다.

$$\epsilon_{col} = \frac{P}{A_{col,eff}E_{c,col}} \quad (67)$$

$$\epsilon_{slab} = \frac{P}{A_{slab,eff}E_{c,slab}} \quad (68)$$

$$\epsilon_{diff} = \nu_{col}\epsilon_{col} - \nu_{slab}\epsilon_{slab} \quad (69)$$

이를 통해 계산된 횡방향 변형률은 기둥과 콘크리트의 압축강도 차이에 따라 다르게 나타날 것이며, 기둥 콘크리트와 슬래브 콘크리트가 완전히 부착된 상황임을 가정할 경우 두 변형률의 차이만큼의 구속력이 발생할 것이다. 또한, 해당 변형률만큼 철근이 변형함에 따라 이에 따른 수동적 구속력이 콘크리트에 작용하게 될 것이므로 이를 활용하여 기둥-슬래브 조인트의 구속력 산정이 가능하다. 이는 다음 식들을 통해 산정할 수 있다.

$$F_{col,tr} = \nu_{col}\epsilon_{col}E_{c,col}A_{Joint}/4 \quad (70)$$

$$F_{rebar} = \nu_{col}\epsilon_{col}E_sA_{s,Joint} \quad (71)$$

$$F_{slab,tr} = \nu_{col}\epsilon_{col}E_{c,slab}A_{Joint} \quad (72)$$

여기서, $F_{col,tr}$ 은 기둥 콘크리트와 슬래브 콘크리트가 완전 부착이라고 가정했을 때 기둥 콘크리트가 슬래브에 주는 구속력의 크기를 의미하며, F_{rebar} 는 기둥을 관통하는 철근이 가하는 구속력이다. 또한 $F_{slab,tr}$ 은 슬래브 콘크리트가 변형에 저항하는 힘을 의미한다.

이 때 기둥과 기둥-슬래브 조인트의 횡방향 변형의 차이는 두 콘크리트의 탄성계수와 포아송비에 따르게 된다. 포아송비에 대한 기존 연구들에 의하면 배합비에 따른 차이는 있으나 대부분의 경우 콘크리트의 포아송비는 일반적으로 0.16으로 사용되는 것을 확인할 수 있었다. (Sideris et al(2004)⁴¹⁾, Persson(1999)⁴²⁾) 따라서 본 연구에서는 사용된 모든 콘크리트에 대한, 탄성상태에서의 포아송비를 0.16으로 가정하였다.

극한 상태에서의 포아송비는 콘크리트 내의 균열폭 확장에 따라 전혀 다른 특성을 보이게 된다. 이에 대하여 Elwi and Murray(1979)⁴³⁾의 연구결과를 활용하여 콘크리트에 일축 압축 응력이 작용할 경우 변형률 상황에 따른 포아송비의 변화를 추정하는 관계식을 사용하여 포아송비의 변화를 고려하였다.

$$\nu = \nu_0 \left[1 + 1.3763 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cr}} \right) - 5.36 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cr}} \right)^2 + 8.586 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cr}} \right)^3 \right] \quad (73)$$

여기서 ν_0 는 초기 포아송비, ϵ_c 는 검토하고자 하는 응력 상태에서의 일축압축변형률, ϵ_{cr} 은 최대응력 작용시의 축방향 변형률을 의미한다.

수평방향으로 작용하는 응력에 따른 구속효과는 Richart et al.³⁸⁾의 연구 결과인 식 (56)과 (57)을 사용하였다.

5. 초고강도 콘크리트가 사용된 기둥-슬래브 접합부의 강도

본 연구에서 수행된 주요 연구 결과는 기둥-슬래브 접합부의 유효강도 산정 방법의 도출이다. 본 연구에서 제안된 유효강도 산정 방법은 기둥-슬래브 내부의 응력 분포 상황에 따른 물리적 모델 및 실험 결과를 사용한 회기분석에 따랐으므로 이를 검증하기 위한 실험체를 제작하였다.

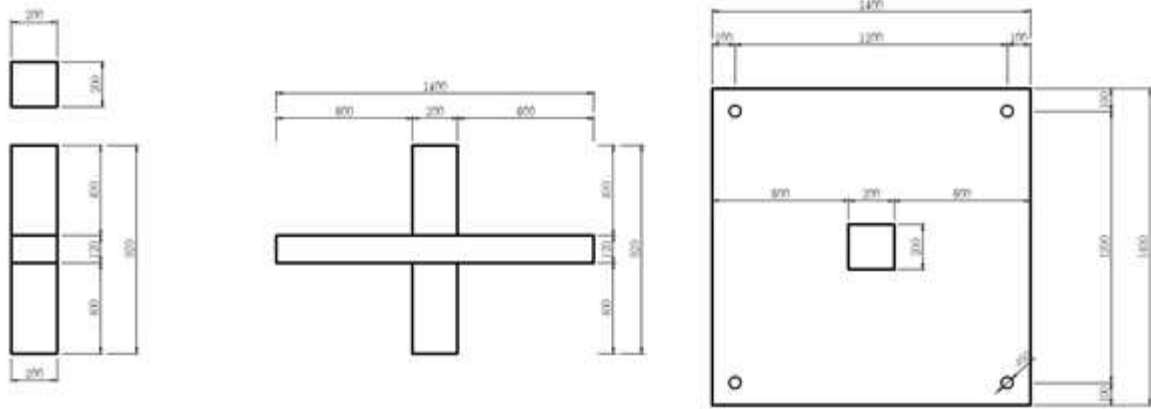
가. 실험 계획

실험은 총 두 가지 타입으로 진행되었다. 첫 번째는 구속이 되지 않은 상태에서의 기둥-슬래브 조인트 강도의 검토를 위한 실험체였으며, 두 번째 타입은 기둥-슬래브 조인트에서의 구속 상황에 따른 강도 발현 정도의 검토를 위한 실험체로 구성되었다. 기둥 및 슬래브에 사용된 콘크리트의 목표강도는 기둥 콘크리트의 경우 120, 150MPa로 설정하였으며, 슬래브 콘크리트는 20MPa로 설정하였다. 특히, 슬래브 콘크리트에 있어서는 강섬유로 보강되어 있는 실험체의 강도를 기준으로 하여 강섬유로 보강되지 않은 슬래브 콘크리트에 대해서는 조금 낮은 강도가 발현될 수 있도록 설정하였다. [표 10]에 실험체의 특성을 정리하여 나타내었다. 실험체의 형태는 [그림 32]에 정리하여 나타내었다.

[표 10] 실험체 제원

ID	f_{cc}	f_{cs}	f_{cc}/f_{cs}	ρ_{col}	$f_{y,col}$	f_{yt}	ρ_{slab}	f_{yslab}	Remark	
	[MPa]		–	[%]	[MPa]		[%]	[MPa]		
SC1	120	18	6.67	1.99 (4-D1 6)	500	400	–	–	Control	
SC2		20	6.00						Steel Fiber	
SC3	150	18	8.33						Diff. f_{cc}/f_{cs}	
SC4	120	18	6.67				0.46	400	Control	
SC5		18	6.67						diff. Floor	
SC6		18	6.67				0.80		Slab Reinforcement	
SC7		18	6.67							
SC8		20	6.00				0.46		Steel Fiber	
SC9	150	18	8.33						Diff. f_{cc}/f_{cs}	
SC10	120	20	6.00						diff. Floor	
SC11		18	6.67						Hor. reinforcing	
SC12		18	6.67						Ver. reinforcing	

f_{cc} : 기둥 콘크리트의 압축강도[MPa], f_{cs} : 슬래브 콘크리트의 압축강도[MPa], f_{cc}/f_{cs} : 압축강도비, ρ_{col} : 기둥 주철근의 철근비, $f_{y,col}$: 기둥 주철근의 항복강도[MPa], f_{yt} : 기둥 띠철근의 항복강도[MPa], ρ_{slab} : 슬래브의 철근비, f_{yslab} : 슬래브 주철근의 항복강도[MPa]



[그림 32] 실험체의 형태

나. 실험체의 제작 및 시공성 평가

본 연구의 주요 목표는 슬래브에 의한 구속효과 발현 정도를 확인함과 동시에 구속력 발현 시의 응력 분포 형태를 확인하는 것이다. 이를 위해 수치해석을 통해 실험체의 응력분포를 확인해 보았으며, 실험을 통해 해당 응력 분포 형태가 실제로 나타나는지를 확인하고자 한다. 따라서 실험체 제작에 타설 순서 및 횟수에 대한 고려가 필수적으로 수행되어야 하며, 초고성능 콘크리트가 타설됨에 따라 타설 과정에서의 다양한 고려사항이 추가되게 된다. 본 절에서는 실험체의 제작에 있어서 과정 및 해당 과정에서의 고려해야 할 사항에 대해 정리하였다.

본 연구의 실험에 사용된 실험체는 크게 하부기둥, 슬래브, 상부기둥 순으로 타설이 진행되며, 슬래브의 유무에 따라 실험체의 형태가 다르게 결정되었다. 철근망의 제작은 일반 철근 콘크리트 부재와 같은 방식으로 진행되었다. 기둥에 분포되는 응력을 검토하기 위해 스트레인게이지를 설치하였으며, 스트레인게이지는 거푸집에 철근망이 설치되기 전에 설치되었다. [그림 33]에 슬래브-기둥 조인트 실험체의 철근망-거푸집 설치 상황을 나타내었다. 이후 하부기둥 콘크리트를 타설하였으며, 슬래브 콘크리트와의 일체거동 확보를 위해 하부기둥콘크리트-슬래브 콘크리트 접합면에 취핑을 실시하였다.[그림 34] 특히, 기둥 철근의 수직도 정렬을 위한 지속적인 위치 측정을 수행하였다.



[그림 33] 철근망의 설치



[그림 34] 하부기둥 타설

하부기둥 타설 이후, 슬래브 철근의 배치작업을 수행하였으며, 슬래브 철근의 배치와 함께 슬래브에 분포되는 응력 검토를 위한 스트레인이지를 설치하였다. [그림 35] 이후 [그림 36] 에 나타난 바와 같이 보통강도 콘크리트를 슬래브에 타설하였다. 특히, 슬래브 콘크리트의 경우 강섬유의 영향을 검토하기 위해 강섬유를 별도로 혼입한 슬래브로 구분하여 타설하였다. 슬래브 타설 이후 3일의 증기양생을 통해 슬래브의 적정 강도를 취한 뒤 상부 기둥을 타설하여 실험체 제작을 마무리 하였다. 이후 3일간 증기양생을 실시하여 기둥 콘크리트가 목표강도를 발현할 수 있도록 하였다.



[그림 35] 슬래브 철근의 배치



[그림 36] 슬래브 콘크리트 타설



[그림 37] 상부 기둥 콘크리트 타설 준비 및 타설

기둥-슬래브-기둥으로의 하중전달 능력에 대한 검토는 기둥-슬래브-기둥 순서로의 시공 단계에서의 단순화 및 시공성 확보를 주요 목적으로 수행된 것이다. 따라서 본 연구의 실험체를 제작하면서 초고강도 강섬유 보강 콘크리트 및 강섬유 보강 콘크리트의 타설시의 시공성에 대해 기술하면 다음과 같다.

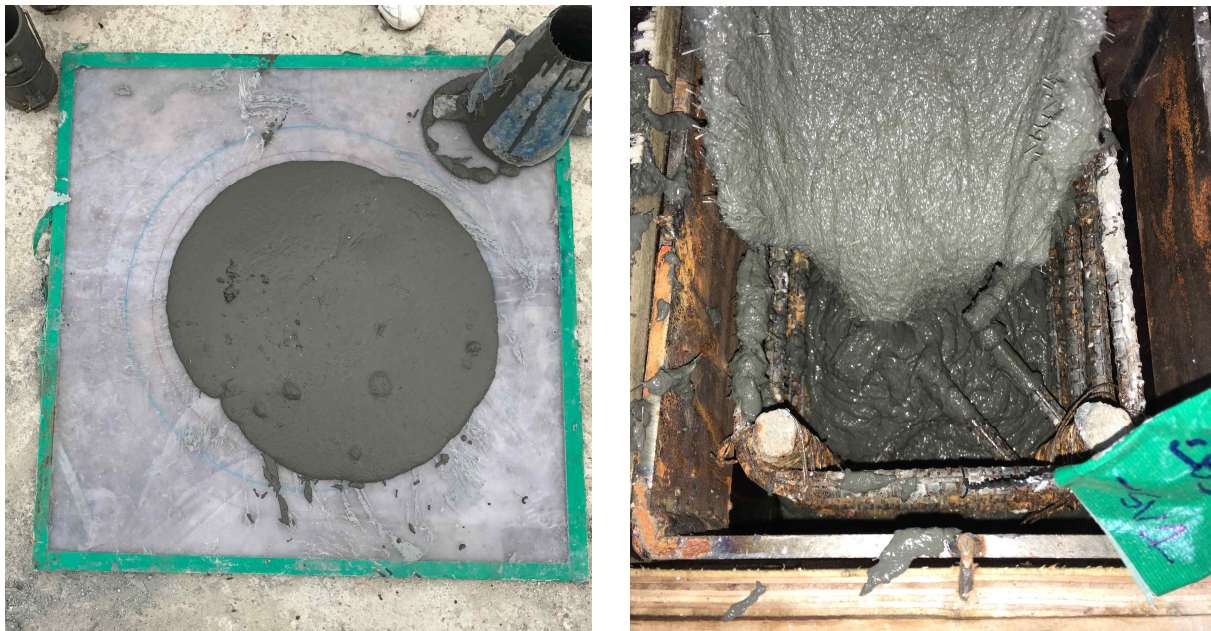
철근 조립에 대해 그림 35에서 나타난 바와 같이 하부 기둥에서 상부기둥으로 연장되는 철

근에 대한 띠철근 작업이 모두 이루어진 상태여야 한다. 이를 통해 기둥철근의 수직도를 유지할 수 있으며 편심을 막을 수 있는 주요 준비단계가 될 수 있기 때문이다. 이후 슬래브 철근의 설치에 모든 철근망이 구축된 이후이기 때문에 기둥과 기둥 사이 접합부 영역으로 철근을 삽입하는 과정이 필요하다. 실험체 제작의 경우 철근이 짧기 때문에 큰 문제가 되지 않았지만, 실제 구조물의 시공에 있어서는 철근의 조립이 어려울 수 있다. 또한, 하부기둥의 타설부와 슬래브의 타설 이후 상부기둥과의 계면에 취평을 해줄 필요가 있으나 기둥 철근 상세가 복잡할 경우 이에 대한 문제가 발생할 수 있으므로 시공시 주의가 필요하다.

이와 함께 시공성에 영향을 미치는 중요한 문제는 강섬유의 보강에 따른 콘크리트의 타설성 문제이다. 일반적으로 고강도 콘크리트는 유동능력이 좋지 않은 것으로 평가되고 있으나, 본 연구에서 검토대상으로 한 초고강도 콘크리트는 유동능력은 매우 좋은 것으로 나타난다. [그림 38]에서 확인할 수 있는 바와 같이 초고강도 강섬유 보강 콘크리트는 유동성이 좋은 재료이며, 기둥에 타설할 경우에도 높은 유동성에 의해 별도의 다짐 프로세스 없이도 충분한 시공성능을 가지고 있는 것으로 나타났다.

슬래브 부분에 타설되는 강섬유 보강 콘크리트의 경우 다양한 종류의 타설성이 확보된 배합이 존재하며 본 연구에서와 같이 단섬유를 사용한 경우 그 타설성에는 큰 문제가 없으므로 본 연구를 수행함에 있어서는 콘크리트의 타설에 대해서는 문제가 없는 것으로 나타났다.

그러나, 본 연구의 범위를 벗어나 기둥콘크리트의 슬래브로의 연장타설을 수행하는 경우에 대해서는 타설 과정에서의 큰 문제점을 찾기는 어려울 것이나, 초고강도 콘크리트와 보통콘크리트 사이의 계면이 휨하중을 받을 때의 영향에 대한 검토가 먼저 수행되어야 할 것으로 판단된다.



[그림 38] 강섬유보강 콘크리트의 타설성

다. 실험체의 설치 및 측정 계획

초고강도 콘크리트 기둥의 저강도 콘크리트를 통한 하중 전달능력을 검토하기 위해 기둥-슬래브 조인트 실험체에 대한 중심압축가력 실험을 수행하였다. 실험은 D 연구소에서 수행되었으며, 예측 강도가 5000kN을 초과할 수 있기에 10,000kN급의 용량을 보유한 오일잭을 사용하여 실험을 진행하였다. 실험체의 설치 상황은 [그림 39]에 나타내었다.



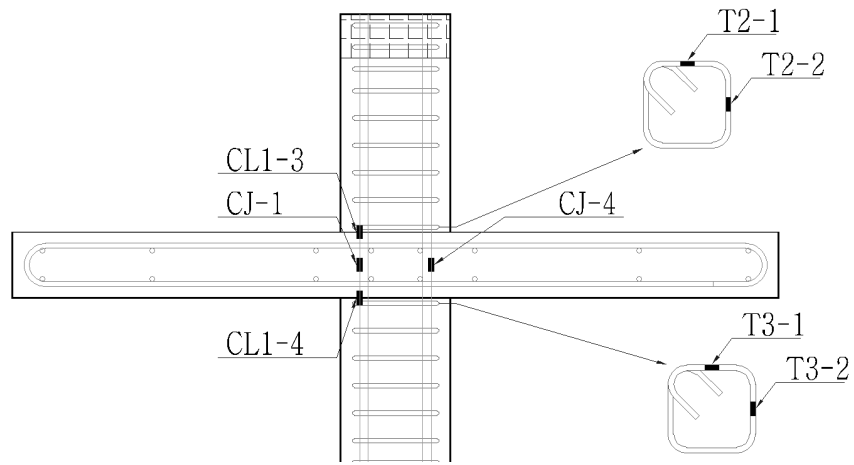
[그림 39] 실험체 설치 상황

실험체의 상·하부는 강판으로 보강되어 있어 별도의 보강 철물을 사용하지 않았다. 상부 기둥의 상부에서 오일잭과 맞닿는 부분은 응력의 원활한 전달을 위해 무수축 몰탈을 사용하여 가력면을 정리하였다.

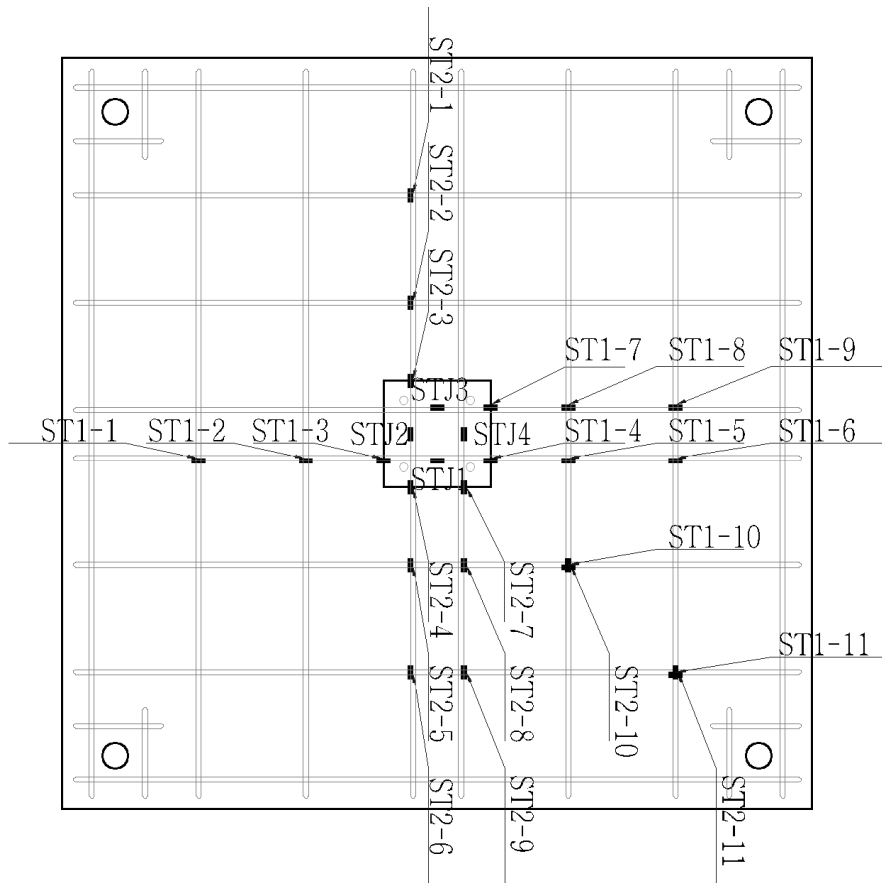
연구의 전 과정에서 언급하고 있듯 본 연구의 주요 목표는 슬래브 콘크리트에 비해 상대적으로 높은 압축강도를 보유한 기둥에서의 응력이 전달되는 양상을 검토하고자 하는 것이다. 따라서 철근 및 콘크리트 면에 스트레인 게이지를 부착함과 동시에 부재 길이 변화의 검토를 위한 LVDT들을 설치하였다. 기둥 철근에는 슬래브와 교차하는 부분에서의 응력의 크기 및 상·하부 기둥과 슬래브 콘크리트 계면에서의 응력 전달 상태를 검토하기 위해 주철근의 길이 방향으로 스트레인 게이지를 부착하였다. 또한, 구속력의 전달 정도의 평가를 위해 상·하부 기둥의 첫 번째 스테럽에 스트레인 게이지를 부착하였다.

기둥-슬래브 조인트에 작용하는 구속력에 기여하는 슬래브의 범위를 검토하기 위해 슬래브의 주철근에 스트레인 게이지를 설치하였다. 또한, 해당 응력 발생시의 변형의 정도를 평가하기 위해 기둥의 길이 방향 및 기둥 횡 방향으로 LVDT를 설치하였다. 특히, 슬래브가 함께 있을 경우 기둥 팽창에 따른 슬래브의 파괴 시점에 대한 평가를 위해 LVDT를 슬래브의 대각방향에 45도 차이가 나도록 LVDT를 교차하여 십자 형태로 설치하였다. 특히, 슬래브의 기둥 축방향 변형량 측정을 위해 양방향으로 앵글을 확장 설치하여 길이의 변화를 측정하는 Ospina의 연구 방법을 차용하였다.

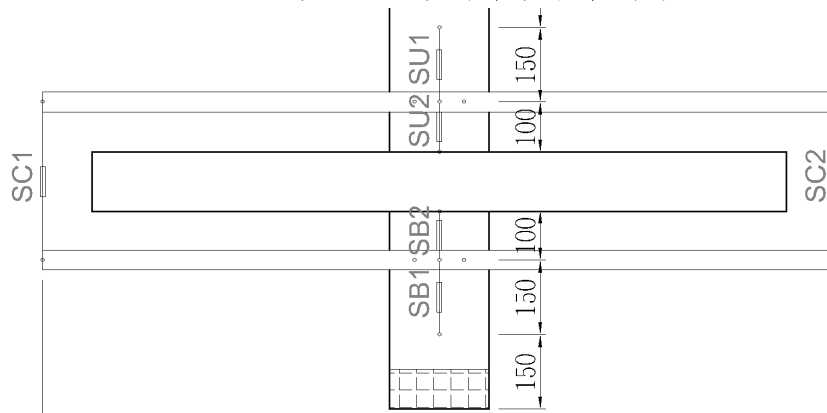
기둥-슬래브 조인트 실험체의 변형량을 측정하기 위한 스트레인 게이지 및 LVDT의 설치 상황은 [그림 40]에 나타내었다. [그림 40]의 (a)에는 기둥 철근의 변형률 측정을 위한 게이지의 설치 위치를 나타내었으며, (b)에는 슬래브의 변형률을 측정하기 위한 변형률 게이지 설치 위치를 나타내었다. 마지막으로 (c)에는 LVDT의 설치 위치를 나타내었다.



(a) 기둥 철근의 게이지 부착위치



(b) 슬래브 철근의 게이지 부착 위치



(c) LVDT 설치위치

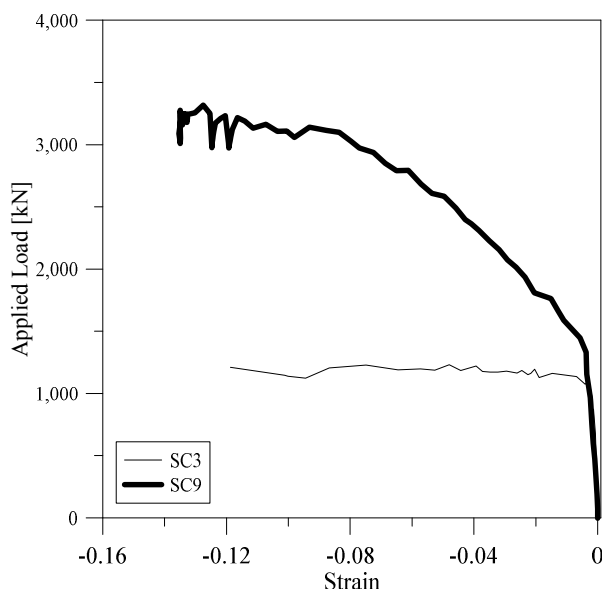
[그림 40] 계측계획

라. 기둥-슬래브 접합부의 응력 분포

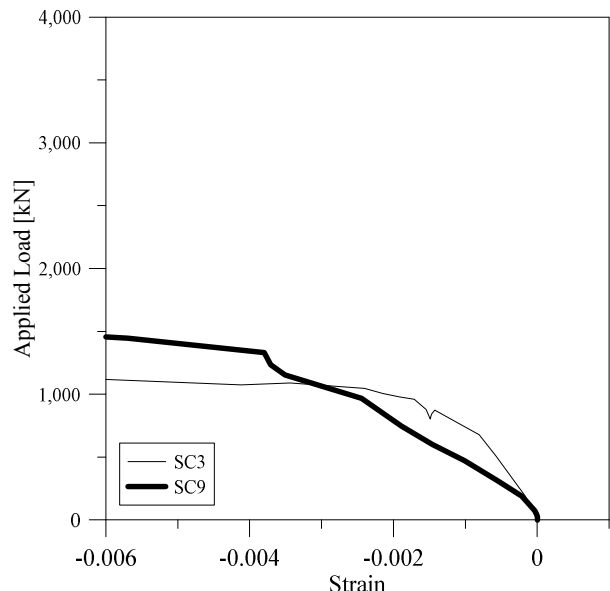
슬래브로 보강되어 있지 않은 실험체와 슬래브로 보강된 실험체를 비교하여 슬래브가 기둥-슬래브 조인트의 강도에 미치는 영향을 평가하기 위한 실험을 진행하였다. 슬래브의 유무를 기준으로 차이를 검토해 본 결과 슬래브 콘크리트의 수직변형량, 기둥 콘크리트 계면 수평 변형량 등에 차이가 있는 것을 확인할 수 있었으며, 슬래브의 쪼개짐 및 슬래브 내 철근 변형률을 통해 슬래브의 구속 효과를 검토할 수 있었다.

(1) 기둥-슬래브 조인트에서의 기둥 주철근의 변형

기둥-슬래브 조인트에서 기둥 주철근의 변형률은 파괴 시점을 보여주는 지표로써 기둥-슬래브 접합부의 파괴기준을 결정하는 중요한 요건이 된다. 기둥의 압축강도로 150 MPa의 설계 기준 압축강도로 계획된 실험체인 SC3과 SC9에 대하여 기둥 중앙부 철근의 변형률과 해당 변형률에서의 강도에 대한 비교를 수행하였다. [그림 41]의 하중-기둥철근 중앙부 변형률 사이의 관계에서 판단할 수 있듯이, 최대 강도의 비는 2.69 배로 슬래브의 설치에 따른 보강효과가 매우 높게 나타난다는 것을 확인할 수 있었다. 특히, 기둥 철근의 변형률이 슬래브의 보강에 의해 매우 높은 수준까지 안정적으로 증대되고 있는 것을 확인할 수 있었다. 또한, 최대 강도의 발현 시점이 슬래브로 보강되지 않은 실험체에 비해 늦게 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 특히, 주철근의 항복시점을 검토하기 위해 x축을 조정하여 나타낸 그림 41을 살펴본 결과 주철근의 항복 이후, 슬래브가 없는 실험체는 더 이상의 하중증가를 경험하고 있지 못하지만, 슬래브가 있을 경우 지속적인 작용하중의 증가를 경험한다는 것을 확인할 수 있었다. 콘크리트의 구속에 따른 강도 증가에 대한 Richart의 연구 결과에서 확인할 수 있는 바와 같이, 외부에서 작용하는 응력의 크기가 커짐에 따라 강도의 증가를 기대할 수 있으므로 슬래브-기둥의 접합면에서의 콘크리트가 직접적으로 구속력을 가한다는 것을 확인할 수 있었다. ACI와 KCI에서 제시하고 있는 기둥의 축강도 산정 방식인 식 (11)을 사용한 최대응력의 값을 Richart의 구속응력에 따른 축강도의 증가량과 관계를 지으면, 구속응력은 최대 15.3 MPa이 되는 것을 확인할 수 있다.



[그림 41] 변형률-하중관계



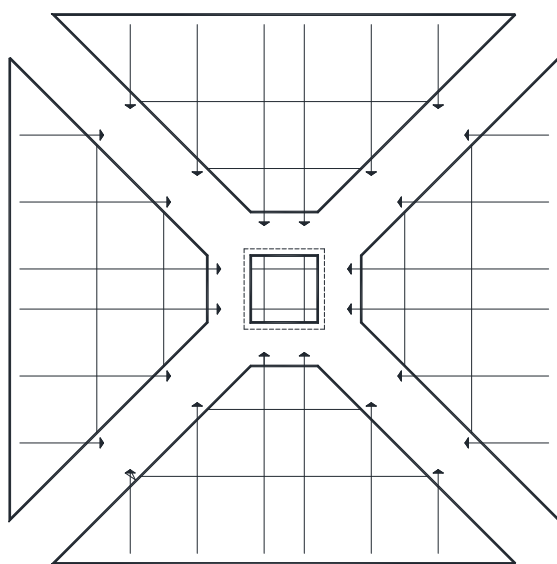
[그림 42] 기둥 주철근의 항복 시점

(2) 슬래브의 변형

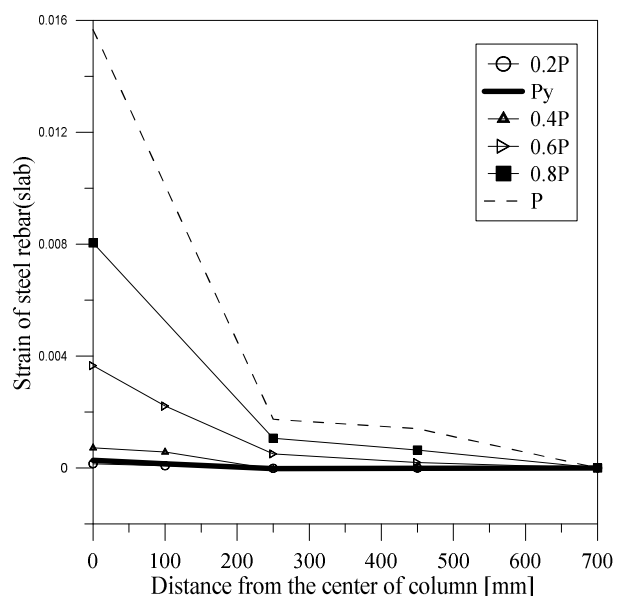
전 절에서 살펴본 바와 같이 슬래브는 기둥 콘크리트에 직접적인 구속력을 가하는 요소라는 것을 확인할 수 있다. 이 경우 어떠한 요소가 기둥 면에 구속력 형태의 하중을 가하는지를 확인해야 할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서는 [그림 40]에 나타난 바와 같은 스트레인 게이지 및 LVDT를 계획하여 슬래브의 변형에 대해 검토하고자 하였다. 기존 연구 결과들을 살펴본 결과, 슬래브가 있을 경우 슬래브는 기둥 모서리와 슬래브 모서리가 이어지는 균열로 시작되어, 철근 방향의 균열이 발생하는 순서로 파괴가 진행되었다. 이를 통해 슬래브가 기둥의 네 면에 대한 수직 방향으로 팽창하게 되며 분리된 부분들이 기둥-슬래브 조인트에 대해 수동적 구속력을 가하게 되는 것으로 판단된다. [그림 43]

본 연구에서는 슬래브의 주철근에 분포되는 응력을 계측하여 슬래브가 기둥-슬래브 조인트에 가하는 구속력의 크기를 검토할 수 있도록 하였다. 기둥의 구속력에 가장 큰 영향을 주는 요인은 기둥을 관통하는 슬래브의 주철근일 것이므로, [그림 44]에 해당 철근에서 길이 방향으로 어떻게 응력이 분포되는지를 나타내었다. 그림에서 P 는 최대하중을 의미하며 P_y 는 기둥의 주철근이 항복한 시점을 나타낸다. 특히 $0.8P$ 이상의 하중을 받는 경우에 대해서는 기둥-슬래브 계면에서의 변형률을 측정하기 위한 게이지는 과도한 변형의 발생으로 계측이 불가능했다. [그림 44]에 따르면 기둥 주철근의 항복시에는 철근의 변형이 거의 없는 상태이며, 기둥 주철근의 항복 이후, 기둥의 팽창량이 커지면서 슬래브 주철근에 응력이 크게 작용하는 것을 확인할 수 있었다. 또한 응력의 주요 분포 범위는 슬래브 계면에 집중되며, 슬래브 내에서는 큰 응력을 받지 못하는 것으로 나타났다. 다만, 기둥 중심으로부터 450mm 떨어진 지점에서 최대 380MPa의 응력은 발생하는 것으로 나타나고 있으나, 이 상태에서는 슬래브에 과도한 처짐에 의한 것으로 볼 수 있기 때문에 항복하여 구속력에 영향을 미칠 수 있는 주요 응력의 분포 범위는 기둥중심으로부터 230mm까지인 것으로 판단된다.

특히, 이 경향은 수치해석 결과로 나타난 [그림 24]의 철근 응력 분포 상황에서도 확인할 수 있는 바와 같은 것으로 나타나, 본 연구에서 수행한 유한요소해석의 결과가 충분히 신뢰할 수 있는 결과를 도출할 것으로 판단된다.



[그림 43] 극한상태에서의 자유물체도

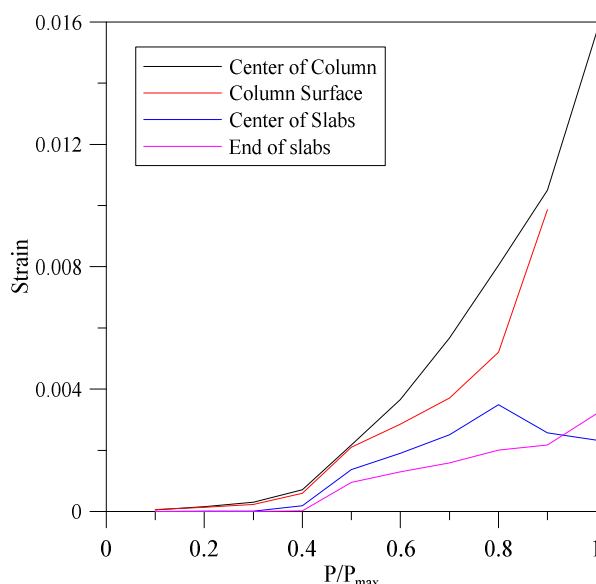


[그림 44] 기둥 관통 슬래브 주철근에 작용하는 응력

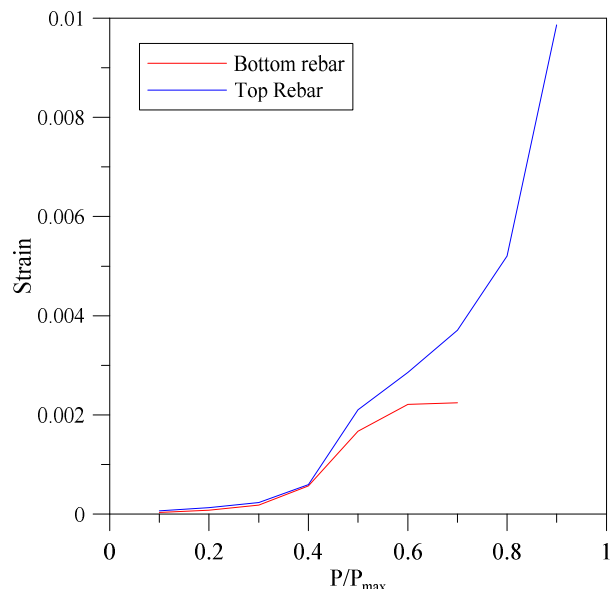
[그림 44]에서 확인할 수 있었던 바와 같이, 슬래브의 주철근은 기둥의 주변 또는 균열 예상 지점의 근방에서 주로 기둥의 팽창력에 저항하는 것으로 나타났다. [그림 43]에 표현된 자유물체도에서 철근에 작용하는 응력의 분포 형태를 검토하기 위해 균열 발생 예상 방향으로 변형률을 측정하여 [그림 45]에 나타내었다. 철근의 응력은 슬래브 양측에서 동시에 응력을 받게되는 기둥 중심 위치에서 가장 크게 나타났다. 기둥-슬래브 계면 및 슬래브의 대각방향 균열에 위치한 철근의 경우 기둥 중심에 작용하는 변형보다는 작은 변형을 하고 있는 것으로 나타났다. 그러나 기둥-슬래브 계면에서는 주철근의 항복 이후 슬래브 주철근의 항복을 경험하는 것을 확인할 수 있었으며, 슬래브 외곽에 위치한 철근일수록 작용하중이 클 때에 항복을 경험하는 것을 확인할 수 있었다. 최대하중의 경험까지는 균열면에 있는 모든 철근이 항복을 경험함으로써, 자유물체도에 노출되어 있는 모든 철근에 작용하는 힘을 철근의 항복 강도를 통해 결정할 수 있을 것으로 판단된다.

실험체가 파괴될 때 [그림 43]의 자유물체도에서와 같이 슬래브가 네 개로 분리된다. 또한, 기둥의 팽창에 따라 슬래브가 외부로 돌출되면서 슬래브의 자중에 의한 처짐이 발생하게 된다. 이에 따라, 실험체의 파괴 과정에서 자중의 영향을 검토하기 위해 슬래브의 상 하부철근에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률의 분포를 검토하였다. [그림 46]에 나타난 바와 같이, 슬래브의 분리가 발생하기 이전에는 두 철근의 변형률이 유사하게 나타나는 것을 확인할 수 있었으나, 슬래브 분리 이후, 처짐에 대한, 슬래브의 판 거동이 사라지게 되면서 상하부 철근의 변형률 차가 나타나게 되었다. 특히, 상부철근의 변형률은 하부철근의 변형에 비해 크게 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 그러나 두 철근 모두 항복하는 것으로 보아 자유물체도 상에서, 자중만을 고려했을 경우에는 상 하부 철근이 모두 기둥-슬래브 조인트의 구속에 영향을 미치는 것을 확인할 수 있었다.

슬래브 철근의 변형률 발현에 대한 균열 발생 시점 및 슬래브의 분리 현상에 대한 변형의 방향을 특정하기 위해 균열 발생 예상 지점에 대해 LVDT를 직각방향으로 설치하였다. [그림 47]에 나타난 바와 같이 수직 방향의 LVDT가 대각 방향 균열에 의해 분리된 각 슬래브 조각들의 상대 변위를 나타낼 수 있도록 하였다. [그림 48]에는 각 변위를 기둥에 작용하는 하중과의 관계로 나타내었다. [그림 48]에 나타난 바에 따르면, 최대하중의 0.3~0.35배 사이에서 두 방향 모두의 변형이 발생하기 시작한 것으로 나타났다.



[그림 45] 기둥 중심과 균열면에서의 철근 변형률 분포



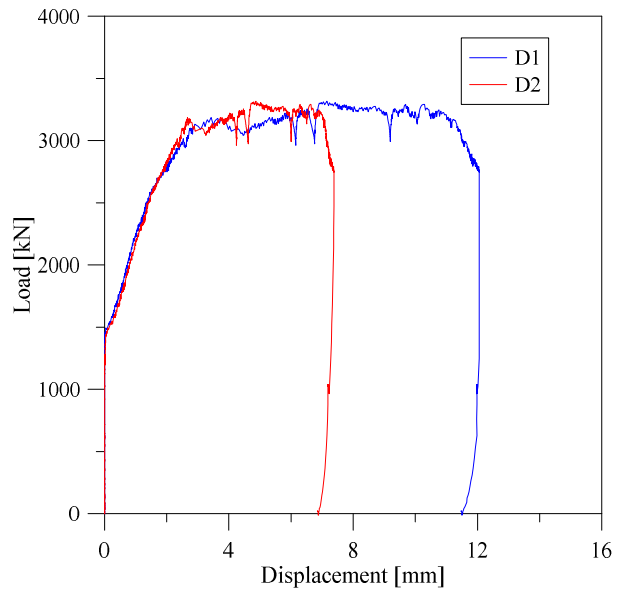
[그림 46] 상하부 철근의 변형률 분포

[그림 41]과 [그림 42]에 따르면 해당 하중은 기둥의 주철근이 항복을 경험할 때의 하중을 의미하는 것으로, 기둥 주철근의 항복 시점이 곧 기둥의 팽창시점이 되는 것으로 판단할 수 있다. 이후 최대하중을 경험할 때까지 두 방향으로 유사한 크기의 변형을 경험하고 있었으나, 최대하중 발생 이후에는 슬래브가 완전히 분리되면서 슬래브 사이에 발생하는 불안정으로 변위의 차이가 발생하는 것으로 나타났다.

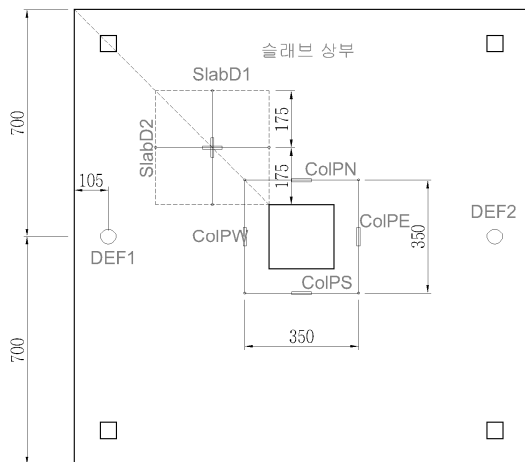
기둥의 팽창 시점에 따른 팽창량을 검토하기 위해 기둥을 중심으로 75mm 떨어진 위치에서 기둥 변 방향으로 LVDT를 설치하여 팽창량을 검토하였다. 기둥 주변 LVDT 설치 위치는 [그림 49]에 나타내었다. 기둥 주변의 팽창 정도 또한, 기둥 주철근의 항복시점에서 급격히 증가하는 것으로 나타났다. 다만, 슬래브 철근의 배치 형태 및 콘크리트의 불균질성에 따라 네 면에 대하여 균등한 크기의 팽창 정도가 나타나지는 않았다. 기둥 주변에서의 슬래브의 팽창 정도는 [그림 50]에서 확인 가능하다. 슬래브의 팽창 또한 기둥 주철근의 항복, 슬래브의 쪼개짐과 같은 시점에서 시작되는 것을 확인할 수 있었다. 따라서, 주철근의 항복 이후가 구속력에 따른 보강효과의 발현 시점이 되는 것으로 판단할 수 있었다.



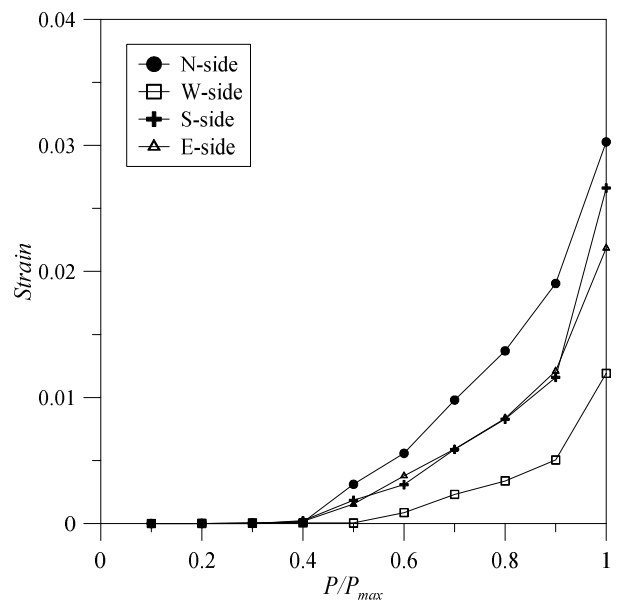
[그림 47] 슬래브 조각간 상대변위 측정



[그림 48] 슬래브 조각간 상대변위



[그림 49] 기둥 주변 슬래브 변형량 측정



[그림 50] 기둥 주변 슬래브 변형

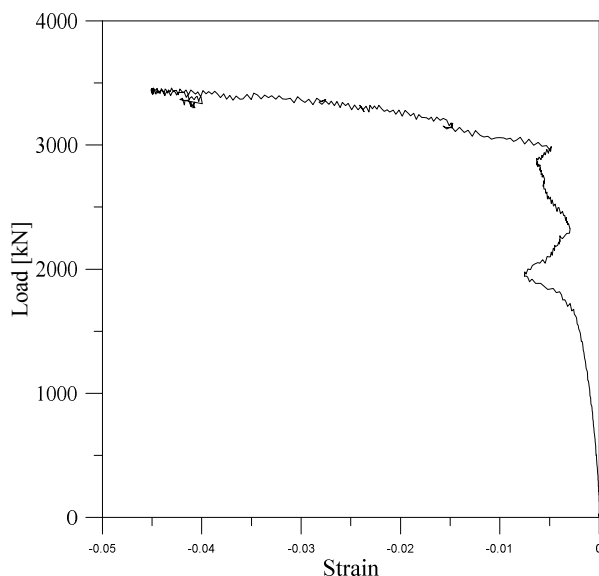
마. 기둥-슬래브 접합부의 응력 분포

(1) 다월철근의 보강효과

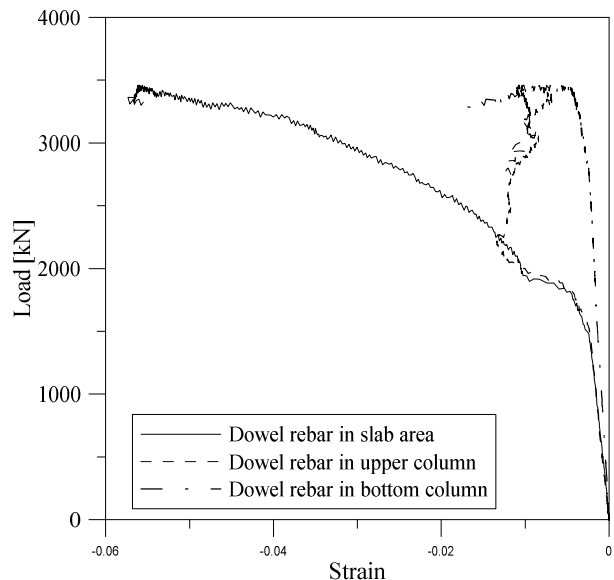
현행 설계기준에서는 슬래브와 기둥의 콘크리트 강도가 크게 다를 경우 내부기둥에 대해서는 별도의 보강을 통해 두 요소간의 강도 차이를 극복하고 상부기둥에 작용하는 하중을 약한 슬래브를 통과하여 하부기둥으로 보낼 수 있다고 규정하고 있다. 그 보강 방법으로는 다월철근을 사용할 수 있음을 정의하고 있다. 따라서 본 연구에서는 다월철근으로 보강했을 경우 초고강도 콘크리트 기둥의 하중전달 상태에 대해 검토하였으며, 그 외에 하중전달을 위한 보강 방법으로, 강섬유가 사용된 슬래브의 구속능력과 횡방향으로 보강된 기둥-슬래브 접합부에 대한 검토를 수행하였다.

현행 설계기준에서는 다월철근을 사용함에 있어서 별도의 상세 규정을 해당 규정 내에서 정하고 있지 않은 상황이다. 따라서 본 연구에서는 다월철근으로 D13을 사용하였으며 압축철근의 매입 깊이를 현행 설계기준의 압축철근 정착길이 산정식을 통해 산출하였다. 단, 다월철근으로서의 경제성 확보를 위해 별도의 보정계수를 곱하지 않은 기본정착길이 산정식을 사용했으며, 이 때 콘크리트의 압축강도 제한을 반영하지 않고 120MPa를 그대로 사용하였다. 실험 결과 구속이 되어 있지 않은 경우에 대비하여 약 2.8배의 하중지지능력의 증가 효과가 나타났다. 또한, 다월철근의 능력을 유효압축강도 증가로 치환하여 계산할 경우, 유효강도의 크기가 91MPa에 육박하여 슬래브 콘크리트에 대한 유효강도의 강도비가 약 5가 되는 것을 확인할 수 있었다.

다월철근의 효용성에 대한 평가를 위해 다월 철근의 중앙부와 기둥-슬래브 접합 계면에서의 다월철근의 변형률을 측정하여 [그림 52]에 나타내었다. 다월철근의 중심부의 변형률은 주철근의 변형률과 동일한 위치에서 계측되었다. 계측 결과 슬래브 위치에서의 다월철근은 주철근과 유사한 거동을 하는 것으로 나타났다. 슬래브 상부의 기둥에서는 슬래브와 유사한 거동을 했으나 항복 변형률의 경험 이후 상부 기둥-슬래브 계면에서 압괴가 발생하며 변형률이 감소하는 경향이 나타났다. 하부 기둥에 매입된 다월철근의 변형률은 상부기둥 및 슬래브에 매입된 다월철근과는 다른 경향이 나타나는 것을 확인할 수 있었다.



[그림 51] 주철근 변형률-하중 관계



[그림 52] 다월철근 변형률-하중 관계

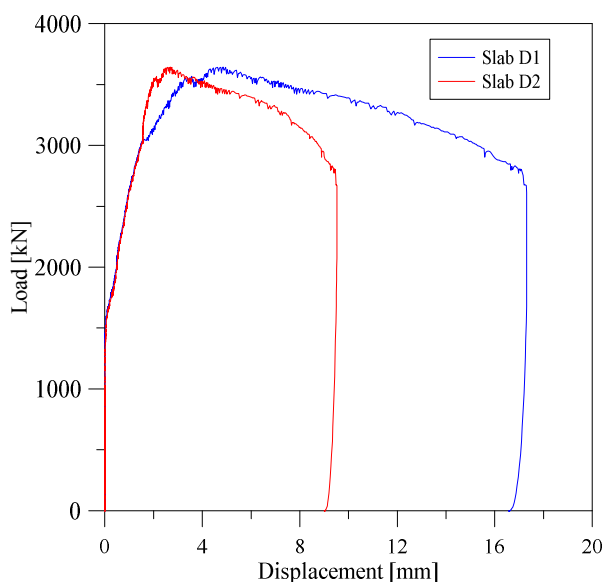
(2) 강섬유에 의한 보강 효과

샌드위치 기둥의 경우 강섬유에 의한 보강 효과가 강도의 증가로 직접적으로 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 강섬유가 혼입되었을 경우 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 유효강도의 비가 2에 가까이 나타나는 것으로 강섬유의 구속력 증가에 대한 효과는 입증된다. 강섬유 보강 콘크리트로 슬래브가 구성된 경우, 유효강도비는 4.7로 나타났는데 이는 강섬유에 의한 콘크리트 압축강도의 증가로 상대적으로 낮은 값이 나타난 것이라 판단된다. 강섬유의 슬래브 구속능력에 대한 추가 보강 효과는 슬래브의 변형에서 확인할 수 있다. 강섬유로 보강되지 않은 다른 실험체와는 달리 강섬유로 보강된 슬래브의 경우 강섬유 보강 콘크리트가 보유한 높은 인장강도에 의해 그 시점이 늦어지는 것을 확인할 수 있다. 이는 쪼갬인장강도 시험을 통해 확인이 가능했으며, 실제 쪼갬인장강도는 강섬유의 보강에 의해 20% 증가한 것으로 나타났다. 즉, 강섬유 보강에 의한 압축강도의 증가 및 인장강도의 증가분이 유효강도의 증가를 야기하는 것으로 판단된다.

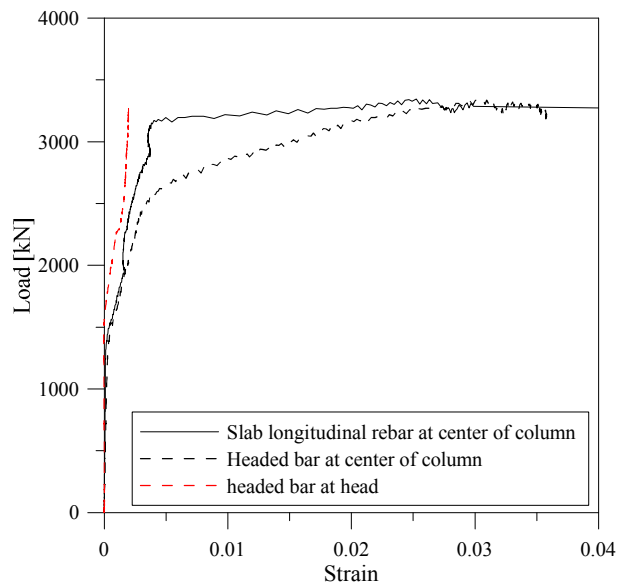
(3) 확대머리 철근에 의한 보강 효과

본 연구에서는 종방향 보강인 다월 철근의 설치와 함께 설계기준에서는 제시되어 있지 않은 횡방향 보강에 대한 연구도 동시에 수행하였다. 내부기둥 실험체의 주요 파괴 형태가 기둥의 팽창에 따른 슬래브의 조개짐과 분리에 따른 구속력의 상실로 이루어지므로 이를 슬래브의 이동을 방지하기 위해 기둥과 슬래브를 가로지르는 확대머리 철근을 배치하였다. 확대머리 철근 배치 실험체의 실험 결과 강도는 같은 횡방향 보강중 하나인 강섬유 보강 실험체 보다 낮은 강도가 발현되는 것을 확인할 수 있었다.

그러나 [그림 54]에 나타난 바와 같이 확대머리 철근은 슬래브 주철근과 같은 위치에서 유사한 거동을 하는 것으로 나타나 슬래브의 주철근양 증대 및 이로 인한 구속력 증진 효과를 확실히 나타낼 수 있을 것으로 판단된다. 다만 확대머리의 정착 성능을 확인하기 위해 확대머리 위치에 부착한 스트레인 게이지로 측정된 변형률을 검토한 결과 중심부와는 다른 변형률을 보유하고 있는 것으로 나타나, 확대머리 철근의 사용시 다월철근을 사용할 때와 마찬가지로 정착길이의 산정에 대한 연구가 지속적으로 수행되어야 할 것으로 판단된다.



[그림 53] 강섬유 보강 실험체의 슬래브 변형



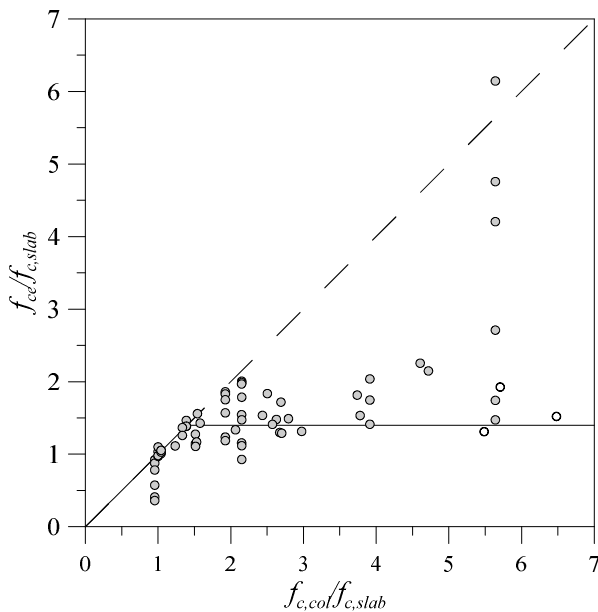
[그림 54] 확대머리철근의 변형-하중 관계

바. 설계기준의 적용성 평가

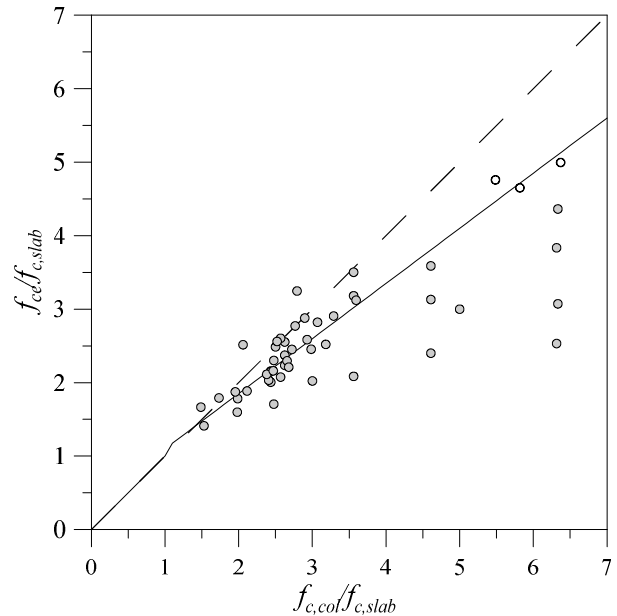
콘크리트구조기준(2012)에서는 기둥-슬래브 접합부의 4면 구속 여부에 따라, 4면이 구속되어 있지 않을 경우 기둥콘크리트의 압축강도 한계를 슬래브 콘크리트 압축강도의 1.4배로 제한하고 있다. 또한, 4면이 구속되어 있을 경우 유효강도 식을 사용하여 슬래브 부의 콘크리트 압축강도를 상향 조정할 수 있도록 하였다. 그러나 이 경우 최대 압축강도는 슬래브 콘크리트 압축강도의 2.5배로 제한된다. 본 연구에서 수행된 연구 결과들을 현행 설계기준에 적용하였을 경우 구속 여부에 따라 각각 [그림 55]와 [그림 56]에 나타내었다.

현행 설계기준은 샌드위치 기둥에 대해 대체적으로 보수적인 평가를 하고 있으며, 특히 슬래브콘크리트 압축강도에 대한 기둥 콘크리트 압축강도의 비가 커질 때에는 그 보수성이 더 커지는 것을 확인할 수 있었다. 일반적으로 초고강도 콘크리트가 기둥에 사용될 때에는 높은 압축강도비를 보유하게 되므로 이 경우에 대해서는 압축강도의 제한을 완화해도 큰 문제가 없을 것으로 판단된다.

내부기둥의 경우, 기존 실험체들에 대한 검토 결과, 압축강도비가 커지면서 현행 설계기준에서 제시하고 있는 유효강도 평가식의 안전하지 못한 예측을 하는 것으로 나타났다. 그러나 기존 연구에서 수행된 실험 결과와 달리, 초고강도 콘크리트 기둥이 사용될 경우에는 현행 설계기준의 예측값과 유사한 결과가 나타나는 것을 확인할 수 있었다.



[그림 55] 현행 설계기준에 의한 평가
(샌드위치 기둥)



[그림 56] 현행 설계기준에 의한 평가
(내부기둥)

6. 설계기준 개정안

본 연구에서 수행된 연구 결과를 통해 다음과 같은 설계기준 개정안의 초기 버전을 작성하였다. 통계적 관점으로부터 (1)항과 (4)항의 개정에 대한 언급을 하였으며, (3)항을 통해 바닥 슬래브의 하중전달에 대한 현행 설계기준의 보강 방법에 대한 보완을 해주었다. 또한, (5)항의 도입을 통해 다양하게 개발되고 있는 기둥하중 전달 장치에 대한 사용 가능성을 확보해주고자 하였다.

[콘크리트구조기준 2012 - 개정(안)]

6.7.2 바닥판 구조를 통한 기둥하중의 전달

(1) 기둥 콘크리트의 설계기준압축강도가 바닥판 구조에 사용된 콘크리트 강도의 1.4배를 초과하는 경우, 바닥판 구조를 통한 하중의 전달은 다음의 (2)에서 (4)까지 방법 중 한 가지에 의해 이루어져야 한다. 그러나 1.4배 이하인 경우는 특별한 조치를 취할 필요가 없다.

: 현안 유지

(2) 기둥 주변의 바닥판은 기둥과 동일한 강도를 가진 콘크리트로 시공하여야 한다. 기둥 콘크리트의 윗면은 기둥면에서 슬래브 내로 600 mm 정도 확대하고, 기둥 콘크리트와 바닥판 콘크리트가 일체화되도록 기둥 콘크리트가 굳지않은 상태에서 바닥판 콘크리트를 시공하여야 한다.

: 현안 유지

(3) 바닥판 구조를 통과하는 기둥의 강도는 소요 연직 다월 철근과 나선철근을 가진 콘크리트 강도의 하한값을 기준으로 하여야 한다. 다만, 다월철근의 정착길이는 최소 보정길이가 곱하여진 압축철근의 정착길이를 산정하여야 한다.

: 개정

(4) 깊이가 거의 같은 보나 슬래브로 네 면이 횡방향으로 구속된 기둥의 접합부 강도는

$$f_{pc} = f_{cs} + 0.56f_{cc} \frac{1+13\rho}{1+0.67(h/c)} \text{ 을 사용하여 계산할 수 있다.}$$

: 개정

(5) 강도의 평가가 수반된 별도의 보강방법이 바닥판 구조를 통과하는 하중을 충분히 전달할 수 있을 경우 어떠한 보강방법도 사용 가능하며 이 때 접합부 강도는 6.7.2(4)의 값을 사용하도록 한다.

: 신설

7. 연구성과

가. 기술적 성과

본 연구의 주요 기술적 성과는 철근콘크리트 건축물에 있어서 고강도 콘크리트 사용시 경제적인 사용이 가능하도록 하기 위한 문제점 해결을 위한 현재의 기술적 수준을 확인하고, 미래의 해결 방안에 대한 기초를 마련한 것으로 요약할 수 있다. 이에 따른 기술적 성과는 다음으로 정리가 가능하다.

- 1) 철근콘크리트 기둥-슬래브 및 접합부 구역의 강도 산정(통계적 방법)
- 2) 구속상태를 반영한 철근콘크리트 기둥-슬래브 접합부의 강도 산정
- 3) 콘크리트의 소성거동을 반영한 기둥-슬래브 접합부의 강도 산정
- 4) 초고강도 콘크리트기둥-저강도 콘크리트 슬래브 접합부의 축력 전달 능력의 실험 결과
- 5) 축력전달 보강 설계시 주의 사항
- 6) 설계기준 개정안

해당 기술적 성과를 도출하기 위해 콘크리트의 재료 특성에 대한 기초적 평가가 선행되었으며, 강섬유보강콘크리트 슬래브의 설계를 위한 강섬유보강콘크리트의 휨강도 및 전단강도 산정 방안에 대한 연구를 선행하였다. 이에 따라 본 연구에서는 실험체의 설계를 위한 선행 연구 결과로써 “Flexural Strength Evaluation of Reinforced Concrete Members with Ultra High Performance Concrete”로 강섬유보강 콘크리트의 휨강도 산정 방안에 대한 연구 결과를 도출하였으며, “전단철근으로 보강되지 않은 강섬유보강 초고강도 콘크리트의 전단강도에 대한 실험적 연구”를 각각 해외학술지와 국내학술지에 투고하여 현재 게재되어 있다. 또한, 구속효과를 반영한 물리적 모델의 구축에 있어서 강섬유로 보강된 초고강도 콘크리트 및 저강도 콘크리트의 쪼갬인장강도 및 여타 기계적 특성에 대한 연구 결과의 필요로 인해 “Indirect Tensile Strength of Ultra-High Strength Concrete Reinforced with Steel Fiber and its Correlation with Compressive Strength”를 해외 학술지에 투고 및 수록하였다. 연구과제 사후관리 측면에서는 연구과정에 있어 도출된 강도 산정 방법과 실험 결과를 추가 반영한 논문을 계획하여 연내로 해외 학술지에 논문을 제출할 계획에 있다.

나. 경제적 성과

본 연구의 기술적 성과는 초고강도 콘크리트기둥과 저강도 콘크리트 슬래브의 혼용에 있어서 가능 범위를 도출하고 안전한 설계를 수행하는 것이다. 현행 설계기준에 의하면 분리타설 또는 보강 설계를 수행하지 않을 경우 적절한 구속 상태에서 기둥에 사용 가능한 콘크리트의 최대 압축강도는 슬래브 콘크리트 압축강도의 2.5배에 불과하다. 이는 100MPa의 콘크리트를 기둥에 사용하기 위해서는 슬래브에 사용하는 콘크리트로 최소 40MPa를 압축강도로 보유한 콘크리트를 사용해야 함을 의미한다. 본 연구에서는 현행 설계기준의 압축강도비 제한 범위를 완화시켜 주고 안전한 유효강도 설계안을 도출하였으며, 현재 사용중인 보강안과 기타 보강안에 대한 연구를 수행함으로써 저강도 콘크리트와 초고강도 콘크리트의 복합적 사용을 가능하게 하였다. 이에 따라 슬래브의 콘크리트를 고강도화 할 필요 없이도 기둥에 사용되는 콘크리트의 초고강도화가 가능해진다. 실제로 대한토목학회에 보고된 한국건설기술연구원의 연구 결과에 의하면, 초고강도 콘크리트 사용시 최대 20%의 공사비 절감을 기대할

수도 있음을 언급하고 있다. 현재까지 건축물에 대한 초고강도 또는 초고성능 콘크리트의 적용 사례나 적용에 대한 경제성 평가가 적극적으로 진행되지는 않았으나, 대상 부재 자체의 크기 감소로 인한 물량 저감효과 뿐만 아니라, 슬래브에 적용하는 콘크리트 압축강도의 자유도, 탄소발생비용 저감 등을 고려하면 앞으로 적극적인 기둥 콘크리트의 대체제로 초고성능 콘크리트가 활용될 수 있을 것으로 본다.

다. 향후 연구 방향

본 연구의 수행에 있어 주어진 연구기간 및 연구비로 기둥-슬래브 조인트의 모든 경우의 수에 대해 검토해보지는 못하였다. 본 연구의 주요 목표는 150MPa급의 기둥을 사용할 경우 슬래브 콘크리트 강도의 제한이나 보강 설계방안의 적합성에 대해 검토한 것이므로, 다양한 종류의 초고성능 콘크리트의 적용에 대해서는 추가적인 검토가 필요함을 본 연구를 통해 도출할 수 있었다. 후속 연구를 수행함에 있어 더욱 효율적인 연구진행을 위해 본 연구에서 수행된 기존 연구 결과의 분석 및 현 연구 결과를 통합하면 다음과 같은 현상들에 대한 검토가 필요할 것으로 판단된다.

1) 실대 구조물 크기의 거동

: 해당 분야의 연구는 고강도 콘크리트의 개발 시기에 맞추어 5~10년 단위로 주기적으로 수행되어온 경향이 있다. 그러나 해당 시기의 고강도 콘크리트의 사용으로 인해 실험 장비의 용량에 대한 문제가 항상 발생하여, 축소 실험체에 대한 연구만이 수행되었다. 본 연구 또한, 최근에서야 상용화가 시작된 콘크리트를 사용함에 따라 가력 장비의 용량 문제로 인해 불가피하게 실험체를 축소하여 수행하였다. 최근의 연구 동향은 실대 크기의 구조물에 대한 성능 평가가 주가 되고 있으며, 철근콘크리트 구조물의 기둥에는 이를 반영하기 위한 계수 0.85가 존재하므로 이에 대한 연구 수행이 필요할 것으로 판단된다.

2) 끊어치기 범위에 대한 연구

: 고강도 콘크리트 기둥의 축력을 슬래브 콘크리트로 전달하기 위한 방법론 중 설계기준에서 제시하고 있는 또 하나의 방법은 기둥 콘크리트의 슬래브로의 확장이다. 이 경우 600mm의 끊어치기 범위를 제안하고 있으나, 현재 주어진 어떤 연구 결과에서도 이 사항의 적합성에 대한 판단 근거가 제시되어 있지 않은 상태이다. 특히, 본 연구의 수행 결과 슬래브 콘크리트의 쪼개짐이 최종 파괴를 지배하게 되는 것으로 나타났다. 이는 기둥 콘크리트의 팽창에 의한 것으로 600mm를 초과한 범위에서도 기둥의 팽창 효과가 영향을 미치는지는 현재까지 연구가 진행된 바가 없다. 일반적으로 본 연구에서 수행된 실험은 UTM(Universal Testing Machine)을 사용하여 수행된다. 일반적으로 5000kN 용량의 UTM의 헤드 기둥 사이의 거리가 1.5~1.8 m 인 관계로 넓은 슬래브에 대한 실험이 불가능한 상황에 봉착하기에 이러한 연구가 수행되지 않은 것으로 볼 수 있다. 다만, 설계기준의 안전한 사용을 위해서는 추가적인 검토가 필요한 부분이라 판단된다.

3) 설계기준기반 보강상세에 대한 연구

: 현행 설계기준에서는 콘크리트 슬래브 콘크리트의 강도에 대한 제한 사항 뿐만 아니라 이를 보완하기 위한 보강 방안을 제안하고 있다. 그 중 하나는 다월 철근의 설치로, 기둥의 강도를 지지할 수 있을 만큼의 다월철근을 설치할 경우 끊어치기에 문제가 없음을 언급하고 있다. 그러나 내부기둥에의 다월철근 설치에 대한 연구는 기존 연구의 검토 결과 존재하지

않는 것을 확인하였다. 따라서 안전한 설계를 위해서는 다월철근의 효용성에 대한 검토가 필수적이어서 본 연구에서는 하나의 실험체를 통해 검토를 수행하였다. 그러나 그 성능의 증진 효과가 강섬유의 보강에 미치지 못하는 결론이 났으며 설계기준 자체의 강도 증가보다 낮은 것을 확인할 수 있었다. 이에 대한 검토를 위해서는 다월철근의 압축방향 정착, 또는 다월철근의 직경 등에 대한 연구가 추가로 필요할 것으로 판단된다.

또한 본 연구에서 제안된 설계기준 상의 강도 산정식은 현재까지의 연구 결과들로 구축된 실용식임을 분명히 제시하였다. 따라서 해당 제안식의 적합성 검토는 향후 수행되는 관련 연구 결과의 다양한 실험 결과들로 지속적으로 검토되어야 할 필요가 있다.

4) 고강도 철근과 프리스트레싱

：최근 국내 설계기준은 부재의 축방향 철근 강도의 상향 조정을 했으며, 건축물, 특히 슬래브에 프리스트레싱을 가하는 경우가 증가하고 있다. 축방향 철근 강도의 상향은 철근의 항복변형률 증가를 야기하여 구속 상태에 대해 일반 기둥과 다른 거동을 하게 될 것이다. 또한, 프리스트레싱은 슬래브의 구속 효과에 대해 구속력 증진효과를 줄 것이므로, PT 슬래브 시스템에 대한 별도의 관련 규정이 경제적 설계를 위해 필요할 것으로 판단된다.

제4장. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도

1. 목표 달성도

본 연구에서 설정한 연구 목표에 대한 달성도를 표를 통해 연구개발기간에 따른 실적 사항으로 대비하여 나타내었다. 검토 결과 당초 연구 목표에 대한 모든 연구가 수행되었다.

구 분 개발내용	연구 개발 기간												진도(%)
	2	4	6	8	10	12	2	4	6	8	10	12	
선행연구	..	..	..										100
사례조사	—	—	—	—	—	—	—	—	—				
하중저항	..	..	..	..									100
매커니즘 규정		—	—	—	—								
선행연구							..	..	..				100
통계분석							—	—	—	—			
제한완화조건									..	..	..		100
기술									—	—	—	—	
성능 실험										..	..	..	100
										—	—	—	
총 진도율	..	..	..	..	..	..	..	..	..	..	..	..	100
	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	

연차	연구목표	주요연구내용	달성도(%)
1차 년도	■ 선행연구 사례조사 - 기존 실험 결과 수집 및 분석 - 해외 설계기준 검토	- 기 수행된 연구 결과의 수집(1차 : 8, 2차 :2) - 기 수행된 연구 결과의 수치적 분석(변수영향평가 수행) - 실험체의 파괴 양상 분류(실험 결과 분류 수행) - 해외 설계기준의 비교를 통해 콘크리트의 압축강도 허용 범위와 압축강도비 제한 사항에 대한 관계 검토(표 3) - 기둥-바닥판이 받는 하중상태의 정의(3장 2절)	100
	■ 하중저항 매커니즘 규정 - 기존 실험 결과 상세 분석 - 유한요소해석 수행	- 중력방향 하중에 저항하기 위한 재료의 배열 상태에 대해 정의(3장 4절 모델 구축) - 복합 재료의 하중저항 형태로부터 규정(3장 3절 모델 구축) - 유한요소해석을 활용한 하중분포 분석(3장 2절)	100
	■ 성능 실험 - 부재실험 수행	- 현재의 건축현장에서 사용되는 강도를 적용한 실험을 수행(비구속 상태)(3장 5절 슬래브 비부착 실험체) - 유한요소해석 모델의 적합성 검증(철근 응력분포 비교)	100
2차 년도	■ 선행연구 통계분석 - 주요 영향 변수 분석	- 기 수행된 연구의 압축강도에 따른 연속성 검토(2개 추가) - 현행설계기준의 등가압축강도 모델 적합성 검토(3장 1절) - 현재 제안되어 있는 등가압축강도 모델의 수집 및 분석(3장 1절 기존 연구 결과 수집)	100
	■ 제한완화 조건의 기술 - 등가압축강도 모델 분석 및 구축 - 구속효과 및 크기 효과의 적용	- 수집된 데이터베이스를 활용한 등가압축강도 모델의 적합성 평가(3장 1절 기존 실험체 활용 평가) - 압축강도비 4까지 사용 가능한 등가압축강도 모델의 구축(3장 1절 회기분석 식 도출) - 구속효과 검토 실험체에서의 적용시 등가압축강도 모델의 적용 가능성을 검토하고 새로운 등가압축강도 모델을 제안(3장 4절 모델 구축)	100
	■ 성능실험 - 압축강도비 제한 완화	- 압축강도비를 기준으로 한 실험 수행(3장 5절 강도 실험체) - 실험 가능성이 있는 대체 상세의 제안 및 해당 상세가 적용된 실험체의 실험 수행(3장 5절 보강 실험체)	100

2. 관련 분야 기여도

본 연구는 고강도 콘크리트의 경제적 사용을 위한 설계기준의 제한 완화를 주요 목표로 하여 수행되었다. 따라서 주요 적용 분야는 고강도 콘크리트 구조물의 설계에 있다. 본 연구의 중요 기여도는 구조물에 사용되는 콘크리트의 선택적 사용시 경제성과 안전성을 모두 확보하는 데에 있다. 현재의 설계기준에 의하면 고강도 콘크리트의 슬래브로의 확대 타설을 하지 않는 이상 고강도 콘크리트의 사용 한계는 슬래브 콘크리트의 압축강도를 70 MPa 로 사용할 경우의 1.4배인 98MPa, 또는 2.5배인 175MPa가 된다. 그러나 슬래브에 사용되는 콘크리트의 압축강도를 70MPa인 고강도 콘크리트 사용시 콘크리트 단가 증가에 따른 경제성의 상실 뿐만 아니라, 콘크리트의 고강도화에 따른 최소철근비 기준 변화에 따른 구조성능의 변화 등에 대한 문제가 추가적으로 발생할 수 있다. 이에 대하여, 본 연구에서 수행한 연구를 통한 현행 설계기준의 제한 사항에 대한 완화 기준을 사용하면, 내부기둥의 경우 슬래브 콘크리트 압축강도에 대한 기둥 콘크리트의 압축강도 비가 5를 초과하는 경우에 대해서도 고강도 콘크리트의 강도를 최소 75%까지는 발현시킬 수 있는 기둥-슬래브 구조 시스템을 구축할 수 있다. 해당 분야의 기여도를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 콘크리트의 선택적 사용에 따른 경제성 확보
(고강도 콘크리트 기둥, 저강도 콘크리트 슬래브 사용 가능)
- 2) 고강도 콘크리트 기둥 타설시 슬래브로의 확대타설 프로세스의 최소화로 인한 공기 단축 및 단가 감소
(ACI에서는 이 경우 기둥 콘크리트가 굳기 이전 취평을 수행하며 이후 에폭시를 도포한 뒤 슬래브 콘크리트를 타설할 것을 권고하고 있으나 현장 상황상 이는 생략하는 경우가 많음)
- 3) 기둥-슬래브 유효강도 산정에 대한 초고강도 영역에서의 추가 데이터 수립 및 실험 방법에 대한 소개
- 4) 현재까지 실험을 통해 소개되지 않았던 기둥-슬래브 실험체 내의 변형 및 응력 분포 형태 수록을 통한 구속 효과의 효과적 검토
- 5) 해당 문제에 대한 유한요소해석을 통한 해결 방법 도출

제5장. 연구개발성과의 활용계획

1. 통계분석결과

고강도 콘크리트는 콘크리트가 현대 건축물에 적용되었을 때부터 지속적으로 구조물의 설계에 있어서의 연구 대상이었다. 또한, 콘크리트는 불균질성 재료적 특징을 가졌으며 이에 따른 이론적 접근 방법으로써의 설계기준 보다는 실험적, 실증적 설계 방법을 취하고 있다. 따라서 고강도 콘크리트의 강도 수준이 상향됨에 따라 그에 맞는 새로운 실험 결과를 요구하며, 이는 본 연구의 연구 주제인 고강도 콘크리트 기둥의 슬래브로의 하중전달 능력에 대해서도 적용되는 현상이다. 실제로 현행 설계기준은 이에 관련한 기존 연구들의 실험 결과로부터 도출된 설계 방법을 방법론으로 취하고 있다.

실험적 연구를 토대로 구축된 설계기준의 안전성을 지속적으로 확보하기 위해서는 지속적인 실험 연구의 진행과 함께 데이터의 올바른 구축이 필요하다. 본 연구에서는 1960년대 이래로 현재까지 수행되어 온 연구 결과들을 기반으로 한 데이터베이스를 구축하였으며, 이를 활용한 유효강도 산정식을 도출하였다. 따라서 본 연구를 활용할 경우 현재 실험실에서 실현 가능한 200~800 MPa 급의 압축강도를 가진 콘크리트가 사용되는 경우에 연구를 위한 기반 자료가 될 수 있으며, 고강도 콘크리트를 사용하는 프로젝트의 주요 기반 자료로 활용이 가능할 것으로 판단한다.

2. 실험 결과

본 연구에서 수행된 실험은 기둥 콘크리트의 압축강도가 100 MPa를 초과하는, 현재까지의 실험연구 결과에서도 보기 힘든 높은 강도 수준을 가진 기둥이다. 또한 슬래브 콘크리트의 압축강도도 낮게 설정하여 설계기준에서 정하고 있는 범위를 크게 초월하여 그 적용성을 평가한 것이다. 본 연구에서 수행된 실험 결과를 앞으로의 제출될 연구 결과와 함께 활용하여 초고강도 콘크리트가 사용된 경우의 유효강도 산정 방안 및 설계 방안을 도출하고자 한다.

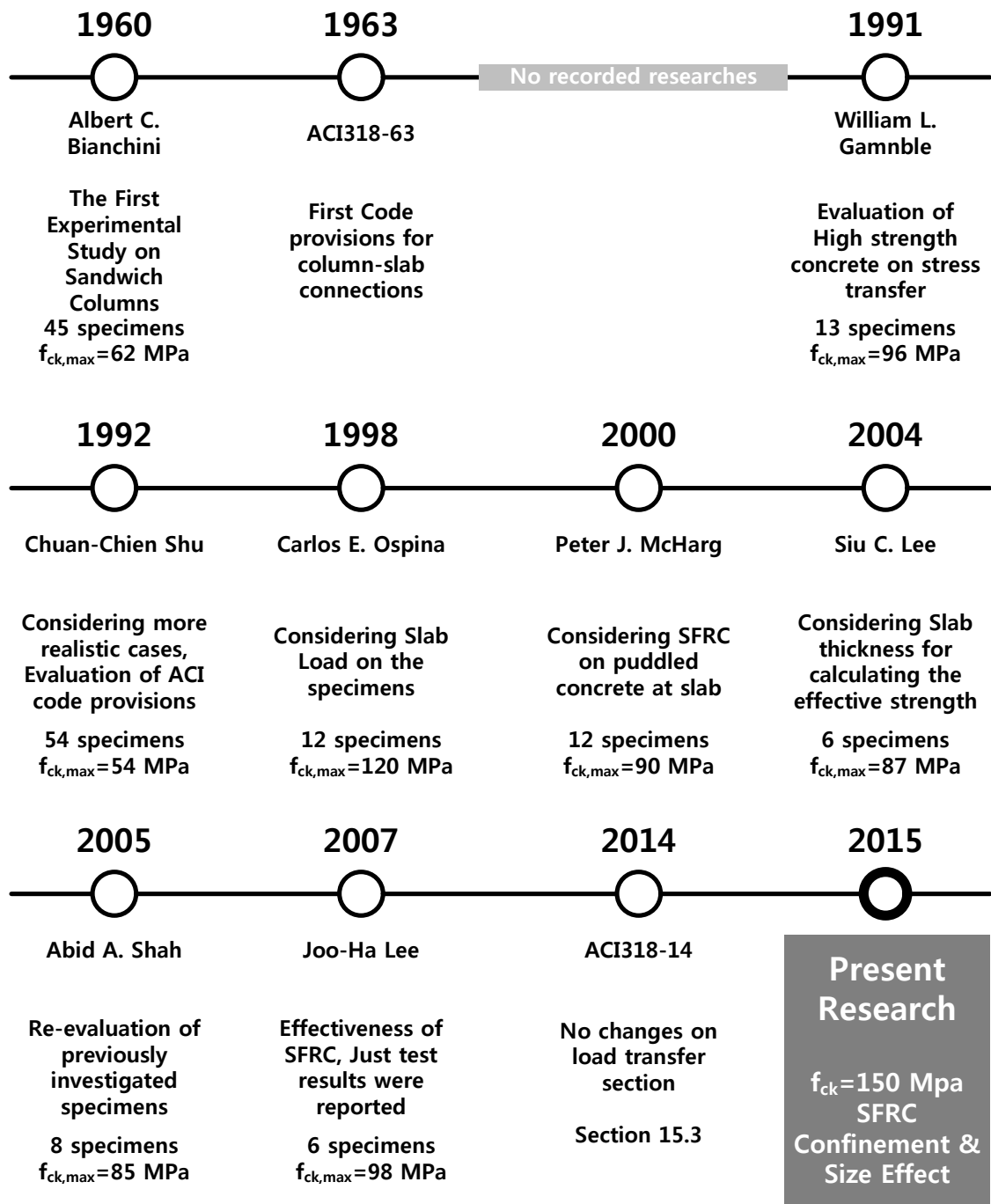
또한, 실험 결과로 도출된 실험체의 변형 프로파일과 유한요소해석 방안을 비교하여 본 연구에서 수행된 유한요소해석 모델을 보완한 뒤, 1-bay 또는 2-bay의 유한요소해석 모델을 구축하여 유효강도 산정 방안의 적합성을 수치적으로 재확인하고자 한다. 이를 통해, 현재까지 적용되고 있는 슬래브-기둥 접합부의 설계안에 대한 더욱 실제적인 이해가 가능할 것으로 판단된다. 사후 관리로써 본 연구에서 수행된 실험 결과 및 유한요소해석 결과를 활용하여 기둥-슬래브 접합부에 작용하는 구속력에 대한 연구를 지속적으로 수행하여 해외 학술지에 제출할 예정이다.

3. 설계기준 개정안

본 연구의 성과 중 하나인 설계기준 개정안은 앞으로의 고강도 콘크리트와 저강도 콘크리트가 사용된 구조물의 설계에 사용되어 고강도 콘크리트의 사용을 위한 기반 자료가 될 수 있을 것으로 판단된다. 개정안의 도입을 위해 앞으로 본 연구의 결과를 활용한 연구 논문을 지속적으로 작성하여 국내 학술지에 투고할 예정이다.

제6장. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보

본 연구에서 수집한 연구 해외 기술 정보를 요약하면 아래 [그림 57]과 같다.



[그림 57] 기존 연구의 콘크리트 압축강도 및 주재 요약

[그림 57]에 정리된 연구자들의 연구 결과는 본 연구과제의 최종보고서 제 2장에 요약되어 있다. 이와 함께 최근의 국내연구자들에 의한 연구 결과까지 합하여 유효강도 산정 방안을 도출하였으며, 내부기둥의 유효강도 산정을 위한 데이터베이스를 요약하여 아래 [표 11]에 나타내었다.

[표 11] 구속효과에 의한 강도 상승분 평가 실험체

ID	b [mm]	d [mm]	f_{co} [MPa]	ρ_c [%]	d_h [mm]	s [mm]	f_{gt} [MPa]	t_{slab} [mm]	$d_{b,slab}$ [mm]	$n_{x,slab}$	$n_{y,slab}$	$f_{y,slab}$ [MPa]
S90I3.0	279.4	279.4	17.10	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S75I3.0	279.4	279.4	22.20	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S75I3.0	279.4	279.4	15.86	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S60I3.0	279.4	279.4	14.34	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S60I2.0	279.4	279.4	23.65	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S50I2.0	279.4	279.4	21.31	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S50I2.0	279.4	279.4	15.24	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S40I2.0	279.4	279.4	16.96	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S45II.5	279.4	279.4	19.79	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S37II.5	279.4	279.4	15.17	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	2	2	310
S30II.5	279.4	279.4	13.38	1.47	6.35	203.2	310	177.8	12.7	4	4	310
C	254	254	29.65	1.76	6.4	254	533	177.8	12.7	4	4	533
D	254	254	30.34	1.76	6.4	254	533	177.8	12.7	4	4	533
G	254	254	42.75	1.76	6.4	254	533	177.8	12.7	4	4	533
H	254	254	17.24	1.76	6.4	254	533	177.8	12.7	4	4	533
K	254	254	35.16	1.76	6.4	254	533	127	12.7	4	4	533
L	254	254	33.10	1.76	6.4	254	533	177.8	12.7	4	4	533
AI-A	200	200	40	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400
AI-B	200	200	40	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400
AI-C	200	200	40	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400
A2-A	200	200	46	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400
A2-B	200	200	46	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400

A2-C	200	200	200	46	3.53	6	200	400	100	9.5	4	4	400
A3-A	200	200	200	25	3.53	6	200	400	150	9.5	4	4	400
A3-B	200	200	200	25	3.53	6	200	400	150	9.5	4	4	400
A3-Cd	200	200	200	25	3.53	6	200	400	150	9.5	2	2	400
A4-A	200	200	200	23	3.53	6	200	400	150	9.5	2	2	400
A4-B	200	200	200	23	3.53	6	200	400	150	9.5	2	2	400
A4-C	200	200	200	23	3.53	6	200	400	150	9.5	2	2	400
B-1	250	250	250	42	1.13	10	100	400	250	15	2	2	400
B-2	250	250	250	42	1.13	10	100	400	150	15	2	2	400
B-3	250	250	250	44	1.13	10	100	400	250	15	2	2	400
B-4	250	250	250	44	1.13	10	100	400	150	15	2	2	400
B-5	250	250	250	15	1.13	10	100	400	250	15	2	2	400
B-6	250	250	250	15	1.13	10	100	400	150	15	2	2	400
B-7'	175	350	350	19	1.15	10	100	400	250	15	2	2	400
B-8'	175	350	350	19	1.15	10	100	400	150	15	2	2	400
ICSA-1	200	200	200	32	2.01	6	60	580	120	8	3	3	580
ICSA-2	200	200	200	30	2.01	6	60	580	120	8	3	3	580
ICSA-3	200	200	200	28	2.01	6	60	580	120	8	3	3	580
ICSA-4	200	200	200	29	2.01	6	60	580	120	8	3	3	580
ICSC-1	200	200	200	28	2.01	6	60	580	180	8	3	3	580
ICSD-1	200	200	200	32	2.01	6	60	580	240	8	3	3	580

b, d : 기둥의 폭(x, y 방향), f_{co} : 기둥 콘크리트의 압축강도, ρ_c : 기둥의 주철근비, d_h : 타이 직경, s : 타이 간격, f_{yt} : 타이 항복강도, t_{slab}

: 슬래브의 두께, $d_{h,slab}$: 슬래브 철근 직경, $n_{x,slab}$, $n_{y,slab}$: 슬래브 철근 개수(x, y 방향), $f_{y,slab}$: 슬래브 철근 항복강도

제7장. 연구개발성과의 보안등급

본 연구는 설계기준의 개정을 위한 근거자료로 활용하기 위해 국내 연구자들이 앞으로도 자유롭게 활용할 수 있는 자료가 되어야 하므로 별도의 보안등급을 지정하지 않았음.

제8장. 국가과학기술종합정보시스템에 등록된 연구시설·장비 현황

[해당 사항 없음]

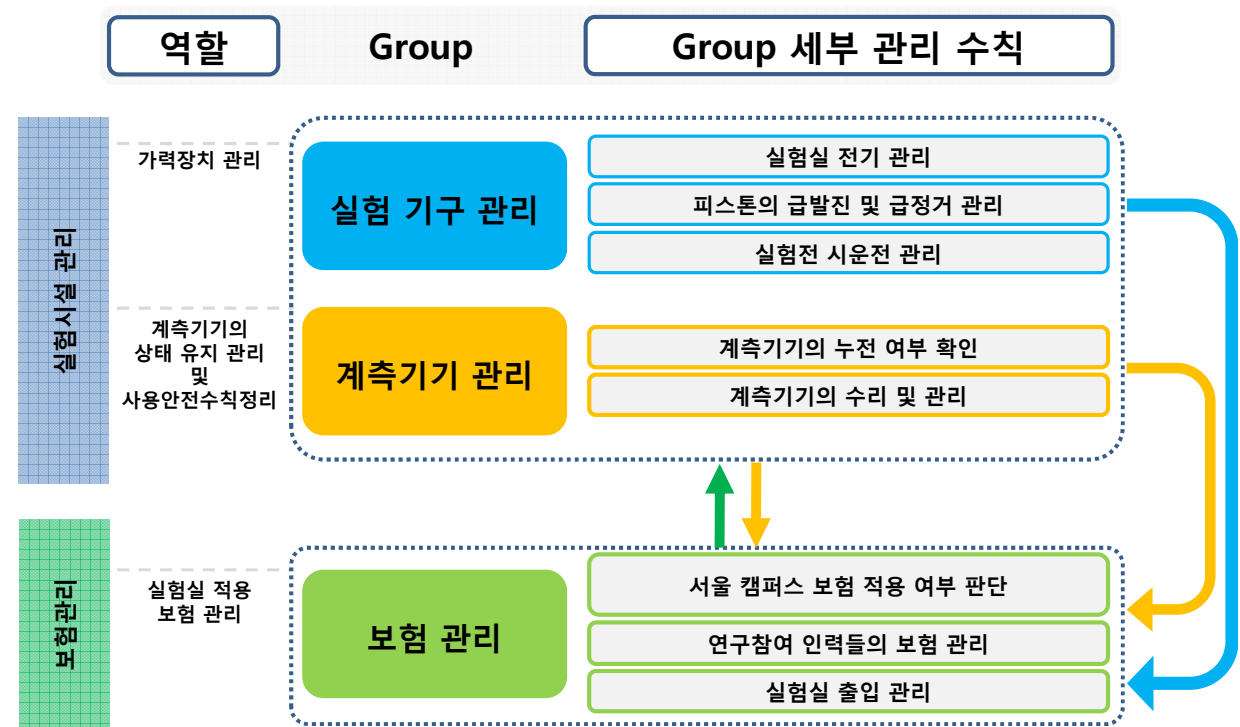
구입 기관	연구시설/ 연구장비명	규격 (모델명)	수량	구입 연월일	구입 가격 (천원)	구입처 (전화번호)	비고 (설치 장소)	NTIS장비 등록 번호
-	-	-	-	-	-	-	-	-

제9장. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적

◎ 본 연구의 수행과정에 있어서 많은 실험이 계획되어 있다. 실험은 주로 압축부재에 대한 실험이 진행됨에 따라 많은 안전조치 사항이 존재하므로 이에 대해 별도로 안전조치 이행 계획을 수립하였다.

◎ 일반적으로 압축실험을 수행할 경우 급작스러운 하중지지능력의 상실은 실험장치의 불안정성을 가져오게 될 위험이 크다. 따라서 모든 실험 장치는 자동으로 통제되며 실험 중에는 실험장치로부터 반경 10m 이상 접근이 불가능하도록 하였다.

◎ 기계장치에 대한 안전조치사항은 실험실 내부의 기자재에 대한 지속적 관리를 통해 실험 결과의 신뢰성을 확보하고 오작동에 의해 발생 가능한 위험으로부터 연구원의 안전을 확보하는 것을 최우선 사항으로 하였다. 프로그램상 안전조치 계획은 참여연구원이 기계장치를 다루는 데에 있어 안전을 확보하기 위한 방안으로 구성된다. 모든 안전조치 이행 계획은 유지 관리 시스템을 통해 정기적으로 검토되어 피드백을 통한 안전 유지를 가능하도록 계획하였다.



[그림 58] 연구수행 안전조치 이행계획

제10장. 연구개발과제의 대표적 연구 실적

번호	구분 (논문/ 특허/ 기타)	논문명/특허명/ 기타	소속 기관명	역할	논문 게재지/ 특허 등록 국가	영향력 지수	논문 게재일 /특허 등록일	사사 여부 (단독 사사 또는 중복 사사)	특기 사항 (SCI 여부/인용 횟수 등)
1	논문	Indirect tensile strength of UHSC reinforced with steel fibres and its correlation with compressive strength	한양대	제 1 저자	Magazine of Concrete Research	1.156	2017.06.29	중복사사	SCI
2	논문	전단철근으로 보강되지 않은 강섬유보강 초고강도콘크리트의 전단강도에 대한 실험적 연구	한양대	제 1 저자	대한건축학회 논문집 구조계	-	2017.03.28	중복사사	
3	논문	Flexural Strength Evaluation of Reinforced Concrete Members with Ultra High Performance Concrete	한양대	제 1 저자	Advances in Materials Science and Engineering	1.299	2015.12.07	중복사사	SCI
4	기타	설계기준 개정안	한양대	작성 자	콘크리트구조기준				

제11장. 기타 사항

[해당 없음]

제12장. 참고 문헌

1. Fédération Internationale du Béton (fib), Model Code 2010 - Final draft, Vol. 1, fédération internationale du béton, Lausanne, Switzerland, 2012, Vol. 2, 402 p.
 2. Architectural Institute of Korea, Korean Building Code, Ministry of Land, Infrastructure and Transport, 2009, pp.772
 3. Korea Concrete Institute, Concrete Design Code and Commentary, Kimoondang Publishing Company, Seoul, Korea, 2012, pp. 600.
 4. Korea Concrete Institute, Design Guidelines for K-UHPC, Ministry of Land, Infrastructure and Transport
 5. ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and commentary on building code requirements for structural concrete (ACI 318R-14). Farmington Hills, Michigan: American Concrete Institute; 2014.
 6. AS3600-2009. Australian Standards for Concrete Structures (Incorporating Amendment No. 1 and 2). Standards Australia, North Sydney, NSW
 7. CSA (Canadian Standards Association). Design of concrete structures (CSA A23.3-14). Mississauga, Ontario: Canadian Standards Association; 2014.
 8. NZS 3101:2006 Parts 1 & 2 "Concrete Structures Standard", Standards New Zealand.
 9. Eurocode 2, Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN, EN 1992-1-1, Brussels, Belgium, 2004, 225 p.
 10. CEB-FIP MC 90, Design of concrete structures. CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford, London, 1993, 460 p.
 11. Comité Euro-International du Béton - Fédération Internationale de la Précontrainte. High Performance Concrete-Recommended Extensions to the Model Code 90, Research Needs. CEB, Bulletin d'Information 228. Lausanne, 1995, pp.60
 12. BPEL 91 révisé 99, Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton précontraint suivant la méthode des états limites, Fasc. 62 (Titre premier, section 2 du CCTG), avril 1999.
 13. Association Française de Génie Civil (AFGC)/Service d'études techniques des routes et autoroutes(SETRA), Bétons fibrés à ultra-hautes performances, Recommandations provisoires, pp. 52~53, Janvier 2002.
 14. Japan Society of Civil Engineering, Standard specifications for concrete structures-2002, Structural Performance Verification, 2002.
 15. Japan Society of Civil Engineers (2007) Recommendations for design and construction of high performance fiber reinforced cement composite with multiple fine cracks (draft), Concrete Library 127
 16. Japan Society of Civil Engineers (2004) Recommendations for design and construction of ultra high-strength fiber reinforced concrete structures (draft), Concrete Library 113
 17. SY Kim, BS Lee, GH Cho, SH Song, JS Jung, IH Kim,, A Study on Investigations for Structural Systems and Construction Methods of Tall Apartment Buildings and Cost Estimation of These Systems, LH report, 2010, 216pp.
-

-
18. Sang-Yeon Kim, A Study on the Structure Types and Concrete Strength Zoning of Domestic Tall Apartment Buildings, LHI Journal, 4(3), 2013, pp. 295-301
 19. Bianchini, A. C.; Woods, R. E.; and Kesler, C. E., "Effect of Floor Concrete Strength on Column Strength," ACI JOURNAL, Proceedings V. 31, No. 11, 1960, pp. 1149-1169.
 20. Gamble, W. L., and Klinar, J. D., Tests of High-Strength Concrete Columns with Intervening Floor Slabs, Journal of Structural Engineering, ASCE, V. 117, No. 5, 1991, pp. 1462-1476.
 21. Shu, C., and Hawkins, N. M., Behavior of Columns Continuous through Concrete Floors, ACI Structural Journal, V. 89, No. 4, Sept.-Oct., 1992, pp. 405-414.
 22. Wen Bin Siao, Reinforced Concrete Column Strength at Beam/Slab and Column Intersection, ACI Structural Journal 91(1), 1994, pp. 3-9
 23. Ospina, C. E., and Alexander, S. D. B., Transmission of High-Strength Concrete Column Loads through Concrete Slabs, Structural Engineering Report No. 214, Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta, Edmonton, Jan. 1997.
 24. Peter J. McHarg, William D. Cook, Denis Mitchell, and Young-Soo Yoon, Improved Transmission of High-Strength Concrete Column Loads through Normal Strength Concrete Slabs, ACI Structural Journal, V. 97, No. 1, January-February 2000. pp.157-166
 25. Siu C. Lee and Priyan Mendis, Behavior of High-Strength Concrete Corner Columns Intersected by Weaker Slabs with Different Thicknesses, ACI Structural Journal, V. 101, No. 1, January-February 2004. pp. 11-18
 26. Shah SAA, Ribakov Y. Experimental and analytical study of flat-plate floor confinement. Mater Des 2005;26:655 - 69.
 27. Abid A. Shah, Joerg Dietz, Nguyen V. Tue, and Gert Koenig, Experimental Investigation of Column-Slab Joints, ACI Structural Journal, V. 102, No. 1, January-February 2005. pp. 103-113
 28. Joo-Ha Lee, Young-Soo Yoon, William D. Cook and Denis Mitchell, Benefits of Using Puddled HSC with Fibers in Slabs to Transmit HSC Column Loads, Journal of Structural Engineering, Vol. 133, No. 12, December 1, 2007. pp. 1843-1847
 29. Park R, Priestley MJN, Gill WD. Ductility of square confined concrete columns. J Struct Div ASCE 108(4), 1982, pp. 929 - 950.
 30. Young-Jin Kim, Sung-Yong Park, Jong-Sup Park, Byung-Suk Kim, State-of-the-art of UHPC Applications in the World, KSCE Magazine, 61(2), 2013, pp.39-50
 31. Hyun-Oh Shin, Young-Soo Yoon, William D. Cook, Denis Mitchell, Enhancing the performance of UHSC columns intersected by weaker slabs, Engineering Structures, Volume 127, 2016, pp. 359-373
 32. Michał GOŁDYN, Łukasz KRAWCZYK, Tadeusz URBAN, Carrying Capacity of Axially Loaded HSC Columns Intersected by NSC Slab, ARCHITECTURE CIVIL ENGINEERING ENVIRONMENT, 2015(3), 2015, pp. 51-63
-

-
33. Kayani M. Load transfer from high-strength concrete columns through lower strength concrete slabs [Ph.D. thesis]. Urbana, Illinois: University of Illinois at Urbana-Champaign; 1992.
 34. Scott, B. D., R. Park, and M. J. N. Priestley. 1982. Stress-strain behavior of concrete confined by overlapping hoops at low and high strain rates. *Journal of the American Concrete Institute*, 79(1): 13 - 27.
 35. Sheikh, S. A., and Uzumeri, S. M., Analytical model for concrete confinement, in tied columns. *Struct. Div., ASCE*, 1982, 108(12), 2703-2722.
 36. Mander, J. B., Priestley, M. J. N., and Park, R.. Theoretical stress-strain model for confined concrete. *Struct. Engrg., ASCE*, 114(8), 1988, 1804-1826.
 37. M. M. Attard and S. Setunge, Stress-Strain Relationship of Confined and Unconfined Concrete, *ACI Materials Journal*, 93(5), 1996, pp. 432-442
 38. Richart, F. E., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L. (1928). A study of the failure of concrete under combined compressive stresses. Technical Report Bulletin No. 185, Engineering Experiment Station, University of Illinois, Urbana.
 39. William, K. J. and Warnke, E. P. (1975). Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete. In *Proceedings of the International Association for Bridge and Structural Engineering: Seminar on Concrete Structures Subjected to Triaxial Stress*, volume 19, pages 174 - 186, Bergamo, Italy. ISMES
 40. Wastiels J., Failure Criteria for Concrete under Multiaxial stress states, *International Association of Bridge and Structural Engineering*.
 41. K.K. Sideris, P. Manita, K. Sideris, Estimation of ultimate modulus of elasticity and Poisson ratio of normal concrete, *Cement and Concrete Composites*, Volume 26, Issue 6, 2004, Pages 623-631
 42. Bertil Persson, Poisson's ratio of high-performance concrete, *Cement and Concrete Research* 29 (1999) 1647 - 1653
 43. A. A. Elwi and D. W. Murray, A 3D hypoelastic concrete constitutive relationship, *J. Eng. Mech.* 105, 1979, pp. 623-641

주 의

1. 이 최종보고서는 국토교통부에서 시행한 국토교통기술촉진연구사업의 연구보고서입니다.
2. 이 최종보고서 내용을 발표하는 때에는 반드시 국토교통부에서 시행한 사업의 연구개발성과임을 밝혀야 합니다.
3. 국가과학기술 기밀 유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 또는 공개하여서는 안 됩니다.

비매품/ 무료

93540



9 788972 185598

ISBN 978-89-7218-559-8