



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

3D 프린팅 기술로 형성된 적층식 콘크리트의 파괴에너지 및 구조성능 평가

Evaluation of Fracture Energy and Structural Performance of
Concrete with Accumulated Layers Formed by 3D Printing Technology



한국해양대학교 대학원

토목환경공학과

박상민

본 논문을 박상민의 공학석사 학위논문으로 인준함.

위원장 경갑수



위원 이재하



위원 김태형



2018년 02월 21일

한국해양대학교 대학원

목 차

Abstract	i
List of Tables	iii
List of Figures	iv

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경	1
1.2 연구 목표 및 중요성	3
1.3 연구 내용 및 방법	5

제 2 장 파괴에너지 측정 실험 이론 및 분석

2.1 시험체 형상 및 실험 조건	7
2.2 파괴에너지 측정을 위한 실험 이론	10
2.3 파괴에너지 측정을 위한 실험계획 및 장비	16
2.3.1 자중에 대한 실험계획 및 장비	16
2.3.2 적층 소요시간에 따른 실험계획 및 장비	18
2.3.3 브릿징(Bridging) 재료의 적용	22
2.4 쪼갬인장시험 결과 (ASTM C496)	23
2.5 파괴에너지 측정시험 결과 및 분석	27
2.5.1 자중 조건과 적층 소요시간 조건이 적용된 시편의 파괴에너지 측정 시험 결과	27
2.5.2 브릿징(Bridging) 재료를 활용한 시편의 파괴에너지 측정 시험 결과	37

제 3 장 전단강도의 저감 예측 및 분석	
3.1 접합면 형성에 의한 전단강도의 저감 추정 이론	41
3.2 접촉면의 요소에 대한 전단 응력 - 슬립 관계	44
3.3 전단강도 모델 검증	47
3.4 전단강도 저감에 따른 결과 및 분석	53
3.5 접합면을 갖는 RC 보에 대한 전단 감소 계수의 제안	59
제 4 장 결론 및 향후 과제	61
참고문헌	64
감사의 글	70



List of Tables

Table 2-1	Test plan for fracture energy of interfaces	21
Table 2-2	Table of splitting tensile strength test plan	21
Table 2-3	Test plan for fracture energy of interfaces	23
Table 2-4	Fracture energies according to area of load-CMOD graphs	30
Table 2-5	Obtained fracture energies depending on different bridging materials	39
Table 3-1	Selected material Models for estimating shear strength	41
Table 3-2	Obtained results for predicting shear strength of normal and layered RC beams	54
Table 3-3	Proposed shear reduction factors for RC beam without stirrups	60



List of Figures

Fig. 1-1	3D printing technique using concrete material	2
Fig. 1-2	Normal concrete (homogeneous material) and 3D printed concrete (orthotropic material)	4
Fig. 1-3	Thesis flow chart	6
Fig. 2-1	Dimension of notched beam	8
Fig. 2-2	Three-point bending test set-up	9
Fig. 2-3	Measured and total works of fracture energy	9
Fig. 2-4	Fracture energy test flow chart	10
Fig. 2-5	Estimation of far tail constant, A	11
Fig. 2-6	Bilinear approximation of the softening curve (Coronado and Lopez, 2008)	15
Fig. 2-7	Effect of accumulated dead load on interface	17
Fig. 2-8	Formations of interface at different times	19
Fig. 2-9	Three steps for applying accumulated dead load on the specimen of splitting tensile tests	20
Fig. 2-10	Selected bridging materials	22
Fig. 2-11	Results of tensile strength depending on dead load	25
Fig. 2-12	Results of tensile strength depending on elapsed time	26
Fig. 2-13	Comparison of Bi-linear curve (under dead load)	28
Fig. 2-14	Comparison of Bi-linear curve (without dead load)	28
Fig. 2-15	Results of fracture energy test	31
Fig. 2-16	Results of fracture energy test	31
Fig. 2-17	Results of w_c (micrometer)	32
Fig. 2-18	Results of A (Far tail constant)	33
Fig. 2-19	Comparison of G_F and G_f	34
Fig. 2-20	Elapsed time versus decremented fraction of fracture energy (under dead load)	35
Fig. 2-21	Elapsed time versus decremented fraction of fracture energy (without dead load)	35
Fig. 2-22	Comparison of Load-CMOD curves (30min)	37
Fig. 2-23	Comparison of Load-CMOD curves (60min)	37
Fig. 2-24	Comparison of G_F and G_f	40
Fig. 3-1	Modeling of interface between two concrete layers	43
Fig. 3-2	Shear stress-slip curve for contact elements in Vector 2	45

Fig. 3-3 Two types of specimen for model verification47
Fig. 3-4 Obtained results of shear strength48
Fig. 3-5 Obtained results of shear strength49
Fig. 3-6 Cracked patterns from experiments and analysis52
Fig. 3-7 Level of fracture energy vs Level of shear strength58



Evaluation of Structural Performance of Concrete Interfaces depending on Environmental Conditions Constructed by 3D Printing Technology

Park, Sangmin

*Department of Civil and Environmental Engineering
Graduate School of Korea Maritime and Ocean University*

Abstract

With the recent development of 3D printing technology, concrete materials are sometimes used in 3D printing. Concrete structures based on 3D printing have been characterized to have the form of multiple layer build-up. Unlike general concrete structures, therefore, the 3D-printed concrete can be regarded as an orthotropic material. The material property of the 3D-printed concrete's interface between layers is expected to be far different from that of general concrete bodies since there are no aggregate interlocks and weak chemical bonding. Such a difference finally affects the structural performance of concrete structures even though the interfaces are formed before initial setting of the concrete. Furthermore, it was confirmed that superimposed load from the accumulated layers increase the fracture energy of interface between two layers. The current study mainly reviewed the changes in fracture energy (toughness) with respect to various environmental conditions of such interface. Changes in fracture

energies of interfaces between concrete layers were measured using low-speed Crack Mouth Opening Displacement (CMOD) closed loop concrete fracture test. The experimental results indicated reduction in fracture energy as well as tensile strengths. In order to improve the tensile strength of interfaces, use of bridging materials are suggested. Since it was assumed that reduction in fracture energy could be a cause of shear strength, in order to evaluate the reduced structural performance of concrete structure constructed with multiple interfaces by 3D printing technology, shear strength of RC beam by 3D printing technology was predicted and compared with plain RC beam. Based on the fracture energy measured in this study, MCFT theory-applied Vector 2 program was employed to predict the degree of reduction in shear strength without considering stirrups. Reduction factors were presented based on the obtained results to predict the reduction in shear strength due to interfaces before initial setting of the concrete.

KEY WORDS: layered concrete 적층 콘크리트; fracture energy test 파괴에너지 측정 실험; shear strength 전단 강도; initial setting 초결 시간

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경

최근 3D (three dimensional) 프린팅 기술이 주목받고 있으며 공학 응용 분야에서 분말 형태의 수지, 금속 등의 재료를 가공하여 3차원 입체 형상을 생산하는 방법으로서 설계 데이터를 이용하여 정확한 제조가 가능하다. 따라서 절삭가공과는 다른 적층가공 방법이며 폴리머, 금속, 종이, 식재료 등의 순으로 그 활용범위가 매우 넓어지고 있다. 경영 컨설팅 업체 맥킨지는 2013년 혁신을 유발할 것으로 예상되는 12개 기술 중 하나로 3D 프린팅 기술을 선정하였다(곽기호 등, 2013). 한 편 건설 산업에서는 타 산업에 비해 규모가 크며, 공장에서 생성되는 구조물 요소의 비율이 매우 낮은 점(자동화가 아닌 다양한 부품 및 자재의 조합의 형태), 건설을 위한 자동화 장비를 들이는 데 필요한 막대한 자금이 요구되는 점 등으로 인하여 3D 프린팅 기술의 적용이 용이하지 않은 면이 있다. 반면, 현재의 건설 시공 방식의 낮은 노동 효율성 및 높은 사고율(인명피해 등), 건설현장을 관리 및 감독하기 위한 많은 노동력 등의 단점을 3D 프린팅 기술로써 적절히 해소가 가능한 것으로 기대되고 있다(Khoshnevis, 2004). 또한 3D 프린팅 기술로써 기존 건축 방식과 비교했을 때 CO₂ 및 건축 폐기물의 양을 각각 75% 및 86% 가량을 줄일 수 있다는 연구도 있다(Rahimi et al, 2009). 그러나 콘크리트 재료를 사용한 3D 프린팅 기술은 집의 축조나 심미적 구조물의 축조 등 중소형 구조물에 적용되어져 왔기 때문에 대규모의 토목 구조물의 적용에는 더 많은 연구가 필요한 실정이다.

Fig. 1(a) 와 (b)에 보이는 것과 같이, 콘크리트 구조물을 축조하기 위한 3D 프린팅 기술은 노즐에서 뿜어져 나오는 레이어를 차례로 쌓아올리는 형태로 적용이 된다. Kwon (2002)의 연구에서 각 층을 쌓아올리는 방식으로서의 3D 프린팅 기술에 대한 자세한 정보를 찾을 수 있으며, 현재 이 방법을 사용했던 많은 구조물들이 존재한다. 예를 들어, Fig. 1(c) 와 (d) 같이 자전거 전용 3D 프린팅

교량이 아인트호벤 기술 대학과 BAM 회사에 의하여 건축되었고 네덜란드에 위치해 있다. 그 외 아랍에미리트(UAE)의 두바이에 위치한 사무소와 필리핀의 루이스 그랜드 호텔과 같은 건축물도 3D 프린팅 기술을 이용하여 콘크리트를 적층하는 방식이 적용된 건축물들이다. 분말 기반의 3D 프린팅 시멘트와 방법은 시멘트 분말(Cocoma, 2015)을 적용하기 위해 강철 또는 직물로 만들어진 특정한 형태의 기본 구조가 필요하다. 최근에 소개된 탄소 직물 보강 모르타르는 분말 또는 모르타르 기반의 3D 프린팅 기술의 기본 구조가 될 수 있다(Herbrand et al, 2017). 이러한 기술은 철근의 적절한 배치가 이루어진 이후 활용될 수 있으나 기존 거푸집 타설 방법 대비 그 효율성이 매우 낮을 것으로 판단된다. 본 연구에서는 거푸집이 없는 콘크리트 적층 방식의 3D 프린팅 기술로 축조된 구조물에 대한 구조적 성능 평가에 주안점을 두고 연구를 수행하게 되었다.



(a) Rudenko (2014)



(b) Rudenko (2014)



(c) Salet, TU/e (2017)

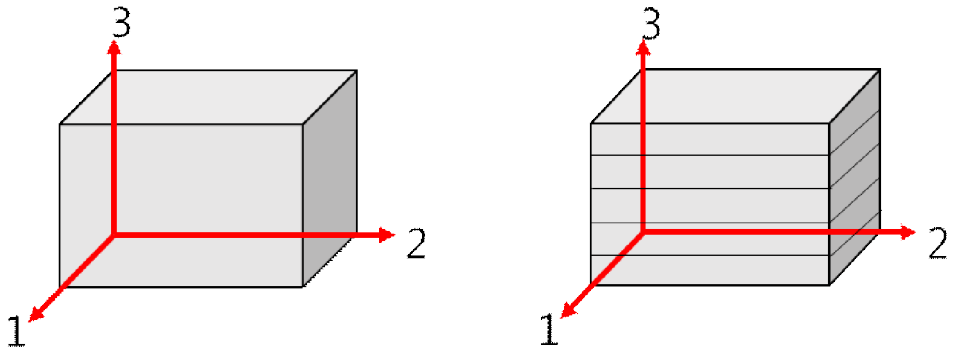


(d) Salet, TU/e (2017)

Fig. 1-1 3D printing technique using concrete material

1.2 연구 방향 및 중요성

기본적으로 3D 프린팅 기술로 축조된 콘크리트 구조물은 Fig. 1-2에서 보는 바와 같이 보통 균질(Homogeneous)로 가정하는 보통 콘크리트 구조물과는 다른 여러 개의 접합면이 평행하게 매입되어 있는 직교 이방성(Orthotropic)의 구조물로 분류될 수 있다. 따라서 적층 구조에서의 레이어 간 접합면의 재료 물성치(인장 강도 및 파괴 에너지)는 보통 콘크리트의 물성치에 비하여 저감된 성능을 보일 것으로 예상된다. 그러나 레이어 간 접합면의 저감된 물성치를 고려하는 것은 설계 절차에서 상세하게 고려될 수 없으므로, 시공 시 접합면에 문제가 발생하지 않도록 일체성을 고려한 적층계획이 선 수행되어야 할 것이다. 콘크리트의 점성, 기존 레이어가 새로운 레이어로 적층되는데 발생하는 소요 시간, 그리고 상부 레이어의 자중 효과 등이 복합적으로 작용하여 접합부의 물성치를 결정할 것이다. 2차적으로는 습도와 온도 그리고 크리프와 건조수축 등에 의해 발생하는 균열 형성의 단계도 일체화된 보통 콘크리트와는 매우 다를 것으로 예상된다. 본 연구에서는 콘크리트의 적층 소요시간과 상부 콘크리트 레이어의 자중 효과를 실험 변수로 고려하여 물성치를 파악하였다. 추후 연구에서는 2차적인 환경적 요인과 콘크리트 레이어 사이의 미세한 공간의 체적, 그리고 완전히 레이어가 맞닿는 시간적인 변수들을 확실히 제시하여 본 연구 주제에 대한 제안성을 제시하는 것이 향후 수행되어야 할 과제인 것으로 사료된다.



(a) Homogeneous material

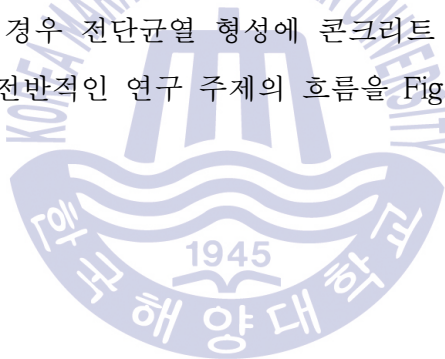
(b) Orthotropic material

Fig. 1-2 Normal concrete (homogeneous material) and 3D printed concrete (orthotropic material)



1.3 연구 내용 및 방법

본 연구에서는 이러한 접합부의 환경 조건에 따른 콘크리트의 파괴에너지 (Fracture toughness)의 저감을 콘크리트의 파괴역학에 근거한 저속 Crack Mouth Opening Displacement(CMOD) Closed Loop 실험을 통하여 확인하고 저감된 콘크리트 접합면의 일체성을 개선하기 위한 브릿징(Bridging) 재료의 활용에 대해서 제시하였다. 재료적 특성에 대한 결과를 활용하여 구조적 성능평가를 수행하였다. 3D 프린팅 기술로 축조된 콘크리트 구조의 일체성 저감을 평가하기 위해 RC 보의 전단강도를 평가하였으며, 실험을 통해 측정된 파괴에너지의 결과에 기초하여 Vector 2 프로그램을 활용하여 그 저감 정도를 유추하였다. 전단강도를 평가한 이유는 RC 구조의 설계 시 인장강도를 무시하고 휨 설계를 수행한다는 가정으로 인하여 기존 콘크리트 구조물과 큰 차이가 없을 것으로 예상되나 전단의 경우 전단균열 형성에 콘크리트 접합면이 영향을 줄 수 있다는 판단에서이다. 전반적인 연구 주제의 흐름을 Fig. 1-3에 flow chart로 정리하여 명시해 놓았다.



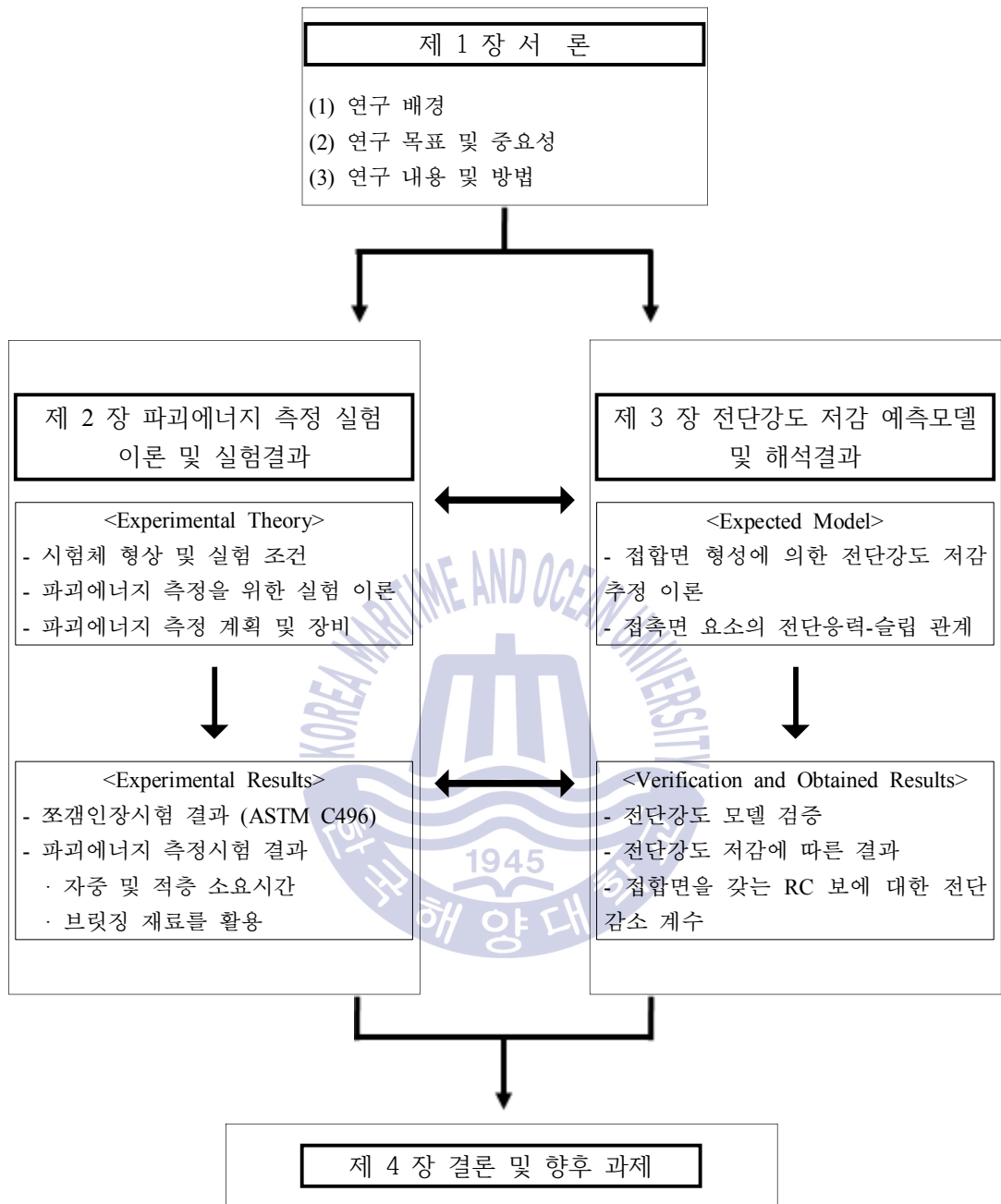


Fig. 1-3 Thesis flow chart

제 2 장 실험 이론 및 방법

2.1 시험체 형상 및 실험 조건

본 연구에서는 3D 프린팅 기술로 축조되는 콘크리트와 유사한 접합면을 시험체에 적용시키기 위한 실험계획을 수립하였다. 간접적인 방법으로 3D 프린팅 시공조건과 유사한 시험체를 제작한 과정은 상세하게 2.3장에 기술하였다.

사용된 콘크리트는 기본적으로 3D 프린트 시공에 사용가능한 배합연구를 수행하였던 Zeina et al. (2015) 에서 제시한 배합설계를 따랐으며 본 연구에 활용된 콘크리트(1종 포틀랜드 시멘트)는 슬럼프는 130 mm로 측정(목표: 100 mm) 되었으며 28일 평균압축강도 31.85 MPa, 공기량 4 %, 최대골재치수는 25 mm이다. 동일한 배치의 콘크리트를 사용하여 총 8종류의 환경조건에 의한 실험을 수행하고 환경조건에 따른 파괴에너지의 변화를 관찰하였다. 파괴에너지의 최종 형태인 이중선형 연화곡선(응력-균열 폭)의 최대부착응력을 추정하기 위해서는 콘크리트의 쪼갬인장강도도 필요하다. 환경조건은 자중의 영향과 적층에 소요된 시간으로 분류하였으며 기타 조건은 모두 동일하다.

파괴에너지를 추정하기 위한 3점 휨 시험 그리고 인장강도를 추정하기 위한 쪼갬인장시험과 압축강도 시험을 수행하였다. 쪼갬인장시험과 압축강도시험은 모두 10cm 지름의 일반적인 공시체를 활용하였으며 3점 휨 시험은 150mm의 정사각형 단면에 450mm의 지간을 가지는 시험체를 활용하였다. 균열이 중앙에 발생하도록 유도하기 위하여 보 높이의 1/3에 해당되는 notch를 Fig. 2-1과 같이 고려하여 실험을 수행하였다.

이러한 3점 휨 시험은 콘크리트 파괴에너지를 측정하기 위한 실험방법(RILEM, ACI, ASTM)이다. 일반적으로 재료의 인장 특성을 확인하기 위해서는 직접인장시험을 수행하여야 하나 콘크리트의 특성상 인장시험 중 의도치 않은 휨인장이 발생할 염려가 있으므로 보다 안정적인 실험을 위해 3점 휨 시험을 수행하도록 하고 있다. ACI 446 위원회와 RILEM에서는 이 3점 휨 시험을 통한

콘크리트의 파괴에너지 추정 방법에 있어 많은 논의과정을 거쳐 의견이 모아지고 있다.

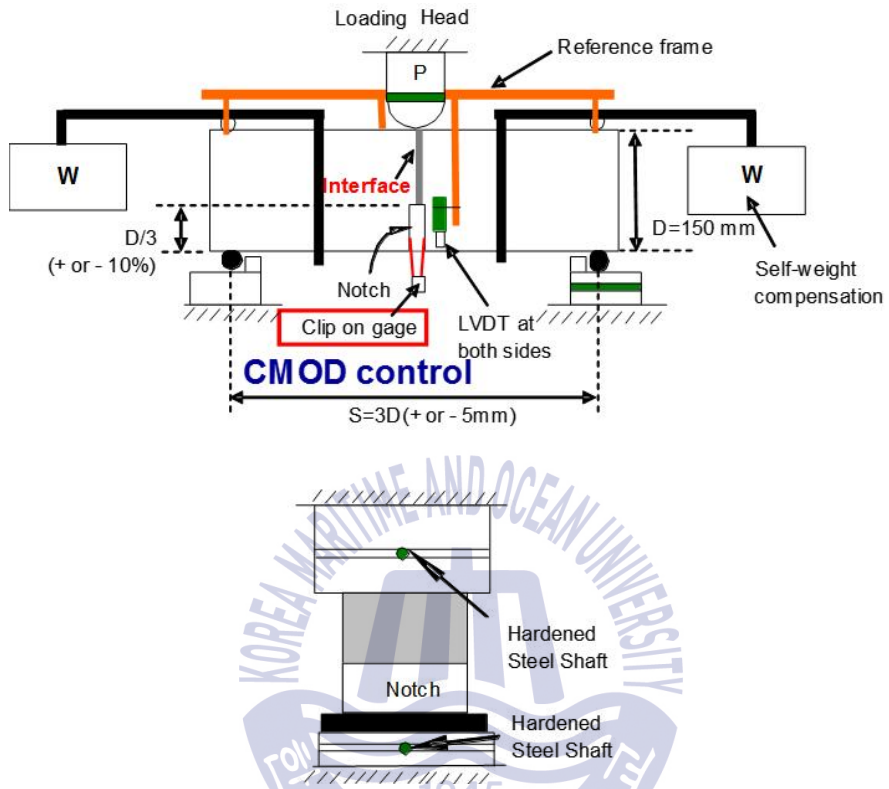


Fig. 2-1 Dimension of notched beam

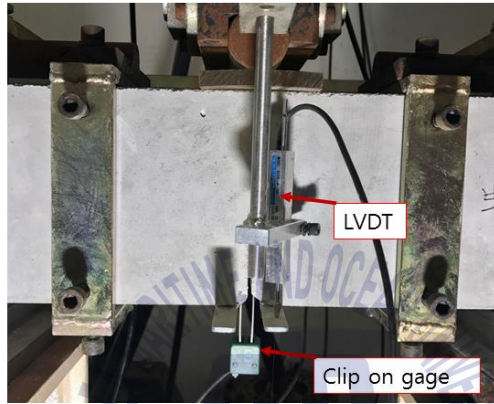
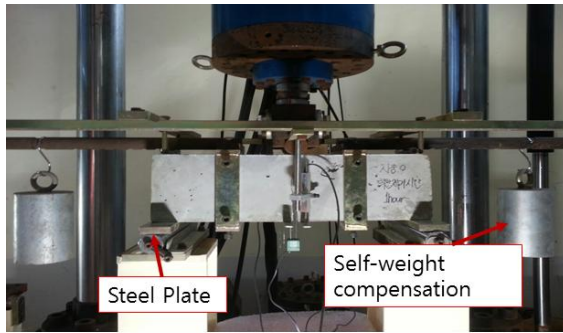


Fig. 2-2 Three-point bending test set-up

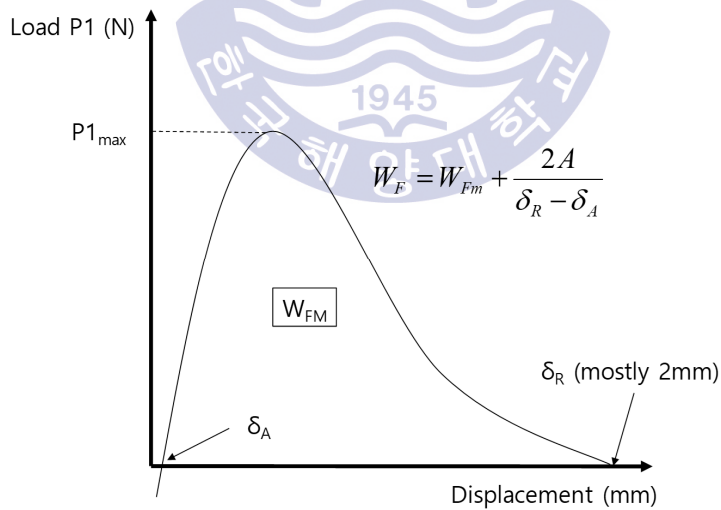


Fig. 2-3 Measured and total works of fracture energy

2.2 파괴에너지 측정을 위한 실험 이론

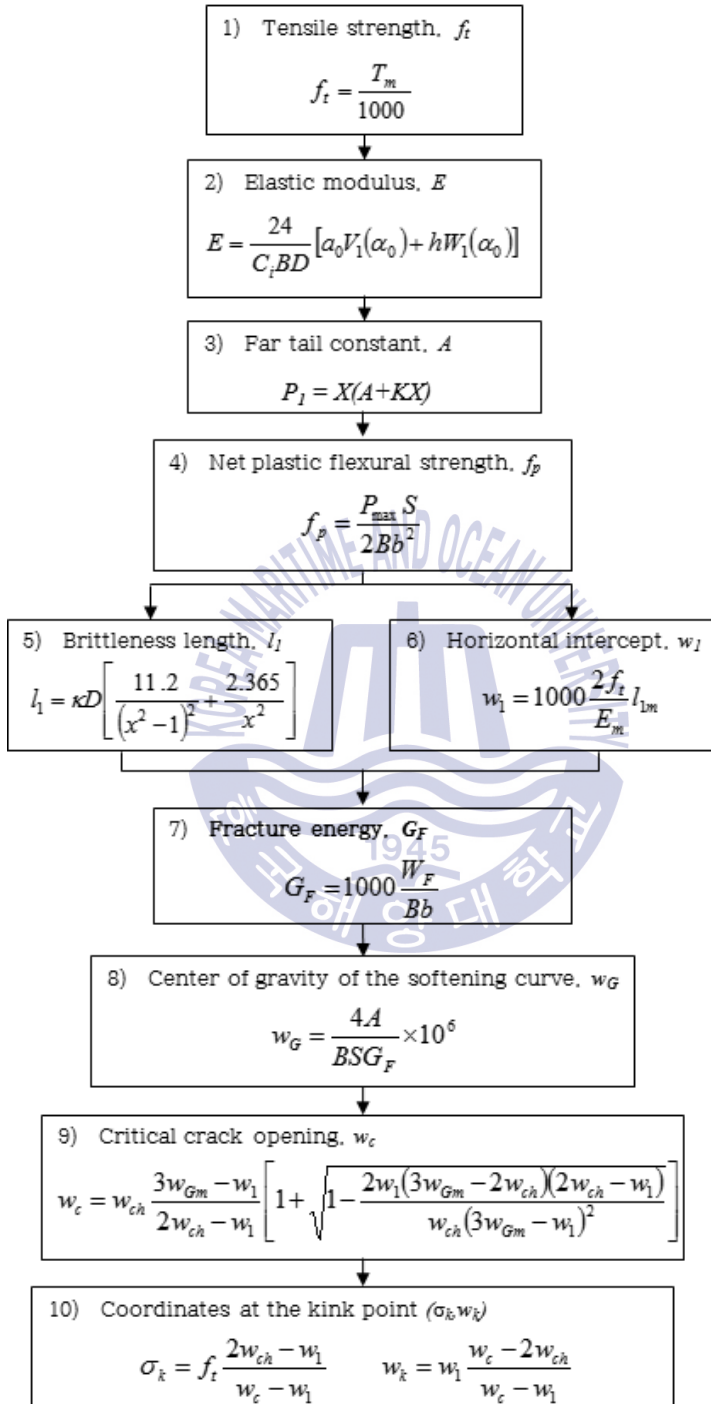


Fig. 2-4 Fracture energy test flow chart

모든 실험 과정은 ACI 446 기술위원회에서 2009년 초안으로 작성된 a draft ASTM test standard (ACI 446 2009) for the fracture toughness와 RILEM(2007)에서 제시된 방법을 따랐다. 제시된 실험 과정에서의 상세한 파괴에너지 산정 과정은 Fig. 2-4에 flow chart로 정리하였다. 시험 중 동적인 영향으로 균열이 진전될 수 있는 가능성을 최소화 한 준정적 시험을 수행하기 위하여 저속 시험을 사용하여야 하며 draft ASTM (2009)에서는 3점 휨 시험 하부 중앙 notch의 균열 폭(CMOD) 증가 속도에 따른 시험을 수행하도록 하고 있다. COMD 속도(rate)는 정해진 값으로 제시되어있지 않으며 최대 하중에 도달하기까지 3분에서 5분이 소요되었을 때의 CMOD 속도를 실험 전체에 적용하도록 하고 있다. 이러한 기준에 따라 본 실험에서 계산된 적정 CMOD 제어속도는 0.0003 mm/sec 이다. 이러한 속도로 최소 CMOD가 2.0 mm를 초과할 때 까지 시험을 지속해야 하며 이후 파괴에너지는 2.0 mm에서의 하중-CMOD의 기울기에 따라 추정할 수 있도록 Fig. 2-3과 같이 제시하고 있다.

Fig. 2-3에 제시된 식에서 W_F 는 총 에너지, W_{FM} 은 2 mm까지 측정된 에너지, A 는 꼬리상수 값(Far tail constant), δ_R 은 그림과 같이 종료된 시점에서의 변위 값, δ_A 는 파괴에너지 실험 중 상승구간의 커브가 하중(P_1)이 0인 x축과 만나는 CMOD 값(mm)을 나타낸다.

Fig. 2-2와 같이 지렛대의 원리를 이용한 2개의 원기둥형 추와 같은 고정하중이 시편에 전달되고 있으므로 2 mm 변위에서도 하중은 고정하중으로부터 전달되는 일정한 상향력을 포함하고 있다. 따라서 이러한 상향력을 상쇄시키기 위해 전체 그래프를 Fig. 2-5처럼 시험이 종료된 시점에서 하중이 0이 될 수 있도록 offset 시켜야 한다. 이 과정에서 δ_A 값을 확인 할 수 있다. 2 mm 시험 종료 시점 이후에도 그래프는 점근적(Asymptotically)으로 감소하므로 잔여 파괴에너지는 여전히 시편에 남아 있으며 이러한 잔여 파괴에너지는 실험을 통한 측정정보다는 Fig. 2-3에 제시된 식으로 추정한다. 시험 조건의 특성상 하중은 점근적으로 감소하므로 완전한 영하중(0 kN) 상태까지는 시험을 수행할 수 없으며

따라서 일정한 시점에서 시험은 종료되어야 한다. ACI 446 기술위원회에서 제시한 값은 2mm이다. Lee and Lopez (2014)에 의하면 종료된 시점(2 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm)에 따른 파괴에너지 값에 차이를 보이는 것으로 확인되었다. 따라서 이에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 예상되며 본 연구에서는 ACI 446 기술위원회에서 제시한 추천값 2 mm를 실험 평가에 활용하였다. Fig. 2-3의 꼬리상수 값(Far tail constant, A)은 전술한 바와 같이 시험 종료시점 이후의 잔여파괴에너지를 예측하기 위하여 산정되는 값으로 아래의 식(ACI 446 2009)으로 계산된다.

$$P_1 = X(A + KX) \quad (1)$$

여기서 P_1 은 전술한 바와 같이 기존 측정된 하중 값에서 잔류하중을 제한 값으로 나타내며 P_1 하중의 최대값(P_{1max})을 Fig. 2-3에 나타내었다. P_1 과 X 에 대한 그래프를 나타내고 X 에 대한 2차식으로 식 (1)과 같이 나타내어 A 값을 추정한다. X 에 대한 정의는 Fig. 2-5의 x 축에 제시되어 있다. 이때 그래프에 그려지는 영역은 전체 곡선 중 최대하중(P_{1max})의 5% 미만의 데이터만을 활용하며 따라서 본 연구에서는 이를 꼬리상수라고 명하였으며 미국 ACI 446기술위원회는 Far-tail constant로 명한다. X 는 CMOD값 자승의 역수로 이는 하중 P_1 과 일정한 상수 A 로 관계될 수 있는데 Petersson (1981)에서 최초로 하중(P)-변위(u) 그래프가 u^2 에 따라 점근적으로 감소함을 보인 연구결과를 토대로 구성된 식이다. Petersson(1981)은 강체의 동적 영향을 무시한 평형식(Kinematic equilibrium)으로부터 하중은 변위의 자승에 반비례함을 아래 식과 같이 제시하였다.

$$P = \frac{bs}{4u^2} G_F \bar{w} \quad (2)$$

여기서 P 는 하중, b 는 시험체의 폭, s 는 지간거리, u 는 변위(처짐량), G_F 는 파괴에너지, \bar{w} 는 에너지 그래프 연화곡선의 무게중심(center of gravity)의 x 축 좌표를 뜻한다.

이렇게 1차식으로 A 값을 선형적으로 유추할 수도 있으나 ACI draft (2007)에서는 2차식으로 A 값을 추정하도록 하고 있다. 아래 그림은 A 값을 추정하기 위

하여 사용된 그래프이다. 아래 그래프에서 W_M 은 측정된 CMOD값(mm)이며 W_{MR} 은 시험이 종료되었을 때 측정된 CMOD값(mm)이다. W_{MA} 는 증가하는 곡선에 속한 P_1 값 중 0인 값에 대한 CMOD값(mm)을 나타내며 이를 이용하여 P_1 과 X 값을 그래프에 도시하면 Fig. 2-5와 같이 나타낼 수 있다.

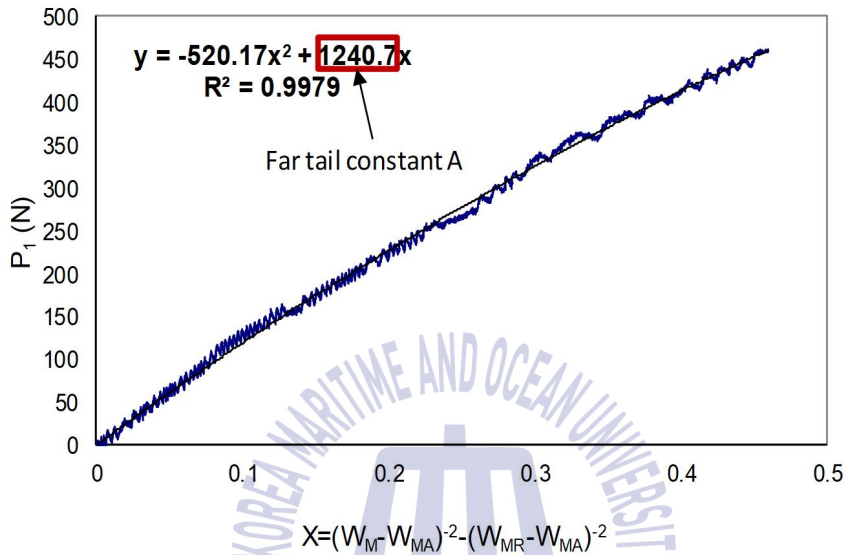


Fig. 2-5 Estimation of far tail constant, A

Fig. 2-5는 실험을 통해 얻은 한 예를 보이고 있다. 이 경우 꼬리상수(A)는 $1241(\text{N}\cdot\text{mm}^2)$ 에 해당된다. 추정된 A값을 Fig. 2-3에 제시된 식에 대입하여 측정된 에너지(W_{FM})에 추정된 잔여 에너지가 더해진 총 에너지(Total Energy, W_F)를 측정하게 된다. 본 연구에서는 1개 시험체의 완전한 파괴에너지 측정(최소 CMOD 2 mm)을 위해 약 3시간에서 4시간이 소요되는 것으로 확인되었다. 시험 방법, 시험방법에 대한 논의 내용 및 결론 그리고 관련 이론은 다음의 연구를 통해 보다 상세하게 확인할 수 있다(Maturana et al. (1990), Guinea et al. (1994), Planas et al. (1999), Kitsutaka et al. (1998), Elices et al. (2002), RILEM (2007), ACI 446 (2009), CEB-FIP (2010), Gerstle (2010), Lee and Lopez (2014)). 기본적인 이론은 Hillerborg (1979)의 이론을 발전시킨 Planas et al. (1999)와 Guinea et al. (1994)에 의해서 제시되었다. 3점 휨 시험과 쪼갬인장시험을 통해 측정된 값은 최종적으로 공학적인 목적으로 활용되기 유용한 2중 선형 연화 응력-균열폭의 관계로 Fig. 2-6과 같이 결정된다. 위 그래프에서 f_t 는 쪼갬인장 시험을 통해 추정할 수 있으며 이후 꺾임점(Kink point)과 응력이 사라지는 순간의 균열폭(w_c)은 전술한 3점 휨시험을 통해 결정되고 이것을 토대로 진파괴 에너지 G_F 와 크기효과 파괴에너지 G_f 의 크기를 결정할 수 있다. 여기서, 진파괴 에너지 G_F 는 응력-균열폭의 관계로 이루어진 이중선형곡선의 단면적으로 결정되며, 크기효과 파괴에너지 G_f 는 이중선형곡선의 초기 부분에 대한 선형 근사치의 값을 나타내며 측정된 쪼갬인장강도 (f_t)와 수평 절편(w_1)의 단면적으로서 결정된다. Gerstle(2010)에 의하면 본 연구에서 사용된 크기의 시편과 전술한 실험과정에 따를 경우 크기효과가 포함되지 않은 순수한 실험결과를 얻을 수 있다고 설명한다.

이러한 실험방법과 이론을 바탕으로 본 연구에서는 다양한 환경조건에 3D 프린팅 기술로 축조된 레이어 접합면의 파괴에너지와 최종 이중선형곡선의 변화에 대해서 분석하고 이를 바탕으로 보의 전단감소 감소를 예측하였다.

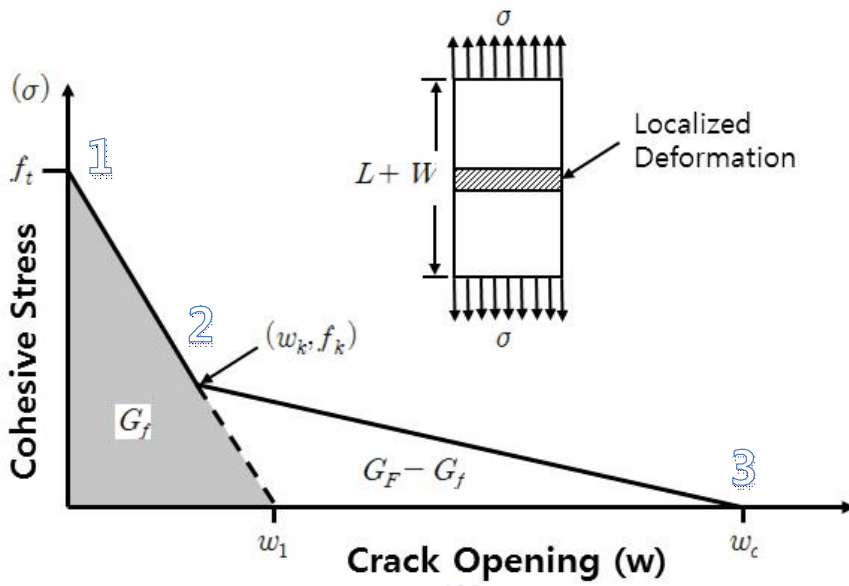


Fig. 2-6 Bilinear approximation of the softening curve
(Coronado and Lopez, 2008)



2.3 파괴에너지 측정을 위한 실험계획 및 장비

본 연구에서는 초 저속 CMOD 제어 시험이 수행될 수 있도록 고 정밀 clip-on-gage(Epsilon 3541-005M-100M-ST)를 사용하였다. 이 측정 장치는 1.5 μm 의 해상도(Resolution)와 총 10 mm 동안 최대 0.064 % 비선형성을 가지고 있는 고정밀의 측정 장치이다. 사용된 장비의 로드셀(Load cell)은 기존 1000 kN의 로드셀을 Instron에서 제작한 최대 50 kN의 소형 로드셀로 교체하여 하중이 최대하중의 20 %(5~10 kN) 범위에서 측정될 수 있도록 하여 하중 측정의 정밀성을 높였다. 사용된 가력장치는 JKS사의 고성능 유압장치로 본 연구를 위하여 정밀한 제어가 가능하도록 1 GPM(4 LPM)의 소형 Servo valve로 교체하였으며 CMOD의 신호를 외부 신호로 입력받아 처리하기 위하여 장비 컨트롤러에 연결할 수 있도록 추가적인 내부 알고리즘 설계를 수행하여 실험을 수행하였다. 이와 같이 CMOD 제어 실험은 특수한 실험 셋업의 준비 과정과 실제 실험 수행을 위한 조정과정이 길어 많은 시간과 인력이 소요되며 정밀한 실험 결과를 위해 다양한 실험을 통한 장비의 보정(Calibration) 과정이 필요하다. 한편 대부분의 유압장비에 포함(Built-in 기능)되어 있는 간단한 Stroke 제어로도 최종 파괴에너지의 측정의 신뢰성이 있다는 연구결과(Lee and Lopez 2014)도 있으므로 장비에 기본적으로 내장되어 있는 Stroke 제어로 실험을 수행할 경우 이러한 장비 구축 및 실험을 효율적으로 수행할 수 있다고 판단된다. 다만 본 연구에서는 효율성 보다는 보다 신뢰성 있는 실험결과를 위해 모든 실험을 stroke 제어가 아닌 ACI 446 위원회에서 제시하는 저속 CMOD제어를 통해 수행하였다.

2.3.1 자중에 대한 실험 계획 및 장비

기존 레이어 상부에 콘크리트를 적층할 경우 하부 레이어가 상부 레이어에 자중에 의한 영향을 받을 것이다. 따라서 파괴면을 중앙으로 설정하고 Fig. 2-7 과 같이 굳은 콘크리트를 자중의 역할을 하도록 굳기 전 콘크리트 폼에 적층하

여 양생 중 자중이 가해지도록 하였다. 자중이 가해진 시편은 상부 콘크리트가 Fig. 2-7과 같이 적층되어진 경우이며 자중이 없는 시편은 상부 굳은 콘크리트가 적층되지 않은 경우이다. 따라서 자중 시편은 자중이 가해지지 않은 시편의 2배의 자중이 가해진 경우를 나타낸다. 시편에 가해진 자중의 무게는 시편 무게의 1/2인 약 11.1 kg로 전달되는 응력은 0.014 MPa이다.

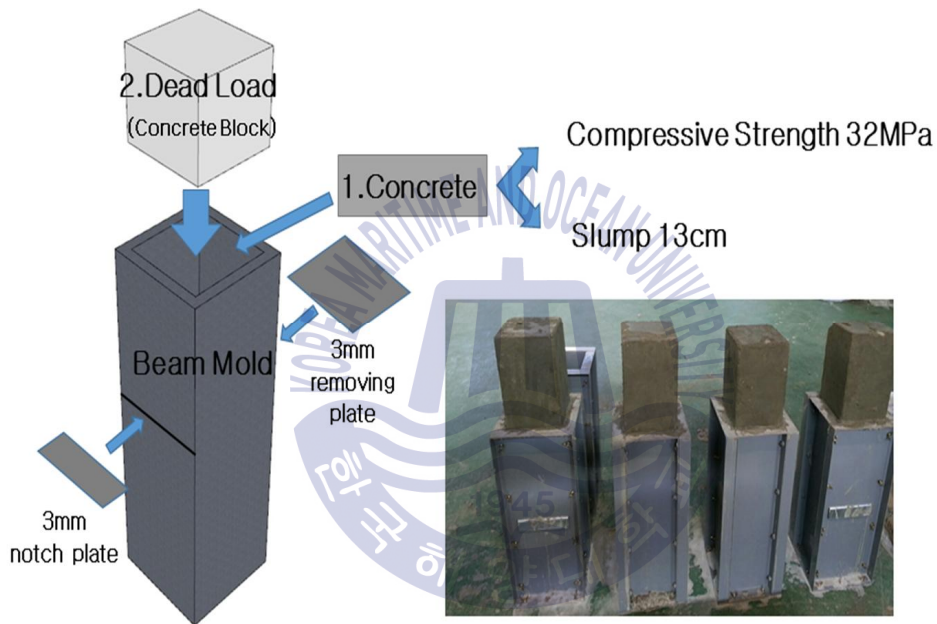


Fig. 2-7 Effect of accumulated dead load on interface

2.3.2 적층 소요시간에 따른 실험 계획 및 장비

적층 소요시간의 영향을 확인하기 위하여 Fig. 2-8에서와 같이 내부에 박판(notch plate, removing plate)을 먼저 두어 인위적으로 콘크리트 타설시 두 면이 접하지 않도록 하였으며 0분, 15분, 30분, 60분 시간경과에 따라 박판(removing plate)을 제거하여 적층된 콘크리트 구조물 면에 형성되는 접합면을 모사하였다. 이처럼 박판을 제거하면서 형성되는 골재의 간섭이 없는 평평한 면은 3D 프린팅 노즐을 통과하여 압출 형성되는 콘크리트의 레이어와 유사할 것으로 사료된다. 그러나 notch 플레이트(notch plate)는 콘크리트가 충분히 굳을 때까지 유지시킨 이후(48시간) 제거하였다. 또한 실제 3D 프린팅 기술로 콘크리트 구조물을 축조한 경우에도 단일 레이어가 형성된 이후 노출된 상태로 경화가 진행된 이후 새로운 콘크리트 레이어와 접합면을 형성할 것이므로 제작된 시편은 실제 3D 프린팅에 의한 시공 상태를 최대한 유사하게 재현한 접합면을 형성하고 있는 것으로 볼 수 있다. 다만 3D 프린팅으로 시공 시 기존 레이어가 새로운 레이어를 만나기까지 대기와의 노출에 따른 표면 경화는 내부의 경화보다 빠를 수 있어 이에 대한 차이는 있을 것이라고 사료된다.

이러한 실험조건에 따른 시험체의 종류는 다음 Table 2-1에 정리하였다. 자중의 영향을 받은 시편은 D계열로, 자중 영향을 받지 않은 시편은 N계열로 명하였으며, 적층소요시간을 고려하기 위한 박판제거시간도 0분, 15분, 30분, 60분으로 분류하여 실험을 수행하였다. 파괴에너지의 측정을 위해서는 Fig. 9과 같이 쪼갬인장시험도 동일한 재령에서 함께 진행되어야 한다. 따라서 $\varnothing 100 \times 200$ mm의 공시체를 ASTM C496 (2004)에 따라 수행하였으며 측정결과를 Reinhardt et al. (1986) 및 Rocco et al.(2001)의 연구내용을 참고하여 결과값을 정리하였다. 파괴에너지 측정 시편과 유사한 조건(상부 하중, 적층시간)으로 Table 2-2와 같이 자중의 개수(굳기 전 콘크리트 실린더에 굳은 콘크리트 실린더를 상재한 수)와 박판제거시간의 변수를 두어 총 16종류의 공시체를 제작, 시험하였다. Fig. 10에서 보는 것과 같이, 자중의 전달경로가 파괴에너지 시험체

전달경로와는 다르게 쪼갬인장시험체에서 자중의 방향이 접합면과 수직이므로 콘크리트가 굳기 전 상재하중이 100 % 전달되었다고 보기 어렵다. 실제 자중에 의해 발생하는 콘크리트의 측압은 골재 맞물림, 틱소트로피(thixotropy)현상 등으로 정수압 보다 낮은 압력을 나타낸다(Kim et al. 2013). 다만 시편의 높이가 20 cm이며 3개의 시편을 상재한 경우 60 cm에 해당되는 콘크리트의 자중(응력: 0.013 MPa)이 전달되므로 굳기 전 콘크리트가 받은 자중의 효과는 상재하중으로 고려될 수 있다.

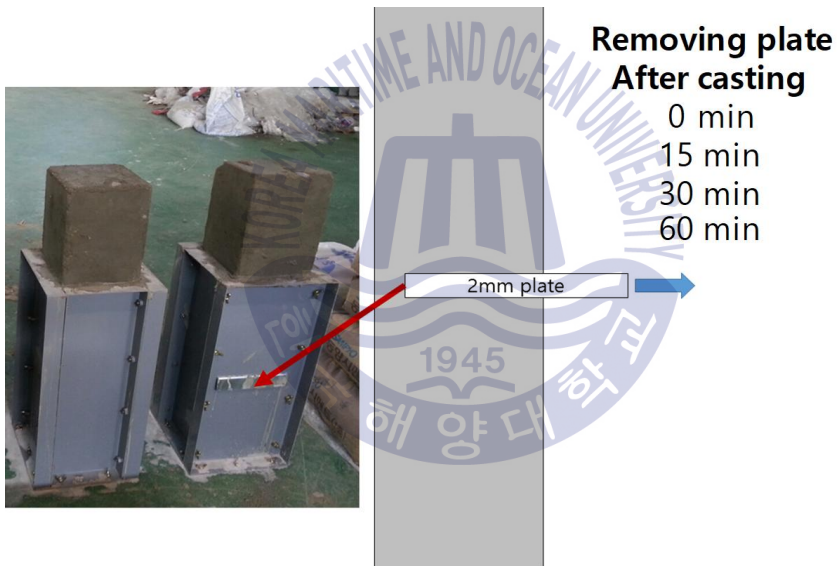


Fig. 2-8 Formations of interface at different times

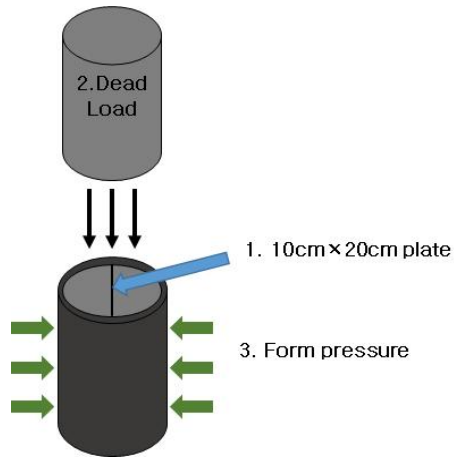


Fig. 2-9 Three steps for applying accumulated dead load on the specimen of splitting tensile tests

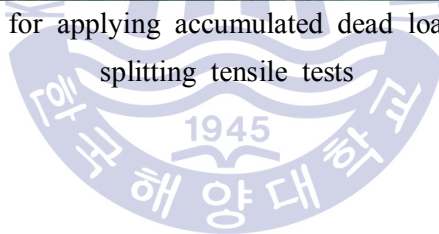


Table 2-1 Test plan for fracture energy of interfaces

Specimen	Effects of dead load (D/N)	Plate removing time (min)
D-0	O	0
D-15	O	15
D-30	O	30
D-60	O	60
N-0	X	0
N-15	X	15
N-30	X	30
N-60	X	60

Table 2-2 Table of splitting tensile strength test plan

Number of dead load	Plate removing time (min)
3	0
	15
	30
	60
2	0
	15
	30
	60
1	0
	15
	30
	60
0	0
	15
	30
	60

2.3.3 브릿징(Bridging) 재료의 적용

3D 프린팅 콘크리트 구조물의 구조적 강성을 향상시키기 위해 Fig. 2-10와 같이 3개의 브릿징 재료가 고려되었다. 본 연구에서 사용된 브릿징 재료는 강섬유(Steel fiber)와 골재(Crushed aggregate) 그리고 경화지연제(Retarder)이다. 선정된 강섬유의 길이는 60mm이고 직경은 0.9mm이며 제조사 시험성적서에 의한 항복강도는 700MPa이다. 골재의 경우, 불규칙한 모양을 브릿징 재료로 활용하기 위하여 최대 크기가 직경 25mm인 분쇄된 유형의 골재(Crushed aggregate)로 선정하였다. 경화지연제는 분말 유형으로 주성분은 탄산칼슘과 메틸셀룰로오스로 이루어져있다. 콘크리트 레이어를 형성한 후에는 이러한 브릿징 재료를 분사할 수 있는 다른 노즐을 사용하여(특허출원번호 10-2016-00490 40) 콘크리트 레이어 위에 간단하게 적용이 가능하다. Table. 2-3에는 각각의 실험 조건에 따른 시편의 유형과 콘크리트 레이어 접합면의 강성을 향상시키기 위한 브릿징(Bridging) 재료를 고려한 것을 나타내었다.



Fig. 2-10 Selected bridging materials

Table 2-3. Test plan for fracture energy of interfaces.

Specimen	Bridging materials	Plate removing time (min)
C-0	NA (Control Specimens)	0
C-15		15
C-30		30
C-60		60
A-30	Aggregate (8mg/mm ²)*	30
A-60		60
R-30	Retarder agent (1.75g/1kg Concrete)*	30
R-60		60
S-30	Steel fiber	30
S-60	(1%)*	60

*Numbers in parenthesis show amount of bridging material used per unit area, unit weight and unit volume

2.4 쪼갬인장시험 결과 (ASTM C496)

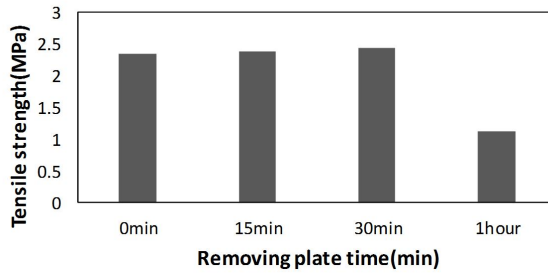
앞에서 제시한 실험방법들을 토대로 다양한 환경조건(자중 여부, 레이어의 적층 소요시간)에 따른 콘크리트 레이어 접합면의 이중선형 응력-균열폭 관계를 평가하였다. 최종 응력-균열폭 관계(stress-crack opening bilinear curve under the Mode I direction)를 산정하기 위해 쪼갬인장시험과 3점 파괴에너지 측정시험을 수행하였으며 그 결과를 2.4장과 2.5장에 정리하였다.

자중 고려 개수에 따른 쪼갬인장강도 시험 결과는 Fig. 2-11과 같다. 시편 전체로 보았을 때 강도는 최대 2.43 MPa에서 최소 1.13 MPa로 나타났고, 자중을 고려한 개수가 3개(0.2 MPa), 2개(0.15 MPa), 1개(0.1 MPa), 0개(0.05 MPa)일 경우의 평균 쪼갬인장강도는 각각 2.08 MPa, 2.05 MPa, 2.09 MPa, 1.64 MPa 로서, 자중의 정도에 따른 접합면 쪼갬인장강도는 뚜렷한 경향성을 보이지 않았다. 다만 자중을 전혀 고려하지 않았을 때 약 0.4 MPa 만큼 급격히 평균 쪼갬인장강도가 감소함을 볼 수 있었다. 따라서 레이어가 점차 적층됨에 따라 자중

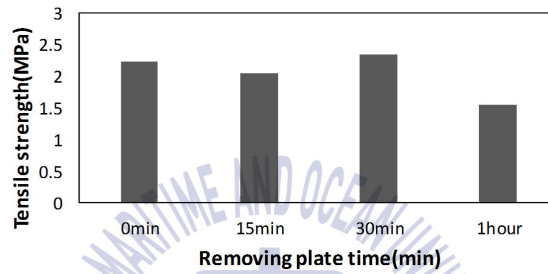
이 접합면 부착성능에 영향을 주고 있다고 평가할 수 있으나 정확한 상재하중에 따른 접합면에 미치는 응력은 보다 상세한 Rheology 기반의 분석이 필요하며 본 실험에서는 상재하중의 정도(0.1MPa, 0.15Mpa, 0.2 Mpa)에 따른 경향성은 없는 것으로 나타났다.

박판 제거시간에 따라 분류한 쪼갬인장강도의 결과는 Fig. 2-12에 나타내었다. 박판 제거시간이 0분인 시편에서 평균 인장강도가 2.23 MPa이고, 박판 제거시간이 60분인 시편에서는 1.46MPa로 확인되었다. 모든 실험결과를 놓고 분석해 볼 때에 약 1분에 0.013MPa씩 감소함을 확인할 수 있다. 따라서 본 실험 결과로 유추해 볼 때 3D 프린팅 기술로 콘크리트 구조물 축조 시 레이어가 적층되는 시간이 길어질수록 부착성능이 저하될 것임을 예측해 볼 수 있다. 이러한 부착성능의 감소는 레이어 접합면의 초기균열 발생시점에도 영향을 줄 것이며 전체적인 파괴에너지의 감소와도 연관이 있을 것으로 예상된다.

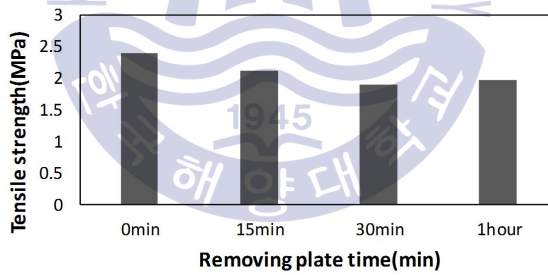




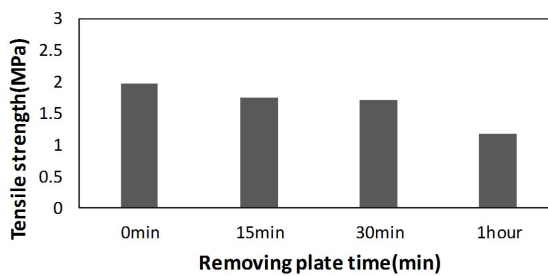
(a) level of dead load - 3



(b) level of dead load - 2

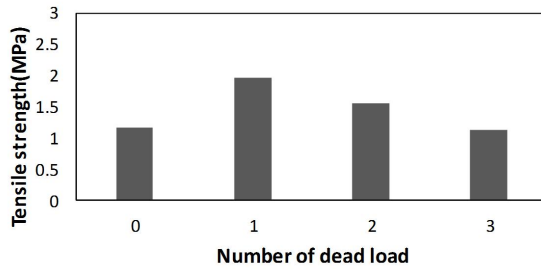


(c) level of dead load - 1

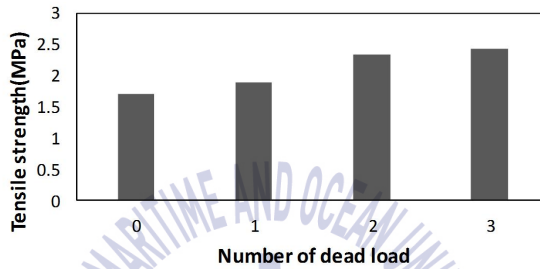


(d) level of dead load - 0

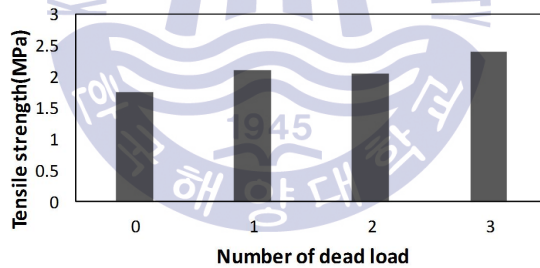
Fig. 2-11 Results of tensile strength depending on dead load



(a) Elapsed time to meet new layer (60min)



(b) Elapsed time to meet new layer (30min)



(c) elapsed time to meet new layer (15min)



(d) Elapsed time to meet new layer (0min)

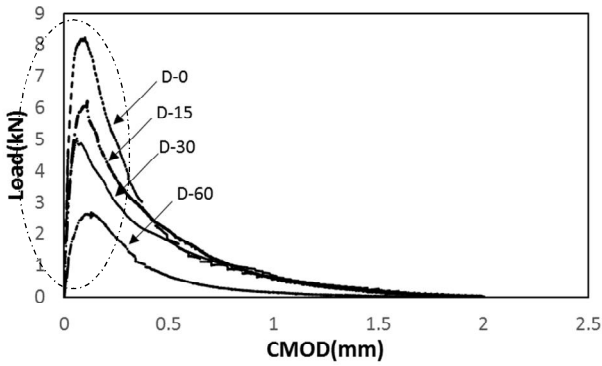
Fig. 2-12 Results of tensile strength depending on elapsed time

2.5 파괴에너지 측정 시험 결과 및 분석

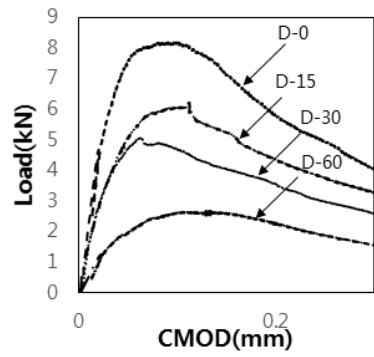
2.5.1 파괴에너지 측정 시험 결과

3점 파괴에너지 측정시험 결과는 Fig. 2-13와 같이 하중-CMOD 그래프로 나타낼 수 있다. 이 하중-CMOD 결과를 ACI 446(2009), Elices et al.(1992), Bazant and Planas(1998), RILEM(1990), Planas et al.(2007), Lee and Lopez(2014)에서 제시된 데이터 분석방법을 통하여 최종적인 이중선형 응력-균열폭 관계 (Stress-crack opening curves)로 나타낼 수 있다. 이러한 응력-균열폭 관계를 결정하기 위해서는 먼저 Fig. 2-13 과 Fig. 2-14의 하중-CMOD 그래프를 분석하여야 한다.



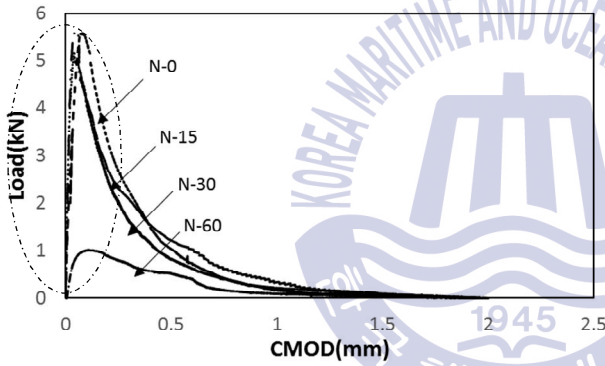


(a) Specimen under dead load effect

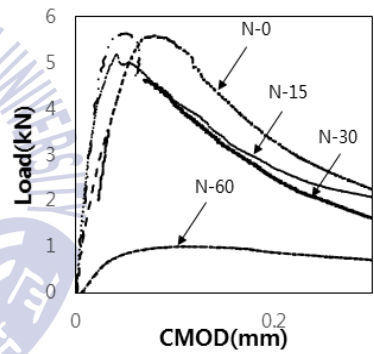


(b) Enlarged graph

Fig. 2-13 Comparison of Bi-linear curve (under dead load)



(a) Specimen without dead load effect



(b) Enlarged graph

Fig. 2-14 Comparison of Bi-linear curve (without dead load)

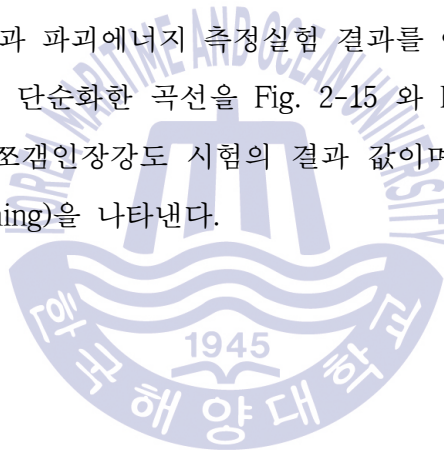
하중-CMOD 그래프에서는 D계열 시편과 N계열 시편 모두 박판제거시간이 감소함에 따라 최대 하중이 감소하는 것으로 나타났다. 특히 최대하중이 8.22 kN이었으나, 박판제거시간이 60분인 시편에서는 최대하중이 자중을 고려하지 않았을 때 2.69 kN, 자중을 고려하였을 때 1.02 kN으로 측정되어 접합면 형성 소요시간이 1시간일 경우 하중-CMOD 에서의 최대하중은 최대 88 % 감소하는 것을 볼 수 있었다. 이러한 최대하중은 notch 인근의 골재 등의 분포에 따라 영향을 받기도 하여 최대하중이 높다고 반드시 파괴에너지가 높게 측정되는 것은 아니나 일반적인 경향으로 평가해 보았을 때 파괴에너지의 감소를 최대하중을 통해 예측해 볼 수 있다.

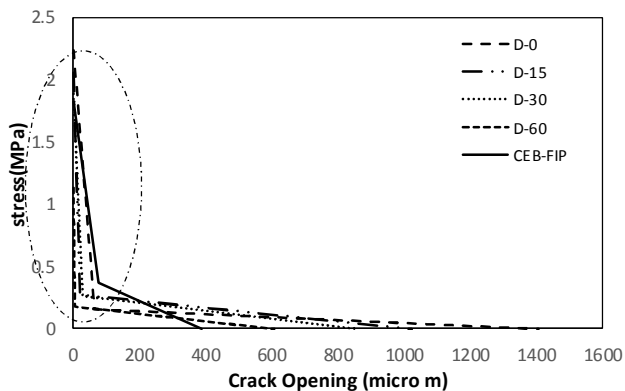
파괴에너지 측정실험을 통해 도출된 하중-CMOD 곡선의 면적이 줄어들면 최종 산정되는 파괴에너지도 감소할 것이므로 하중-CMOD 그래프의 면적을 계산한 이후 최종파괴에너지를 계산하여 비교하였다. 그러나 최종 파괴에너지는 전술한 바와 같이 하중-CMOD 곡선의 면적에 꼬리상수(A) 값에 의한 추가 에너지가 더해져 산정되므로 두 값의 증감율이 항상 동일하지는 않는다. 하중-CMOD 곡선 면적의 감소에 따른 파괴에너지의 감소량은 Table 2-4의 값을 통해 확인할 수 있다. D-0 시편에서 가장 큰 곡선 면적을 확인할 수 있었으며, 그에 따른 파괴에너지도 D-0 시편이 최대값인 것을 확인하였다. Table 2-4에서 보는 바와 같이 박판 제거 시간에 따른 곡선 면적이 최대 70 %가 감소하는 것을 확인할 수 있으며, 그에 따른 파괴에너지도 최대 73 %가 감소하였다. 한 편, 자중이 고려되지 않은 시편(N계열)이 자중 고려된 시편(D계열)에 비해 곡선면적과 파괴에너지가 최대 39 % 및 40 %가 감소하는 것을 확인하였으므로, 자중의 정도에 따라 최종 파괴에너지에 영향을 줄 수 있음을 실험을 통하여 확인하였다. 그러나 이러한 경향은 전술한 바와 같이 쪼갬인장시험 결과에서는 나타나지 않았다.

Table 2-4. Fracture energies according to area of load-CMOD graphs

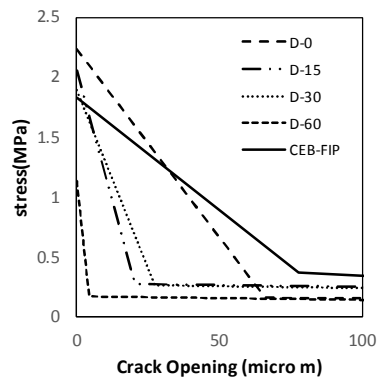
Specimen	Area of curve (N·m)	Fracture energy (N/m)
D-0	182,817	185.6
D-15	160,135	162.2
D-30	151,125	138.6
D-60	65,786	56.2
N-0	134,880	123.7
N-15	109,465	103.4
N-30	108,070	93.9
N-60	40,090	33.9

전술한 쪼갬인장시험과 파괴에너지 측정시험 결과를 이용하여 최종적인 이중 선형(Bilinear)의 형태로 단순화한 곡선을 Fig. 2-15 와 Fig. 2-16에 나타내었다. 여기서 y축 최대값은 쪼갬인장강도 시험의 결과 값이며, x축 인자는 콘크리트의 균열 폭(Crack Opening)을 나타낸다.



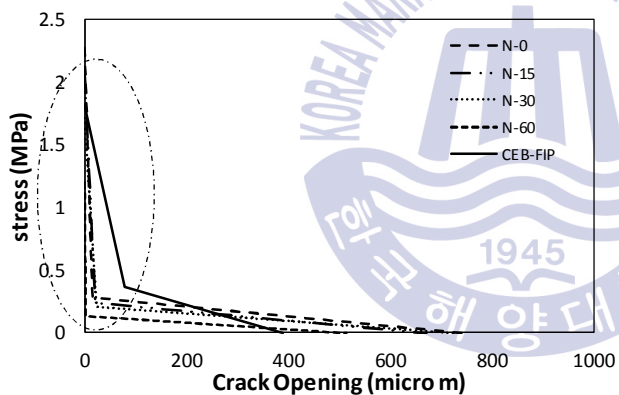


(a) Specimen under dead load effect

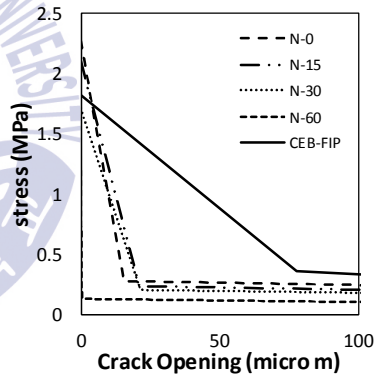


(b) Enlarged graph

Fig. 2-15 Results of fracture energy test (under dead load)



(a) Specimen without dead load effect



(b) Enlarged graph

Fig. 2-16 Results of fracture energy test (without dead load)

Fig. 2-17는 꺾인점(kink point)이후 최대 균열폭(w_c)을 비교하여 나타낸 것이다. D-0과 N-0 시편에서 1408 μm , 746 μm 를 보여 각 계열에서 적층소요시간이 0분인 경우 최대값을 보였다. 적층소요시간이 60분인 D-60, N-60 시편에서는 608 μm , 571 μm 를 보여 박판제거시간이 0분인 계열에 비해 자중을 고려한 시편과 고려하지 않은 시편에서 최대 균열폭(w_c)이 각각 57 % 및 23 % 감소하였음을 확인하였다.

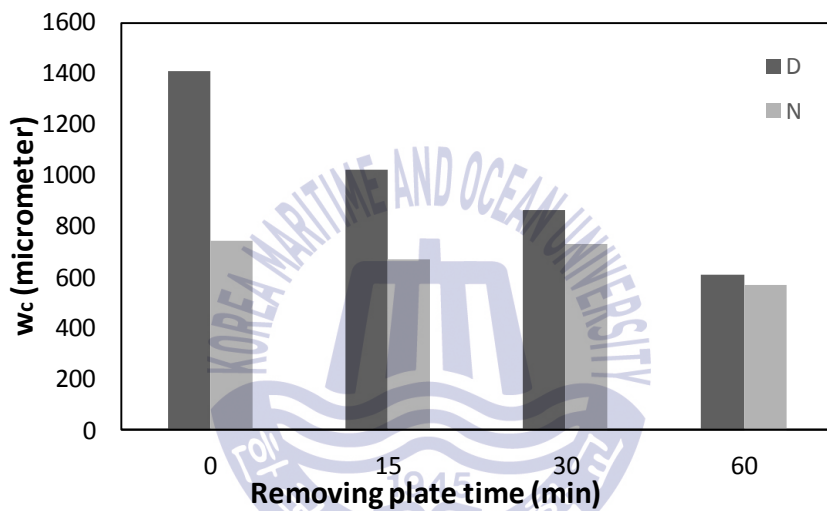


Fig. 2-17 Results of w_c (micrometer)

Fig. 2-18은 꼬리상수(A)를 도출한 결과를 나타낸 것이다. 꼬리상수의 차이가 최종 파괴에너지에 영향을 주기 때문에 각 환경조건에 따른 꼬리상수의 차이를 비교하였다. D-0, N-0 계열에서 각각 654.4 $\text{N}\cdot\text{mm}^2$, 506.9 $\text{N}\cdot\text{mm}^2$ 을 나타내어 최대값을 보였고 D-60, N-60 시편에서는 185 $\text{N}\cdot\text{mm}^2$, 108 $\text{N}\cdot\text{mm}^2$ 을 나타내어 최소값을 보였다. 자중을 고려한 시편과 고려하지 않은 시편에서 적층소요시간이 60분 발생함에 따라 각각 71.7 % 및 78.7 %의 큰 폭으로 감소함을 확인하였다. 또한 자중을 고려한 시편에서의 최대 균열폭(w_c)과 꼬리상수(A) 값이 자중을 고려하지 않은 시편보다 대체적으로 더 큰 값을 나타냄을 확인할 수 있다.

결론적으로 파괴에너지의 크기를 결정하는 하중-CMOD 곡선의 면적 그리고

이를 이용하여 산정되는 최대 균열폭(w_c)과 꼬리상수(A) 값은 레이어의 적층에 소요된 시간이 길어질수록 크기가 감소하며, 레이어의 상재하중이 가해짐에 따라 증가하는 것을 확인하였다.

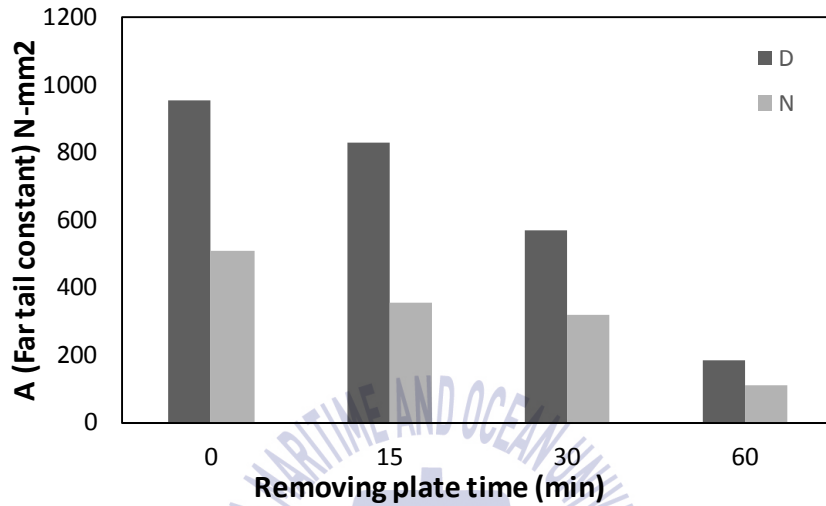
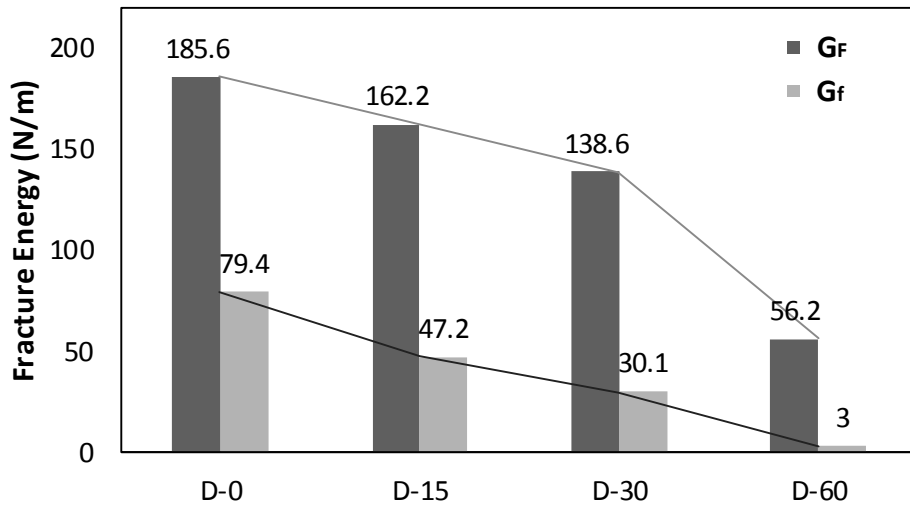
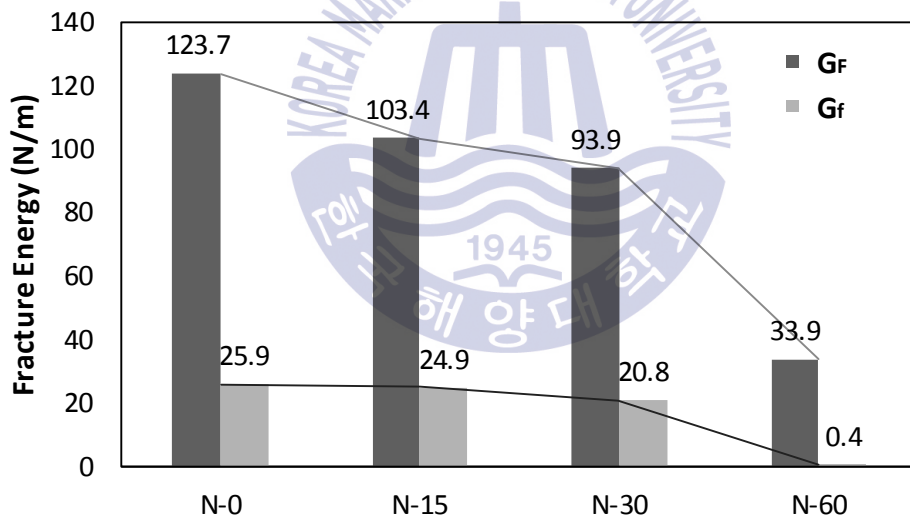


Fig. 2-18 Results of A (Far tail constant)

이러한 측정결과를 바탕으로 이중선형(Bilinear) 형태의 단순화된 곡선의 면적으로 포함되는 G_F 와 G_f 의 결과를 Fig. 2-19에 비교하여 나타내었다.

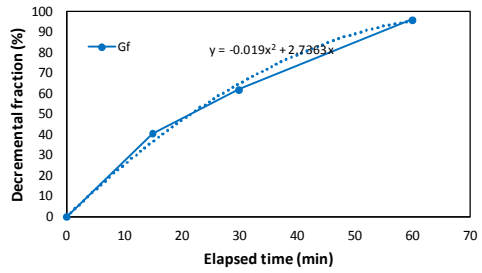
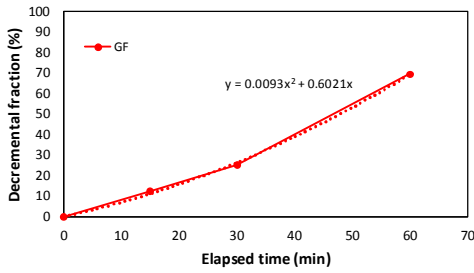


(a) Test results from specimens under dead load

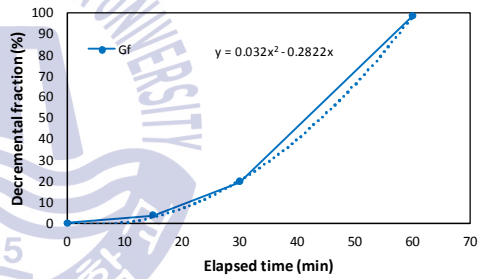
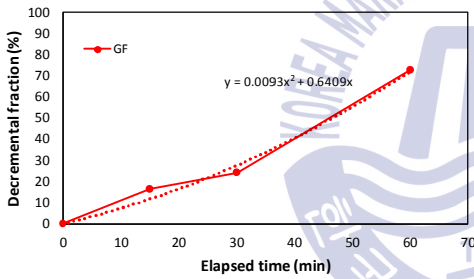


(b) Test results from specimens without dead load

Fig. 2-19 Comparison of G_F and G_f



(a) True fracture energy (G_F) (b) Size effect fracture energy (G_f)
 Fig. 2-20 Elapsed time vs. decremented fraction of fracture energy
 (under dead load)



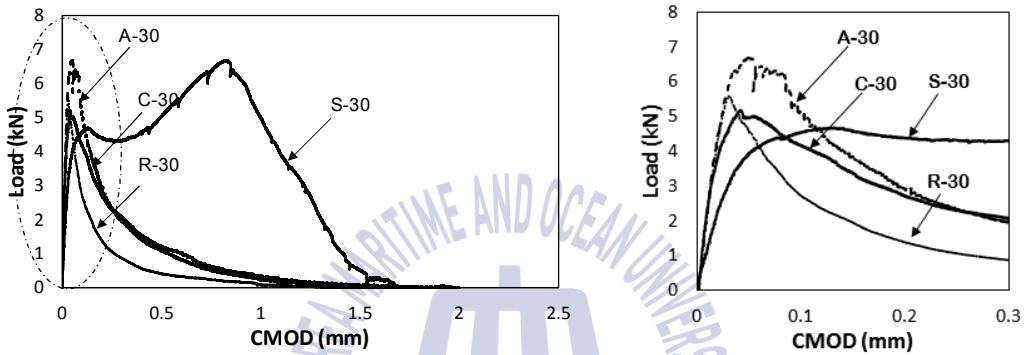
(a) True fracture energy (G_F) (b) Size effect fracture energy (G_f)
 Fig. 2-21 Elapsed time vs. decremented fraction of fracture energy
 (without dead load)

분석결과 Fig. 2-19에서 보는 바와 같이 적층소요시간이 60분인 D-60과 N-60 시편에서는 G_F 와 G_F 의 감소량이 현저히 큰 수치를 보인다. 그림에서 보는 바와 같이 진파파에너지 G_F 는 D계열 최대값인 D-0시편과 최소값인 D-60 시편이 각각 185.6 N/m 및 56.2N/m로 측정되었으며 N계열에서는 최대값인 N-0 시편과 최소값인 N-60 시편이 각각 123.7 N/m, 33.9 N/m으로 측정되었다. 이러한 측정값을 기준으로 1시간의 접합면 형성 소요시간 조건에서 진파파에너지 G_F 가 각각 69.7 % 및 72.6 % 감소함을 확인하였다.

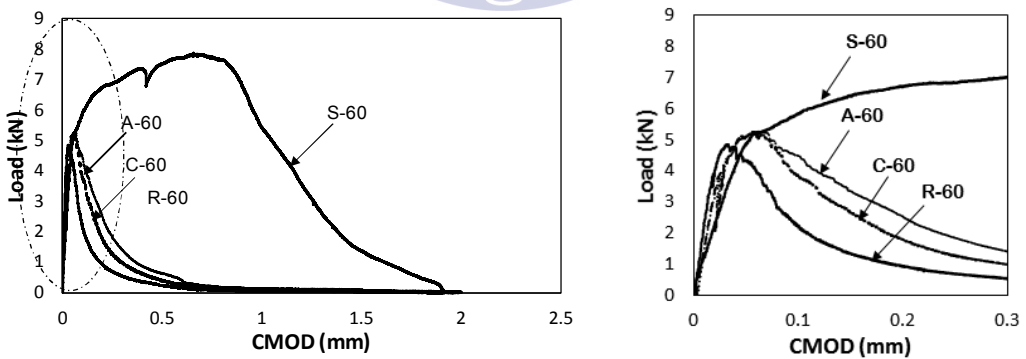
마찬가지로, 크기효과 파파에너지 G_F 도 D계열 최대값인 D-0시편과 최소값인 D-60 시편이 각각 79.4 N/m, 3.0 N/m이고, N계열에서 최대값인 N-0 시편과 최소값인 N-60 시편이 각각 25.9 N/m, 0.4 N/m으로 측정되어 1시간의 접합면 형성 소요시간 조건에서 크기효과 파파에너지 G_F 가 각각 96.2 % 및 98.5 % 감소함을 확인하였다. 이러한 결과는 예상한 것과 같이 레이어 적층 시 접합부 적층 소요시간이 길어질수록 경화로 인한 일체성이 저감되기 때문일 것으로 판단된다. 즉 접합부 생성 소요시간이 콘크리트 초결 시간에 유사할수록 일체성 감소의 정도는 현저히 차이가 날 것으로 보인다. 본 연구에서 측정된 초결과 종결 시간은 1시간 40분 및 3시간 40분으로서, 실험조건 중 가장 오랜 시간으로 제시된 1시간은 초결 시간에 미치지 못하지만 이미 일체성 저감에 큰 영향을 끼치고 있음을 확인할 수 있었다. 본 연구에서는 적층소요시간에 따라 레이어 접합면이 저감되는 성능을 확인하였다. 특히 접합면이 다수 형성되어 있는 3D 프린팅 기술로 축조된 콘크리트 구조물의 경우 본 연구결과를 활용하면 감소되는 구조 성능의 저감 정도를 예측하는데 관련 내용이 유용하게 활용될 수 있을 것이다.

2.5.2 브릿징 재료를 적용한 시편의 파괴에너지 측정 결과

적층 소요시간이 증가함에 따라 파괴에너지가 감소하였으므로, 2.3.3장에 언급한 바와 같이 골재, 경화지연제, 강섬유와 같은 브릿징 재료를 통한 접합면 파괴에너지 개선을 고려해볼 수 있다. 실험을 통해 얻어진 load-CMOD 그래프를 Fig. 2-22 와 Fig. 2-23에 나타내었다.



(a) Elapsed time to meet a new layer (b) Enlarged graph
Fig. 2-22 Comparison of Load-CMOD curves (30min)



(a) Elapsed time to meet a new layer (b) Enlarged graph
Fig. 2-23 Comparison of Load-CMOD curves (60min)

브릿징 재료를 적용한 것에 관한 세부 계획은 Table 2-1에 언급하였다. 실험 결과 S계열의 시편에서는 파괴에너지가 현저히 증가(653.8%)하였다. 한편, 강섬유로 보강된 콘크리트의 응력-균열 폭 관계를 확인하는 절차는 RILEM TC 162-TDF와 같은 실험적 기준을 따른다. S-30과 S-60 시편에서의 파괴에너지 값은 각각 328.0N/m, 286.7N/m 으로 측정되었다. 따라서 강섬유를 접합면에 적용시켜주면 접합면 소요시간 증대에 따른 파괴에너지 저감을 충분히 예방할 것으로 예측되며, 접합면의 재료적 특성을 충분히 개선 가능할 것으로 판단된다.

A 계열과 R 계열의 최종적인 진 파괴에너지(G_F)와 크기 효과 파괴에너지(G_F) 값을 Fig. 2-24에 비교하여 나타내고 Table 2-5에서 최종값을 정리하여 나타내었다. 브릿징 재료가 사용되었을 경우 A-30 시편의 파괴에너지가 본 실험연구의 표준인 C-0(123.7 N/m)의 95.0% 로 개선되며 C-30 시편(93.9 N/m)에 비해 약 25%더 증가한 것으로 보아 골재를 브릿징 재료로 고려하였을 경우 30분 이하의 적층 소요시간 이내의 환경조건에서는 파괴에너지의 감소를 충분히 방지시켜 줄 것으로 예상된다. 또한 골재의 맞물림 효과로 인하여 접합면에서의 전단-슬립(Shear-slip, Mode II fracture)거동에 대한 저항에 매우 효과적일 것으로 예상된다.

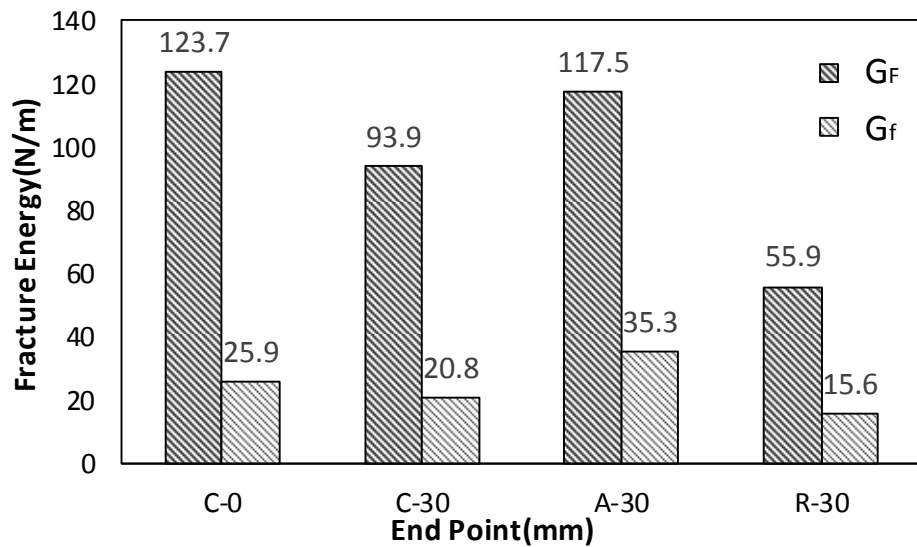
한편 경화 지연제(R-30)는 표준시편(Control)인 C-0 (93.9N/m)에 비해 보다 크게 감소된 파괴에너지(55.9N/m)가 관찰되었고, C-30과의 비교에서도 40%가 감소된 것으로 보아 파괴에너지 저감의 방지에 효과적이지 못한 것으로 관찰되었다.

요약하자면, C-0 시편의 파괴에너지 값을 100%로 가정하였을 때, 강섬유(S), 골재(A) 및 경화 지연제(R)를 사용하였을 시에 파괴에너지의 값은 적층 소요시간이 30분일 때 각각 328%, 95% 및 45.2%, 60분일 때 각각 286.7%, 48.9% 및 34.4%의 수준으로 나타났다. 이것은 새로운 레이어를 만나는 데 걸리는 시간이 30분 미만일 시에는 강섬유 및 골재와 같은 브릿징 재료를 사용하여 개선된 구조적 강성을 가지는 접합부를 형성시켜줄 수 있음을 의미한다. 그러나 적층 소요시간이 60분을 초과할 시에는 강섬유가 사용된 시편에서만 본래의 파괴에너

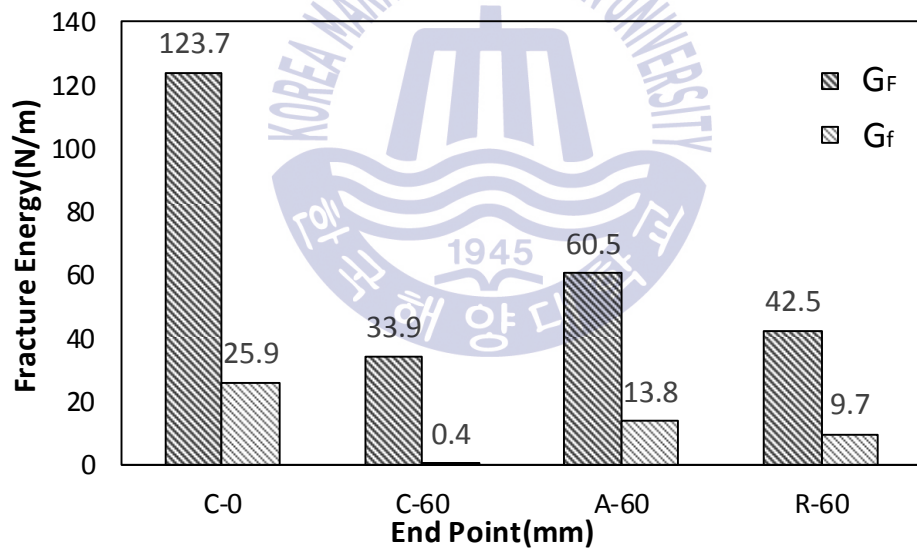
지 수준 이상을 유지하는 것으로 확인되었다. 이러한 결과는 다음 장에서 제시하는 전단강도 감소 예측모델(Vector 2)의 접합면 파괴에너지 값으로 사용된다.

Table 2-5. Obtained fracture energies depending on different bridging materials

Specimen	Bridging materials	Plate removing time (min)	Size effect fracture energy (N/m)	True Fracture energy (N/m)
C-0	NA (Control Specimens)	0	25.9	123.7
C-15		15	24.9	103.4
C-30		30	20.8	93.9
C-60		60	0.4	33.9
A-30	Aggregate (8mg/mm ²)	30	35.3	117.5
A-60		60	13.8	60.5
R-30	Retarder agent (1.75g/1kg Concrete)	30	15.6	55.9
R-60		60	9.7	42.5
S-30	Steel fiber (1%)	30	-	328.0
S-60		60	-	286.7



(a) C-0, C-30, A-30 and R-30



(b) C-0, C-60, A-60 and R-60

Fig. 2-24 Comparison of G_F and G_f

제 3 장 전단 강도 저감 예측 및 분석

3.1 접합면 형성에 의한 전단강도의 저감 예측 모델

콘크리트 레이어 간 접합면의 파괴에너지를 측정한 결과 다중 접합면을 갖는 다양한 RC 보의 전단 강도의 저감이 예측되었다. 이러한 접합면을 가지는 RC 보 또한 Fig. 3-1과 같이 3D 프린팅에 기반한 RC 보로 간주될 수 있으며, 본 연구에서 선택되어진 기본 재료 모델은 Table. 3-1에 제시하였다.

Table 3-1. Selected material Models for estimating shear strength

Material	Selected Models	Notes
Concrete	Hognestad	Prepeak
	Modified Park and Kent	Post-peak
	Vecchio 1992-A	Softening Compression
	Strain based custom input	Softening Tension
	Kupfer / Richardt	Confined strength
	Variable Kupfer	Dilation
	Mohr-Coulomb (stress)	Cracking Criterion
	DSFM / MCFT	Crack stress calculation
	Agg./ 2.5 maximum crack width	Crack width check
	Walraven	Crack slip
Steel Rebar	Bauschinger effect	Hysteretic
	Tassios (crack slip)	Dowel action
	Refined Dhakal-Maekawa	Buckling
Interface between layers	Bilinear Shear Stress-Slip Behavior	Contact material properties

콘크리트의 pre-peak 응답에 대해서는 콘크리트의 압축 거동에 대한 Hognestad 곡선이 사용되었고, post-peak 응답에 대해서는 Modified Park and Kent 모델이 사용되었다. 전단 강도를 정확하게 예측하기 위하여 콘크리트의 균열이 전단강도에 미치는 영향을 콘크리트 슬래브 실험을 통해 제시한 Modified Compression Field Theory (MCFT) 이론을 고려하였다. 또한 콘크리트의 압축연화에 대해서는 Vecchio의 1992-A 모델을 선정하였다. 이 모델은 Vecchio와 다른 연구자들로부터 수행된 광범위한 패널 테스트의 결과를 기반으로 개발된 것이다. 이 모델을 사용함으로써 주인장 변형률이 현저할 시에 발생하는 연화 효과를 과대평가하는 것을 방지할 수 있다. 콘크리트의 인장 거동을 모델링하기 위해 최종적으로 측정된 응력-균열 폭의 관계인 이중선형곡선이 사용되었다. (Fig. 2-6 참조)

철근의 경우 경화 효과가 있는 탄소성 거동이 고려되었고, 트러스 요소가 콘크리트와 절점을 공유하는 형태로 모델링을 하였다. 즉 본 연구에서, smeared reinforcement는 고려되지 않았으나 bar elements for the rebar는 개별적으로 고려되었다.

콘크리트 레이어 사이의 접합면을 모델링하기 위해서 접촉 요소가 사용되었다. 접촉 요소는 무차원이며 동일한 위치에 2개의 절점이 필요하다. 접선 방향의 거동일 경우 전단 슬립과 같은 Mode II 파괴거동이 입력 변수로 사용되었다. 본 연구에서는 Mode I 파괴 시험에서 적층 소요시간에 따른 파괴에너지가 감소됨을 확인하였으므로 파괴에너지 측정시험에서 얻은 Mode I 파괴에너지(보통 응력-균열 폭)의 감소를 기반으로 Mode II 파괴에너지의 감소를 예측하였다. MCFT 이론에 근거한 콘크리트의 재료모델은 Wong et al. (2013)에 상세하게 명시되어 있다.

콘크리트와 철근 요소의 치수는 10mm 로 선정하였다. Bazant (1986)에 의하면, 응집성 균열의 모델링을 위해 최대 골재 치수보다 2~3배 정도가 더 큰 요소를 권장한다. 현 연구에서, 최대 골재 치수는 20mm 이므로, Bazant (1986)에서 권장하는 바에 따라 50mm가 적절한 요소의 치수가 될 수 있다. 그러나

50mm의 요소 치수가 사용된 경우, 요소수의 감소와 함께 균열 형성과 이에 따른 보의 소성 거동을 정확하게 예측할 수 없으므로 중횡비가 약 1.0인 평면 응력 요소를 사용하여 10mm의 요소 치수가 모델에 사용되었다. 또한 효율적인 해석 시간을 위하여 대칭모델이 사용되었다.

하중은 1.0kN 단위로 증가하는 단조하중으로 절점에 적용되도록 고려가 되었다. 수렴의 기준은 변위 기반(Displacement based analysis)의 가중평균방법(weighted average method)가 사용되었다. 수렴 한계치는 1.00001로 설정하였다.

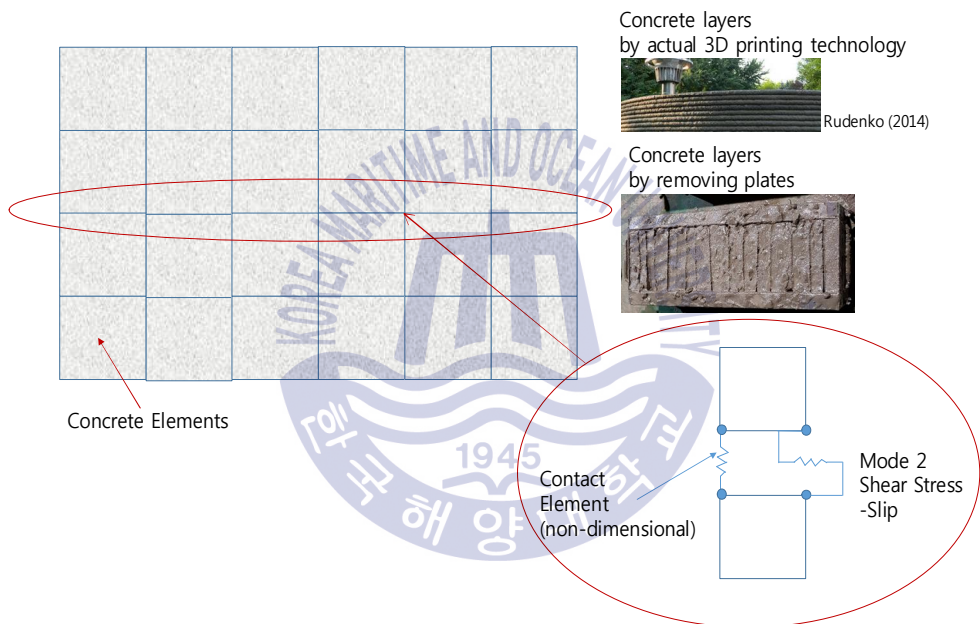


Fig. 3-1 Modeling of interface between two concrete layers

3.2 접합면의 요소에 대한 전단 응력-슬립 관계

초결 이전 형성된 두 개의 콘크리트 레이어 사이의 경계면에 대해 앞에서 설명한 것과 같이 접촉 요소가 사용되었고 두 접합면 사이에 전단 응력-슬립 관계(Fig. 3-2)가 Vector 2 프로그램에 접합면 입력값으로 사용되었다. 첫째로, 접촉 물성치의 저감이 없었던 경우, 위의 연구에서 추정되었던 일반적인 전단 응력-슬립 곡선이 사용되었다. Fig. 3-2에서 보이는 P.1의 최대 전단응력은 아래에 제시된 것처럼 CEB-FIP Model code (2010)의 방정식으로부터 추정되었다. 첫 번째 항은 점착력과 관련이 있고 두 번째 항은 마찰 거동과 관련이 있으며 마지막 항은 다웰 작용과 연관이 있다.

$$\tau_u = \tau_c + \mu(\rho \cdot k \cdot f_y + \sigma_n) + \alpha \cdot \rho \cdot \sqrt{f_y \cdot f_{cc}} \quad (3)$$

τ_u : 콘크리트 레이어 사이의 극한 전단강도

μ : 마찰 계수

f_y : 철근의 항복강도

ρ : 철근비

k : 상호작용 계수(Interaction factor)

α : 상호작용 계수(Interaction factor)

f_{cc} : 1축 응력 하에서의 콘크리트 압축강도

전단 응력은 접합면의 인장 응력에 가해지는 압축 응력 뿐만 아니라 다웰 작용으로부터의 마찰 효과를 추가하여 계산된다. 그러나 현재의 연구에서는 스티럽이 없는 보와 계면에서 작용하는 응력에 대한 해석이 수행되므로 마찰 효과는 무시한다. 따라서 위의 식에서 부착 응력만이 고려되었으며 부착 응력은 최대 전단응력이다. 보통 콘크리트의 최대 전단응력(Fig. 3-2의 P.1)은 CEB-FIP (2010)에서의 거친 계면 조건에서 2.0MPa로 평가된다. 3D 프린팅 기술에 의해 형성된 접합면은 콘크리트의 초결 시간 이전에 접합면이 이미 형성되기 때문에

샌드 블라스팅(Sand blasting)의 조건보다 더 좋거나 유사한 조건으로 여겨질 수 있다. 따라서 본 연구에서 최대 전단응력을 2.0 MPa로 가정하였다.

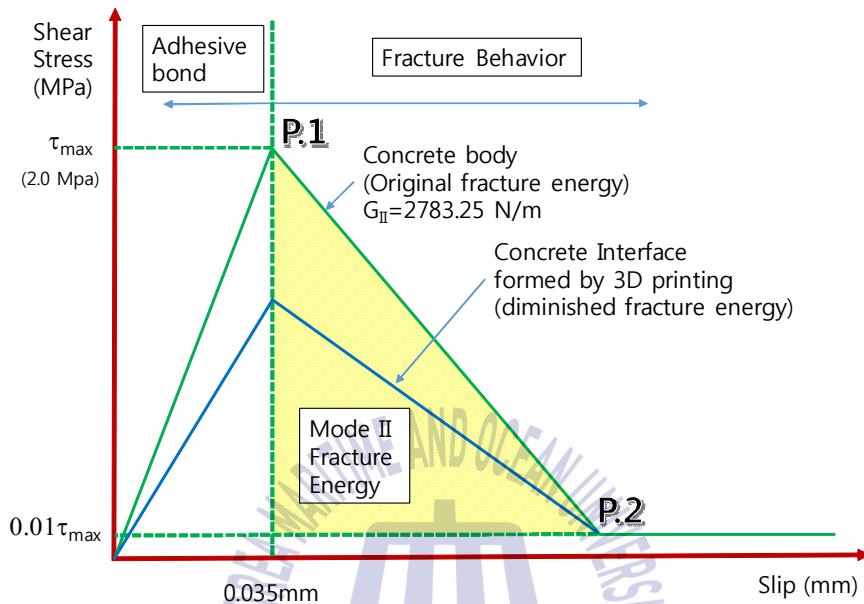


Fig. 3-2 Shear stress-slip curve for contact elements in Vector 2

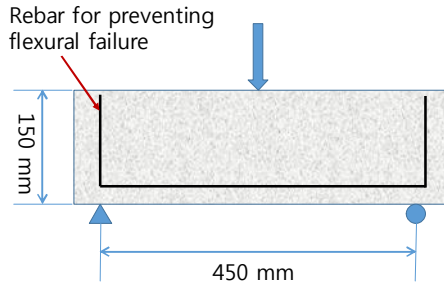
P.1에서의 최대 전단응력에서의 슬립(Fig. 3-2 참조)은 Casal (2011)에서 추정되었다. Casal (2011)에서는 0.02에서 0.05mm 사이의 슬립 값에서 접착력의 최대값이 얻어지므로, 본 연구에서는 0.035mm를 최대 전단 응력에서의 슬립 값으로 가정하였다. Xu and Reinhardt (2005)에 따라, 최대 응력 후의 Mode II 파괴에너지가 추정되었다. Mode II의 파괴에너지는 Fig. 3-2에 나타난 곡선 아래의 음영 영역이며, 따라서 Mode II의 파괴에너지를 추정한 이후에 P.2(x축 slip)를 결정할 수 있다. 콘크리트 몸체의 건전한 콘크리트 접합면에서의 Mode II 파괴에너지는 Xu and Reinhardt (2005)에서 2783N/m로 가정되었다. 이러한 조건을 접합면 형성 소요시간이 0분인 시편에 고려하였다. 이후 적층 소요시간과 같은 환경의 조건으로 인한 Mode II 파괴에너지의 감소되는 비율은 Mode I의 파괴에너지 측정시험으로부터 얻어지는 결과에 기초하여 예측하였다. 예를 들

어, Mode I의 파괴에너지가 원래의 콘크리트와 비교한 적층 소요시간과 같은 환경적 영향으로 인하여 기존 파괴에너지의 70%로 감소한 경우, Mode II의 파괴에너지도 기존 파괴에너지의 70%로 감소할 것이라고 가정하였다.

P.2에서의 응력에 대하여, 접합면의 완전한 파괴 이후에도 잔류하는 전단응력 (Residual shear stress)이 최대 전단응력 대비 1% 존재한다고 가정하여 수렴성을 개선하고 안정된 해석을 수행하였다.



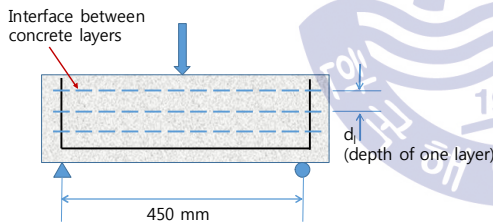
3.3 전단강도 모델 검증



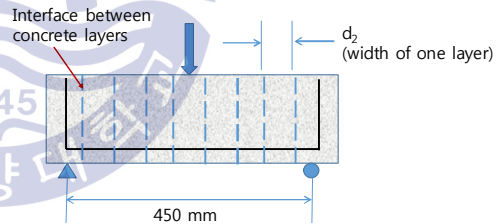
(a) Ordinary RC beam



(b) Molds and removing plates before removing



(c) RC beam w/ interfaces
(Horizontal Type)



(d) RC beam w/ interfaces
(Vertical Type)

Fig. 3-3 Two types of specimen for model verification

다수의 접합면에 의한 RC 보의 전단 강도 저감을 예측하기 위하여 개발된 모델의 검증을 수행하였다. 모델 검증을 위하여 Fig. 3-3과 같이 시편을 제작하였다. 시편의 크기는 $550 \times 150 \times 150$ mm이고 휨파괴를 방지하기 위해 철근(2-D10)으로 보강하였다. 여러 개의 박판을 사용하여 다수의 접합면이 있는 RC 보를 제작하고 일반 RC보도 함께 제작하여 전단강도의 차이를 검토하였다. 먼

저 Fig. 3-3(b)와 같이 간접적인 방법으로 접합면을 형성하기 위하여 수평방향 및 가로방향 박판을 설치한 상태에서 콘크리트를 타설한 후 60분 후에 박판을 제거하여 새로운 레이어와 이전 레이어 사이의 접합면을 생성하였다. 수평 접합면 유형의 간격(d_1)은 30mm로 선정하였고, 수직 접합면 유형의 간격(d_2)은 35mm 이다. 초결 시간이 100분이므로 박판을 제거한 시간(접합면 형성 소요시간)은 초결의 60%에 해당된다.

이렇게 만들어진 시편의 전단강도 실험 결과를 Fig. 3-4에 나타내었다. 본 연구의 표준 RC 보(N 계열)의 최대 하중은 78.9kN(전단강도:39.5kN)으로 측정되었고, 적층된 RC 보는 예상했던 것과 같이 표준 RC 보(N 계열)에 비해 낮은 하중을 보였다.

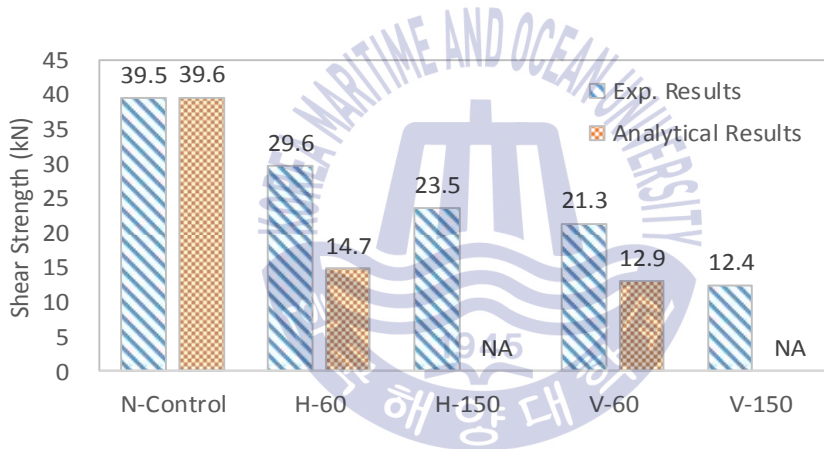


Fig. 3-4 Obtained results of shear strength

적층 소요시간이 60분 및 150분인 수평으로 적층된 계열은 각각 59.2kN 및 46.9kN의 최대 하중을 보였으며 N-Control 시편에 비해 각각 25.0%와 40.6%씩 감소하는 경향을 보였다. 마찬가지로, 수직으로 적층된 계열은 각각 42.6kN 및 24.7kN의 최대 하중을 보였고 N-Control 시편에 비해 각각 46.0%와 68.7%씩 감소하는 경향을 보였다. 수평접합면의 면적과 수직접합면의 면적이 동일하다는 조건에서 전단강도의 감소는 접합면 형성 방향에 따라 영향을 받는 것으로 확인된다. 또한 수직 접합면이 동일한 접합면 면적 조건에서 더 많은 전단강도

감소량을 보이는데 이는 수평 접합면은 수직 접합면보다 계면에서의 중첩하중 (각 층의 자체 중량)이 효과적으로 적용되었기 때문으로 유추해 볼 수 있다. 자중으로 인한 접합면 파괴에너지 및 관련 물성치의 개선효과는 2.5장에서 확인한 바 있다. 따라서 수평으로 적층된 시편이 수직으로 적층된 계열보다 전단강도가 높게 나타난 것으로 사료된다. 이러한 실험결과를 검토하고 개발된 전단강도 감소 예측모델을 실험조건과 동일하게 고려하여 모델 검증은 수행하였다.

앞서 설명한 바와 같이, 레이어 접합면의 물성치는 Vector 2 프로그램을 이용한 Mode II의 파괴 거동으로써 설계되었다. Fig. 3-4에 도시된 바와 같이, 파괴에너지의 감소되었을 때 전단강도의 감소가 예측되었는데, 측정된 파괴에너지가 Mode I이므로 Mode II에서의 파괴에너지의 감소율은 Mode I에서의 파괴에너지의 감소율과 동일하다고 가정하였다. 정상적인 접합경계 조건(100%)의 Bond slip 거동 곡선에서 나온 파괴에너지로부터, 실험적 파괴에너지를 사용하여 접합면에서의 파괴에너지 감소율이 추정되었다. 예를 들어, Fig. 3-4에서 보듯이 접합면의 측정된 파괴에너지는 보통 콘크리트의 72.6%에 이르기 때문에 적층된 접합면에서 72.6%가 고려되었다. 그 결과를 Fig. 3-4에 나타내었고, H-150 및 V-150은 적층 소요시간이 150분인 시편의 파괴에너지가 측정되지 않았기 때문에 검증에서 고려되지 않았다.

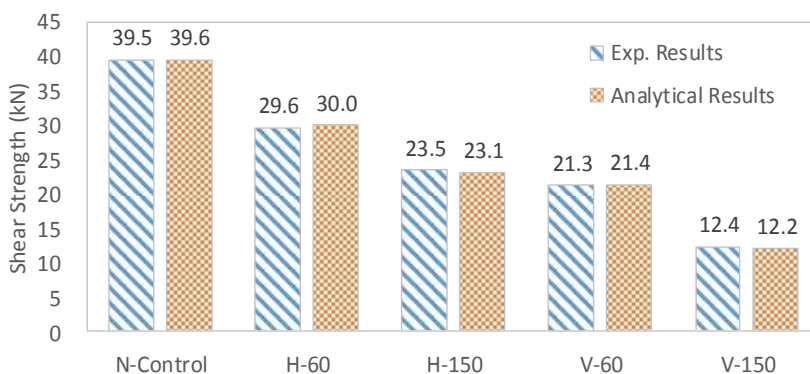


Fig. 3-5 Obtained results of shear strength

접합면이 없는 일반 RC 보의 경우 실험 결과와 해석 결과가 매우 유사하게 예측됨(0.25%)을 확인할 수 있으나 H-60 및 V-60와 같은 레이어를 이루는 콘크리트 보의 경우, 접합면에 의한 전단강도의 감소치를 정확하게 추정할 수 없었다. 주로 해석결과가 실제 전단강도 감소분을 크게 예측하는 것으로 확인된다.

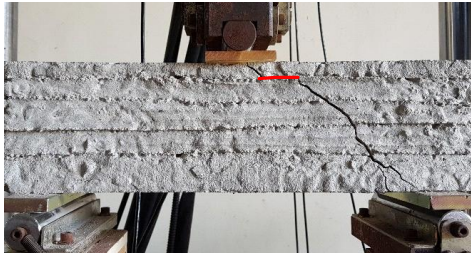
이러한 차이는 Mode I과 Mode II 파괴에너지의 저감이 하중경로 즉 생성되는 주요응력의 방향에 따라 서로 다른 거동을 보일 것이므로 이러한 결과가 나온 것으로 추정된다. Mode I에서의 콘크리트 파괴에너지는 72.6%까지 감소되었으나, Mode II 파괴에너지는 Mode I에서의 저감을 만큼 저감되지 않을 수도 있다.

개발된 모델은 접합면의 파괴에 대해 주로 Mode II 파괴를 사용하도록 개발되었으므로 몇 가지의 역해석(Reverse analysis)을 수행하여 Mode II 파괴에너지의 감소율을 실험결과를 토대로 예측하였다. 접합면에서 Mode II 파괴에너지의 수준을 조정하여 계산된 전단강도를 실험 데이터와 직접 비교하여 무시할만한 수준의 작은 오차(0.1%)를 보인 경우를 선정하였다. H-60, H-150, V-60 및 V-150에 대한 Mode II 파괴에너지의 선정된 수준은 각각 본래의 Mode II 파괴에너지의 75%, 40%, 50% 및 26% 이며, 얻어진 결과는 Fig. 3-5에 나타내었다. 따라서 본 연구결과에 의하면 수평으로 적층될 경우 Mode I 파괴에너지가 72.6% 감소되었을 때 Mode II 파괴에너지는 75% 감소됨을 역해석을 통해 확인하였으므로 실험을 통한 Mode I의 감소비율을 Mode II에 그대로 적용할 수 있을 것으로 판단된다. 이와는 다르게 수직으로 적층될 경우에는 Mode I 파괴에너지가 72.6% 감소되었을 때 50% 감소됨을 역해석을 통해 확인하였으므로 실험을 통한 Mode I의 감소비율에 68.9%의 비율로 Mode II 파괴에너지의 감소를 유추해 볼 수 있다. 그러나 이러한 결과는 모두 60분 미만의 경우, 즉 초결시간의 60% 이내에 해당될 경우에 활용될 수 있을 것으로 예상되며 이후 시간과의 상관관계에 대해서는 추가적인 연구가 필요하다. 또한 Mode II 파괴에너지 시험을 통한 본 연구결과와 최종적인 검토도 필요하다.

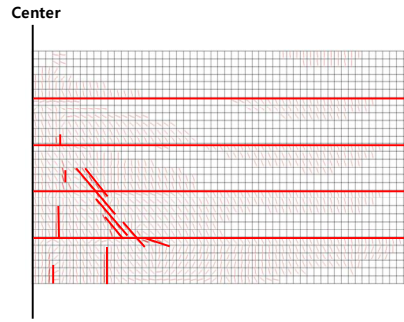
시험에 사용된 시편의 파괴모드를 분석해 보면 a/d가 1.8이며 전단파괴를 유

도하기 위해 철근(2-D10)이 사용되었기 때문에, 모든 보에서의 전단 파괴 Mode가 의도된 대로 얻어졌다. 실험과 해석의 균열 패턴을 비교하여 Fig. 3-6에 나타내었다. 감소된 파괴에너지를 갖는 접합면이 균열 패턴에 영향을 미치고 있고, 레이어가 있는 RC 보의 경우 균열이 경계면에 형성된다는 것을 알 수 있다. Fig. 3-6에서, 접합면에 형성된 균열은 적색 선으로 표시하였다. 그러나 적층된 콘크리트 보에서 관찰된 전반적인 균열의 형태는 일반 RC 보의 형태와 여전히 유사함을 알 수 있다. 이는 가장 약한 부분이 접합면에 위치해 있더라도, 주요 균열은 접합면이 아닌 접합면 사이의 중간 부분에 형성될 수 있음을 나타낸다.

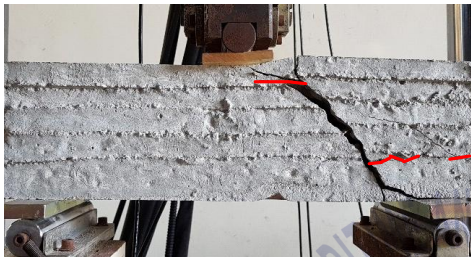




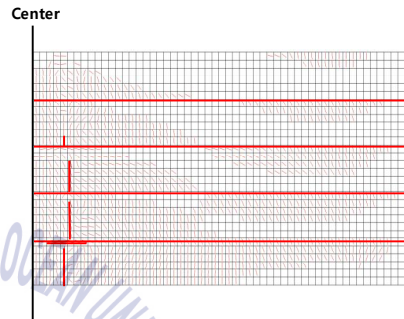
(a) H-60 (experiment)



(b) H-60 (analysis, scale 20)



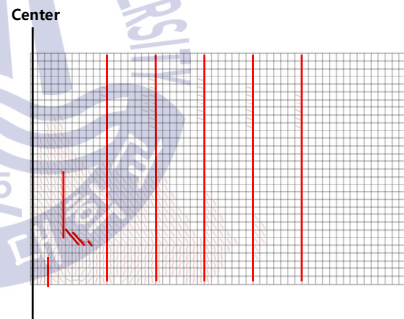
(c) H-150 (experiment)



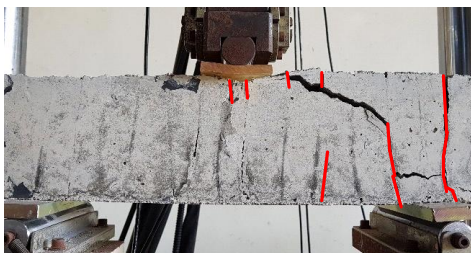
(d) H-150 (analysis, scale 20)



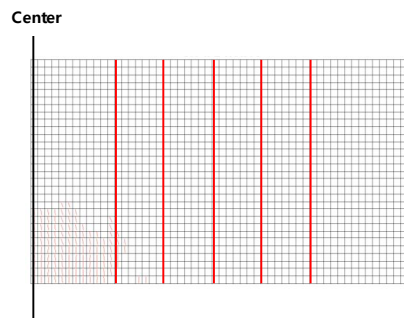
(e) V-60 (experiment)



(f) V-60 (analysis, scale 20)



(g) V-150 (experiment)



(h) V-150 (analysis, scale 20)

Fig. 3-6 Cracked patterns from experiments and analysis

3.4 전단강도 저감에 따른 결과 및 분석

일반적인 RC 보가 3D 프린팅 기술에 의해 다수의 접합면을 가지는 형태로 구성되었다고 가정하고 이러한 경우 전단강도의 감소비율을 평가하기 위해 일반적인 RC 보 전단강도 시험 연구 결과(Yuliang et al. (1994), Yang et al. (2007) 및 Boyan et al. (2010))를 분석하고 동일한 조건으로 모델링 하였다. 본 연구의 범위가 전단철근이 없는 접합면을 가진 RC 보의 전단강도 예측과 관련이 있으므로 인장 철근에 의해 다월 작용을 받는 콘크리트의 순수 전단 강도를 확인하기 위해 짧은 보, 즉 스테럽이 없는 a/d 가 1.0에서 2.0 사이의 보를 검토 범위로 한정하였다. 따라서, 스테럽을 통한 전단강도에 대한 추가적인 영향은 본 연구에서 고려되지 않았으며, 얻어진 전단강도는 스테럽 없이 작은 골재 맞물림 효과를 갖는 콘크리트의 전단 강도와 스테럽이 없는 다월 거동의 값으로만 계산되어졌다. 마지막으로, 접합면 유무에 따른 RC 보의 전단강도를 예측하고 실험 결과와 비교하였다.

다중 접합면이 없는 일반 RC 보의 경우 실험과 해석의 평균적인 차이는 8.67%로서 개발된 모델은 RC 보의 전단 능력을 매우 잘 예측하였다. 모델 검증 후의 선정된 보는 3D 프린팅 기술로 축조되었고 다중 접합면이 형성된다고 가정하였다. 주요 설계 인자와 이에 따른 전단강도의 예측값은 Table 3-2에 요약하여 나타내었다. 앞에서 측정된 Mode II의 파괴에너지 감소 수준(75%, 45%, 50%, 26%)을 수평 및 수직 접합면에 60분 및 150분의 적층 소요시간을 고려하여 보에 적용하여 보았다. 60분 및 150분의 적층 소요시간을 갖는 수평 접합면(H 유형)의 경우 평균 전단강도의 감소량이 각각 33% 및 48%로 예측되었다. 마찬가지로 60분 및 150분의 적층 소요시간을 적용한 수직 접합면(V 유형)의 경우 평균 전단강도의 감소량은 각각 65% 및 80%로 예측되었다.

Table 3-2. Obtained results for predicting shear strength of normal and layered RC beams

Authors	Test Specimen	a/d	fc' (MPa)	GF (N/m)	ft (MPa)	Rebar in Tension Zone	Comp. Rebar	Elapsed Time (Min)	Exp. Vu (kN)	Predicted Vu (kN)	Differences (%)
Yuliang et al. (1994)	Ordinary RC beam	1	46.9	150	3.9	2@D19	NA	NA	156	140	10.3
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1	46.9	150	3.9	2@D19	NA	60	NA	83	NA
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1	46.9	150	3.9	2@D19	NA	150	NA	64	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1	46.9	150	3.9	2@D19	NA	60	NA	35	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1	46.9	150	3.9	2@D19	NA	150	NA	17	NA

(a) By Yuliang et al. (1994)

Yang et al. (2007)	Ordinary RC beam	1.17	32.1	142	3	3@D19	3@D19	NA	440	410.5	6.7
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1.17	32.1	142	3	3@D19	3@D19	60	NA	326	NA
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1.17	32.1	142	3	3@D19	3@D19	150	NA	229	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1.17	32.1	142	3	3@D19	3@D19	60	NA	101	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1.17	32.1	142	3	3@D19	3@D19	150	NA	52	NA

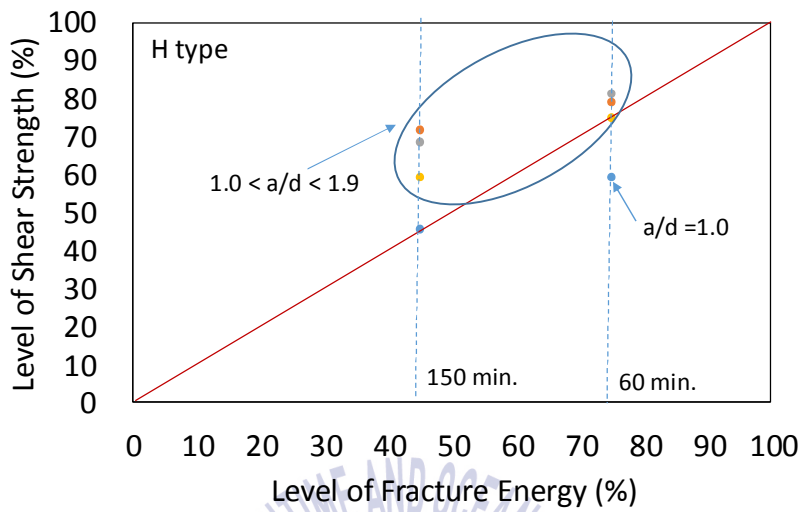
(b) By Yang et al. (2007)

Boyan et al. (2010)	Ordinary RC beam	1.55	34.2	143	3.1	6@D25	6@D25	NA	710	646	9
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1.55	34.2	143	3.1	6@D25	6@D25	60	NA	527	NA
	RC beam w/interfaces (Horizontal)	1.55	34.2	143	3.1	6@D25	6@D25	150	NA	443	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1.55	34.2	143	3.1	6@D25	6@D25	60	NA	423	NA
	RC beam w/interfaces (Vertical)	1.55	34.2	143	3.1	6@D25	6@D25	150	NA	255	NA

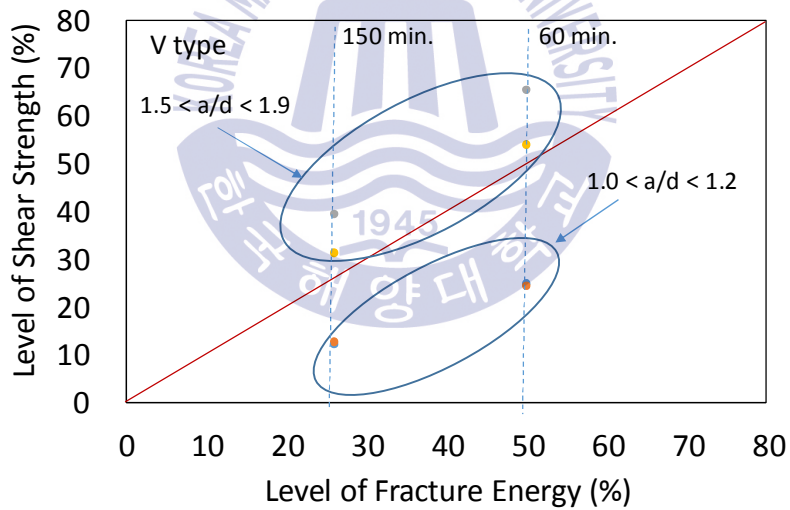
(c) By Boyan et al. (2010)

결과를 분석해 보았을 때, 감소된 파괴에너지는 Table 3-2(a), 2(b), 2(c)에서 보는 바와 같이 다중 접합면을 갖는 RC 보의 전단 강도에 영향을 미치는 것으로 나타났다. 다중 접합면을 갖는 RC 보의 파괴에너지와 전단강도 사이의 관계를 정규화 하여 분석하기 위해 파괴에너지를 실제의 파괴에너지로 나눈 값(%)으로 파괴에너지 감소비율(Level of fracture energy)을 정의하였고 마찬가지로 전단강도 감소비율(%)은 접합면이 존재하는 RC 보의 전단강도를 일반 RC 보의 전단강도로 나누어 준 값으로 정의하였다. 파괴에너지 감소비율과 전단강도의 감소비율에 대한 관계를 Fig. 3-7에 나타내었다.

수평 접합면 유형(Horizontal type)의 경우, 전단 강도의 감소량은 한 경우 (Yuliang et al. (1994)에서 적층 소요시간을 60분으로 설정한 시편)를 제외하고 파괴에너지의 감소량보다 작았다. 따라서 적층 소요시간이 60분 미만인 수평 접합면 유형의 경우 전단강도의 감소량이 파괴에너지의 감소량과 동등하다고 보수적으로 결론지을 수 있었다. 역 분석은 적층 소요시간 60분 이내에 75% 수준의 파괴에너지가 접합면에 남아있음을 보여주었다. 따라서 일반 RC 보와 비교하였을 때 수평 접합면이 있는 RC 보는 75%의 전단내력을 가지고 있을 것으로 예측된다. 그러나 수직 접합면 유형의 경우 Fig. 3-7(b)와 같이 전단강도의 감소량이 a/d 에 따라 파괴에너지의 감소량보다 작거나 컸으며, 짧은 보 ($1.0 < a/d < 1.2$)의 경우 $1.5 < a/d < 1.9$ 의 범위에 있는 RC 보에 비해 전단강도의 감소율이 상대적으로 더 컸다. 따라서 a/d 가 1.2보다 작은 짧은 보는 3D 프린팅 적층기술로 제작되었을 경우 접합면의 물성치가 크게 저감될 것으로 예상된다. 그러나 1.5보다 큰 a/d 의 범위를 갖는 보의 파괴에너지의 감소량에 비해 전단강도의 감소량이 적었다.



(a) horizontal type



(b) Vertical type

Fig. 3-7 Level of fracture energy vs Level of shear strength

3.5 접합면을 갖는 RC 보에 대한 전단 감소 계수의 제안

Fig. 3-7에 나타난 데이터의 분석을 통해 3D 프린팅 기술로 형성된 다중 접합면을 갖는 RC 보에 대한 전단 감소 계수를 다음과 같이 제안하였다(Table 3-3). 수평 및 수직 유형과 같은 접합면 유형 및 초결 시간 대비 60% 및 150%와 같은 적층 소요시간에 따른 감소 비율이 계산되었으며 본 연구에서 사용된 보의 전체 부피 대비 접합면 면적이 유사한 경우에 인장철근의 존재로 인해 다월 작용을 하는 짧은 RC 보($1.0 < a/d < 2.0$)의 전단 강도를 추정하기 위하여 위와 같은 전단강도 감소율을 사용할 수 있다. 콘크리트의 최종 경화 시간(220분) 전에 접합면이 형성되어야 하며, 제안된 전단 감소 계수는 습도, 온도 및 시멘트의 특성과 같은 많은 환경 조건에 따라 달라질 것이므로 다양한 인자에 대한 상호 영향을 확인하기 위해서는 추가적인 실험적 연구가 필요할 것으로 판단된다.

$$V_{c,layered} = \alpha V_c \quad (4)$$

V_c : 스테럽이 없는 RC 보의 전단강도

α : 전단 감소 계수 (Table 3-5 참조)

$V_{c,layered}$: 접합면이 있는 RC 보의 전단강도

Table 3-3. Proposed shear reduction factors for RC beam without stirrups

Interface Type	Normalized elapsed Time (%)	Range of a/d	Shear Reduction Factor (a)
Horizontal	60	$1.2 < a/d < 1.9$	0.75
	150	$1.0 < a/d < 1.9$	0.45
Vertical	60	$1.5 < a/d < 1.9$	0.5
	150	$1.5 < a/d < 1.9$	0.26
	60	$1.0 < a/d < 1.2$	0.25
	150	$1.0 < a/d < 1.2$	0.12

*Normalized elapsed time: Elapsed time divided by initial setting time (100 min) of the concrete.



제 4 장 결론 및 향후 과제

본 연구에서는 초결 이전 생성되는 콘크리트 접합면의 성능평가를 위하여 저속 CMOD control closed loop 실험을 수행하였으며 쪼갬인장강도와 내부 파괴에너지(G_F 및 G_F)의 변화를 평가하였다. 또한 저감된 콘크리트 레이어 접합면의 강성을 향상시키기 위한 브릿징(Bridging) 재료의 효과를 검토하였다. 콘크리트의 파괴에너지 측정시험 및 개발된 전단강도 모델로부터 3D 프린팅 기술로 축조된 RC 보의 전단성능감소를 예측하고 본 연구의 최종 결론을 다음과 같이 요약하였다.

1. 상재하중에 따른 쪼갬인장강도 결과를 분석한 결과 상재하중이 접합면에 가해지더라도 부착성능의 증대와 뚜렷한 경향성을 확인할 수 없었다.
2. 박판제거시간이 증가함에 따라 쪼갬인장강도는 다소(최대54%) 감소한 것으로 확인된다. 따라서 레이어 적층시간이 길어질수록 부착성능이 저하됨을 알 수 있으며, 이러한 인장 성능의 감소는 콘크리트 구조물의 초기 균열 발생시점에 영향을 줄 것으로 보인다.
3. 파괴에너지의 크기를 구성하는 최대 균열 폭(w_c)과 쪼리상수(A)값에서, 레이어의 적층 소요 시간이 0분에서 60분으로 증가하였을 때, 최대 균열 폭(w_c)이 최대 40 %까지 감소하고, 쪼리상수(A)는 최대 80 %까지 감소하였다.
4. 쪼갬인장강도는 측면에서는 상재하중에 대해서는 경향성이 없었으나 파괴에너지 측면에서는 상재하중이 가해짐에 따라 최대 균열 폭(w_c)은 최대 88 %, 쪼리상수(A)는 최대 57 %까지 크기가 증가하는 것으로 확인되었다.
5. 자중효과에 의한 평균 진파괴에너지 G_F 와 크기효과 파괴에너지 G_F 는 각각 135.65 N/m 및 40 N/m이며 자중을 고려하지 않은 시편은 88.73 N/m 및 18.0 N/m로서 파괴에너지의 경우 상재하중에 영향을 받음을 보였다.

6. 새로운 레이어를 만나는데 소요된 시간이 60분인 시편에서는 30분 이하 시편에 비하여 하부 레이어에서 경화가 진행되어 상부 레이어와의 일체성이 급격하게 저감(최대 73 %의 파괴에너지 감소)되는 것으로 나타났다. 이러한 결과로 볼때에 초결(100분)시간 대비 2/3의 시간이 경과한 이후에는 경화에 의한 파괴에너지의 감소가 현저하다는 결론을 얻었다.
7. C-0 시편의 파괴에너지 값을 표준 비교인자(100%)로 가정하였을 때, 강섬유(S), 골재(A) 및 경화 지연제(R)를 사용하였을 시에 파괴에너지의 값은 적층 소요시간이 30분일 때 각각 328%, 95% 및 45.2%, 60분일 때 각각 286.7%, 48.9% 및 34.4%의 수준으로 나타났다.
8. 따라서 강섬유 및 골재와 같은 브릿징 재료는 콘크리트 레이어 사이의 접합면에서 파괴에너지를 증가시킴으로써 전반적인 구조적 성능을 향상시켰다. 골재는 적층소요시간이 경과되었음에도 최종적으로 파괴에너지를 원래 수준으로 유지하는 것으로 나타났다. 그러나 경화 지연제는 적층 소요시간이 증가함에 따른 파괴에너지의 감소를 효과적으로 유지하지 못하였다.
9. MCFT 이론을 바탕으로 접합면을 접합요소(Contact element)에 파괴에너지를 입력값으로 고려하여 다중 접합면을 가지는 RC 보(3D 프린팅 기술로 축조된 RC구조물)의 전단 강도를 예측하는 모델을 개발하였다.
10. 모델 검증이 수행되었고, 전단 강도의 차이가 평균 0.1% 미만의 오차로서 일반 RC 보 모델에서는 매우 유사하였다. 기존 문헌(기존 실험결과)을 참고하여 해석결과를 비교하였을 경우에도 일반 RC보에서는 평균 9% 미만의 오차를 나타내어 만족스럽게 예측될 수 있는 것으로 나타났다.
11. 레이어가 수평으로 적층된 경우 Mode I의 감소비율만큼 Mode II의 감소가 예측되나 수직으로 적층된 경우 Mode I의 감소비율의 68.9% 비율로 Mode II가 감소되었다.

12. 파괴에너지 시험 결과로부터 전단철근 없이 다수의 접합면이 있는 RC 보의 전단강도 감소량이 측정되었다. 접합면 파괴에너지가 감소되어 일반 RC 보의 전반 거동에 영향을 미치는 것으로 나타났다. 최종적으로, 초결 시간의 60% 에서 수평 접합면에 대한 전단 강도의 평균 감소량은 33%로 측정되었고, 초결 시간의 60% 에서 수직 접합면에 대한 전단 강도의 감소량은 65%로 측정되었다.
13. 60분 및 150분의 적층 소요시간을 갖는 수평 접합면(H 유형)의 경우 평균 전단강도의 감소량이 각각 33% 및 48%로 예측되었다. 마찬가지로 60분 및 150분의 적층 소요시간을 적용한 수직 접합면(V 유형)의 경우 평균 전단강도의 감소량은 각각 65% 및 80%로 예측되었다
14. 보의 경간 대 깊이의 비율(a/d)과 초결시간에 대한 적층 소요시간 비율에 따른 전단 감소 계수를 제안하였으며 수직 접합면 유형(65% 및 80%)은 수평 접합면의 유형(33% 및 48%)보다 전단에 의한 감소량이 더 크게 나타났다.
15. 본 연구에서는, 적층식 콘크리트 구조물의 접합면에서 Mode II 파괴에너지의 감소량을 개발된 모델을 이용한 역분석을 통하여 추정하였다. 향후 연구에서는 접합면의 Mode II 파괴에너지를 직접 측정하여 이를 개발된 모델에 적용시킴으로써 개선된 전단감소계수 제시가 가능 할 것으로 예상된다.
16. 본 연구에서 적층 소요시간 및 자중의 여부에 대해 3D 프린팅 기술로 축조된 콘크리트 레이어의 물성치를 평가하였으나, 콘크리트 레이어 자체의 공극에 대한 체적 변수와 콘크리트 상·하부가 완전히 맞는 시간에 대한 변수까지도 추후 연구에 고려되어야 할 것으로 사료된다.

참고 문헌

ACI Committee 446, 2009. *Fracture Toughness Testing of Concrete*, American Concrete Institute (in progress).

ASTM C496/C496M, 2005. *Standard test method for splitting tensile strength of cylindrical concrete specimens*, Annual Book of ASTM Standards. 4(2).

Bazant, Z.P., 1986. *Mechanics of distributed cracking*. Appl. Mech. Rev, 39, pp.675-705.

Bazant, Z.P. & Planas, J., 1997. *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials*. CRC Press: Boca Raton.

Casal, B.B., 2011. *Connections between Concrete Layers with Different Ages*. Universidade Tecnica de Lisboa: Lisboa, Portugal, pp.1-10.

Cocoma, M., 2015. UC Berkeley Unveils First-of-Its-Kind, Architectural-Scale, 3D-printed Cement Structure [Online] (Updated 6 March 2015), Available at: <https://ced.berkeley.edu/events-media/news/uc-berkeley-unveils-first-of-its-kind-architectural-scale-3-d-printed-cemen> [Accessed 23 September 2017]

Dhakal, R.P. & Maekawa, K., 2002a, *Modeling for post-yield buckling of reinforcement*. Journal of Structural Engineering, ASCE, 128(9), pp.1139-1147.

Dhakal, R.P. & Maekawa, K., 2002b, *Reinforcement Stability and Fracture of Cover Concrete in Reinforced Concrete Members*. Journal of Structural Engineering, ASCE, 128(10), pp.1253-1262.

Dhakal, R.P. & Maekawa, K., 2002c, *Path-dependent Cyclic Stress-Strain Relationship of Reinforcing bar including buckling*. Engineering Structures, 24(11), pp.1383-1396.

Final Draft CEB-FIP Model Code 2010, 2010. Bulletin Information Committee Euro-International. Beton 203.

Elices, M., Guinea, G. & Planas, J., 1992. *Measurement of the fracture energy using 3-point bend tests. 1. Influence of experimental procedures.* Journal of Materials and Structures, 25(148), pp.212-218.

Elices, M., Guinea, G., Gomez, J. & Planas, J., 2002. *The cohesive zone model: Advantages, limitations and challenges.* Journal of Engineering Fracture Mechanics, 69(2), pp.137-163.

Gerstle, W., 2010. *Progress in developing a standard fracture toughness test for concrete.* In Structures Congress. ASCE: Orlando, FL, USA.

Guinea, G., Planas, J. & Elices, M., 1994. *A general bilinear fitting for the softening curve of concrete.* Journal of Materials and Structures, 2(2), 99-105.

He, X.G. & Kwan, A.K.H., 2001. *Modeling Dowel Action of Reinforcement Bars for Finite Element Analysis of Concrete Structures.* Computers and Structures, 79(6), pp.595-604.

Herbrand, M., Adam, V., Classen, M., Kueres, D. & Heggart, J., 2017. *Strengthening of Existing Bridge Structures for Shear and Bending with Carbon Textile-Reinforced Mortar.* Materials, 10(9), 1099.

Hillerborg, A., Modeer, M. & Petersson, P.E., 1976. *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements.* Journal of Cement and Concrete Research, 6(6), pp.773-781.

Kent, D.C. & Park, R., 1971. *Flexural Members with Confined Concrete.* ASCE Journal of the Structural Division, 97(ST7), Proc. Paper 8243, pp.1341-1360.

Khoshnevis, B., 2004. *Automated construction by contour crafting-related robotics and information technologies*. Automation in Construction 13.1, 5(19).

Kitsutaka, Y., Kurihara, N. & Nakamura, S., 1998. *Evaluation method of tension softening properties*. In Proceedings of the FRAMCOS 3 Preconference Workshop on Quantitative Evaluation Methods for Toughness and Softening Properties of Concrete, Gifu, Japan.

Kupfer, H., Hilsdorf, H.K. & Rusch, H., 1969. *Behavior of Concrete under Biaxial Stress*, ACI Journal, 87(2), pp.656-666.

Kwak, K. & Park, S., 2013. *Global 3D printer industry technology trend analysis*. Journal of the KSME, 53(10), pp.58-59.

Kwon, H., 2002. *Experimentation and Analysis of Contour Crafting (CC) Process Using Uncured Ceramic Materials*. Ph.D. Thesis, University of Southern California, Los Angeles, CA, USA.

Lee, J. & Lopez, M., 2014. *An experimental study on fracture energy of plain concrete*. International Journal of Concrete Structures and Materials, 8(2), pp. 129-139.

Maturana, P., Planas, J. & Elices, M., 1990. *Evolution of fracture behaviour of saturated concrete in the low temperature range*. Journal of Engineering Fracture Mechanics, 35(4-5), pp.827-834.

Mihaylov, B.I., Bentz, E.C. & Collins, M.P., 2010. *Behavior of large deep beams subjected to monotonic and reserved cyclic shear*. ACI Structural Journal, 107(6), pp. 726-734.

Petersson, P.E., 1981. *Crack Growth and Development of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials*. Rep. TVBM-1006, Division of Building Materials, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden.

Planas, J., Guinea, G.V. & Elices, M., 1999. *Size effect and inverse analysis in concrete fracture*. International Journal of Fracture, 95(1-4), pp. 367-378.

Rahimi, M., Arhami, M. & Khoshnevis, B., 2009. *Analyse the environmental impact of contour crafting technology as compared to that of concrete masonry units*. In *Crafting Technologies*, Coverstory, New York, NY, USA, pp. 30-32.

Reinhardt, H.W., Comelissen, H.A.W. & Hordijk, D.A., 1986. *Tensile tests and failure analysis of concrete*. ASCE Journal of Structural Engineering, 112(11), pp. 2462-2477.

RILEM Technical Committee 200-HTC., 2007. *Recommendation of RILEM TC 200-HTC: Mechanical concrete properties at high temperatures-modelling and applications*. Journal of Materials and Structures, 40(9), pp.855-864.

RILEM Draft Recommendation., 1990. *Determination of Fracture Parameter (K_{ic}^s and $CTOD_c$) of Plain concrete using three point bent tests*, Journal of Materials and Structures, 23, 457-460.

Rocco, C., Guinea, G.V., Planas, J. & Elices, M., 2001. *Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view*. Journal of Cement and Concrete Research, 31(1), pp.73-82.

Rudenko. A., 2014. *3D Concrete House Printer* [Online] (Updated 16 February 2015) Available at: <http://www.totalkustom.com/photo.html> (accessed 13 September, 2017).

Saunders, S., 2017. *3D Printed Concrete Bridge in the Netherlands Officially Open to Cyclists, Eindhoven University of Technology(TU/e)* [Online] (Updated 18 October 2017) Available at: <https://3dprint.com/191375/3d-printed-concrete-bridge-open> (Accessed 20 September 2017).

Seckin, M., 1981. *Hysteretic Behaviour of Cast-in-Place Exterior Beam-Column-Slab Subassemblies*. Ph.D. Thesis, Department of Civil Engineering, University of Toronto, pp.266

Shilang, X. & Reinhardt, H.W., 2005. *Shear fracture on the basis of fracture mechanics*. Otto-Graf Journal, 16, pp.21-78.

Vandewalle, L., 2000. RILEM TC 162-TDF: *Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: Bending test*. Materials and Structures, 33(225), pp.3-5.

Vecchio, F.J., 1992. *Finite Element Modeling of Concrete Expansion and Confinement*. ASCE Journal of Structural Engineering, 118(9), pp.2390-2406.

Vecchio, F.J. & Collins, M.P., 1993. *Compression Response of Cracked Reinforced Concrete*. ASCE Journal of Structural Engineering, 119(12), pp.3590-3610.

Vecchio, F.J., 2000. *Disturbed Stress Field Model for Reinforced Concrete: Formulation*. ASCE Journal of Structural Engineering, 126(9), pp.1070-1077.

Vecchio, F.J. & Collins, M.P., 1986. *The Modified Compression Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subject to Shear*. ACI Journal, 83(2), pp.219-231.

Walraven, J.C. & Reinhardt, H.W., 1981. *Theory and Experiments on the Mechanical Behaviour of Cracks in Plain and Reinforced Concrete Subjected to Shear Loading*. Concrete Mechanics, Part A, Heron, 26(4), pp.65.

Wong, P., Vecchio, F. & Trommels, H., 2013. *Vector2 & Formworks User's Manual*. Department of Civil Engineering, University of Toronto, Toronto, ON, Canada, pp.54-58, 162-173.

Xie, Y., Ahmad, S.H., Yu, T., Hino, S. & Chung, W., 1994. *Shear ductility of reinforced concrete beams of normal and high-strength concrete*. Structural Journal, 91(2), pp.140-149.

Yang, Z., 2007. *PAML 4: Phylogenetic analysis by maximum likelihood*. Molecular biology and evolution, 24(8), pp.1586-1591.



감사의 글

인격적으로 완전히 성숙해지지 않았던 저의 대학교 3학년 시절, 큰 뜻 없이 들어와 어느덧 4년 가까이 있던 이 콘크리트 구조 연구실을 떠날 때가 되었음이 놀랍습니다. 철없이 연구실에 들어와 공부하며 석사과정에 입학하고 석사 졸업논문을 이렇게 마무리 짓기까지, 수많은 결정에 많은 조언과 도움을 주시고 소중한 추억을 가지게 해주신 여러 분들께 진심으로 감사의 마음을 가지고 있습니다.

먼저, 미성숙한 대학생인 저를 진지하게 학문의 길로 이끌어주시고, 하나님의 뜻에 따라 진심어린 조언을 아끼지 않으시며 올바른 길로 인도해주셨던 존경하는 이재하 지도교수님께 감사드립니다. 저의 잘못된 행동들에 많이 힘드셨을 것을 생각하니 정말 죄송함이 많이 느껴집니다. 대학원 석사과정 졸업은 저의 18년 학생시절의 마침표이자 사회인으로서의 시작인만큼, 교수님의 두 번째 석사과정을 졸업하는 제자로서, 부끄러움이 없도록 나아가 열심히 제 인생을 개척하도록 하겠습니다.

또한 제 석사학위논문을 심사 및 많은 조언을 해주신 경갑수 교수님과 김태형 교수님께도 감사의 말씀을 드리며, 학부과정에서부터 저를 학문적으로 끝없이 발전하도록 노력해주신 김태곤 교수님, 김도삼 교수님과 이중우 교수님께도 감사의 인사를 드립니다.

연구실 생활동안 힘들 때마다 큰 도움이 되어주신 박진은 선배님, 황웅기 선배님, 이성진 선배님께 감사의 말씀을 전하고, 4년간 연구실의 모범이 되고 연구에 대한 멘토가 되어주셨으며 친구가 되어주기도 하신 경진형께 또한 감사의 말씀 올립니다. 그리고 콘크리트 구조 연구실을 지나치셨고 또한 현재 계시는 많은 분들, 성훈이형, 민성이형, 성엽이형, 준영이형, 지훈이, 현지, 준이에게도

많은 고마움을 느낍니다. 같이 대학원에 입학하였고 작고 많은 추억이 있었고 도움을 주었던 의석이, 해안공학연구실 지킴이 착한 주현이 에게도 밝은 미래를 응원하고, 연구실 생활에서 빠질 수 없는 고집왕 문고집 승효가 있어 저의 연구실 생활이 즐거웠습니다. 공학인증 직속 선배로서 타지에서 저를 신경써 주시던 고마운 창식이형, 그리고 6층 연구실에서의 크고 작은 동생들 성민, 승환, 명기, 준형, 승진 나머지 모든 이들에게도 응원의 말을 전합니다. 그리고 저의 학부시절 동기들과 즐거운 추억을 쌓아 대학교 시절을 잘 마무리할 수 있었습니다.

사랑하는 1대1 프렌드 동희, 태웅, 사랑하는 문성 패밀리 병호, 세현, 광희, 포부가 큰 사랑하는 창현, 기현 등의 친구들의 응원 덕에 제가 대학 생활을 잘 보내는데 도움을 많이 주었습니다.

마지막으로 철없는 장남을 끝까지 믿어주시고 좋은 환경에서 자라나고 생활하게 해주시며 끝없는 사랑으로 감싸주신 저의 아버지, 어머님께 저의 학생시절 마침표인 이 논문을 드리며, 감사하고 사랑합니다. 또한 타지에서 유학 중인 나의 사랑하는 첫째 동생 상훈이와 이제 고등학교에 입학하는 튼튼한 막내 상준이를 위해 기도합니다. 신생아지기 윤혁이형, 5년째 고맙고 사랑하는 다희, 별것도 아닌 저를 응원해줘서 고맙고 항상 응원하며 사랑할 것임을 약속드립니다.

2018년 02월
박 상 민 드림