



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](#)

2021년 8월
박사학위 논문

알칼리활성 슬래그 무시멘트
섬유복합체 개발 및 구조부재의
성능평가

조선대학교 대학원

건축공학과

임 현 진

알칼리활성 슬래그 무시멘트
섬유복합체 개발 및 구조부재의
성능평가

Development of Alkali Activated Slag Cementless
Fiber Composites and Performance Evaluation of
Structural Members

2021년 8월 27일

조선대학교 대학원

건축공학과

임 현 진

알칼리활성 슬래그 무시멘트
섬유복합체 개발 및 구조부재의
성능평가

지도교수 조 창 근

이 논문을 공학 박사학위신청 논문으로 제출함

2021년 4월

조선대학교 대학원

건축공학과

임 현 진

임현진의 박사학위논문을 인준함

위원장 한국교통대학교 교수 서수연 (인)
위원 한양대학교 교수 안기용 (인)
위원 조선대학교 교수 최재혁 (인)
위원 조선대학교 교수 김형기 (인)
위원 조선대학교 교수 조창근 (인)

2021년 6월

조선대학교 대학원

<목 차>

제1장 서론	1
제1절 연구 배경 및 목적	1
제2절 연구 동향 및 문헌조사	2
1. 기존 연구 동향	2
2. 고성능 섬유보강 복합재료	7
3. 알칼리활성 콘크리트	11
제3절 연구내용 및 방법	24
제2장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 배합 및 역학특성	26
제1절 배합개요	26
1. 개요	26
2. 사용재료	27
3. 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 배합	30
제2절 역학실험 개요 및 방법	33
1. 실험개요	33
2. 압축강도 시험	33
3. 1축 인장강도 실험	34
4. 휨 실험	35
5. 1면 전단강도 실험	36
6. 2축 전단강도 실험	37
제3절 역학실험 결과	38
1. 압축강도 시험 결과	38
2. 1축 인장강도 실험 결과	39

3. 힘 실험 결과	46
4. 1면 전단강도 실험 결과	55
5. 2축 전단강도 실험 결과	58
제4절 소결	63
1. 배합	63
2. 압축강도	63
3. 1축 인장강도	63
4. 힘강도	63
5. 1면 전단강도	63
6. 2축 전단강도	64
제3장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 2축 전단 비선형 모델	65
제1절 개요	65
제2절 2축 전단 비선형 모델	66
제3절 소결	83
제4장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 활용 보 실험 및 비선형해석	84
제1절 보 실험	84
1. 실험 계획	84
2. 실험 결과	88
제2절 보의 설계강도 산정	96
1. 힘강도 산정	96
2. 전단강도 산정	100
3. 설계강도 산정 결과	108

제3절 비선형 증상화 힘 해석 모델	109
1. 비선형 증상화 힘 해석모델	109
2. 해석 결과	115
제4절 비선형 유한요소해석	120
1. 해석 절차	120
2. 해석 결과	125
제5절 소결	135
1. 보 실험 결과	135
2. 보의 설계강도 산정	135
3. 비선형 증상화 힘 해석	135
4. 비선형 유한요소해석	136
제5장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 활용 전 단벽 실험 및 비선형해석	137
제1절 전단벽 실험	137
1. 실험 계획	137
2. 실험 결과	141
제2절 전단벽의 설계강도 산정	145
1. 전단벽의 전단강도 산정	145
2. 설계강도 산정 결과	148
제3절 비선형 유한요소해석	149
1. 개요	149
2. 해석 결과	151
제4절 소결	160
1. 전단벽 실험	160
2. 전단벽의 설계강도 산정	160

3. 비선형 유한요소해석	160
제6장 결론 및 향후계획	162
제1절 결론	162
제2절 향후 계획	165
참고문헌	166
<부록>	174

<표 목차>

[표 1.1] 고로슬래그 미분말의 품질	14
[표 1.2] 알칼리활성화제의 분류(Alkali-Activator Classification)	20
[표 1.3] 알칼리활성 슬래그 모르타르 CO ₂ 배출량(1m ³)	22
[표 1.4] 일반콘크리트 CO ₂ 배출량(1m ³)	22
[표 1.5] 연구내용 및 방법	23
[표 2.1] 고로슬래그 미분말의 화학적 조성	27
[표 2.2] 알칼리활성 슬래그 결합재의 구성비율	27
[표 2.3] PVA (Polyvinyl alcohol) 첨유의 물리적특성	28
[표 2.4] 고성능감수제(Superplasticizer)의 요구성능	28
[표 2.5] 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC) 배합표	30
[표 2.6] 슬럼프 플로 시험 결과	32
[표 2.7] 압축강도 시험 결과	38
[표 2.8] 1축 인장강도 실험 결과	42
[표 2.9] 휨 실험 결과	50
[표 2.10] 1면 전단강도 실험 결과	55
[표 2.11] 2축 전단강도 실험 결과	61
[표 3.1] 2축 전단 실험과 비선형해석 결과 비교	82
[표 4.1] 보 실험체 상세	84
[표 4.2] 휨 타입 보의 실험 결과	89
[표 4.3] 전단 타입 보의 실험 결과	93
[표 4.4] 1면 전단강도 실험과 전단강도 제안식 결과 비교	106
[표 4.5] 휨 타입 보의 실험과 설계식 최대하중 비교	108
[표 4.6] 전단 타입 보의 실험과 설계식 최대하중 비교	108
[표 4.7] 비선형 총상화 휨 해석 결과	118
[표 4.8] 보의 실험, 설계, 총상화해석, 유한요소해석 최대하중 비교	118
[표 4.9] 보의 실험과 비선형 총상화해석 변위연성비 비교	119
[표 4.10] 보의 비선형 유한요소해석 결과	128
[표 4.11] 보의 실험, 설계식, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 최대하중 비교	129
[표 4.12] 보의 실험, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 변위연성비 비교	129
[표 5.1] 전단벽 실험체 상세	137
[표 5.2] 전단벽 실험 결과	142
[표 5.3] 전단벽 실험결과와 설계식의 비교	148

[표 5.4] 전단벽의 비선형 유한요소해석 결과151

[표 5.5] 전단벽의 실험, 설계식, 비선형 유한요소해석 최대하중 비교152

[표 5.6] 전단벽의 실험과 비선형유한요소해석 할선강성 비교152

<그림 목차>

[그림 1.1] 응력-변위 (σ - δ) 곡선과 보상에너지 개념	10
[그림 1.2] Griffith 균열(낮은 보상에너지)과 Flat 균열(충분한 보상에너지) 거동	10
[그림 1.3] 알루미늄실리케이트 유리의 알칼리(아-이온) 침식에 의한 이온 용출모델	14
[그림 1.4] 알칼리활성 고로슬래그의 반응 메커니즘 모델	15
[그림 1.5] 알칼리활성 고로슬래그의 반응 메커니즘 모델	15
[그림 1.6] N-A-S-H 겔 형성에 대해 제안된 구조 모델	15
[그림 2.1] 슬럼프 플로 시험 결과	32
[그림 2.2] 압축강도 시험(KS F 2594)	33
[그림 2.3] 1축 인장강도 실험	34
[그림 2.4] 휨 실험	35
[그림 2.5] 1면 전단강도 시험	36
[그림 2.6] 2축 전단강도 실험	37
[그림 2.7] 압축강도 시험체 파괴 전경	38
[그림 2.8] AASFC의 인장응력-변형을 그래프	41
[그림 2.9] PVA 섬유혼입율에 따른 균열강도, 인장강도, 인장변형을	41
[그림 2.10] M3(PVA 1.50%) 실험체의 1축 인장 재하 전경	43
[그림 2.11] AASFC 인장실험체의 다중미세균열 전경	45
[그림 2.12] AASFC의 휨 응력-처짐 그래프	48
[그림 2.13] AASFC의 휨 성능 비교 그래프	49
[그림 2.14] 섬유보강과 무보강 실험체의 휨 실험 전경	51
[그림 2.15] 휨 실험체 재하 중 다중균열 전경	52
[그림 2.16] 휨 실험체의 다중균열 전경	54
[그림 2.17] AASFC의 섬유혼입율에 따른 1면 전단강도	55
[그림 2.18] AASFC의 1면 전단강도 실험체 균열 전경	57
[그림 2.19] 2축 전단 응력-변형을 그래프	59
[그림 2.20] 2축 전단 응력 및 전단변형을 그래프	60
[그림 2.21] 2축 전단 실험체 균열 및 파괴 전경	60
[그림 3.1] 균열요소에 대한 적합조건	66
[그림 3.2] 균열요소의 응력	67
[그림 3.3] 일반콘크리트 국부균열과 다중미세균열의 비교	69
[그림 3.4] 1축 인장응력 작용시 AASFC의 거동	70
[그림 3.5] AASFC의 압축응력-변형을 관계	70

[그림 3.6] 압축상태에서 직각방향 인장력으로 인한 균열발생	71
[그림 3.7] 고연성 섬유복합체의 압축연화계수	72
[그림 3.8] 압축상태의 균열발생 콘크리트의 응력-변형을 관계	72
[그림 3.9] AASFC의 인장응력-변형을 관계	74
[그림 3.10] 균열이 발생한 경계면의 전단 전달	76
[그림 3.11] 철근의 응력-변형을 그래프	77
[그림 3.12] AASFC의 섬유혼입별 면내전단거동 해석결과 그래프	79
[그림 3.13] 2축 전단실험과 비선형해석 결과 비교 그래프	81
[그림 3.14] 2축 전단실험과 비선형해석 결과 비교	82
[그림 4.1] 보 실험체 철근배근 상세	85
[그림 4.2] 보 실험체 제작과정	86
[그림 4.3] 횡 타입 보 실험체의 실험방법	87
[그림 4.4] 횡 타입 보의 실험 결과 그래프	88
[그림 4.5] 횡 타입 보 실험체의 파괴 전경	90
[그림 4.6] 횡 타입 보 실험체의 파괴 상세 전경	91
[그림 4.7] 전단 타입 보의 하중-변위 그래프	92
[그림 4.8] 전단 타입 보 실험체의 파괴 전경	94
[그림 4.9] 전단 타입 보 실험체의 파괴 상세 전경	95
[그림 4.10] 철근콘크리트 복철근 보	96
[그림 4.11] AASFC 복철근 보	98
[그림 4.12] 비정질 강섬유 혼입률에 따른 1면 전단강도 분석	104
[그림 4.13] AASFC의 섬유혼입률에 따른 1면 전단강도	105
[그림 4.14] 재료의 응력-변형을 관계	110
[그림 4.15] 층상화 단면의 응력 및 변형을	111
[그림 4.16] 집중하중을 받는 보의 비선형 하중-변위 관계 예측 모델	114
[그림 4.17] 보의 층상화 휨해석 결과 그래프	115
[그림 4.18] 보의 실험 및 해석결과 비교 그래프(하중-변위, 모멘트-곡률)	117
[그림 4.19] DIANA를 이용한 유한요소해석 절차	120
[그림 4.20] 보의 요소망 생성(Element Size : 20mm)	121
[그림 4.21] 재료의 응력-변형을 관계	123
[그림 4.22] 보의 비선형 유한요소해석 결과 그래프	125
[그림 4.23] 보의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프	128
[그림 4.24] BRC(기준실험체)의 최대응력 단계	130
[그림 4.25] B100(PVA 1.00%)의 최대응력 단계	131

[그림 4.26] B125(PVA 1.25%)의 최대응력 단계	132
[그림 4.27] B150(PVA 1.50%)의 최대응력 단계	133
[그림 4.28] B200(PVA 2.00%)의 최대응력 단계	134
[그림 5.1] 전단벽 실험체 철근배근 상세	138
[그림 5.2] 전단벽 실험체 제작과정	139
[그림 5.3] 전단벽 실험체의 실험방법	140
[그림 5.4] 전단벽의 하중-변위 그래프	141
[그림 5.5] 전단벽 보통철근비 타입 실험체의 파괴양상 전경	143
[그림 5.6] 전단벽 최소철근비 타입 실험체의 파괴양상 전경	144
[그림 5.7] 콘크리트 및 AASFC의 압축응력-변형률	149
[그림 5.8] 전단벽의 요소망 생성(Element Size : 20mm)	150
[그림 5.9] 전단벽의 비선형 유한요소해석 결과 그래프	153
[그림 5.10] 보통철근비 전단벽의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프	154
[그림 5.11] 최소철근비 전단벽의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프	155
[그림 5.12] RCWN(보통철근비 기준실험체)의 최대응력 단계	156
[그림 5.13] RCWN(보통철근비 PVA 1.50%)의 최대응력 단계	157
[그림 5.14] RCWM(최소철근비 기준실험체)의 최대응력 단계	158
[그림 5.15] RCWM(최소철근비 PVA 1.50%)의 최대응력 단계	159
[그림 A.1] AASFC가 적용된 보	174

ABSTRACT

Development of Alkali Activated Slag Cementless Fiber Composites and Performance Evaluation of Structural Members

Lim Hyeon Jin

Advisor : Prof. Cho Chang-Geun, Ph.D.

Department of Architectural Engineering,
Graduate School of Chosun University

In this study, an alkali activate slag cementless fiber composites (AASFC) with low carbon dioxide emissions was developed and manufactured as eco-friendly and high-ductile mechanical characteristics. The analysis of mixing design, mechanical characteristics, and performance evaluations of structural members according to the fiber mixing rate of AASFC showed the following results.

For fresh AASFC, Slump flow was measured 540~770 mm, For hardened AASFC, compressive strength was 32.60~35.50 MPa and tensile strength was 3.01~4.69 MPa. Moreover, ultimate tensile strain was recorded 2.88~4.96% for direct tensile test and flexural strength was 8.14~12.29 MPa. Shear strength was measured 5.01~7.04 MPa for push-off shear test, and shear strength was 4.58~5.48 MPa for biaxial pure shear test. Based on an revised model of the Modified Compression Field Theory (MCFT) for AASFC, nonlinear analysis of AASFC panel for biaxial shear performances showed a difference of 8.29~9.53% compared with experiments with 1.95~5.01 MPa. Experiments with AASFC-applied bending-type beams showed a maximum load of 127.51 kN, a deflection of 11.13 mm, and an AASFC-applied experiment with a maximum load of 140.41 MPa~158.10 MPa, and a deflection of 31.53~42.60 mm. Flexural strength of beams applied

with AASFC has a performance improvement of about 10.11~23.99% compared with a specimen of reinforced concrete beam. The performance improvement effect was 13.14~39.07% as a rate of tensile reinforcement reduction, with a reduction of up to 39.07% from 2.00% fiber mixing rate. Experiments with shear-type beams showed that the conventional reinforced concrete beam had a maximum load of 69.15 kN, a deflection of 2.22 mm, and the AASFC beam had a maximum load of 94.10~122.95 MPa, and a deflection of 4.01~4.91 mm. The shear strength of beams applied with AASFC showed a performance improvement of approximately 36.08~77.80% over the reinforced concrete beam. The performance improvement effect was 23.63~54.23%, which was reduced by up to 54.23% from 2.00% fiber mixing rate. The proposed flexural strength design equation resulted in a 7.22~9.23% difference in value and a 3.68~12.72% difference in value in the shear strength design compared to the experiment. The proposed beam design equation well calculated the maximum load capacity and the increase in strength with the fiber mixing rate of AASFC compared to the experimental results. Results of nonlinear fiber sectional analysis showed that for the maximum load capacity according to the fiber mixing rate of the AASFC was well estimated with a difference of 0.55~9.74% compared to the experiment. Nonlinear finite element analysis of beams showed that the difference in values was 0.71~9.99% compared to the experiment, predicting the overall load-displacement behavior according to the fiber mixture rate of AASFC, and approximately estimating the load-displacement behavior after maximum load capacity. Results of nonlinear finite element analysis predict the maximum load capacity of beams according to the fiber mixing rate of AASFC. The behavior of each load step of the beam can be effectively predicted through a nonlinear finite element analysis program. In the shear wall normal rebar type, the ordinary concrete experiment showed a maximum load of 160.91 kN, a displacement of 10.40 mm, the AASFC applied with a displacement of 292.70 MPa, and a displacement of 4.42 mm. In the minimum reinforcement ratio type, the ordinary concrete experiment showed a maximum load of 160.91 kN, a deflection of 10.40 mm, and the AASFC applied with a

maximum load of 292.70 MPa and a deflection of 4.42 mm. Experiments applied with AASFC showed a higher maximum load of 81.90% for normal reinforcement type and 80.69% for minimum reinforcement type compared to regular concrete type, indicating that it is effective in improving shear wall performance due to fiber mixing. The design strength of the shear wall applied with the design equation that reflects the AASFC material characteristics showed a difference of 3.07~10.54% of the maximum load compared to the experiment, which well predicted the strength of the shear wall. The nonlinear finite element analysis results showed a difference in values from 0.87~7.20% compared to the experiment, and similarly estimated the behavior after the maximum load. Nonlinear finite element analysis programs can effectively predict the behavior of shear walls for each load step.

The alkali-activated slag cementless fiber composites developed in this study has excellent mechanical performance, so it is effective for performance improvement when applied to structural members and has advantages such as the effect of reducing the amount of rebar. It is considered that structural members can be applied as high-ductility/high-performance materials by supplementing the problems of high shrinkage rate and rapid carbonation of alkali-activated slag binders and lowering of surface hardness and applying various types of reinforcing fibers according to various compressive strengths. AASFC is expected to be able to offset the price problem of reinforcing fibers with the effect of reducing rebar and carbon emission by reducing reinforcing bars and reducing carbon emissions. In addition, alkali activated slag cementless fiber composite is effective for crack width and crack control, excellent deformation performance and strength improvement, so it is considered to be advantageous for field application when applied to precast members.

제1장 서론

제1절 연구 배경 및 목적

세계는 산업화로 인하여 환경파괴, 지구온난화, 자원의 고갈, 자연재난 등은 해결과제로 남아있으며, 최근들어 온실가스로 인한 지구온난화는 가장 심각하게 인식되고 있다. 건설산업에서 결합재로 주로 사용하는 시멘트는 1 ton 제조시에 0.9 ton 이상의 이산화탄소를 배출하며, 이는 전 산업분야에서 배출되는 양의 약 7%를 차지한다.⁽¹⁾ 지구온난화를 막기 위해 유엔 기후변화협약(UNFCCC)이⁽²⁾ 체결되었고, 한국은 2030년까지 온실가스 배출전망치 대비 37% 감축 목표를 수립함에⁽³⁾ 따른 현실적인 대책이 필요하다. 또한 시멘트를 결합재로 하는 콘크리트는 타설이 쉽고, 경제적이며, 내열성, 성형성 등 수많은 장점에 비해 인장강도와 연성이 낮아 취성적이며, 경화 과정과 경화 후에 발생하는 균열로 인해 내구성 저하 등의 단점을 가지고 있다.⁽⁴⁾ 이처럼 포틀랜드시멘트가 기반인 콘크리트가 제조되기까지 많은 양의 온실가스 배출과 경화 후에 취성적인 단점을 해결할 방안이 필요하다.

일반적으로 사용하는 콘크리트의 결합재인 포틀랜드시멘트를 대체할 수 있는 재료로 최근에 활발히 연구가 진행되고 있는 알칼리활성 콘크리트가 있다. 산업부산물인 고로슬래그와 플라이애쉬 등이 주재료로 사용되어 알칼리활성화제의 존재하에 수화반응을 일으키며, 경화 후에 시멘트를 사용한 콘크리트와 동등한 수준의 역학적 특징을 갖는 것으로 연구결과가 보고되고 있으며,⁽⁵⁾⁽⁶⁾ 탄산화가 빠르고 건조수축 등이 큰 점은 향후 해결과제로 논의되고 있다. 콘크리트의 단점인 취성을 개선시키기 위해서는 철근 외에 콘크리트 제조시에 강섬유 또는 합성섬유를 혼입하면 효과적임이 밝혀졌다. 고연성 섬유복합체는 체적비 2.00% 내외의 합성섬유를 혼입하여 균열제어를 통해 변형경화거동을 유도하여 균열폭 제어가 가능하고, 인장강도와 인장변형률이 크게 개선되어 연성이 증가되는 특징이 있다.⁽⁷⁾⁽⁸⁾ 지금까지의 대부분의 연구는 시멘트를 기반으로 하는 섬유복합체 연구가 주를 이루고 있다.

본 연구에서는 시멘트의 제조과정에서 발생하는 온실가스의 배출량을 저감하기 위한 대체재료로 알칼리활성화된 고로슬래그를 사용하고 기존의 콘크리트의 문제점인 균열발생 등의 취성적 성질의 개선을 위한 방법으로 알칼리활성 슬래그에 합성섬유를 혼입하여, 시멘트를 전혀 사용하지 않아 친환경적이며 고연성을 동시에 가진 알칼리활성 슬래그 섬유복합체(AASFC : Alkali Activate Slag Fiber Composites)를 개발하고자 한다.

제2절 연구 동향 및 문헌조사

1. 기존 연구 동향

기존 콘크리트에서 발생하는 문제점을 해결하기 위한 고성능 및 고연성 섬유복합체와 결합재인 시멘트의 사용량을 줄이기 위한 방법 및 100% 시멘트 대체재료에 대한 연구는 최근까지 많은 연구자에 의해 진행되어 왔으며, 대표적인 연구사례 및 적용사례를 조사하였다.

Huang 등 6인(2021)⁽⁹⁾은 육상의 모래나 규사가 고갈되어 감에 따라 이에 대한 대안으로 바다모래 크기(1.18 mm, 2.36 mm, 4.75 mm), PE 섬유 길이(6 mm, 12 mm, 18 mm)를 사용한 SS-ECC의 인장강도 및 변형률, 균열특성 등을 평가하였다. 이 연구의 특징은 기존의 고연성 섬유복합체는 균열제어에 유리한 입도 100 μm 수준의 규사를 사용한 반면에 직경이 10배이상 큰 바다모래를 사용하여 동등한 수준의 고연성 섬유복합체를 제조의 가능성을 보여주었다.

Li 등 11인(2020)⁽¹⁰⁾은 고연성 섬유복합체를 3D 프린팅하기 위한 기초배합 등을 제시하고 기둥을 프린팅하는 사례를 보여줌으로서 고연성 섬유복합체의 3D 프린팅 적용 가능성과 프린팅에서 생기는 경계면 사이의 문제, 양생, 3D 프린팅시 압출 공정에서 섬유분포 및 방향의 정량적인 결정 등의 향후 개선사항 등에 대한 기초자료를 제시하였다.

Jiang 등 6인(2019)⁽⁵⁾은 알칼리활성 슬래그 페이스트의 고체함량, 바인더의 용량, 바인더에서 알칼리활성화제의 비율, 규산나트륨과 수산화나트륨의 비율, 경화 온도 등이 재령 3, 7, 14, 28일에 따라 강도에 미치는 영향을 실험적으로 조사하여 알칼리활성 슬래그 페이스트의 배합비율에 따른 특성으로 고체함량과 바인더 용량, 알칼리활성화제/바인더 비율이 높아질수록 강도가 증가함을 검증하였다.

Awoyera 등 2인(2019)⁽⁶⁾은 시멘트와 비교하여 알칼리활성 슬래그의 친환경성과 낮은 이산화탄소 배출 등의 이점, 플라이애쉬 기반의 알칼리활성 콘크리트보다 유리한 상온에서의 양생의 장점과 시멘트와 동등한 수준의 역학적성능으로 미래 건설재료의 대안으로 알칼리활성 슬래그 결합재의 가능성에 대해 최신 동향 및 방향을

제시하였다.

최정일 (2019)⁽¹¹⁾은 시멘트를 전혀 사용하지 않고 알칼리활성 슬래그 섬유복합체를 제조 및 실험을 수행하였다. 여러 종류의 알칼리자극제와 다양한 섬유를 변수로 실험을 진행하여, 수산화칼슘과 황산나트륨을 사용한 결합재 구성이 인장성능과 인성이 높은 것을 확인하였고, 소포제 혼입이 인장강도와 인장변형성능을 증대시키는 결과를 보고하였다.

김호연 (2019)⁽¹²⁾은 강섬유를 이용하여 120 MPa 급의 고성능 섬유보강 시멘트복합체의 역학적 특성 분석과 이를 이용하여 기존의 직사각형 단면이 아닌 비정형 단면으로 구조부재 실험을 진행하였으며, 비정형 단면의 부재를 제작하기 위해 유리섬유를 활용한 거푸집과 가변형 거푸집을 고안하였다. 구조부재 실험결과를 바탕으로 비정형 단면 부재의 설계식을 제안으로 강섬유를 활용한 비정형 단면 부재 설계의 기초자료를 제시하고 비선형해석을 통해 이를 검증하였다.

송금일 (2016)⁽¹³⁾은 고로슬래그 미분말을 원재료로하고 분말형의 자극제를 사용한 알칼리활성 슬래그 결합재의 물리적특성 및 내구성을 평가하였으며, 대표적인 분말형 자극제를 선정하여 고강도 고유동 자기다짐 콘크리트와 고강도 프리캐스트 콘크리트에 적용에 대한 기초적 배합비를 제시하였다.

조창근 등 5인(2012)⁽¹⁴⁾은 슬래브 하단의 균열발생을 저감하고 시공의 편의성을 위한 연구로 시멘트, 고로슬래그, 플라이애쉬를 사용하고 PVA 섬유를 체적비 2.00% 혼입한 고연성 복합체를 이용하여 철근콘크리트 슬래브 인장영역 하단에 각각 10 mm, 40 mm 두께로 타설후 상부를 일반콘크리트로 타설한 복합슬래브 휨 실험 및 비선형 해석을 수행하였다. 실험결과 고연성 섬유복합체를 하단에 타설한 실험체는 다중미세균열 발생에 의한 휨 균열 제어, 처짐개선 및 내력증진에 효과가 있음을 확인하였으며, 비선형해석결과 실험에 의한 거동 특성을 비교적 잘 예측해 주었다.

한성진(2012)⁽¹⁵⁾은 고연성 섬유복합체의 역학적특성 분석과 이를 이용한 내진 개선 콘크리트 기동공법을 제시하였다. 기동의 소성힌지부분에 유효깊이 1.5~2.0

배 높기로 고연성 섬유복합체를 프리캐스트로 제작하고 상부를 일반콘크리트로 타설한 복합기둥 실험체를 반복하중에 의한 재하실험을 통해 내진성능 효과를 검증한 결과 프리캐스트 고연성 섬유복합체 기둥은 일반 철근콘크리트 기둥 실험체에 비해 횡하중에 대한 내력이 17~23% 정도 개선되는 효과를 보였으며, 소성힌지 부근에서의 휨 및 전단균열제어가 뛰어나고, 국부파괴, 주철근의 좌굴 및 피복의 박리 등의 발생이 일반 철근콘크리트 기둥에 비하여 적음을 확인하였다. 실험을 통한 검증 후에 고연성 섬유복합체 프리캐스트 부재를 실제 신축현장에 적용하여 향후 고연성 섬유복합체의 다양한 부재의 프리캐스트가 가능함을 보여주는 좋은 사례를 제시해 주었다.

박창환 (2012)⁽¹⁶⁾은 비정질 마이크로 강섬유(15 mm, 30 mm)를 체적비 0.5~1.5% 혼입하여 섬유복합체를 개발하고 프리캐스트 형태의 보를 제작하여 성능평가를 실시하였다. 제작된 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 유동성 및 섬유분산성이 기존 강섬유에 비해 뛰어났으며, 인장강도 및 전단강도 개선에 뛰어난 효과를 보였다.

이방연 등 5인(2012)⁽¹⁷⁾은 고로슬래그 미분말을 분말형 자극제를 이용하여 결합재로 사용하고 PVA 섬유를 체적비 2.0% 혼입한 세계 최초 변형경화형 섬유보강 알칼리활성화된 모르타르를 개발하였다. 기존의 개발된 고연성을 나타내는 결합재는 시멘트가 주결합재였으나, 이 연구에서는 시멘트를 전혀 사용하지 않고 알칼리활성화된 고로슬래그만을 결합재로 사용하였으며 역학실험 결과 압축강도 19.4~30.6MPa, 인장강도 2.8~4.6MPa, 인장변형률 1.5~4.4%의 역학적성능을 나타내었다.

방진욱 등 5인(2010)⁽¹⁸⁾은 보강섬유로는 PVA섬유와 PE섬유를 각각 1.0%와 0.5%를 혼입하였으며, 경량충진재를 사용하여 경량화하여 단위질량 1,660kg/m³와 압축강도 57MPa, 인장강도 4.2 MPa, 인장변형률 3.0% 급의 고강도 경량 시멘트 복합체를 개발하였다. 기존에 고연성 섬유복합체의 섬유혼입률 2.0% 비해 섬유혼입률을 낮추고 경량성과 고강도, 고연성 3가지를 모두 충족하는 섬유복합체의 성능을 확보하였다.

조창근 등 2인(2009)⁽¹⁹⁾은 ECC(Engineered Cementitious Composite) 패널의 순

수전단 실험결과를 바탕으로 2축 응력하에서 ECC 재료의 면내 순수전단거동에 관한 구성관계 모델을 제안하였다. 기존 RC 면내전단거동 모델과 비교하여 ECC 요소의 복수미세균열 특성으로 인한 고인성 인장균열거동, 압축연화거동, 균열면에서의 전단전달거동 특성 등을 모델에 반영하여 ECC의 면내 순수전단 거동을 결과 값을 근접하게 예측할 수 있다.

Li 등 3인(2008)⁽²⁰⁾은 미국의 미시간주의 단순거더교 Link 슬래브에 ECC(Engineered Cementitious Composite)를 현장 적용하였으며, 경과월에 따른 변화를 관찰하여 똑같은 조건의 주변 콘크리트 데크와 비교 분석하였으며, 반복하중을 받는 교량 데크에 적용된 ECC의 뛰어난 균열제어 특성을 확인하였다.

김윤용 등 5인(2006)⁽²¹⁾은 ECC(Engineered Cementitious Composite)의 역학적 특성을 분석하였다. 이 연구에서는 ECC를 개발한 미시간 대학의 Li 등이 제안한 마이크로 역학을 이론적 배경으로 하여 국내 상용중인 재료를 이용한 고인성 섬유복합 모르타르 개발을 최초로 시도하였으며, 모르타르 매트릭스의 파괴역학적 특성, 섬유와 모르타르 경계면의 마이크로 역학적 특성 등을 파악하여 균열면의 섬유가교 거동을 해석하여 국내 재료를 이용한 물/시멘트비의 범위와 기본배합 등을 제시하였다.

상기의 연구동향을 보았을 때 단섬유 보강된 고성능/고연성 복합재료는 일반적으로 사용되는 콘크리트에 비해 다중균열의 발생과 균열폭 제어로 인한 고연성 거동으로 취성적인 성질을 개선하는 효과가 뛰어나며, 구조부재 적용시에 일반콘크리트에 비해 강도 향상과 변형성능이 우수함을 알 수 있다. 최근에는 100 MPa 이상의 고강도 고성능 섬유복합체에 대한 연구도 활발히 이루어지고 있으며, 균열제어와 취성 개선으로 비정형 단면제작에 이점이 있다. 최근 시멘트 제조에서 온실가스의 배출 문제로 시멘트의 일부를 산업부산물로 치환하거나 연구는 콘크리트의 내구성, 수화열저감, 강도향상에도 효과가 있는 것으로 나타났다. 또한 제조과정에서 시멘트에 비해 월등히 적은 이산화탄소를 발생시키며, 제조시에도 시멘트를 사용한 콘크리트에 비해 50~70%를 감소할수 있는 산업부산물인 고로슬래그를 이용한 알칼리활성 슬래그 콘크리트는 시멘트를 결합재로 하는 콘크리트와 비슷한 역학적성능을 검증하였으며, 일반콘크리트에 비해 취약한 화학적성능, 탄산화저항성 등을 개

선하면 시멘트를 대체할 수 있는 가능성을 제시하였다. 기존의 시멘트 기반의 고연성 섬유복합체를 알칼리활성 슬래그 결합재를 이용한 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 대한 연구도 많이 진행되어 기존 시멘트 기반 고연성 복합체의 성능과 동등하거나 더 뛰어난 수준의 역학적특성을 나타내었다. 섬유보강된 알칼리활성 복합체의 역학적특성에 대한 연구는 많이 진행되었으나, 구조부재 적용에 대한 기존연구의 사례는 미흡한 실정으로 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 구조부재적용과 역학적특성과 구조부재 실험결과로부터 설계강도의 제안, 재료특성을 반영한 비선형 해석기법 등의 연구가 필요하다.

2. 고성능 섬유보강 복합재료

일반콘크리트는 보강섬유로 철근을 주로 사용하며, 철근을 설계대로 배근하여 정확하게 위치 시킨후에 콘크리트를 타설하여 양생하여 생산하는 방식에 비해, 섬유보강 복합재료는 단섬유를 사용하며, 정확한 위치에 배치하는 철근과는 다르게 주로 시멘트 매트릭스내에 3차원 랜덤으로 균등하게 분산시키는 특징이 있다.

가. 고성능 섬유보강 복합재료의 종류 및 특성

고성능 섬유보강 복합재료는 일반콘크리트와 비교하여 높은 압축강도와 인장강도, 휨강도, 인장변형률, 균열제어 등의 특성을 가지며, 대표적으로 세계적으로 개발되었던 고성능 콘크리트의 종류와 특징은 다음과 같다.

(1) ECC(Engineered Cementitious Composite)

ECC는 미국 미시건 대학 Victor C. Li의 연구팀에 의해 마이크로 역학 및 파괴 역학의 개념을 통해 합성섬유, 강섬유를 혼입하여 개발된 것으로 1축 인장실험에서 유사 변형경화거동을 나타내고, 다중미세균열을 통한 균열제어 및 인장변형률 2% 이상의 고연성 시멘트 복합재료이다.⁽⁷⁾ 고연성 재료로서 내진 부재제작, 보수·보강용 재료, 프리캐스트 부재 등으로 적용되고 있다.

(2) RPC(Reactive Powder Concrete)

RPC는 1994년에 Bouygues사의 R. Richard 등에 의해 개발된 반응성 분체 콘크리트의 개념으로 최밀충전 이론에 기초하며, 반응성 분체를 사용한 시멘트계 매트릭스 내에 금속섬유를 혼입 후 분체의 반응성을 높이기 위해 3일동안 90~150℃ 정도의 고온에서 양생하는 특징과 초고강도(압축강도 180~230MPa, 휨강도 30~60MPa), 고내구성(동결융해 저항성 100)을 가진다.⁽²²⁾ 현장적용 예로는 보도교, 박판경험음판넬, 기계고정용 앵커플레이트 등이 있고, 국내에서는 선유교 보도교에 적용한 사례가 있다.

(3) SIFCON(Slurry Infiltrated Fiber Concrete), SIMCON(Slurry Infiltrated Mat Concrete)

SIFCON, SIMCON은 단섬유를 다량으로 사용시 발생하는 섬유뭉침(Fiber Ball)

현상발생을 방지하고자 유동성 및 시공성 문제를 해결하고 섬유 혼입량 최대 20%까지 다량 혼입을 위해 강섬유 또는 섬유 매트를 거푸집에 선 배치 후 시멘트 슬러리를 후에 침투하여 제조하는 방법이다.⁽²³⁾ 다량 섬유에 의한 구속효과에 의해 압축강도는 210 MPa에 달하고, 섬유가교 효과로 인장응력하에 변형경화 거동을 하며, 적용 예로서 보수·보강용 재료, 프리캐스트 구조물, 내진·내폭 구조물 등이 있다.

(4) CRC(Compact Reinforced Composite)

CRC는 1986년 덴마크 Aalborg Portland사에서 개발된 시멘트 복합재료로서 압축강도 최대 400 MPa까지 얻을 수 있으며, Great Belt 터널 상판에 적용된 사례가 있으며, 프리캐스 부재 및 보수재료로 적용된다. CRC에 사용되는 결합재는 백색시멘트, 마이크로 실리카 및 나프탈레인계 분체형 고성능감수제로 구성되어 있다. 압축강도는 130~400 MPa의 초고강도 모르타르 및 콘크리트를 제조할 수 있다. 400 MPa급의 초고강도용 모르타르 제조시에는 Bauxite를 소성한 것을 잔골재로 사용하고, 130 MPa급의 고강도용 모르타르 제조시에는 입도가 다른 3종류의 골재를 조절하여 사용한다.⁽²⁴⁾ 섬유는 강섬유를 최대 12%정도 사용하며, 길이 6 mm×직경 0.15 mm, 길이 13 mm×직경 0.15 mm, 길이 12 mm×직경 0.40 mm의 3종류를 사용하는 특징이 있다.

(5) K-UHPC(Ultra High Performance Concrete)

K-UHPC는 국내에서 개발된 고성능 섬유복합재료로 설계 압축강도 180 MPa, 인장강도 10 MPa 이상의 고강도를 가진다. 사용재료로는 강도향상을 위해 혼화제로 입도가 작은 실리카퐁과 충전재를 혼화제로는 수축저감을 위해 소량의 수축저감제와 유동성을 위해 고성능 감수제를 사용한다. 혼입되는 섬유는 강섬유로 직경은 같고 길이가 다른 2가지를 비율을 다르게 하여 혼입한다. 180 MPa급의 고강도를 발현하기 위해 최초 타설후에 습윤양생을 실시하며, 고온양생을 2~3일 동안 실시한다.⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾ K-UHPC의 적용사례로는 한국건설기술연구원 보도사장교와 안동 도로교, 레고랜드 진입교량 등이 있다.

나. 섬유보강된 복합재료의 변형경화 거동 조건

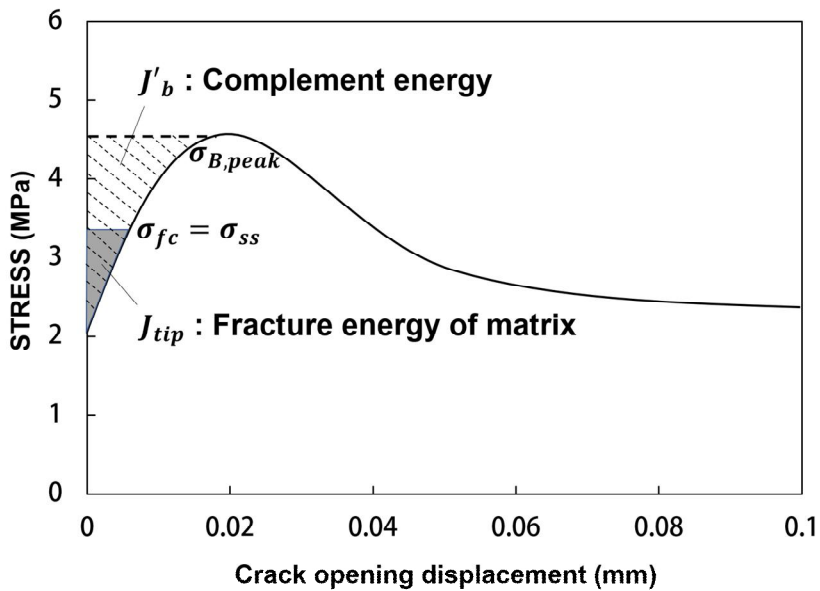
섬유가 혼입된 복합재료는 일반적으로 보강되지 않는 콘크리트 보다 인장 및 휨강도, 인장변형률이 뛰어나고, 1축 인장 응력하에서 다중균열(Multiple Cracking) 발생하고 동시에 변형과 응력이 함께 증가하는 변형경화(Strain Hardening) 거동의 특징을 나타낸다. 이러한 변형경화 특징을 발휘하기 위해서는 재료배합에서 섬유복합재료의 고유동성과 시멘트 매트릭스내 섬유의 3차원 분산이 고르게 잘되어야 하며, 배합 후에 재료분리가 발생하지 않아야 한다. 경화 후에는 섬유복합재료가 변형경화 거동을 하기 위해서 다중균열을 일으켜야 하며 이때의 균열상태를 안정상태의 균열(Steady-state Cracking)이라고 한다. 섬유복합재료에서 다중균열을 발생할 수 있는 첫 번째는 강도 조건으로 매트릭스의 균열강도보다 섬유의 최대 가교응력(σ_{cu})이 커야 한다는 기준이다. 두 번째는 에너지 조건으로 섬유복합재료의 가교 응력과 균열 개구 변위 관계에 의하여 계산되는 보상에너지(Complementary Energy)가 균열 선단 파괴인성(Crack tip Toughness,)보다 항상 커야한다는 기준으로 외부에서 한 일과 매트릭스 균열의 전진에 필요한 에너지, 섬유가교작용에 의해 소산된 에너지 사이의 에너지 평형 조건에 의하여 정의된다. [그림 1.1]은 섬유복합재료가 변형경화거동이 발생하기 위한 조건을 나타내며, [식 1.1]은 강도조건, [식 1.2]는 에너지조건을 각각 나타낸다. ⁽⁸⁾⁽²⁷⁾

$$\sigma_{fc} \leq \sigma_{ts} \quad [\text{식 1.1}]$$

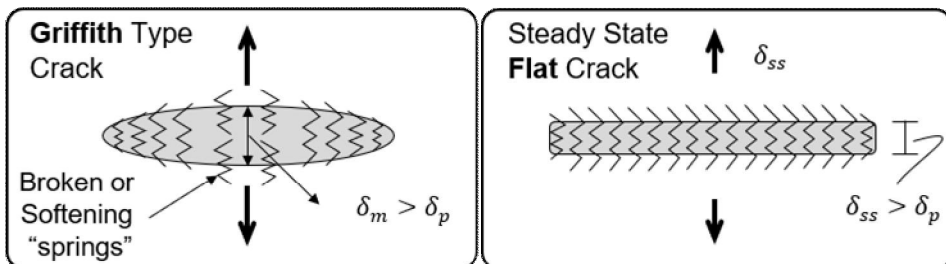
$$J_{tip} (= \frac{K_m^2}{E_m}) \leq J_b \quad [\text{식 1.2}]$$

- 여기서, σ_{fc} : 매트릭스의 초기균열강도
 σ_{ts} : 매트릭스의 최고 인장강도
 J_{tip} : 매트릭스의 파괴에너지
 J_b : 균열면 응력과 균열개구변위 관계에서 계산되는 상보에너지
 K_m : 매트릭스의 파괴인성
 E_m : 매트릭스의 탄성계수

안정상태균열 해석에 따르면, 보상에너지가 충분하지 못한 경우 전형적인 Griffith 균열거동을 하게되며, 보상에너지가 충분하면 안정상태의 Flat 균열을 나타낸다. [그림 2.2]⁽²⁷⁾ 강도조건과 에너지 조건을 만족하게 되면 섬유복합재료는 균열강도가 가장 작은부분부터 시작하여 다중균열이 발생하게 되며 변형경화거동을 일으켜 고연성의 특징을 나타낸다. 이와 같은 두 가지 기준은 섬유, 매트릭스, 섬유-매트릭스, 계면 등의 구성요소를 결정하는 기본적인 역할을 하게 된다.



[그림 1.1] 응력-변위 (σ - δ) 곡선과 보상에너지 개념



[그림 1.2] Griffith 균열(낮은 보상에너지)과 Flat 균열(충분한 보상에너지) 거동

3. 알칼리활성 콘크리트

알칼리활성(Alkali-Activated, AA) 콘크리트는 기존의 시멘트를 전혀 사용하지 않고 잠재수경성이나 포졸란 등의 특성이 있는 재료만을 사용하여 알칼리활성화 자극제로 수화반응을 유도한 콘크리트이다. 알칼리활성 콘크리트는 빠른 강도발현, 수화열 저감, 내화학적 및 내부식성 향상 등의 장점과 더불어 산업 부산물의 재활용을 통한 천연자원의 보존과 CO₂ 배출량 저감 등의 친환경적인 효과를 기대할 수 있는 반면 실용화를 위해서 빠른 유동성 손실, 강도발현의 낮은 재현성, 표면 백화와 낮은 표면 경도, 빠른 탄산화 속도 및 비교적 낮은 동결융해 저항성 등의 성능 개선이 필요하다. 알칼리활성 콘크리트는 사용되는 원재료와 활성화제의 종류에 따라 수화열, 강도발현, 내구성 등의 특성의 변화가 크므로 목표성능을 얻기 위한 다수의 실험 배합을 통한 활성화제 농도와 첨가량, 물/결합재비, 잔골재율 및 단위수량에 대한 배합변수 모델을 결정해야 하는 절차가 필요하다.⁽²⁸⁾ 알칼리활성 콘크리트의 결합재의 원재료로 사용되는 대표적인 재료는 고로슬래그와 플라이애쉬 등이 있으며, 대부분의 연구는 고로슬래그를 원재료로 하여 연구되었으며, 플라이애쉬에 대한 연구는 미비한 실정이다. 아래에는 알칼리활성 콘크리트의 수화반응 기구, 물리·역학적 특성 등을 정리하였다.

가. 고로슬래그 미분말

고로슬래그는 철강산업에서 선철을 제조할 때, 철광석이나 코크스 등의 화분에 존재하는 SiO₂ 와 Al₂O₃ 등이 고온에서 석회와 반응하여 생성되는 물질로 선철 1 ton 생산시 500~1000kg의 양이 나온다. 냉각 방법에 따라서 고온에서 용융된 슬래그를 대기중에서 냉각하는 고로냉슬래그와 압력수를 이용하여 급냉시키는 고로수쇄슬래그로 나눌 수 있다. 고로슬래그 미분말은 가공하는 업체의 설비 및 분쇄분급 방식에 따라서 화학성분, 염기도, 분말도 등이 다르고 특성의 차이가 있다.⁽¹³⁾ 고로슬래그 미분말에 무수석고 첨가시 초결과 종결 시간이 짧고 압축강도가 비교적 높아지는 결과를 보이며, 유동성 측면에서는 약간 불리한 특성이 있다. 일반적으로 사용되는 고로슬래그는 고로수쇄슬래그를 롤러밀 또는 볼밀로 분쇄하여 제조하며, 비표면적에 따라서 1종, 2종, 3종으로 나눈다. 고로슬래그는 KS F 2563 으로 규격화하고 있으며, [표 2.1]은 KS 품질 규정을 나타내고 있다. 활성화도지수는 보통포틀랜드시멘트와 슬래그 치환율 50%인 모르타르 배합 강도의 비율로 고로슬래그 치환

시에 미분말의 강도 발현성을 나타내는 지표로 활용된다. 분말도가 높으면 초기 재령 강도 발현성은 높고 발열속도가 빠른 단점이 있어 분말도에 따라 4종은 현장 배치 플랜트 매스콘크리트용, 3종은 일반콘크리트, 2종은 유변특성에 따라 고유동 콘크리트, 1종은 고강도 콘크리트 등에 사용할 수 있다.⁽²⁹⁾ 고로슬래그 미분말의 주된 화학성분은 SiO_2 , Al_2O_3 , CaO , MgO 의 4가지 주성분이 전체의 약 94~97% 차지하며, SiO_2 와 Al_2O_3 는 산기를 CaO , MgO 는 염기를 띠는 유리질의 칼슘 알루미늄실리케이트이다.⁽¹³⁾ 고로슬래그 미분말을 화학성분별로 분류하여 보면 Melilite계 ($2\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{SiO}_2 - 2\text{CaO} \cdot \text{MgO}_2 \cdot \text{SiO}_2$)와 Merwinite($3\text{CaO} \cdot \text{MgO} \cdot 2\text{SiO}_2$)계가 있으며, 국내의 슬래그는 Melilite계에 속하고, Melilite계의 슬래그에서는 유리질화율이 높으면 수화성이 높아 유리질화율을 95% 이상으로 조절되고 있다. 강도특성에 영향을 주는 요인으로는 유리질화율, 수쇄염기도, 강열감량 등을 들 수 있으며, 국내산 고로슬래그 미분말의 유리질화율은 99% 이상인 것으로 알려져 있다.⁽³⁰⁾ 포틀랜드 시멘트는 물과 접촉시에 수화반응을 일으켜 경화하는 수경성 물질인데 반해, 고로슬래그는 물과 접촉하여도 불투성 피막을 형성하여 수경성을 나타내지 못하는 잠재 수경성 재료이다. 알칼리 자극에 의해 불투성 피막을 제거하여 수경성을 나타내는 특성이 있다.

나. 알칼리활성 콘크리트의 수화기구

(1) 수화반응기구

고로슬래그미분말은 대표적인 잠재수경성 재료로 소량의 자극제로 활성화시키면 현저한 수화반응을 일으킨다. 고로슬래그의 활성화 조건은 알칼리성으로 이러한 상태를 만들어주는 물질이 알칼리활성화제이다. 고로슬래그가 수화반응하기 위해서 알칼리활성화제는 수화반응을 시작할 수 있는 최소량만 존재하면 그 이후의 수화반응은 고로슬래그 성분자체에서 필요한 물질이 공급되어 지속적인 반응이 진행된다. [그림 2.3]은 고로슬래그와 유사한 구조를 갖는 칼슘을 함유하고 있는 알루미늄실리케이트 유리의 자극제에 의한 수화과정을 나타낸 모식도이다.⁽³¹⁾ 유리질은 낮은 pH인 7~10 정도 환경에서 매우 미량으로 물의 H^+ 이온과 유리질 중의 양이온인 Na^+ , Ca^{2+} 등과 이온교환 반응을 한다[그림 2.2 (a)]. pH가 11~12 정도에 이르면 H_2O 에 의해 가수분해 반응으로 표면에 있는 $-\text{Si}-\text{O}-\text{Al}-$ 결합의 Si, Al에 애기가 흡착되어 표면이 수화 반응을 일으키게 된다[그림 2.2(b)]. pH=11~12인 상태로 어느 정도 시간이 경과하게 되면, 알칼리인 OH^- 이온에 의해 $-\text{Si}-\text{O}-\text{Al}-$ 의 네트워크의

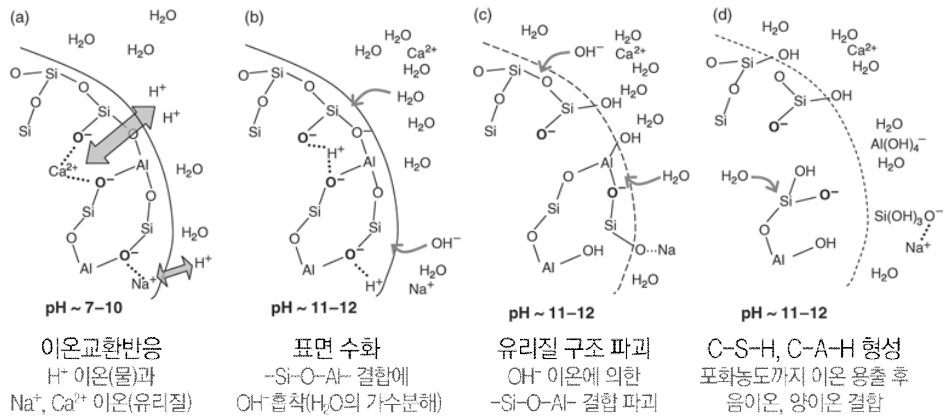
결합이 끊기고[그림 2.2(c)], 네트워크를 구성하는 Si^{4+} , Al^{3+} 이온을 비롯하여 내부에 갇혀있던 Ca^{2+} , Mg^{2+} , Na^+ 이온 등이 용출이 시작된다[그림 2.2(d)]. 용출이 된 Si^{4+} , Al^{3+} 이온은 OH^- 이온과 결합하게 되어 $\text{Si}(\text{OH})_3\text{O}^-$, $\text{Al}(\text{OH})_4^-$ 음이온을 형성하며, Ca^{2+} , Mg^{2+} , Na^+ 이온은 그대로 양이온으로 존재하게 된다. 그 후 포화농도가 되면 음이온과 양이온이 결합하게 되어 칼슘실리케이트 수화물(C-S-H) 또는 칼슘알루미네이트 수화물(C-A-H) 을 형성하면서 경화된다. 이런 반응 매커니즘에 의해 알칼리 자극제는 고로슬래그 표면이 pH=12 전후까지 상승 할 수 있는 양만 투여되면 수경성을 띄는 조건을 갖추게 된다. 용출 반응이 시작되면 고로슬래그에서 공급되는 알칼리성 성분에 의하여 지속적으로 pH12 이상을 유지하고, 이상의 자극제의 투여는 필요하지 않으며, 이러한 자극제의 작용으로 고로슬래그 표면으로부터 용해된 이온 등은 어느 농도 이상에서 수화물로 석출되면서, 그 이후 용해와 석출이 연속적으로 발생하여 경화가 진행된다.⁽¹³⁾ Fernández-Jiménez는 Glasser의 제안모델에 기반한 SiO_2 와 CaO 가 풍부한 재료(고로슬래그 등)에 대해서 반응 메커니즘을 기술하는 모델을 [그림 1.4]와 같이 제시하였다.⁽³²⁾ [그림 1.4]와 같이 고로슬래그 입자는 높은 pH의 액체 매질에 의해서 화학적 침식을 받으며 생긴 불용성 수화 생성물들은 수화반응 진행속도를 방해하는 반보호층을 형성하고 입자표면 위에 침전하는데, 이 같은 수화 생성물은 비정질 C-S-H 겔로 포틀랜드 시멘트 페이스트에 존재하는 생성물에 비해 C/S비가 낮고 구조적으로 Al이 포함되어 있어 C-(A)-S-H겔에 가깝다고 볼 수 있다.

플라이애쉬(Fly-ash)와 같은 SiO_2 와 Al_2O_3 가 풍부한 재료의 알칼리활성화 콘크리트에 대한 연구는 최근에 수행되어 칼슘이 풍부한 재료(고로슬래그 등)에 비해 비교적 정보가 적다. Palomo 등은 SEM 분석을 기초로 [그림 1.5]처럼 플라이애쉬의 알칼리활성화 과정에 대한 개념 모델을 제안하였다.⁽³³⁾ 알칼리활성화는 플라이애쉬 표면 화학적 침식으로 시작하여 입자벽에 작은 공동이 형성되며 내부에 있는 작은 입자는 알칼리 환경에 노출된다. 알칼리는 이 반응 단계에서 플라이애쉬 입자 안쪽과 바깥쪽에서 침식을 유발하게 되고 지속된 용해과정으로 안쪽과 바깥쪽에서 반응 생성물들이 석출되어 더 작은 미반응 플라이애쉬를 덮어 알칼리 용액과 접촉하는 것을 방해하며 최종적으로 플라이애쉬 입자는 알칼리에 의해서만 침식되는 반응 생성물로 둘러싸이게 되어 알칼리활성화 반응은 확산 메커니즘에 의해서 지속적으로 천천히 진행된다. 이는 서로 다른 형태학적 특징이 동일한 페이스트(미반응 플라이애쉬 입자, 알칼리 침식 중인 입자들, 반응 생성물(N-A-S-H 겔, 제올라

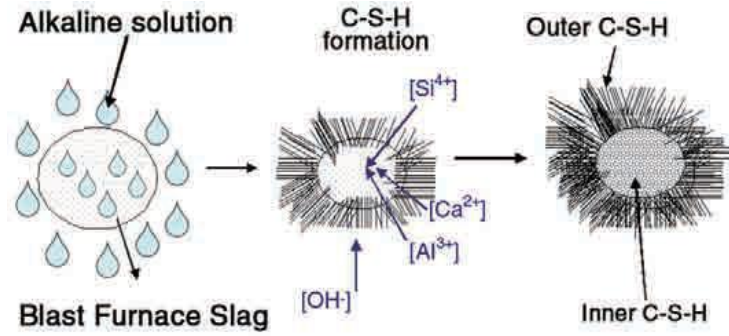
이트 등))에 공존할 수 있는 상황에 이르게 된다.

[표 1.1] 고로슬래그 미분말의 품질

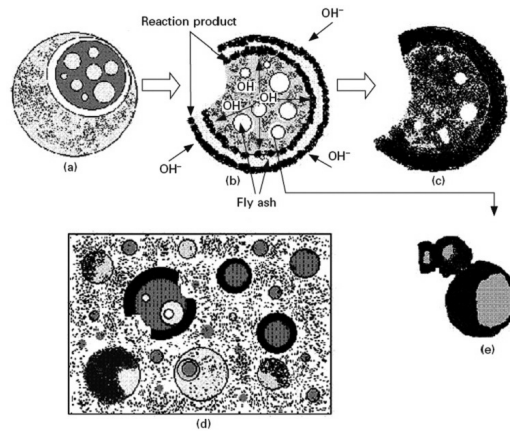
품질		KS F 2563 규정			
		1 종	2 종	3 종	4 종
밀도(g/cm ³)		2.80 이상	2.80 이상	2.80 이상	2.80 이상
비표면적(cm ² /g)		8,000~10,000	6,000~8,000	4,000~6,000	2,750~3,500
활성도 지수(%)	재령 7 일	95 이상	75 이상	55 이상	-
	재령 28 일	105 이상	95 이상	75 이상	60 이상
	재령 91 일	105 이상	105 이상	95 이상	80 이상
플로값 비(%)		95 이상	95 이상	95 이상	95 이상
산화마그네슘(MgO)(%)		10.0 이하	10.0 이하	10.0 이하	10.0 이하
삼산화황(SO ₃)(%)		4.0 이하	4.0 이하	4.0 이하	2.5 이상 4.0 이하
강열 감량(%)		3.0 이하	3.0 이하	3.0 이하	3.0 이하
염화물 이온(%)		0.02 이하	0.02 이하	0.02 이하	0.02 이하



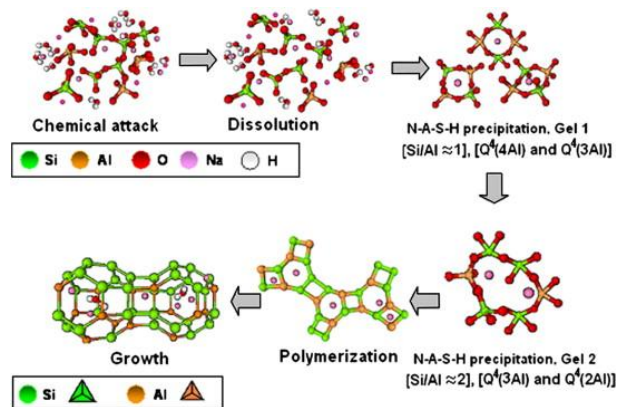
[그림 1.3] 알루미노실리케이트 유리의 알칼리(OH-이온) 침식에 의한 이온 용출모델⁽³¹⁾



[그림 1.4] 알칼리활성 고로슬래그의 반응 메커니즘 모델⁽³²⁾



[그림 1.5] 알칼리활성 고로슬래그의 반응 메커니즘 모델⁽³³⁾



[그림 1.6] N-A-S-H 겔 형성에 대해 제안된 구조 모델⁽³⁶⁾

(2) 수화생성물

보통 포틀랜드 시멘트(OPC)는 수화반응에 의해서 주요 생성물로 C-S-H 겔을 형성하며 이는 기계적 성질을 결정하는 주요 물질이며, 부가적인 생성물로 포틀랜드 이트(Portlandite, $\text{Ca}(\text{OH})_2$), 에트린자이트(Ettringite), 칼슘 모노설포알루미늄네이트(Calcium monosulfoaluminate)가 형성이 된다. 이러한 과정은 알칼리활성 결합재의 수화반응에서도 유사하게 나타난다. 고로슬래그를 기반 알칼리활성 결합재의 주요 반응 생성물은 C-(A)-S-H 겔(OPC 수화반응시 발생된 일반적인 C-S-H와는 조성과 구조가 다름)이지만, 일련의 부가적인 생성물(하이드로탈사이트(hydrotoalcite)나 AFm상, 지오라이트상)도 형성되며, 부가적인 생성물의 유형은 원재료 조성, 활성화제 종류와 농도, 양생 조건에 따라 달라진다.⁽³⁴⁾ 플라이애쉬나 메타카올린과 같이 실리카와 알루미늄이 풍부하고 칼슘 함량이 낮은 재료들이 알칼리활성화 되면 주요 수화반응 생성물로 N-A-S-H겔이라고 불리는 비정질 알칼리 알루미늄규산염 수화물($\text{Mn}-(\text{SiO}_2)-(\text{AlO}_2)_n \cdot n\text{H}_2\text{O}$)이 석출된다.⁽³⁵⁾

(3) 내부겔구조

겔은 재료의 물리적, 기계적 특성과 성능을 결정하는 화합물로 구조와 조성에 대해 이해를 요구한다. Fernandez-Jimenez는 Al이 존재하면 선형 사슬이 더 긴 겔이 발생하고 산발적인 중간 사슬, Si-O-Al 결합도 존재할 수 있으므로 최종적으로 2차원 구조가 발생한다는 것을 밝혀냈다.⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾⁽⁶³⁾ 이런 조건 하에서 C-S-H 겔은 C-(A)-S-H 겔이 된다. 저칼슘의 알루미늄규산염이 알칼리 활성화하여 형성되는 겔(N-A-S-H)은 3차원 구조를 나타내고, 칼슘이 풍부한 시멘트가 활성화되어 형성된 겔과는 현저하게 다르며, 3차원 구조에서 Si는 다양한 환경에서 발견된다. N-A-S-H 겔은 [그림 1.6]과 같은 일련의 단계로 형성되며, 실리카가 풍부($\text{Si}/\text{Al} \approx 2$)하고, 높은 기계적 강도를 얻을 수 있다.⁽³⁶⁾

다. 알칼리활성 콘크리트의 특성

(1) 유동성 · 응결시간

알칼리활성(Alkali Activated) 콘크리트의 초기 유동성은 원재료의 화학적 조성보다 투입되는 알칼리 자극제 종류나 농도가 더 큰 영향을 준다. 알칼리 자극제화 혼합하면 초기의 반응속도는 빠르고, 가소성 알칼리 금속이온, 고농도의 규산염을 사용하게 되면 급격한 슬럼프 손실이 발생하게 된다.⁽³⁷⁾ 분말형 자극제를 사용하는 경우에는 자극제의 이온화(용해) 과정에 의해서 급결되는 것을 완화할 수 있다. 보통 포틀랜드 시멘트(OPC)를 사용한 콘크리트에 혼합하는 감수제(리그닌계, 나프탈렌계 및 폴리카르본산계 등)의 알칼리활성 콘크리트 적용성도 사용하는 자극제의 종류와 농도에 따라 다른 영향을 받는다. OPC용 감수제는 높은 pH의 환경에서 감수제의 성능이 발휘되기 어려워 고농도 자극제 사용을 피해야 한다.⁽³⁷⁾ 알칼리활성 콘크리트에서 슬럼프 손실을 제어와 현장 적용 가능성을 높이기 위해 낮은 농도의 금속이온 또는 저농도와 고농도인 자극제간의 적절한 혼합을 하여 사용해야 한다. 응결 특성 또한 자극제의 종류 및 조합에 따라 다른 결과를 보이는데, 자극제의 농도가 높을수록, 사용량이 많을수록, 분말형 보다 액상형 자극제를 사용할수록 응결속도는 빨라지게 된다. 하지만, 강알칼리성과 약알칼리성의 자극제를 조합할 경우 강알칼리 단독 투입 할때 보다 응결속도를 늦추게 되는 효과를 볼 수 있다.

(2) 압축강도 · 탄성계수

알칼리활성 콘크리트의 압축강도는 일반적으로 특별한 혼화재나 혼화제를 첨가하지 않고 150 MPa 수준까지 얻을 수 있는 것으로 알려져 있다.⁽³⁸⁾ 자극제로 액상규산염(몰유리)을 사용한 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 압축강도는 재령 1일에 68 MPa, 28일에 117 MPa, 91일에 132 MPa까지 발현될 수 있지만 슬럼프 로스 및 경화속도 등 현실적인 적용을 고려하면, 알칼리활성 슬래그 콘크리트에서 통상 얻을 수 있는 압축강도 범위는 20~40 MPa 수준이 적합 할 것으로 고려된다. 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 재령에 따른 압축강도 발현은 OPC 콘크리트에서와 같이 포물선 형태를 나타내며,⁽³⁹⁾ 재령 3일 압축강도는 28일의 약 60~70% 수준, 91일은 28일의 110~120% 수준을 보인다. 수산화나트륨과 규산나트륨을 자극제로 사용한 알칼리활성 플라이애쉬(Fly-ash) 콘크리트의 압축강도는 60℃ 이상의 양생온도에서 재령 1일에 68 MPa까지 발현될 수 있다. 하지만 알칼리활성 플라이애쉬 콘크리트의 압축

강도 발현은 사용 자극제의 농도와 양생온도에 의해 중요한 영향을 받으며, 일반적으로 60℃ 이상의 고온에서 24시간 이상의 양생을 필요로 한다.⁽⁴⁰⁾

(3) 건조수축

알칼리활성 콘크리트의 건조수축 변형률은 OPC 콘크리트에서와 같이 모재의 분말도, 단위수량, 골재양에 의해서 영향을 받지만, 알칼리 자극제의 종류와 농도가 미치는 영향이 가장 크다. 규산염을 자극제로 사용한 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 자기수축 변형률은 OPC 콘크리트에 비해 약 2~4배 크며, 규산염 첨가량 증가와 함께 변형률은 더욱 증가 하는데,⁽⁴¹⁾ 이는 전체 공극량은 OPC와 비슷하나, 모세관력이 강하게 작용되는 마이크로 공극이 알칼리활성 슬래그 콘크리트가 많기 때문에 전체적으로 건조로 인한 수축력이 크게 작용하기 때문이다. 그러나, 분말형의 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 기반의 자극제를 사용한 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 건조수축 변형률은 초기 재령 14일까지는 OPC 콘크리트에 비해 다소 크나, 재령 28일 이후 OPC 콘크리트에 비하여 약 1/2 수준으로 OPC 콘크리트의 건조수축 변형률 예측 식에 비해 낮은 결과를 보인다. 고온 양생된 알칼리활성 플라이애쉬 콘크리트의 건조수축 변형률은 재령 7일 이후에 측정된 결과로는 OPC 콘크리트와 동등한 수준으로 알려져 있지만, 자기수축을 포함한 초기 재령에서의 수축 변형률을 포함하면 건조수축 변형률은 OPC 콘크리트 보다 클 수 있다. 이와같은 결과로 알칼리활성 콘크리트의 건조수축 평가를 위한 모델은 배합조건의 변수와 함께 원재료와 알칼리 자극제의 영향을 반드시 반영하여야 한다.

(4) 탄산화 · 표면경도

콘크리트에서 탄산화반응을 일으키는 수화생성물은 CSH 겔과 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 이다. 고온 양생된 알칼리활성 플라이애쉬 콘크리트의 수화생성물은 대부분 지오라이트상으로 탄산화 반응속도는 매우 느리게 진행되며 시간이 경과하여도 표면경도 저하 문제는 거의 발생하지 않는다. 탄산화 반응으로 인한 표면경도의 저하는 알칼리활성 슬래그 콘크리트에서 나타나게 되는데, 알칼리활성 슬래그 콘크리트는 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 가 거의 없어 탄산화 속도는 OPC 콘크리트에 비해 현저히 빠르며,⁽⁴²⁾ CSH 겔이 직접 탄산화되므로 탄산화가 진행된 부분의 압축강도는 물/결합재비에 관계없이 약 50% 저하하는 특성을 보이게 된다. 대기 양생된 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 경우 압축강도가 30 MPa 이상에서도 대기노출에 따른 표면경도 저하가 발생하기도 한다. 표

면경도 저하는 백화와 함께 발생되는데, 이에 대한 원인 중 하나는 매트릭스에 흡착되어 있는 미반응 알칼리금속이온들의 탄산화와 표면건조에 의한 수화물의 탈수로 알려져 있다. 따라서 대기에 장기간 노출된 표면경도는 수중양생이나 밀폐양생에 비해 현저히 낮아지며, 이는 장기적으로 압축강도 및 내구성 저하의 원인이 된다.

(5) 내화학적성

알칼리활성 콘크리트의 염산 및 황산에 대한 저항성은 원재료에 따라 큰 차이를 보인다. 고온양생된 알칼리활성 플라이애쉬 콘크리트는 수화생성물이 대부분 지오라이트상으로 산에 부식이 쉬운 CaO가 적어서 내화학적성은 OPC 콘크리트에 비해 상당히 높은 편이다. 알칼리활성 슬래그 콘크리트는 CaO 비율이 높아 알칼리활성 플라이애쉬에 비해 상대적으로 부식되기 쉬워 내화학적성은 낮으나, OPC 콘크리트에 비해서는 황산저항성은 우수하고, 염산저항성은 비슷한 수준이다. 일반적으로 콘크리트의 내화학적성은 내부조직 치밀성과 골재와 매트릭스 경계면 공극의 영향을 받는데, 알칼리활성 슬래그는 공극의 크기가 작고 골재 표면의 점토질과 같은 물질들이 알칼리 자극제에 용해되기 때문에 골재와 페이스트 경계면의 공극 감소로 OPC 콘크리트 보다 높은 화학저항성을 나타낸다.

(6) 동결융해 저항성

알칼리활성 슬래그 콘크리트의 동결융해 저항성은 자극제에 따라 차이가 크며, 규산염을 자극제로 이용한 경우 공기연행제를 사용하지 않았음에도 압축강도는 100 사이클의 동결융해 이후에도 증가함을 보였다. 하지만 압축강도 3 MPa 수준의 Ca(OH)₂ 계열 자극제를 이용한 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 동결융해 저항성은 동일 강도의 OPC 콘크리트에 비해 현저히 낮으므로 동결융해 저항성은 사용 자극제 종류 및 첨가량에 의해 다양하게 변할 수 있다. 이에 비해 알칼리활성 플라이애쉬 콘크리트는 낮은 배합수량과 높은 전해질 농도로 인하여 OPC 콘크리트에 비해 동결융해 저항성이 높은 결과를 보인다.⁽⁴³⁾

라. 알칼리활성 슬래그 결합재

잠재수경성을 가진 고로슬래그 미분말을 모재료로 사용하고 알칼리성 자극제로 활성화시켜 수화반응을 유도하는 재료를 알칼리활성 슬래그 결합재라고 한다. 알칼리활성 슬래그 결합재는 자극제의 종류와 조합, 투입량에 따라 결합재를 제조하는 방법은 무수히 많아지게 되며, 각각의 물리적 특징은 차이를 보인다. 자극제는 고농도의 몰유리와 수산화나트륨 용액을 사용하는 방법과 분말형 알칼리염을 사용하는 방법이 있다. 용액을 사용할 경우 경화속도나 강도적인 측면에서 유리한 면이 있으나, 현장에 적용하기에는 지대포장이 가능하고 운송과 저장이 용이하며, 기존 시멘트계열의 결합재의 배합비를 그대로 적용 가능한 분말형이 알맞을 수 있다.

Shi 등⁽⁴⁴⁾은 고로슬래그 미분말의 다양한 자극제의 영향에 대하여 검토한 결과, 산성을 나타내는 재료는 자극제로 사용하기 어려우나, 강한 염기성을 가지는 재료가 효과적인 자극제로 사용될 수 있음을 연구하였다. Glukhovsky 등⁽⁴⁵⁾⁽¹⁷⁾은 알칼리활성화제를 6개의 그룹으로 화학적 특성에 따라서 [표 4.6]과 같이 분류하였다. 여기서 M은 Na^+ , K^+ , Ca^{2+} 등의 알칼리 금속 이온을 말한다.

[표 1.2] 알칼리활성화제의 분류(Alkali-Activator Classification)

1	가성알칼리 (caustic alkalis)	MOH
2	비규산 약산염 (non-silicate weak acid salts)	M_2CO_3 , M_2SO_3 , M_3PO_4 , MF etc
3	규산염 (silicate)	$\text{M}_2\text{O} \cdot n\text{SiO}_2$
4	알루미늄산염 (aluminates)	$\text{M}_2\text{O} \cdot n\text{Al}_2\text{O}_3$
5	알루미늄 규산염 (aluminosilicates)	$\text{M}_2\text{O} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot (2\sim 6)\text{SiO}_2$
6	비규산 강산염 (non-silicate strong acid salts)	M_2SO_4

NaOH , Na_2CO_3 , $n\text{SiO}_2$, Na_2SO_4 의 활성화제는 가장 널리 쓰이며 경제적인 화학물질이다. 칼륨 화합물들은 그 성능이 매우 뛰어나기 때문에 가끔 실험에 사용되기도 하지만 가격이 높은 단점으로 성능과 특성이 비슷한 가격이 낮은 나트륨 화합물을 주로 사용한다.⁽⁴⁶⁾

자극제는 단독으로 사용했을 때 슬래그 미분말을 경화시킬수 있는 주자극제, 단독으로는 경화 진행이 어려우나 주자극제와 같이 사용시에 강도 증진효과를 낼 수 있는 보조자극제로 나눌 수 있다. 송금일⁽¹³⁾은 분말형 자극제를 이용하여 알칼리활성 슬래그 결합재의 특성을 확인하였으며, 주자극제로는 수산화나트륨(NaOH), 메타규산나트륨(Na_2SiO_3), 수산화칼슘($\text{Ca}(\text{OH})_2$)을 사용하고, 보조자극제로 탄산나트륨(Na_2CO_3), 황산나트륨(Na_2SO_4), 불화규소 나트륨(Na_2SiF_6) 등을 사용하여, 고로슬래그 미분말을 활성화시킬 수 있는 주자극제와 보조자극제의 최적의 조합량을 규명하였다.

알칼리활성 슬래그 결합재의 특징은 모재료를 활성화시키기 위해 첨가하는 알칼리활성화제의 종류와 첨가량, 양생방법, 물/결합재비율 등에 따라서 영향이 달라지기 때문에 변동적이다. 일반콘크리트와 비교하여 알칼리활성 슬래그 결합재가 가지는 장점은 초기 압축강도 발현이 우수하며, Glukhovsky 등⁽⁴⁷⁾은 알칼리활성 슬래그 결합재 사용한 콘크리트의 10년 후 강도는 28일 강도보다 100~200% 증가함을 확인하였다. 선행연구에 의해 알칼리활성슬래그 결합재의 초기강도 및 장기강도 발현의 우수함을 알 수 있다. 일반콘크리트는 초기 배합성능 발현을 위해 총 질량의 25~27%의 물이 필요한 반면, 알칼리활성 슬래그 결합재는 자극제의 표면활성 효과로 인하여 17~22%정도의 물로 일반콘크리트보다 적은 배합수를 요구한다.⁽⁴⁷⁾ 알칼리활성슬래그는 내부 모세관 공극이 일반콘크리트보다 매우 작게 되어있음을 대부분의 연구에서 보여주며, Pu⁽⁴⁸⁾는 24시간동안 4MPa의 수압하에 있는 알칼리활성 슬래그 콘크리트의 투수 두께는 2~6mm로서 0.2~1.2MPa의 불 투수성능을 갖는 일반콘크리트 보다 높게 있음을 확인하였다. 수화반응열은 낮은 Ca/Si 비를 갖고 있어 일반콘크리트 보다 적은 수화 에너지를 필요함으로 낮다. 알칼리활성화 슬래그 결합재는 매트릭스의 경계면을 취약하게 하는 조약한 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 가 존재하지 않고 알칼리활성화제에 의해 골재 표면의 점토질과 같은 물질들이 용해되어 강한 경계면을 갖기 때문에 화학약품에 대한 높은 저항성을 갖는다. 이 외에도 알칼리활성 슬래그 결합재는 일반콘크리트와 유사한 중성화속도를 보이며, 동결융해 저항성, 철근보호성, 고강도 콘크리트, 우수한 내화성능 등이 연구를 통해 확인된 바 있다.⁽⁴⁷⁾⁽⁴⁹⁾

마. 알칼리활성 슬래그 콘크리트 제조시 CO₂ 배출량

본 연구에서 사용된 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 제조시 발생되는 이산화탄소량과 보통 포틀랜드시멘트를 사용하는 일반콘크리트와 비교하기 위해서 30 MPa 급의 일반콘크리트 배합표의 재료량으로 비교하였다. 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 배합재료에서 혼화제와 섬유는 제외하였고, 일반콘크리트에서는 혼화제를 제외하여 1 m³ 제조시 발생되는 이산화탄소량을 산출하였다. 사용재료의 이산화탄소 배출량은 국가 LCI DB 와⁽⁵⁰⁾ JSCE의 LCI DB 를⁽⁵¹⁾ 참고하였다.

[표 1.3] 알칼리활성 슬래그 모르타르 CO₂ 배출량(1 m³)

구분	kg/ m ³	CO ₂ -kg/kg	CO ₂ -kg
고로슬래그	1020.40	0.0265	27.0406
수산화칼슘(Ca(OH) ₂)	85.50	0.5173	44.2291
황산나트륨(Na ₂ SO ₄)	34.20	1.0285	35.1747
잔골재	456.00	0.0026	1.1856
배합수	385.4	0.000196	0.0755
합계			107.71

[표 1.4] 일반콘크리트 CO₂ 배출량(1 m³)

구분	kg/ m ³	CO ₂ -kg/kg	CO ₂ -kg
시멘트	331	0.9440	312.4640
잔골재	802	0.0026	2.0852
굵은골재	900	0.0075	6.7500
혼화재(Fly-ash)	83	0.0196	1.6268
배합수	166	0.000196	0.0325
합계			322.96

알칼리활성 슬래그 무시멘트 모르타르와 일반콘크리트(30 MPa)의 제조시 발생하는 이산화탄소량을 비교한 결과, 일반콘크리트는 322.96 kg 이 발생하며, 알칼리활성 슬래그 모르타르는 107.71 kg 으로 조사되었다. 이는 PVA 섬유와 혼화제를 제외한 결과로, 사용재료의 제조시 발생하는 이산화탄소량만을 가지고 산출하였다. 더 정확한 비교를 위해서는 재료제조 후의 운송과 콘크리트 생산단계(배합과정 및 양생 등) 및 운송단계 등을 포함하여야 할 것으로 사료된다. 양근혁 등(2011)⁽⁵²⁾은 콘크리트의 강도별 배합량에 따라서 이산화탄소 배출을 조사하였으며, 사용재료의 제조시, 재료제조 후의 레미콘 공장까지의 운송, 콘크리트 생산단계 및 현장 운송 단계까지를 포함한 이산화탄소 배출량을 산출하여, 알칼리활성 슬래그 콘크리트가 압축강도에 따라 55~70% 정도 감소되는 결과가 나왔다. 양근혁 등(2011)⁽⁵²⁾의 연구결과를 참고하여 본 연구에서 산정한 이산화탄소량이 적절한 것으로 사료된다.

제3절 연구 내용 및 방법

기존의 섬유보강 복합재료는 시멘트를 기반으로 한 결합재가 대부분으로 시멘트 100%를 사용하거나 플라이애쉬나 고로슬래그 등의 혼화재를 다량 치환한 시멘트 섬유복합체이다. 시멘트를 전혀 사용하지 않은 결합재를 기반으로 한 섬유복합재료에 대한 연구는 미흡한 실정이며, 향후 알칼리활성 슬래그 결합재가 일반 시멘트 결합재와 동등한 수준의 성능이 확보가 될 경우 사용량 증가에 대비하여 고연성의 특징을 가지는 슬래그 기반 섬유복합체의 재료특성 또는 구조재료 적용성에 대한 많은 선행연구가 필요하다. 기존 시멘트 기반 섬유보강 복합재료 중 합성섬유를 사용하며, 변형경화거동을 보이는 대표적인 복합재료는 미국 미시건 대학 Victor C. Li의 연구팀에서 개발한 ECC(Engineered Cementitious Composite)를 들 수 있다.⁽⁷⁾ ECC는 미시역학 및 안정상태균열이론에 근거하여 미세균열을 유도하기 위해 굵은 골재를 사용하지 않고 잔골재만을 사용하며, 산업부산물인 슬래그와 플라이애쉬 등을 결합재 일부로 사용한다. 섬유혼입률은 체적비 2% 이내로 단섬유(8~30mm)를 혼입하며, 고성능감수제를 소량 투입하여 섬유의 분산성 및 자기충전성의 특징을 갖는다.

최근에 친환경 재료에 대한 관심의 증가로 고로슬래그를 모재료로 사용한 연구가 활발히 진행되었으며,⁽⁵³⁻⁶⁰⁾ 알칼리활성 슬래그에 섬유를 혼입한 경우에도 시멘트를 기반으로 한 섬유복합재료와 같이 마이크로역학과 파괴역학의 개념을 통해 해석이 가능하고 목표 압축강도에 따라 기대 인장강도 및 변형률을 발휘가 가능한 섬유와 혼입률을 결정할 수 있는 것으로 확인되었다.

본 연구에서는 알칼리 자극제로 활성화시킨 고로슬래그만을 결합재로 이용하여 합성섬유인 PVA섬유를 혼입한 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유합체의 역학적성능 확보와 이를 구조부재에 적용하여 구조성능을 평가하고자 한다.

개발된 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 굳기전 특성을 파악하기 위해 슬럼프플로 시험을 수행하였으며, 경화 후 역학적성능 평가를 위하여 압축강도 시험, 1축 인장강도 실험, 패널 휨 실험, 1면 전단강도 실험, 2축 전단강도 실험을 실시하였다. 2축 전단강도 실험 결과를 바탕으로 2축 응력상태에서의 전단거동 관한 역학적특성과 구성관계를 통해 AASFC 패널의 비선형해석을 수행하였다. 구조부재를 성능평가하기 위해 보와 전단벽을 제작하여 재하실험을 실시하였으며, 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 적용 보의 휨강도, 전단강도 설계식을 제안하고,

비선형해석 층상화 휨 해석과 비선형 유한요소해석을 통해 구조부재의 실험결과와 제안된 설계식을 비교검증을 하였다.

[표 1.5] 연구 내용 및 방법

<p>1. 연구목표</p>	<ul style="list-style-type: none"> □ 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 최적 배합 제시 □ 섬유혼입률에 따른 유동성 및 역학적성능 확보 □ 구조부재 적용 성능 확보
<p>2. 연구내용 및 방법</p>	<ul style="list-style-type: none"> □ 유동성 평가 슬럼프플로 시험 □ 역학적성능 평가 압축강도, 1축 인장, 휨, 1면 전단, 2축 전단 □ 구조부재 성능평가 보의 휨 및 전단 실험, 전단벽 실험 □ 부재설계식 제안 휨강도 설계식 제안, 전단강도 설계식 제안 □ 비선형해석 2축 전단 비선형해석, 비선형 층상화 휨 해석 비선형 유한요소해석

제2장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 배합 및 역학적특성

제1절 배합개요

1. 개 요

본 장에서는 산업부산물인 고로슬래그 미분말과 알칼리활성화제를 이용하여, 시멘트를 전혀 사용하지 않는 알칼리활성 슬래그를 결합재로 하고 함성섬유인 PVA 섬유를 혼입하여 고연성 및 변형경화거동의 역학적특성을 갖는 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 최적의 배합을 도출하고 배합 특성과 경화 후에 역학적특성을 분석하고자 한다.

결합재를 구성할 재료인 고로슬래그 미분말은 3종을 사용하고 활성화를 위한 자극제는 강도발현에 적합한 분말형 알칼리활성화제 중에서 주자극제와 보조자극제를 선택하였다. 섬유의 선택은 기존의 고연성 섬유복합체에서 인장강도와 변형률이 검증된 PVA 섬유로 하였다. 기존의 시멘트를 결합재로 하였을 때와 비교하여 알칼리활성 슬래그 결합재는 동일한 점성 및 유동성을 나타내기 위한 모르타르의 골재와 배합수의 비율이 동일하지 않고 혼화제의 사용 유·무 및 투입량도 다르기 때문에 적정 배합비율 결정하는데 있어 섬유를 혼입하기전 모르타르의 유동성과 점성을 찾아 내면 보강섬유 혼입시에 섬유가 뭉침 없이 균등한 분산을 만들어 낼 수 있다.

본 연구에서는 30~40 MPa 강도를 갖는 시멘트 기반의 고연성 섬유복합체의 역학적특성을 목표로 하며, 보강섬유는 고연성 섬유복합체의 제조를 위해 개발된 길이 12 mm, 인장강도 1600 MPa, 표면 오일 코팅된 PVA 섬유를 사용한다. 결합재 및 골재, 배합수의 배합비율은 같고 섬유혼입률을 1.00%, 1.25%, 1.50%, 2.0%로 변수를 두어 4가지 배합으로 구성하였다. 각 배합의 섬유혼입률이 다르므로 혼입률에 따라서 고성능감수제 투입량을 조절하였고, 보강섬유의 뭉침이 없고 균등한 분산이 되었을 때 슬럼프 플로 시험을 통한 유동성을 평가 후 최종 배합을 완료하였다.

2. 사용재료

본 연구에서는 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 제조하기 위해 필요한 재료는 고로슬래그 미분말, 알칼리활성화제, 골재로 규사 7호, PVA 섬유, 고성능 감수제, 소포제가 필요하며, 사용재료의 화학 또는 물리적 특성은 다음과 같다.

2.1. 고로슬래그 미분말

본 연구에서는 KS F 2563에⁽²⁹⁾ 규정된 고로슬래그 미분말 3종(4,300cm³/g)을 사용하였으며, 그 화학적 조성은 [표 2.1]과 같고, 비중과 영기도는 각각 2.93과 1.81이며, 강도발현과 속도를 제어하기 위해⁽¹³⁾ 석고가 첨가된 제품을 사용하였다.

[표 2.1] 고로슬래그 미분말의 화학적 조성

구분	화학적 조성 (%)									
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	Fe ₂ O ₃	SO ₃	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	TiO ₂	Blaine (g/cm ³)
비율	31.57	13.57	43.26	0.38	4.53	4.86	0.41	0.18	0.55	4300

2.2. 알칼리활성화제

본 연구에서 사용한 알칼리활성화제는 주자극제로 가성알칼리 계열의 수산화칼슘과, 보조자극제로 비규산계 강산염인 황산나트륨을 조합하여 사용하였으며, 모재료와 알칼리활성화제의 배합비율은 [표 2.2]와 같다.

[표 2.2] 알칼리활성 슬래그 결합재의 구성비율

구분	고로슬래그 미분말	수산화칼슘 (Ca(OH) ₂)	황산나트륨 (Na ₂ SO ₄)	합계
구성비	89.5	7.5	3.0	100.0

2.3. 골재(규사 7호)

본 연구에서는 매트릭스의 파괴인성이 작을수록 섬유복합체의 안정상태 균열이

발생할 확률이 커지기 때문에 잔골재만을 사용하며, 섬유복합체의 수축량을 줄이고 충분한 강성확보를 위해 평균직경이 100 μm , 비중 2.65인 S 사의 규사(Silica sand) 7호를 사용하였다.

2.4. PVA(Polyvinyl alcohol) 섬유

본 연구에서 사용한 섬유는 일본 K사에서 고연성 섬유복합재료에 적합하도록 제조된 PVA 섬유를 사용하였으며, 물리적특성은 [표 2.3]과 같다.

[표 2.3] PVA (Polyvinyl alcohol) 섬유의 물리적특성

Diameter (mm)	Length (mm)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Young's modulus (GPa)	Oil content (%)
0.04	12	1600	6	37	0.8

2.5. 고성능감수제(Superplasticizer)

알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 균등한 섬유분산과 고유동성의 특징을 발휘하기 위하여 KS F 2560 콘크리트용 화학혼화제에서⁽⁹²⁾ 규정하는 요구성능에 부합하는 결합재 2% 이내로 고성능감수제를 혼입하였다.

[표 2.4] 고성능감수제(Superplasticizer)의 요구성능

구분	물리적성질				품질성능						
	색상	주성분	pH	비중	감수율	블리딩 량비	응결시간차		압축강도비		
							초결	종결	3일	7일	28일
고성능 감수제 (표준형)	연미색	PC계	7.0	1.04	21.6	41.0	+60	+50	141	133	128
KS F 2560	-	-	-	-	≥ 18	≤ 60	-30~+120	-30~+120	≥ 135	≥ 125	≥ 115

2.6. 소포제

본 연구에서 사용한 소포제는 백색 미분말로 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유 복합체를 믹서를 이용하여 제조시에 발생하는 큰 기포를 제거하기 위하여 첨가하였다. 최정일⁽¹¹⁾에 의하면 소포제를 적정량 투입하였을 때, 소포제를 투입하지 않은 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 압축강도, 인장강도 및 인장변형성능이 증가하는 것으로 나타났다. 큰 기포가 제거되어 매트릭스를 밀실하게 하고 섬유와의 부착력을 증가시키기 때문인 것으로 사료된다.

3. 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 배합

2.1. 배합표

본 연구에서 고연성의 특징을 갖는 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 (AASFC) 제조를 위해서 역학실험을 통한 검증 이전에 사전 배합을 통한 배합 비율 조절이 필요하다. 섬유혼입에 따라서 적절한 점성과 유동성을 가져야 하며, 재료분리가 발생하지 않아야 한다. 사전배합을 시행하여 구한 배합의 재료 구성비율은 [표 2.5]와 같다.

[표 2.5] 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC) 배합표

구분	결합재		물/바인더 비율	골재/바인더 비율	PVA 섬유혼입률 (Vol %)
	고로슬래그 미분말	알칼리활성화제			
M0	3종	수산화칼슘 (Ca(OH) ₂)	0.338	0.40	0.00
M1					1.00
M2					1.25
M3					1.50
M4					2.00

* 결합재 구성비율 : 고로슬래그 89.5%, 수산화칼슘 7.5%, 황산나트륨 3.0%

* PVA : Polyvinyl alcohol

2.2. 제조 및 양생

[표 2.5]와 같이 재료를 준비 후에 버티컬믹서기를 이용하여 배합을 실시한다. 결합재 재료인 고로슬래그 미분말과 알칼리활성화제를 믹서기에 투입하여 충분히 혼합이 될 때까지 비빔을 한다. 다음은 골재를 나누어 넣으면서 결합재와 골재가 골고루 혼합이 되면, 고성능감수제를 미리 혼입한 배합수를 나누어 투입하고 충분한 점성과 유동성이 확보가 된 후, PVA 섬유를 넣고 섬유가 뭉치지 않고 균등한 분산이 될 때까지 비빔을 하며, 마지막으로 소포제 투입하여 비빔 후에 종료하였다.

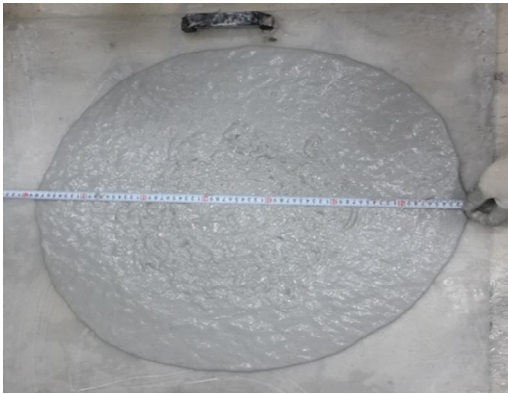
믹서기 비빔이 완료된 후에 실험체 제작을 위해 거푸집에 타설을 하며, 인장응력을 받는 경우에는 주의가 필요하다. 고연성 섬유복합체에 사용하는 보강섬유는 단섬유로 비교적 길이가 8~30 mm 로 짧고 3차원 무작위 분산되므로 인장응력을 받는 실험체 몰드에 타설을 할 때, 한 번에 채우지 못하고 적층 타설을 해야하는 경우 실험하고자 하는 응력의 방향과 평행이 되지 않으면, 적층 타설 된 부분은 보강 섬유가 매입이 되지 않는 경계면이 생길 수 있으며, 이 경계면은 응력에 취약할 수 있으므로 실험체 제작시에 주응력 방향을 주의하고, 경계면이 생기지 않도록 적층 부분을 교반하면서 타설이 필요하다. 타설이 완료되면 수분 증발을 막기 위해 비닐 등으로 노출된 표면을 감싸고, 기중 양생은 양생 온도 $23^{\circ}\text{C} \pm 3^{\circ}\text{C}$, 상대습도 $60\% \pm 5\%$ 로 양생하며, 실험체 경화 후에 탈형하고 재령 28일이 될 때까지 양생 온도 $23^{\circ}\text{C} \pm 3^{\circ}\text{C}$ 의 수조에서 수중양생을 실시하였다.

2.3. 슬럼프 플로 시험

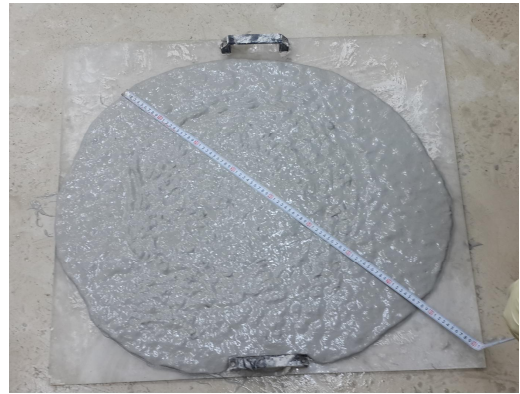
슬럼프 플로 시험은 KS F 2594에⁽⁹³⁾ 따라 실시하였으며, [그림 2.1]과 같이 슬럼프 플로 값을 측정하였다. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 슬럼프 플로 시험 결과는 [표 2.6]과 같다. 섬유혼입률 1.00~1.50%까지는 700 mm 이상의 고유동성을 보였으며, 2.00% 혼입률에서는 600 mm 이하의 결과가 나와 다소 유동성이 떨어지는 결과를 보였다. 시멘트계 고연성 섬유복합체도 마찬가지로 배합의 비율과 섬유의 종류 및 혼입률에 따라서 유동성의 차이가 있지만, 본 연구에서 AASFC 배합조건인 물/바인더 비율 33.8%, 골재/바인더 비율 40%, PVA 섬유혼입률 2.00% 이상에서는 다소 유동성이 감소되는 것으로 사료된다.

[표 2.6] 슬럼프 플로 시험 결과

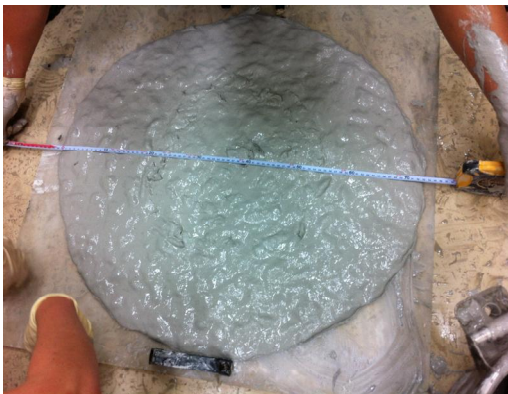
구분	섬유혼입률 (Vol %)	슬럼프 플로 (mm)
M1	1.00	710
M2	1.25	770
M3	1.50	730
M4	2.00	540



(a) M1



(b) M2



(c) M3



(d) M4

[그림 2.1] 슬럼프 플로 시험 결과

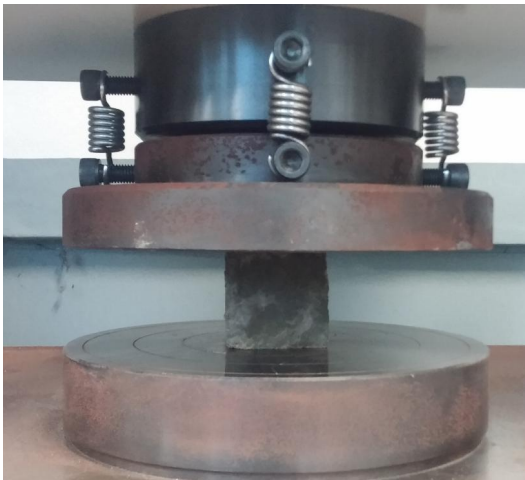
제2절 역학실험 개요 및 방법

1. 실험개요

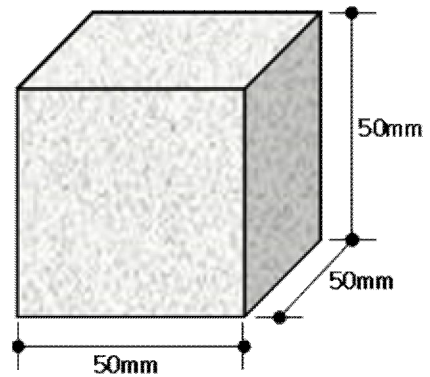
알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 제조하고 경화 후에 기본적인 역학적 특성을 파악하기 위해 압축강도 시험, 1축 인장강도 실험, 1면 전단강도 실험, 2축 전단강도 실험을 진행하였다. 실험체를 제작하고 28일간 양생 후에 역학실험을 수행하였으며, 각각의 실험방법은 다음과 같다.

2. 압축강도 시험

압축강도 시험은 KS L 5105에⁽⁹⁴⁾ 규정된 50mm 입방 시험체를 제작하여 28일간 양생 후에 100kN 용량의 UTM 기기를 이용하여 아래 [그림 2.2]와 같이 측정하였다.



(a) 압축강도 시험방법

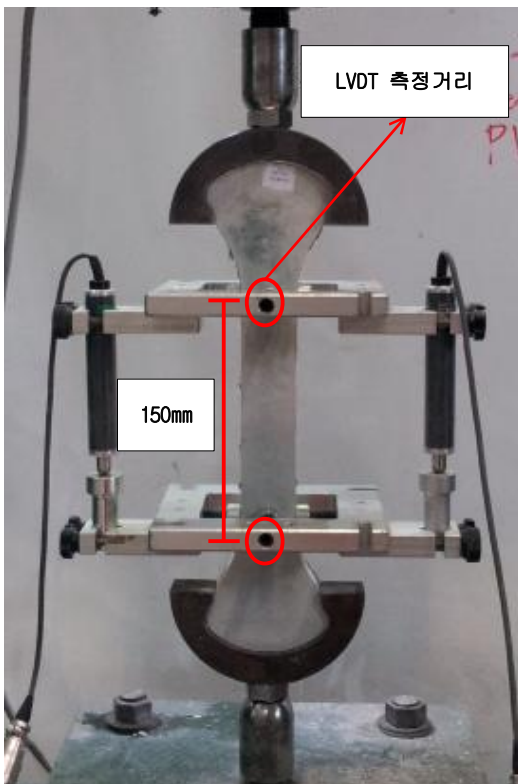


(b) 압축강도 시험체 규격

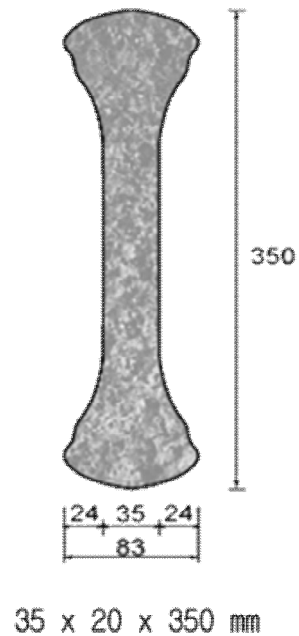
[그림 2.2] 압축강도 시험(KS F 2594)

3. 1축 인장강도 실험

기존의 일반콘크리트는 1축 인장 실험을 따로 규정하고 있지 않기 때문에 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 인장실험은 김운용 등⁽⁶²⁾이 시멘트계 고연성 섬유복합체의 인장강도-변형률을 측정하기 위해 제안한 방식으로 [그림 2.3]와 같이 실시하였다. 실험체는 도그본 형태로 양쪽을 지그로 맞물려 0.2mm/min의 속도로 하중을 가력하며 상단의 로드셀을 통해 인장강도를 측정하고, 인장변형률은 LVDT(The linear variable differential transformer)를 실험체 양쪽에 부착하여 150mm 계측거리를 기준으로 변위를 측정한 후 변형률로 환산하였다.



(a) 1축 인장 실험방법

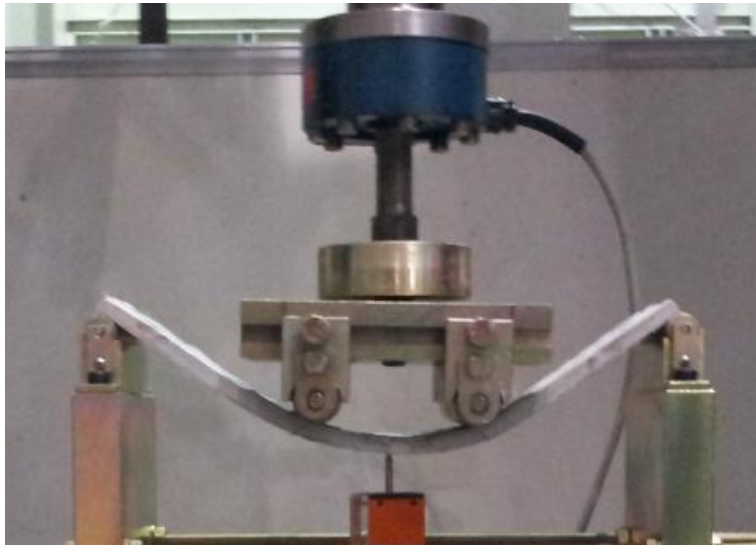


(b) Dog-Bone 실험체

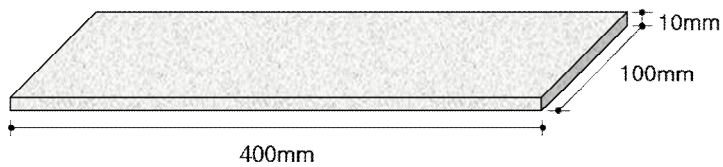
[그림 2.3] 1축 인장강도 실험

4. 휨 실험

고연성 섬유복합체는 일반콘크리트나 강섬유가 혼입된 FRC 보다 휨강도 및 연성 또한 높은 특징이 있다.⁽⁶³⁾ 휨 실험 방법은 [그림 2.4]와 같은 400 mm × 100 mm × 10 mm 크기의 직사각형 실험체를 제작하여, 하중은 4점 재하로 2개의 지간 롤러 거리는 380mm, 실험체 중심에서 50mm 떨어진 거리에서 각각 2개의 재하 롤러가 있으며, 재하는 0.06 ± 0.04 MPa/s 의 속도로 제어하였다.



(a) 휨강도 실험방법



(b) 휨 패널 실험체

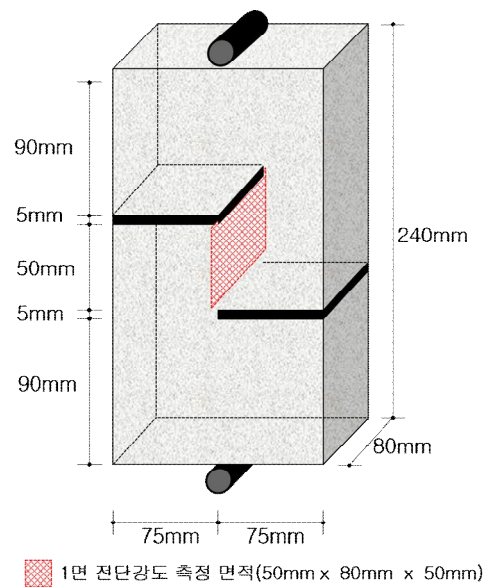
[그림 2.4] 휨 실험

5. 1면 전단강도 실험

고연성 섬유복합체는 기존의 일반콘크리트와 비교하여 전단 등의 역학적특성에
 서도 향상된 재료 역학적 거동을 나타내는 특징이 있다.⁽⁶⁴⁾⁽⁶⁵⁾ 알칼리활성 슬래그
 무시멘트 섬유복합체의 1면 전단강도 실험체는 전단파괴를 유도하도록 전단 측정면
 의 양측에 노치를 5mm 두고 제작하였으며, 실험은 [그림 2.5]와 같이 실험체 양단
 중앙을 고정한 뒤, 하중을 가력하여 전단 측정면의 전단강도를 측정하였다.



(a) 1면 전단강도 실험방법



(b) 1면 전단 실험체

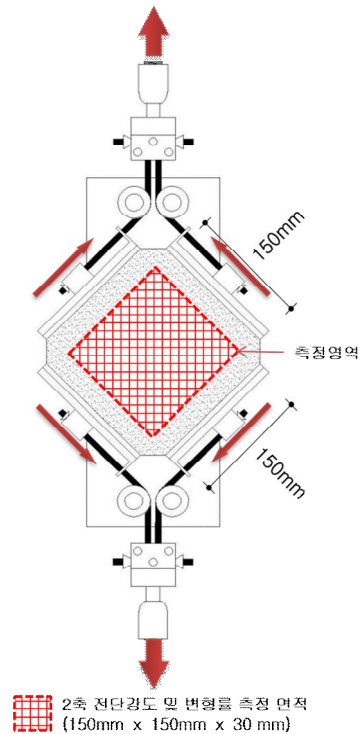
[그림 2.5] 1면 전단강도 시험

6. 2축 전단강도 실험

고연성 섬유복합체는 일반콘크리트와 비교하여 전단강도와 함께 전단변형률도 향상된다. 2축 전단거동을 하는 콘크리트 부재 및 구조시스템에 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 적용할 경우, 2축 응력상태에서의 전단거동에 관한 역학적 특성 분석 및 구성관계 모델링이 필요하다. 일부연구자들에 의해 부재 규모에서 고연성 섬유복합체에 대한 전단거동에 관하여 연구를 수행한 바 있으나⁽⁶⁴⁾⁽⁶⁶⁾⁽⁶⁷⁾⁽⁶⁸⁾ 압축가력에 의한 방법으로 실험체의 크기가 커서 제작 및 실험방법이 다소 어려운 단점이 있어, 조창근 등⁽⁶⁹⁾이 제안한 인장가력 방식의 순수전단 시험장치를 이용하여 실험을 실시하였다. 실험방법은 [그림 2.6]와 같이 전단강도 측정면에 힘을 전달하기 위해 실험체 타설 전에 미리 몰드 내에 볼트를 설치하고 타설하며 경화시킨 후에 제작된 지그를 장착하여 각 면내에 평행하게 가력한다. 전단강도 및 변형률을 측정할 실험체 측정면적은 150 mm × 150 mm 이며, 실험체 두께는 30 mm 이다.



(a) 2축 전단강도 실험방법



(b) 2축 전단 실험체

[그림 2.6] 2축 전단강도 실험

제3절 역학실험 결과

1. 압축강도 시험 결과

알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 압축강도 시험 결과는 [표 2.7]과 같다. 압축강도는 섬유가 혼입된 실험체는 32.60 MPa ~ 35.50 MPa 의 범위를 보였으며 섬유혼입률 1.00%인 M1 실험체의 평균 압축강도가 가장 높게 나왔고, 섬유혼입률 2.00%인 M4 실험체의 평균 압축강도가 가장 낮은 결과가 나와 섬유혼입률에 따른 압축강도 증가 효과는 없는 것으로 사료된다. [그림 2.7]은 압축파괴된 실험체의 모습을 나타내며, AASFC의 경우 섬유로 인하여 파괴후에도 형상을 유지하고 있는 것을 확인할 수 있다.

[표 2.7] 압축강도 시험 결과

구분	섬유혼입률(Vol %)	압축강도(MPa)
M0(PVA 0.00%)	0.00	30.95 ± 1.76
M1(PVA 1.00%)	1.00	34.25 ± 2.73
M2(PVA 1.25%)	1.25	35.50 ± 1.78
M3(PVA 1.50%)	1.50	33.70 ± 2.14
M4(PVA 2.00%)	2.00	32.60 ± 4.42



(a) M0

(b) M1

(c) M2

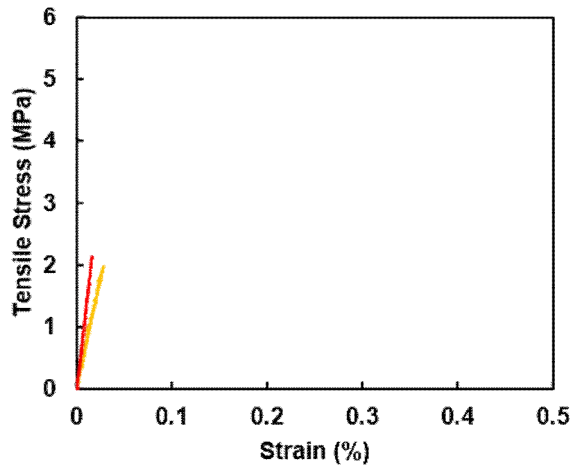
(d) M3

(e) M4

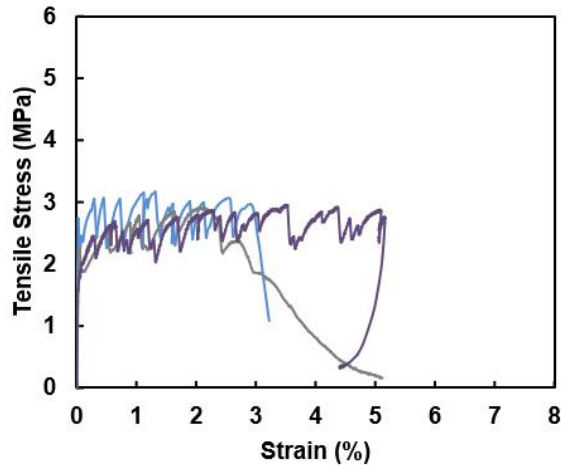
[그림 2.7] 압축강도 시험체 파괴 전경

2. 1축 인장강도 실험 결과

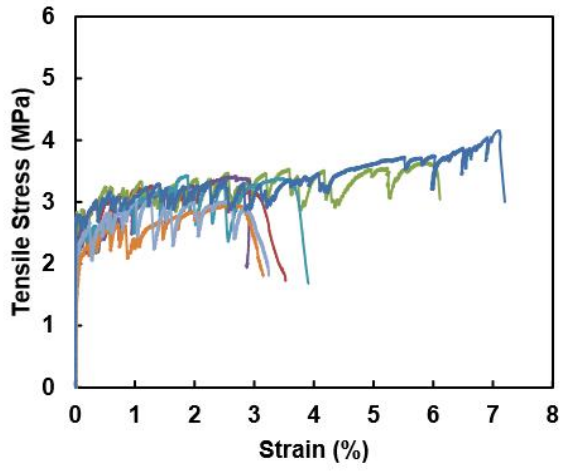
알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 각각 섬유혼입률에 따른 1축 인장강도 실험 결과 인장응력-변형을 그래프는 [그림 2.8]과 같다. 섬유혼입률이 증가할수록 균열강도, 인장강도, 인장변형률이 전반적으로 높게 나왔다. 다만, 섬유혼입률 2.00%인 M4 실험체가 섬유혼입률 1.50%인 M3 실험체에 비해 균열강도, 인장강도는 높았으나 인장변형률이 다소 감소하는 결과를 보였다.



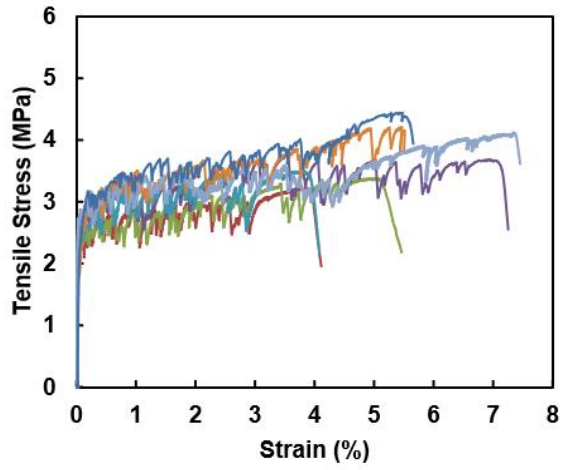
(a) MO (PVA 0.00%)



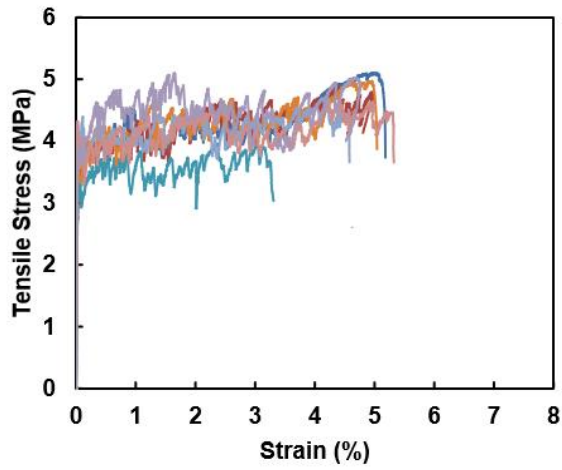
(b) M1 (PVA 1.00%)



(c) M2 (PVA 1.25%)

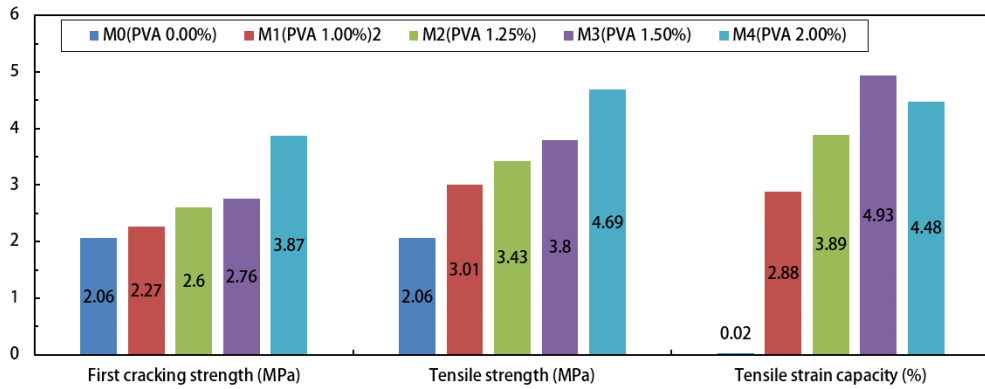


(d) M3 (PVA 1.50%)



(e) M4 (PVA 2.00%)

[그림 2.8] AASFC의 인장응력-변형률 그래프

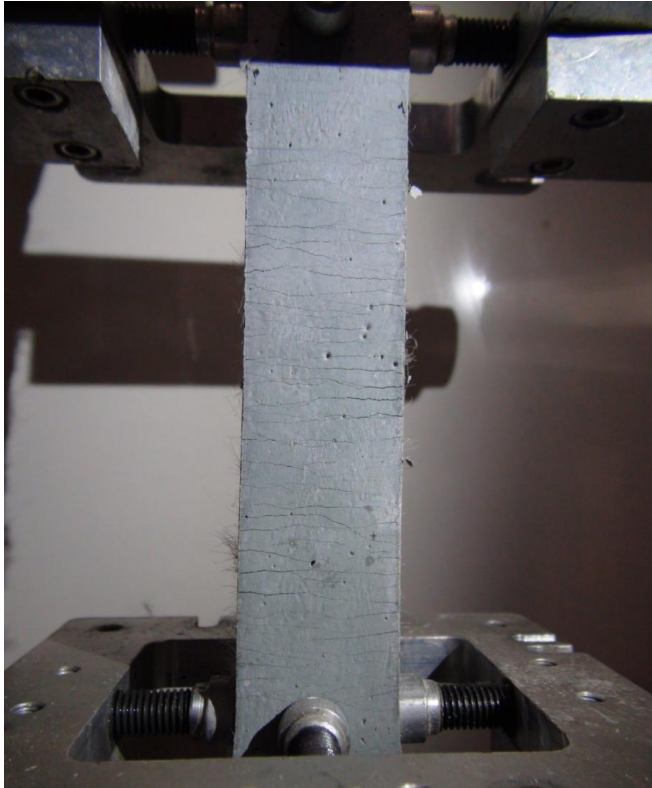


[그림 2.9] PVA 함유혼입율에 따른 균열강도, 인장강도, 인장변형률

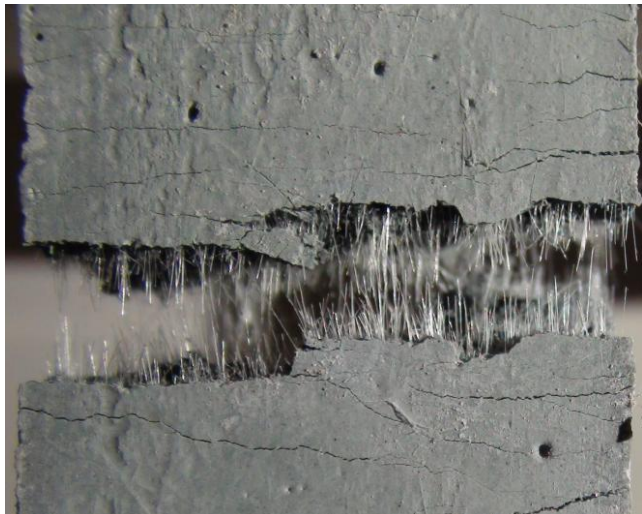
[표 2.8] 1축 인장강도 실험 결과

구분	균열강도	인장강도(MPa)	인장변형률(%)	강도성능지수
M0(PVA 0.00%)	2.06 ± 0.11	2.06 ± 0.11	0.02 ± 0.01	-
M1(PVA 1.00%)	2.27 ± 0.32	3.01 ± 0.14	2.88 ± 0.63	1.32
M2(PVA 1.25%)	2.60 ± 0.19	3.43 ± 0.40	3.89 ± 1.86	1.31
M3(PVA 1.50%)	2.76 ± 0.26	3.80 ± 0.46	4.93 ± 0.93	1.37
M4(PVA 2.00%)	3.87 ± 0.46	4.69 ± 0.42	4.48 ± 0.77	1.21

[그림 2.9]는 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 섬유혼입률에 따른 균열강도, 인장강도, 인장변형률의 변화를 비교할 수 있으며, [표 2.8]은 각 실험체별 실험결과 값을 나타낸다. [그림 2.10(a)]는 M3(PVA 1.50%) 실험체의 1축 인장실험 재하중에 다중균열이 진전하는 모습을 나타낸 사진으로 일정한 간격을 두고 균열이 진행했음을 확인할 수 있으며, [그림 2.8(c)]의 응력-변형률 그래프를 참조하여 변형경화거동을 나타냈음을 확인할 수 있다. [그림 2.8(b)]는 M3(PVA 1.50%) 실험체의 최대인장강도 도달 이후 섬유의 파단 모습으로, 섬유분산이 고르게 잘되어 제작되었으며 최종적으로 섬유파단에 의해 실험체가 최종파괴된 것으로 확인되었다. [그림 2.11]은 인장실험을 마친 각 타입별 다중균열발생 패턴을 보여주며, 실험체 일정한 간격으로 다중균열이 실험체 전구간에 걸쳐 발생했음을 알 수 있다. 강도성능지수는 초기균열강도 대비 인장강도에 대한 비율값으로 강도성능지수가 1보다 커야 균열진전이 이루어져 다중균열이 발생하게 된다.⁽¹¹⁾ [표 2.8]의 실험결과 값을 통해 강도성능지수가 1보다 큰 값을 보였고, 이는 변형경화거동의 첫 번째 조건인 강도조건을 만족하는 것을 확인하였다.

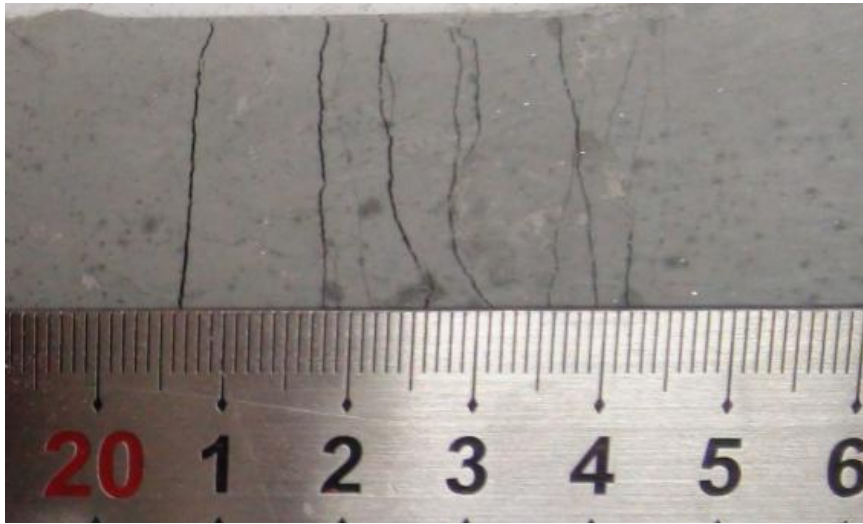


(a) 1축 인장 재하 중 다중균열 전경

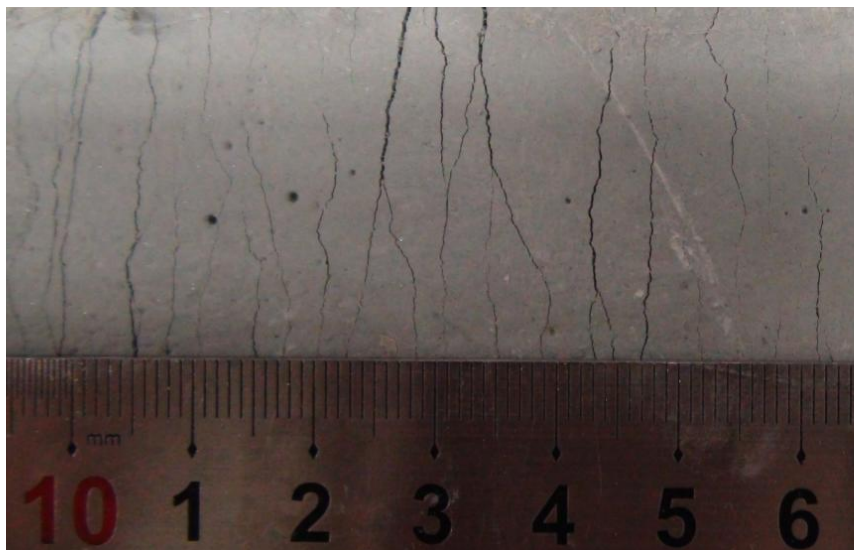


(b) 섬유 파단 후 전경

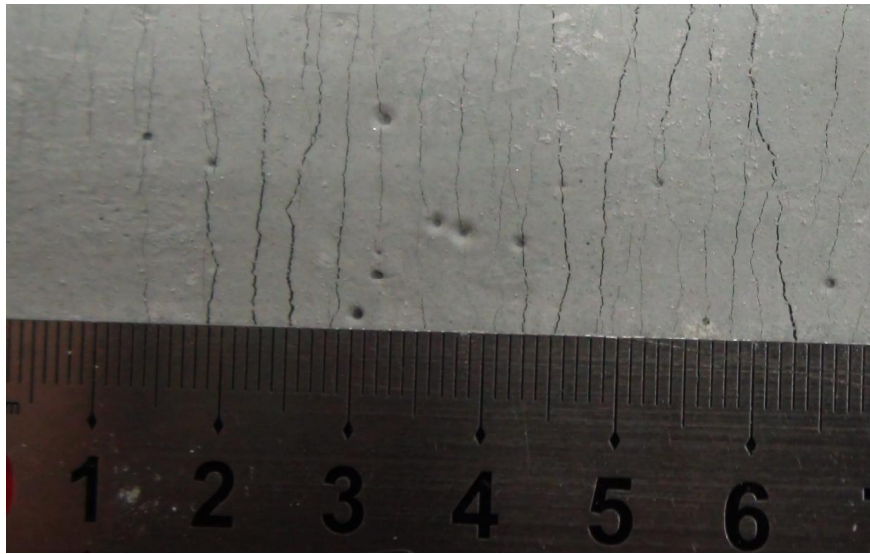
[그림 2.10] M3(PVA 1.50%) 실험체의 1축 인장 재하 전경



(a) M1(PVA 1.00%)



(b) M2(PVA 1.25%)



(c) M3(PVA 1.50%)

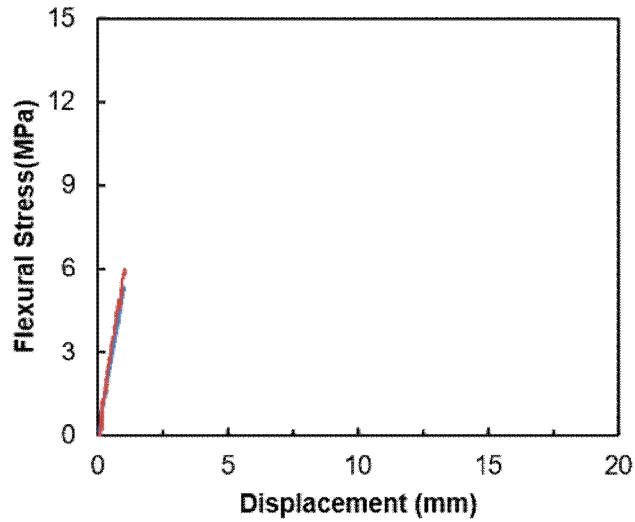


(d) M4(PVA 2.00%)

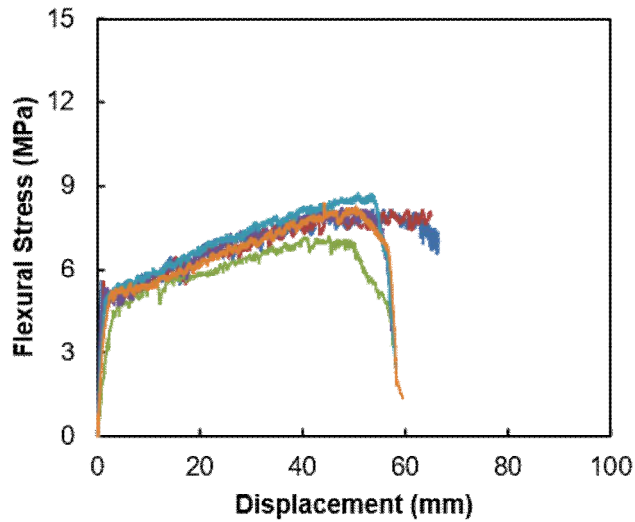
[그림 2.11] AASFC 인장실험체의 다중미세균열 전경

3. 휨 실험 결과

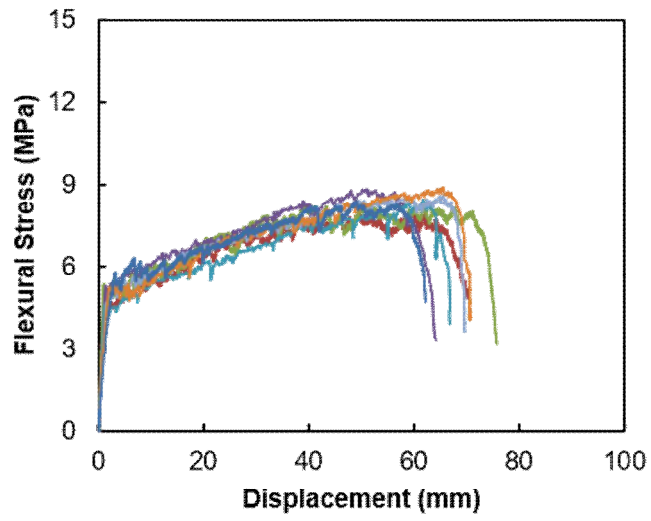
알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 섬유혼입률에 따른 휨 성능을 확인하기 위한 실험 결과, 휨 응력-변위 관계는 [그림 2.12]의 그래프와 같다. 휨 실험에서는 섬유혼입률이 증가할수록 휨강도와 처짐은 선형적으로 증가하는 결과를 보였다.



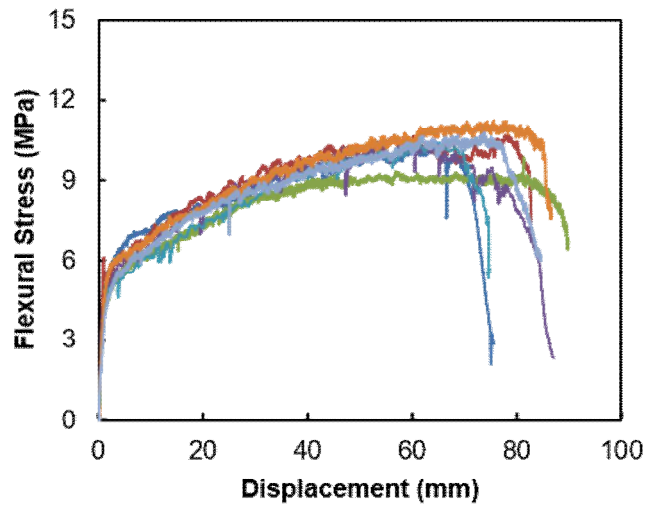
(a) MO (PVA 0.00%)



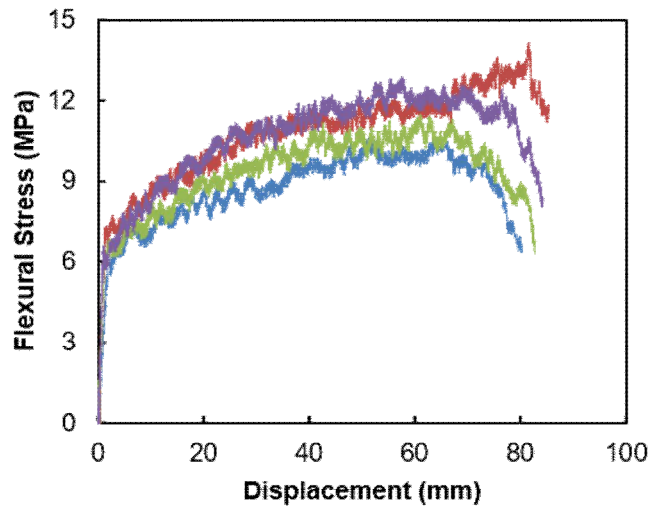
(b) M1 (PVA 1.00%)



(c) M2 (PVA 1.25%)

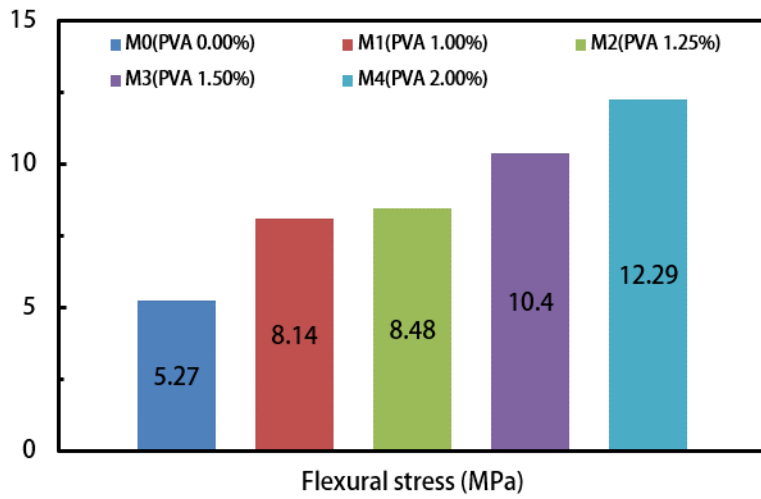


(d) M3 (PVA 1.50%)

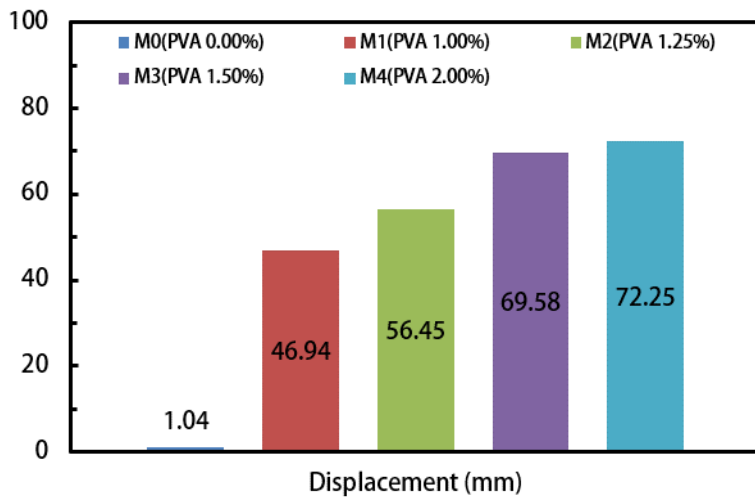


(e) M4 (PVA 2.00%)

[그림 2.12] AASFC의 휨 응력-처짐 그래프



(a) 섬유혼입률에 따른 휨 응력



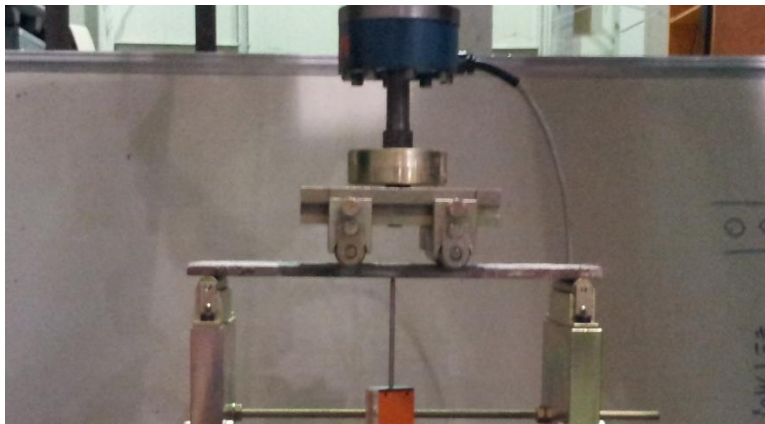
(b) 섬유혼입률에 따른 처짐

[그림 2.13] AASFC 의 휨 성능 비교 그래프

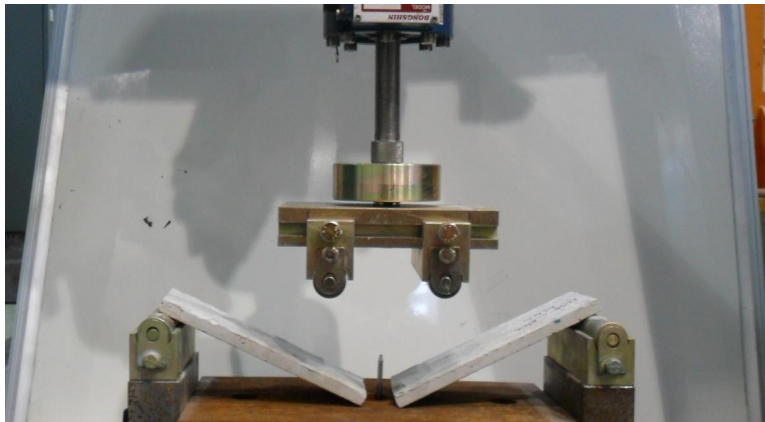
[표 2.9] 휨 실험 결과

구분	휨 응력(MPa)	처짐(mm)	휨 응력 증가율(%)	휨 처짐 증가율(배)
M0(PVA 0.00%)	5.27 ± 0.45	1.04 ± 0.04	-	-
M1(PVA 1.00%)	8.14 ± 0.52	46.94 ± 2.41	54	45.13
M2(PVA 1.25%)	8.48 ± 0.34	56.45 ± 9.71	60	45.27
M3(PVA 1.50%)	10.40 ± 0.52	69.58 ± 10.25	97	66.90
M4(PVA 2.00%)	12.29 ± 1.55	72.25 ± 8.24	133	69.47

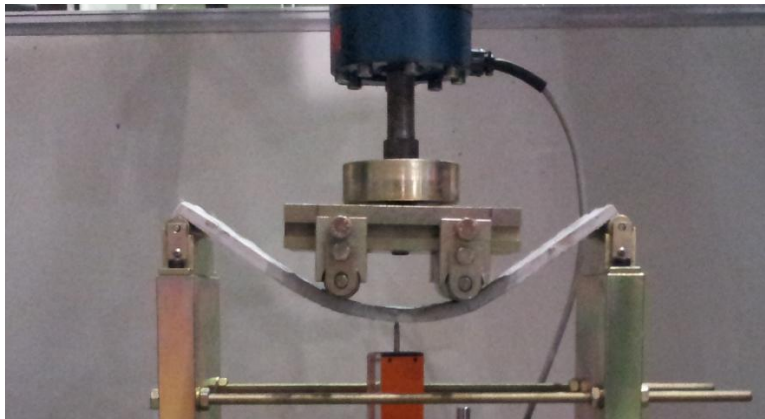
[그림 2.12]의 그래프를 통해 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 섬유혼입률에 따른 휨 응력과 변위의 변화를 쉽게 비교할 수 있으며, [표 2.9]에는 각 실험체별 휨 실험 결과 값을 나타내었으며, 섬유혼입이 되지 않은 모르타르에 비해 섬유혼입률별로 휨 응력의 증가율을 알 수 있다. 섬유가 혼입되지 않은 실험체의 경우 최대 하중 도달 이후 균열발생과 실험체가 파괴되었다. 평균 휨 응력 5.27 MPa로 측정되었고 섬유혼입률이 1.00~2.00%인 실험체의 경우 평균 휨 응력 8.14~12.29 MPa로 54~133%의 휨 응력 증가율을 보였다. 휨 처짐증가율은 섬유혼입률별로 45.13~69.47 배 증가함을 보였다. [그림 2.13~15]은 알칼리활성 슬래그 섬유복합체로 제작된 휨 실험체의 다중균열 제어를 통한 고연성의 특징을 잘 보여주고 있다. 휨 응력이 증가됨에 따라 과도한 처짐이 발생함에도 국부적인 균열로 인한 파괴가 발생을 하지 않고 균열제어로 다중균열 발생과 섬유의 가교작용을 통해 휘어진 상태에서도 응력이 점차적으로 증가하는 변형경화거동을 확인하였다. [그림 2.14]는 휨 실험이 완료된 후에 실험체별 다중균열 패턴으로, 휨 성능에 따른 다중균열의 간격 등의 변화를 확인할 수 있다. 가장 휨응력 및 처짐이 최대를 보여준 M4 실험체가 나머지 실험체에 비해 균열 간격이 좁고 개수가 더 많은 것을 보여주며, 이는 변형경화거동이 가장 우수하게 발휘되었음을 말해준다.



(a) 휨 하중 재하 전 전경

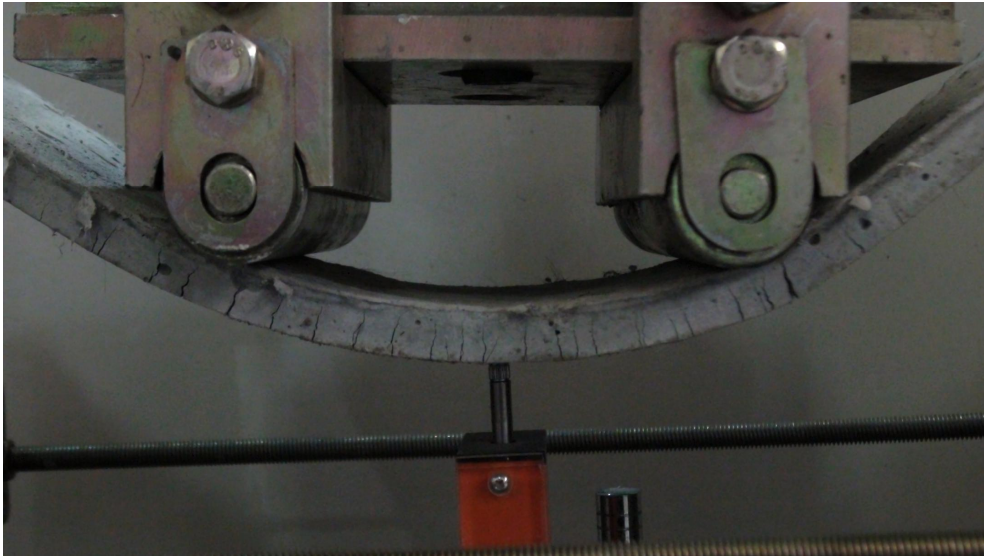


(b) 알칼리활성 슬래그 모르타르(섬유 보강 없음)

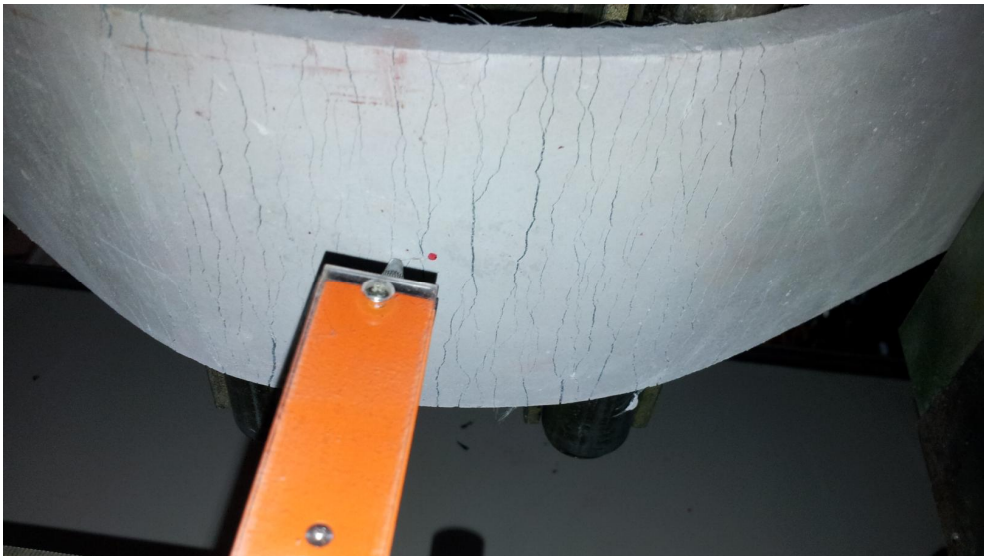


(c) 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 실험체의 최대 휨 응력 전경

[그림 2.14] 섬유보강과 무보강 실험체의 휨 실험 전경

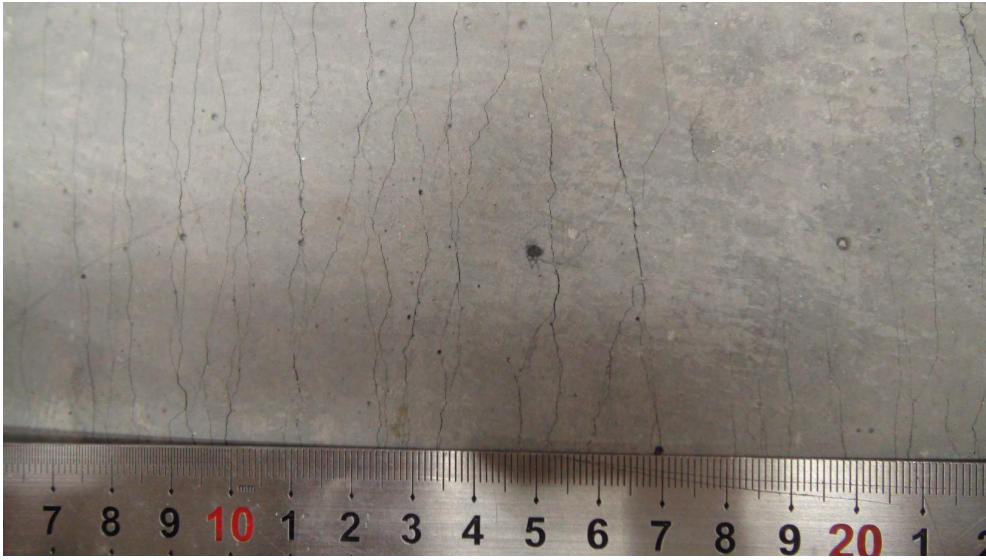


(a) M1(PVA 1.00%) 휨 실험체 재하 중 측면 다중균열 전경

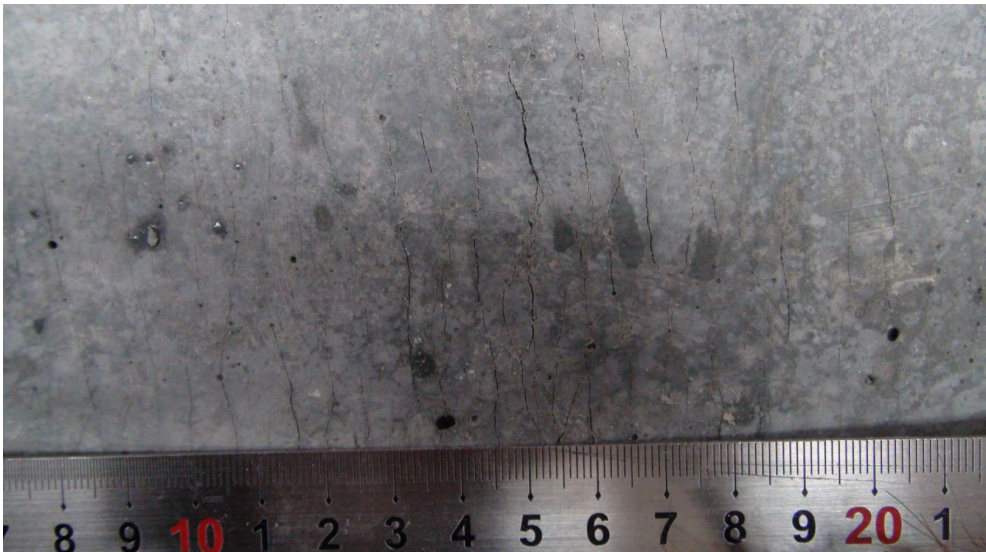


(a) M2(PVA 1.50%) 휨 실험체 재하 중 하부면 다중균열 전경

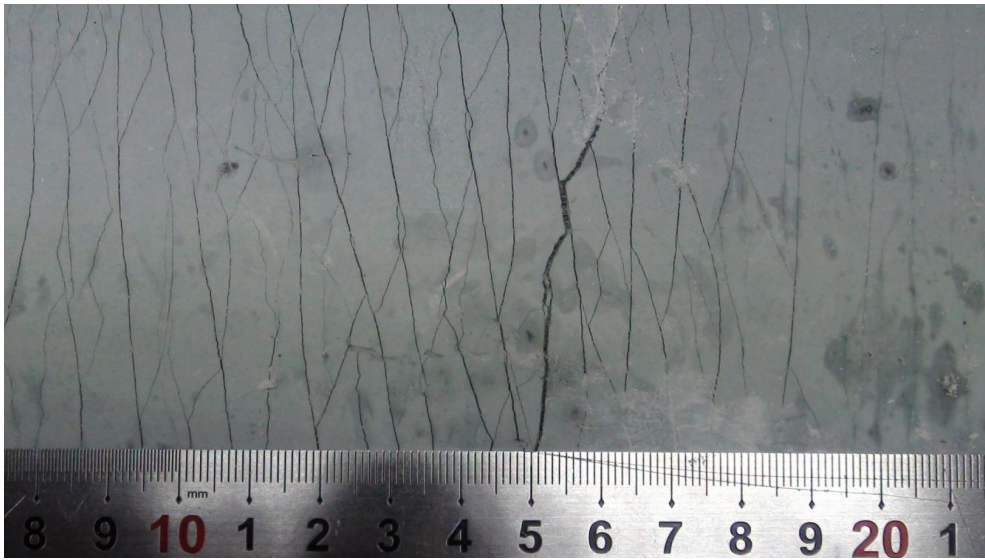
[그림 2.15] 휨 실험체 재하 중 다중균열 전경



(a) M1(PVA 1.00%)



(b) M2(PVA 1.25%)



(c) M3(PVA 1.50%)

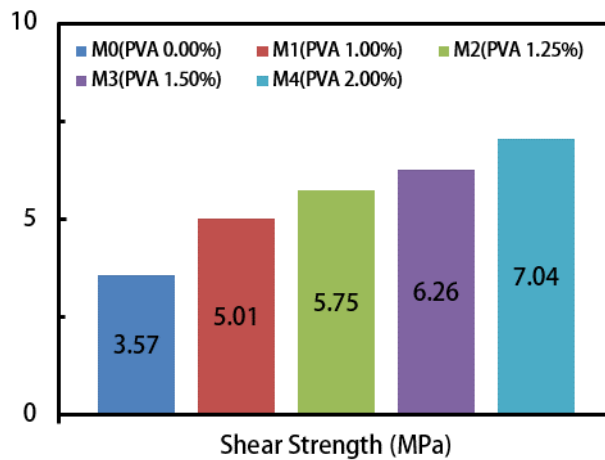


(d) M4(PVA 2.00%)

[그림 2.16] 흙 실험체의 다중균열 전경

4. 1면 전단강도 실험 결과

1면 전단강도는 [표 2.10]과 같이 섬유혼입률이 높을수록 전단강도는 향상되는 결과를 보였다. 섬유가 혼입되지 않은 알칼리활성 슬래그 모르타르로 제작한 실험체보다 섬유혼입률 2%인 M4실험체의 전단강도는 1.97배 높은 결과를 보였으며, 나머지 실험체인 M1~M3도 40~75% 전단강도가 향상된 결과를 나타내었다. [그림 2.16]는 1면 전단강도 실험 완료 후 실험체 파괴모습을 나타낸 사진이며, 실험체 모두 단면이 작은 전단측정면에서 전단파괴가 일어났음을 확인할 수 있다.



[그림 2.17] AASFC의 섬유혼입률에 따른 1면 전단강도

[표 2.10] 1면 전단강도 실험 결과

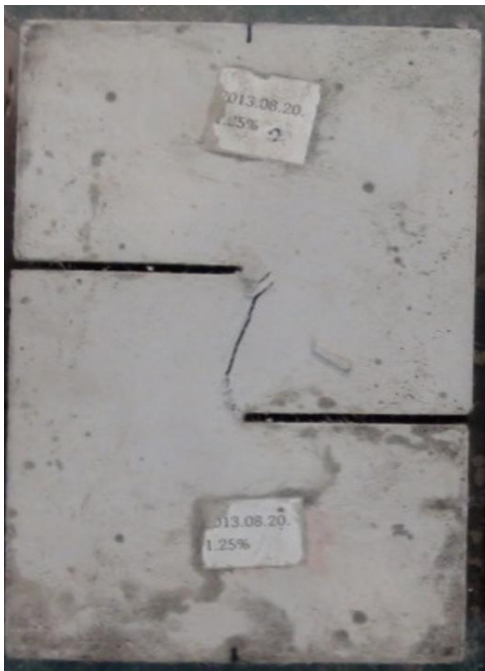
구분	1면 전단강도(MPa)	전단강도 증가비율(%)
M0(PVA 0.00%)	3.57 ± 0.06	-
M1(PVA 1.00%)	5.01 ± 0.36	40
M2(PVA 1.25%)	5.75 ± 0.52	61
M3(PVA 1.50%)	6.26 ± 0.73	75
M4(PVA 2.00%)	7.04 ± 0.11	97



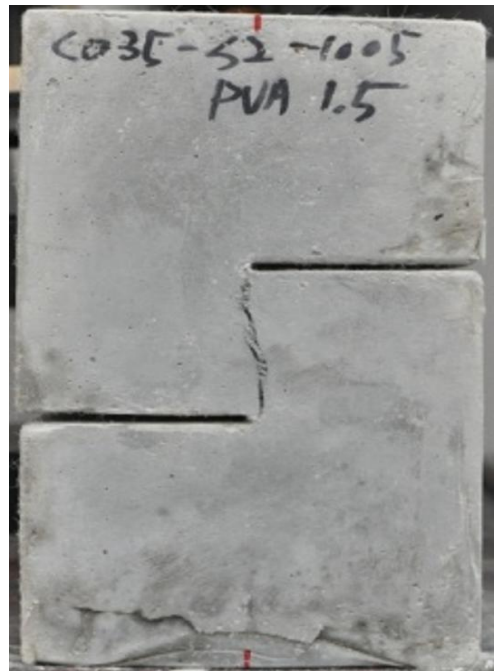
(a) M0(PVA 0.00%)



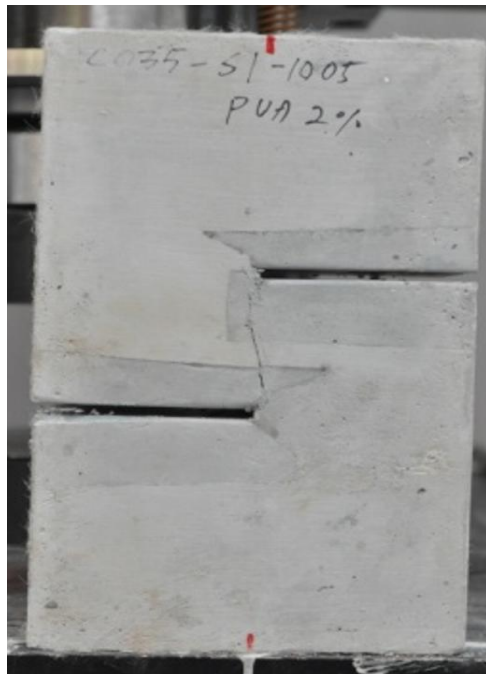
(b) M1(PVA 1.00%)



(c) M2(PVA 1.25%)



(d) M3(PVA 1.50%)



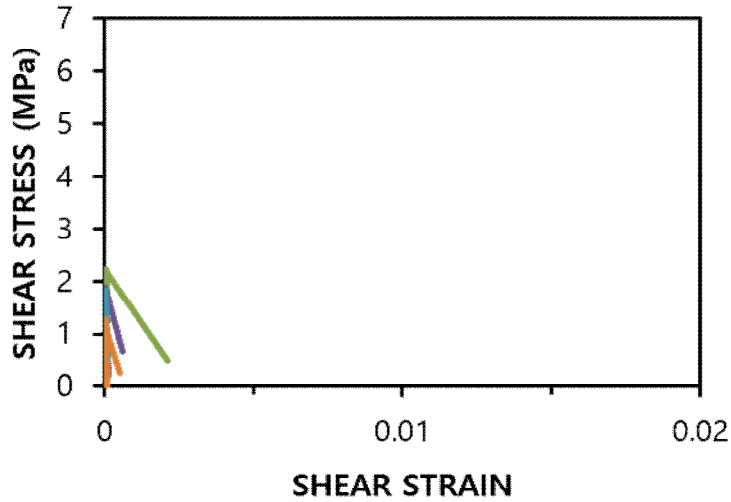
(e) M4(PVA 2.00%)

[그림 2.18] AASFC의 1면 전단강도 실험체 균열 전경

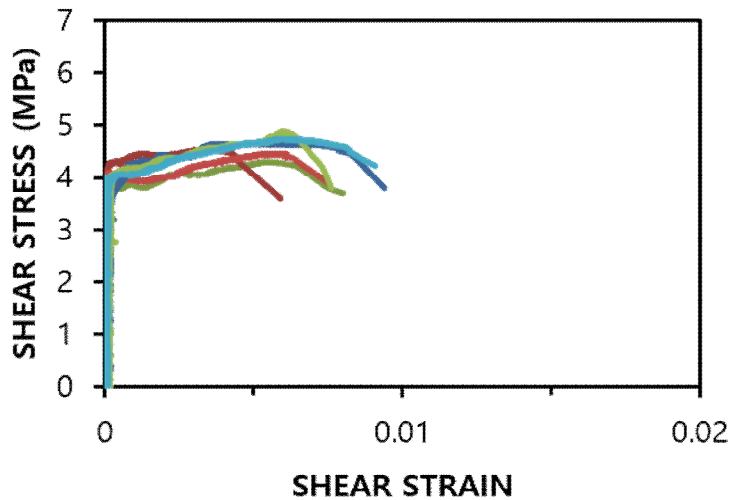
1면 전단강도 실험 후 파괴면을 보면 섬유를 혼입하지 않은 실험체는 최대하중 이후 균열발생과 함께 급작스러운 파괴로 인하여 단면이 분리가 되었고, 섬유를 혼입한 실험체는 최대하중 이후 균열이 발생되었으나 섬유의 가교작용으로 인하여 서서히 파괴되며 전단측정면이 분리되지 않고 섬유로 연결되어 본래의 형상이 유지됨을 확인할 수 있다.

5. 2축 전단강도 실험 결과

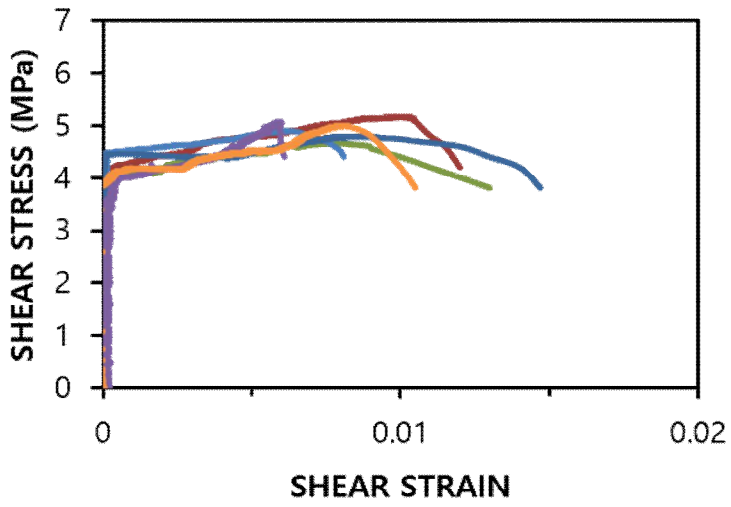
알칼리활성 슬래그 함유복합체의 2축 전단강도 실험 결과는 [그림 2.19]과 같다. 섬유를 혼입하지 않은 M0 실험체의 경우 평균 2축 전단강도 약 1.80MPa로 측정되었고, 섬유혼입을 1.00 ~ 1.50%에서는 4.58 ~ 5.48 MPa 로 측정되었다.



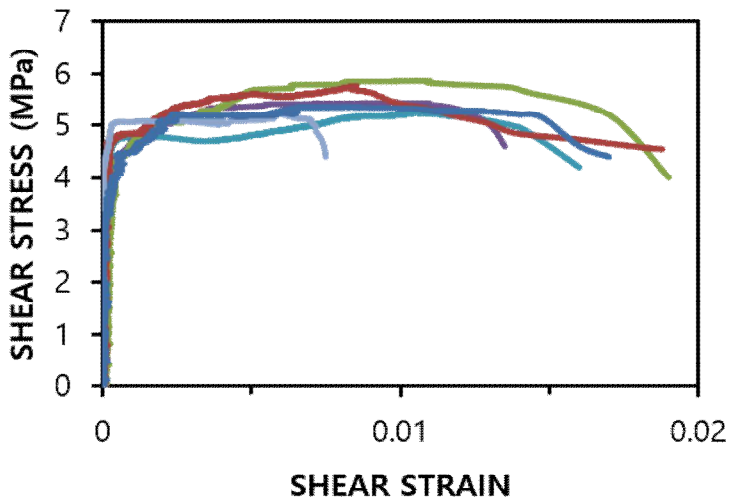
(a) M0 (PVA 0.00%)



(b) M1 (PVA 1.00%)

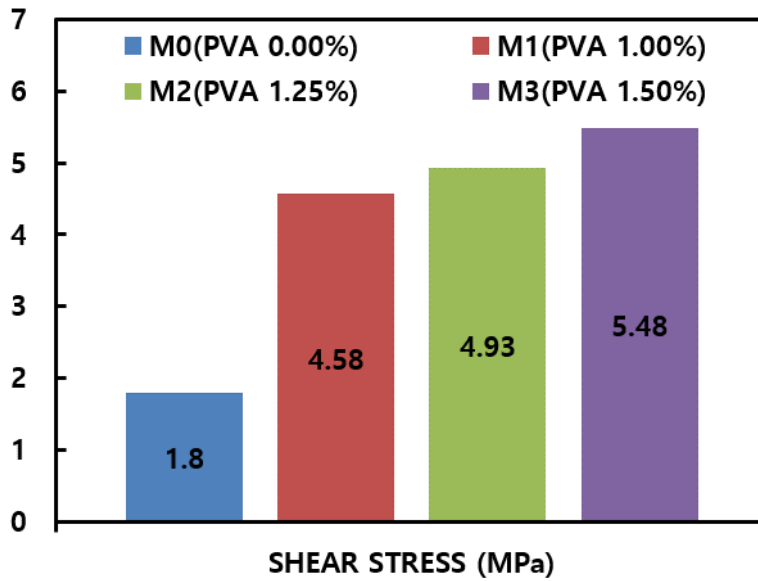


(c) M2 (PVA 1.25%)

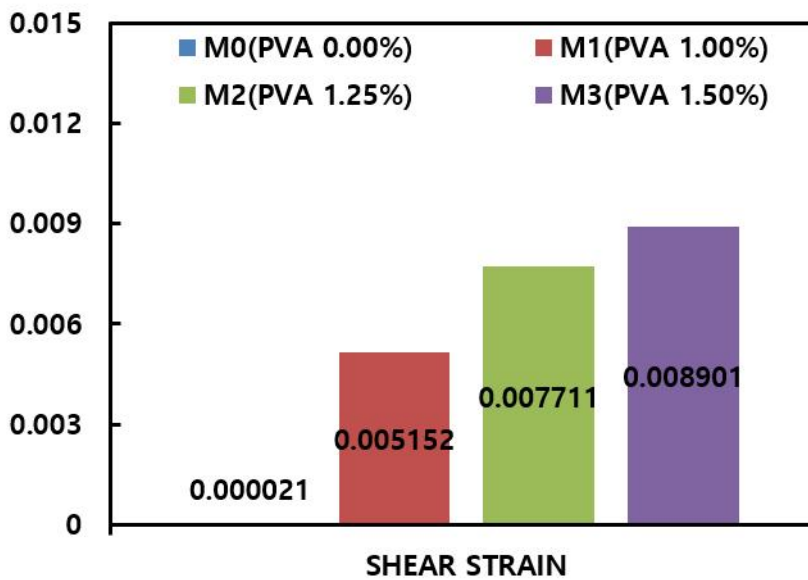


(d) M3 (PVA 1.50%)

[그림 2.19] 2축 전단 응력-변형을 그래프



(a) 섬유혼입률에 따른 2축 전단 응력



(b) 섬유혼입률에 따른 전단변형률

[그림 2.20] 2축 전단 응력 및 전단변형률 그래프

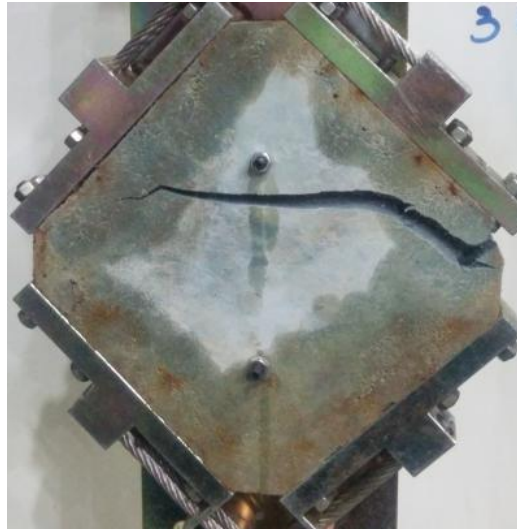
[표 2.11] 2축 전단강도 실험 결과

구분	2축 전단강도(MPa)	증가율(배)	전단변형률	증가율(배)
M0(PVA 0.00%)	1.80 ± 0.39	-	0.000021 ± 0.000001	-
M1(PVA 1.00%)	4.58 ± 0.20	2.54	0.005152 ± 0.000946	240
M2(PVA 1.25%)	4.93 ± 0.18	2.73	0.007711 ± 0.001478	360
M3(PVA 1.50%)	5.48 ± 0.26	3.03	0.008901 ± 0.001802	416

[그림 2.20]은 섬유혼입률에 따른 2축전단응력과 변형률의 증가를 알기 쉽게 나타내었다. [표 2.11]의 2축 전단강도 실험결과를 통해 섬유를 혼입하지 않은 M0 실험체에 비해 섬유혼입률 1.00~1.50%인 M1~M3 실험체의 경우 전단강도가 2.54~3.03 배 높게 측정되었고, 전단변형률의 증가는 240~416 배의 결과를 나타내었다. 이 결과를 통해 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 섬유혼입률에 따른 균열 면에서 섬유로 인한 전단전달거동 특성으로 전단강도 및 전단변형률이 증가한 것으로 사료된다. [그림 2.21]은 2축 전단실험체의 실험을 마친 후의 모습을 나타내며, 2축 응력상태에서 사인장균열 발생으로 최종파괴 되었음을 알 수 있다.



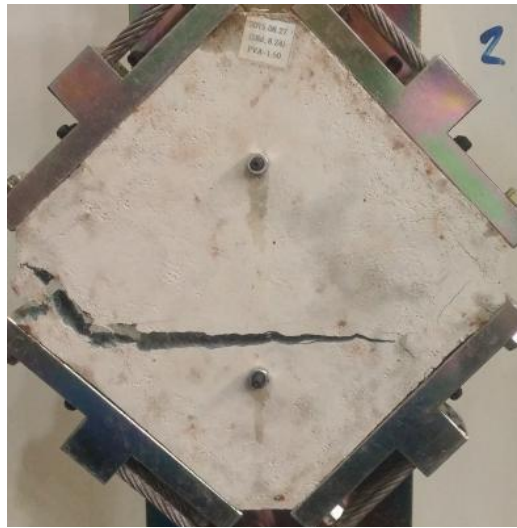
(a) M0(PVA 0.00%)



(b) M1(PVA 1.00%)



(c) M2(PVA 1.25%)



(d) M3(PVA 1.50%)

[그림 2.21] 2축 전단 실험체 균열 및 파괴 전경

제4절 소결

1. 배합

고로슬래그 미분말 3종과 주활성화제 수산화칼슘과 보조 활성화제 황산나트륨은 물/바인더비율 33.8%에서도 모르타르의 유동성이 좋아 섬유혼입률 최대 2.00%까지 섬유의 뭉침없이 분산이 용이하고 슬럼프플로우 시험에서 540~770 mm의 높은 유동성을 보였다. 배합목표인 섬유혼입률의 다양화와 고유동성을 가진 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 최적배합을 달성하였다.

2. 압축강도

섬유혼입률에 따라 압축강도 32.60~35.50 MPa의 결과를 보여, 목표압축강도 30~40 MPa의 수준에 만족하였다. 압축강도는 섬유혼입률 1.25%에서 35.50 MPa로 가장 높게 측정되었고, 섬유혼입률 2.00%에서 32.60 MPa로 가장 낮게 측정되어 섬유혼입률 증가에 따른 압축강도 증진 효과는 없는 것으로 사료된다.

3. 1축 인장강도

1축 인장강도는 3.01~4.69 MPa, 인장변형률은 2.88~4.93%로 측정되었다. 섬유혼입률에 따라 인장강도는 증가하여 2.00%에서 최대 4.69 MPa로 측정되었다. 인장변형률은 섬유혼입률 1.50%에서 4.93%로 최대를 보였으며, 섬유혼입률 2.00%에서는 다소 감소되어 4.48%를 나타내었다.

4. 휨강도

휨강도는 8.14~12.29 MPa의 결과를 나타내었고, 처짐은 46.94~72.25 mm로 측정되었다. 섬유혼입률 증가에 따른 휨강도와 처짐 성능은 증가함을 확인할 수 있었다.

5. 1면 전단강도

1면 전단강도는 5.01~7.04 MPa의 결과를 나타내었고, 섬유혼입률이 증가할수록 높게 측정되었다. 섬유를 혼입하지 않는 M0 실험체의 전단강도는 3.57 MPa로 섬유혼입률 2.00%에서 최대 97% 전단강도 개선효과를 보였다.

6. 2축 전단강도

기존의 2축 전단실험은 압축가력 의하여 2축응력 조건을 부여하였으나, 본 연구에서는 인장가력에 의한 방식으로 고안된 2축 전단 실험장치를 사용하여 실험을 진행하였다. 실험결과 전단강도는 4.58~5.48 MPa, 전단변형률은 0.0051~0.0089를 보였다. 섬유혼입률에 따른 전단강도 및 변형률의 향상이 뚜렷하게 나타났으며, 섬유를 혼입하지 않은 알칼리활성 슬래그 무시멘트 모르타르에 비해 섬유혼입률 1.50%에서 전단강도는 3 배, 전단변형률은 416 배가 향상되는 결과를 보였다.

제3장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 2축 전단 비선형 모델

제1절 개요

알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체는 역학실험을 통해 기존의 시멘트를 결합재로 한 섬유복합체와 역학적성능이 비슷한 결과를 나타내었다. 인장강도의 증가와 인장변형률의 대폭 증가를 볼 수 있었으며, 1면 전단성능에서도 섬유혼입률에 따라서 섬유를 혼입하지 않는 실험체에 비해 40~97%의 높게 측정되었다. 2축 전단 실험결과 섬유를 혼입하지 않은 실험체에 비해 전단강도는 최대 약 3배, 전단 변형률은 최대 416배 향상된 결과를 보였다. 이와 같은 특성을 가진 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 2축 전단실험 결과를 토대로 면내순수 전단거동에 관한 구성관계 모델을 이용하여 2축 전단 비선형 거동 해석 결과와 비교해 보고자 한다.

기존의 철근콘크리트 면내 전단거동과 다르게, 조창근 등(2008)⁽⁷⁰⁾이 제안한 시멘트 기반의 고연성 섬유복합체 2축 전단 비선형 모델을 참고하여 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 대하여 3가지 모델변수를 고려하였으며, 그 변수는 다음과 같다. 첫 번째로 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 다중미세균열 특성으로 인한 고연성 인장거동, 둘째는 일반콘크리트와는 상이한 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 인장응력과 인장균열하에서 압축거동을 나타내는 압축연화거동, 세 번째는 알칼리활성 슬래그 섬유복합체에서 발생한 균열면에서 전단전달거동 특성이다. 2축 응력상태에서 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 패널의 면내전단거동을 모델링하기 위하여 Vecchio 등⁽⁷¹⁾이 제안한 기존의 철근콘크리트 패널에 대한 수정압축장이론 (Modified Compression Field Theory, MCFT)의 알고리즘에 알칼리활성슬래그 섬유복합체의 3가지 변수를 반영함으로 구체적인 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 수정압축장이론의 면내전단거동에 관한 모델의 제시를 하였다. 수정압축장이론은 전단철근 보강량과 관계없이 혹은 전단철근의 보강이 없는 경우에도 실질적인 콘크리트 부재의 전단거동을 잘 예측한다. 큰 연성을 가진 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체에 적용을 하면 콘크리트보다 정확한 결과를 제공해 줄 수 있을 것으로 사료된다.

제2절 2축 전단 비선형 모델

1. 면내전단거동 문제의 적합 및 평형조건

가. 면내 적합조건

알칼리활성슬래그 섬유복합체 패널 [그림 3.1(a)]에서 철근과 섬유복합체가 일체로 거동한다고 가정하면, 동일한 위치에 두 재료의 변형률은 같게 되므로, 두 수직 변형률은 각각 다음식과 같이 할 수 있다.

$$\epsilon_{sx} = \epsilon_{cx} = \epsilon_x \quad [\text{식 3.1}]$$

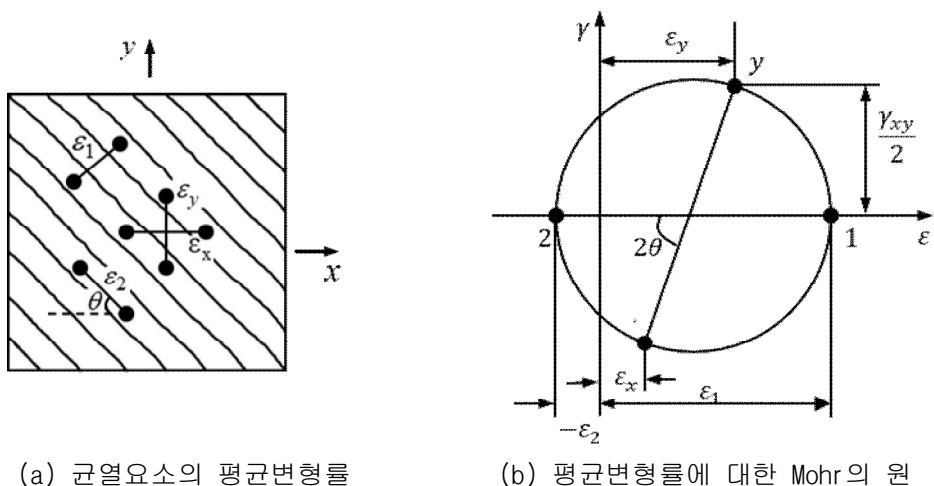
$$\epsilon_{sy} = \epsilon_{cy} = \epsilon_y \quad [\text{식 3.2}]$$

[그림 3.1(b)]의 변형률에 관하여 모아원에 의해 면내전단변형률 γ_{xy} 는 주변형률 ϵ_1, ϵ_2 와 주변형률 방향 θ 로부터 다음식과 같이 산정될 수 있다.

$$\gamma_{xy} = \frac{2(\epsilon_x - \epsilon_y)}{\tan \theta} \quad [\text{식 3.3}]$$

$$\epsilon_x + \epsilon_y = \epsilon_1 + \epsilon_2 \quad [\text{식 3.4}]$$

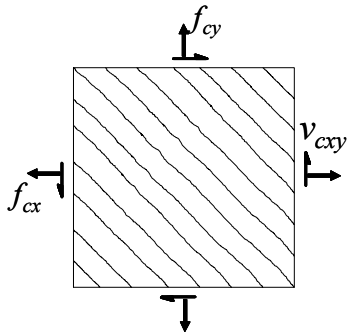
$$\tan^2 \theta = \frac{\epsilon_x - \epsilon_2}{\epsilon_y - \epsilon_2} = \frac{\epsilon_1 - \epsilon_y}{\epsilon_1 - \epsilon_x} = \frac{\epsilon_1 - \epsilon_y}{\epsilon_y - \epsilon_2} = \frac{\epsilon_x - \epsilon_2}{\epsilon_1 - \epsilon_x} \quad [\text{식 3.5}]$$



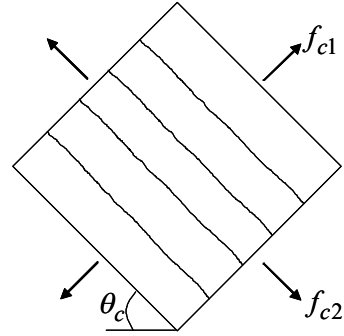
[그림 3.1] 균열요소에 대한 적합조건

나. 면내 평형조건

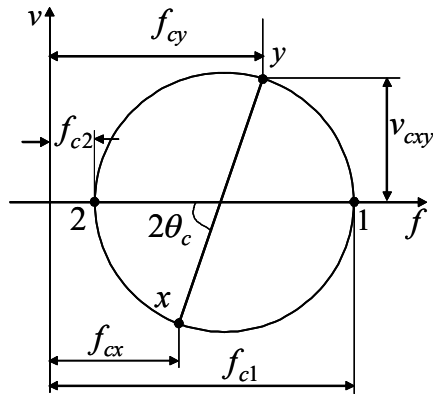
알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 면내 요소에 x 방향 및 y 방향 철근비 ρ_{sx} , ρ_{sy} 를 고려하는 경우에 x 방향과 y 방향 평형관계로부터 면내요소의 x 방향과 y 방향 수직응력과 전단응력은 [식 3.6~9]와 같이 유도할 수 있다.



(a) 콘크리트평균응력



(b) 콘크리트의 주응력



(c) 평균콘크리트 응력에 대한 Mohr의 원

[그림 3.2] 균열요소의 응력

$$f_x = f_{cx} + \rho_{sx} \cdot f_{sx} \quad [\text{식 3.6}]$$

$$f_y = f_{cy} + \rho_{sy} \cdot f_{sy} \quad [\text{식 3.7}]$$

$$v_{xy} = v_{cx} + \rho_{sx} \cdot v_{sx} \quad [\text{식 3.8}]$$

$$v_{xy} = v_{cy} + \rho_{sy} \cdot v_{sy} \quad [\text{식 3.9}]$$

여기서, f_{cx} , f_{cy} , v_{cxy} 는 x 방향과 y 방향의 콘크리트면 수직응력 및 전단응력을 말하며, f_{sx} , f_{sy} , v_{sx} , v_{sy} 는 x 방향과 y 방향 철근요소의 수직 응력 및 전단응력을 말한다. 이 경우에 [그림 4.2]에서 (b)의 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 요소의 주응력 f_{c1} , f_{c2} 와 (c)에서 모아원을 이용하면 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$f_{cx} = f_{c1} - v_{cxy}/\tan\theta_c \quad [\text{식 3.10}]$$

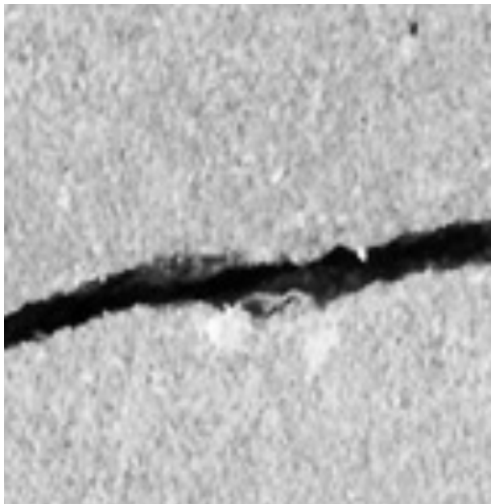
$$f_{cy} = f_{c1} - v_{cxy} \cdot \tan\theta_c \quad [\text{식 3.11}]$$

$$f_{c2} = f_{c1} - v_{csy} \cdot (\tan\theta_c + 1/\tan\theta_c) \quad [\text{식 3.12}]$$

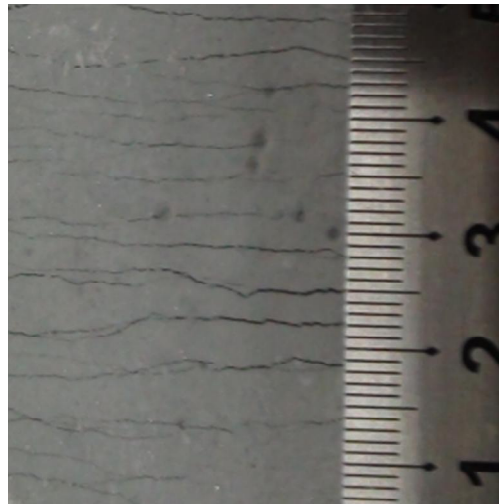
위의 관계는 수정압축장이론에서의 일반적인 콘크리트의 경우처럼 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 요소의 주응력방향 θ_c 와 주변형률 방향 θ 이 서로 일치된다고 가정하였다.

2. 균열을 고려한 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 패널의 구성관계 가. 다중미세균열 제어를 동반한 고연성 거동

[그림 3.3]을 통해 일반콘크리트와 섬유보강된 복합재료의 차이를 알 수 있다. 일반적으로 보강이 되지 않은 콘크리트의 경우 인장력이 증가하면 균열 발생 후 국부 균열폭이 증가하여 취성적인 거동을 보이는 반면에 [그림 3.4]와 같이 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체는 인장력이 증가하면 균열면에 위치한 섬유의 가교작용으로 인하여 균열이 국부적으로 증가하지 않고 미세균열의 진전으로 다중미세균열 거동을 나타낸다.⁽⁷⁾⁽⁷²⁾ 이와 같은 인장거동 특성은 최초 균열발생 이후에도 국부균열에 의한 파괴로 이어지지 않고 높은 연성을 나타내게 되는데, 섬유 종류와 혼입율 등 배합상태에 따라서 차이는 있으나 철근과 같이 인장응력의 감소없이 변형이 증가하는 변형경화거동을 발휘한다. [그림 3.5]와 같이 최대압축응력에 대한 압축변형을 또한 일반콘크리트보다 높은 0.4% 내외의 변형률 값을 갖는 특징을 보인다.⁽⁷⁾⁽⁷²⁾

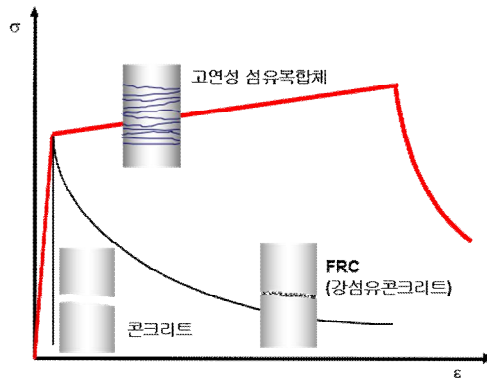


(a) 일반콘크리트

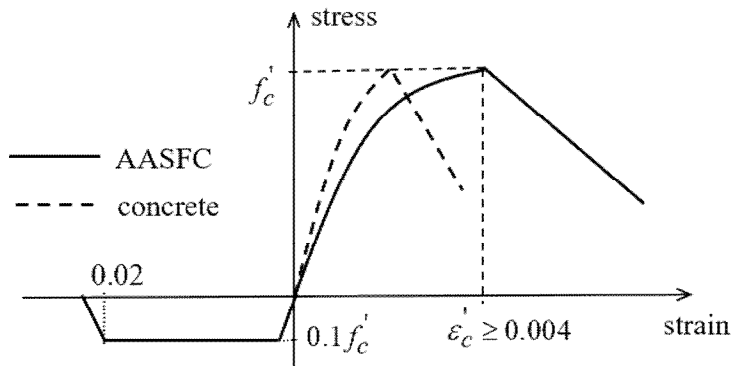


(b) AASFC

[그림 3.3] 일반콘크리트 국부균열과 AASFC의 다중미세균열의 비교



[그림 3.4] 1축 인장응력 작용시 AASFC 의 거동

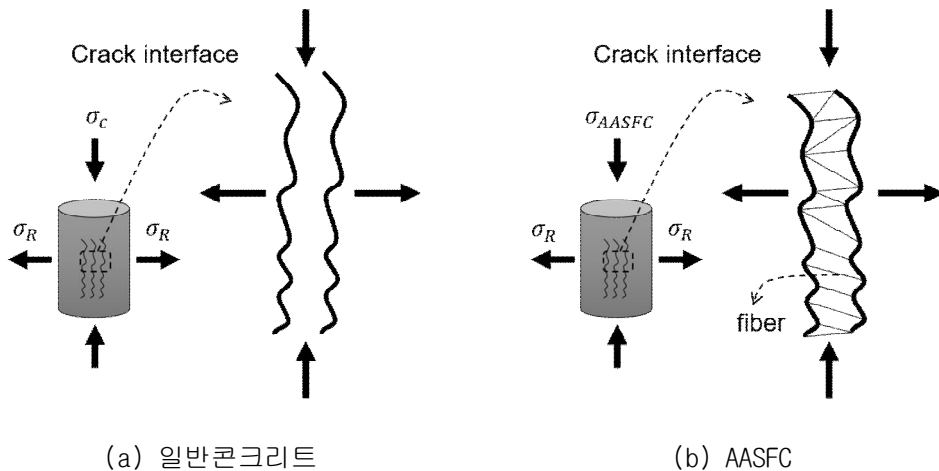


[그림 3.5] AASFC 의 압축응력-변형을 관계

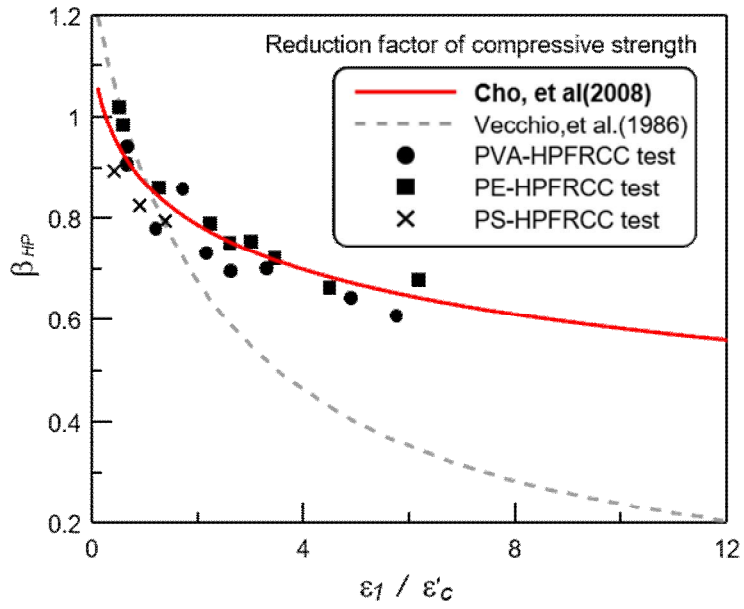
본 장에서는 2축응력 면내전단거동의 모델제안을 위해 1축 응력하에서 다중미세균열을 동반한 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 고연성 거동 특성 외에도 균열이 발생한 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 압축 연화현상과 균열면에서 전단전달거동 특성에 대하여도 고려한다.

나. 균열발생 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 압축연화모델

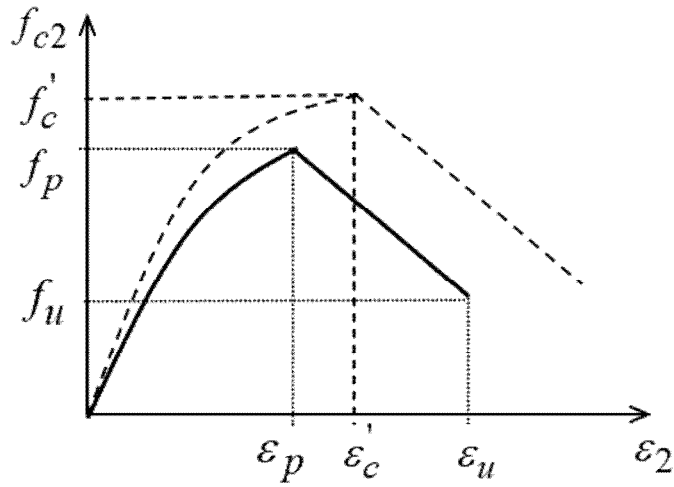
Vecchio 등(1992)⁽⁷³⁾는 일반콘크리트의 경우에 [그림 3.6(a)]와 같이 압축력에 직각방향으로 높은 인장변형률을 받고 있는 균열 콘크리트는 일축압축강도에 비해 압축강도가 감소하는 압축연화거동을 나타낸다고 하였다. [그림 3.6(b)]와 같이 섬유보강된 복합재료도 압축연화거동을 나타내지만 일반콘크리트의 거동과는 크게 차이가 있는 것으로 Fukuyama 등⁽⁷⁴⁾의 실험에 의해 알려졌다. [그림 3.7]은 기존 콘크리트와 보강섬유 종류에 따른 고연성 섬유복합체에 대한 인장변형률 ϵ_1 의 증가에 따른 압축강도 실험으로부터 압축연화계수 관계의 기존 실험결과를 나타낸 것이며 (조창근 등(2008)),⁽⁷⁰⁾ 고연성 섬유복합체의 압축연화효과는 Vecchio 등(1986)⁽⁷¹⁾이 제시한 콘크리트 압축연화효과와는 크게 다른 결과를 나타낸다. 고연성 섬유복합체의 압축연화효과에 대한 기존 실험결과로부터 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 압축연화계수는 조창근 등(2008)⁽⁷⁰⁾이 제안한 [식 3.13]의 압축연화계수 β_{HP} 를 사용하였다.



[그림 3.6] 압축상태에서 직각방향 인장력으로 인한 균열발생



[그림 3.7] 고연성 섬유복합체의 압축연화계수



[그림 3.8] 압축상태의 균열발생 콘크리트의 응력-변형을 관계

$$\beta_{HP} = \frac{1.0}{0.68 + 0.45 \left(\frac{\epsilon_1}{\epsilon_c} + 0.13 \right)^{0.36}} \leq 1.0 \quad [\text{식 3.13}]$$

여기서, ϵ'_c 는 1축 압축강도에 대응하는 압축변형률이다. 따라서 [그림 3.8]과 같이 압축연화효과를 고려하지 않은 AASFC의 1축 압축강도 f'_{cAASFC} 와 이에 대응하는 1축 압축변형률 ϵ'_{cAASFC} 에 대해 균열에 의한 압축연화효과를 고려한 경우에 AASFC의 최대압축응력과 이에 대응하는 압축변형률은 다음의 [식 3.14]와 [식 3.15]로 정의된다.

$$f_p = \beta_{HP} \cdot f'_{cAASFC} \quad [\text{식 3.14}]$$

$$\epsilon_p = \beta_{HP} \cdot \epsilon'_{cAASFC} \quad [\text{식 3.15}]$$

이 식들로부터 압축상태에서 고연성 섬유복합체의 응력 및 변형률 관계는 최대 응력점을 기준으로 다음에서 제시한 [식 3.16]과 [식 3.17]로 고려하였다.

a) 최대 압축응력 이전의 상태(ϵ ϵ)

$$\frac{\epsilon}{\epsilon} \quad \frac{\epsilon}{\epsilon} \quad [\text{식 3.16}]$$

b) 최대 압축응력 이후의 상태(ϵ ϵ)

$$\frac{\epsilon}{\epsilon} \quad \epsilon \quad [\text{식 3.17}]$$

다. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 균열 후 고연성 거동 모델

일반콘크리트의 경우에는 평균 주인장응력과 평균 주인장변형률 사이의 관계는 균열전에는 거의 선형이며, 균열 이후에는 인장변형률이 증가함에 따라 인장응력이 급격히 감소한다. 반면에 알칼리활성 슬래그 섬유복합체는 균열이 발생한 후에도 다중미세균열 발생과 함께 변형경화거동의 특징을 나타낸다. 이런 특성을 반영하기 위해 1축인장하에서 [그림 3.9]과 같은 응력-변형률 관계를 적용하였다. 최초 균열 발생 이후 인장응력은 약 2% 내외의 인장변형률에 도달될 때까지 인장강도를 유지하다가 2% 이상에 도달 후 응력이 선형으로 감소하는 것으로 고려했다. 이 모델은 [식 3.18~20]과 같이 표현할 수 있다.

a) 균열발생 이전의 상태 (ε ε) :

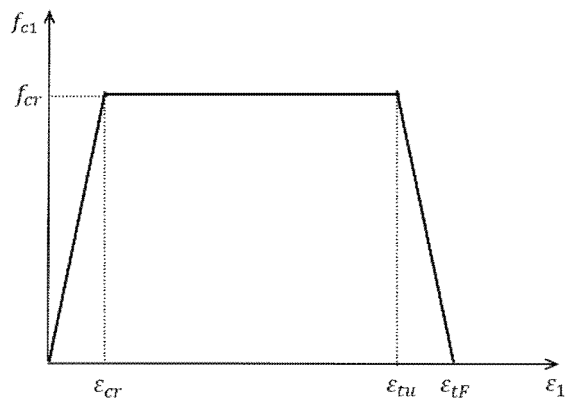
$$\varepsilon \quad [식 3.18]$$

b) 균열발생 이후의 상태 (ε ε ε) :

$$[식 3.19]$$

c) 극한변형 이후의 상태 (ε ε ε) :

$$\frac{\varepsilon - \varepsilon}{\varepsilon - \varepsilon} \varepsilon \quad [식 3.20]$$



[그림 3.9] AASFC의 인장응력-변형률 관계

라. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 전단전달 모델

Vecchio 등(1986)⁽⁷¹⁾과 Walraven(1981)⁽⁷⁵⁾의 연구에 따르면, 균열이 발생한 콘크리트의 균열면에서도 어느 정도의 전단전달능력이 있는 것으로 알려졌다. [그림 3.10(a)]와 같이 압축응력을 받는 콘크리트의 균열 표면에서도 골재맞물림 등의 효과로 인하여 전단응력의 일부를 전달할 수 있는 것으로 확인되었다. 일반 콘크리트의 경우, 균열 면의 전단응력 v_{ci} 에 대한 균열폭 w 와 균열면에 수직으로 작용하는 압축응력 f_{ci} 간의 관계가 실험적으로 연구되어 왔는데, 압축응력과 균열면의 전단응력의 관계는 골재의 맞물림 효과 등과 같이 골재의 영향이 주된 요인인 것으로 판명되었다. 이와 다르게 [그림 3.10(b)]와 같이 고연성 섬유복합체의 경우는 다중 미세균열 및 변형경화거동을 유도하기 위해 굵은 골재가 사용되지 않고 주로 100 μm 이하의 잔골재를 사용하므로 균열면의 전단전달능력이 균열면에 위치한 골재의 영향보다는 혼입된 섬유의 역할이 주된 요인일 것으로 사료된다.

따라서, 고연성 섬유복합체의 균열면에서의 전단 전달능력을 고려하기 위하여 균열면에 수직으로 작용하는 압축응력에 대한 함수로서 골재맞물림 효과 및 섬유의 분포특성을 반영한 균열면의 전단전달에 관한 매개변수 a_{c1} , a_{c2} , a_{c3} 의 실험 매개변수를 고려하면 전단응력은 [식 3.21]와 같이 할 수 있다.

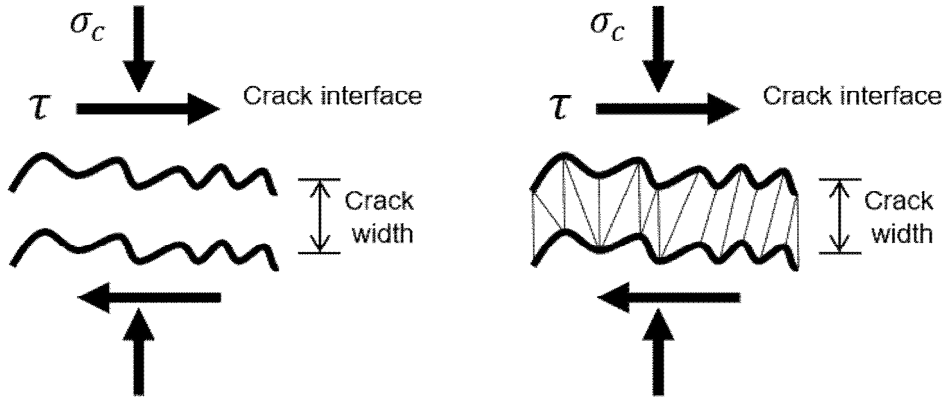
$$v_{ci} = a_{c1}v_{cimax} + a_{c2}f_{ci} - a_{c3}\frac{f_{ci}^2}{v_{cimax}} \quad [\text{식 3.21}]$$

여기서, 고연성 섬유복합체의 균열면에서의 최대전단응력은 골재의 최대치수 a , 균열폭 w , 고연성 섬유복합체의 최대전단강도에 관한 매개변수 α_{Sh} 에 의해 다음식과 같이 정식화된다. 균열폭 w 는 주인장변형률 ϵ_1 과 균열간격 s_θ 의 곱에 의해 [식 3.22]와 같이 산정할 수 있다. 균열간격 s_θ 는 [식 3.24]와 같이 표현되며, x 및 y 방향 보강근에 따른 균열제어 특성값인 s_{mx} , s_{my} 에 의해 산정할 수 있다.

$$v_{cimax} = \frac{\alpha_{Sh} \sqrt{-f'_{cECC}}}{0.31 + 24w/(a + 16)} \quad [\text{식 3.22}]$$

$$w = \epsilon_1 \cdot s_\theta \quad [\text{식 3.23}]$$

$$s_{\theta} = \frac{1}{\frac{\sin\theta}{s_{mx}} + \frac{\cos\theta}{s_{my}}} \quad [\text{식 3.24}]$$

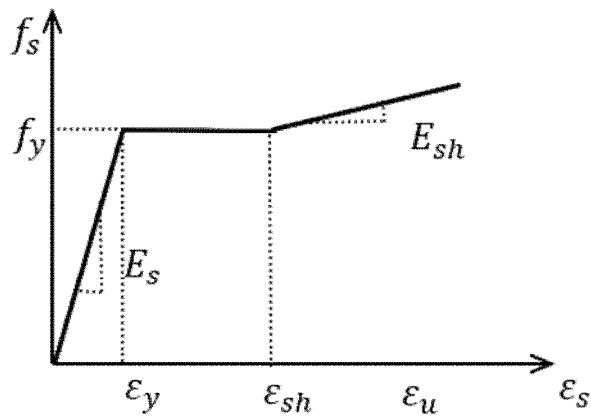


(a) 균열이 발생한 일반콘크리트의 전단 (b) 균열이 발생한 AASFC의 전단

[그림 3.10] 균열이 발생한 경계면의 전단 전달

3. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 패널의 면내전단거동 예측모델

앞에서 고연성 섬유복합체의 면내전단거동과 관련된 구성관계의 정식화가 제시되었다. 고연성 섬유복합체 패널을 구성하는 또 하나의 요소인 철근의 경우에는 축방향 응력이 철근의 축방향 변형률에만 의존하게 되며 철근에 수직인 평면에 작용하는 평균전단응력은 일반적으로 0으로 가정한다. 이에 따라 철근의 인장 및 압축축에서의 응력-변형률 관계는 [그림 3.11]와 같이 항복이후 완전소성 거동을 보이다가 일정 변형률 증가 후에는 변형률 경화 거동을 하는 것으로 가정하였다.

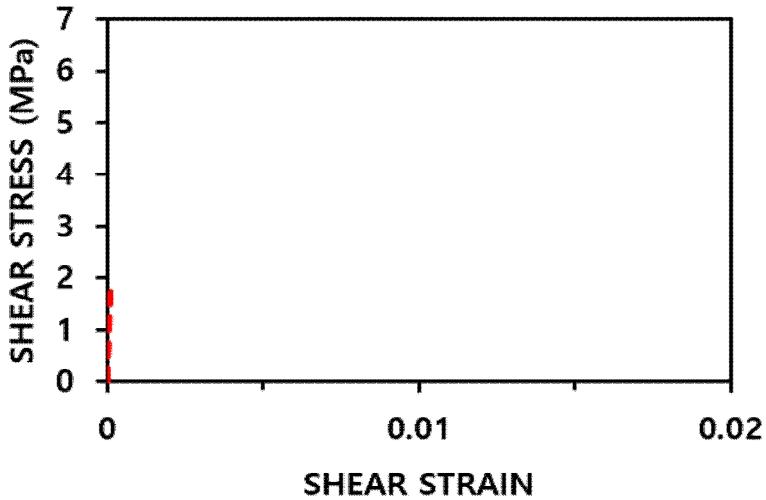


[그림 3.11] 철근의 응력-변형률 그래프

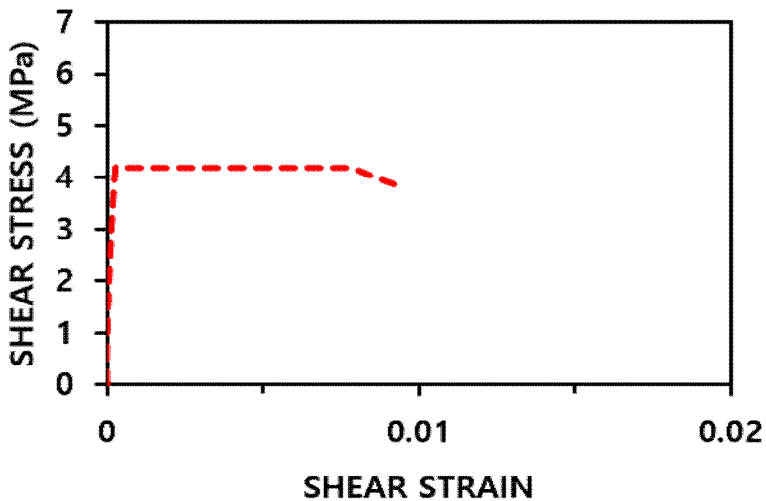
이와 같이 앞에서 소개한 면내요소에 대한 적합조건과 평형조건, 고연성 섬유복합체의 균열에 따른 거동특성을 반영한 구성관계, 그리고 철근의 재료특성을 함께 고려하여, 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 면내요소에 대한 2차원 면내 전단거동 예측모델을 소개하였다. 전체적인 면내 전단거동 예측 알고리즘은 Vecchiho 등(1986)⁽⁷¹⁾의 수정압축장이론을 통한 기존 철근콘크리트 면내요소의 절차에 근거하였으며, AASFC 면내요소들의 다중미세균열거동에 따른 3가지 구성관계 특성을 고려하여 AASFC 패널에 대한 면내전단거동 해석을 진행하였다.

4. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체 패널의 면내전단거동 해석결과

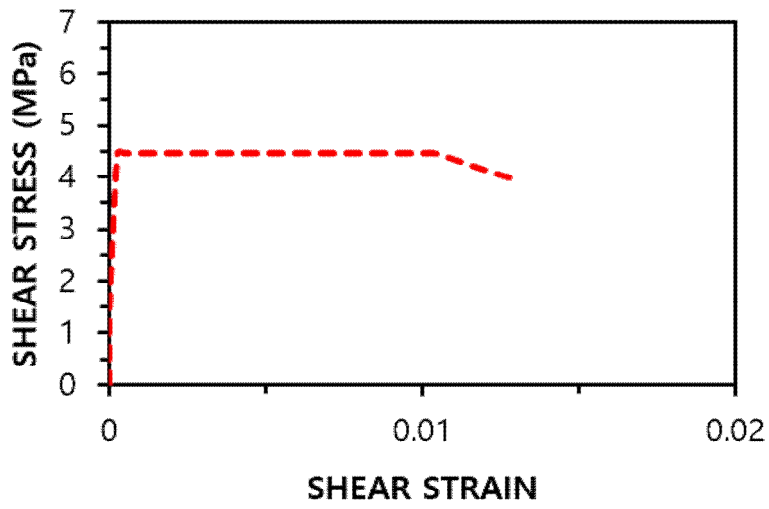
제시된 면내전단거동 예측모델을 이용하여 면내전단거동 비선형해석 결과 그래프를 [그림 3.12]에 나타내었고, 실험결과 그래프와 비교 그래프는 [그림 3.13]에서 볼 수 있다.



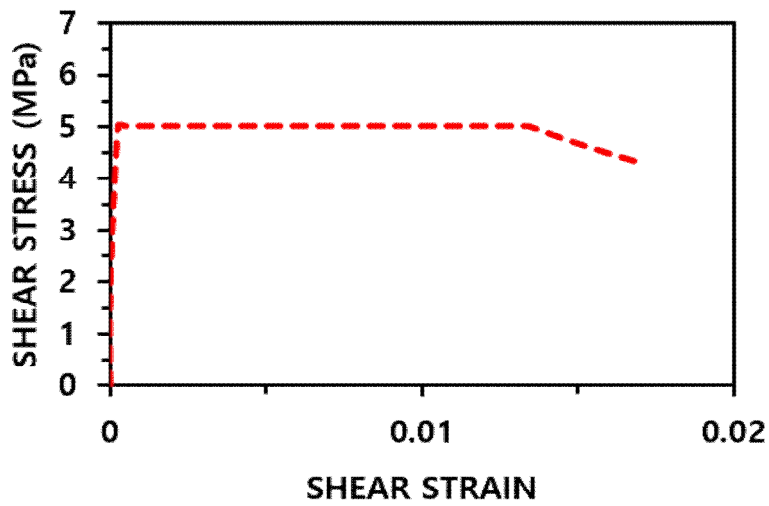
(a) M0(PVA 0.00%)



(b) M1(PVA 1.00%)

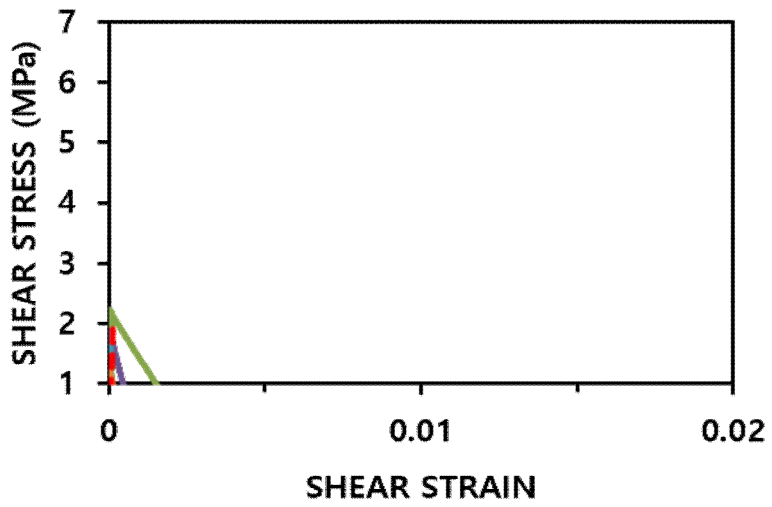


(c) M2(PVA 1.25%)

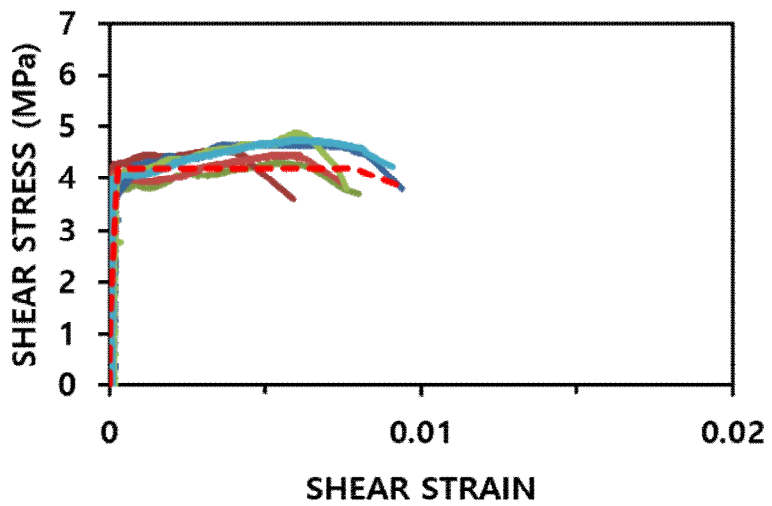


(d) M3(PVA 1.50%)

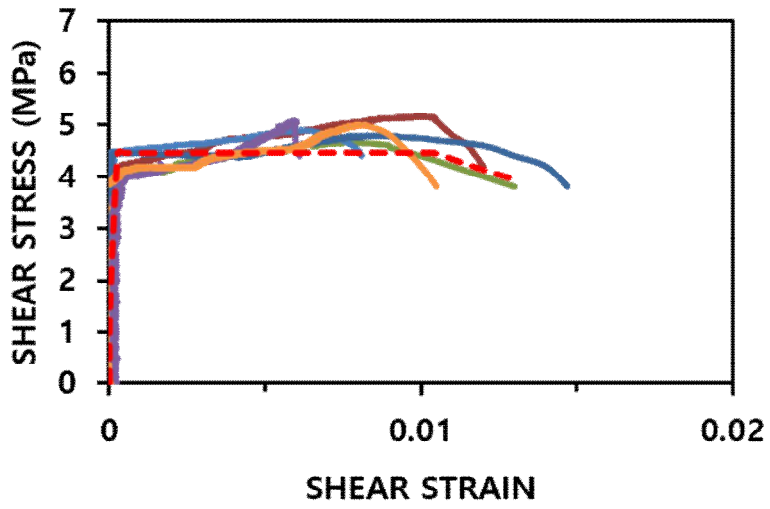
[그림 3.12] AASFC의 섬유혼입별 면내전단거동 해석결과 그래프



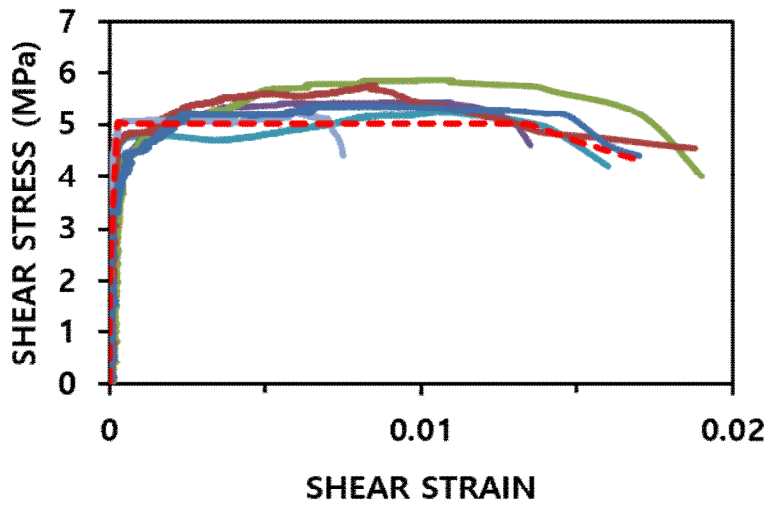
(a) MO (PVA 0.00%)



(b) M1 (PVA 1.00%)



(c) M2(PVA 1.25%)



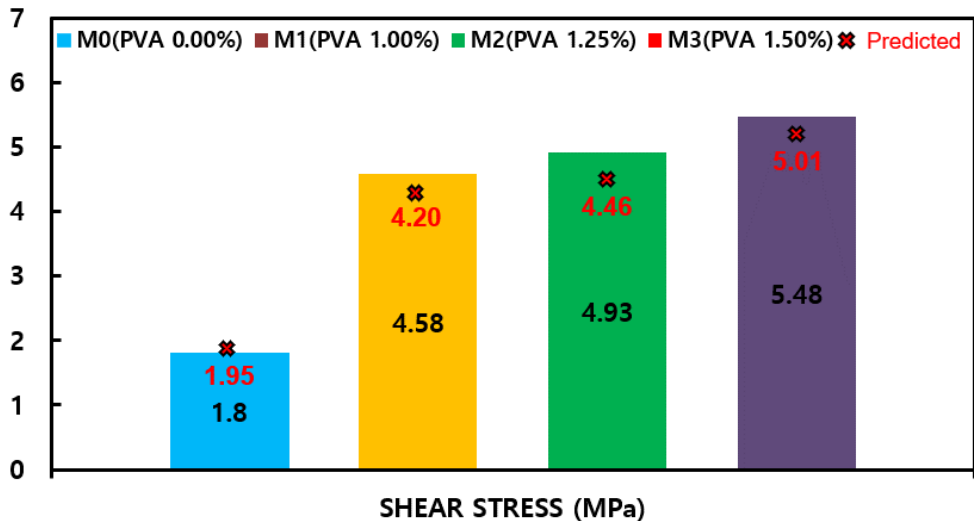
(d) M3(PVA 1.50%)

[그림 3.13] 2축 전단실험과 비선형해석 결과 비교 그래프

[표 3.1]에서 2축 전단강도의 실험 및 해석값을 정리하였으며, [그림 3.14]에는 비교 그래프로 나타내었다. 앞서 예측모델의 해석결과는 균열발생과 전단강도 및 전단변형률의 증가 및 파괴시 까지 실제거동과 유사하게 예측해 주었으며, 섬유가 없는 실험체와 섬유혼입률에 따른 실험체에서 8.29~9.53% 오차범위로 근사하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다.

[표 3.1] 2축 전단 실험과 비선형해석 결과 비교

구분	2축 전단강도 (MPa)		
	실험결과(평균)	해석결과	오차(%)
M0(PVA 0.00%)	1.80	1.95	8.33
M1(PVA 1.00%)	4.58	4.20	8.29
M2(PVA 1.25%)	4.93	4.46	9.53
M3(PVA 1.50%)	5.48	5.01	8.57



[그림 3.14] 2축 전단실험과 비선형해석 결과 비교

제3절 소결

알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 2축 전단강도 실험을 바탕으로 비선형 모델을 통한 해석을 수행하였다. 본 연구에서는 Vecchio 등⁽⁴²⁾이 제안한 기존의 철근콘크리트 패널에 대한 수정압축장이론의 알고리즘에 기초하여, 조창근 등(2008)⁽⁷⁰⁾이 제안한 시멘트 기반의 고연성 섬유복합체 2축 전단 비선형 모델을 통한 AASFC의 2축 전단패널에 대한 비선형해석을 수행하였다. AASFC의 2축 전단 비선형 모델은 3가지 변수를 고려하며, 모델에 반영하여 비선형 해석을 수행한 결과 전단강도 예측값은 실험결과와 비교하여 섬유혼입되지 않은 실험체를 포함해 8.33~9.53%의 오차범위로 비교적 잘 예측하였다. 섬유를 혼입하지 않은 실험체의 전단강도가 1.80 MPa, 해석값은 1.95 MPa로 약간 높게 추정하였으나, 섬유를 혼입한 실험체의 해석결과는 실험값과 비교하여 낮게 예측된 전단강도를 보여주었다. 본 해석 모델은 철근의 양이나 유무에 상관없이 실질적인 부재의 전단거동을 잘 예측하므로 AASFC를 적용한 구조부재의 설계 및 해석에 유용하게 사용될 수 있을 것으로 사료된다.

제4장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 활용 보 실험 및 비선형해석

제1절 보 실험

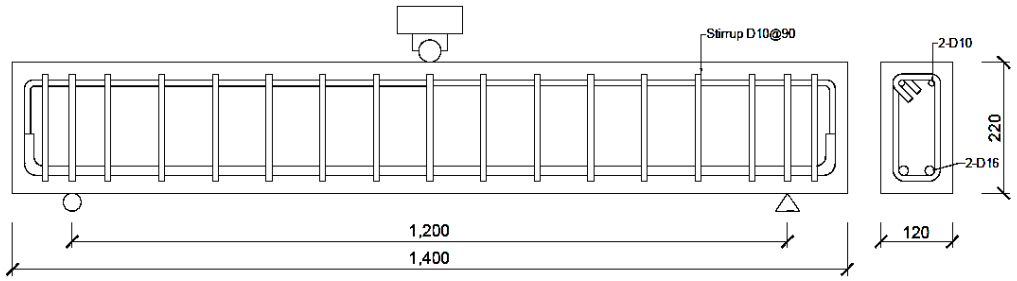
1. 실험 계획

가. 보 실험 개요

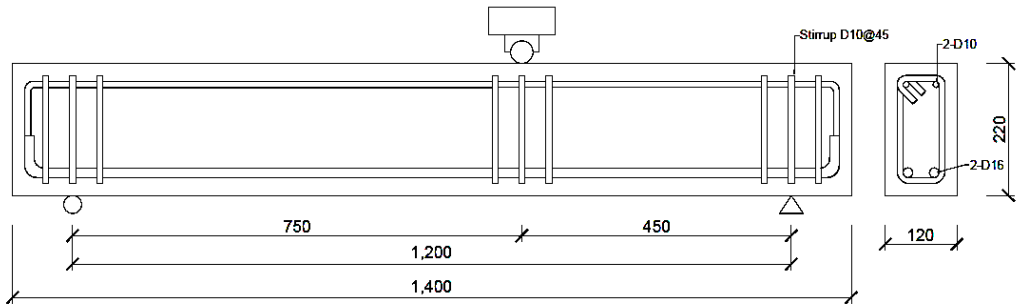
알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 적용한 구조부재 특성을 평가하기 위하여 보 실험을 계획하였다. 보 실험체 상세는 [표 4.1]에 타입과 변수 등을 나타내었고, 철근 배근 상세는 [그림 4.1]에 나타내었다.

[표 4.1] 보 실험체 상세

구분		$f_{ck}(MPa)$	보강철근 및 섬유
실험타입	실험체명		
휨 (Bending)	BRC(기준)	30	주철근 SD16 (400MPa) 스터럽 SD10 (400MPa) PVA 12mm
	B100(PVA 1.00%)	34	
	B125(PVA 1.25%)	35	
	B150(PVA 1.50%)	33	
	B200(PVA 2.00%)	32	
전단 (Shear)	SRC(기준)	30	주철근 SD16 (400MPa) PVA 12mm
	S100(PVA 1.00%)	34	
	S125(PVA 1.25%)	35	
	S150(PVA 1.50%)	33	
	S200(PVA 2.00%)	32	



(a) 휨 타입 실험체



(b) 전단 타입 실험체

[그림 4.1] 보 실험체 철근배근 상세

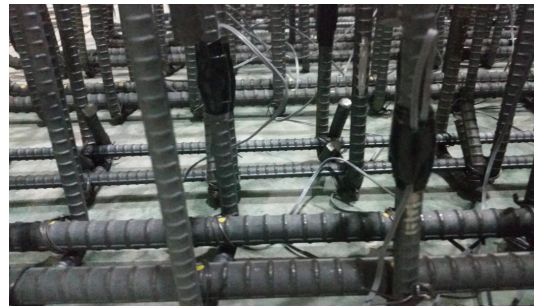
보 실험체는 휨 타입과 전단타입 2가지로 제작된다. AASFC의 휨성능과 전단성능을 평가하기 위한 실험으로 휨 타입은 전단철근이 배치되며 휨 파괴를 유도한 실험체이며, 전단 타입은 전단철근을 배근하지 않아 전단파괴를 유도한 실험체이다. 두 타입의 단면크기는 120 mm × 220 mm, 길이 1,400 mm, 주 인장철근은 SD16, 스테럽은 SD10을 사용하였다. 휨 타입 전단철근 90 mm 간격으로 배치하였고, 전단타입은 지점과 하중점 위치만 별도로 스테럽 배치하고, 보강되지 않는 단면내에서 전단파괴가 발생하도록 하였다.

나. 실험체 제작

보 실험체는 철근배근, 철근 변형게이지 부착, 거푸집제작 및 철근 삽입, 콘크리트 및 AASFC 배합 및 타설, 양생의 과정으로 제작하였다. [그림 4.2]는 실험체 제작과정을 나타낸다. 철근변형률을 측정하기 위해서 철근 변형게이지를 부착하였으며, 타설이 완료된 실험체는 노출면을 비닐로 덮어 수분증발을 방지하였고, 28일 동안 밀폐양생하였다.



(a) 철근조립



(b) 철근 변형게이지 부착



(c) 거푸집제작 및 철근 삽입



(d) 재료준비 및 배합



(e) 타설



(f) 양생

[그림 4.2] 보 실험체 제작과정

다. 실험방법

보의 실험은 [그림 4.3], [그림 4.4]와 같이 3점 재하방식으로 수행하였다. 보 실험체의 양 끝에서 100 mm 안쪽 위치를 각각 지점으로 순지간 1,200 mm 로, 횡 타입은 실험체 중앙에 가력하여 지점과 가력점 사이의 거리가 600 mm 이며, 전단타입은 한 지점에서 450 mm 떨어진 위치에 가력하여, 지점과 하중점 사이가 짧은 위치에서 전단파괴가 발생 할 수 있도록 유도하였다.



(a) 실험체 셋업

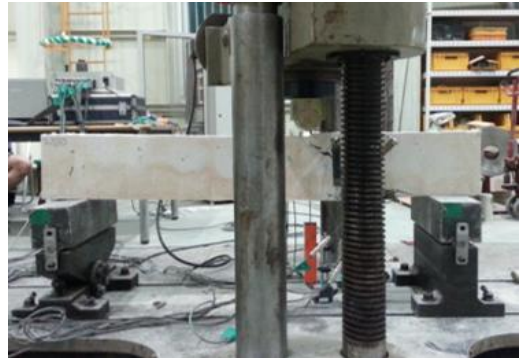


(b) 하중 재하 후

[그림 4.2] 횡 타입 보 실험체의 실험방법



(a) 실험체 셋업



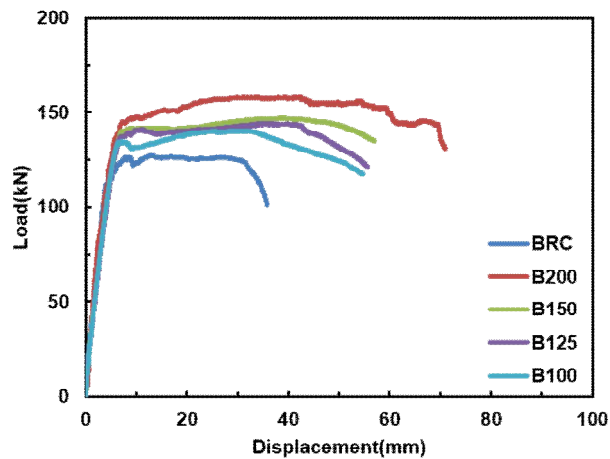
(b) 하중 재하 후

[그림 4.3] 횡 타입 보 실험체의 실험방법

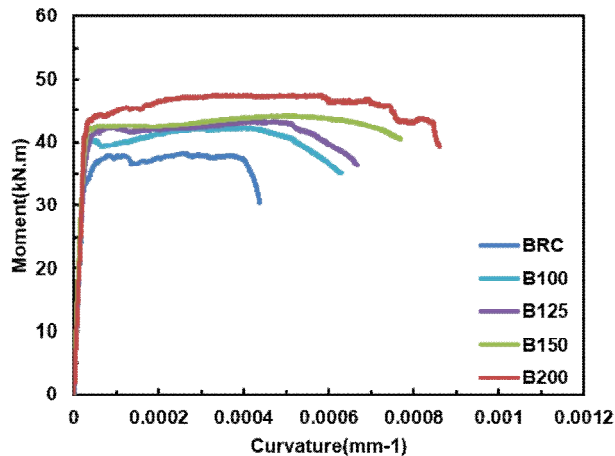
2. 실험 결과

가. 휨 타입 보의 실험결과

휨 타입 보 실험을 수행한 결과는 [그림 4.4]의 그래프와 같다. 일반콘크리트를 적용한 기준 시험체 BRC는 최대하중 127.51 kN에서 처짐 11.13 mm의 결과를 보였으며, AASFC를 적용한 실험체는 섬유혼입율 1.00%~2.00%에 따라 최대하중 140.41 MPa~158.10 MPa, 처짐은 31.53~42.60 mm의 결과를 나타내었다.



(a) 하중-변위 그래프



(d) 모멘트-처짐 그래프

[그림 4.4] 휨 타입 보의 실험 결과 그래프

[표 4.2] 횡 타입 보의 실험 결과

Specimen	Concrete crack		Rebar yielding		Maximum Load			$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_y}$	인장철근 절감률 (%)
	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 증가 (%)		
BRC (기준)	18.32	0.39	111.65	4.01	127.51	11.13	-	2.77	-
B100 (PVA1.00%)	18.54	0.53	134.92	7.03	140.41	31.53	10.11	4.48	13.14
B125 (PVA1.25%)	21.64	0.61	139.49	8.51	144.48	35.43	13.30	4.16	18.68
B150 (PVA1.50%)	21.86	0.64	141.59	9.49	147.16	38.47	15.41	4.05	23.21
B200 (PVA2.00%)	22.79	0.67	147.66	9.95	158.10	42.60	23.99	4.28	39.07

횡 타입 보의 최초 균열발생시, 철근 항복시, 최대내력 도달시 각각의 하중, 처짐을 [표 4.2]에 나타내었으며, 기준실험체와 비교해서 AASFC를 적용한 보는 섬유혼입률에 따라 하중-처짐이 높게 측정되었다. 최대하중은 기준실험체에 비해 AASFC 적용 실험체가 10.11~23.99% 향상되었다. 연성능력은 항복변위에 대한 변위 연성비($\mu = \delta_u / \delta_y$)로 산정하였으며, 기준실험체가 2.77, AASFC 적용 실험체가 4.05~4.48로 연성능력이 46.20~61.73% 개선되었다. AASFC 적용된 보의 내력과 연성이 높은 것은 인장응력을 변형률 2.00%까지 부담하고 일반콘크리트보다 높은 압축변형률(0.04%)을 갖는 특징⁽⁷⁾⁽⁷³⁾으로 인하여 높은 하중과 변위에도 횡에 저항할 수 있는 것으로 사료된다. 횡 타입 보에서 기준실험체와 비교하여 AASFC 섬유혼입률에 따라서 하중 증가분을 고려한 인장철근 감소량을 [표 4.2]에 나타내었다. 인장철근 감소량은 13.14~39.07%의 결과를 보여, 섬유혼입률 2.00%에서 최대 39.07%의 절감효과가 있을 것으로 사료된다. [그림 4.5]은 실험 후 각 실험체의 파괴양상을 보여준다. 기준실험체는 최종압축 파괴되면서 피복이 떨어져 나간 반면, AASFC를 적용한 실험체는 압축부가 파괴시 까지 섬유의 작용으로 인하여 유지된 모습을 볼 수 있다. 또한 [그림 4.6]의 인장부 균열양상을 보면 기준실험체에 비해 AASFC 실험체가 많은 미세한 균열을 동반하여 인장변형이 발생했음을 알 수 있다.



(a) BRC (기준)



(b) B100 (PVA 1.00%)



(c) B125 (PVA 1.25%)



(d) B150 (PVA 1.50%)



(e) B200 (PVA 2.00%)

[그림 4.5] 휨 타입 보 실험체의 파괴 전경



(a) BRC (기준)



(b) B100 (PVA 1.00%)



(c) B125 (PVA 1.25%)



(d) B150 (PVA 1.50%)

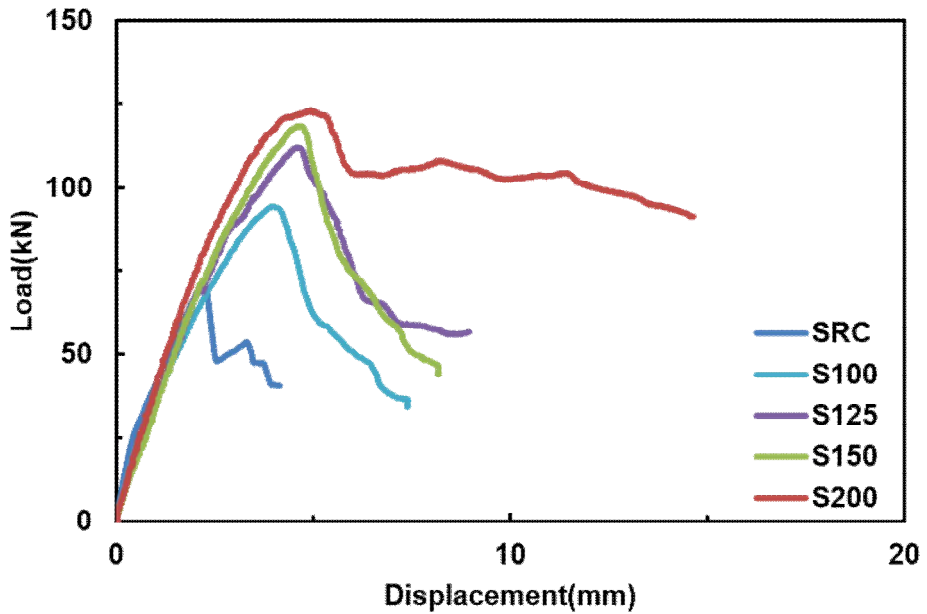


(e) B200 (PVA 2.00%)

[그림 4.6] 휨 타입 보 실험체의 파괴 상세 전경

나. 전단 타입 보의 실험결과

전단 타입 보 실험을 수행한 결과는 [그림 4.7]의 그래프와 같다. 일반콘크리트를 적용한 기준 시험체 SRC는 최대하중 69.15 kN에서 처짐 2.22 mm의 결과를 보였으며, AASFC를 적용한 실험체는 섬유혼입율 1.00~2.00%에 따라 최대하중 94.10 MPa~122.95 MPa, 처짐은 4.01~4.91 mm의 결과를 나타내었다.



[그림 4.7] 전단 타입 보의 하중-변위 그래프

[표 4.3] 전단 타입 보의 실험 결과

Specimen	Maximum load			하중증가 (%)	전단철근 절감률 (%)
	하중 (kN)	전단력 (V_u)	처짐 (mm)		
BRC (기준)	69.15	43.21	2.22	-	-
B100 (PVA 1.00%)	94.10	58.81	4.01	36.08	23.63
B125 (PVA 1.25%)	111.83	69.89	4.58	61.72	31.29
B150 (PVA 1.50%)	118.41	74.00	4.69	71.23	38.93
B200 (PVA 2.00%)	122.95	76.84	4.91	77.80	54.23

전단타입 보의 최대내력, 전단력, 처짐을 각각 [표 4.3]에 나타내었으며, 기준 실험체 SRC 에 비해서 AASFC 를 적용한 보는 섬유혼입율에 따라 각각 하중과 처짐값이 높게 측정되었다. [그림 4.8]은 실험이 끝난후 각 실험체의 파괴양상을 보여준다. 기준실험체는 지점과 하중점을 기준으로 한 개의 큰 사인장균열이 발생하면서 파괴되었으나, AASFC를 적용한 실험체는 주변에 다중균열을 동반하여 파괴된 모습을 볼 수 있다. AASFC적용 실험체가 최대하중 36.08~77.80%, 처짐은 80.63~121.17% 높게 측정되었는데, AASFC의 1면 전단강도, 2축 전단강도 실험에서 알 수 있듯이 섬유로 인하여 면내전단전달 및 변형률의 증가 효과로 전단강도와 처짐성능이 개선되었을 것으로 사료된다. 전단 타입 보의 기준실험체와 비교하여 AASFC 섬유혼입률에 따라서 하중증가분을 고려한 인장철근 감소량을 [표 4.3]에 나타내었다. 전단철근 감소량은 23.63~54.23%의 결과를 보였으며, 섬유혼입률 2.00%에서 최대 54.23%의 절감량을 나타냈으며, AASFC는 철근감소와 철근을 배근하기 어려운 단면에 적용시 효과가 극대화될 수 있을 것으로 판단된다.



(a) SRC (기준)



(b) S100 (PVA 1.00%)



(c) S125 (PVA 1.25%)



(d) S150 (PVA 1.50%)



(e) S200 (PVA 2.00%)

[그림 4.8] 전단 타입 보 실험체의 파괴 전경



(a) SRC (기준)



(b) S100 (PVA 1.00%)



(c) S125 (PVA 1.25%)



(d) S150 (PVA 1.50%)



(e) S200 (PVA 2.00%)

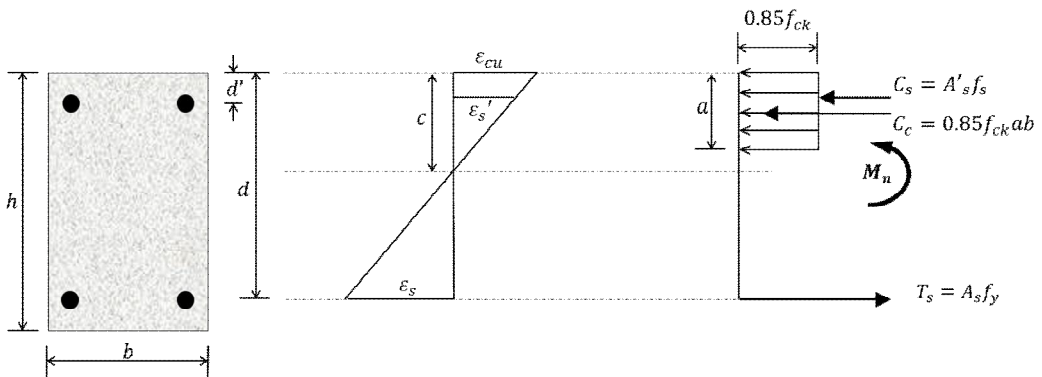
[그림 4.9] 전단 타입 보 실험체의 파괴 상세 전경

제2절 보의 설계 강도 산정

1. 휨강도 산정

가. 철근콘크리트 복철근 보의 휨강도

압축철근이 배치된 복철근 직사각형 단면 [그림 4.10]의 철근콘크리트보의 휨강도는 압축측 콘크리트가 극한변형률(0.003)에 도달한 경우 인장철근, 압축철근의 변형률을 [식 4.1], [식 4.2]와 같이 유도할 수 있다.



[그림 4.10] 철근콘크리트 복철근 보

$$\epsilon_s = \epsilon_{cu} \frac{d-c}{c} \quad [\text{식 4.1}]$$

$$\epsilon_s' = \epsilon_{cu} \frac{c-d'}{c} \quad [\text{식 4.2}]$$

- 여기서, ϵ_s : 인장 철근 변형률
 ϵ_s' : 압축 철근 변형률
 ϵ_{cu} : 콘크리트의 압축연단 극한변형률
 d : 압축연단부터 인장철근 중심까지 거리
 d' : 압축연단부터 압축철근 중심까지 거리

보 단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a의 위치와 중립축 c는 다음과 같이 산정된다.

$$0.85f_{ck}ab + A'_s f'_s = A_s f_y \quad [\text{식 4.3}]$$

$$a = \frac{A_s f_y - A'_s f'_s}{0.85f_{ck}b} \quad [\text{식 4.4}]$$

$$c = \frac{a}{\beta_1} \quad [\text{식 4.5}]$$

- 여기서, a : 콘크리트 압축응력블록 깊이
 b : 실험값
 f_{ck} : 실험값
 A_s, A'_s : 인장, 압축측 철근의 단면적
 f_y, f'_s : 인장철근 항복응력, 압축철근의 응력
 β_1 : 실험값

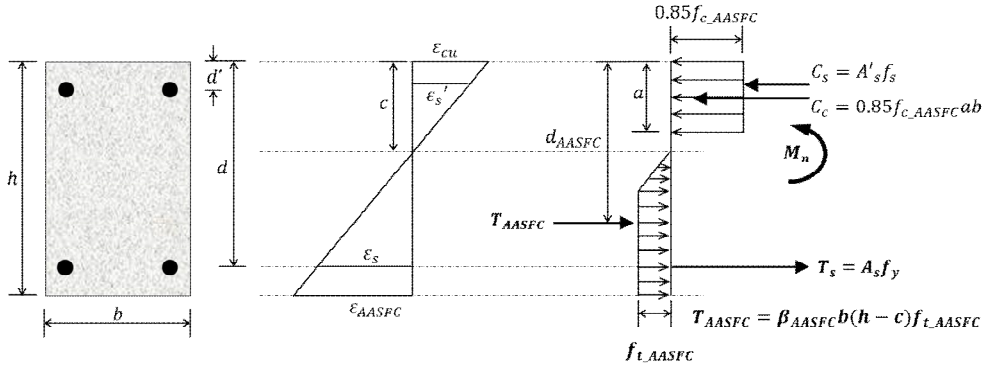
$$\beta_1 = \begin{cases} 0.85 & (f_{ck} \leq 28 \text{ MPa}) \\ 0.85 - 0.007(f_{ck} - 28) & (28 < f_{ck} \leq 56 \text{ MPa}) \\ 0.65 & (f_{ck} \geq 56 \text{ MPa}) \end{cases}$$

따라서, 복철근 보의 경우 압축측 콘크리트 도심 위치에서 공칭모멘트는 다음 식과 같이 산정된다.

$$M_n = 0.85f_{ck}ab \left(d - \frac{a}{2} \right) + A'_s f_y \left(d - \frac{d'}{2} \right) \quad [\text{식 4.6}]$$

나. AASFC 복철근 보의 휨강도

압축철근이 배치된 복철근 직사각형 단면 [그림 4.11]의 휨강도는 압축측 AASFC가 극한변형률(0.004)에 도달한 경우 인장철근, 압축철근, AASFC의 최외단 인장변형률을 다음의 [식 4.1], [식 4.2], [식 4.7]과 같이 유도할 수 있다.



[그림 4.11] AASFC 복철근 보

$$\epsilon_s = \epsilon_{cu} \frac{d-c}{c} \quad [\text{식 4.1}]$$

$$\epsilon_s' = \epsilon_{cu} \frac{c-d'}{c} \quad [\text{식 4.2}]$$

$$\epsilon_{AASFC} = \epsilon_{cu} \frac{h-c}{c} \quad [\text{식 4.7}]$$

여기서, ϵ_{AASFC} : AASFC의 최외단 인장변형률

h : 보 단면의 높이

보 단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a의 위치와 중립축 c는 다음과 같이 산정된다.

$$0.85 f_{ck} ab + A'_s f'_s = A_s f_y + \beta_{AASFC} b(h-c) f_{t_AASFC} \quad [\text{식 4.8}]$$

$$f_{t_AASFC} = (0.85 V_f + 0.63) \sqrt{f_{c_AASFC}} \quad [\text{식 4.8}]$$

$$a = \frac{A_s f_y + b h f_{t_AASFC} - A'_s f'_s}{0.85 f_{c_AASFC} b + \left(\frac{1}{\beta_1}\right) b f_{t_AASFC}} \quad [\text{식 4.9}]$$

$$c = \frac{a}{\beta_1} \quad [\text{식 4.5}]$$

여기서, f_{c_AASFC} : AASFC의 압축강도

f_{t_AASFC} : AASFC의 횡인장강도

β_{AASFC} : 인장강도 감도계수

V_f : AASFC의 섬유혼입률

따라서, AASFC를 적용한 복철근 보의 경우 압축측 콘크리트 도심 위치에서 공칭모멘트는 다음식과 같이 산정된다.

$$M_n = T_s \left(d - \frac{a}{2} \right) + T_{AASFC} \left(d_{AASFC} - \frac{a}{2} \right) + C_s \left(\frac{a}{2} - d' \right) \quad [\text{식 4.10}]$$

여기서, T_s : 인장철근 인장력의 합

T_{AASFC} : AASFC의 인장력의 합

d_{AASFC} : 압축연단에서 AASFC의 중심까지 거리

C_s : 압축철근 압축력의 합

2. 전단강도 산정

가. 일반콘크리트보의 전단 강도 산정

보의 전단 강도 산정은 콘크리트구조 전단 및 비틀림 설계기준(KDS 14 20 22)⁽⁷⁶⁾에 따라 철근콘크리트 부재 단면의 공칭 전단강도 V_n 는 [식 4.11]와 같이 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 와 전단철근에 의한 전단강도 V_s 에 의해 계산한다.

$$V_n = V_c + V_s \quad \text{[식 4.11]}$$

전단력과 휨 모멘트만 받는 부재에서 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 는 [식 4.12(a)]와 같이 간편식에서 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 또는 [식 4.12(b)]와 같이 정밀식에서 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 에 대해 추정하고 $\sqrt{f_{ck}}$ 값은 8.4MPa 을 초과하지 않도록 한다.

$$V_c = \frac{1}{6} \lambda \sqrt{f_{ck}} b_w d \quad \text{(a)}$$

$$V_c = \left(0.16 \lambda \sqrt{f_{ck}} + 17.6 \rho_w \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \quad \text{(b) [식 4.12]}$$

- 여기서, λ : 경량 콘크리트 계수
 일반 콘크리트: 1.0
 모래경량콘크리트: 0.85
 전경량콘크리트: 0.75
- ρ_w : 단면 휨 철근비 ($A_s/b_w d$)
- V_u : 단면에서 계수 전단력
- M_u : 계수 휨 모멘트

전단철근에 의한 전단강도 V_s 는 [식 4.13(a)]과 같이 부재축에 직각인 전단철근을 사용하는 경우와 [식 4.13(b)]과 같이 경사스트립을 전단철근으로 사용하는 경우로 산정할 수 있다.

$$V_s = \frac{A_v f_{yt} d}{s} \quad (a)$$

$$V_s = \frac{A_v f_{yt} (\sin \alpha + \cos \alpha) d}{s} \quad (b) \quad [\text{식 4.13}]$$

여기서, A_v : 전단철근 단면적

f_{yt} : 전단철근 설계항복강도

s : 종 방향철근과 평행한 방향 전단철근 간격

α : 경사스트립과 부재축 사이각

전단철근 설계기준항복강도 f_{yt} 는 500MPa를 초과할 수 없으며 용접철망을 사용하는 경우는 600MPa를 초과할 수 없다. 전단철근 간격 s 은 부재축에 직각인 전단철근 간격은 RC 부재일 경우 $d/2$ 이하로 배치하고, 프리스트레스 콘크리트 부재일 경우 $0.75h$ 이하로 제한한다. 그리고 어느 경우든 600mm 이하로 배치하여야 한다. 경사스트립과 굽힘철근은 부재 중간 높이 $0.5d$ 에서 반력점 방향으로 주인장 철근까지 연장된 45° 선과 한 번 이상 교차되도록 배치하여야 한다. 전단철근에 의한 전단강도 V_s 가 $2V_c = \lambda(\sqrt{f_{ck}}/3)b_w d$ 을 초과하는 경우 최대간격을 절반으로 감소시켜야 한다.

나. 섬유혼입 콘크리트의 기존 강도식 고찰

① Hanai의 강섬유 혼입 철근콘크리트 보의 전단강도 예측식

De Hanai, Holanda(2008)⁽⁷⁷⁾는 강섬유를 혼입한 철근콘크리트 보의 실험을 통하여 전단강도 예측식을 제안하였다. 제안된 식은 ACI 318M-02의 [식 4.14]⁽⁷⁸⁾와 같이 콘크리트의 인장강도와 압축력의 제곱근 관계를 사용한다.

$$f_{sp} = 0.5563 \sqrt{f_{ck}} \quad [\text{식 4.14}]$$

여기서, f_{ck} : 콘크리트 압축강도

f_{sp} : 콘크리트 할렬인장강도

강섬유를 혼입한 콘크리트의 압축강도와 인장강도의 상관관계는 실험결과와 선형회귀를 통하여 만들어진다. 강섬유 혼입률에 따른 철근콘크리트 보의 인장강도는 [식 4.14]와 유사한 형식으로 [식 4.15]과 같이 산정될 수 있다.

$$f_{sp} = (0.15 V_f + 0.51) \sqrt{f_{ck}} \quad [\text{식 4.15}]$$

여기서, V_f : 섬유 혼입률 (%)

ACI 318M-02⁽⁷⁸⁾에서 전단철근이 없는 보의 최대 전단력을 산정하기 위하여 [수식 4.16]와 같이 규정하고 있다.

$$V_u = (0.166 \sqrt{f_{ck}} bd) / 10 \quad [\text{식 4.16}]$$

여기서, b : 보의 유효폭

d : 보의 유효깊이

강섬유 혼입 효과를 고려하기 위해, [수식 4.15]에서 구하여진 f_{sp} 의 값은 [식 4.16]의 계수 0.166에 내포된 조정 및 안전요소를 고려하여 [식 4.17]와 같이

표현할 수 있다. [식 4.17]은 개략적으로 [식 4.18]로 나타낼 수 있다.

$$V_u = \left[\frac{0.166}{0.51} (0.15 V_f + 0.51) \sqrt{f_{ck} bd} \right] / 10 \quad [\text{식 4.17}]$$

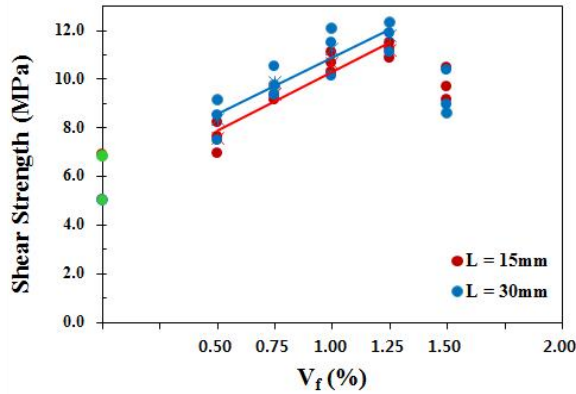
$$V_u = [0.3255 (0.15 V_f + 0.51) \sqrt{f_{ck} bd}] / 10 \quad [\text{식 4.18}]$$

- 여기서, f_{ck} : 콘크리트의 압축강도
 b : 보의 유효폭
 d : 보의 유효깊이
 V_f : 섬유혼입률 (%)

De Hanai, Holanda(2008)⁽⁷⁷⁾이 제안한 [식 4.18]에 의해 산정된 강섬유 혼입률에 따른 철근콘크리트 보의 전단강도는 실제 실험결과 비교하여 합리적으로 추정해 주었다.

② 비정질 강섬유 혼입 철근콘크리트 보의 전단강도 제안식

박창환(2013)⁽¹⁶⁾은 비정질 마이크로 강섬유의 길이(15 mm, 30 mm)와 섬유의 혼입률(0.50 %, 0.75 %, 1.00 %, 1.25 %, 1.50 %)를 변수로 하여 1면 전단강도 실험을 바탕으로 설계 전단강도식을 제안하였다. [그림 4.12]는 비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 1면 전단실험체의 실험결과를 나타낸다.



[그림 4.12] 비정질 강섬유 혼입률에 따른 1면 전단강도 분석

비정질 마이크로 강섬유의 길이 15 mm 와 30 mm 에서 혼입률에 따라서 제안된 전단강도식은 [식 4.19]와 [식 4.20]과 같으며, 비정질 마이크로 강섬유 혼입률 0.50 ~ 1.25 % 인 경우에 실험결과와 비교하여 전단강도 값을 잘 추정해주었다.

$$L = 15mm, \tau_{amsf} = 1.1(0.78 V_f + 0.85) \sqrt{f_{c-amsf}} \quad \text{[수식 4-19]}$$

$$L = 30mm, \tau_{amsf} = 1.28(0.63 V_f + 0.85) \sqrt{f_{c-amsf}} \quad \text{[수식 4-20]}$$

여기서, τ_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 전단강도

f_{c-amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 압축강도

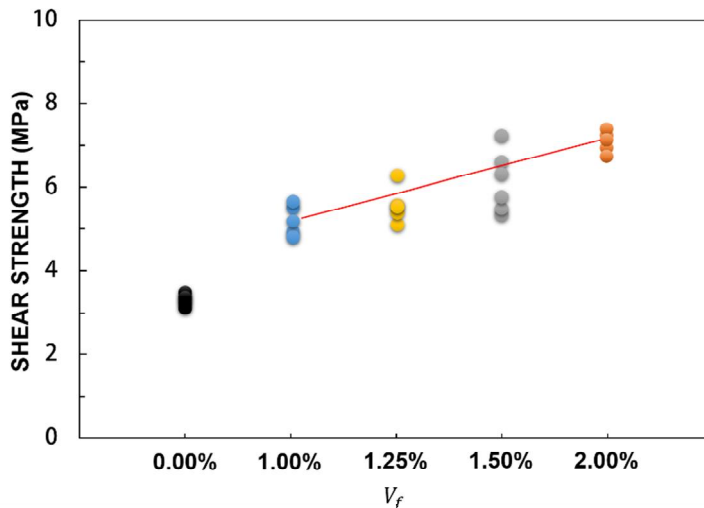
V_f : 섬유혼입률 (0.50 ~ 1.25 %)

다. AASFC 보의 전단 강도 산정

강섬유 혼입 콘크리트의 기존연구 통해 섬유보강 콘크리트의 전단강도는 일반 콘크리트와는 거동이 차이가 있음⁽¹⁶⁾⁽⁷⁷⁾⁽⁷⁸⁾을 알 수 있다. 또한 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC)도 1면 전단강도 실험과 2축 전단실험을 통해 일반콘크리트와는 거동이 상이하므로, V_n 는 AASFC의 전단강도 V_{AASFC} 와 전단철근에 의한 전단강도 V_s 의 합으로서 [식 4.21]과 같이 산정될 수 있다.

$$V_n = V_{AASFC} + V_s \quad \text{[식 4.21]}$$

AASFC는 혼입된 섬유의 가교작용과 균열제어로 인하여 높은 전단력과 2축 응력상태에서 높은 변형성능을 갖고 있음을 알 수 있다. 일반콘크리트의 전단강도 예측식으로 AASFC를 적용한 보에 적용시 실제 거동과 많은 오차로 인하여 보강철근량을 과다하게 설계가 할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 기존의 강섬유 섬유혼입 시멘트 복합체의 전단강도 예측식⁽¹⁶⁾⁽⁷⁷⁾을 바탕으로 1면 전단 실험 결과에 근거하여 AASFC의 전단강도식을 제안하였다.



[그림 4.13] AASFC의 섬유혼입률에 따른 1면 전단강도

[그림 4.13]과 같이 AASFC는 1면 전단강도 실험으로부터 섬유혼입률에 따라 선형으로 전단강도가 증가하는 것을 알 수 있다. AASFC의 섬유혼입률 1.00~2.00%인 경우에 적용할 수 있도록 [식 4.22]와 같이 전단강도식을 제안하였다.

$$\tau_{AASFC} = (0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{c_AASFC}} \quad [\text{식 4.22}]$$

여기서, τ_{AASFC} : AASFC의 전단강도

V_f : 섬유혼입률

f_{c_AASFC} : AASFC의 압축강도

b_w : 보의 유효폭

d : 압축연단에 인장철근 중심까지의 거리

[표 4.4] 1면 전단강도 실험과 전단강도 제안식 결과 비교

구분	1면 전단강도(MPa)	예측식(MPa)	오차(%)
M1(PVA 1.00%)	5.01	5.05	0.79
M2(PVA 1.25%)	5.75	5.44	5.39
M3(PVA 1.50%)	6.26	5.83	6.86
M4(PVA 2.00%)	7.04	6.60	6.25

[표 4.4]에는 2장에서 수행한 1면 전단강도 실험과 제안식에 의한 전단강도 값을 비교하였다. 1면 전단강도 실험과 비교하였을 때 제안식을 통해 산정된 전단강도는 0.79 ~ 6.86% 오차범위를 보이며 근사하게 잘 추정해주었다.

김호연(2019)⁽¹²⁾은 강섬유 보강 섬유복합체 설계전단응력을 전단파괴시 계수하중을 고려하여 1면 전단강도, 특성계수, α_f 의 관계식으로 전단강도식을 제안하여 실제 거동을 잘 예측하였다. 본 연구에서도 AASFC의 섬유혼입률에 따른 역학실험 결과에 따라 [식 4.23]과 같이 설계 전단응력 ν_{AASFC} 를 실험결과에 따른 선형 회귀분석을 통하여 제안하였다.

$$\begin{aligned}
 v_{AASFC} &= \alpha_f \tau_{AASFC} = 0.33(0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{AASFC}} \\
 &= \frac{0.33}{0.61} (0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{AASFC}}
 \end{aligned}
 \tag{식 4.23}$$

여기서, v_{AASFC} : AASFC의 전단강도
 α_f : 특성계수, 0.33

철근콘크리트 보의 전단력과 휨 모멘트가 작용하게 되면, 내부에서 생기는 전단력을 균열이 발생하지 않은 압축 부분 콘크리트가 지지하는 전단력 V_{cz} , 골재 맞물림 작용에 의한 전단력 수직 성분 V_{ay} , 인장철근 Dowel Action에 의한 전단력 V_d , 전단철근에 의한 전단력 V_s 합력을 통해 저항한다. 철근콘크리트 보의 사인장 균열이 발생하기 전까지 전단철근은 영향을 받지 않으며 골재 맞물림 작용, 철근 장부작용에 의한 전단 저항기구로 전체 전단력에 대하여 저항하게 된다. 철근이 인장에 의해 균열폭이 증가하게 되면 골재 맞물림 작용과 철근 장부작용에 의한 전단력은 감소하고 전단철근의 전단 저항이 발생함과 동시에 균열 진행을 억제한다. 전단철근에 의한 전단력 V_s 을 제외한 전단저항요소는 부재 종류, 사용한 콘크리트 특성과 전단철근의 배치에 따라 변동성이 매우 크고 취성적인 거동을 보인다. 이와 같은 이유로 내력을 정량화하기 어려워 통상적으로 콘크리트가 기여하는 전단강도 V_c 통합하여 취급한다. 부재에 축력이 발생하지 않는 AASFC의 보의 전단강도 V_{AASFC} 은 제안된 설계 전단강도식을 적용하여 [식 4.24]과 같이 섬유혼입률 1.00~2.00%에 따라 전단강도를 추정할 수 있게 제안하였다.

$$V_{AASFC} = \phi_s 0.54(0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{AASFC}} b_w d
 \tag{식 4.24}$$

여기서, b_w : 복부 폭
 d : 단면에서 유효깊이
 ϕ_s : 부재저감계수(0.95)

3. 설계강도 산정 결과

AASFC의 휨강도 및 전단강도 제안식을 통해 섬유혼입률에 따라 휨강도와 전단강도를 산정한 결과는 실험과 비교하여 [표 4.5], [표 4.6]에 나타내었다.

휨 타입 보의 제안된 설계식에 의한 휨강도는 섬유혼입률에 따라 단면의 최대 모멘트에 따른 순지간 1,200 mm 보의 최대하중 결과 값을 일반콘크리트의 설계식에 비교하여 오차범위 7.22~9.23%로 근사하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다. 전단 타입 보의 제안된 설계식은 실험과 오차범위 3.68~12.72%로 섬유혼입률에 따른 전단강도의 증가가 잘 반영된 결과를 보여주었다.

[표 4.5] 휨 타입 보의 실험과 설계식 최대하중 비교

Specimen	실험		설계	
	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	오차 (%)
BRC(기준)	127.51	11.13	84.58	33.66
B100(PVA 1.00%)	140.41	31.53	127.44	9.23
B125(PVA 1.25%)	144.48	35.43	132.61	8.21
B150(PVA 1.50%)	147.16	38.47	137.61	6.48
B200(PVA 2.00%)	158.10	42.60	146.67	7.22

[표 4.6] 전단 타입 보의 실험과 설계식 최대하중 비교

Specimen	실험		설계	
	하중 (kN)	V_u	V_u	오차 (%)
BRC(기준)	69.15	43.21	20.91	51.63
B100(PVA 1.00%)	94.10	58.81	56.63	3.70
B125(PVA 1.25%)	111.83	69.89	60.98	12.72
B150(PVA 1.50%)	118.41	74.00	65.32	11.72
B200(PVA 2.00%)	122.95	76.84	74.01	3.68

제3절 비선형 총상화 휨 해석 모델

AASFC가 적용된 보의 비선형 거동을 예측하기 위해 AASFC의 재료특성이 반영된 비선형 총상화 휨 해석⁽¹⁴⁾⁽⁷⁹⁾⁽⁸⁰⁾ 모델을 제안하였다. 총상화 휨 해석 모델은 보의 최초 인장 균열 발생시, 철근의 항복시, 극한하중 도달시까지 각 하중단계별 휨 곡률 및 변위까지 전체적인 휨 거동을 예측할 수 있는 장점이 있다. 일반콘크리트와 AASFC가 적용된 보의 실험결과와 비교하여 제안된 설계기법을 검증하였다.

1. 비선형 총상화 해석 모델

가. 기본 가정

보의 직사각형 단면 비선형 총상화 휨해석을 위해서 다음과 같은 가정에 의해 실시하며 기본가정은 다음과 같다.

■ 기본 가정

- ㉠ 각 재료는 등방의 연속체로 가정한다. 단면에 발생하는 응력은 단위 면적당 단면에 작용하는 평균 힘으로 정의된다.
- ㉡ 단면에 발생하는 수직 응력은 모멘트와 축력으로부터 계산된다.
- ㉢ 변형 전과 후에도 단면은 평면을 유지하고, 변형 후에도 단면은 법선과 직각을 유지한다.
- ㉣ 콘크리트 및 AASFC, 철근과의 경계면은 완전 부착된 것으로 가정한다.

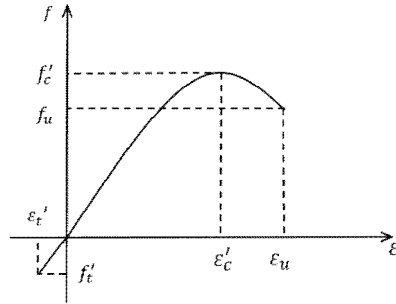
나. 기본 방정식 및 정식화

보의 해석을 위해 콘크리트, 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC), 철근의 응력-변형을 관계는 [그림 4.14]과 같이 고려한다. 콘크리트는 [식 4.23~24]과 같이 1축 압축강도에 도달할 때까지 2차 포물선 곡선의 응력-변형을 곡선을 고려하도록 하고 1축 압축강도 도달 후에는 직선으로 극한응력까지 선형 감소하는 것으로 고려하였다. 철근의 경우는 항복응력에 도달할 때까지 선형탄성거동을 하고 항복이후 선형소성 거동을 하는 것으로 고려하였다. AASFC 재료의 압축응력과 변형을 관계는 [식 3.16~17]과 같이 최대응력점을 기준으로 최대압축응력 이전의 상태와 최대압축응력 이후의 상태로 각각 고려하고, 인장축은 [식 3.18~20]과 같이 균열 발생 이후에도 다중미세균열에 의한 변형경화거동 특성으로 인해 인장변형을

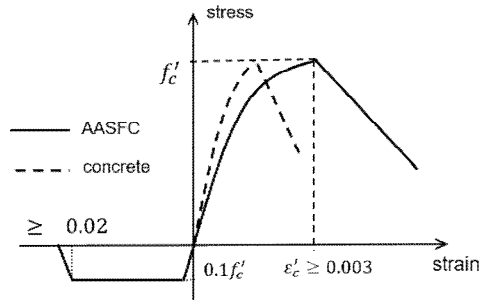
2.00%에 도달할 때까지 인장응력을 부담할 수 있는 고연성 섬유복합체로 고려하여 해석에 반영될 수 있도록 모델링 하였다.

$$f_c = f'_c \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon'_c} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon'_c} \right)^2 \right] \quad [\text{식 4.23}]$$

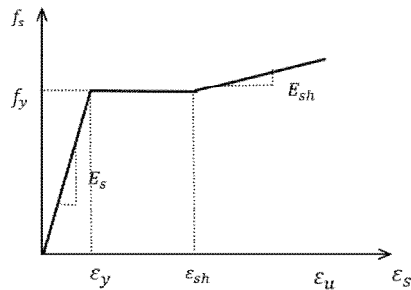
$$f_u = 0.85f'_c \quad [\text{식 4.24}]$$



(a) 콘크리트

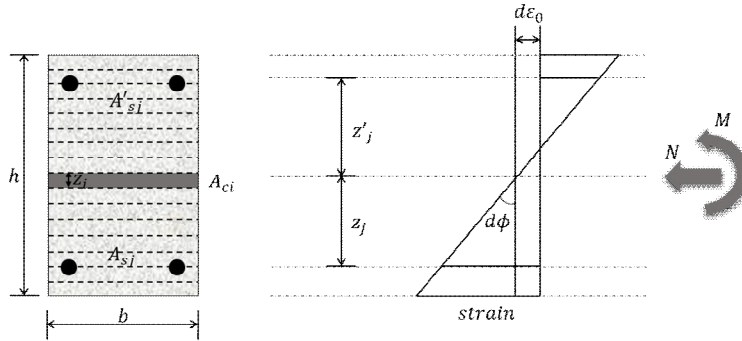


(b) AASFC



(c) 철근

[그림 4.14] 재료의 응력-변형을 관계



[그림 4.15] 층상화 단면의 응력 및 변형률

[그림 4.15]는 직사각형 보 단면에서 층상화 휨 해석을 위한 단면의 응력 및 변형률을 나타내며 단면에서 임의 위치에 축방향 변형률 증분 $d\epsilon(z)$ 은 부재 도심에서 축변형률과 휨곡률에 대한 증분에 합으로 [식 4.16]에 의해 산정된다.

$$d\epsilon(z) = d\epsilon_0 + zd\phi \quad \text{[식 4.16]}$$

- 여기서, $d\epsilon_0$: 부재 도심에서 축 변형률에 대한 증분
- $d\phi$: 부재 단면에서 휨 곡률 증분
- z : 기준 축에서 대응하는 각 층까지의 거리

단면에 작용하는 축방향력 N 과 휨 모멘트 M 는 [식 4.17]과 [식 4.18]에 의해 산정할 수 있다.

$$N = \int E d\epsilon(z) dA \quad \text{[식 4.17]}$$

$$M = \int E d\epsilon(z) z dA \quad \text{[식 4.18]}$$

여기서, E : 각층에 대응하는 재료의 탄성계수
 단면을 n 개의 층으로 분할한 AASFC 또는 일반 콘크리트와 압축·인장철근에 대

한 관계를 고려하여 유한증분 된 축력 ΔN 은 [식 4.19]과 같이 유도할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 \Delta N = & \left(\sum_{i=1}^{Conc} f_{ci} A_{ci} + \sum_{j=1}^{A's} f'_{sj} A'_{sj} + \sum_{j=1}^{As} f_{sj} A_{sj} \right) d\varepsilon_0 \\
 & + \left(\sum_{i=1}^{Conc} f_{ci} A_{ci} z_i + \sum_{j=1}^{A's} f'_{sj} A'_{sj} z'_j + \sum_{j=1}^{As} f_{sj} A_{sj} z_j \right) d\phi
 \end{aligned}
 \tag{식 4.19}$$

여기서, f_{ci} : AASFC 또는 콘크리트 응력

f'_{sj} : 압축철근 응력

f_{sj} : 인장철근 응력

A_{ci} : 각층에서 AASFC 또는 콘크리트 단면적

A'_{sj} : 각층에서 압축철근 단면적

A_{sj} : 각층에서 인장철근 단면적

z_i : AASFC 또는 콘크리트가 기준 축에서 대응하는 각 층까지의 거리

z'_j : 압축철근이 기준 축에서 대응하는 각 층까지의 거리

z_j : 인장철근이 기준 축에서 대응하는 각 층까지의 거리

위의 식들로부터 하중 증분 단계에서 평형조건을 만족하기 위해 축방향 불평형력으로 기인되는 도심 축에서의 축변형률 유한증감 $\Delta\varepsilon_0$ 은 [식 4.20]와 같으며, 이때, E_a 및 E_x 는 [식 4.21], [식 4.22]와 같다.

$$\Delta\varepsilon_0 = \frac{\Delta N - E_x \Delta\phi}{E_a}
 \tag{식 4.20}$$

$$E_a = \sum_{i=1}^{Conc} f_{ci} A_{ci} + \sum_{j=1}^{A's} f'_{sj} A'_{sj} + \sum_{j=1}^{As} f_{sj} A_{sj}
 \tag{식 4.21}$$

$$E_x = \sum_{i=1}^{Conc} f_{ci} A_{ci} z_i + \sum_{j=1}^{A's} f'_{sj} A'_{sj} z'_j + \sum_{j=1}^{As} f_{sj} A_{sj} z_j
 \tag{식 4.22}$$

위 식들에 의해서 산정된 단면 도심에서 변형을 증분은 이전 단계에서의 값에 의해 새로운 변형을 분포가 산정되며, 계산된 축력과 작용하는 축력이 같게 수렴할 때까지 반복적으로 연산하여 비선형 증분 해석을 수행한다.

제안된 응상화 휨해석 모델을 통해 계산된 최초인장균열 발생시 휨 곡률 ϕ_{cr} , 인장철근이 항복할 때 휨 곡률 ϕ_y , 극한하중에 도달할 때 휨 곡률 ϕ_u 에 대해 단계별 휨 곡률을 예측할 수 있다. [그림 4.16]은 단순지지 된 집중하중을 받는 보의 비선형 하중-변위 관계 예측 모델로 단계별로 산정된 휨 곡률 분포로부터 지점 A에서 처짐각 θ_A 와 하중이 작용하는 부재의 중앙 C점에서의 연직 방향에 대해 최대 처짐 Δ_{max} 을 [식 4.25~30]와 같이 유도할 수 있다.

① 최초 인장균열 발생

$$\theta_A = \frac{1}{2}\phi_c L_1 \quad [\text{식 4.25}]$$

$$\Delta_{max} = \frac{1}{2}\theta_A L - \frac{1}{2}\phi_c \left[\frac{L_1^2}{3} \right] \quad [\text{식 4.26}]$$

② 최초인장철근항복

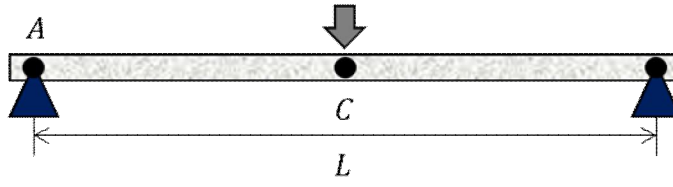
$$\theta_A = \frac{1}{2}\phi_c L_1 + \frac{1}{2}(\phi_c + \phi_y)L_2 \quad [\text{식 4.27}]$$

$$\Delta_{max} = \frac{1}{2}\theta_A L - \frac{1}{2}\phi_c L_1 \left[\frac{L_1^2}{3} + L_2 \right] - \frac{1}{6}[\phi_c + \phi_y]L_2^2 \quad [\text{식 4.28}]$$

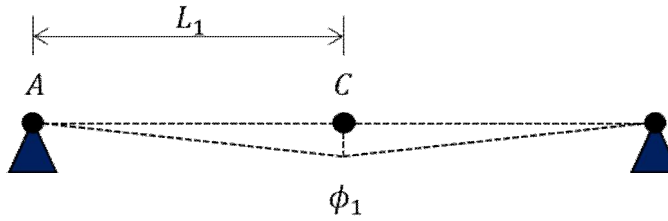
③ 극한하중 도달

$$\theta_A = \frac{1}{2}\phi_c L_1 + \frac{1}{2}(\phi_c + \phi_y)L_2 + \frac{1}{2}(\phi_y + \phi_u)L_3 \quad [\text{식 4.29}]$$

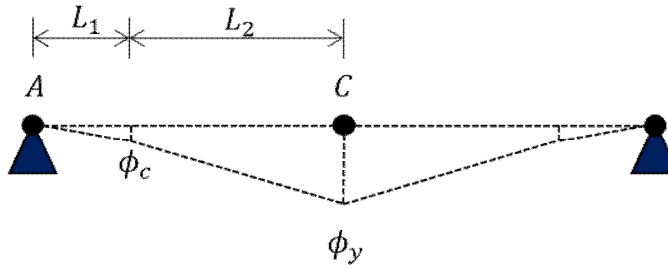
$$\Delta_{max} = \frac{1}{2}\theta_A L - \frac{1}{2}\phi_c L_1 \left[\frac{L_1^2}{3} + L_2 \right] - \frac{1}{6}[\phi_c + \phi_y]L_2^2 - \frac{1}{2}\phi_y L_2 L_3 - \frac{1}{6}[\phi_y + \phi_u]L_3^2 \quad [\text{식 4.30}]$$



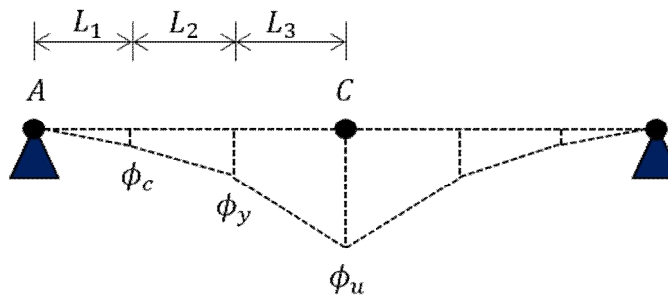
(a) 중앙 집중하중



(b) 최초인장균열발생(최초균열발생)



(c) 최초인장철근항복

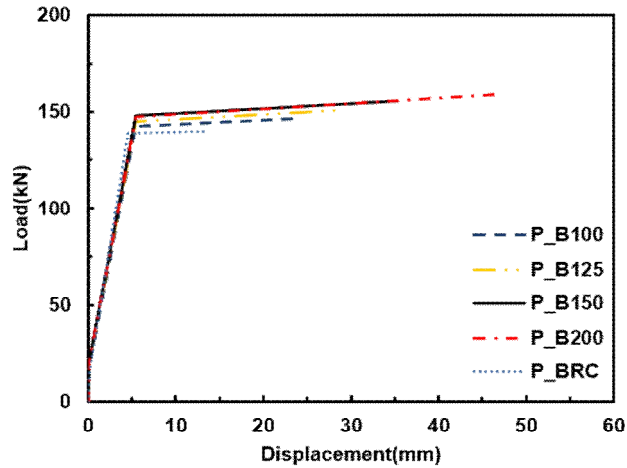


(d) 극한하중 도달

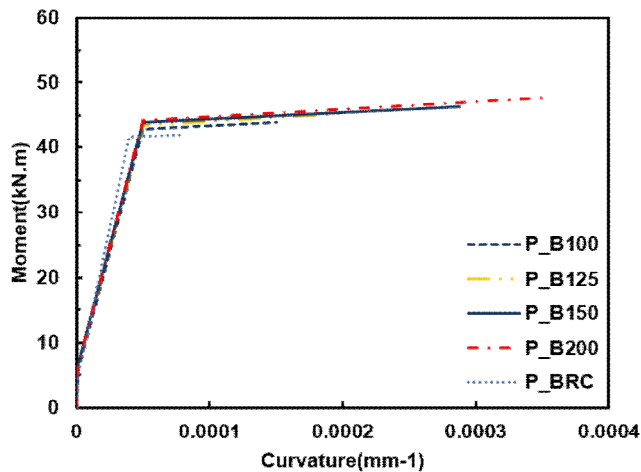
[그림 4.16] 집중하중을 받는 보의 비선형 하중-변위 관계 예측 모델

2. 해석 결과

제안된 비선형 층상화 휨해석 프로그램에 의해 기준실험체 및 AASFC 적용 보 실험체의 해석을 수행하였으며 최초균열발생시, 인장철근항복시, 극한하중 도달까지 하중-변위관계와 모멘트-곡률 결과를 [그림 4.17], [그림 4.18]에 나타내었다.

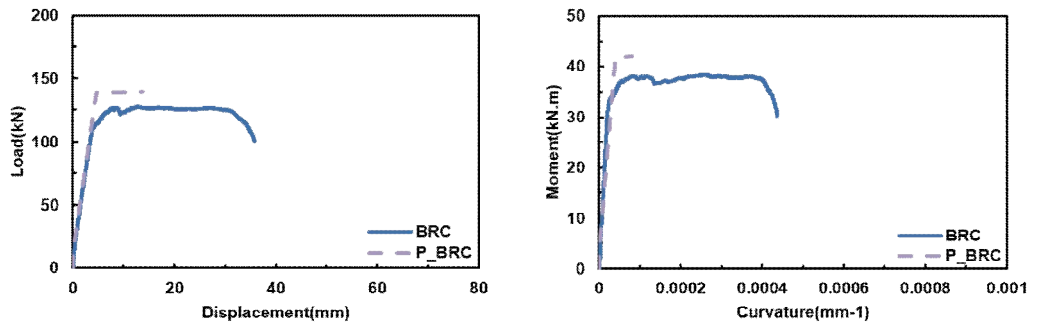


(a) 하중-변위

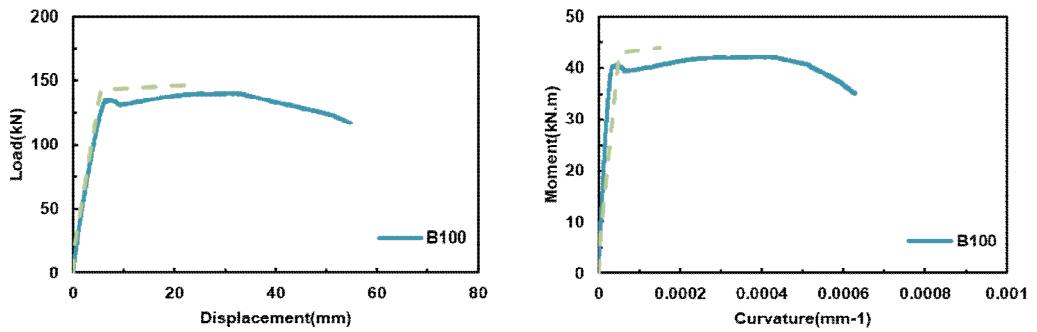


(d) 모멘트-곡률

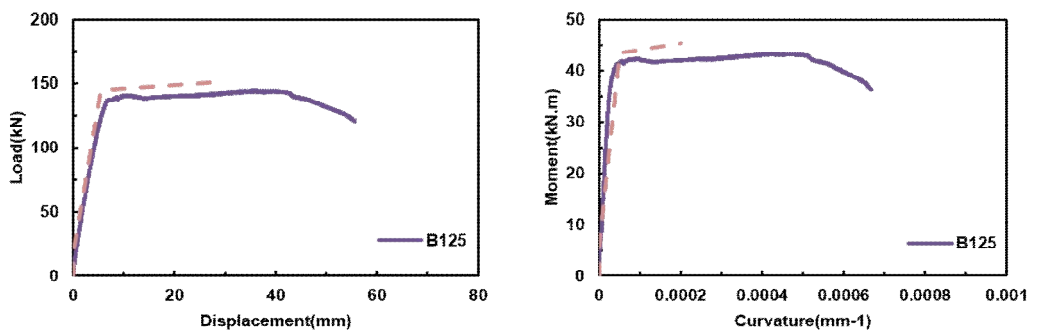
[그림 4.17] 보의 층상화 휨해석 결과 그래프



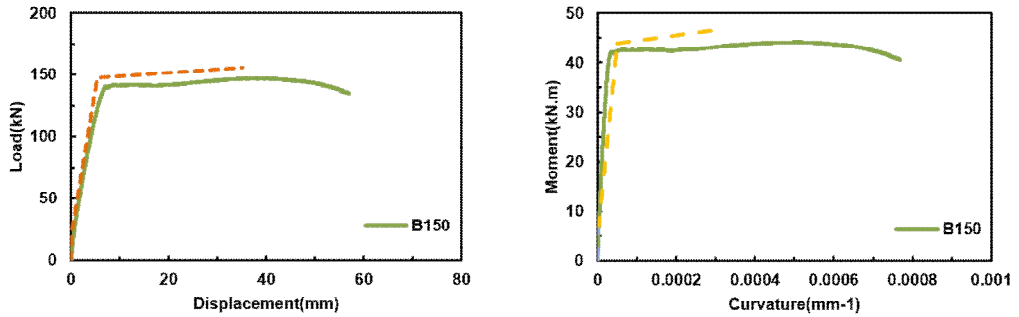
(a) BRC(기준실험체)



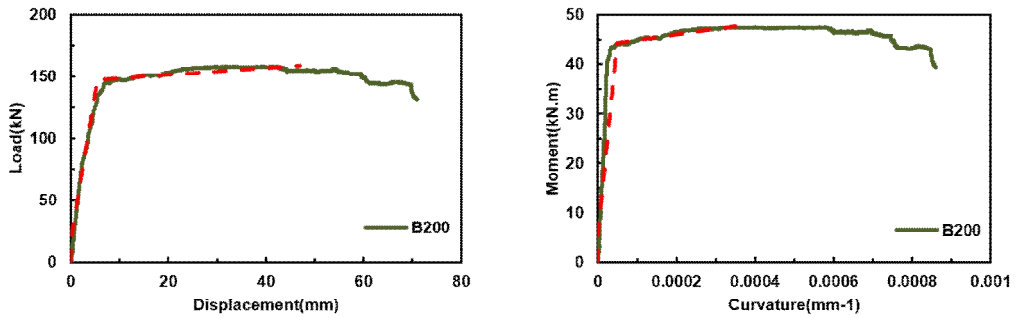
(b) B100(PVA 1.00%)



(c) B125(PVA 1.25%)



(d) B150(PVA 1.50%)



(e) B200(PVA 2.00%)

[그림 4.18] 보의 실험 및 해석결과 비교 그래프(하중-변위, 모멘트-곡률)

[표 4.7]은 보의 비선형 층상화 해석으로 콘크리트 균열시, 철근항복시, 최대 하중을 예측한 결과이다. AASFC의 섬유혼입률에 따라 하중 및 변형 거동을 해석 결과 잘 예측해 주었다. AASFC를 적용한 보의 비선형 거동 예측 결과는 [표 4.8]에 나타낸 바와 같이 실험에 의한 극한하중을 오차범위 0.55~9.74%로 기준실험체 뿐만 아니라 AASFC의 섬유혼입률에 따른 최대내력을 잘 추정하였다. 비선형 층상화 해석결과에서 최대하중 이후의 실험과 거동의 차이는 철근과 콘크리트 또는 AASFC의 부착관계, 철근의 항복이후의 비선형거동, 압축철근의 항복 후 좌굴 영향 등에 기인⁽¹⁴⁾하였을 것으로 사료된다.

[표 4.7] 비선형 층상화 휨 해석 결과

Specimen	Concrete crack		Rebar yielding		Maximum Load			$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_y}$
	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 증가(%)	
BRC (기준)	15.29	0.12	138.96	4.58	139.94	13.66	-	2.98
B100 (PVA1.00%)	18.43	0.13	142.69	5.45	146.62	23.50	4.77	4.31
B125 (PVA1.25%)	20.92	0.14	144.87	5.44	151.13	29.33	7.99	5.39
B150 (PVA1.50%)	21.18	0.13	147.83	5.43	155.62	35.23	11.20	6.48
B200 (PVA2.00%)	21.35	0.13	147.41	5.43	158.98	47.01	13.60	8.65

[표 4.8] 보의 실험, 설계식, 비선형 층상화해석 최대하중 비교

구분	최대하중 (kN)				
	실험	설계	실험대비 오차(%)	층상화해석	실험대비 오차(%)
BRC(기준)	127.51	84.58	33.66	139.94	9.74
B100(PVA 1.00%)	140.41	127.44	9.23	146.52	4.35
B125(PVA 1.25%)	144.48	132.61	8.21	151.13	4.60
B150(PVA 1.50%)	147.16	137.61	6.48	155.62	5.74
B200(PVA 2.00%)	158.10	146.67	7.22	158.98	0.55

[표 4.9] 보의 실험과 비선형 총상화해석 변위연성비 비교

구분	변위연성비 ($\mu = \delta_u / \delta_y$)			
	실험	기준대비 증가율(%)	총상화 해석	기준대비 증가율(%)
BRC(기준)	2.77	-	2.98	-
B100(PVA 1.00%)	4.48	61.57	4.31	44.63
B125(PVA 1.25%)	4.16	50.18	5.39	80.87
B150(PVA 1.50%)	4.05	46.20	6.48	117.44
B200(PVA 2.00%)	4.28	54.51	8.65	190.26

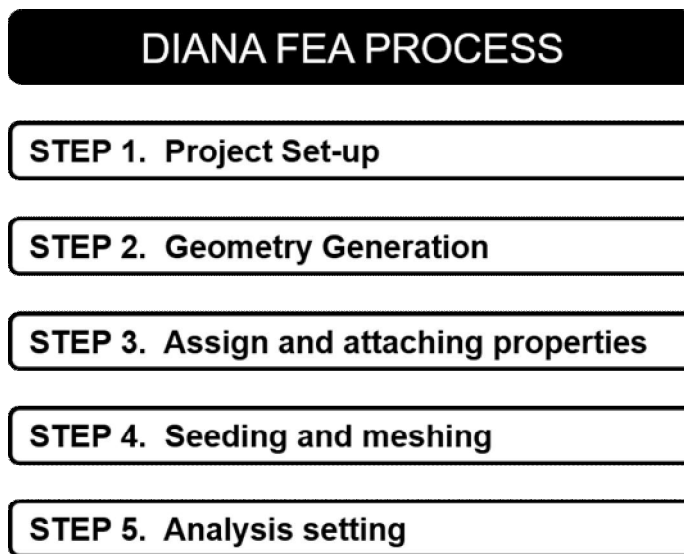
[표 4.9]는 보의 실험에서 측정된 항복변위에 대한 최대하중에서 변위비율인 변위연성비를 비선형 총상화 해석과 비교하였다. 기준실험체는 실험과 비선형 총상화해석 변위연성비는 각각 2.77, 2.98의 결과를 보여 비슷하게 추정하였으나, AASFC 적용 보에서의 변위연성비는 실험결과가 4.05 ~ 4.48의 결과를 보인 반면에 총상화 해석에서는 4.31 ~ 8.65의 범위를 보였으며, AASFC 섬유혼입률 1.50% 이상에서 다소 높은 결과를 보였다.

제4절 비선형 유한요소해석

알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 적용한 구조부재의 특성을 평가하기 위해서 매번 실험을 통한 검증은 시간 및 비용적인 문제로 한계가 있으며, 최근에 건축물은 직사각형 또는 직선부재가 아닌 비정형 단면과 곡선부재가 적용되는 사례들이 늘고 있으며 복잡한 형상과 곡선이 있는 단면을 가진 부재의 비선형거동을 알기에 어려움이 있다. 이를 보다 빠르고 정밀하게 해석하기 위해 범용 구조해석 프로그램을 통한 유한요소해석은 많은 이점이 있을 것으로 사료된다. 유한요소기법은 새로운 재료특성을 반영한 매우 효과적인 해석방법으로 사용될 수 있으며, 컴퓨터 프로그램을 이용하여 빠른 접근과 결과 도출이 가능하다. 본 연구에서는 변위법에 기초한 DIANA(Displacement Analyzer) 10.4 버전을 사용하여 보의 비선형 유한요소 해석을 수행하였다.

1. 해석 절차

가. 유한요소해석 절차

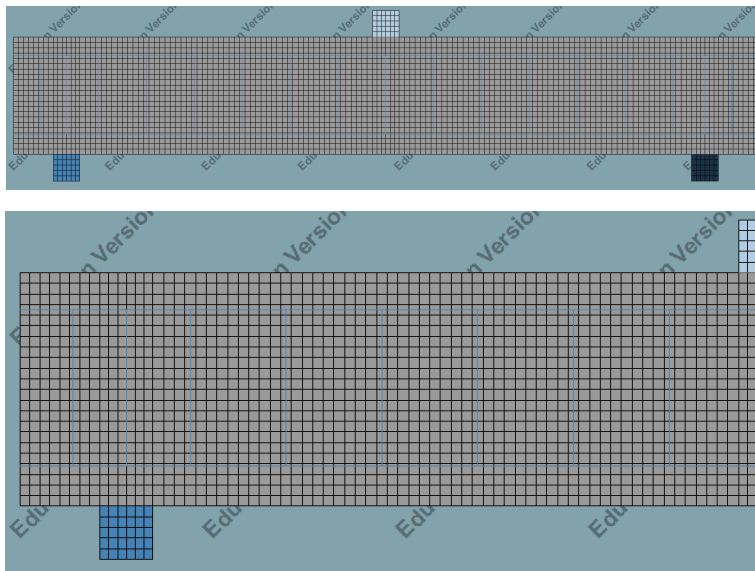


[그림 4.19] DIANA를 이용한 유한요소해석 절차

본 연구에서 사용한 DIANA를 이용한 유한요소해석 절차는 [그림 4.19]과 같이

진행된다. 해석을 위한 첫 번째 절차에서 해석종류, 해석차원, 요소망은 3차원 요소망, 유한요소의 형상함수 차수를 설정한다. 두 번째로 보 형상 및 지점, 하중점, 철근을 모델링하고, 세 번째는 하중입력, 지점조건, 재료의 물성 및 지점과 하중점의 Connection을 정의하여 실험과 동등한 조건을 설정한다. 네 번째는 모델 전체에 일괄적으로 요소망을 생성한 후에 다섯 번째로 모델링된 보의 하중제어 방법을 선택하여 최종적으로 해석을 진행한다.

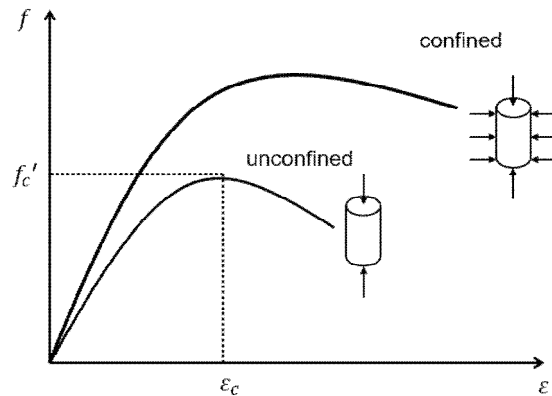
본 연구에서 실험한 보의 유한요소해석을 위해 첫 번째 절차에서 해석종류로 구조해석, 해석차원은 2D Plane stress(3차원 형상의 모델에서 두께방향거동이 자유롭고 응력이 제로이며 변형을 존재하는 경우, 모델링시 두께 부여)을 사용하였고, 요소망은 3차원요소망(Hexa/Quad), 유한요소의 형상함수 차수는 2차 곡선형상(Quadratic)으로 설정하였다. 두 번째 단계에서 보와 지점, 하중점을 모델링하였다. 세 번째 단계에서는 보에 사용된 콘크리트와 AASFC, 철근의 재료물성을 입력하고 지점과 하중점은 Steel plate로 물성을 입력하였다. 네 번째 절차의 요소망은 해석결과의 정확도와 적절한 해석 소요시간을 위해 Element Size를 20mm로 [그림 4.20]와 같이 설정하였다. 다섯 번째 절차는 하중재하 방법으로 하중을 0.3mm 변위로 제어하여 증가하는 방식으로 해석을 진행하였으며, 반복횟수는 실험체의 변수에 따라서 맞게 조절하여 수행하였다.



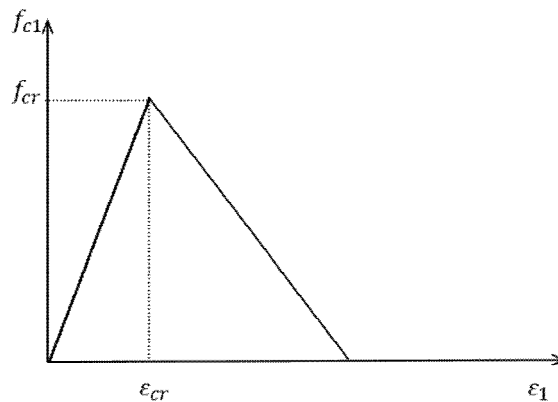
[그림 4.20] 보의 요소망 생성(Element Size : 20mm)

나. 재료 모델

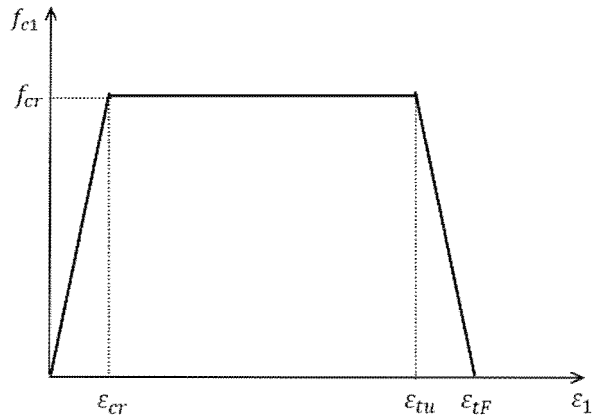
보의 비선형 거동에 대한 유한요소해석을 위해 부재에 사용된 콘크리트, AASFC, 철근의 선형구간 이후의 비선형 특성을 반영해야한다. DIANA 해석프로그램에서 제공되는 다양한 재료모델에서⁽⁸¹⁾ 해당 실험에 사용된 재료의 비선형 거동 특성을 잘 나타내주는 적합한 모델을 선택함으로써 실험 결과와 비교하여 근사한 해석 결과를 얻을 수 있다.



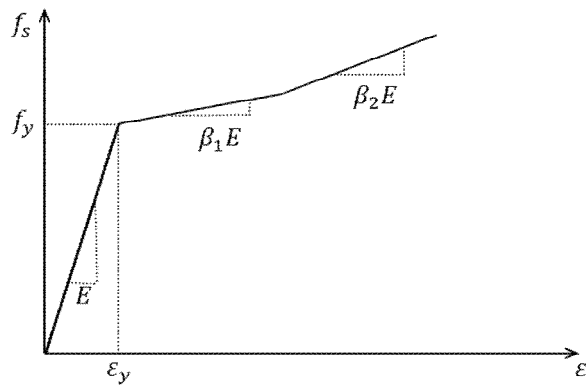
(a) 구속된 콘크리트 및 AASFC의 압축응력-변형률



(b) 콘크리트의 인장응력-변형률



(c) AASFC의 인장응력-변형률



(d) 철근의 응력-변형률⁽⁸²⁾

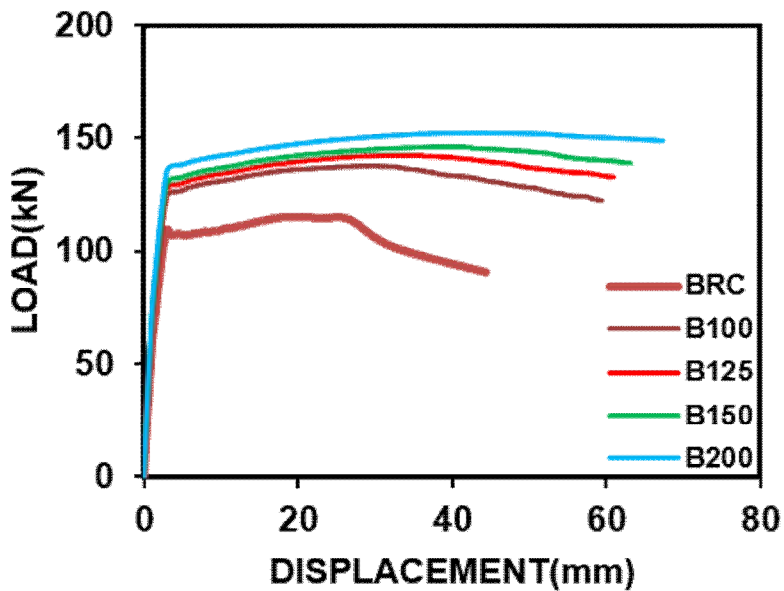
[그림 4.21] 재료의 응력-변형률 관계

재료특성이 제대로 반영되지 않을 경우에는 부재의 거동이 실험과는 전혀 다른 결과를 나타내며, 본 실험에서는 일반콘크리트와 AASFC 섬유혼입률에 따른 적용이 주된 변수로서 압축 및 인장력 작용시의 각각 재료의 특성을 다음과 같이 고려하였다. 철근콘크리트 부재의 경우 단부 구속철근에 의해 구속이 된 경우 콘크리트의 압축응력-변형률은 [그림 4.19(a)]과 같이 증가한다.⁽⁸³⁻⁹⁰⁾ 단부 철근에 의한 콘크

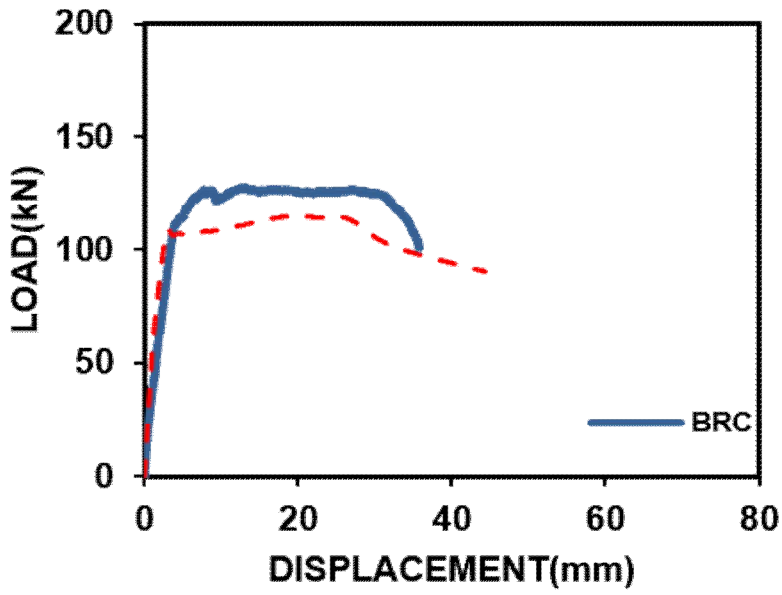
리트와 AASFC 의 구속효과를 해석에 반영토록 하였다. 콘크리트는 인장력은 [그림 4.19(b)]와 같이 최대 인장력 도달 이후 응력이 선형 감소하는 거동 모델로 고려하였다. AASFC 는 최초 균열발생이후 인장변형률 2.00% 에 도달할 때까지 인장응력을 발휘할 수 있도록 [그림 4.19(c)]와 같은 모델을 고려하였으며, 섬유혼입률에 따른 인장강도를 각각 다르게 하여 보의 거동에 반영하였다. 철근은 JSCE. Standard Specifications for Concrete Structures(2012)의 응력-변형률을 [그림 4.19(d)]⁽⁸²⁾와 같이 항복응력에 도달할 때 까지 선형탄성거동을 나타내고 항복이후 선형소성 거동을 하도록 고려하여 해석에 반영될 수 있도록 하였다.

2. 해석 결과

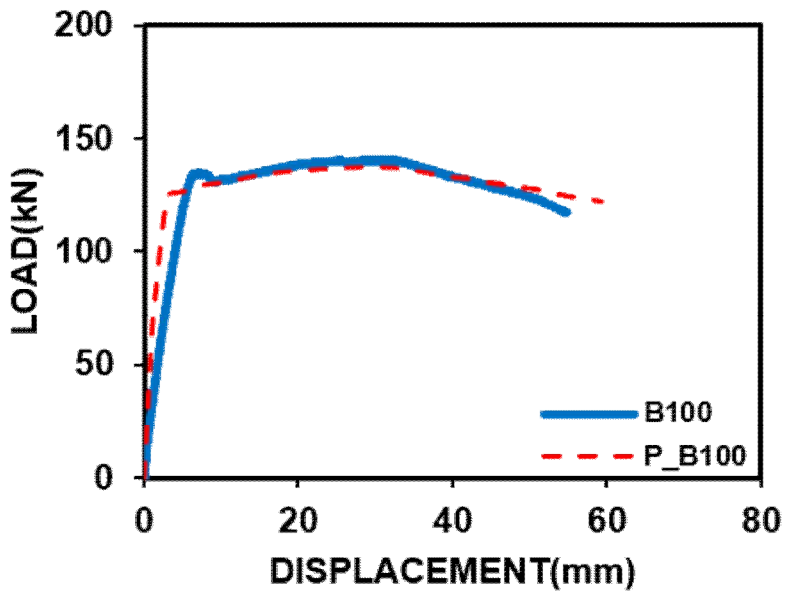
DIANA 를 이용하여 AASFC 섬유혼입률에 따른 비선형 유한요소해석을 수행한 하중-변위 그래프를 [그림 4.19~20]에 나타내었다. [표 4.10]에는 비선형 유한요소 해석의 콘크리트 균열시, 철근항복시, 극한내력 도달시의 각각의 하중, 변위에 대한 해석 결과를 나타낸다. 비선형 유한요소해석은 실험과 비교하여 최대내력을 오차범위 0.71~9.99%의 결과로 예측하였고 AASFC 섬유혼입률에 따른 거동을 최대내력 이후의 하중-변위 거동까지 근사하게 잘 추정해 주었다. DIANA 프로그램에서 출력되는 그래픽을 통해 비선형 유한요소해석 하중 재하 단계에 따른 보의 응력, 변위, 균열 등의 파악을 쉽게 확인할 수 있다. [그림 4.21]는 보의 최대내력에서의 단면응력도와 압축 및 인장철근의 응력도, 균열 분포도를 나타내며, 각 변수별로 최대내력에서의 콘크리트 및 AASFC, 철근의 응력분포와 측면의 균열 분포의 비교분석으로 보의 거동을 파악할 수 있다.



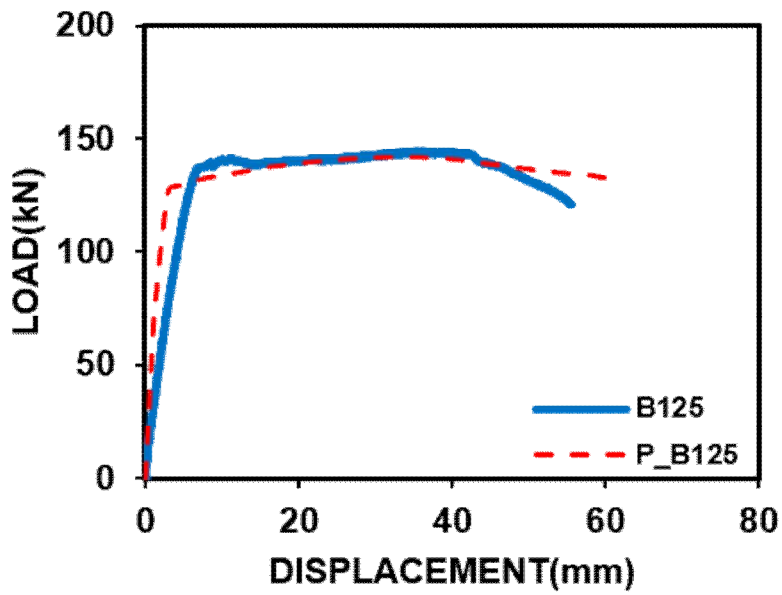
[그림 4.22] 보의 비선형 유한요소해석 결과 그래프



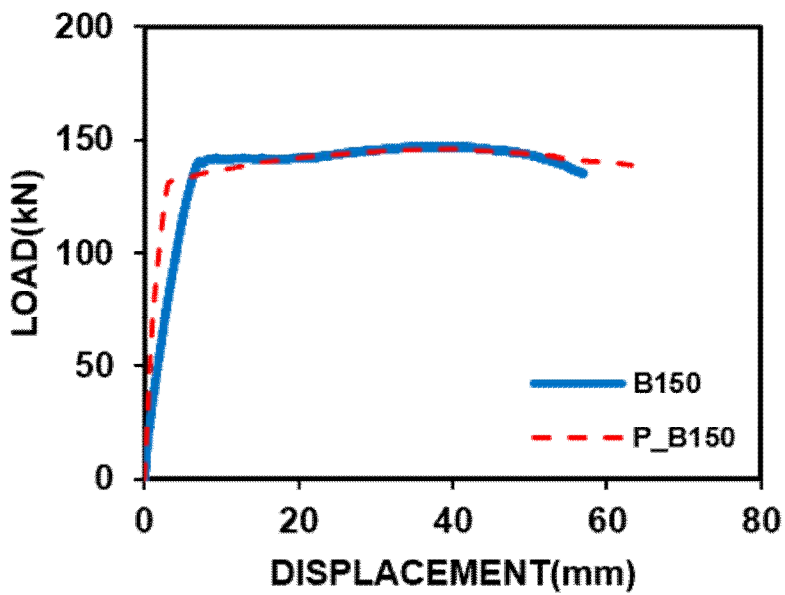
(a) B100(PVA 1.00%)



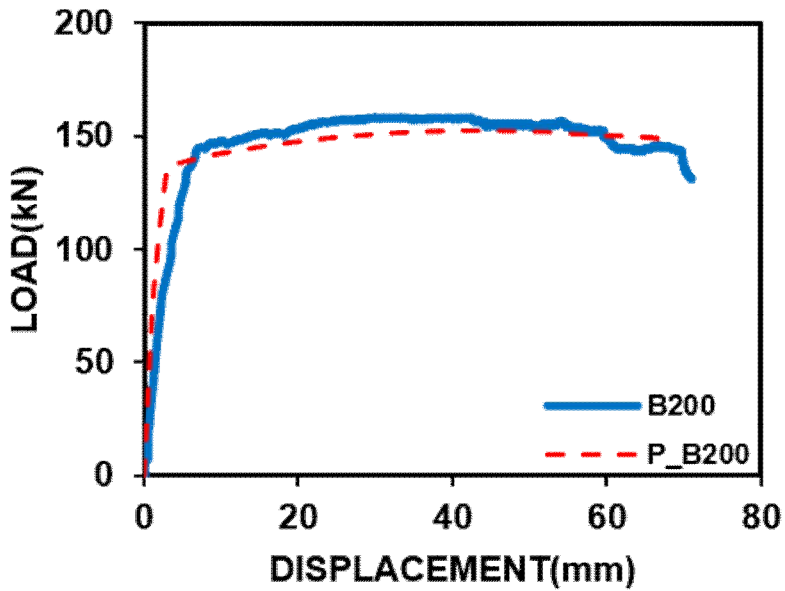
(b) B125(PVA 1.25%)



(c) B125(PVA 1.25%)



(d) B150(PVA 1.50%)



(e) B200(PVA 2.00%)

[그림 4.23] 보의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프

[표 4.10] 보의 비선형 유한요소해석 결과

Specimen	Concrete crack		Rebar yielding		Maximum Load			변위 연성비 $\mu = \frac{\delta_u}{\delta_y}$
	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 증가(%)	
BRC (기준)	19.21	0.34	108.94	3.03	114.76	20.5	-	6.76
B100 (PVA1.00%)	21.76	0.35	124.45	3.00	137.56	29.95	19.86	9.98
B125 (PVA1.25%)	22.13	0.35	127.37	3.01	142.00	35.4	23.73	11.76
B150 (PVA1.50%)	22.43	0.35	130.21	3.01	146.11	39.78	27.31	13.21
B200 (PVA2.00%)	22.90	0.35	135.66	3.01	152.36	43.01	32.76	14.28

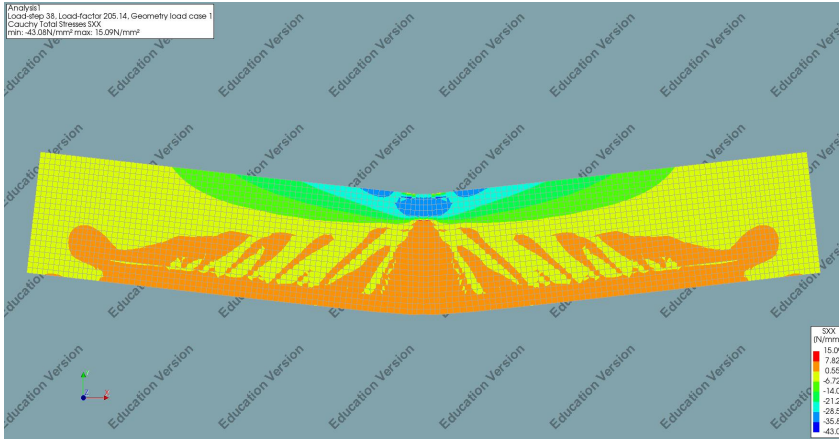
[표 4.11] 보의 실험, 설계식, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 최대하중 비교

구분	최대하중 (kN)						
	실험	설계	오차(%)	총상화 해석	오차(%)	유한요소 해석	오차(%)
BRC(기준)	127.51	84.58	33.66	139.94	9.74	114.76	9.99
B100(PVA1.00%)	140.41	127.44	9.23	146.52	4.35	137.56	2.02
B125(PVA1.25%)	144.48	132.61	8.21	151.13	4.60	142.01	1.70
B150(PVA1.50%)	147.16	137.61	6.48	155.62	5.74	146.11	0.71
B200(PVA2.00%)	158.10	146.67	7.22	158.98	0.55	152.36	3.63

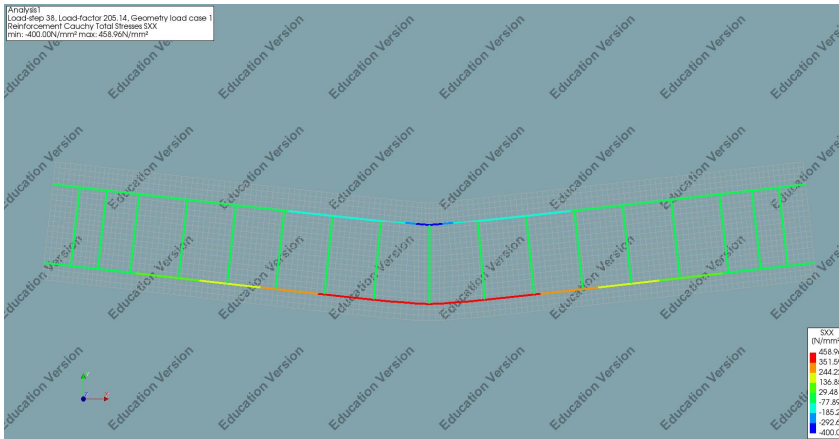
[표 4.12] 보의 실험, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 변위연성비 비교

구분	변위연성비 ($\mu = \delta_u / \delta_y$)					
	실험	증가율(%)	총상화 해석	증가율(%)	유한요소 해석	증가율(%)
BRC(기준)	2.77	-	2.98	-	6.76	-
B100(PVA1.00%)	4.48	61.57	4.31	44.63	9.98	47.63
B125(PVA1.25%)	4.16	50.18	5.39	80.87	11.76	73.96
B150(PVA1.50%)	4.05	46.20	6.48	117.44	13.21	95.41
B200(PVA2.00%)	4.28	54.51	8.65	190.26	14.28	111.24

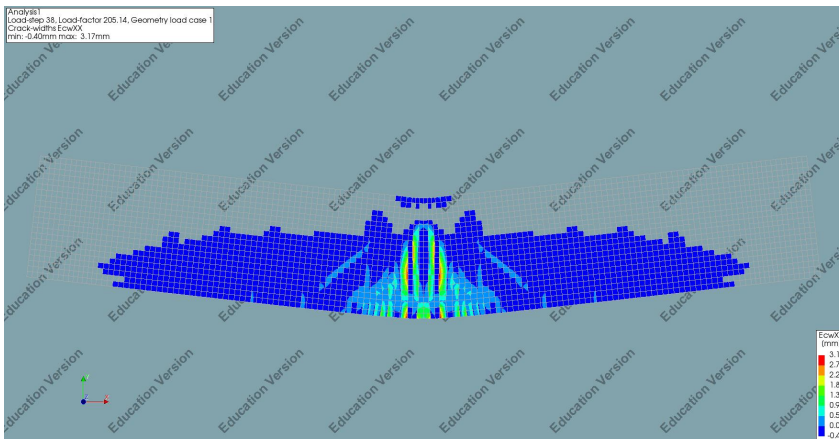
[표 4.11]은 보의 실험, 설계식, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석의 각각 최대하중을 나타내었으며, 비선형 유한요소해석이 변수별 최대하중 예측을 가장 근사하게 잘 예측하였다. [표 4.12]는 실험과, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소의 변위연성비 결과를 나타내며, 비선형 총상화해석에 비해 비선형 유한요소해석이 기준실험체에 대한 AASFC 적용된 보의 변위연성비 증가율을 근사하게 추정한 것으로 사료된다.



(a) 단면응력도(XX방향)

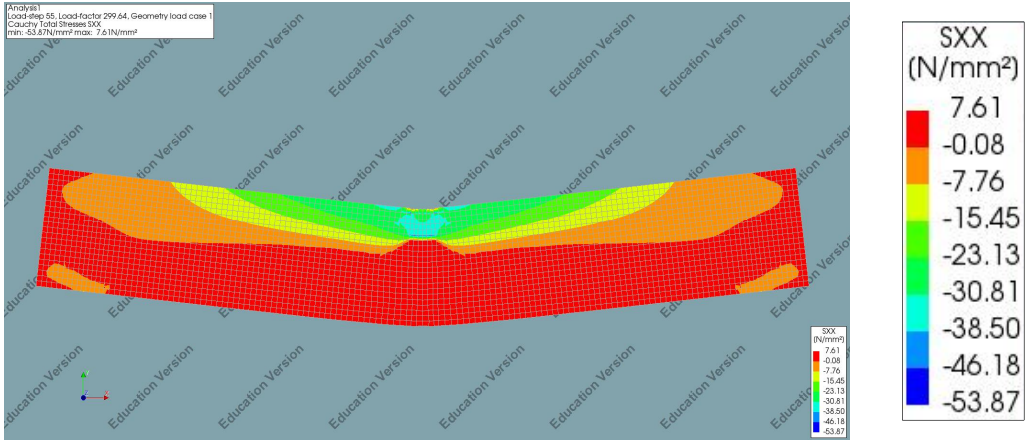


(b) 주철근, 압축철근 응력도(XX방향)

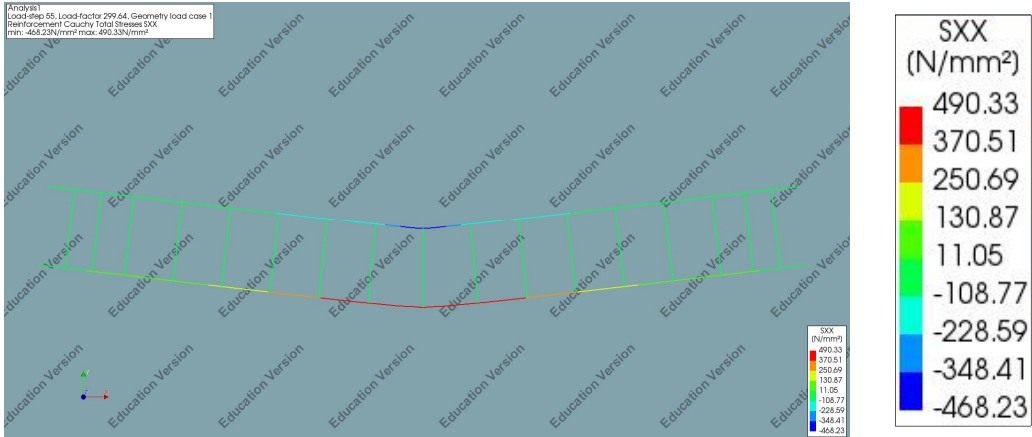


(c) 균열폭(XX방향)

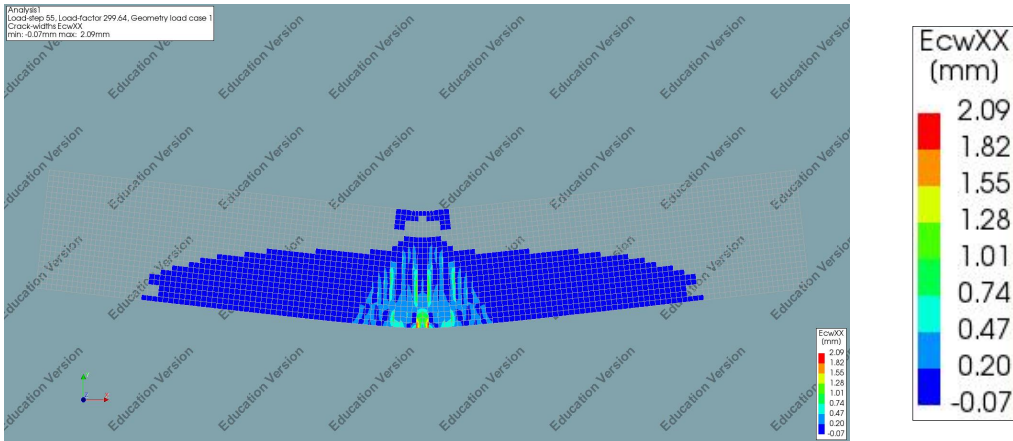
[그림 4.24] RCB(기준실험체)의 최대응력 단계



(a) 단면응력도(XX방향)

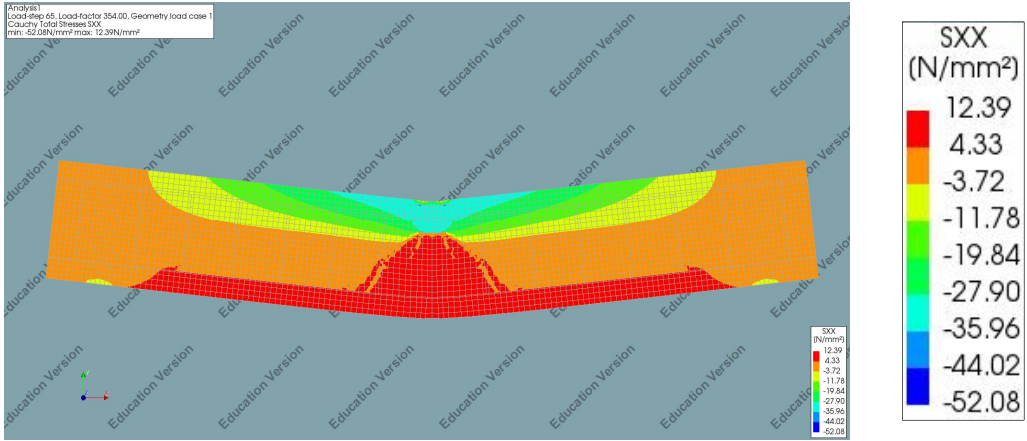


(b) 주철근, 압축철근 응력도(XX방향)

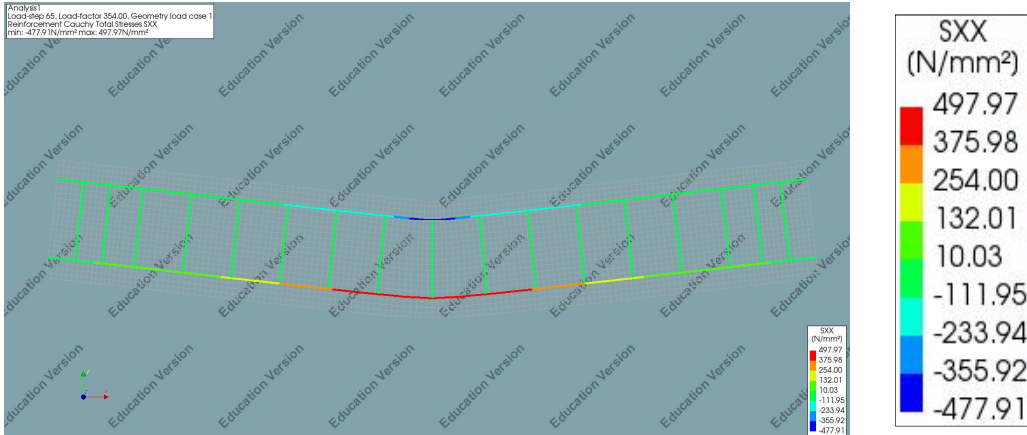


(c) 균열폭(XX방향)

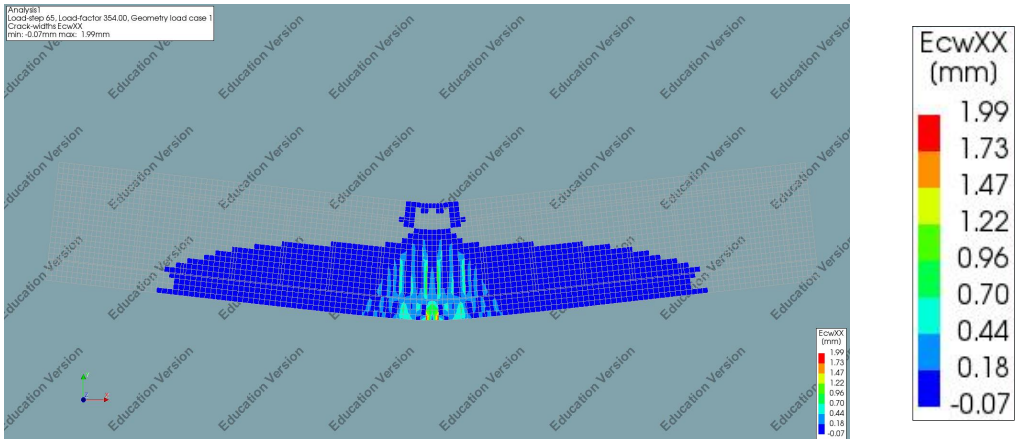
[그림 4.25] B100(PVA 1.00%)의 최대응력 단계



(a) 단면응력도(XX방향)

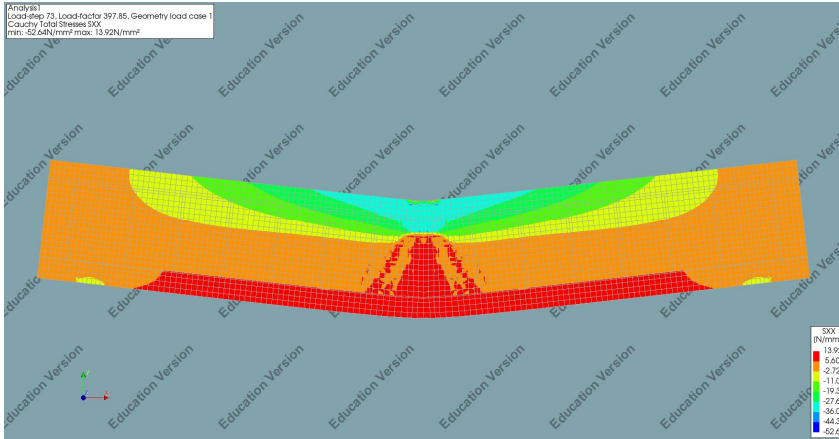


(b) 주철근, 압축철근 응력도(XX방향)



(c) 균열폭(XX방향)

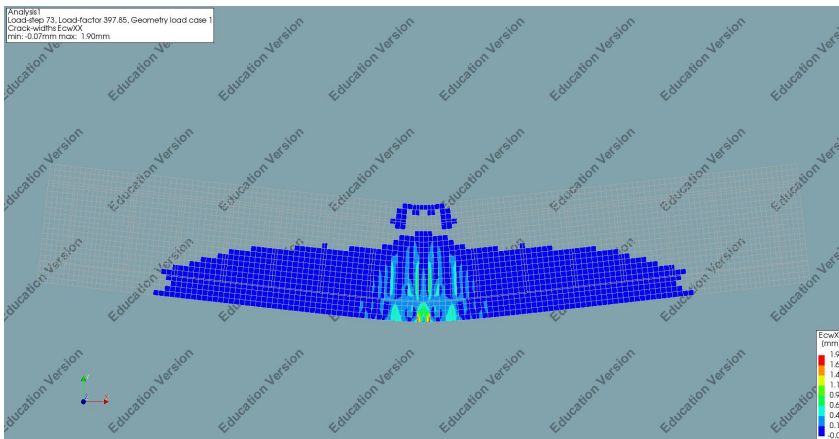
[그림 4.26] B125(PVA 1.25%)의 최대응력 단계



(a) 단면응력도(XX방향)

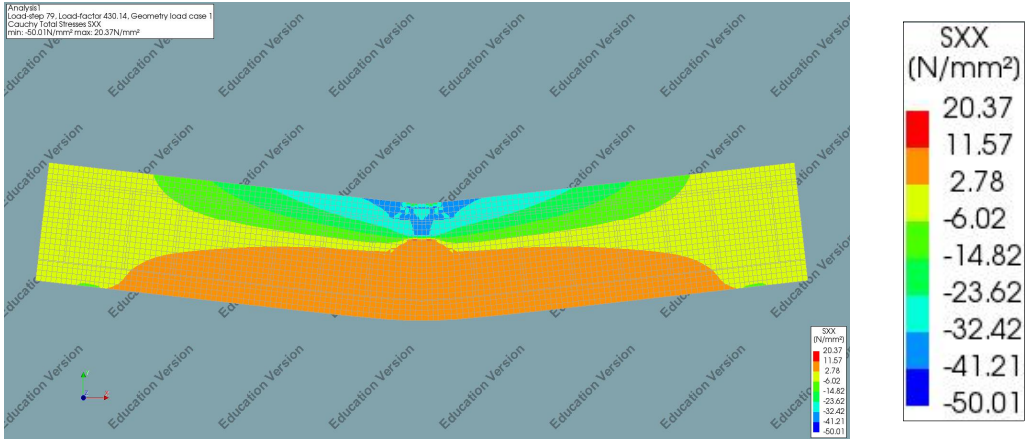


(b) 주철근, 압축철근 응력도(XX방향)

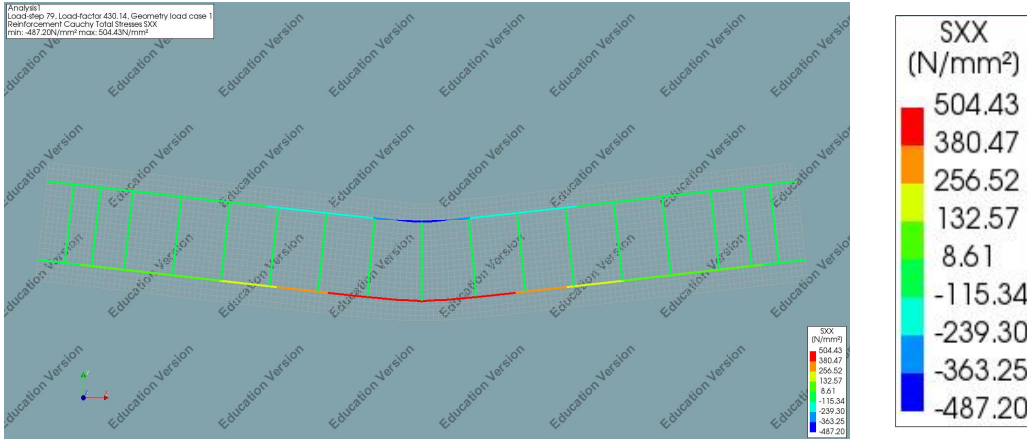


(c) 균열폭(XX방향)

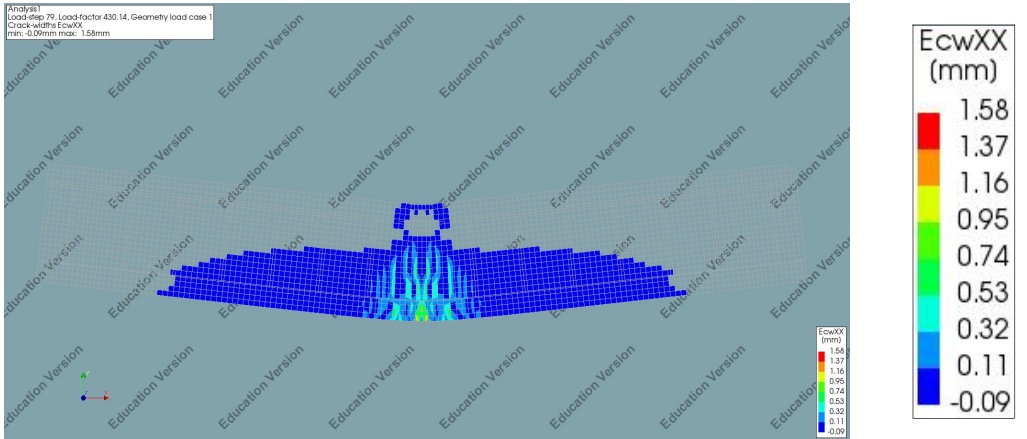
[그림 4.27] B150(PVA 1.50%)의 최대응력 단계



(a) 단면응력도(XX방향)



(b) 주철근, 압축철근 응력도(XX방향)



(c) 균열폭(XX방향)

[그림 4.28] B200(PVA 2.00%)의 최대응력 단계

제5절 소결

1. 보 실험 결과

횡타입 보의 실험결과 일반콘크리트를 적용한 기준시험체는 최대하중 127.51 kN 에서 처짐 11.13 mm, AASFC 적용한 실험체는 섬유혼입률에 따라 최대하중 140.41 ~ 158.10 MPa, 처짐은 31.53 ~ 42.60 mm 의 결과를 보여, AASFC 적용한 보의 휨강도는 기준실험체에 비해 10.11 ~ 23.99 %의 성능개선 효과를 나타내었다. 성능개선 효과를 인장철근 절감률로 나타내었을 때 13.14 ~ 39.07 %의 결과를 보였으며, 섬유혼입률 2.00 %에서 최대 39.07% 감소 효과가 있을 것으로 사료된다.

전단 타입 보의 실험결과 일반콘크리트를 적용한 기준실험체는 최대하중 69.15 kN 에서 처짐 2.22 mm, AASFC 적용한 실험체는 섬유혼입률에 따라 최대하중 94.10 ~ 122.95 MPa, 처짐은 4.01 ~ 4.91 mm 의 결과를 보여, AASFC 적용한 보의 전단강도는 기준실험체에 비해 36.08 ~ 77.80 %의 성능개선 효과를 나타내었다. 성능개선 효과를 전단철근 감소량으로 나타내었을 때 23.63 ~ 54.23 %의 결과를 보였으며, 섬유혼입률 2.00 %에서 최대 54.23 %의 절감량과 철근을 배근하기 어려운 단면에 적용시 효과가 극대화 될 수 있을 것으로 판단된다.

2. 보의 설계강도 산정

횡타입 보의 제안된 휨강도 설계식은 실험과 비교하여 오차범위 7.22 ~ 9.23 %, 전단타입 보의 제안된 전단강도 설계식은 오차범위 3.68 ~ 12.72 %의 결과를 보였다. 제안된 보의 설계식은 실험과 비교하여 최대내력과 AASFC 섬유혼입률에 따른 강도의 증가를 근사하게 잘 산정해 주었다.

3. 비선형 응상화 휨 해석

비선형 응상화 휨 해석 모델은 AASFC 섬유혼입률에 따라 하중 및 변형 거동을 해석 결과 잘 예측해 주었다. 최대내력의 경우 실험과 비교하여 오차범위 0.55 ~ 9.74 %로 기준실험체뿐만 아니라 AASFC 섬유혼입률에 따른 최대내력을 잘 추정하였다. 비선형 응상화 해석결과에서 최대하중 이후의 실험과 거동의 차이는 철근과 콘크리트 또는 AASFC 와 부착관계, 철근의 항복이후의 비선형거동, 압축철근의 항복 후 좌굴 영향 등에 기인하였을 것으로 사료된다.

4. 비선형 유한요소해석

보의 비선형 유한요소해석 결과 실험과 비교하여 최대내력이 오차범위 0.71~9.99%로 AASFC 섬유혼입률에 따른 전체적인 하중-변위 거동을 잘 예측하였고, 최대내력 이후의 하중-변위 거동까지 근사하게 잘 추정해 주었다. 보의 실험, 설계식, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 결과를 비교하였을 때, DIANA를 통한 유한요소해석 결과가 AASFC 섬유혼입률에 따른 보의 최대내력을 가장 근접하게 예측하였다. 비선형 유한요소해석 프로그램에서 출력되는 각 재료의 하중재하 단계에 따른 보의 응력도와 압축 및 인장철근의 응력도, 균열 분포도의 확인이 가능하여 보의 거동을 효과적으로 추적해 볼 수 있다. 이는 AASFC 적용한 보의 설계단계에서 보다 효과적인 단면 및 철근배근 등을 결정할 수 있는 이점을 가져다 줄 것으로 사료된다. 보의 변위연성비는 실험, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석을 비교하였을 때 비선형 총상화해석이 기준실험체의 변위연성비를 근사하게 잘 추정하였으며, 기준실험체에 대한 AASFC 적용보의 변위연성비 증가분은 비선형 유한요소가 근사하게 예측해 주었다.

제5장 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 활용 전단벽 실험 및 비선형해석

제1절 전단벽 실험

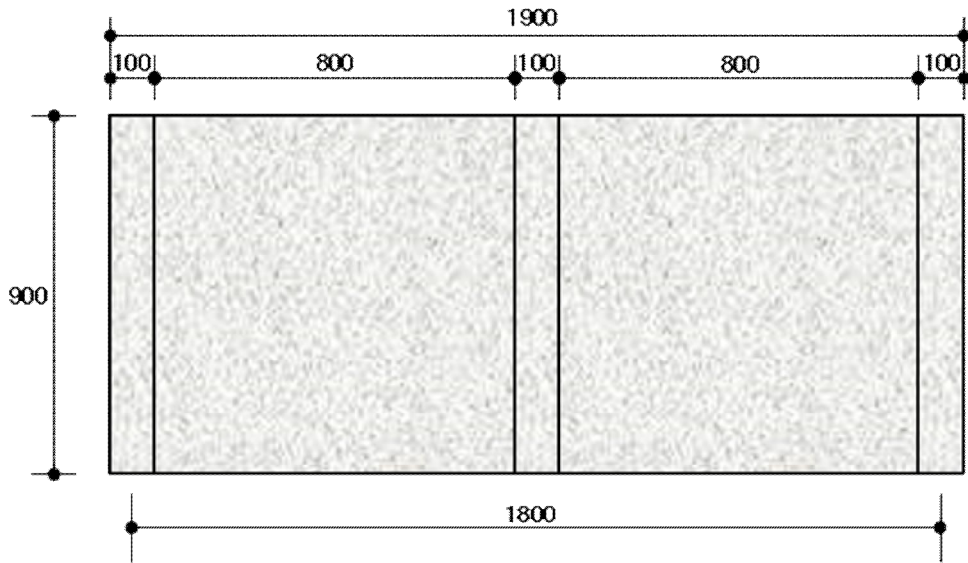
1. 실험 계획

가. 전단벽 실험 개요

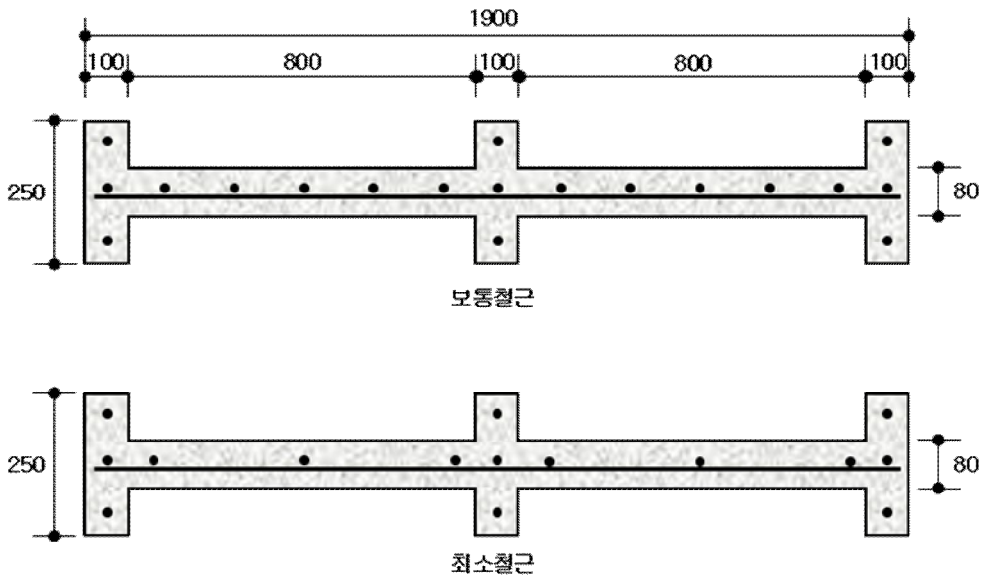
알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체를 적용한 구조부재 특성을 평가하기 위하여 전단벽 실험을 계획하였다. 전단벽 실험체 상세는 [표 5.1]에 타입과 변수 등을 나타내었고, 철근 배근 상세는 [그림 5.1]에 나타내었다. 전단벽 실험체는 보통철근비 타입과 최소철근비 타입 2가지로 제작되었다. 벽체의 타입에 따라 보통철근비의 경우 SD10을 150 mm 간격으로 배치하며, 최소철근비 타입은 SD10을 350 mm 간격으로 배치하였다. 두 타입의 단면크기는 길이 1,900 mm, 높이 800 mm, 폭 80 mm로 제작되었으며 지점과 하중점은 두께가 250 mm로 지점과 하중점 사이의 80 mm 단면두께에서 하중에 저항할 수 있도록 유도하여 제작되었다. 전단벽체 실험에서는 AASFC 섬유혼입률 1.50%만 기준실험체의 변수로 제작하여 실험하였다. 기준실험체의 경우 문주용(2014)⁽⁹¹⁾의 전단벽 실험결과를 참고하였다.

[표 5.1] 전단벽 실험체 상세

구분		$f_{ck}(MPa)$	보강철근 및 섬유
실험타입	실험체명		
보통 철근비	RCWN (기준)	30	수직, 수평철근 SD10 (400MPa) 수직, 수평철근 간격 150mm
	B150N (PVA 1.50%)	33	PVA 12mm
최소 철근비	RCWM (기준)	30	수직, 수평철근 SD10 (400MPa) 수직, 수평철근 간격 350mm
	B150M (PVA 1.50%)	33	PVA 12mm



(a) 전단벽 실험체

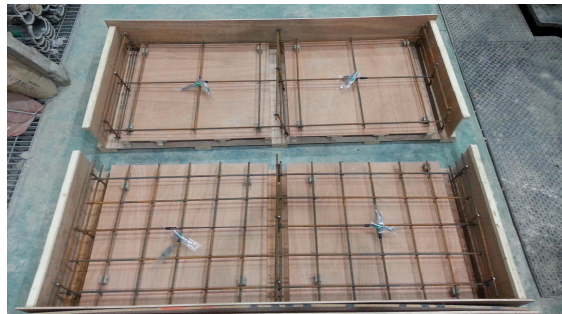


(b) 전단벽 타입에 따른 철근배근 상세

[그림 5.1] 전단벽 실험체 철근배근 상세

나. 실험체 제작

전단벽 실험체는 철근배근, 철근 변형게이지 부착, 거푸집제작 및 철근 삼입, 콘크리트 및 AASFC 배합 및 타설, 양생의 과정으로 제작하였다. [그림 5.2]는 실험체 제작과정을 나타낸다. 철근변형률을 측정하기 위해서 철근 변형게이지를 부착하였으며, 타설이 완료된 실험체는 노출면을 비닐로 덮어 수분증발을 방지하였고, 28 일 동안 밀폐양생하였다.



(a) 철근조립, 철근 변형게이지 부착, 거푸집제작



(c) 재료 준비 및 배합



(d) 타설

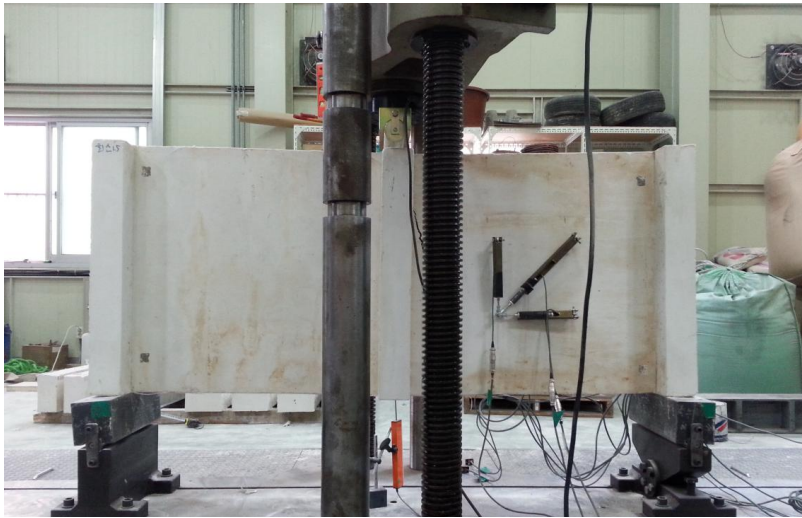


(e) 타설 및 양생

[그림 5.2] 전단벽 실험체 제작과정

다. 실험방법

전단벽의 실험은 [그림 5.3]과 같이 3점 재하방식으로 수행하였다. 전단벽 실험체의 양 끝에서 50 mm 안쪽 위치를 각각 지점 중심으로 하고 중심간격 900 mm 떨어진 중앙을 가력하였으며, 지점과 하중점의 두께가 250 mm 으로 중앙에서 양쪽 단면의 두께 80 mm, 순길이가 높이가 각각 800 mm 인 벽체부분에서 최종파괴가 일어날 수 있도록 실험을 수행하였다.



(a) 실험체 셋업

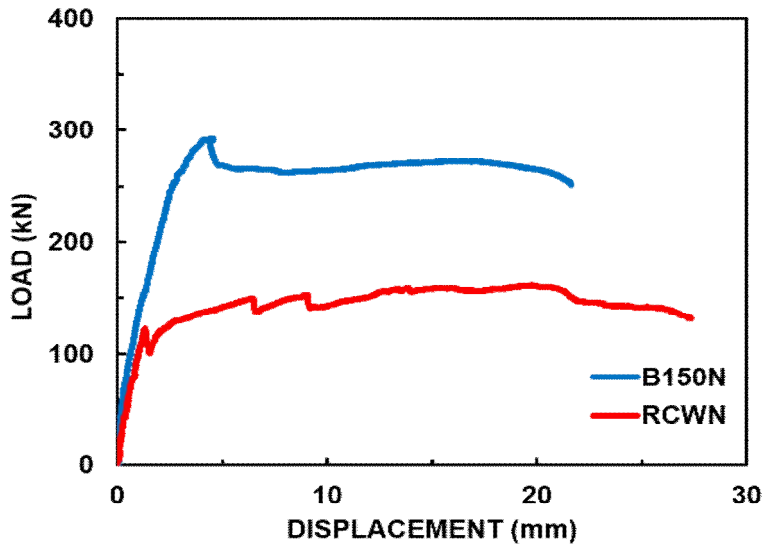


(b) 하중 재하 후

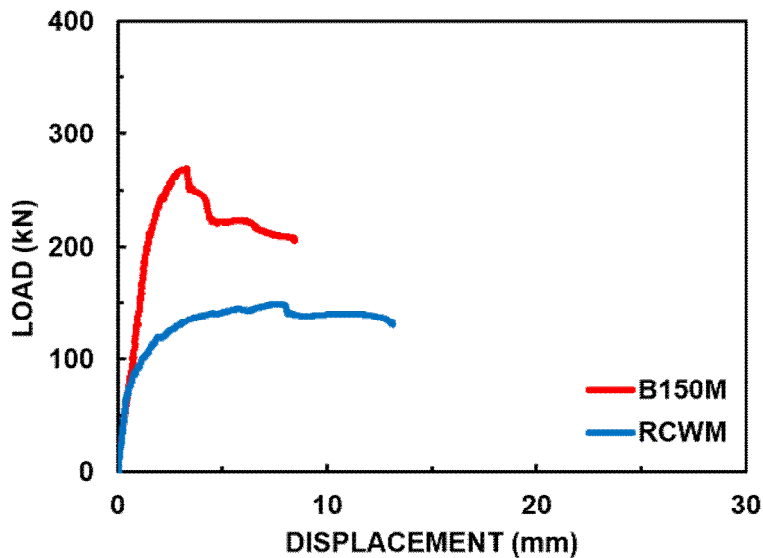
[그림 5.3] 전단벽 실험체의 실험방법

2. 실험 결과

전단벽의 실험을 수행한 결과는 [그림 5.4]의 그래프와 같다. 보통철근비 및 최소철근비 타입에서 AASFC 섬유혼입률 1.50%를 적용한 실험체가 최대내력이 높게 측정되었다.



(a) 보통철근비



(d) 최소철근비

[그림 5.4] 전단벽의 하중-변위 그래프

[표 5.2] 전단벽 실험 결과

구분		Reinforcement yielding		Maximum Load			Secant Stiffness at Yielding (kN/mm)
타입	실험체명	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 증가(%)	
보통 철근비	RCWN (기준)	122.36	1.33	160.91	10.40	-	92.00
	B150N (PVA 1.50%)	220.33	2.18	292.70	4.42	81.90	101.06
최소 철근비	RCWM (기준)	108.30	1.51	149.18	17.25	-	71.72
	B150M (PVA 1.50%)	213.71	1.58	269.56	3.29	80.69	135.25

보통철근비 타입에서 일반콘크리트를 적용한 기준실험체 RCWN는 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70 MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 나타내었다. 최소철근비 타입에서 일반콘크리트를 적용한 기준실험체 RCWN은 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70 MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 보였다. AASFC가 적용된 실험체가 기준실험체와 비교하여 보통철근비 타입에서는 81.90%, 최소철근비 타입에서는 80.69% 최대내력 향상의 결과를 나타내었다. AASFC 적용된 전단벽은 [그림 5.5~6]의 최종 파괴모습을 통해 다중균열발생으로 균열제어를 통한 높은 인장변형률로 철근항복 이후에도 최대내력에 이를 때까지 인장력을 부담하여 최대내력이 기준실험체에 비해 높은 내력을 보여준 것으로 사료된다. 전단벽의 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 활선강성은 보통철근비 기준실험체가 92.00 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 101.06 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 71.72 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 135.25 kN/mm의 결과를 나타내어, AASFC 적용한 실험체의 강성이 높은 결과를 보였다.



(a) RCWN (기준실험체)

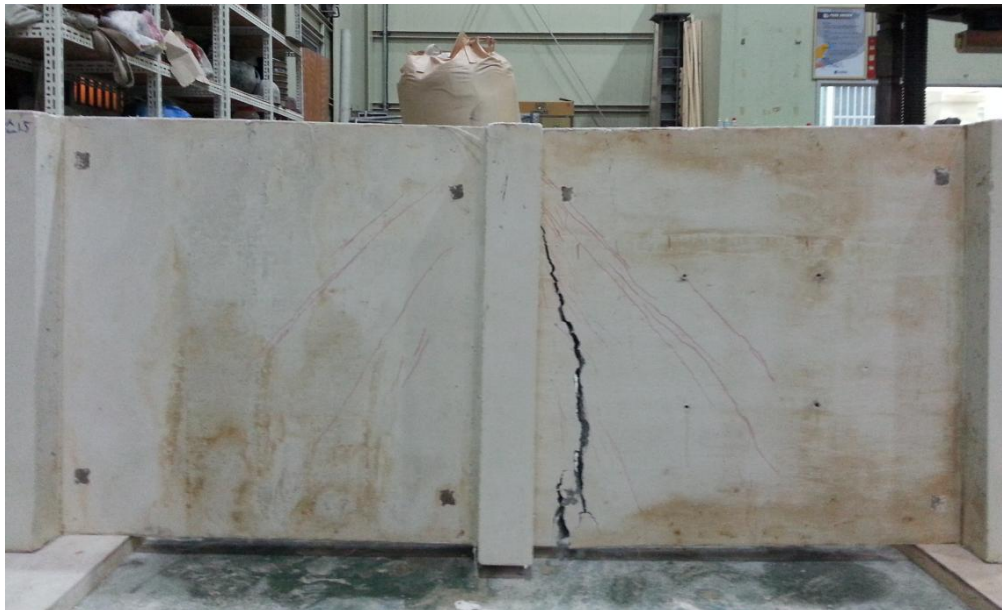


(b) B150N (PVA 1.50%)

[그림 5.5] 전단벽 보통철근비 타입 실험체의 파괴양상 전경



(a) RCWM (기준실험체)



(b) B150M (PVA 1.50%)

[그림 5.6] 전단벽 최소철근비 타입 실험체의 파괴양상 전경

제2절 전단벽의 설계강도 산정

1. 전단벽의 전단강도 산정

가. 일반콘크리트 벽체의 전단 강도 산정

벽체의 전단 강도는 콘크리트구조 전단 및 비틀림 설계기준(KDS 14 20 22)⁽⁷⁶⁾에 따라 철근콘크리트 부재 단면의 공칭 전단강도 V_n 는 4장에서 [식 4.11]와 같이 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 와 전단철근에 의한 전단강도 V_s 에 의해 계산한다.

$$V_n = V_c + V_s \quad \text{[식 4.11]}$$

전단력과 휨 모멘트만 받는 부재에서 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 는 [식 4.12(a)]와 같이 간편식에서 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 를 산정할 수 있고 [식 4.12(b)]와 같이 정밀식으로 콘크리트에 의한 전단강도 V_c 에 대해 추정하고 $\sqrt{f_{ck}}$ 값은 8.4 MPa 을 초과하지 않도록 한다.

$$V_c = \frac{1}{6} \lambda \sqrt{f_{ck}} b_w d \quad \text{(a)}$$

$$V_c = \left(0.16 \lambda \sqrt{f_{ck}} + 17.6 \rho_w \frac{V_u d}{M_u} \right) b_w d \quad \text{(b) [식 4.12]}$$

- 여기서, λ : 경량 콘크리트 계수
 일반 콘크리트: 1.0
 모래경량콘크리트: 0.85
 전경량콘크리트: 0.75
- ρ_w : 단면 휨 철근비($A_s/b_w d$)
 V_u : 단면에서 계수 전단력
 M_u : 계수 휨 모멘트

전단철근에 의한 전단강도 V_s 는 [식 4.13(a)]과 같이 부재축에 직각인 전단철근을 사용하는 경우와 [식 4.13(b)]과 같이 경사스트럽을 전단철근으로 사용하는 경우로 산정할 수 있다.

$$V_s = \frac{A_v f_{yt} d}{s} \quad (a)$$

$$V_s = \frac{A_v f_{yt} (\sin \alpha + \cos \alpha) d}{s} \quad (b) \quad [\text{식 4.13}]$$

여기서, A_v : 전단철근 단면적

f_{yt} : 전단철근 설계항복강도

s : 종 방향철근과 평행한 방향 전단철근 간격

α : 경사스트럽과 부재축 사이각

나. AASFC 전단벽의 전단 강도 산정

알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC)는 1면 전단강도 실험과 2축 전단실험, 보의 전단실험을 통해 일반콘크리트와는 거동이 다른 것을 알 수 있다. 혼입된 섬유에 의하여 높은 전단력과 2축 전단응력상태에서 높은 변형성능을 갖고 있음을 알 수 있다. 본 연구에 실시한 역학실험에 근거하여 AASFC 적용한 벽체의 전단강도 V_n 는 앞장에서 제안한 [식 4.21]와 같이 AASFC 에 의한 전단강도 V_{AASFC} 와 전단철근에 의한 전단강도 V_s 에 의해 계산할 수 있다. 본 연구에서는 축방향으로부터 압축력 또는 인장력을 고려하지 않고 단순 3점 재하하중에 의한 실험을 진행하였으므로 축방향으로부터 압축력을 받는 경우와 인장력을 받는 경우의 전단강도 산정식에 대하여는 고려하지 않기로 한다.

$$V_n = V_{AASFC} + V_s \quad [\text{식 4.21}]$$

$$V_{AASFC} = \phi_s 0.54 (0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{c-AASFC}} b_w d \quad [\text{식 4.24}]$$

여기서, V_{AASFC} : AASFC의 전단강도

V_f : 섬유혼입률

$f_{c-AASFC}$: AASFC의 압축강도

b_w : 단면의 유효폭

d : 압축연단에 인장철근 중심까지의 거리

ϕ_s : 부재저감계수(0.95)

2. 설계 강도 산정 결과

일반콘크리트의 설계기준에 의한 전단강도 산정식과 본 연구에서 제안한 AASFC의 전단강도식을 통해 산정한 전단벽의 최대하중 결과는 [표 5.3]을 통해 실험결과와 비교하였다. 전단벽 보통철근비와 최소철근비에서 제안된 설계식에 의한 최대하중은 일반콘크리트의 설계값에 비해서 오차범위 3.07 ~ 10.54%로 근사하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다.

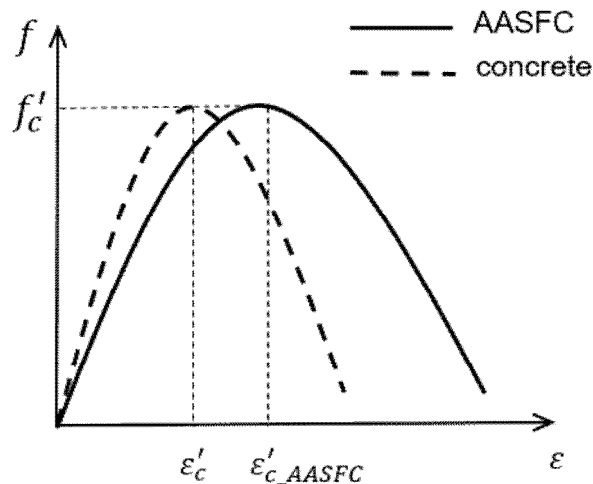
[표 5.3] 전단벽 실험과 설계식의 최대하중 비교

구분		최대하중			
		실험		설계	
실험타입	실험체명	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	오차 (%)
보통 철근비	RCWN (기준)	160.91	10.40	117.15	27.19
	B150N (PVA 1.50%)	292.70	4.42	283.71	3.07
최소 철근비	RCWM (기준)	149.18	17.25	72.30	51.53
	B150M (PVA 1.50%)	269.56	3.29	241.13	10.54

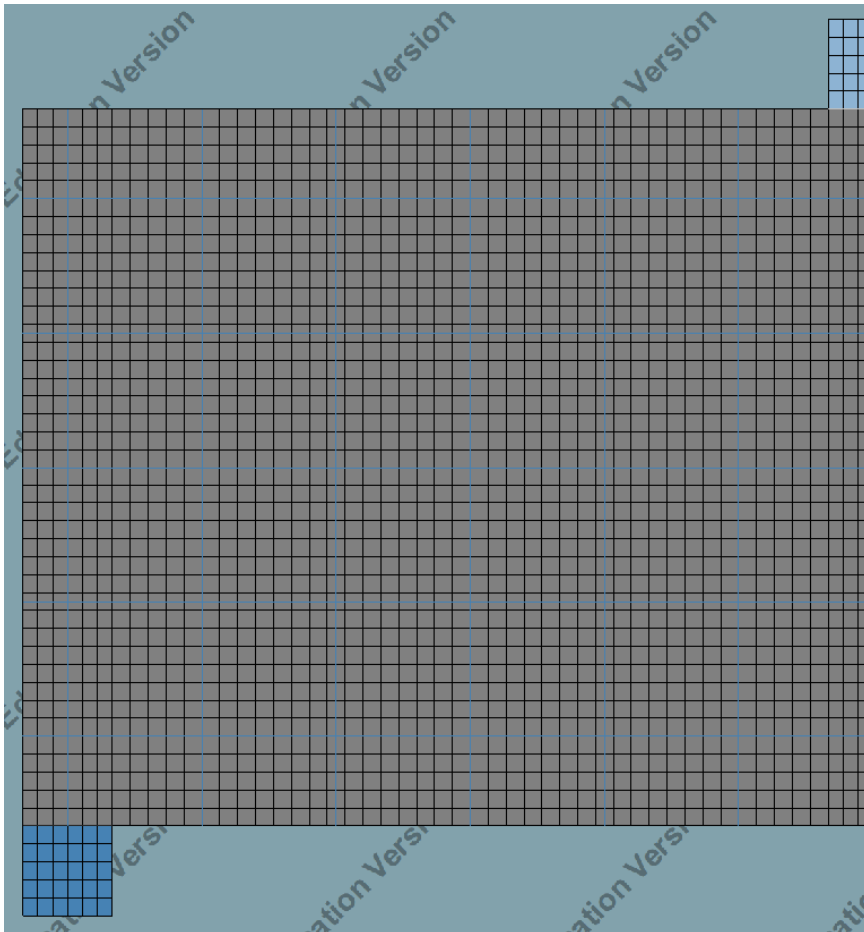
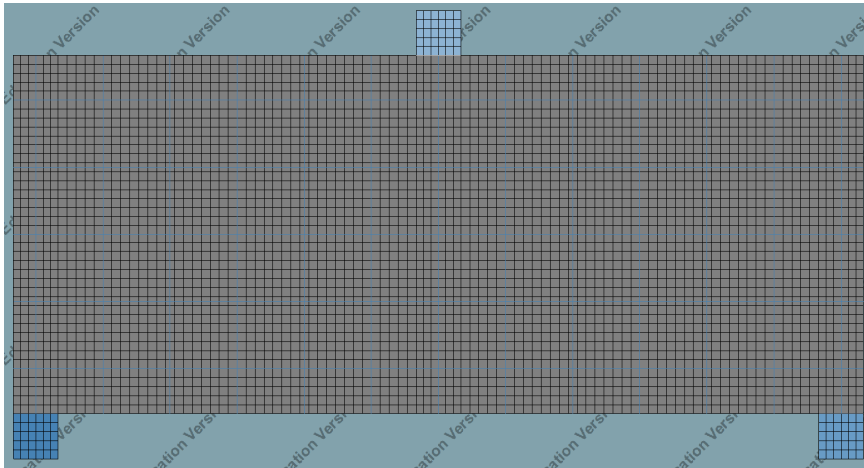
제3절 비선형 유한요소해석

1. 개요

전단벽 실험결과를 바탕으로 DIANA (Displacement Analyzer) 10.4 버전을 사용하여 AASFC 적용한 전단벽의 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 앞선 4장에서 보의 비선형 유한요소해석과 절차는 같으며 재료 모델은 전단벽의 경우 구속된 철근 배근형태가 아니므로 단부 철근에 의한 콘크리트의 구속효과는 고려하지 않았으며, [그림 5.7]과 같이 콘크리트 및 AASFC의 압축응력-변형률 모델을 사용하였다. 그 외 콘크리트와 AASFC의 인장응력-변형률과 철근의 응력-변형률 재료 모델은 보의 해석에 적용한 것과 동일하다. 전단벽의 요소망은 해석결과의 정확도 및 적절한 해석시간을 위해서 Element Size 를 20 mm 로 [그림 5.8]와 같이 설정하였다. 하중을 0.3 mm 변위로 제어하여 점차적으로 증가하는 방식으로 최종파괴에 이르도록 해석을 진행하였고, 반복횟수는 실험체의 변수를 고려하여 설정하여 유한요소해석을 수행하였다.



[그림 5.7] 콘크리트 및 AASFC의 압축응력-변형률



[그림 5.8] 전단벽의 요소망 생성(Element Size : 20mm)

2. 해석 결과

DIANA 를 이용한 전단벽의 비선형 유한요소해석을 수행한 결과는 [그림 5.9]의 그래프와 같다. [그림 5.10], [그림 5.11]은 각각 보통철근비, 최소철근비 실험체와 해석값을 직접 비교한 그래프이다. [표 5.4]에는 전단벽의 보통철근비와 최소철근비 두 가지 타입에 대한 실험 결과, 설계강도 산정결과, 비선형 유한요소해석 결과를 비교하여 나타내었다. 비선형 유한요소 해석결과는 실험과 비교하여 일반콘크리트를 적용한 기준실험체는 최대내력 0.87~2.74%의 오차를 보였고, AASFC 섬유혼입물 1.50% 실험체는 2.74~7.20%의 오차를 나타내어, 근사하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다. 전단벽 실험결과와 비교하였을 때 설계식에 의한 최대내력은 3.07~50.53% 오차 보였으나, DIANA 를 통한 비선형 유한요소해석은 오차범위 0.87~7.20%로 설계식에 비해 더 근사하게 추정해 주었다. 비선형 유한요소해석 프로그램에서 출력되는 각 재료의 응력을 하중재하 단계에 따른 전단벽의 콘크리트 또는 AASFC의 응력도와 가로, 세로철근의 응력도, 균열폭 분포는 [그림 5.12~15]에 각각 실험체 별로 나타내었다. 최대내력이 높은 AASFC 섬유혼입물 1.50%의 실험체의 단면 응력과 철근의 응력이 높은 것을 알 수 있으며, 최대내력에서 처짐이 높은 실험체가 균열의 분포가 넓은 결과를 나타내어 재료특성과 실험결과를 잘 반영하여 비선형 유한요소해석이 수행된 것으로 보인다.

[표 5.4] 전단벽의 비선형 유한요소해석 결과

구분		Reinforcement yielding		Maximum Load			Secant Stiffness at Yielding (kN/mm)
타입	실험체명	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	하중 증가(%)	
보통 철근비	RCWN (기준)	124.31	1.18	165.32	10.85	-	105.34
	B150N (PVA 1.50%)	227.77	1.99	303.70	2.19	83.70	114.45
최소 철근비	RCWM (기준)	111.03	0.80	148.05	9.27	-	138.78
	B150M (PVA 1.50%)	216.74	1.04	288.98	2.17	95.19	208.40

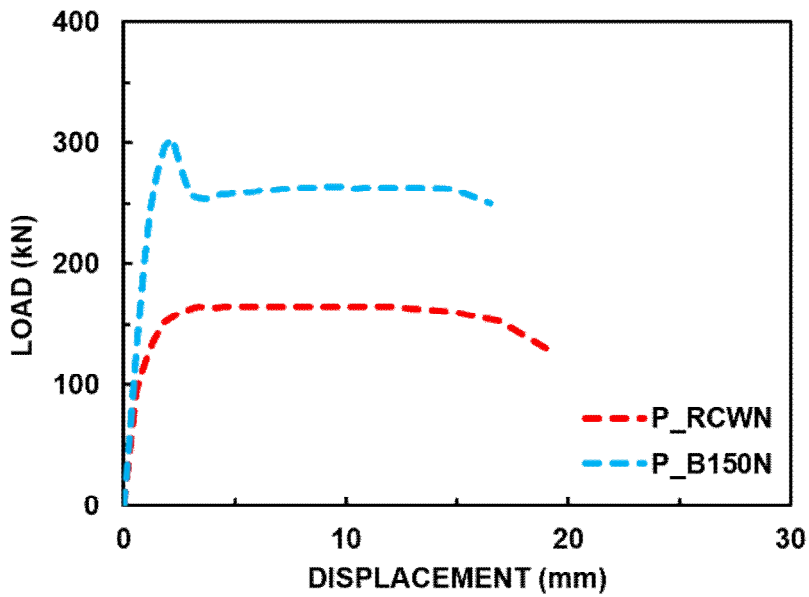
[표 5.5] 전단벽의 실험, 설계식, 비선형 유한요소해석 최대하중 비교

구분		최대하중(kN)				
실험타입	실험체명	실험	설계	오차(%)	유한요소 해석	오차(%)
보통 철근비	RCWN (기준)	160.91	117.15	27.19	165.32	2.74
	B150N (PVA 1.50%)	292.70	283.71	3.07	303.70	3.75
최소 철근비	RCWM (기준)	149.18	72.30	50.53	147.88	0.87
	B150M (PVA 1.50%)	269.56	241.13	10.54	288.98	7.20

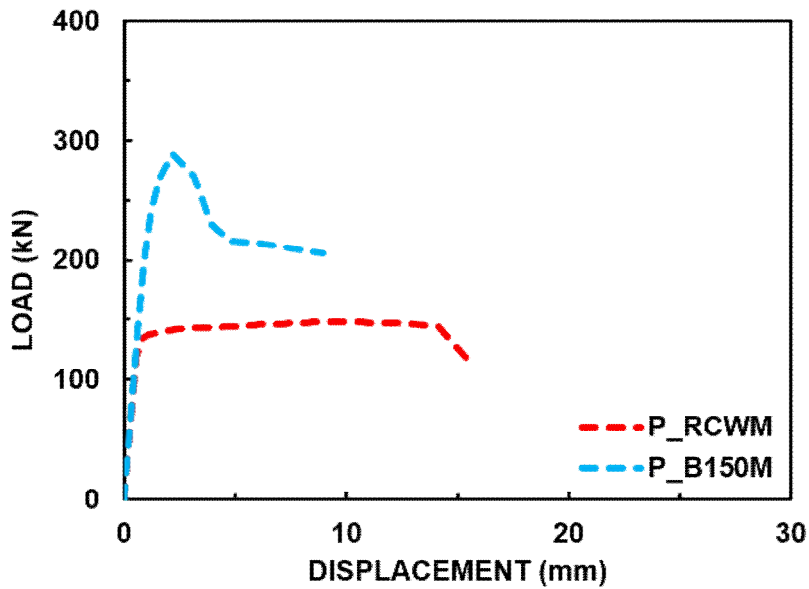
[표 5.6] 전단벽의 실험과 비선형유한요소해석 활선강성 비교

구분		Reinforcement yielding					
		실험			비선형 유한요소해석		
타입	실험체명	하중 (kN)	처짐 (mm)	Secant Stiffness at Yielding (kN/mm)	하중 (kN)	처짐 (mm)	Secant Stiffness at Yielding (kN/mm)
보통 철근비	RCWN (기준)	122.36	1.33	92.00	124.31	1.18	105.34
	B150N (PVA 1.50%)	220.33	2.18	101.06	227.77	1.99	114.45
최소 철근비	RCWM (기준)	108.30	1.51	71.72	111.03	0.80	138.78
	B150M (PVA 1.50%)	213.71	1.58	135.25	216.74	1.04	208.40

비선형 유한요소해석에서 전단벽의 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 활선강성은 보통철근비 기준실험체가 105.34 kN/mm, AASFC 적용 실험체는 114.45 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 138.78 kN/mm, AASFC 적용 실험체는 208.40 kN/mm의 결과를 나타내어, 실험결과와 마찬가지로 AASFC 적용한 실험체의 강성을 높게 예측해주었다.

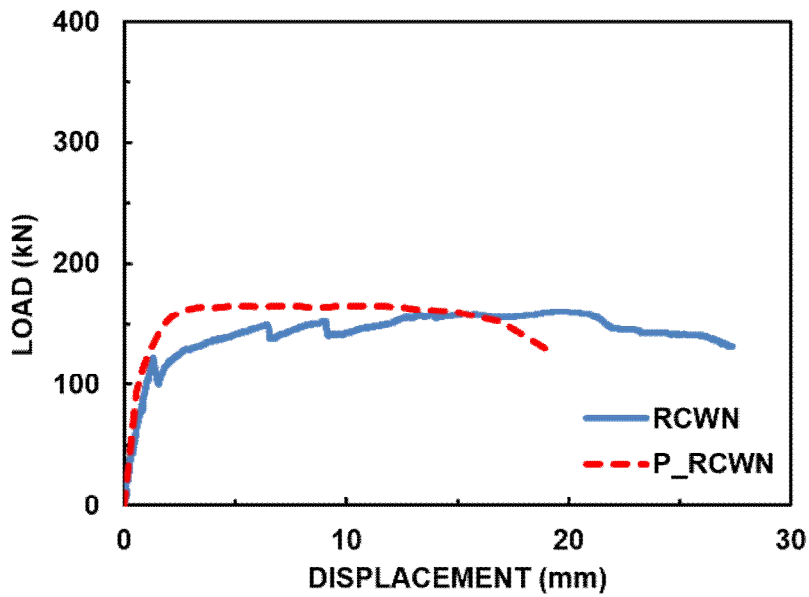


(a) 보통철근비

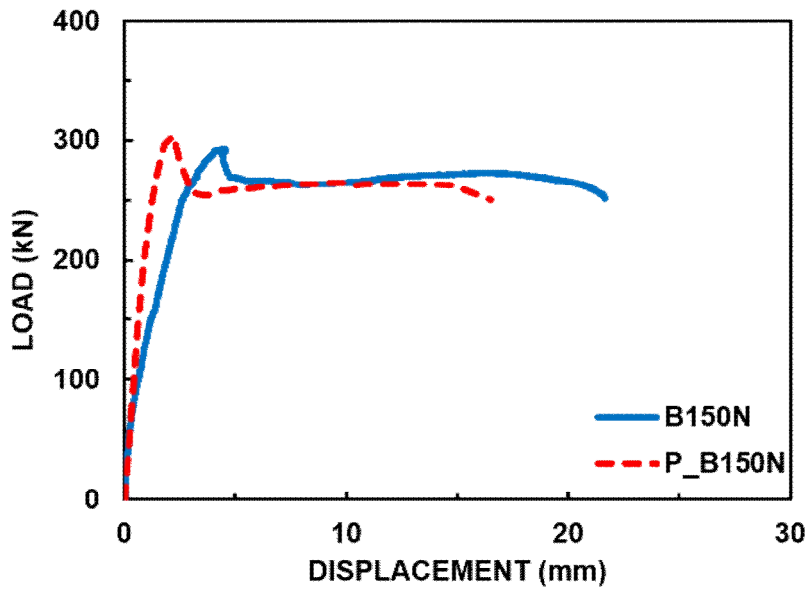


(b) 최소철근비

[그림 5.9] 전단벽의 비선형 유한요소해석 결과 그래프

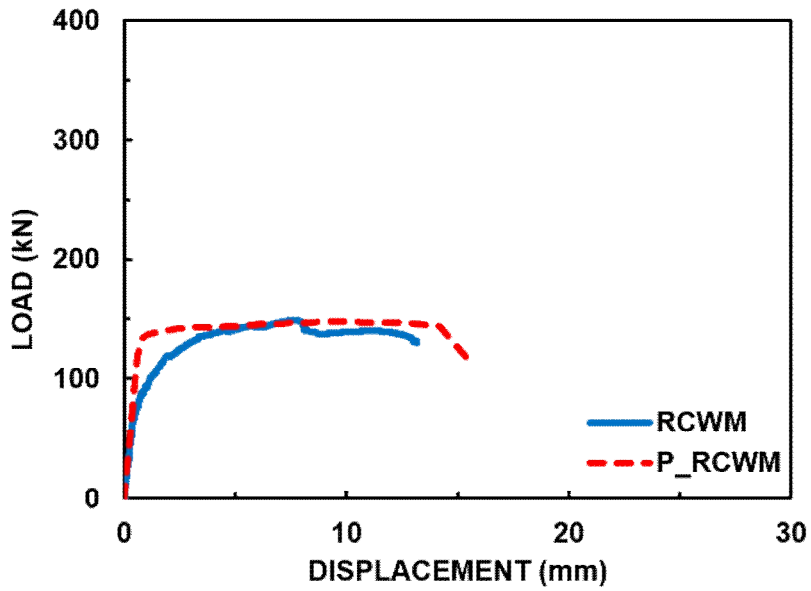


(a) RCWN(기준실험체)

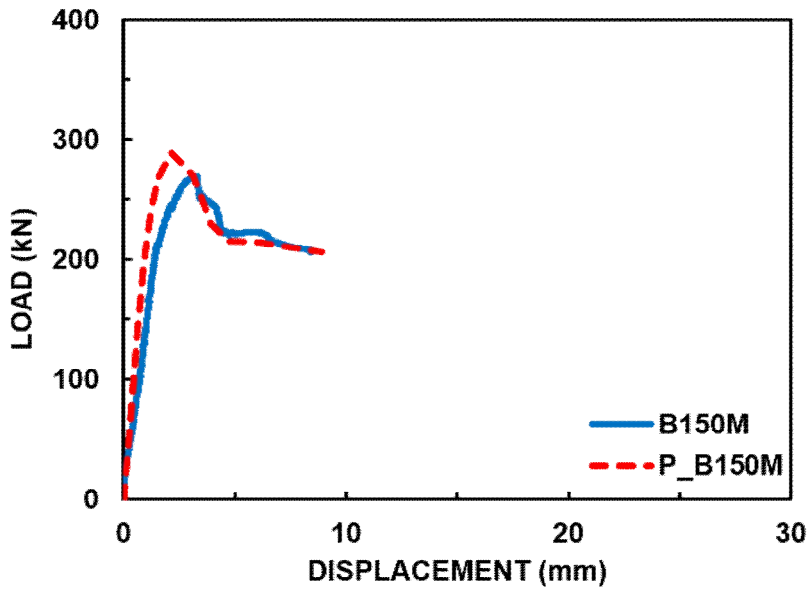


(b) B150N(PVA 1.50%)

[그림 5.10] 보통철근비 전단벽의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프

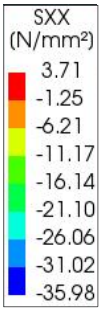
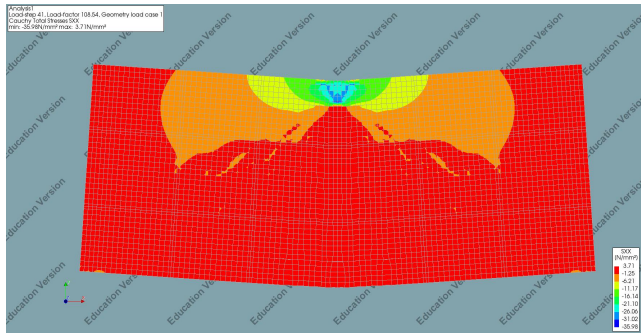


(a) RCWM(기준실험체)

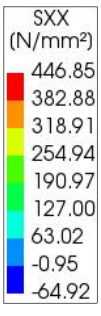
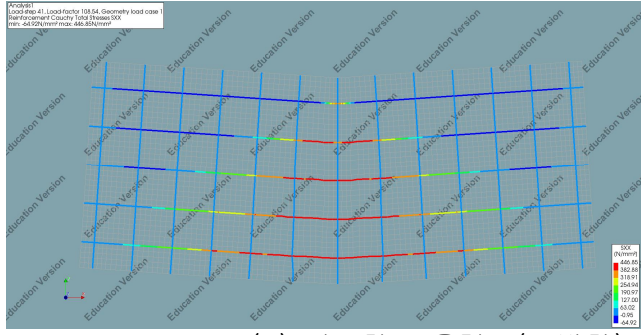


(b) RCWM(PVA 1.50%)

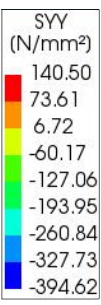
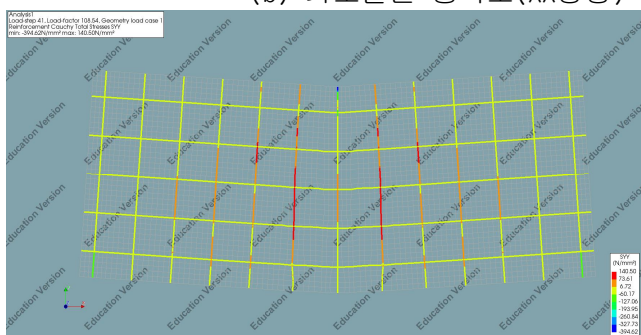
[그림 5.11] 최소철근비 전단벽의 유한요소해석과 실험결과 비교 그래프



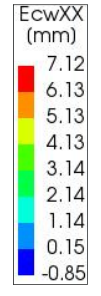
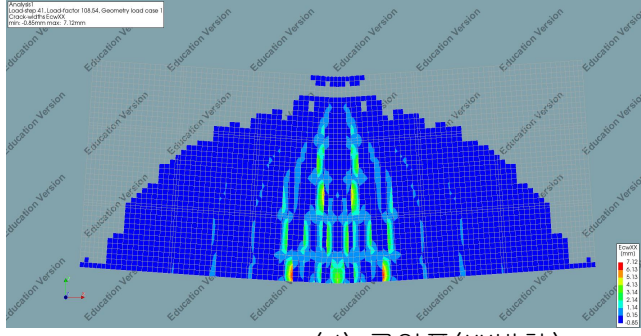
(a) 단면응력도(XX방향)



(b) 가로철근 응력도(XX방향)

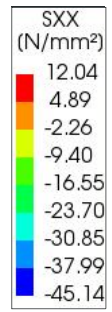
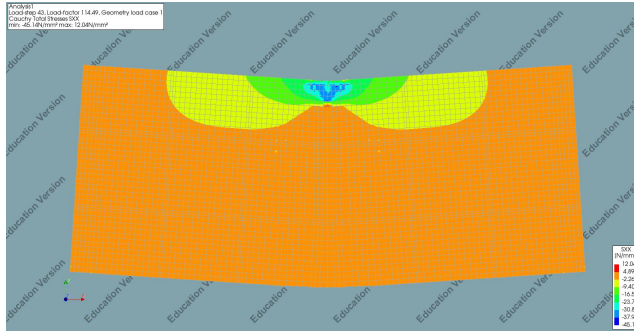


(c) 세로철근 응력도(YY방향)

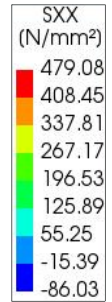
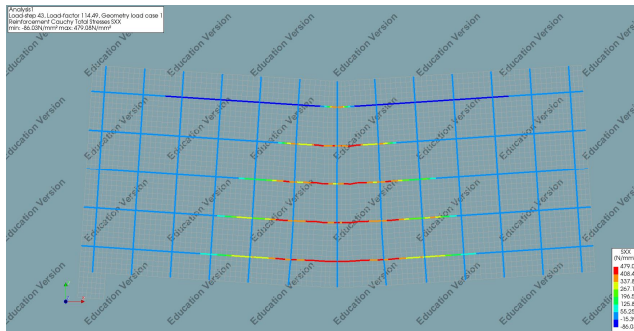


(d) 균열폭(XX방향)

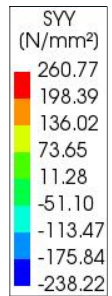
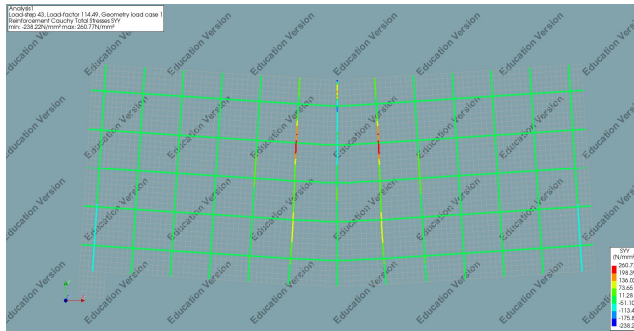
[그림 5.12] RCWN(보통철근비 기준실험체)의 최대응력 단계



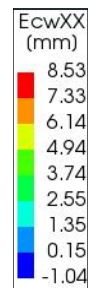
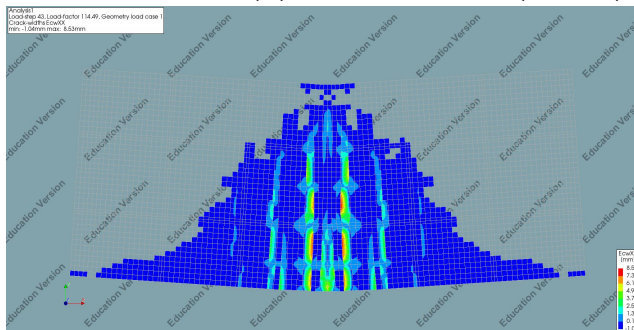
(a) 단면응력도(XX방향)



(b) 가로철근 응력도(XX방향)

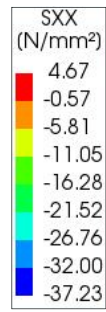
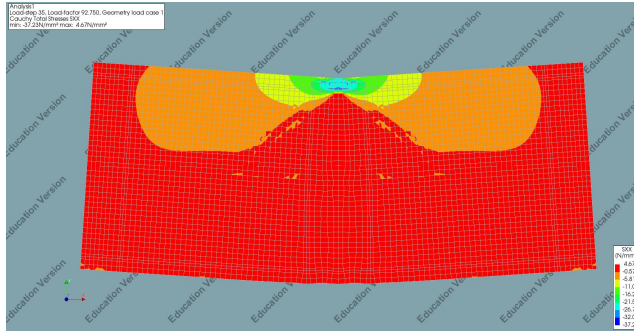


(c) 세로철근 응력도(YY방향)

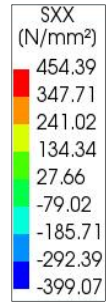
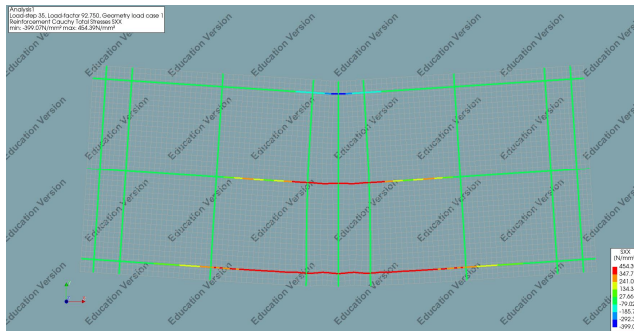


(d) 균열폭(XX방향)

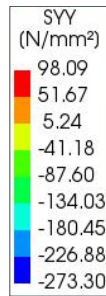
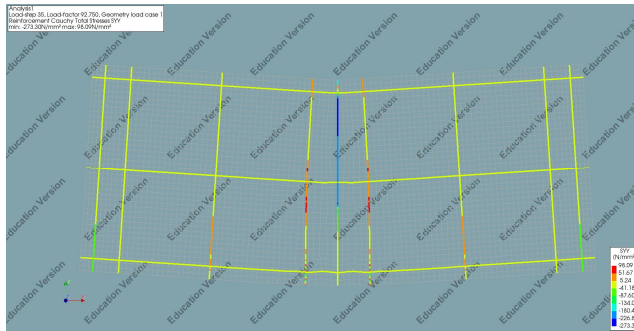
[그림 5.13] RCWN(보통철근비 PVA 1.50%)의 최대응력 단계



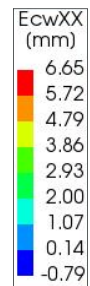
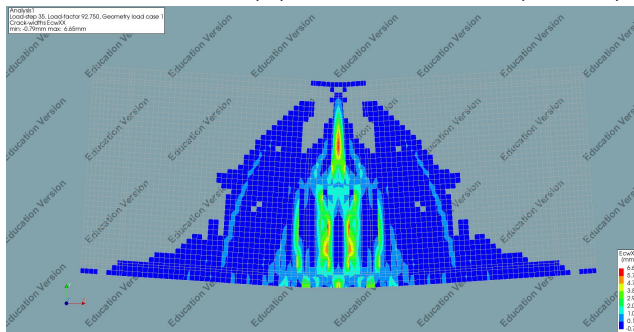
(a) 단면응력도(XX방향)



(b) 가로철근 응력도(XX방향)

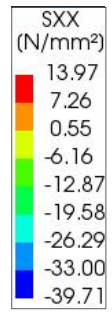
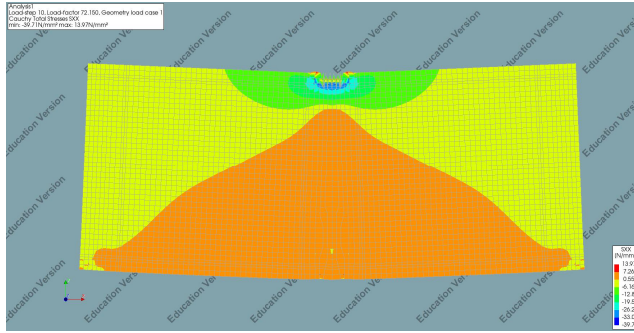


(c) 세로철근 응력도(YY방향)

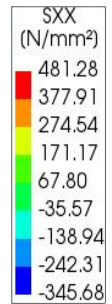
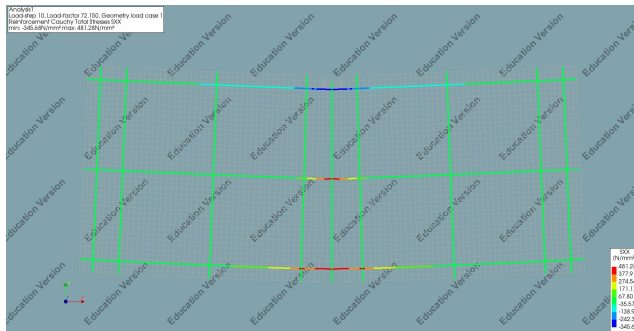


(d) 균열폭(XX방향)

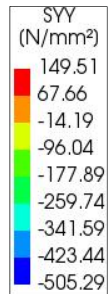
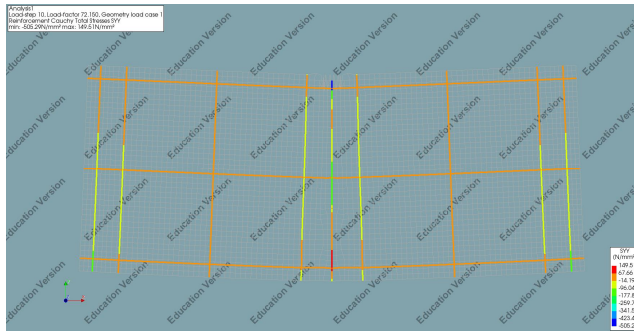
[그림 5.14] RCWM(최소철근비 기준실험체)의 최대응력 단계



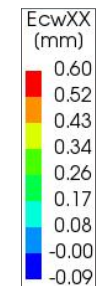
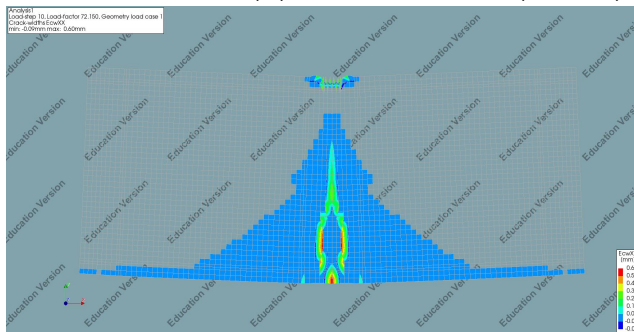
(a) 단면응력도(XX방향)



(b) 가로철근 응력도(XX방향)



(c) 세로철근 응력도(YY방향)



(d) 균열폭(XX방향)

[그림 5.15] RCWM(최소철근비 PVA 1.50%)의 최대응력 단계

제4절 소결

1. 전단벽 실험

전단벽 보통철근비 및 최소철근비 타입에서 AASFC의 섬유혼입률 1.50%를 적용한 실험체가 최대내력이 일반콘크리트를 적용한 기준실험체 보다 높게 측정되었다. 보통철근비 타입에서 일반콘크리트를 사용한 기준시험체 RCWN는 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70 MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 나타내었다. 최소철근비 타입에서 일반콘크리트를 적용한 기준 시험체 RCWN은 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70 MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 보였다. 실험체 최종파괴 후에 AASFC 적용된 전단벽은 다중균열발생을 확인할 수 있었고, 균열발생 이후에도 인장력을 부담하여 높은 내력을 나타낸 것으로 사료된다. AASFC 적용한 실험체가 기준실험체와 비교하여 보통철근비 타입에서는 81.90%, 최소철근비 타입에서는 80.69% 최대하중의 결과가 높게 나와 섬유혼입이 전단벽의 성능개선에 효과적임을 확인하였다. 전단벽의 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 할선강성은 보통철근비 기준실험체가 92.00 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 101.06 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 71.72 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 135.25 kN/mm의 결과를 나타내어, AASFC 적용한 실험체의 강성이 높게 나왔음을 알 수 있다.

2. 전단벽의 설계강도 산정

AASFC의 재료특성이 반영이 된 설계식을 적용한 전단벽의 설계강도는 실험과 비교하여 최대내력이 3.07~10.54%의 오차범위를 보여, 전단벽체의 강도를 잘 예측해주었다.

3. 비선형 유한요소해석

DIANA를 이용하여 비선형 유한요소해석을 진행한 결과는 설계식으로 산정한 최대내력 오차범위 3.07~50.53%에 비해 0.87~7.20%의 오차를 나타내어, 설계식과 비교하여 최대내력을 근사하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다. AASFC 적용한 전단벽 실험과 비교하여 설계식으로 산정한 최대내력은 보통철근비에서 3.07%, 최소철근비에서 10.54%의 오차를 보였고 DIANA를 통한 비선형 유한요소해석으로 산정한

최대내력은 보통철근비에서 3.75%. 최소철근비에서 7.20%로 오차를 보여 비슷하게 잘 예측해 준 것으로 사료된다. 전단벽의 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 활선강성은 보통철근비 기준실험체가 105.34 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 114.45 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 138.78 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 208.40 kN/mm의 결과를 나타내어, 실험결과와 마찬가지로 AASFC 적용한 실험체의 강성을 높게 예측해주었다. 비선형 유한요소해석 프로그램에서 출력되는 각 재료의 응력을 하중재하 단계에 따른 전단벽의 콘크리트 또는 AASFC의 응력도와 가로, 세로철근의 응력도, 균열폭 분포도를 확인하여 거동을 효과적으로 추적해 볼 수 있으며, 이는 추후에 AASFC를 적용한 전단벽의 설계단계에서 보다 효과적인 단면 및 철근배근 등을 결정할 수 있는 이점들을 가져다 줄 것으로 사료된다.

제6장 결론 및 향후계획

제1절 결론

이 연구에서는 포틀랜드 시멘트를 전혀 사용하지 않고 알칼리활성 슬래그를 결합재로 하고 PVA 섬유로 보강된 고연성의 특징을 갖는 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체(AASFC : Alkali-Activated Slag Cementless Fiber Composites)를 개발하였다. AASFC 섬유혼입률(1.00~2.00%)에 따른 최적의 배합을 개발하기 위해 재료의 유동성, 압축강도, 인장성능, 휨성능, 전단성능을 평가하였으며, 구조부재 적용을 위해 보와 전단벽의 성능평가와 설계식제안, 비선형 총상화 해석, 비선형 유한요소 해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) AASFC 섬유혼입률에 따라 슬럼프플로는 540~770 mm 로 고유동성을 확보하였다. 역학실험 결과로 압축강도 32.60~35.50 MPa, 인장강도 3.01~4.69 MPa, 인장변형을 2.88~4.96%, 휨강도 8.14~12.29 MPa, 1면 전단강도 5.01~7.04 MPa, 2축 전단강도 4.58~5.48 MPa의 성능을 나타내었다. AASFC는 섬유혼입률 2.00%에서 다소 유동성 감소가 있었고, 역학적 성능은 섬유혼입률이 증가함에 따라 선형적 향상 결과를 보였다.
- 2) AASFC 적용한 패널의 2축 전단 비선형 거동 해석을 위해 기존 수정압축장모델의⁽⁷¹⁾ 알고리즘에 AASFC의 고연성 인장거동, 일반콘크리트와 상이한 인장응력과 인장균열하에서의 압축연화거동, 균열면의 전단전달거동 특성을 반영한 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 수정압축장이론의 면내전단거동 모델을 이용한 비선형 해석 결과, 전단강도는 1.95~5.01 MPa을 보여 실험과 비교해 8.29~9.53% 오차 범위로 섬유혼입률에 따른 전단거동을 잘 예측해 주었다.
- 3) AASFC 적용한 휨타입 보의 실험결과 일반콘크리트를 적용한 기준실험체는 최대 내력 127.51kN, 처짐 11.13mm 에 비해, AASFC 적용한 실험체는 섬유혼입율 1.00~2.00%에서 최대내력 140.41~158.10 MPa, 처짐 31.53~42.60 mm을 나타내어, 기준실험체에 비해 최대내력이 10.11~23.99% 향상된 결과를 보였다. 휨강도 성능개선 효과를 인장철근 절감률로 나타내었을 때 13.14~39.07%의 결과를 보였으며, 섬유혼입률 2.00%에서 최대 39.07% 절감효과가 있을 것으로 사료된다.
- 4) 전단 타입 보의 실험 결과로 일반콘크리트를 적용한 기준실험체는 최대내력 69.15 kN, 처짐 2.22 mm 에 비해, AASFC 적용한 실험체는 섬유혼입율 1.00~2.00%

에서 최대내력 94.10~122.95 MPa, 처짐 4.01~4.91 mm 을 나타내어, 기준실험체 대비 36.08~77.80% 향상된 결과를 보였다. 전단 성능개선 효과를 전단철근 감소량으로 나타내었을 때 23.63~54.23%의 결과를 보였으며, 섬유혼입률 2.00%에서 최대 54.23%의 절감효과와 철근을 배근하기 어려운 단면에 적용시 큰 효과가 기대할 수 있을 것으로 판단된다.

- 5) 제안된 보의 휨강도 설계식은 실험과 비교하여 오차범위 7.22~9.23%, 전단강도 설계식은 오차범위 3.68~12.72% 결과를 보였다. 제안된 보의 설계식은 실험과 비교하여 최대내력과 AASFC의 섬유혼입률에 따른 휨 및 전단내력의 증가를 잘 반영해 주었다.
- 6) 비선형 총상화 휨 해석 모델은 AASFC 섬유혼입률에 따라 보의 최초 인장 균열 발생시, 철근의 항복시, 극한하중 도달시 각 하중단계별 휨 곡률 및 변위까지 전체적인 휨 거동을 잘 예측해 주었다. 최대내력의 경우 실험과 비교하여 오차범위 0.55 ~ 9.74%로 기준실험체뿐만 아니라 AASFC 섬유혼입률에 따른 최대내력을 잘 추정하였다. 비선형 총상화 해석 결과에서 최대내력 이후의 실험과 거동의 차이는 철근과 콘크리트 또는 AASFC의 부착관계, 철근의 항복이후의 비선형거동, 압축철근의 항복 후 좌굴 영향 등에 기인하였을 것으로 사료된다.
- 7) 보의 비선형 유한요소해석 결과 실험과 비교하여 최대내력이 오차범위 0.71~9.99%로 AASFC 섬유혼입률에 따른 전체적인 하중-변위 거동을 잘 예측하였고, 최대내력 이후의 하중-변위 거동까지 근사하게 잘 추정해 주었다. 보의 실험, 설계식, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석 결과를 비교하였을 때, DIANA를 통한 비선형 유한요소해석 결과가 AASFC 섬유혼입률에 따른 보의 최대내력을 가장 근접하게 예측하였다. 비선형 유한요소해석 프로그램에서 출력되는 각 재료의 하중재하 단계에 따른 보의 응력도와 압축 및 인장철근의 응력도, 균열폭 분포도의 확인이 가능하여 보의 거동을 효과적으로 추적해 볼 수 있다. 이는 AASFC 적용한 보의 설계단계에서 보다 효과적인 단면 및 철근배근 등을 결정할 수 있는 이점들을 가져다 줄 것으로 사료된다. 보의 변위연성비는 실험, 비선형 총상화해석, 비선형 유한요소해석을 비교하였을 때 비선형 총상화해석이 기준실험체의 변위연성비를 근사하게 잘 추정하였고, 기준실험체에 대한 AASFC 적용보의 변위연성비 증가분은 비선형 유한요소가 근사하게 예측해 주었다.
- 8) 전단벽 보통철근비 타입에서 일반콘크리트를 적용한 기준시험체 RCWN는 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70

MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 나타내었다. 최소철근비 타입에서 일반콘크리트를 적용한 기준실험체 RCWN은 최대하중 160.91 kN, 처짐 10.40 mm, AASFC 적용한 B150N 실험체는 최대하중 292.70 MPa, 처짐 4.42 mm의 결과를 보였다. 실험체 최종파괴 후에 AASFC 적용된 전단벽은 다중균열 발생을 확인할 수 있었고, 최초 균열발생이후에도 인장력을 부담하여 전단벽의 최대내력이 높게 나온 것으로 사료된다. AASFC 적용한 실험체의 최대내력은 기준실험체와 비교하여 보통철근비 타입에서는 81.90%, 최소철근비 타입에서는 80.69% 향상된 결과를 보여 섬유혼입이 전단벽의 성능개선에 효과적임을 확인하였다. 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 활선강성은 보통철근비 기준실험체가 92.00 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 101.06 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 71.72 kN/mm, AASFC 적용한 실험체는 135.25 kN/mm의 결과를 나타내어, AASFC 적용한 실험체의 강성이 높은 결과를 보였다.

- 9) AASFC의 재료특성이 반영이 된 설계식을 적용한 전단벽의 설계강도는 실험과 비교하여 최대내력이 3.07 ~ 10.54%의 오차범위를 보여, 전단벽체의 강도를 잘 예측해주었다.
- 10) DIANA 프로그램을 이용하여 전단벽의 비선형 유한요소해석을 수행한 결과는 실험과 비교하여 최대내력 0.87 ~ 7.20%의 오차를 나타내어, 최대내력을 잘 예측해 주었으며, 최대내력 이후의 거동까지 유사하게 추정하였다. 전단벽 실험결과와 비교하였을 때 설계식에 의한 최대내력은 3.07 ~ 50.53% 오차 보였으나, DIANA를 통한 비선형 유한요소해석은 오차범위 0.87 ~ 7.20%로 설계식에 비해 더 근사하게 추정해 주었다. 비선형 유한요소해석 프로그램에서 출력되는 각 재료의 응력을 하중재하 단계에 따른 전단벽의 응력도와 가로, 세로철근의 응력도, 균열폭 분포도를 확인하여 거동을 효과적으로 추적해 볼 수 있으며, 이는 추후에 AASFC를 적용한 전단벽의 설계단계에서 보다 효과적인 단면 및 철근배근 등을 결정할 수 있는 이점들을 가져다 줄 것으로 사료된다. 비선형 유한요소해석에서 전단벽의 철근항복점에서의 내력에 대한 변위의 비를 나타내는 활선강성은 보통철근비 기준실험체가 105.34 kN/mm, AASFC 적용 실험체는 114.45 kN/mm, 최소철근비 기준실험체가 138.78 kN/mm, AASFC 적용 실험체는 208.40 kN/mm의 결과를 나타내어, 실험결과와 마찬가지로 AASFC 적용한 실험체의 강성을 높게 예측해주었다.

제2절 향후계획

본 연구에서 개발한 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체는 뛰어난 역학적 성능과 구조부재 적용시에 성능개선에 효과적이므로 철근량 감소효과 등을 기대할 수 있다. 하지만 기존 연구에서도 알려졌듯이 알칼리활성 슬래그 결합재의 수축특성과 탄산화 및 표면경도 저하 등은⁽⁴¹⁾⁽⁴²⁾ 개선되어야 한다. 또한 알칼리활성화제 종류에 따른 알칼리활성 슬래그 섬유복합체에 대한 연구자료가 많지 않으며, 이번 연구는 알칼리활성화제로 수산화칼슘과 황산나트륨을 사용하고 PVA 섬유 12 mm 를 이용하였기 때문에 알칼리자극제와 혼입하는 섬유의 종류와 길이가 달라졌을 때 역학적특성과 구조부재 적용시 성능개선의 효과는 추정하기 어려운 점이 있다. 따라서 본 연구에서 제안된 설계식과 해석결과 등은 동일한 재료와 PVA 섬유혼입률 1.00~2.00%에 국한되어 사용해야 한다. 알칼리활성 슬래그 섬유복합체의 향후 연구 계획을 정리하면 다음과 같다.

- 1) 알칼리활성 슬래그의 수축률 저감, 탄산화 저항성 증대, 표면경도 저하 문제 등을 해결 가능한 알칼리자극제의 종류 및 슬래그와 최적의 혼입비율의 배합개발
- 2) 알칼리활성 슬래그 결합재의 종류에 따른 섬유복합체의 역학적특성 분석
- 3) 보강섬유의 종류에 따른 역학적특성 분석
- 4) 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 압축강도의 다양화
- 5) 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체의 양생방법의 다양화
- 6) 프리캐스트 부재 제작 및 성능평가

알칼리활성 슬래그 결합재의 개선점을 보완하고 압축강도에 따라서 혼입하는 보강섬유 종류를 다양하게 활용한다면 고연성/고성능 재료로서의 구조부재 적용이 가능할 것으로 사료된다. 특히 전단철근 절감효과가 뛰어나므로 복잡한 배근을 피하거나 철근배근이 어려운 부위 등에 효과적으로 적용이 가능하며, 철근감소와 탄소배출 절감 등의 효과로 다소 비용이 드는 보강섬유의 비용을 상쇄시킬 수 있을 것으로 기대된다. 또한 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체는 균열폭과 균열제어, 뛰어난 변형성능과 강도개선에 효과적이므로 프리캐스트 부재에 적용시 현장적용 등에 유리하게 작용할 것으로 사료된다.

참고문헌

1. Andrew, R.M., “Global CO₂ emissions from cement production”, Earth System Science Data Discussion, In review, 2017
2. 김동구, 손인성, “우리나라 온실가스 배출 정점 도달 시점 분석”, 에너지경제연구원, 2018
3. 관계부처 합동, “2030년 우리나라 온실가스 감축목표 BAU(851백만톤)대비 37%으로 확정”, 정책브리핑, 2015
4. 정영수, 김진근, 최석환, 하재담, 박흥근, “콘크리트”, 동화기술, 2008
5. Jiang, H., Qi, Z., Yilmaz, E., Han, J., Qiu, J., Dong, C., “Effectiveness of alkali-activated slag as alternative binder on workability and early age compressive strength of cemented paste backfills”, Construction and Building Materials, 218, pp.689-700, 2019
6. Awoyera, P., Adesina, A., “A critical review on application of alkali activated slag as a sustainable composite binder”, Case Studies in Construction Materials, 11, 2019
7. Li, V.C., “From Micromechanics to Structural Engineering – The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications”, Journal of Structural Mechanics and Earthquake, 1-24(417), 1993
8. Leung, C.K.Y., “Design criteria for pseudo ductile fiber-reinforced composites”, Journal of Engineering Mechanics, 122(1), 1996
9. Huang, B.T., Wu, J.Q., Yu, J., Dai, H.G., Leung, C.K.Y., Li, V.C., “Seawater sea-sand engineered/strain-hardening cementitious composites (ECC/SHCC): Assessment and modeling of crack characteristics”, Cement and Concrete Research, 140, 2021
10. Li, V.C., Bos, F.P., Yu, K., McGee, W., Ng, T.Y., Figueiredo, S.C., Nefs, K., Mechtcherine, V., Nerella, V.N., Pan, J., Van-Zijl, G.P.A.G., Kruger, P.J., “On the emergence of 3D printable Engineered, Strain Hardening Cementitious Composites (ECC/SHCC)”, Cement and Concrete Research, 132, 2020
11. 최정일, “미시역학에 기반한 섬유보강 알칼리 활성 슬래그 복합재료의 역학적

- 성, 박사논문, 전남대학교, 2019
12. 김호연, “고성능 섬유보강 시멘트복합재 활용 곡선 및 비정형 구조부재의 성능평가”, 박사논문, 조선대학교, 2019
 13. 송금일, “분말형 알칼리활성 슬래그 결합재 기반의 자기다짐 및 프리캐스트 콘크리트 배합 특성”, 박사논문, 전남대학교, 2016
 14. 조창근, 문형주, 임현진, 서정환, 김광석, “SHCC 및 철근콘크리트 복합슬래브의 휨 실험 및 비선형해석”, 대한건축학회논문집, 15(1), pp.51~58, 2012
 15. 한성진, “고인성 섬유복합체 활용 내진 개선 콘크리트 기동공법”, 석사논문, 조선대학교, 2012
 16. 박창환, “비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 거동 및 설계”, 석사논문, 조선대학교, 2013
 17. Lee, B.Y., Cho, C.G., Lim, H.J., Song, J.K., Yang, K.H., Li, V.C., “Strain hardening fiber reinforced alkali-activated mortar - a feasibility study”, Construction and Building Materials, 37, pp.15-20, 2012
 18. 방진욱, 김정수, 이방연, 장영일, 김윤용, “하이브리드 섬유로 보강한 고강도 경량 시멘트 복합체의 개발”, 대한건축학회논문집, 23(4), pp.35~43, 2010
 19. 조창근, 김윤용, “섬유보강 고인성 시멘트 복합체 패널의 2축 전단 비선형 모델”, 한국전산구조공학회논문집, 22(6), pp.597~605, 2009
 20. Li, V.C., Yang, E.H., Li, M., “Field Demonstration of Durable Link Slabs for Jointless Bridge Decks Based on Strain-Hardening Cementitious Composites - Phase 3: Shrinkage Control”, Final Report of Research Sponsored by Michigan Department of Transportation, 2008
 21. 김윤용, 김정수, 김희신, 하기주, 김진근, 마이크로역학에 의하여 설계된 ECC(Engineered Cementitious Composite)의 역학적특성, 한국콘크리트학회논문집, 17(5), pp.709~716, 2005
 22. Richard, P., Cheyrezy, M.H., “Reactive Powder Concretes with High Ductility and 200-800MPa Compressive Strength”, ACI Spring Convention, 144, pp.507-518, 1994
 23. Lankard, D.R., “Slurry Infiltrated Fiber Concrete(SIFCON)”, Concrete International, 6(12), pp.44-47, 1984

24. Bache, H.H., “Introduction to Compact Reinforced Composites”, Nordic Concrete Research Publication, 15, 1987
25. 박천진, “지르코늄 실리카폼을 사용한 UHPC의 공학적 특성 및 실용화”, 박사논문, 청주대학교, 2015
26. 고경택, 박정준, 류금성, 김성욱, “초고성능 콘크리트 개발 현황”, 대학토목학회지, 2019
27. Li, V.C., and Leung, C.K.Y., “Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites”, Journal of Engineering Mechanics, Vol.118, No.11, 1992
28. 양근혁, 최영철, 송진규, 류금성, “알칼리활성 콘크리트의 기술 현황”, 한국콘크리트학회지, 28(4), pp.26~33, 2016
29. 한국표준협회, “콘크리트용 고로슬래그 미분말”, KS F 2563, 2020
30. 김성환, “고로슬래그 미분말을 다량 사용한 콘크리트의 성능 향상”, 박사논문, 청주대학교, 2011
31. C. Li., H. Sun and L. Li., “A Review: The Composition between Alkali - Activated Slag(Si+Al) and Metakaolin (Si+Al) Cements”, Cement and Concrete Research, 2010
32. Fernández-Jiménez, A., Palomo, A., “Characterization of Fly Ashes. Potential Reactivity as Alkaline Cements”, Fuel, 82(18), pp.2259~2265, 2003
33. Fernández-Jiménez, A., Palomo, A., “Si and Al²⁷ NMR Characterization of Cement-State of Art”, Cemento- Hormigón, pp.936, 2010
34. Fernández-Jiménez, A., “Cementos de Escorias Activadas Alcalinamante : Influencia de las Variables y Modelización del Proceso”, Ph.D. Thesis, Universidad Autónoma de Madrid, 2000
35. Fernández-Jiménez, A., Palomo, A., Sobrados, I., Sanz, J., “The Role Played by the Reactive Alumina Content in the Alkaline Activation of Fly Ashes”, Microporous and Mesoporous Materials, 91, pp.111-119, 2006
36. Shi, G., Fernández-Jiménez, A., and Palomo, A., “New Cements for the 21st Century, the Pursuit of an Alternative to Portland Cement”, Cement and Concrete Research, 41, pp.750-763, 2011

37. Palacios, M., puertas, F., “ Effect of superplasticizer and Shirinkage Admixtures on Alkali-Activated Slag Pastes and Mortar” , Cement and Concrete Research, 35, pp.1358-1367, 2005
38. Shi, C., Li, Y., and Tang, X., “Studies on the Activation of Phosphorus Slag Supplementary Paper” , 3rd International Conference on the Use of Fly Ash, SilicaFume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, SP-114, ACI, Trondheim, Norway, pp.657-666, 1989
39. Wassermann, R., Katz, A., Bentur, A., “Minimum Cement Content Requirements:A Must or a Myth” , Material and Structures, 42(7), pp.973-982, 2009
40. Palomo, A., Grutzeck, M. W., Blanco, M.T., “Alkali-Activated Fly Ashes-A Cement for the Future” , Cement and Concrete Research, 29(8), pp.1323-1329, 2009
41. Douglas, E., Bilodeau, A., Malhotra, V. M., “Properties and Durability of Alkali-Activated Slag Concrete” , ACI Materials Journal, 89(5), pp.509-516, 1992
42. Byfors, K., Klingstedt, Lehtonene, V., Pyy, H. Romben, L., “Durability of Concrete Made with Alkali-Activated Slag” , Third International Conference on the Use of Natural Pozzolans, Fly Ash, Blast Furnace Slag and Silica Fume in Concrete, Trondheim, ACI SP114-70, 2, pp.1547-1563, 1989
43. Fu, Y., Cai, L., Wu, Y., “Freeze-Thaw Cycle Test and Damage Mechanics Models of Alkali-Activated Slag Concrete” , Construction and Building Materials, 25, pp.3144-3148, 2011
44. Shi, C. Day, R. L., “Selectivity of alkaline activators for the activation of slags” Cement, Concrete and Aggregate, 1996
45. Glukhovskiy, V.D., Rotovskaya, G.S., Rumyna, G.V., “High Strength Slag-Alkali Cement” , Paper presented at the 7th International congress on the Chemistry of Cements, 1980
46. 송금일, “염기도와 밀폐양생이 알칼리활성슬래그 모르타르의 탄산화에 미치는 영향” , 석사논문, 전남대학교, 2012

47. Glukhovsky, V. D., Pakhomov, V.A., “Slag-Alkali Cements and Concrete” , Budivel'nik, 1978
48. Pu, X.C., “Summary Report of Research on Alkali-activated Slag Cement and Concrete” , Chongqing Institute of Architecture and Engineering, 1988
49. Kukko, H., Mannonen, R., “Chemical and Mechanical properties of Alkali-activated Blast Furnace Slag” , Concrete Research, 1982
50. 한국환경산업기술원, “국가 LCI DB”
51. Sakai, K., Kawai, K., “JSCE Guidelines for Concrete No. 7; Recommendation of Environmental Performance Verification for Concrete Structures” , JSCE, 2006
52. 양근혁, 송진규, 최동욱, “국가 LCI 데이터베이스 기반 알칼리활성 콘크리트의 CO₂ 평가” , 한국콘크리트학회지, 23(6), pp.36-39, 2011
53. 이방연, “알칼리활성 슬래그 기반 초고연성 복합재료의 휨거동 해석” , 한국건설순환자원학회논문집, 7(2), pp.158-165, 2019
54. 최정일, 이방연, “저점성과 고연성을 나타내는 섬유보강 무시멘트 복합재료의 특성” , 대학건축학회지회연합회논문집, 16(4), pp.115-123, 2014
55. Kanda, T., Li, V.C., “Interface property and apparent strength of high-strength hydrophilic fiber in cement matrix” , Journal of Materials in Civil Engineering, 10(1), pp.5-13, 1998
56. Yang, E.H., Wang, S., Yang, Y., & Li, V. C., “Fiber-bridging constitutive law of engineered cementitious composites” , Journal of advanced concrete technology, 6(1), pp.181-193, 2008
57. Kim, Y.Y., Kim, J.K., Lee, B.Y., “Prediction of ECC tensile stress-strain curves based on modified fiber bridging relations considering fiber distribution characteristics” , Computers and Concrete, 7(5), pp.455-468, 2010
58. Lee, B.Y, Lee, Y., Kim, J.K., & Kim, Y., “Micromechanics-based fiber-bridging analysis of strain-hardening cementitious composite accounting for fiber distribution” , Computer Modeling in Engineering & Sciences(CMES), 61(2), pp.111-132, 2010
59. Li, V.C., Wang, S., Wu, C., “Tensile strain-hardening behavior of

- polyvinyl alcohol engineered cementitious composite (PVA-ECC)”, ACI Materials Journal-American Concrete Institute, 98(6), pp.483-492, 2001
60. Kanda, T., Li, V.C., “Practical design criteria for saturated pseudo strain hardening behavior in ECC”, Journal of advanced concrete technology, 4(1), pp.59-72, 2006
 61. 김윤용, 김정수, 하기주, 김진근, “고로슬래그 미분말이 혼입된 ECC의 개발,” 콘크리트학회 논문집, 18권, 1호, pp.21-28, 2006
 62. Maalej, M., Li, V. C., “Flexural/Tensile-Strength Ratio in Engineered Cementitious Composites”, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.6, No.4, pp.513-528, 1994
 63. Kim, Y.Y., Kim, J.S., Ha, G.J., Kim, J.K., “Influence of ECC Ductility on the Diagonal Tension Behavior(Shear Capacity) of Infill Panels, ” Int. Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites in Structural Applications, 2005
 64. 김윤용, 조창근, 하기주, 배수호, 고성능 섬유복합재료 HPRCC의 개발전략, 콘크리트학회지, 18(3), pp.82-86, 2006
 65. Hakuto, S., Ozawa, J., Watanabe, K., Nakamura, H., “Test on structural walls using fiber reinforced cement composite”, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of AIJ, C-2, pp.53-54, 2001
 66. Mikame, A., Fukuyama, H., Suwada, G., Satoh, Y., “Study on ductile cement composite for structural elements(Part III Shear test of structural walls), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of AIJ, C-2, pp.935-936, 1998
 67. Nagai, S., Kanda, T., Maruta, M., Miyashita, T., “Shear Capacity of Ductile Wall with High Performance Fiber Reinforced Cement Composite”, Proceedings of the 1st fib Congress, pp.767-774, 2002
 68. 조창근, 임현진, “순수전단 시험장치”, 대한민국특허청, 2015
 69. Cho, C.G., Ha, G.J., Kim, Y.Y., “Nonlinear Model of Reinforced Concrete Frames Retrofitted by In-Filled HPRCC Walls, Structural Engineering and Mechanics, 30(2), pp.211-223, 2008
 70. Vecchio, F.J., Collins, M.P., “The Modified Compression-Field Theory for

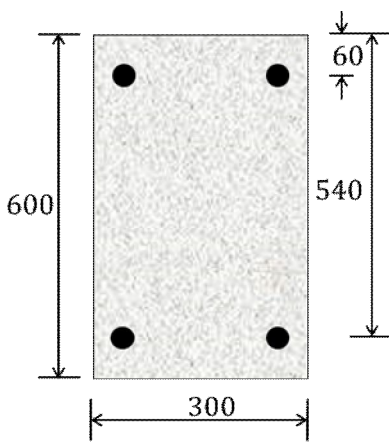
- Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear” , ACI Journal, 83(2), pp.219-231, 1986
71. Kim, Y.Y., Fischer, G., Li, V.C., “Performance of Bridge Deck Link Slabs Designed with Ductile Engineered Cementitious Composite(ECC)” , ACI Structural Journal, 101(6), pp.792-801, 2004
 72. Vecchio, F.J., Emara, M.B., “Shear Deformations in Reinforced Concrete Frames” , ACI Journal, 89(1), pp.46-56, 1992
 73. Fukuyama, H., Suwada, H., “Basic Test on Compressive Properties of High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites(Part 2 Biaxial Loading Test)” , Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, pp.421-422, 2003
 74. Walraven, J.C., “Fundamental Analysis of Aggregate Interlock, Proceedings” , ASCE, 107(ST11), pp.2245-2270, 1981
 75. Shi, C., Fernández-Jiménez, A., Palomo, A., “New Cements for the 21st Century, the Pursuit of an Alternative to Portland Cement” , Cement and Concrete Research, 41, pp.750-763, 2011
 76. 국토교통부, “콘크리트구조 전단 및 비틀림 설계기준” , KDS 14 20 22, 2016
 77. Hanai, J.D., Holanda, K.M.A., “Similarities between punching and shear strength of steel fiber reinforced concrete (SFRC) slabs and beams” , IBRACON, 1(1), pp.1-16, 2008
 78. ACI 318M-02, “Building code requirements for structural concrete” , American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2002
 79. Mo, Y.L., “Investigation of Reinforced Concrete Frame Behavior Theory and Tests” . Magazine of Concrete Research, 44(16), pp.163-173, 1992
 80. 문형주, “합성섬유 보강된 고성능 시멘트복합체를 사용한 구조부재의 성능평가” , 박사논문, 조선대학교, 2019
 81. DIANA FEA BV, “DIANA Finite Element Analysis Release Notes Release 10.4” , 2020
 82. JSCE, “Standard Specifications for Concrete Structures” , Design. Tech. rep., Japan Society of Civil Engineers, 2012
 83. Selby, R.G., Vecchio, F.J., “Three-dimensional constitutive relations

- for reinforced concrete” , Tech. Rep. 93(2), Univ. Totonto, Dept. Civil Eng., Toronto, Canada, 1993
84. Hognestad, E., “A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members” , Bulletin 399, University of Illinois Experimental Station, Urbana, Illinois, USA, 1951
 85. Hudson, F.E., “Reinforced concrete columns: effect of lateral tie spacing on ultimate strength” , ACI Special Publication, 13, pp.235-244, 1966
 86. Brondiem-Nielsen, T., “Ultimate limit states of cracked arbitrary concrete sections under axial load and biaxial loading” , Concrete International: Design and Construction, 4(11), pp.51-55, 1982
 87. Mast, R.F., “Unified design provision for reinforced and prestressed concrete members,” ACI Structural Journal, 89(2), pp.185-199, 1992
 88. Takiguchi, K., Hotta, H., Mizobuchi, T., Morita, S., “Fundamental experiments on compressive properties of concrete around the critical section of R/C column” , Journal of Structural and Construction Engineering, 442, pp.111-122, 1992
 89. Hotta, H., Cho, C.G., “Three-dimensional finite element analysis on compressive strength of concrete prisms with several height/width ratios” , Journal of Structural and Construction Engineering, 517, pp.115-123, 1999
 90. Hotta, H., Cho, C.G., “Flexural strength analysis of RC members using finite element models taking account of triaxial behavior of concrete” , Journal of Structural and Construction Engineering, 530, pp.115-121, 2000
 91. 문주용, “고인성 시멘트복합체 전단벽 부재의 구조특성” , 석사논문, 조선대학교, 2014
 92. 한국표준협회, “콘크리트용 화학혼화제” , KS F 2560, 2019
 93. 한국표준협회, “굳지않는 콘크리트의 슬럼프 플로우 시험 방법” , KS F 2560, 2021
 94. 한국표준협회, “수경성 시멘트 모르타르의 압축강도 시험 방법” , KS F 2560, 2017

<부록 A> 알칼리활성 슬래그 무시멘트 섬유복합체 적용 보의 휨강도 산정 예제

1. 휨강도 산정

본 논문에서 AASFC가 적용된 보의 설계강도 산정식을 제안하였다. [그림 A.1] 과 같이 AASFC가 적용된 보의 휨 강도 산정의 예제를 통해 휨강도를 산정한다. 그림의 보에는 적용된 AASFC의 섬유혼입률은 1.00% 이다.



$$A_s = 859.5mm^2 (3 - D19)$$

$$A'_s = 397.2mm^2 (2 - D16)$$

$$f_y = 400MPa, f_{c_AASFC} = 33MPa$$

$$\beta_1 = 0.815, \epsilon_{AASFC} = 0.004$$

$$f_{t_AASFC} = \beta_{AASFC}(0.85V_f + 0.63)\sqrt{f_{c_AASFC}}$$

$$\beta_{AASFC} = 0.8, V_f = 1 (\text{섬유혼입률 } 1.00\%)$$

$$\phi = 0.85$$

[그림 A.1] AASFC가 적용된 보

1. 등가압축블럭의 깊이 a 산정

$$a = \frac{A_s f_y + b h f_{t_AASFC} - A'_s f'_s}{0.85 f_{c_AASFC} b + \left(\frac{1}{\beta_1}\right) b f_{t_AASFC}}$$

$$a = \frac{859.5 \times 400 + 300 \times 600 \times 6.802 - 397.2 \times 400}{0.85 \times 33 \times 300 + \left(\frac{1}{0.815}\right) \times 300 \times 6.802} = 117.856$$

$$c = \frac{a}{\beta_1} = \frac{117.856}{0.815} = 144.60$$

2. 압축축 철근의 항복여부

$$\epsilon_s' = \epsilon_{cu} \frac{c - d'}{c} = 0.004 \times \frac{144.6 - 60}{144.6} = 0.00234 > \epsilon_y = 0.002 \quad \therefore \text{압축철근 항복}$$

3. 인장철근의 변형률 확인(인장지배단면 여부)

$$\epsilon_s = \epsilon_{cu} \frac{d - c}{c} = 0.004 \times \frac{540 - 144.6}{144.6} = 0.011 > 0.004 \quad \therefore \text{인장지배단면}$$

4. 설계 휨 강도 ϕM_n

$$M_n = T_s \left(d - \frac{a}{2} \right) + T_{AASF C} \left(d_{AASF C} - \frac{a}{2} \right) + C_s \left(\frac{a}{2} - d' \right)$$

$$\phi M_n = 0.85 \times 456.4 = 387.969 kN \cdot m$$

2. 전단 강도 산정

[그림 A.1]과 같이 AASFC가 적용된 보의 전단 강도 산정은 본문에 주어진 [식 4.24]를 이용하여 다음과 같이 구한다.

$$\phi_s = 0.95 \quad V_f = 1$$

$$V_{AASF C} = \phi_s 0.54 (0.27 V_f + 0.61) \sqrt{f_{AASF C}} b_w d \quad \phi_s = 0.95 \quad V_f = 1$$

$$V_{AASF C} = 0.95 \times 0.54 (0.27 \times 1 + 0.61) \sqrt{33} 300 \times 540 = 420.119 kN$$