creative commons

COMMONS DEED

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

dCollection

[UCI]I804:24011-200000263676

2013年 2月

碩士學位論文

비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 거동 및 설계

朝 鮮 大 學 校 大 學 院

建築工學科(建築工學專攻)

朴 昶 奐

비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 거동 및 설계

Behavior and Design of Concrete Beams using Amorphous Steel Fiber-Reinforced Composites

2013年 2月 25日

朝 鮮 大 學 校 大 學 院

建築工學科(建築工學專攻)

朴 昶 奐

비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 거동

指導敎授　조 창 근

이 論文을 工學 碩士學位申請 論文으로 提出함.

2012年　10月

朝 鮮 大 學 校　大 學 院

建築工學科(建築工學專攻)

朴 昶 奐

朴昶奐의 碩士學位論文을 認准함

委員長 朝鮮大學校 敎授 김 의 식 印

委 員 朝鮮大學校 敎授 최 재 혁 印

委 員 朝鮮大學校 敎授 조 창 근 印

2012年 11月

朝 鮮 大 學 校 大 學 院

<목 차>

Abstract ····· IX
<기호> ····· VII
<표 목차> ····· IV
<그림 목차> ····· V

1. 서 론 ····· 1
1.1 연구 배경 ····· 1
1.2 연구 목적 ····· 2
1.3 섬유 보강 콘크리트의 국내·외 연구 동향 ····· 3
1.3.1 국내 연구 동향 ····· 3
1.3.2 국외 연구 동향 ····· 5

2. 섬유를 혼입한 콘크리트 및 복합체 ····· 7
2.1 섬유 혼입 콘크리트 및 복합체 ····· 7
2.2 강섬유 보강 콘크리트 ····· 9
2.2.1 강섬유 특성 ····· 9
2.2.2 강섬유 보강 콘크리트 ····· 10
2.3 비정질 마이크로 강섬유 복합체 ····· 13
2.3.1 비정질 마이크로 강섬유 특성 ····· 13
2.3.2 비정질 마이크로 강섬유 혼입 콘크리트 및 복합체의 역학적 성능 ····· 14

3. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 개발 ····· 16
3.1 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 배합 설계 제시 ····· 16
3.1.1 개요 ····· 16

3.1.2 재료 특성 ····· 16
3.1.3 최적 배합 설계의 개발 ····· 19
3.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료 및 역학실험 ····· 22
3.2.1 실험개요 ····· 22
3.2.2 슬럼프 플로우 시험 ····· 22
3.2.3 압축강도 시험 ····· 23
3.2.4 직접인장 실험 ····· 24
3.2.5 1면 전단강도 실험 ····· 26
3.3 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료 및 역학실험 결과 ····· 27
3.3.1 슬럼프 플로우 시험 결과 ····· 27
3.3.2 압축강도 시험 결과 ····· 29
3.3.3 직접인장 실험 결과 ····· 30
3.3.4 1면 전단강도 실험 결과 ····· 36

4. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 설계 강도 식의 제안 ····· 38
4.1 강섬유 보강 콘크리트의 기존 설계 강도 식의 고찰 ····· 39
4.1.1 Sharma의 제안식 ····· 39
4.1.2 Narayanan의 제안식 ····· 40
4.1.3 Ashour의 제안식 ····· 42
4.1.4 De Hanai의 제안식 ····· 44
4.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 설계 강도 식의 제안 ····· 46
4.2.1 설계 인장강도 제안식 ····· 46
4.2.2 설계 전단강도 제안식 ····· 49
4.3 실험 결과와 설계 강도의 비교 ····· 51

5. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 실험 ····· 54
5.1 보 실험체의 개요 및 제작 ····· 54

5.1.1 보의 실험 계획 ····· 54
5.1.2 보 실험체의 제작 ····· 55
5.1.3 보의 재하실험 방법 ····· 61
5.2 휨 파괴형 보 실험체의 실험 결과 ····· 63
5.2.1 균열 및 파괴 양상 ····· 63
5.2.2 실험체의 하중-변위 관계 ····· 67
5.3 전단 파괴형 보 실험체의 실험 결과 ····· 69
5.3.1 균열 및 파괴 양상 ····· 69
5.3.2 실험체의 하중-변위 관계 ····· 73
5.4 소 결 ····· 74

6. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 강도 제안 ····· 76
6.1 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 휨강도 ····· 76
6.1.1 일반 콘크리트 보의 휨강도 ····· 76
6.1.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 휨강도 제안 ····· 81
6.1.3 추정 설계 휨강도에 의한 보의 극한모멘트 추정 ····· 85
6.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 전단강도 ····· 86
6.2.1 일반 콘크리트 보의 전단강도 ····· 87
6.2.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 전단강도 제안 ····· 88
6.2.3 추정 설계 전단강도에 의한 보의 설계 전단강도 추정 ····· 90

7. 결 론 ····· 91

참 고 문 헌 ····· 94

<표 목차>

<표 2-1> 각종 섬유의 물리적 특성 ····· 8
<표 3-1> 시멘트의 화학 성분 ····· 16
<표 3-2> 시멘트의 재료적 성질 ····· 17
<표 3-3> 고로슬래그 화학성분 ····· 18
<표 3-4> Steel Fiber의 재료 특성 ····· 18
<표 3-5> 비정질 마이크로 강섬유의 재료 특성 ····· 19
<표 3-6> 재료 실험 배합표 ····· 20
<표 3-7> 슬럼프 플로우 시험 결과 ····· 27
<표 3-8> 압축강도 실험 결과 ····· 29
<표 3-9> 직접인장실험결과 ····· 31
<표 3-10> 1면 전단강도 실험 결과 ····· 36

<표 4-1> 설계 인장강도의 비교 ····· 52
<표 4-2> 설계 전단강도의 비교 ····· 53

<표 5-1> 실험체 섬유종류 및 혼입률 ····· 54
<표 5-2> 실험체별 하중-변위 관계 ····· 65
<표 5-3> 실험체별 하중-변위 관계 ····· 71

<표 6-1> 휨강도 설계규정에 의한 극한 모멘트의 추정 ····· 85
<표 6-2> 실험체별 설계 전단강도 비교 ····· 90

<그림 목차>

[그림 3-1] 비정질 마이크로 강섬유의 재료적 조성 특징 ····· 19
[그림 3-2] 배합 믹서 ····· 21
[그림 3-3] 복합체의 비빔방법 ····· 21
[그림 3-4] 플로우 테스트 ····· 22
[그림 3-5] 큐브형 압축강도 몰드 ····· 23
[그림 3-6] 압축 재료시험기 ····· 23
[그림 3-7] 직접 인장몰드 형상 및 크기 ····· 24
[그림 3-8] 직접인장 실험 ····· 25
[그림 3-9] 1면 전단강도 실험 ····· 26
[그림 3-10]플로우 테스트 결과 ····· 28
[그림 3-11] 직접인장 실험 결과 ····· 32
[그림 3-12] 직접인장 실험 결과 응력 변형률관계 그래프 ····· 35
[그림 3-13] 1면 전단강도 실험 결과 ····· 37

[그림 4-1] 섬유혼입률에 따른 직접인장강도 분석 ····· 47
[그림 4-2] 섬유혼입률에 따른 1면 전단강도 분석 ····· 49

[그림 5-1] 일반 RC 보 실험체 ····· 55
[그림 5-2] 프리캐스트 RC 보 실험체 ····· 55
[그림 5-3] A형 휨 파괴 실험체의 철근배근 단면도 ····· 56
[그림 5-4] B형 전단 파괴 실험체의 철근배근 단면도 ····· 56
[그림 5-5] 거푸집 제작 ····· 57
[그림 5-6] 철근배근 및 게이지부착 ····· 57
[그림 5-7] 철근배근 후 거푸집 매입 ····· 58
[그림 5-8] 섬유 복합체 배합 ····· 58
[그림 5-9] 프리캐스트 박스 섬유 복합체 타설 ····· 59
[그림 5-10] 섬유 복합체 프리캐스트 부재 양생 ····· 59

[그림 5-11] 내부거푸집 제거 ····· 60
[그림 5-12] 프리캐스트 부재 내부 일반콘크리트 타설 ····· 60
[그림 5-13] A형 휨 파괴 실험체의 재하 방법 ····· 61
[그림 5-14] B형 전단 파괴 실험체의 재하 방법 ····· 62
[그림 5-15] A형 휨 파괴 실험체의 하중재하 ····· 62
[그림 5-16] B형 전단 파괴 실험체의 하중재하 ····· 62
[그림 5-17] 휨파괴형 실험체의 균열패턴 ····· 63
[그림 5-18] 모멘트-곡률 곡선 ····· 64
[그림 5-19] 하중-변위 곡선 ····· 64
[그림 5-20] 전단 파괴형 실험체의 균열패턴 ····· 69
[그림 5-21] 모멘트-곡률 곡선 ····· 70
[그림 5-22] 하중-변위 곡선 ····· 70

[그림 6-1] 일반콘크리트 단철근 보의 응력 및 변형률 분포 ····· 77
[그림 6-2] 일반콘크리트 복철근 보의 응력 및 변형률 분포 ····· 79
[그림 6-3] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 단철근 보의 응력 및 변형률 분포 81
[그림 6-4] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 복철근 보의 응력 및 변형률 분포 83
[그림 6-5] B형 전단파괴 보의 실험 개요 ····· 86
[그림 6-6] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 보의 단면 ····· 88

<기 호>

d : 보의 춤 (mm)

a : 전단경간의 길이 (mm)

ρ : 인장철근비

f_y : 인장 철근 항복강도 (MPa)

$f_s{}'$: 압축 철근 항복강도(MPa)

f_{ck} : 콘크리트 압축강도 (MPa)

f_{cuf} : 정육면체 압축공시체 압축강도 (MPa)

f_{c_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 압축강도 (MPa)

f_{sp} : 콘크리트 할렬인장강도 (MPa)

f_{cr} : 콘크리트 직접인장강도 (MPa)

f_{cr_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 직접인장강도 (MPa)

V_u : 전단 파괴시 평균 전단응력 (MPa)

τ_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 전단강도 (MPa)

V_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 전단강도 (MPa)

l_f : 섬유 길이 (mm)

d_f : 섬유 직경 (mm)

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

v_b : 섬유 인발응력

A_s : 인장 철근 단면적(mm^2)

$A_s{}'$: 압축 철근 단면적(mm^2)

A_{amsf} : 인장측 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 단면적 (mm^2)

ϵ_s : 인장 철근 변형률

$\epsilon_s{}'$: 압축 철근 변형률

ϵ_{cu} : 콘크리트 극한 변형률

ϵ_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 극한변형률

Abstract

Behavior and Design of Concrete Beams Using Amorphous Micro Steel Fiber-Reinforced Composites

Park, Chang Hwan
Advisor : Prof. Cho Chang Geun, Ph,D
Department of Architectural Engineering,
Graduate School of Chosun University

Concrete in tension has many shortcomings such as in brittleness, low tensile strength, and crack localization. Many researchers have studied about mixed fibers with concrete in order to improve the cracking and brittle characteristics in the properties of concrete. In this research, as an high-performance fiber cementitious composites, Amorphous Micro Steel Fiber (AMSF) cementitious composites is newly developed. By applying the AMSF composites, concrete members can be improve in bending and shear capacities. The amorphous micro steel fiber is more light and flexible than the general steel fibers such as the bundrex steel fiber. The AMSFs were good when mixing with concrete or mortar in the quality of dispersibility.

The direct tensile and shear tests of the AMSF composites were conducted to evaluate the high-ductile tensile strain, tensile strength, and shear strength varying with the fiber volume fraction.

From the test results, design tensile and shear strengths of the AMSF composites were newly proposed varying with the fiber volume fraction. By applying AMSF composites, a series of bending and shear tests of AMSF and reinforced concrete composite beams were conducted to compare with a general reinforced concrete beam in order to evaluate bending and shear performances of the AMSF composites in the beams. The beam specimens were manufactured as two types by the failure mechanism of bending and shear, and as four types by fiber types such as Bundrex steel fibers, 15 mm AMSF, and 30 mm AMSF. From experiment of beams, it was shown that AMSF and reinforced concrete composite beams gave good performances not only in improving bending and shear strength of the beams but also in minimizing failures by crack localization from bending and shear. The proposed design bending and shear strengths of AMSF and reinforced concrete composite beams were well matched with the measured strength of the tested beams.

1. 서 론

1.1 연구 배경

건축 구조물의 성능 증진에 대한 요구는 끊임없이 변화하여 왔지만, 최근의 생활패턴이나 사회적 활동의 급속한 다양화는 구조물의 수준이나 그 요구 성능을 한층 심화시키고 있다. 또한 지진에 따른 피해로 인해 내진 설계규정이 강화되고 공공시설, 사회기반시설 및 기타 건축 구조물의 성능개선 및 설계기술의 개발과 기존건축물과는 다른 고성능재료를 이용한 구조 성능 설계의 필요성이 증대되고 있다.

첨단소재가 개발되고 공공시설 및 사회기반 건축물 등이 고층화 및 대형화 되면서 건축구조에서 고성능화는 대표적인 건설재료인 콘크리트의 고강도 및 고성능화로 이어지고 있다. 콘크리트는 압축강도가 높고, 내구성이 뛰어나 토목 및 건축 구조물에 널리 사용되는 재료이며, 철근과 콘크리트를 일체화 시켜 외력에 저항하도록 한 철근 콘크리트 구조는 전체 구조물의 70% 이상을 차지할 만큼 대중화 된 재료라 할 수 있다. 콘크리트의 고성능화는 기둥 및 보 등의 구조 요소에 내진성능, 내력증진, 휨 성능 개선, 휨 균열제어 및 국부 휨 파괴 억제능력의 향상으로 높은 내력 및 내진성능 확보를 가능하게 할 수 있다. 하지만 콘크리트의 고성능화에 따른 강도 증가는 재료 자체의 수축과 취성, 폭렬 문제 등의 해결해야 할 문제점과 인장강도가 압축강도에 비해 적어 균열 발생이 쉬운 취성적 결점을 가지고 있다.

이러한 콘크리트의 재료적 성질을 보완하기 위한 연구가 진행 되어왔으며, 대표적으로 콘크리트 배합에 섬유를 혼입하는 섬유보강 콘크리트가 있다. 콘크리트의 재료적 성질을 개선하기 위해 개발된 섬유보강 콘크리트는 콘크리트의 성능을 향상 시킬 뿐 아니라, 콘크리트에 발생하는 균열을 억제한다.[1)-3)] 보강섬유로는 다양한 종류가 적용되어 왔으나 일반적으로 강섬유가 있으며, 첨단소재 기술의 발달에 의해 개발 된 첨단섬유로서는 탄소섬유, 유리섬유, PP 및 PVA 등의 합성섬유가 있다. 이러한 섬유보강 콘크리트를 이용하면 부재의 단면적 및 철근량 또한 감소시킬 수 있게 됨에 따라 콘크리트 고성능화에 있어 주목 받고 있다.

1.2 연구 목적

여러 연구들을 통해 섬유 보강 콘크리트, 특히 강섬유 보강 콘크리트의 우수성이 확인됨에 따라 미국, 유럽, 일본 등 외국에서는 이에 대한 설계 및 시공지침을 제정하여 널리 적용하고 있다. 하지만 국내 연구는 미비한 실정이다.

본 연구에서는 새롭게 개발된 비정질 마이크로 강섬유를 활용한 섬유복합체에 대한 연구로서, 기존 콘크리트의 인장강도, 휨 및 전단강도 개선에 효과가 있으며, 더불어 균열제어 효과에 탁월한 성능이 기대된다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 섬유의 혼입률에 따라 소요 성능에 따라 최적화 될 수 있기 때문에 경제성 뿐만 아니라, 재료의 제작 공정도 다양화 될 수 있는 장점을 갖게 된다. 섬유가 유연성을 갖고 있어 타설 및 시공이 용이하여 일반 콘크리트 및 섬유 보강 복합체와 동일한 시공법으로 현장 타설이 가능하며, 보수시공에서 흔히 사용되는 숏크리트 공법에도 적용할 수 있다. 또한 섬유 복합체를 프리캐스트로 제작함으로써 규격화된 생산도 가능할 것으로 판단된다.

따라서 본 연구에서는 기존 연구들을 바탕으로 새로 개발된 비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 개발을 목적으로, 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 배합을 제시 하고, 섬유 혼입률을 실험 변수로 압축강도 시험, 직접인장 시험, 1면 전단강도 실험을 통하여 섬유 혼입률에 따른 비정질 마이크로 강섬유의 재료적 특성을 파악하였다. 또한, 기존의 강도 추정식을 보완하여 본 연구에 사용한 비정질 마이크로 강섬유 복합체에 적용할 수 있는 설계 강도 추정식을 제시하였으며, 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 구조 부재인 보에 적용함으로써 일반 콘크리트 및 강섬유 보강 복합체와 비교하여 보의 거동, 휨 및 전단강도를 평가함으로써 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 구조적 특성 및 이를 통해 실용화를 위한 학술적 연구결과를 제시하고자 한다.

1.3 섬유 보강 콘크리트의 국내·외 연구 동향

1.3.1 국내 연구 동향

최근 국내에서 섬유를 이용한 섬유 보강 콘크리트에 대한 연구가 활발히 진행 되고 있다. 특히, 강섬유를 이용한 강섬유 보강 콘크리트에 대한 연구는 콘크리트 재료의 연성을 증가시키기 위한 연구가 주로 이루어지고 있으며, 또한 FRP등 보강재료의 혼입 및 조합에 따른 압축, 휨 및 인장강도, 변형능력 등 거동 특성에 대한 연구가 수행되어 왔다.

하기주(1999)[4)]는 "강섬유 보강 초기재령 철근콘크리트 보의 전단성능 개선을 과한 실험적 연구"에서 강섬유(Steel Fiber)를 보강한 철근콘크리트 보의 구조성능의 평가를 통해 철근콘크리트 구조물의 장경간화, 고층화에 따른 콘크리트의 구조성능을 개선을 보여준다. 건조수축과 크리프등의 장기변형은 구조물의 내력저하의 원인이 되며, 이러한 단점을 개선하기 위하여 사용성, 안정성 및 신뢰성이 우수한 고성능 콘크리트 개발과 강섬유를 보강한 철근 콘크리트 부재의 설계 및 구조물 부재에 적용을 위한 기초적 자료를 제시하는 연구이다.

조창근(2004)[5)]은 "FRP 콘크리트 복합구조 부재시스템의 휨 및 전단 거동예측"에서 섬유폴리머(FRP)재료와 콘크리트 사이에서의 이론적 적합성과 평형조건을 고려하여, 하중단계에 따른 구속효과의 비선형성을 고려한 FRP콘크리트의 이력-의존성 구성효과를 정식화 하였다. 휨과 전단을 동시에 받는 FRP 구속 콘크리트 복합 구조부재의 비선형 전단거동을 예측위한 방법을 연구하였다.

윤현도(2009)[6)]는 "섬유의 혼입이 변형 경화형 시멘트 복합체에 미치는 영향" 에서 우수한 역학적 성질, 수축 균열 및 소성 균열을 억제, 하중에 의하여 초기균열 발생시 균열폭을 제어함으로써 거동을 안정화하고 부착강도, 연성 및 인성의 성질을 가진 섬유 보강 시멘트 복합체(Cement-based composites)에 혼입된 단인섬유와 PVA섬유

의 혼입률에 따른 변화경화 형 시멘트 복합체에 미치는 영향을 고려하여 실험체의 파괴 양상, 거동, 강도, 강성 및 에너지 소산능력에 대한 연구가 진행되었다.

김강수, 서수연(2010)[7]은 “강섬유로 보강된 고강도 콘크리트 보의 전단강도에 관한 실험적 연구”에서 강섬유를 혼입한 고강도 콘크리트(HSFRC)보의 전단거동에 대한 이해와 전단거동 연구에 필요한 기초적 자료를 제시하게 위해 전단실험을 수행 하였다. 이 연구에서는 HSFRC와 강섬유를 혼입한 일반강도 콘크리트(SFRC)를 비교분석을 통하여 기존의 전단강도 식에 대한 고찰과 보 부재에 대한 강섬유 보강 콘크리트 압축측의 비균열 단면에 의한 전단력 분담률을 파악하고자 한다.

조창근등(2011)[8]은 “비정질 강섬유 혼입시멘트 모르터의 직접인장 특성”에서 콘크리트의 단점인 취성파괴와 국부적 균열을 개선하기 위해 비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 고성능 시멘트 복합체 모르터를 개발 하였다. 역학성능을 평가하여 기존의 모르터에 비해 인장강도 및 인장변형률이 향상되었으며, 다중미세균열 특성을 발휘하여 균열제어 효과가 있는 것으로 연구되었다.

조창근등(2012)[9]은 “비정질 마이크로 강섬유 혼입 모르터의 역학적 성능 평가”에서 고성능 재료 개발과 구조공법의 적용으로 고성능 콘크리트 개발을 위한 비정질 마이크로 강섬유 혼입시멘트에 관한 연구를 진행하였다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 역학적 실험을 통해 인성과 취성의 개선이 가능함을 평가되었다.

1.3.2 국외 연구 동향

강섬유 보강 콘크리트에 대한 국외연구는 강섬유를 이용하여 콘크리트 재료의 매트릭스 간의 균열을 제어하거나 철근대신의 보강 재료로 사용하기 위한 연구를 위주로 수행되어 왔다. 또한, 휨 실험체의 표면에 강섬유와 폴리머로 이루어진 보강 매트릭스를 이용하여 보강하는 방법에 대한 연구가 수행되었고, 이러한 보강 재료가 첨가된 부재의 해석법에 대한 연구 및 열적 특성에 대한 연구가 수행되어 왔다.

Muhammad N.S. Hadi(2009)[10]는 "Behaviour of eccentric loading of FRP confined fibre steel reinforced concrete columns"에서 FRP로 콘크리트 실험체의 표면을 보강한 실험체와 내부에 강섬유가 매입된 실험체, 그리고 철근으로 보강된 실험체에 대하여 중앙집중 하중 및 편심하중을 재하했을 때의 콘크리트 부재 거동에 대하여 연구하였다. 실험결과, FRP로 콘크리트 실험체의 표면을 보강한 실험체의 연성적(Ductility) 성능이 개선되는 것을 파악하였다.

Özgür Eren(2009)[11]는 "Effects of limestone crusher dust and steel fibers on concrete"에서 콘크리트에서 분쇄된 석회재료와 끝이 갈고리로 된 강섬유(Steel Fibers)간의 영향에 대하여 연구를 하였다. 두 재료의 상호간 영향에 대한 비교는 압축강도와 할렬인장강도, 휨 인성 에너지와 충격에너지와의 관계를 이용하였다.

D. Mehmet Özcan(2009)[12]는 "Experimental and finite element analysis on the steel fiber-reinforced concrete(SFRC) beams ultimate behavior"에서 SFRC(Steel Fiber-reinforced Concrete)보의 극한 거동에 대하여 유한 요소해석법과 실험을 이용한 연구를 하였다. 250 × 350 × 2000㎜의 보 실험체를 제작하여 28일 양생한 후 실험하였으며, 범용해석 유한 요소해석 프로그램인 ANSYS를 이용하여 3차원 해석을 수행하였다. 응력과 변형률에서 극한 압축강도를 구하였으며, 이를 실험과 비교하였다.

Abhijit Mukherjee(2009)[13]는 "Performance of reinforced concrete beams externally prestressed with fiber composites"에서 철근 콘크리트 보에 단부를 박막

강섬유(Laminate Steel Fiber)로 양단 표면을 보강한 콘크리트 실험체의 휨 거동에 대하여 연구하였다. 연구방법은 휨강도, 처짐, 균열거동 및 파괴 모드에 대하여 비교한 연구였다.

K.K. Sideris(2009)[14]는 Performance of thermally damaged fiber reinforced concretes”에서 섬유로 보강된 콘크리트의 열적 특성에 대해 연구를 하였다. 일반 콘크리트와 강섬유로 보강된 콘크리트에 대해서 온도를 100, 300, 500, 700℃로 가했을 때 발생되는 특성에 대한 연구를 수행하였다.

2. 섬유를 혼입한 콘크리트 및 복합체

2.1 섬유 혼입 콘크리트 및 복합체

콘크리트는 대표적인 건설재료로서 압축강도가 크고 내구성이 높아 널리 사용되고 있다. 건설 구조물이 대형화되고 다양화됨에 따라 콘크리트의 재료적 측면에서도 우수한 성능을 가진 고성능 콘크리트의 필요성이 증대되고 있다.

기존 콘크리트는 휨이나 인장응력을 받을 수 없고 취성재료라는 단점을 가지고 있으며, 이에 이런 단점을 개선하기 위하여 높은 인장강도와 탄성률을 가진 섬유질재료로 보강하는 섬유보강 콘크리트(Fiber Reinforced Concrete)의 실험 및 이론적인 연구가 이루어지고 있다.[15)-17)]

섬유 혼입 콘크리트 또는 시멘트 복합체란 콘크리트 또는 모르터에 금속 또는 합성수지를 원료로 하는 섬유재료를 불규칙한 배열로 바인더 속에 분산시켜 인장강도 및 인성을 대폭 개선시킨 복합재료로서 모르터 또는 콘크리트의 역학적 성질을 개선 및 보강하기 위한 목적으로 사용된다. 섬유 혼입 콘크리트 및 복합체에 이용되는 섬유는 무기계섬유와 유기계 섬유로 분류할 수 있으며, 무기계 섬유로는 강섬유, 유리섬유, 탄소섬유등이 있으며, 유기계 섬유로는 아라미드 섬유, 폴리프로필렌 섬유, 폴리비닐알콜계 섬유, 폴리아미드 섬유, 폴리에스테르 섬유 등이 있다. <표 2-1>는 각종 섬유의 물리적 성질을 나타낸 것이다.

<표 2-1> 각종 섬유의 물리적 특성

		직경 (10-3mm)	길이 (mm)	밀도 (10-3kg/m3)	탄성 계수 (MPa)	인장 강도 (MPa)	파괴 변형률 (%)
석면	크리스타일	0.02~30	<40	2.55	16.7	204~1,840	2~3
	청석면	0.1~20		3.37	20	3,570	2~3
탄소섬유	PAN	7~8		1.78	37	2,500	≤0.5
	Pitch계	9		2.00	28		≤1.0
유리섬유	E-glass	8~10	10~50	2.54	7.35	3,570	4.8
	Cem-Fil	12.5			8.16	2,550	3.6
강섬유		200~600	10~60	7.85	20	400~2,000	3.5
폴리비닐알콜계				1.30	1~3.7	310~710	3~13
폴리프로필렌		100~600		0.90	0.35~1.8	260~710	5~12
아라미드				1.45	6.3~13.6	70~920	2.1~2.7
폴리아미드계		>6	5~50	1.14	0.41	765~920	13.5
폴리에틸렌				0.95	0.01~0.22	200~2,960	10~15
폴리에스테르계				1.40	0.81	740~880	11~13
셀룰로오스계				1.20	1.02	310~510	10~20

2.2 강섬유 보강 콘크리트

2.2.1 강섬유 특성

강섬유는 콘크리트 내에 임의로 분산되어 콘크리트를 보강하여 콘크리트의 단점을 보완할 목적으로 제조된 길이가 짧고 단면이 작은 강선을 말한다. 강섬유의 일반적 재질은 크게 탄소강과 스테인레스 강으로 구성되어 있으며, 초기에는 원형 또는 직사각형 단면을 갖는 직선 형태로 철선 또는 얇은 철판을 절단하여 생산되었다. 이러한 강섬유는 콘크리트에 혼입시 콘크리트와의 기계적 부착력이 미약하여 콘크리트의 우수한 성능을 확보하지 못하였다. 이를 보완하기 위하여 근래 강섬유는 원형, 타원형, 각형, 초승달 형 단면의 형태로 강섬유의 끝단을 구부리거나 강섬유 표면 전체에 굴곡 및 요철을 둔 강섬유가 개발되어 사용되고 있으며, 콘크리트 내에서 부착특성을 높이기 위해 양단을 구부린 강섬유가 사용되기도 한다. 국내에서 사용되는 강섬유는 원형 또는 구형형상의 단면으로 길이가 20~40㎜ 정도이며, 일반적으로는 30㎜ 길이의 섬유가 가장 많이 사용된다. 강섬유의 인장강도는 350~2100㎫ 의 정도이며, 강섬유 제조 방업은 소재의 형태와 가공방법에 따라 강선정단법, 박판절단법, 후판절삭법, 용강추출법 등 크게 4종류가 있으며, 현재 우리나라에서 시판되고 있는 강섬유은 앞의 세가지 방법으로 제조되고 있다.

강섬유의 특성은 형상비(강섬유의 길이를 단면의 유효직격으로 나눔)가 중요한 특성으로 나타나며, 강섬유의 형상비는 30~150의 다양한 것들이 사용되고 있다. 일반적으로는 섬유의 혼입률이 높아지고 형상비가 커짐에 따라 강섬유 보강 콘크리트의 휨강도 및 연성 등의 성능이 개선되는 것으로 평가되고 있다. 그러나 형상비가 지나치게 커질 경우에 섬유의 뭉침 현상이 발생하기 쉬우며, 이에 따른 강섬유의 분포불량, 워커빌리티의 저하 등 사용성이 저하되는 경향이 있으므로 강섬유의 투입시 섬유의 분산이 고르게 되도록 하여 섬유가 뭉치는 현상이 없도록 하여야한다. 일반적으로는 강섬유의 콘크리트 내에 혼입되는 혼입률을 용도에 따라 0.05%에서 2.0%까지 사용되고 있다.

강섬유의 경우 콘크리트에 혼입하여 사용함으로써 콘크리트 구조물의 구조성능 향상에 우수한 효과를 발휘하는 것으로 연구되고 있으나, 강섬유 재료 자체의 비중이 높아

콘크리트 구조물의 자체 중량을 증가시킬 수 있으며, 수분이 다량으로 포함되어있는 장소나 지하수가 침투되는 곳에는 부식 발생으로 인해 구조적으로나 미관적으로 문제점을 발생시킬 수 있다.

2.2.2 강섬유 보강 콘크리트

강섬유 보강 콘크리트는 직경 0.1~0.6㎜, 길이 10~75ｍ의 강섬유를 콘크리트 배합시 혼입하여 배합한 콘크리트를 의미한다. 기존 콘크리트의 강도와 역학적 거동 특성 등 물리적 성질을 보완하고자 1960년대에 연구 개발되었으며, 1971년에 미국 Ohio 주의 트럭터미널에 최초로 시공된 후 그 우수한 물리적 특성으로 인하여 현재까지 건축 토목 기타 콘크리트 분야에 널리 사용되고 있다. 콘크리트에 강섬유를 보강한 강섬유 보강 콘크리트를 사용하면 균열발생을 억제하고 균열발생 이후에도 균열 폭의 제어가 가능하여 하중전달능력을 향상시키는데 효과가 있으므로 일반적인 콘크리트보다 강섬유 보강 콘크리트는 사용성 및 극한 상태에서 우수한 성능을 갖는 것으로 연구되어지고 있다. 시공방법은 강섬유(Steel Fiber)를 수화성의 시멘트와 세골재의 배합에 임의로 투입하고 분산시켜 시공한다.

1) 강섬유 보강 콘크리트의 역학적 성능

강섬유 보강 콘크리트의 균열특성은 균열방생 전 상태에서 자체응력 및 하중에 의한 마이크로 균열발생을 억제하고, 균열발생 이후에는 균열 사이에 섬유의 브릿지 작용을 통해서 균열 폭을 제어하게 된다.

강섬유 보강 콘크리트의 경우 전체적으로 같은 변위가 일어날 경우에 강섬유의 효과로서 큰 균열을 제어하면서 더 작은 균열들이 다수 발생하게 된다. 이에 따라 건조수축 균열발생률 역시 낮으며, 가스 및 액체의 침투가 어렵고 발생되는 응력집중을 완화시키는 결과를 가져온다. 그리고 콘크리트의 인장강도가 방향에 관계없이 3차원으로 균일하게 나타난다. 강섬유와 콘크리트사이에 상대변위가 일어나지 않으므로 강섬유 길이방향에서 강섬유의 기하학적 변화는 균열발생에 큰 영향을 미치지 못하지만 큰 섬유표면적을 갖고 있는 섬유는 특별히 효과적이다.[18)]

구조물의 단면을 완전히 지나는 균열이 발생할 경우에도 강섬유는 균열 폭 사이에서 힘을 계속 전달하므로 균열 발전 시 균열을 분산시키는 결과를 가져오고 이 균열은 다시 강섬유의 전 길이에 여러 개의 미세한 균열로 분산된다. 발생된 균열 폭의 합계는 일반 콘크리트와 거의 같을 수 있으나, 각각의 균열 폭을 살펴보면 뚜렷하게 작은 것을 알 수 있다. 균열 폭에서 강섬유의 계속적인 힘의 전달은 보의 경우 단면내의 중립축의 이동이 작아져 동시에 균열깊이를 감소시킨다.[19), 20)]

2) 압축강도

강섬유 보강 콘크리트의 압축강도는 강섬유 혼입률에 따라 점진적으로 증가 되는 경향이 있으나, 혼입률이 2.0% 를 넘을 경우 섬유의 분산성과 다짐이 충분히 수행되지 않는 문제로 오히려 강도가 저하되는 경우도 있다. 일반 콘크리트와 마찬가지로 물/시멘트비의 증가함에 따라 압축강도는 감소하는 경향을 보이며, 강섬유의 혼입률과 콘크리트 매트릭스의 품질 (물/시멘트비)에 영향을 받는 것으로 보고되고 있다.

압축응력에서 콘크리트 내 강성은 압축응력에 의해 발생되는 미세균열을 제어하면서 콘크리트를 구속하는 역할을 동시에 수행하므로 강섬유 보강 콘크리트는 연성, 에너지 흡수능력, 최대 압축응력 및 변형률을 증가시킨다.

Hannant[21)]는 실린더형과 사각형의 공시체에 대한 압축강도를 실험하였는데, 몰드의 형태에 따라 강도는 다르게 나타났다. 이는 콘크리트를 진동다짐할 때 수평방향으로 배열하려는 강섬유의 성질 때문이라고 밝혔다. 따라서 강섬유 보강 콘크리트의 압축강도는 공시체의 형태나 섬유배열에 따라 변화되는 것을 알 수 있다.

Swamy와 Mangat[22)]의 실험에서는 섬유의 길이와 형상에 대하여 압축강도와 무관하나 섬유의 직경이 동일한 경우에는 형상비가 증가함에 따라 압축강도가 증가함을 보였다.

3) 인장강도

인장응력하에서 강섬유 보강 콘크리트는 보통 콘크리트에 비하여 인장강도 및 연성 등이 증가하는데 콘크리트 매트릭스 내의 강섬유가 인장응력에 의한 균열 확산을 제어한다. 실험결과에 의하면 강섬유의 혼입률이 증가함에 따라 단위 면적당 강섬유의 수

가 증가하므로, 단면내 균열확산이 제어되면서 강섬유 보강 콘크리트의 인장강도와 최대인장응력에서의 변형률 및 연성이 증가하게 된다.

직접인장실험에 의한 강섬유 보강 콘크리트의 인장강도는 강섬유 혼입률 증가에 따라 증대되어 혼입률 1~2%의 범위에서 일반 콘크리트에 비해 30~60%증가되며, 할렬인장시험의 경우에서 균열강도는 직접인장강도와 비슷하지만 균열발생 후에는 강섬유가 균열의 진전을 억제하기 때문에 직접인장강도에 비해 크게 나타나는 경향을 보인다.

Shah[23)]의 실험에서 섬유의 혼입은 인장강도의 증가보다는 연성증가에 더 큰 영향을 미치며, 최대하중에 도달하여 균열이 발생하여도 섬유의 부착으로 인해 균열을 억제하므로 연성이 증대된다고 하였다.

Johnston , Coleman[24)]은 인장실험을 통해 인장강도의 증가는 섬유의 혼입률과 형상비에 영향을 받는데 섬유 혼입률이 증가하면 인장강도는 거의 선형으로 증가하며, 형상비가 클수록 인장강도의 증가율이 크다고 하였다.

2.3 비정질 마이크로 강섬유 복합체

Morgan[25]등에 의하면 강섬유 콘크리트는 콘크리트의 인장 저항능력을 증대시키고 국부적인 균열의 생성 및 성장을 억제하는 등 콘크리트의 역학적 거동 특성을 개선 및 보강하기 위해 강섬유를 분산시켜 사용하여 인성 및 파괴저항성, 균열에 대한 저항성을 확보할 수 있어 현재 널리 사용되고 있다. 하지만 강섬유는 재료 자체의 비중이 커서 콘크리트의 타설시 리바운드 양의 증대로 안정성 및 경제성이 떨어지고 수분이 다량으로 포함되어 있는 장소나 지하수가 침투하는 곳에서 부식이 발생하여 구조적으로나 미관적으로 문제점을 가지고 있다.

이러한 문제점을 해결하고자 새롭게 개발된 비정질 마이크로 강섬유는 강섬유의 단점을 극복할 수 있는 섬유로 그 유용성이 크다고 할 수 있다.[26]

2.3.1 비정질 마이크로 강섬유 특성

보편적으로 금속은 상온에서 결정구조를 가지는 미세 결정의 집합체이나 결정 금속의 가열 또는 냉각 속도에 따라 원자들의 규칙과 배열상태가 변화하여 성질이 다른 금속들이 생성할 수 있다. 원자들이 규칙적으로 배열되지 못하고 무질서한 상태를 비정질 상태라고 한다.

현재 콘크리트의 인장저항능력, 국부적인 균열발생 등 역학적 성질을 보강, 증진시키기 위하여 강섬유를 보강한 콘크리트를 많이 사용하고 있지만, 일반 강섬유는 비정질 마이크로 강섬유에 비해 비중이 높으며 부식에 대하여 취약하다. 이런 일반 강섬유의 단점을 보완하기 위하여 강도, 내식성, 내마모성등을 향상시킨 비정질 마이크로 강섬유가 개발되고 있다.

비정질 마이크로 강섬유는 철을 용융로에서 녹인 후 급냉각 하여 생산하여 섬유의 형태로 제조한 것이다. 이런 방법을 통하여 만들어진 비정질 마이크로 강섬유는 결정이 없기 때문에 결정구조가 없으며, 이에 따라 이방서, 입계, 면결함, 편석 역시 없다. 이러한 특성의 비정질 마이크로 강섬유는 역학적 또는 구조적인 측면에서 강도가 큰 특성을 가지며, 일반 강섬유에 비하여 높은 기계적 강도를 가진다.

비정질 마이크로 강섬유는 경도시험결과에서 비정질 마이크로 강섬유의 인장강도는 일반적으로 사용되는 강섬유의 인장강도에 비하여 매우 높으며, 높지만 탄성계수는 더 낮은 경향을 보인다. 또한, 비정질 마이크로 강섬유의 탄성계수가 증가함에 따라서 인장강도 역시 증가하는 현상을 보인다.

일반적으로 고강도 재료는 낮은 인성의 특성을 나타내지만, 비정질 마이크로 강섬유는 고강도 재료를 실현하면서도 매우 높은 파괴인성의 성질을 가지는 재료라 할 수 있다.

2.3.2 비정질 마이크로 강섬유 혼입 콘크리트 및 복합체의 역학적 성능

일반적으로 콘크리트는 압축에는 강하지만 인장성능이 떨어지므로 타설 후 시간에 따른 환경적 영향에 의하여 변화하는 성질로 인해 균열이 발생하게 된다. 이러한 문제점을 보완 및 개선을 위해, 콘크리트의 인장 성능을 발휘하도록 하는 여러 가지 연구가 전 세계적로 진행되고 있다.

그 중에서 섬유를 보강 콘크리트의 보강재료로 사용하는 방법이 연구되고 있다. 섬유는 콘크리트의 인장 강도를 증진시키며 미세균열의 억제가 가능한 것으로 알려져 많이 사용되어지고 있다. 보강섬유로서 PP섬유와 PVA섬유, 그리고 일반 강섬유 등이 많이 사용되고 있으며, 섬유를 보강한 섬유보강 콘크리트 사용시 균열제어성능이 우수하며, 균열폭 또한 감소하는 것으로 나타난다.

보강 섬유로서 비정질 마이크로 강섬유를 사용하면, 비정질 마이크로 강섬유는 재료자체에서 인장강도가 높으며 재료자체의 부피가 작아 같은 부피 속에서 혼입되는 섬유의 개수가 더 많기 때문에 혼입률이 낮은 경우에는 강섬유 보강콘크리트의 인장강도가 높게 나타나지만, 섬유의 혼입률이 높아짐에 따라 비정질 마이크로 강섬유의 인장강도가 우수하게 나타나며 휨성능에도 유리하게 작용할 수 있다.

일반강섬유와 비정질 마이크로 강섬유 혼입 콘크리트 및 복합체는 양생시간에 따라 기존 콘크리트의 압축강도보다 그 이상을 발휘한다. 비정질 마이크로 강섬유 콘크리트 및 복합체는 일반 강섬유 보강 콘크리트와의 압축강도 비교에서, 비슷한 강도를 나타내지만 인장강도 및 휨강도가 우수하다. 이에 비정질 마이크로 강섬유로 보강된 콘크

리트는 일반 강섬유 보강 콘크리트에 비하여 균열폭을 감소시킬 수 있으며, 동결융해에 대한 저항성, 충격저항성, 마모저항성 또한 우수하며, 전단철근의 대체 용도로써 전단강도에 우수한 효과를 나타낸다.

비정질 마이크로 강섬유 복합체 콘크리트는 일반 콘크리트와 기존의 강섬유의 취약성을 보완, 개선시킬 수 있으며, 시공성을 향상, 에너지 저감을 추구하며, 원가절감 및 이산화탄소를 저감을 추구할 수 있다.

3. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 개발

3.1 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 배합 설계 제시

3.1.1 개요

본 연구 실험에서는 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 개발하고자 모르터 배합을 실시하였다. 유동성 및 연성 확보를 위하여 콘크리트 배합 대신 모르터 배합을 사용하여 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 역학성능을 파악하고자 하였다. 배합은 비정질 마이크로 강섬유의 길이(15㎜, 30㎜)와 혼입률(0.50%, 0.75%, 1.00%, 1.25%, 1.50%)을 변수로 하여 반복적 실험을 통해 배합을 완성하였다.

3.1.2 재료 특성

1) 시멘트

재료 실험 및 부재 실험에 사용된 시멘트는 국내 T사의 1종 보통 포틀랜드 시멘트 시멘트의 화학 성분은 <표 3-1>와 같으며, 재료적 성질은 <표 3-2>과 같다.

<표 3-1> 시멘트의 화학 성분

재료	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	SO_3	L.O.I	C_3S	C_2S	C_3A
함유량 (wt%)	20.5	5.0	3.4	62.3	3.6	2.1	2.4	53.1	18.5	7.8

<표 3-2> 시멘트의 재료적 성질

	응결시간		압축강도			분말도 (브레인) (cm^2/g)	비중
포틀랜드 시멘트 (1종)	초결 (분)	종결 (시간:분)	3일	7일	28일	3,318	3.15
	240	5:40	225	311	400		

2) 골재

유동성을 확보하기 위하여 콘크리트 배합이 아닌 모르터 배합으로, 굵은 골재는 사용하지 않았으며 작은 골재로서 평균 직경이 100㎛이하 비중이 2.65인 K사의 규사(Silica sand) 7호를 잔골재로 사용하였다.

3) 혼화제

섬유 복합체의 유동성 및 균일한 섬유분산성 확보를 위해 셀룰로오스계 증점제를 사용하였고, 배합시에 발생하는 기포를 조절하고자 소포제를 혼화제로 사용하였다.

4) 고로슬래그

KS F 2563에 규정되어 있는 3종 분말도(4,204㎠/g)인 콘크리트용 고로슬래그를 혼화재로서 사용하였으며, 고로슬래그의 비중은 2.93, 염기도는 각각 2.93와 1.81이다. 실험에 사용된 고로슬래그의 화학성분은 <표 3-3>과 같다.

<표 3-3> 고로슬래그 화학성분

재료	MgO	Al_2O_3	SiO_2	SO_3	K_2O	CaO	TiO_2	MnO	Fe_2O_3
함유량 (wt%)	4.38	13.8	34.7	0.95	0.48	44.6	0.74	0.24	0.11

5) 강섬유

본 연구 실험에 사용된 강섬유는 국내에서 생산된 제품으로 Φ 0.5x30㎜인 단면이 원형이고 양단 훅크형 (Double Hooked End Type)의 강섬유이다. 현재 국내외적으로 사용되는 강섬유중 토목 및 건축 건설재료로 널리 사용되는 강섬유로 재료 특성은 대표적으로 <표 3-4>와 같다.

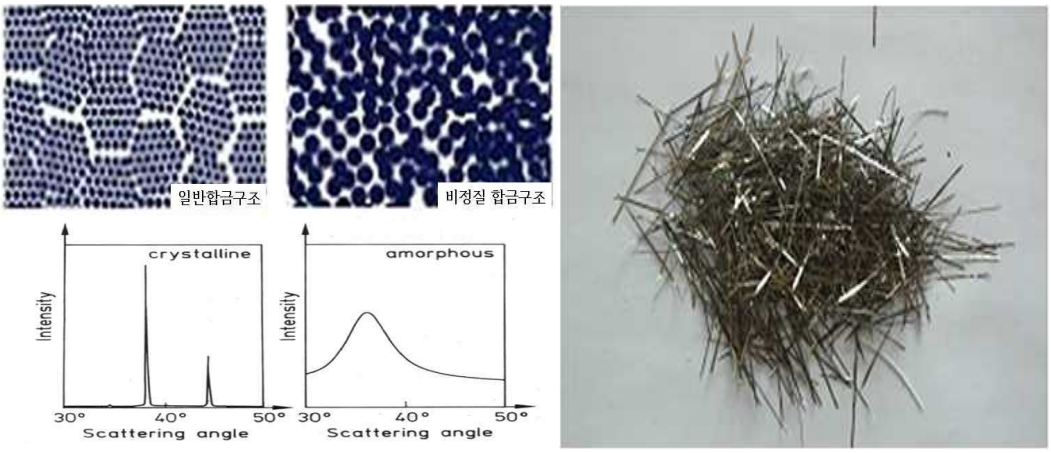
<표 3-4> Steel Fiber의 재료 특성

재질	harddrawn low carbon steel C-1008
인장강도	1mm/min 1100MPa
형태	Double Hook Type / Bundrex Type

6) 비정질 마이크로 강섬유

본 연구 실험에 사용된 비정질 마이크로 강섬유는 프랑스산으로 15㎜와 30㎜의 두 가지를 사용하였으며, 일반 결정구조 합금에서 나타나는 이방성, 입계, 면결함, 편석 등이 없는 균질한 등방성 성질을 가지고 있다. 기계적 강도가 우수하고, 구조와 조성이 균일하여 뛰어난 내식성을 가지고 있다. 또한 비정질 합금 조성에 따른 열역학적 특성으로 인해 응고과정에서 상태변화와 결정화 현상이 부재되는 특성이 있다. 기존의 강섬유는 견고(stiff)하여 배합시 분산이 어렵고 뭉침현상이 많이 일어나고 펌핑 타설시 타락율(rebound)이 높은 단점이 있으나, 비정질 마이크로 강섬유는 유연

(flexible)하여 배합이 용이하고 뭉침현상이 적으며 펌핑타설시 탈락율을 낮출수 있는 장점이 있다. <표 3-5>은 비정질 마이크로 강섬유의 재료 특성을 나타낸다.



[그림 3-1] 비정질 마이크로 강섬유의 재료적 조성 특징

<표 3-5> 비정질 마이크로 강섬유의 재료 특성

재질	Fe계 비정질 합금분말
인장강도	1㎜/min, 1700㎫ (1㎜/min, 17,000㎏/㎠)
형태	Straight Type

3.1.3 최적 배합 설계의 개발

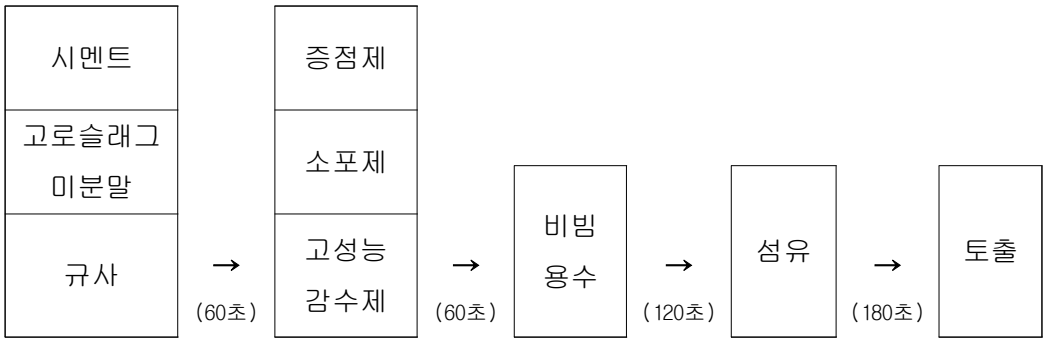
본 연구 실험에서는 섬유의 종류 및 혼입률을 변수로 두고, 목표 압축강도를 30㎫로 설정하고, 유동성을 확보하고자 목표 플로우 값을 600~700㎜로 설정하였다. 비정실 마이크로 강섬유 복합체의 최적배합 개발을 위하여 반복적으로 배합을 시도 하였으며, 그 결과로서 배합표를 완성하였다. <표 3-6>는 본 연구에서 개발한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 최적 배합의 배합표이다. 비정질 마이크로 강섬유의 길이 15㎜, 30㎜ 각각에 대하여 섬유 혼입률을 0.50, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50%로 하였다.

<표 3-6> 재료 실험 배합표

실험체명	W/B (%)	A/B (%)	성분중량 (kg/㎥)			섬유 길이 (㎜)	섬 유 혼입률 (%)	압축 강도 (MPa)	Flow (㎜)
			시멘트	물	규사				
PIBM-0	76	1.17	660	500	528	-	0	30	600
PIBM-15-050						15	0.50		
PIBM-15-075							0.75		
PIBM-15-100							1.00		
PIBM-15-125							1.25		
PIBM-15-150							1.50		
PIBM-30-050						30	0.50		
PIBM-30-075							0.75		
PIBM-30-100							1.00		
PIBM-30-125							1.25		
PIBM-30-150							1.50		
Bundrex-100						30	1.00		

본 연구 실험의 복합체 비빔은 섬유 혼입시 섬유 분산성 확보를 위해 모르터 믹서 [그림 3-2]를 사용하였다. [그림 3-3]과 같이 시멘트, 슬래그, 잔골재의 순서로 팬 믹서에 투입하여 약 60초간 건비빔을 실시하였으며, 혼화제를 넣고 60초간 비빔을 실시하였다. 그 후에 비빔용수를 넣고 약 120초간 비빔을 실시하였고, 섬유를 투입하여 180초간 비빔을 실시한 후에 토출 하였다.

[그림 3-2] 배합 믹서



[그림 3-3] 복합체의 비빔방법

3.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료 및 역학실험

3.2.1 실험개요

배합표에 따른 배합으로 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료 특성을 파악하고, 기존 널리 사용되는 강섬유를 혼입한 모르터의 특성과 비교하고자 재료 실험을 실시하였다. 재료실험으로 굳기 전 모르터의 특성을 파악하기 위한 슬럼프 플로우 시험을 실시하였으며, 굳은 후 재료의 역학적 특성을 파악하고자 압축강도 시험, 직접인장 실험, 1면전단강도 실험을 실시하였다.

3.2.2 슬럼프 플로우 시험

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 유동성을 파악하고자 슬럼프 플로우 시험을 실시하였다. 슬럼프 플로우 시험은 KS F 2594에 따라 100 x 200 x 300 ㎜ 규격의 슬럼프 콘을 이용하였으며, 3단계에 거쳐 모르터를 넣고 다짐봉으로 다진 후 슬럼프 콘을 수직으로 들어 올렸을 때 콘크리트의 퍼짐 정도를 자로 측정하였다. [그림 3-4]

[그림 3-4] 플로우 테스트

3.2.3 압축강도 시험

압축강도 시험은KS L 5105에 규정된 50 x 50 x 50 ㎜ 의 모르터 압축강도 시험체[그림 3-5]에 내부를 밀실하게 다지고 상온에서 48~72시간 경과시킨 후 탈형하였으며, 20±3도의 수조에 수중양생을 실시하였다. 28일 경과 후 양생 완료된 공시체의 단면을 연마하고, 압축 재료 시험기[그림 3-6]을 사용하여 공시체의 압축강도를 측정하였다.

50 x 50 x 50 ㎜

[그림 3-5] 큐브형 압축강도 몰드

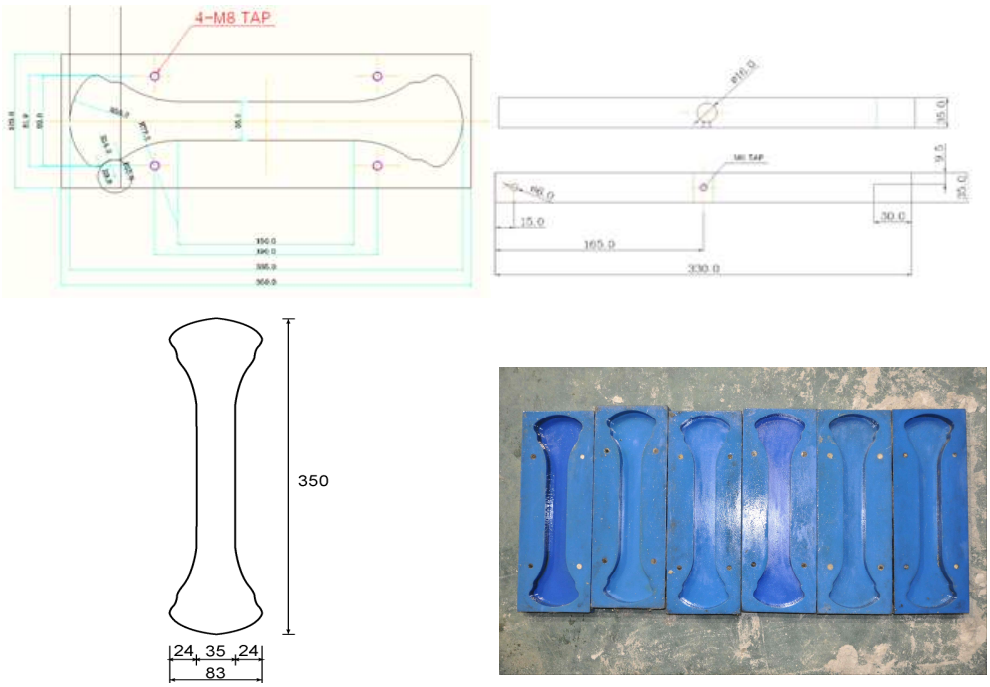
[그림 3-6] 압축 재료시험기

3.2.4 직접인장 실험

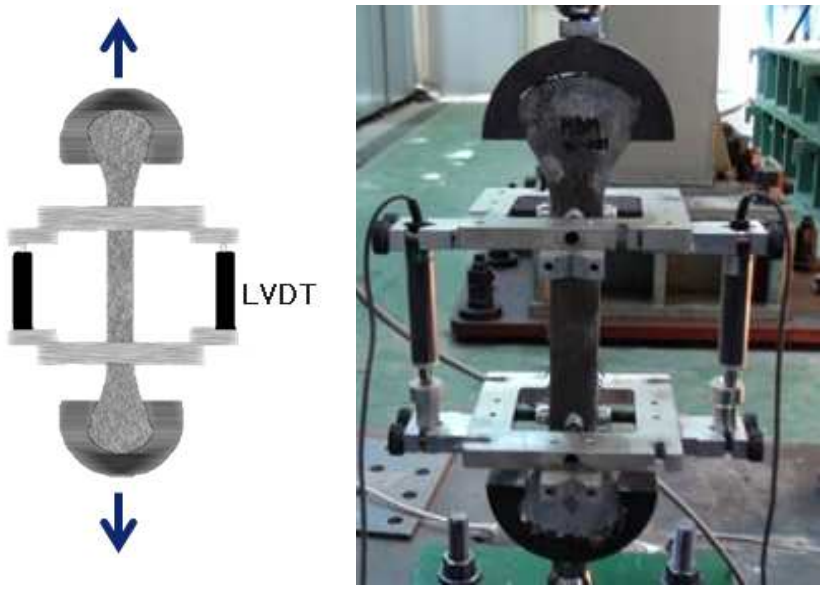
인장강도 측정을 위한 직접 인장실험 실험체는 인장 실험 시 단부의 파괴를 방지하기 위해 Dog-Bone 형태로 제작하였으며, 실험체와 몰드의 형상은 [그림 3-7]과 같다.

몰드에 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 타설하고 내부를 밀실하게 다지고 상온에서 48~72시간 경과시킨 후 탈형하였으며, 20±3도의 수조에 수중양생을 실시하였다. 소정기간 양생 완료된 공시체에 대하여 인장실험을 실시하였다.

직접 인장실험은 [그림 3-8]에서 나타낸 바와 같이 실험체의 양측에 LVDT를 부착하고 측정 길이 150㎜에 대한 변위를 측정하여 응력-변형률 관계로 최대인장강도 및 인장변형률을 측정하였다.



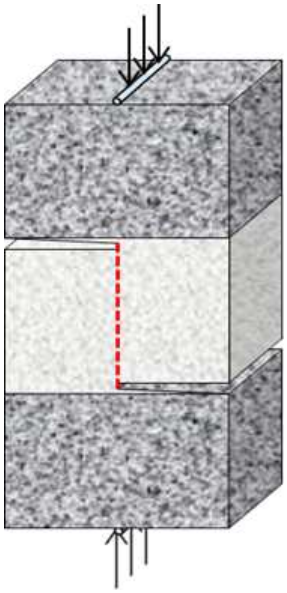
[그림 3-7] 직접 인장몰드 형상 및 크기



[그림 3-8] 직접인장 실험

3.2.5 1면 전단강도 실험

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 직접전단강도를 파악하고자 실시한 1면 전단강도 실험은 150 x 120 x 240 ㎜(전단면적 120 x 60 ㎜) 규격의 몰드를 제작하여 모르터를 타설한 후 내부를 밀실하게 다지고 상온에서 48~72시간 경과시킨 후 탈형하였으며, 20±3도의 수조에 수중양생을 실시하였다. 28일 경과 후 재료 시험기를 사용하여 공시체의 1면 전단강도를 측정하였다.[그림 3-9]



[그림 3-9] 1면 전단강도 실험

3.3 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료 및 역학실험 결과

3.3.1 슬럼프 플로우 시험 결과

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 슬럼프 플로우 시험 결과 <표 3-7>에서 보이는 바와 같이 615~665㎜의 슬럼프 플로우 값을 나타내었으며, 기존 Bundrex 강섬유 1%가 혼입된 복합체 보다 높은 플로우 값을 나타내었다. 제시된 비정질 강섬유 복합체는 섬유 혼입률 및 섬유길이에 상관없이 슬럼프 플로우 값 600㎜ 이상 확보가 가능하여, 자기 충진성 콘크리트로서의 시공성이 충분히 확보 가능한 것으로 평가 되었다.

<표 3-7> 슬럼프 플로우 시험 결과

Type	시험 결과 (mm)	Type	시험 결과 (mm)
PIBM-15-050	665	PIBM-30-050	655
PIBM-15-075	660	PIBM-30-075	650
PIBM-15-100	650	PIBM-30-100	640
PIBM-15-125	635	PIBM-30-125	620
PIBM-15-150	630	PIBM-30-150	615
PIBM-0	680	Bundrex-100	590

플로우 약 640㎜

[그림 3-10]플로우 테스트 결과

3.3.2 압축강도 시험 결과

압축강도 시험은 재령 28일에 측정되었으며 시험결과는 <표 3-8>과 같다. 시험결과 비정질 마이크로 강섬유를 혼입함에 따라 혼입하지 않은 경우에 비해 압축강도가 감소되는 경향을 보였다. 비정질 마이크로 강섬유의 길이에 따라서는 15 ㎜인 경우가 30 ㎜인 경우에 비해 더 큰 강도를 나타내었으며, 강섬유가 혼입된 경우와 비교에서는 유사한 강도를 나타내었다. 파괴 양상은 하중이 증가하면서 수직방향으로 균열이 발생하기 시작하였으며, 최대하중 이후 균열 폭이 증가하면서 파괴에 도달하였다.

<표 3-8> 압축강도 실험 결과

Type	압축강도(MPa)	Type	압축강도(MPa)
PIBM-15-075	34.86	PIBM-30-075	33.39
PIBM-15-100	33.38	PIBM-30-100	32.52
PIBM-15-125	32.77	PIBM-30-125	29.20
PIBM-15-150	37.28	PIBM-30-150	23.66
PIBM-0	35.87	Bundrex-100	33.82

3.3.3 직접인장 실험 결과

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 인장실험 결과는 <표 3-9> 및 [그림3-11]와 같다. 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률과 섬유의 길이에 따라 차이를 보이긴 하나 섬유가 함유되지 않은 경우의 인장강도 1.32 MPa 에 비해 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 인장강도가 크게 개선되었으며 강섬유 복합체의 3.78 MPa 에 비해서도 높은 결과를 나타내었다. 15 ㎜ 비정질 마이크로 강섬유 혼입한 복합체의 경우, 인장강도는 섬유 혼입률 0.50 % 에서 2.46 MPa, 0.75 % 에서 3.26 MPa, 1.00 % 에서 4.13 MPa, 1.25 % 에서 4.58 MPa, 1.50 % 에서 4.69 MPa 의 결과를 보여, 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 1.86~3.55배 높은 결과를 보였다. 또한, 30 ㎜ 비정질 마이크로 강섬유 혼입한 복합체의 경우에는, 섬유 혼입률 0.50 % 에서 2.69 MPa, 0.75 % 에서 3.57 MPa, 1.00 % 에서 4.02 MPa, 1.25 % 에서 5.00 MPa, 1.50 % 에서 4.85 MPa 의 인장강도 결과를 보여, 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 2.03~3.78배 높은 결과를 보였다.

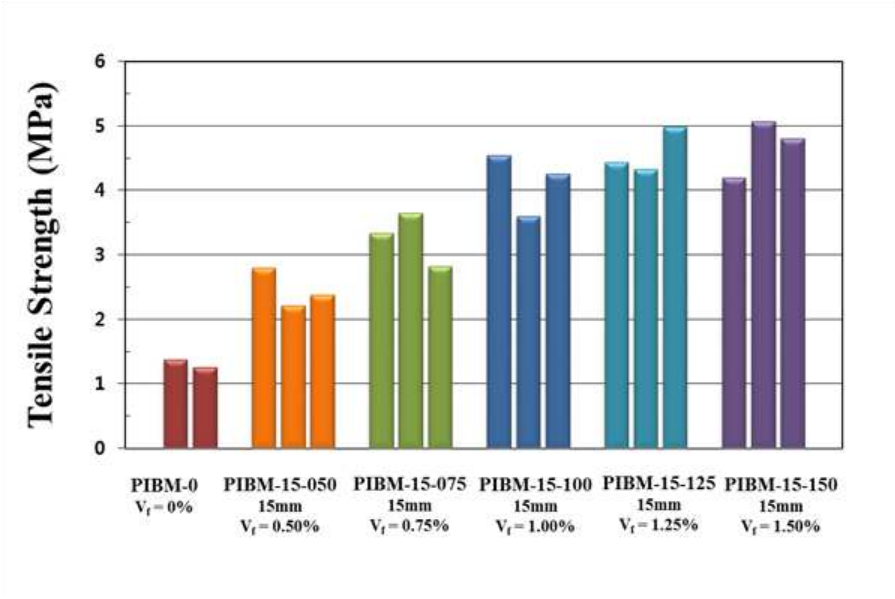
인장변형률에서는 15 ㎜ 비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 복합체는 섬유 혼입률 0.50 % 에서 0.22 %, 0.75 % 에서 0.66 %, 1.00 % 에서 0.62 %, 1.25 % 에서 0.57 %, 1.50 % 에서 0.70 % 의 결과를 보여, 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 24~77배 높은 결과를 보였다. 또한, 30 ㎜ 비정질 마이크로 강섬유 혼입한 복합체의 경우에는, 섬유 혼입률 0.50 % 에서 0.23 %, 0.75 % 에서 0.67 %, 1.00 % 에서 0.71 %, 1.25 % 에서 0.75 %, 1.50 % 에서 0.76 % 의 인장변형률 결과를 보여, 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 25~84배 높은 결과를 보였다.

또한, 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 일반 강섬유복합체와 같은 섬유 혼입률(1.00 %)에 대해서 비교하면 인장강도에서 일반 강섬유 복합체에 비해 비정질 마이크로 강섬유 15 ㎜ 를 혼입한 복합체의 경우 약 1.1배, 30 ㎜ 를 혼입한 복합체의 경우 약 1.1배 높은 결과를 보였으며, 인장 변형률에서는 비정질 마이크로 강섬유 15 ㎜ 를 혼입한 복합체의 경우 약 4.1배, 30 ㎜ 를 혼입한 복합체의 경우 약 4.7배 높은 결과를 보였다.

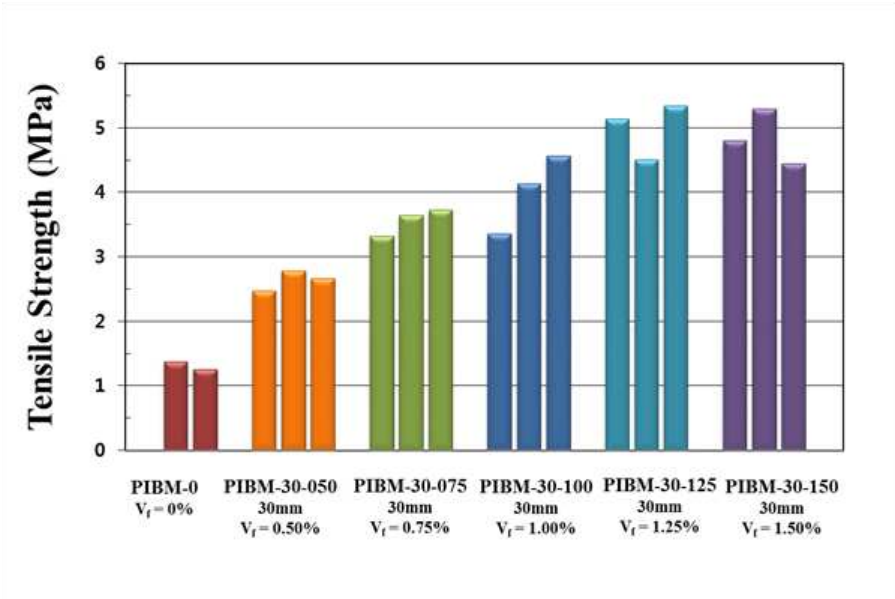
비정질 마이크로 강섬유의 길이에 대해서는 비정질 강섬유 30 ㎜ 를 혼입한 복합체가 15 ㎜ 를 혼입한 복합체에 비해 각 혼입률에서 인장강도 및 인장변형률이 더 높게 나타났다.

<표 3-9> 직접인장실험결과

실험체명	인장강도 (MPa)	인장변형률 (%)	실험체명	인장강도 (MPa)	인장변형률 (%)
PIBM-15-050	2.46	0.22	PIBM-30-050	2.69	0.23
PIBM-15-075	3.26	0.66	PIBM-30-075	3.57	0.67
PIBM-15-100	4.13	0.62	PIBM-30-100	4.02	0.71
PIBM-15-125	4.58	0.57	PIBM-30-125	5.00	0.75
PIBM-15-150	4.69	0.70	PIBM-30-150	4.85	0.76
PIBM-0	1.32	0.009	Bundrex-100	3.78	0.15

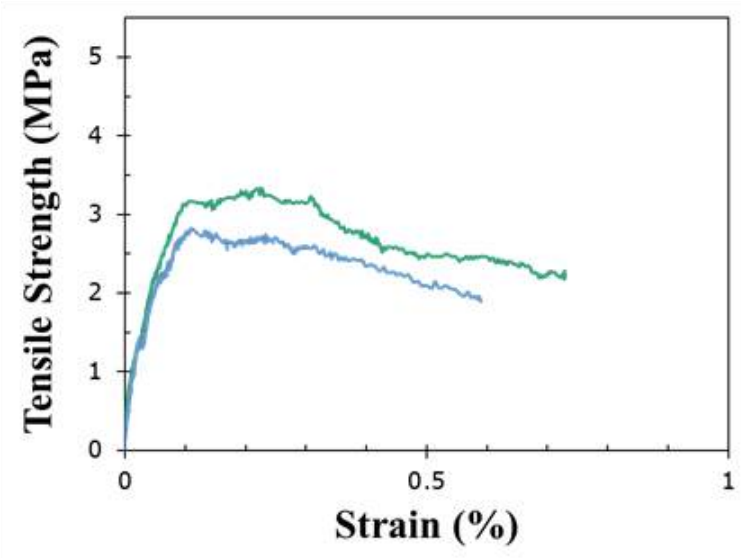


(A) Fiber Length = 15 mm

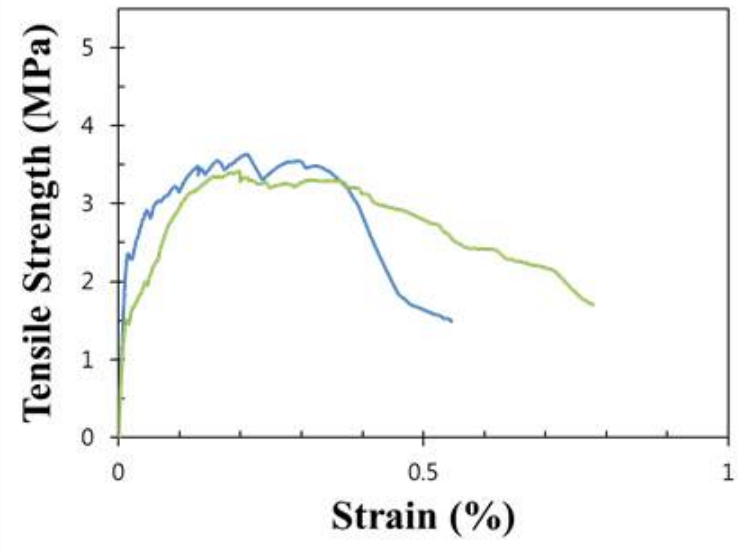


(B) Fiber Length = 30 mm

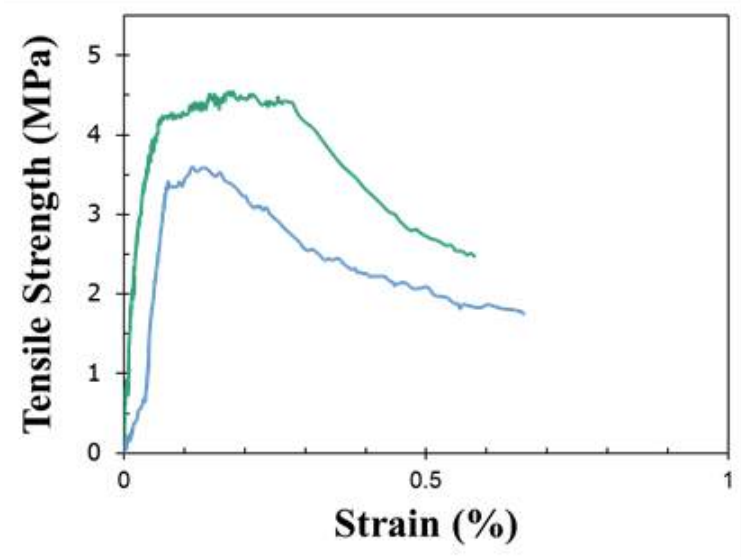
[그림 3-11] 직접인장 실험 결과



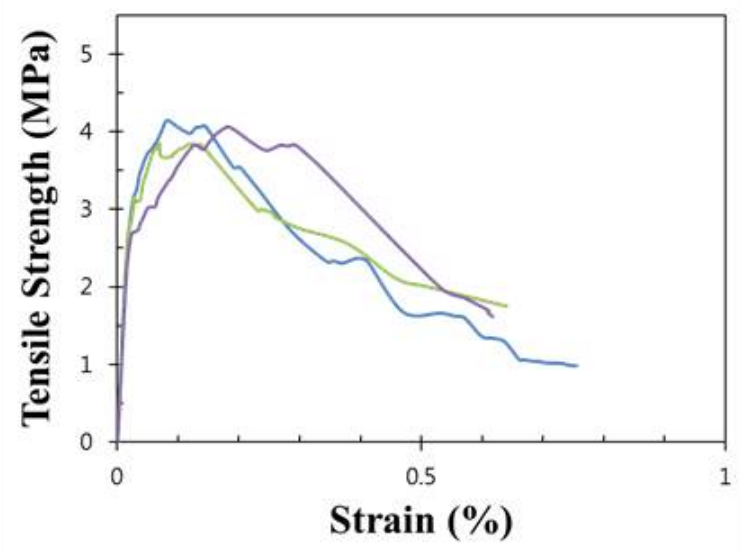
(A) PIBM-15-075 (L = 15 mm Vf = 0.75 %)



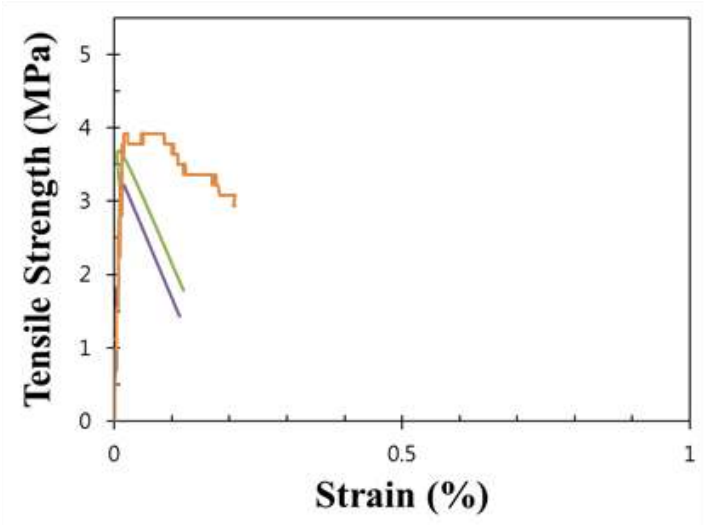
(B) PIBM-30-075 (L = 30 mm Vf = 0.75 %)



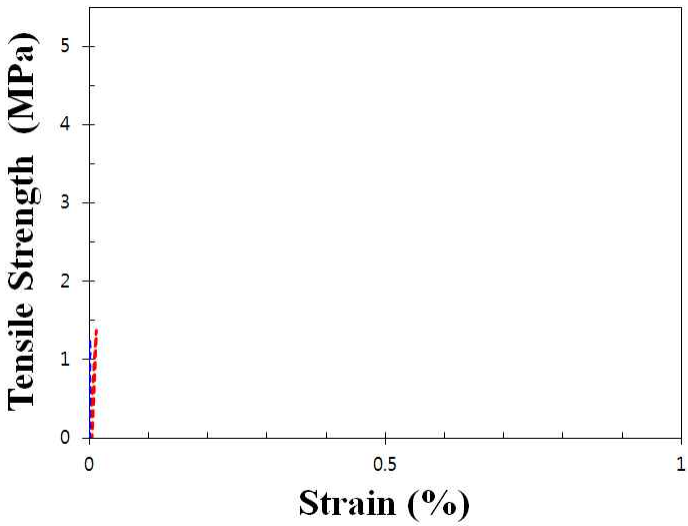
(C) PIBM-15-100 (L = 15 mm Vf = 1.00 %)



(D) PIBM-30-100 (L = 30 mm Vf = 1.00 %)



(E) Bundrex-100 (L=30㎜ Vf=1.00%)



(F) PIBM-0 (Vf=0.00%)

[그림 3-12] 직접인장 실험 결과 응력 변형률관계 그래프

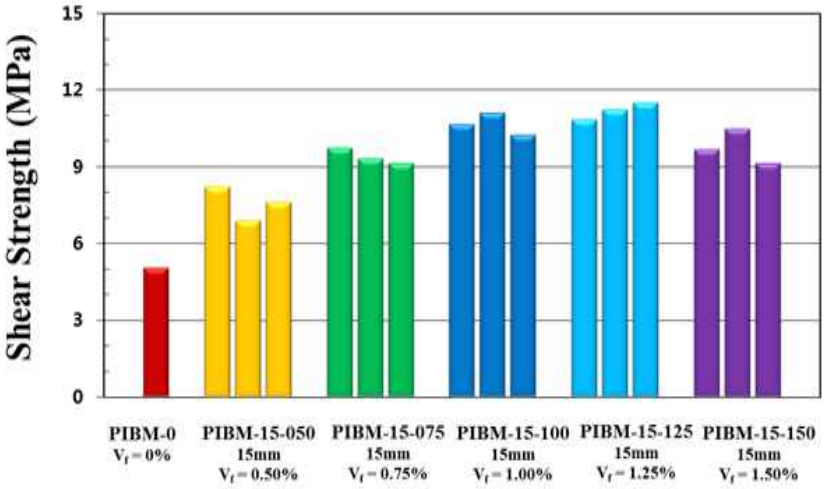
3.3.4 1면 전단강도 실험 결과

1면 전당강도 실험 결과는 <표 3-10> 및 [그림 3-12]와 같다. 실험결과 비정질 마이크로 강섬유 길이가 15㎜인 경우에서는 7.6㎫ ~ 11.2㎫의 분포를 보였으며, 섬유의 혼입률에 따라서는 0.50%에서 7.6㎫, 0.75%에서 9.4㎫, 1.00%에서 10.7㎫, 1.25%에서 11.2㎫, 1.50%에서 9.8㎫의 평균값을 나타내었다. 비정질 마이크로 강섬유 길이가 30㎜인 경우 8.4㎫ ~ 11.8㎫의 분포를 보였으며, 섬유 혼입률에 따라서는 0.50%에서 8.4 ㎫, 0.75%에서 9.9㎫, 1.00%에서 11.2㎫, 1.25%에서 11.8㎫, 1.50%에서 9.3㎫의 평균값을 나타내었다. 이는 섬유가 함유 되지 않은 경우의 5㎫와 비교했을 때 15㎜비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 복합체인 경우 최소 1.5배, 최대 2.2배 크게 나타났으며, 30㎜비정질 마이크로 강섬유를 혼입한 복합체인 경우 최소 1.6배에서 최대 2.3배 크게 나타났다.

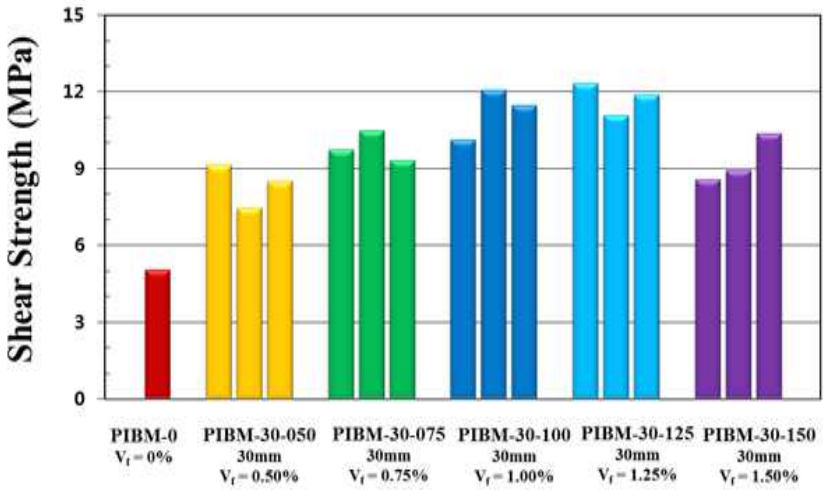
비정질 마이크로 강섬유의 길이에 대해서는 비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체의 경우가 15㎜를 혼입한 복합체의 경우보다 각 혼입률에서 더 높은 전단강도를 보였다.

<표 3-10> 1면 전단강도 실험 결과

실험체명	1면전단강도 (MPa)	실험체명	1면전단강도 (MPa)
PIBM-15-050	7.59	PIBM-30-050	8.37
PIBM-15-075	9.39	PIBM-30-075	9.85
PIBM-15-100	10.68	PIBM-30-100	11.23
PIBM-15-125	11.20	PIBM-30-125	11.77
PIBM-15-150	9.77	PIBM-30-150	9.30
PIBM-0	5.04		



(A) Fiber Length = 30 mm



(B) Fiber Length = 15 mm

[그림 3-13] 1면 전단강도 실험 결과

4. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 설계 강도 식의 제안

철근콘크리트 보에 외력이 작용하면 휨과 전단에 대한 내력이 동시에 발생한다. 그러므로 철근 콘크리트 보는 파괴양상에 따라 휨과 전단력과의 상호관계를 고려하여 적절한 안전성을 확보해야한다. 하지만 전단파괴로 인한 붕괴형태는 예측하기 어렵고 파괴 시 갑작스러운 분쇄파괴로 나타나기 때문에 일반적으로 파괴양상 중 휨 파괴보다 전단파괴가 더 위험하다.

강섬유로 보강된 철근콘크리트 보는 일반 철근콘크리트 보 에 비하여 균열 폭을 감소시킬 수 있으며, 전달력을 보강하는 효과가 실험 및 연구를 통해 입증되면서[4)-14)]보강 재료로서의 강섬유를 전단철근으로서의 역할로 사용하고자하는 연구가 진행되고 있다.

Sharma[23)], Narayanan[27)], Ashour[28)], De Hanai&Holanda[29)] 등은 강섬유 보강 콘크리트 보의 전단강도 예측식이 제안하였다. 전단강도의 주된 영향을 미치는 요소로서, 강섬유 보강에 따른 콘크리트 할렬인장강도, 전단 지간비, 압축강도와 강섬유의 부착강도 등을 주요 변수에 따른 강섬유 보강 콘크리트의 휨과 전단에 대한 거동을 고찰하였다.

본 연구에서는 비정질 마이크로 강섬유 복합체에 대한 설계 강도 예측식을 제안하였다. 기존 강섬유로 보강된 철근 콘크리트 부재의 강도 예측식의 고찰과 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 직접인장 및 직접 전단강도 실험 결과로부터 향후 비정질 강섬유 복합체를 적용한 부재의 설계 인장 및 전단강도 예측식을 섬유 혼입율에 따라 제시하였다.

4.1 강섬유 보강 콘크리트의 기존 설계 강도 식의 고찰

4.1.1 Sharma의 제안식

Sharma, A. K.(1986) 갈고리형 강섬유를 사용하여 강섬유의 혼입여부와 전단보강을 위한 스트럽의 유무를 변수로 실험을 수행하고, Batson, Jenkins, Spatnet[30]등의 연구 결과와 자신의 실험 결과를 통하여 강섬유 보강 콘크리트의 전단강도를 콘크리트의 할렬인장강도와 전단지간(a/d)을 변수로 하는 예측식을 제안하였다.[수식 4-1] 하지만 이 식에서는 강섬유 보강효과에 중요한 변수인 섬유의 함량에 대해서는 고려하지 않고 있다.

$$V_u = Kf_{sp}\left(\frac{d}{a}\right)^{0.25} \quad (MPa) \qquad \text{[수식 4-1]}$$

여기서,

V_u : 전단 파괴시 평균 전단응력 (MPa)

K = 1 ; 직접인장실험 (direct tensile test)

2/3 ; 할렬인장시험 (splitting tensile test)

4/9 ; 휨 인장시험 (modulus of rupture test)

f_{sp} : 콘크리트의 할렬인장강도 (=$0.79\sqrt{f_{ck}}$) (MPa)

d : 보의 춤 (mm)

a : 전단경간의 길이 (mm)

$\frac{a}{d}$: 보의 전단 경간비

4.1.2 Narayanan의 제안식

Narayanan and Darwish(1987)는 강섬유 보강 콘크리트 전단강도가 할렬인장강도와 직접적으로 관련이 있다고 생각하고, 보에서 전단 파괴가 일어날 때 평균 전단강도 예측 식을 다음과 이 제안하였다.[수식 4-2]에서는 할렬인장강도를 주요한 변수로 하고, 전단경간비, 인장철근비, 섬유계수, 섬유부착강도를 변수로 하였다.

$$V_u = e\left[0.24 f_{sp} + 80\rho\frac{d}{a}\right] + v_b \quad (MPa)$$ [수식 4-2]

여기서,

e : 아아치 작용계수, $e = 1$; $\frac{a}{d} > 2.8$ 인 경우

$e = 2.8\frac{a}{d}$; $\frac{a}{d} \le 2.8$ 인 경우

f_{sp} : 콘크리트 할렬인장강도 ($f_{sp} = \frac{f_{cuf}}{20-\sqrt{F}} + 0.7 + \sqrt{F}$) (MPa)

f_{cuf} : 정육면체 압축공시체 압축강도 (MPa)

F : 강섬유 영향 계수 ($F = l_f/d_f \cdot V_f \cdot \alpha$)

l_f : 섬유 길이 (mm)

d_f : 섬유 직경 (mm)

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

α = 0.5 ; 곧은 형태

0.75 ; 구불구불한 형태

1.00 ; 갈고리 형태

ρ : 인장철근비

$\frac{a}{d}$: 보의 전단경간비 (mm)

v_b : 섬유 인발응력 $(=0.41\tau F)$

τ : 평균 부착응력 (MPa)

τ = 4.15 ; 곧은 형태

5.12 ; 구불구불한 형태

6.80 ; 갈고리 형태

4.1.3 Ashour의 제안식

Ashour, Hasanain등(1992)은 갈고리형 강섬유를 사용하고 콘크리트의 평균 압축강도가 90MPa 이상인 고강도 강섬유 보강 콘크리트 보의 실험 수행하고 그 결과를 이용하여 두 가지 전단강도 예측식을 제안하였다. 제안된 첫 번째 [수식 4-3]은 Zsutty[31]의 제안식과 유사하지만, 강섬유의 영향을 고려하여 수정된 식이다. 두 번째 [수식 4-4a]와 [수식 4-4b]는 다시 전단 경간비(a/d)에 따라 두 가지 식으로 구분된다.

$$V_u = (0.7\sqrt{f_{ck}}) + 7F)\frac{d}{a} + 17.2\rho\frac{d}{a} \quad (MPa)$$ [수식 4-3]

여기서,

f_{ck} : 콘크리트 압축강도(MPa)

F : 강섬유 영향 계수 $(F = l_f/d_f \cdot V_f \cdot \alpha)$

l_f : 섬유 길이 (mm)

d_f : 섬유 직경 (mm)

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

α = 0.5 ; 곧은 형태

0.75 ; 구불구불한 형태

1.00 ; 갈고리 형태

$\frac{a}{d}$: 보의 전단경간비

ρ : 인장철근비

for $\frac{a}{d} > 2.5$

$$V_u = (2.11\sqrt[3]{f_{ck}}) + 7F)(\rho\frac{d}{a})^{0.333} \quad (MPa)$$ [수식 4-4a]

for $\frac{a}{d} < 2.5$

$$V_u = (2.11\sqrt[3]{f_{ck}}) + 7F)(\rho\frac{d}{a})^{0.333}\frac{2.5}{a/d} + v_b(2.5 - \frac{d}{a}) \quad (MPa)$$ [수식 4-4b]

여기서,

f_{ck} : 콘크리트 압축강도(MPa)

F : 강섬유 영향 계수 $(F = l_f/d_f \cdot V_f \cdot \alpha)$

l_f : 섬유 길이 (mm)

d_f : 섬유 직경 (mm)

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

α = 0.5 ; 곧은 형태

0.75 ; 구불구불한 형태

1.00 ; 갈고리 형태

ρ : 인장철근비

$\frac{a}{d}$: 보의 전단경간비

v_b : 섬유 인발 응력

$v_b = 0.41\tau F$ 또는, $v_b = 1.7(\frac{l_f}{d_f})V_f d_f$

τ : 평균 부착응력 (MPa)

τ = 4.15 ; 곧은 형태

5.12 ; 구불구불한 형태

6.80 ; 갈고리 형태

4.1.4 De Hanai의 제안식

De Hanai, Holanda(2008)의 강섬유를 혼입한 철근 콘크리트 보의 전단강도 예측식은 다음과 같다. ACI 318M-02[32] [수식 4-5]와 같이 인장력과 압축력의 제곱근과의 관계를 사용한다.

$$f_{sp} = 0.5563\sqrt{f_{ck}} \qquad \text{[수식 4-5]}$$

여기서,

f_{ck} : 콘크리트 압축강도 (MPa)

f_{sp} : 콘크리트 할렬인장강도 (MPa)

강섬유 보강한 콘크리트의 압축강도와 콘크리트 인장강도의 연관성은 실험의 선형적인 반복적결과로 만들어 진다. 강섬유 혼입률에 따른 철근콘크리트 보의 인장강도는 [수식 4-6]과 같다.

$$f_{sp} = (0.15\,V_f + 0.51)\sqrt{f_{ck}} \qquad \text{[수식 4-6]}$$

여기서,

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

ACI 318M-02[26]는 전단철근이 없는 보에서의 최대 전단력에서 평가하기 위하여 [수식 4-9]와 같이 규정하고 있다.

$$V_u = (0.166\sqrt{f_{ck}}bd)/10 \qquad \text{[수식 4-7]}$$

여기서,

b : 유효 깊이 (cm)

d : 보의 길이 (cm)

강섬유의 효과를 고려하면, [수식 4-6]에서 구하여진 f_{sp}의 값은 명확한 방법으로 [수식 4-8]에 도입할 수 있다. 그러므로 ACI 318M-02[27]로부터 수정된 수식은 [수식 4-8]으로 나타내며, 이 수식에서는 적합성조건을 위하여 수정 계수 0.166을 안정요소로 사용한다. [수식 4-8]은 개략적으로 [수식 4-9]로 나타 낼 수 있다. [수식 4-8]과 [수식 4-9]을 이용하여 얻어진 이론적 값은 실제 강섬유 혼입률에 따른 강섬유 철근 콘크리트 보의 실험 결과와 합리적인 연관성을 보여준다.

$$V_u = [\frac{0.166}{0.51}(0.15\,V_f + 0.51)\sqrt{f_{ck}}bd)]/10$$ [수식 4-8]

$$V_u = [0.3255(0.15\,V_f + 0.51)\sqrt{f_{ck}}bd)]/10$$ [수식 4-9]

여기서,

f_{ck} : 콘크리트 압축강도 (MPa)

b : 유효 깊이 (cm)

d : 보의 길이 (cm)

V_f : 섬유 혼입률 $(\%)$

4.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 설계 강도 식의 제안

본 연구에서는 기존 연구에서의 제안식과 본 연구에서 수행한 실험 결과로부터 설계 강도 식을 새롭게 제안하였다.

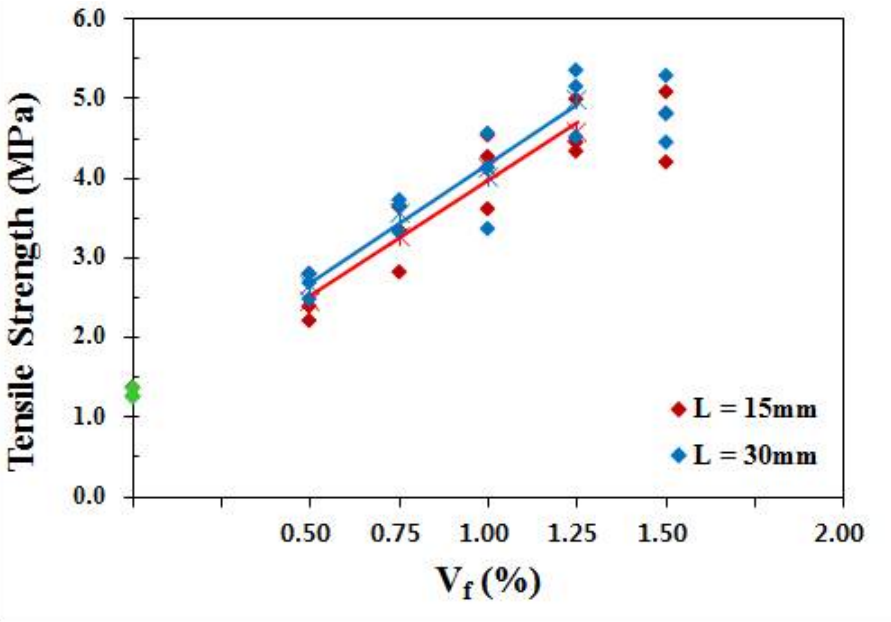
본 연구에서는 비정질 마이크로 강섬유의 길이(15㎜, 30㎜)와 섬유의 혼입률(0.50%, 0.75%, 1.00%, 1.25%, 1.50%)를 변수로 하여 앞장에서 압축강도시험, 직접인장실험 및 1면 전단강도 실험을 실시하였으며, 실험 결과를 분석함으로써 비정질 마이크로 강섬유의 길이와 혼입률을 고려한 설계 인장강도 및 전단강도 식을 제안하였다.

4.2.1 설계 인장강도 제안식

직접인장강도 실험을 통하여 얻은 실험값을 이용하여 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이(15㎜, 30㎜)에서 혼입률(V_f = 0.5, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50)에 따른 직접인장강도의 변화를 분석하였다.[그림 4-1]

[그림 4-1]에서 보이는 바와 같이 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이(15㎜, 30㎜)에서 혼입률(V_f =0.5, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50)에 따른 직접인장 실험 분석결과 섬유 혼입률이 0.50~1.25%인 경우 섬유 혼입률에 따른 인장강도가 선형으로 증가하는 추세를 보였으며, 1.50%이상인 경우에는 1.25%인 경우에 비해 비슷하거나 오히려 작은 값을 보였는데, 1.50%이상인 경우에서 섬유 분산성의 문제로 사료된다.

따라서 본 연구의 제안식에서는 각각의 길이에서 섬유 혼입률이 0.50%~1.25%인 경우에 적용할 수 있도록 설계 인장강도 식을 제안하였다.



[그림 4-1] 섬유혼입률에 따른 직접인장강도 분석

ACI 및 KCI-2007에 의해 콘크리트의 인장강도는 [수식 4-10]과 같이 규정하고 있다. 본 연구에서는 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률에 따른 인장강도 식을 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률을 고려하여 [수식 4-11]과 같이 가정하고, 이와 유사한 형태로서 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이에서 혼입률에 따른 설계 인장강도 식을 [수식 4-12] 및 [수식4-13]과 같이 각각 제안 하였다.

$$f_{cr} = 0.33\lambda\sqrt{f_{ck}}$$ [수식 4-10]

$$f_{cr_amsf} = \alpha_1\sqrt{f_{c_amsf}}$$ [수식 4-11]

$L = 15mm$인 경우,

$$f_{cr_amsf} = 0.57(0.88\,V_f + 0.33)\sqrt{f_{c_amsf}} \qquad \text{[수식 4-12]}$$

$L = 30mm$인 경우,

$$f_{cr_amsf} = 0.62(0.84\,V_f + 0.33)\sqrt{f_{c_amsf}} \qquad \text{[수식 4-13]}$$

여기서,

f_{cr} : 콘크리트 직접인장강도 (MPa)

f_{ck} : 콘크리트 압축강도 (MPa)

f_{cr_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 직접인장강도 (MPa)

f_{c_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 압축강도 (MPa)

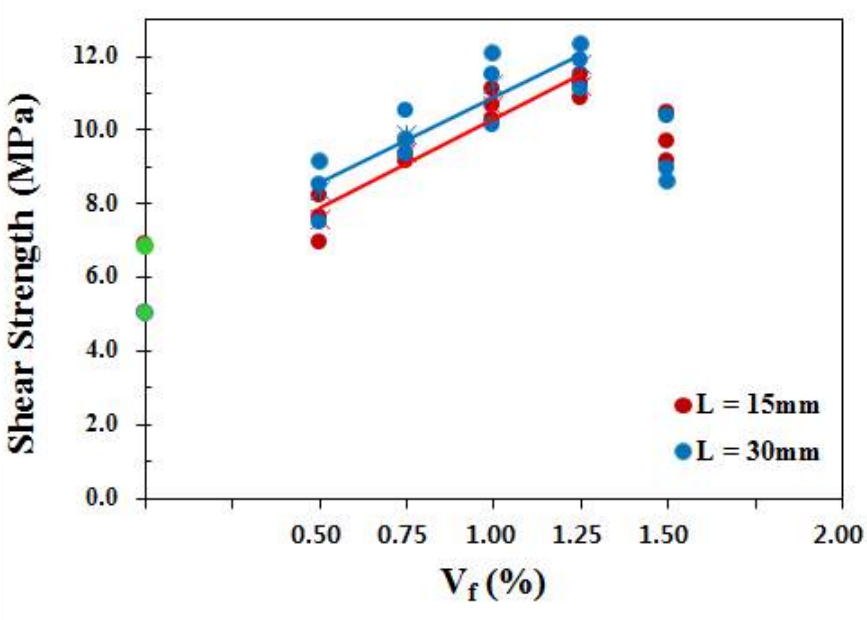
V_f : 섬유 혼입률 (0.50 ~ 1.25 %)

4.2.2 설계 전단강도 제안식

1면 전단강도 실험을 통하여 얻은 실험값을 이용하여 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이(15㎜, 30㎜)에서 혼입률(V_f = 0.5, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50)에 따른 1면 전단강도의 변화를 분석하였다.[그림 4-2]

[그림 4-2]에서 보이는 바와 같이 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이(15㎜, 30㎜)에서 혼입률(V_f =0.5, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50)에 따른 1면 전단강도는 직접인장강도와 유사하게, 섬유 혼입률이 0.50~1.25%인 경우 섬유 혼입률에 따른 전단강도가 선형으로 증가하는 추세를 보였으며, 1.50%이상인 경우에는 1.25%인 경우에 비해 비슷하거나 오히려 작은 값을 보였는데, 1.50%이상인 경우에서 섬유 분산성의 문제로 사료된다.

따라서 본 연구의 제안식에서는 각각의 길이에서 섬유 혼입률이 0.50%~1.25%인 경우에 적용할 수 있도록 설계 전단강도 식을 제안하였다.



[그림 4-2] 섬유혼입률에 따른 1면 전단강도 분석

본 연구에서는 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률에 따른 인장강도 식을 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률을 고려하여 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이에서 혼입률에 따른 설계 전단강도 식을 [수식 4-14] 및 [수식4-15]과 같이 각각 제안 하였다.

$L = 15mm$인 경우,

$$\tau_{amsf} = 1.1(0.78\,V_f + 0.85)\sqrt{f_{c_amsf}}$$ [수식 4-14]

$L = 30mm$인 경우,

$$\tau_{amsf} = 1.28(0.63\,V_f + 0.85)\sqrt{f_{c_amsf}}$$ [수식 4-15]

여기서,

τ_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 전단강도 (MPa)

f_{c_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 압축강도 (MPa)

V_f : 섬유 혼입률 (0.50 ~ 1.25 %)

4.3 실험 결과와 설계 강도의 비교

본 연구에서 수행한 직접인장 실험 결과와 De Hanai등(2008)에 의해 제안된 강섬유 혼입률을 고려한 콘크리트 인장강도 추정식, 본 연구에서 제안한 비정질 마이크로 강섬유 혼입률을 고려한 직접인장강도 제안식의 비교 결과는 <표 4-1>과 같다. De Hanai&Holanda에 의해 제안된 식은 직접인장강도가 아닌 할렬인장강도 제안 식으로써 본 연구의 제안식과 비교에 있어 차이가 있으므로, [수식4-16]의 직접인장강도와 할렬인장강도의 관계식을 이용하여 [수식 4-17]와 같이 직접인장강도에 대한 식으로 치환하였다.

$$f_{cr} \approx 0.65 f_{sp} \qquad \text{[수식 4-16]}$$

$$f_{cr} = 0.65(0.15\,V_f + 0.51)\sqrt{f_{ck}} \qquad \text{[수식 4-17]}$$

<표 4-1>에서 보이는 바와 같이 본 연구의 제안식은 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 혼입률에 따른 직접인장실험 결과와 비교에서 비정질 마이크로 강섬유의 각각의 길이 및 혼입률(0.50~1.25%)에서 거의 유사한 결과를 나타내었으며, 강섬유 복합체의 직접인장실험 결과에도 근사 추정이 가능하다. 하지만 De Hanai등(2008)에 의해 제안된 식은 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 각 혼입률에 따라서 큰 오차를 보였으며, 이는 De Hanai등(2008)에 의해 제안된 식은 강섬유 혼입 콘크리트에 대한 식으로 그 결과에 차이가 있는 것으로 사료된다. 또한 이 식은 섬유의 길이를 고려하지 못하고 있어 각각의 섬유 길이에 대해 같은 결과를 나타내고 있다.

<표 4-1> 설계 인장강도의 비교

단위 : MPa

실험체명	실험결과 평균	기존식에 의한 추정 강도 (*De Hanai*)	제안식에 의한 추정 강도
PIBM-0 Vf=0.00%	1.32	1.90	1.08 1.18
PIBM-15-050 L=15mm Vf=0.50%	2.46	2.18	2.52
PIBM-15-075 L=15mm Vf=0.75%	3.26	2.32	3.24
PIBM-15-100 L=15mm Vf=1.00%	4.13	2.46	3.96
PIBM-15-125 L=15mm Vf=1.25%	4.58	2.60	4.68
PIBM-15-150 L=15mm Vf=1.50%	4.69	2.74	5.40
PIBM-30-050 L=30mm Vf=0.50%	2.56	2.18	2.67
PIBM-30-075 L=30mm Vf=0.75%	3.57	2.32	3.42
PIBM-30-100 L=30mm Vf=1.00%	4.02	2.46	4.17
PIBM-30-125 L=30mm Vf=1.25%	5.00	2.60	4.91
PIBM-30-150 L=30mm Vf=1.50%	4.85	2.74	5.66
Bundrex-100 L=30mm Vf=1.00%	3.78	2.46	3.96

본 연구에서 수행한 1면 전단강도 실험 결과와 본 연구에서 제안한 비정질 마이크로 강섬유 혼입률을 고려한 1면 전단강도 제안식의 비교 결과는 <표 4-2>과 같다. 기존의 제안식은 직접전단강도 식이 아닌 보 실험에 의한 전단강도 식이나 본 연구에서 제안된 식은 1면 전단강도 실험에 의한 직접전단강도 추정 식으로 차이가 있으므로 <표 4-2>에서는 1면 전단강도 실험 결과와 본 연구의 제안식의 결과를 비교하였다.

<표 4-2> 설계 전단강도의 비교

단위 :(MPa)

실험체명	실험결과 평균	제안식에 의한 추정 강도	실험체명	실험결과 평균	제안식에 의한 추정 강도
PIBM-15-050 L=15mmVf=0.50%	7.59	7.84	PIBM-30-050 L=30mmVf=0.50%	8.37	8.57
PIBM-15-075 L=15mmVf=0.75%	9.36	9.07	PIBM-30-075 L=30mmVf=0.75%	9.85	9.72
PIBM-15-100 L=15mmVf=1.00%	10.68	10.30	PIBM-30-100 L=30mmVf=1.00%	11.23	10.88
PIBM-15-125 L=15mmVf=1.25%	11.20	11.53	PIBM-30-125 L=30mmVf=1.25%	11.77	12.04
PIBM-15-150 L=15mmVf=1.50%	9.77	12.76	PIBM-30-150 L=30mmVf=1.50%	9.30	13.20
PIBM-0 Vf=0.00%	5.95	5.37 6.25			

<표 4-2>에서 보이는 바와 같이 본 연구에서의 제안식은 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 1면전단강도 실험 결과와 비교했을 때, 비정질 마이크로 강섬유 길이 및 혼입률(0.50~1.25%)에서 근사한 강도를 측정하고 있다.

5. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 실험

5.1 보 실험체의 개요 및 제작

5.1.1 보의 실험 계획

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 역학실험을 통하여 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 전단, 인장강도 및 변형률이 일반콘크리트에 비해 우수함을 알 수 있었다. 이러한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용한 철근콘크리트 보의 휨 성능 및 전단성능을 평가하기 위해 순 지간 1.8m의 단순보를 제작하고 평가실험을 수행하였다. <표 5-1>는 제작된 보 실험체별 섬유종류 및 혼입률과 실험 방법이다.

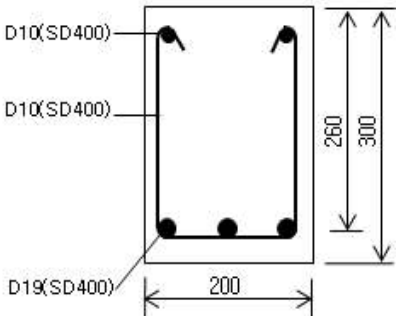
<표 5-1> 실험체 섬유종류 및 혼입률

	실험체명	섬유 종류	섬유길이 (mm)	섬유혼입률 (%)	비 고
A 휨 파괴형	RC-1	-	-	-	Prototype
	BUN-1	Bundrex Steel Fiber	30	1.00	U-type Precast Composite
	AMSF15-1	Amorphous Micro Steel Fiber	15		
	AMSF30-1		30		
B 전단 파괴형	RC-2	-	-	-	Prototype
	BUN-2	Bundrex Steel Fiber	30	1.00	U-type Precast Composite
	AMSF15-2	Amorphous Micro Steel Fiber	15		
	AMSF30-2		30		

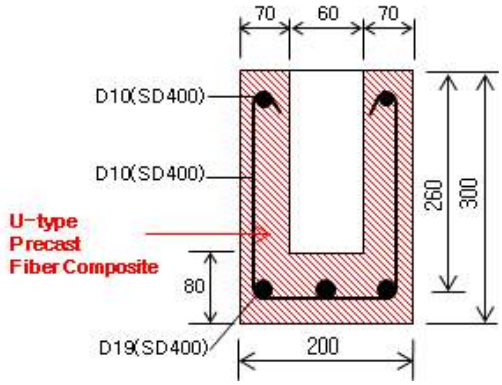
실험은 A형의 휨 파괴형 실험체와 B형의 전단 파괴형 실험체 두 가지로 나누어 수행하였다. 파괴형태 별 기준 실험체 1개, 프리캐스트로써 일반 강섬유 복합체를 적용한 실험체 1개, 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 실험체 2개로, 각 파괴형태별 4개씩 총 8개의 실험체를 계획하였다. 강섬유는 비정질 마이크로 강섬유 2종류(15㎜,30㎜)와 Bundrex(30㎜) 강섬유, 총 3종류의 섬유를 사용하였다. 각 실험체별 강섬유 혼입률은 부피비 1.00%로서 같은 혼입률에 대해 보의 휨 및 전단 성능을 평가하였다.

5.1.2 보 실험체의 제작

실험계획을 바탕으로 파괴 형태별 2가지의 철근 배근도를 작성하였다. [그림 5-1]과 [그림 5-2]는 표준 RC 보 실험체와 프리캐스트 RC 보 실험체의 철근배근 단면도이다. [그림 5-1]의 표준 RC보 실험체는 각 파괴 형태별 기준 실험체로서 RC-1,2가 해당되며, 나머지 실험체는 모두 U형 프리캐스트형태로 제작하였으며, U형에 비정질 마이크로 강섬유 및 강섬유 복합체를 타설하고 3일이 지난 후에 나머지 부분을 일반콘크리트로 타설하였다.

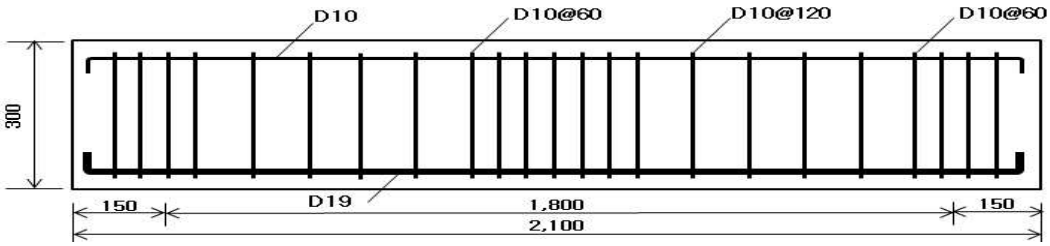


[그림 5-1] 일반 RC 보 실험체

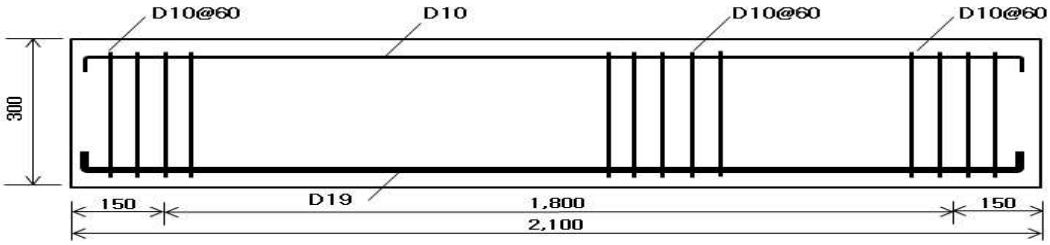


[그림 5-2] 프리캐스트 RC 보 실험체

실험체의 형상 및 크기는 [그림 5-1], [그림 5-2], [그림 5-3], [그림 5-4]와 같으며, 폭 200㎜, 높이 300㎜, 단면에 길이 2100㎜, 순지간은 1,800㎜이다.



[그림 5-3] A형 휨 파괴 실험체의 철근배근 단면도



[그림 5-4] B형 전단 파괴 실험체의 철근배근 단면도

A형의 휨파괴형 실험체는 전단위험단면에 전단철근을 배근하여 휨 파괴가 유도 되도록 설계되었으며, B형의 전단파괴형 실험체는 각 섬유의 전단성능을 평가하기위해 하중 재하 점으로부터 전단위험 단면부분에 전단철근을 배근하지 않고 전단파괴가 유도되도록 설계되었다.

[그림 5-5] 거푸집 제작

[그림 5-6] 철근배근 및 게이지부착

[그림 5-7] 철근배근 후 거푸집 매입

[그림 5-8] 섬유 복합체 배합

[그림 5-9] 프리캐스트 박스 섬유 복합체 타설

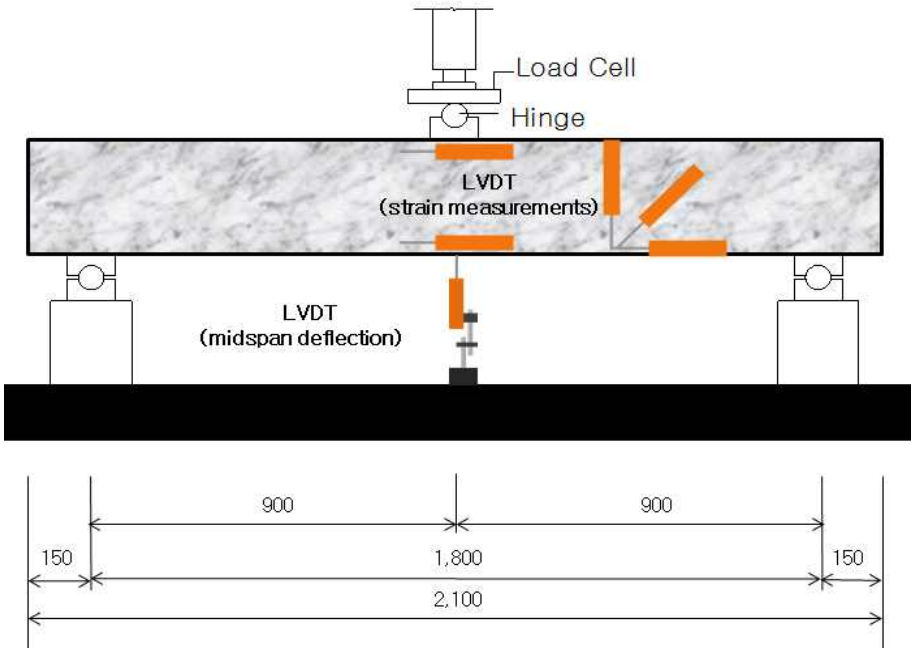
[그림 5-10] 섬유 복합체 프리캐스트 부재 양생

[그림 5-11] 내부거푸집 제거

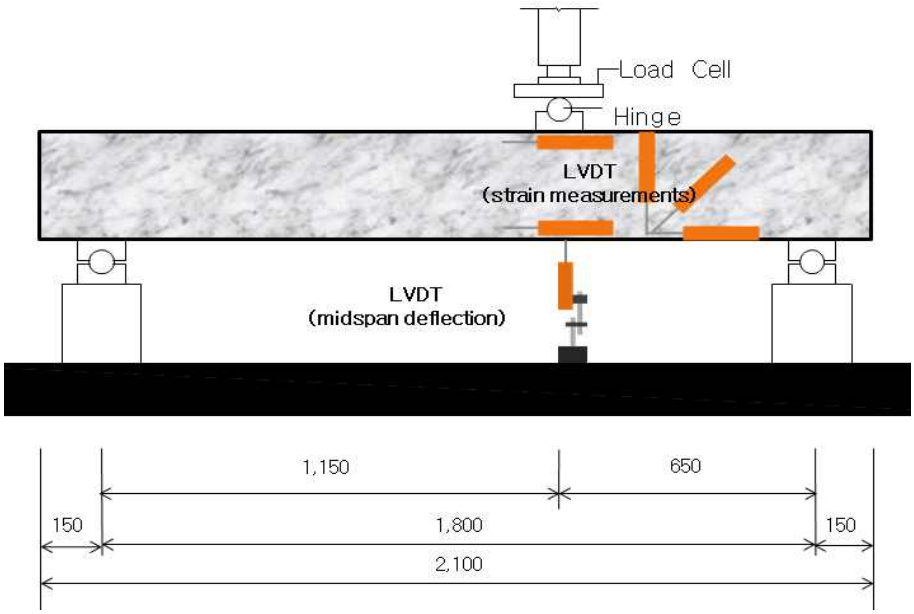
[그림 5-12] 프리캐스트 부재 내부 일반콘크리트 타설

5.1.3 보의 재하실험 방법

실험은 실험체 제작후 프리캐스트 내부 및 기준실험체의 콘크리트 재령 28일에 수행하였다. 재하실험은 용량 100t의 UTM을 이용하여 [그림 5-13] 및 [그림 5-14]와 같이 3점 재하방식으로 실험을 수행하였다. 실험체의 양 단부에서 150㎜ 위치에 회전단을 설치하여 순지간 1800㎜가 되도록 하였으며, 휨파괴형 실험체은 회전단에서 900㎜ 위치의 정중앙 점에서 재하 하였고, 전단파괴형 실험체은 한쪽회전단에서 650㎜ 부분에 하중을 주어 회전단과 하중점이 가까운 부분에서 전단파괴가 일어나도록 하였다. 하중은 용량 50㎏ 로드셀을 이용하여 측정하였으며, 실험체의 중앙처짐 및 변형, 변형률을 측정하기 위하여 [그림 5-13], [그림 5-14]와 같이 각각의 위치에 LVDT를 부착하였다. 철근 변형률 게이지는 콘크리트 타설 전에 미리 주 철근 중앙지점에 부착하였다. 처짐은 LVDT로 직접 측정하였고, 곡률은 압축철근 변형률 게이지와 LVDT, 인장부의 주 철근 변형률 게이지와 LVDT를 이용하여 계산하였다.



[그림 5-13] A형 휨 파괴 실험체의 재하 방법



[그림 5-14] B형 전단 파괴 실험체의 재하 방법

(A) 하중재하 전 (B) 하중재하 후

[그림 5-15] A형 휨 파괴 실험체의 하중재하

(A) 하중재하 전 (B) 하중재하 후

[그림 5-16] B형 전단 파괴 실험체의 하중재하

5.2 휨 파괴형 보 실험체의 실험 결과

5.2.1 균열 및 파괴 양상

[그림 5-17]은 휨 파괴형 실험체의 재하실험 후 실험체 중앙 지간 부근에 발생한 휨 균열패턴을 나타낸다.

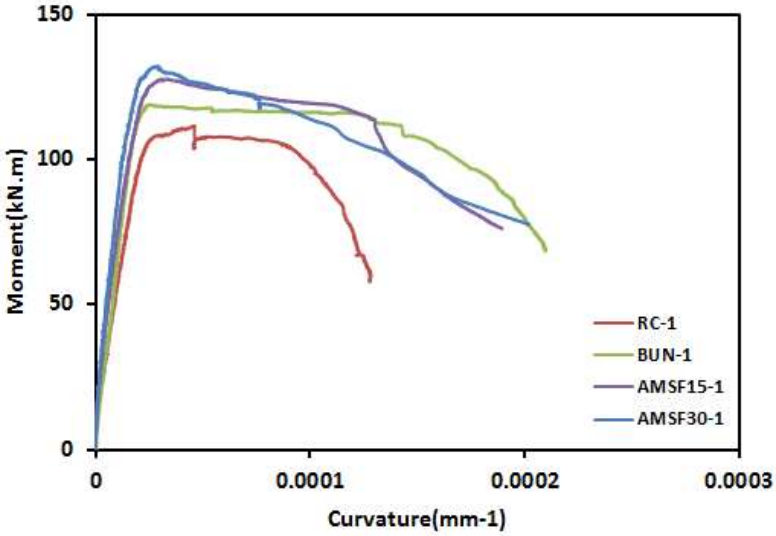
(A) RC-1

(B) BUN-1

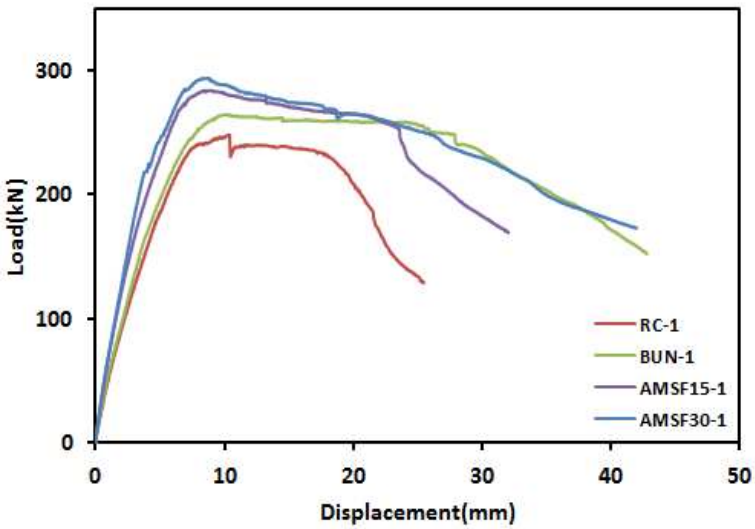
(C) AMSF15-1

(D) AMSF30-1

[그림 5-17] 휨파괴형 실험체의 균열패턴



[그림 5-18] 모멘트-곡률 곡선



[그림 5-19] 하중-변위 곡선

<표 5-2> 실험체별 하중-변위 관계

Specimen	Concrete crack		Reinforcement yielding		Maximum Load	
	Load (kN)	Deflection (mm)	Load (kN)	Deflection (mm)	Load (kN)	Deflection (mm)
RC-1	38.19	0.71	238.72	7.65	248.33	10.40
BUN-1	43.26	0.72	253.04	7.90	264.89	10.22
AMSF15-1	45.08	0.59	264.79	6.30	284.38	8.43
AMSF30-1	46.62	0.57	280.12	6.59	294.25	8.68

1) 보 실험체 RC-1

기준 실험체인 일반 콘크리트 보 RC-1은 재하하중 38.19 kN, 처짐 0.71 mm에서 중앙부 인장 연단에서 초기균열이 발생하였다. 하중이 증가함에 따라 중립축이 상부로 이동하면서 균열 폭이 증가하며 균열이 상부로 진전하였고, 동시에 처짐이 증가하였다. 재하하중 2488.33 kN 에서 최대 내력을 보였으며, 이후 하중이 감소하면서 파괴되었다. 최종파괴는 인장부에 발생한 균열이 상부까지 도달하여 철근 항복이후에 최종적으로 압축 측 콘크리트가 파쇄 되는 저보강 RC보의 전형적인 휨 파괴 형태를 나타내었다.

2) 보 실험체 BUN-1

번드렉스 강섬유를 1.0 % 혼입한 BUN-1 실험체는 프리캐스트형태로 제작되었으며, U형에 번드렉스 강섬유 복합체를 타설하고 나머지 부분을 일반콘크리트로 타설한 실험체이다. 초기균열은 재하하중 43.26 kN, 처짐 0.72 mm 에서 중앙부에서 발생하였으며, 기준 실험체에 비해서는 다수의 균열이 발생하였으며, 균열폭의 증가가 더디게 일어났다. 재하하중 264.89 kN 에서 최대 내력을 보였으며, 이후 하중이 감소하면서 파괴되었다. 최종파괴는 기준 실험체와 마찬가지로 인장 철근항복이후 실험체 하부 균열이 상부로 도달하여 상부콘크리트가 파쇄 되는 형태를 나타내었다.

3) 보 실험체 AMSF15-1

비정질 마이크로 강섬유 15mm를 1.0% 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 보인 AMSF15-1 실험체는 U형에 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 타설하고 나머지 부분을 일반콘크리트로 타설한 실험체이다. 초기균열은 재하하중 45.08 kN, 처짐 0.59 mm에서 중앙부에서 발생하였다. 기준 실험체인 일반콘크리트 보와 번드렉스 강섬유 복합체 적용 보 실험체보다 더 높은 재하하중에서 초기균열이 발생하였으며, 두 실험체에 비해 미세균열의 발생 및 균열제어가 효과적으로 나타남을 보였다. 균열제어를 통해 균열이 상부로 진전되는 것을 지연함으로써 처짐 및 하중이 두 실험체보다 더 증가함을 볼 수 있었다. 재하하중 284.38 kN에서 최대 내력을 보였으며, 이후 하중이 감소하면서 파괴되었다. 최종파괴는 두 실험체와 같이 큰 균열이 상부로 도달하여 상부콘크리트가 파괴되는 형태를 나타내었다.

4) 보 실험체 AMSF30-1

비정질 마이크로 강섬유 30 mm를 1.0% 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 프리캐스트 보인 AMSF30-1 실험체는 앞의 비정질 마이크로 강섬유 15 mm를 적용한 실험체와 같은 형태로 제작되었다. 초기균열은 재하하중 46.62 kN, 처짐 0.57 mm로써 번드렉스 강섬유와 비정질 마이크로 강섬유 15 mm를 혼입한 복합체 적용 보 실험체보다 높았으며, 4개의 실험체 중 다중미세균열의 발생 및 균열제어가 가장 효과적으로 나타남을 보였다. 비정질 마이크로 강섬유 15 mm를 혼입한 복합체 적용 보와 마찬가지로 균열제어를 통한 균열 진전을 억제하여 처짐 및 하중이 크게 증가하였다. 재하하중 294.25 kN에서 최대 내력을 보였으며, 이후 하중이 감소하면서 파괴되었다. 최종파괴는 위의 3개 실험체와 같은 파괴 형태를 나타내었다.

5.2.2 실험체의 하중-변위 관계

[그림 5-18]과 [그림 5-19], <표 5-3>은 A형의 휨파괴형 실험체 지간 중앙에 설치한 로드셀과 LVDT를 이용하여 하중-처짐 및 모멘트 곡률 관계와 각 실험체의 재하실험 결과를 나타낸 것이다. 곡률은 압축 및 인장부에서 LVDT를 통하여 측정한 변위값을 이용하여 계산하였으며, 인장 철근에 부착한 변형률 게이지에서 측정된 변형률을 통하여 곡률을 확인하였다. LVDT를 통한 측정값으로 계산한 곡률은 변형률 게이지를 통한 측정값과 유사한 값으로 나타났다.

1) 초기 균열 하중 특성

<표 5-3>에서 보이는 바와 같이 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 비정질 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체인 AMSF15-1, AMSF30-1는 초기 균열 하중이 45.08㎾, 46.62㎾으로 기준 실험체의 38.19㎾에 비해 1.18, 1.22배 증가한 것으로 나타났다. 또한, 본 연구에서 섬유 변수 조건으로 설정한 일반 강섬유인 번드렉스를 혼입한 복합체 적용 보 실험체 BUN-1의 43.26㎾보다 각각 1.08, 1.12배 증가한 것으로 나타났다. 이는 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 일반콘크리트 및 번드렉스 강섬유 복합체에 비해 높은 인장강도 및 변형률의 특성을 가지지 때문인 것으로 판단된다. 비정질 마이크로 강섬유 길이에 대해서는 비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보 실험체의 경우가 15㎜복합체를 적용한 보 실험체에 비해 초기균열 하중이 1.03배 높은 것으로 나타났다.

2) 항복 및 최대 강도 특성

<표 5-3>에 보이는 바와 같이 각각 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보 실험체 AMSF15-1, AMSF30-1는 기준 실험체인 RC-1 실험체보다 항복강도(M_y)는 각각 1.11배 및 1.17배 향상되었으며, 극한내력(M_u) 증가는 각각 1.14배, 1.18배 향상된 것으로 나타났다. 또한 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체인 BUN-1

실험체에 비해 항복강도(M_y)는 각각 1.04배 1.11배 향상 되었고, 극한내력(M_u)은 각각 1.07배, 1.11배 향상됨으로 나타났다. 이는 일반 강섬유인 번드렉스 보다 비정질 마이크로 강섬유가 플렉시블(Flexible)한 특성으로 시멘트 매트릭스(Cement Matrix)내에 뭉침 없이 분산 및 부착이 용이함으로 균열폭 증가 억제와 휨강도 향상에 기여한 것으로 판단된다. 또한, 비정질 마이크로 강섬유 길이에 대해서는 비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보 실험체의 경우가 15㎜복합체를 적용한 보 실험체에 비해 초기균열항복강도(M_y)는 1.05배 향상 되었고, 극한내력(M_u)은 각각 1.03배 향상됨으로 나타났다.

5.3 전단 파괴형 보 실험체의 실험 결과

5.3.1 균열 및 파괴 양상

[그림 5-20]은 전단 파괴형 실험체 실험체의 재하실험을 마치고 실험체 재하점으로부터 짧은 거리 부근에 발생한 전단 균열패턴을 나타낸다.

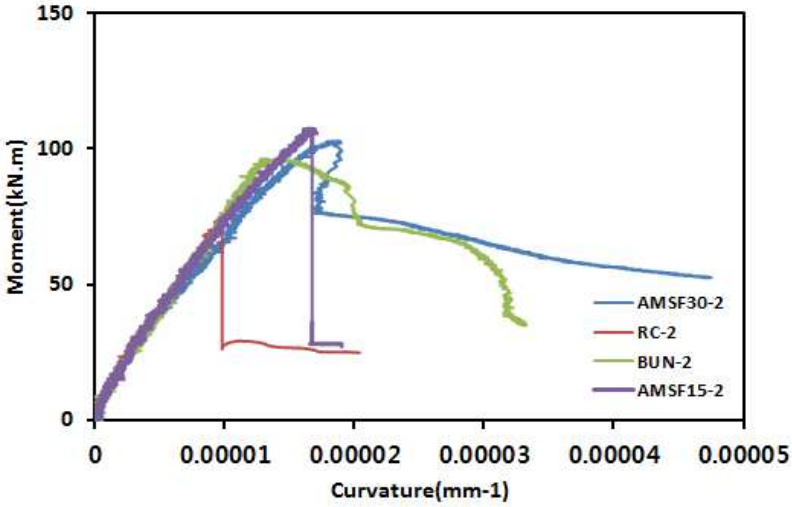
(A) RC-2

(B) BUN-2

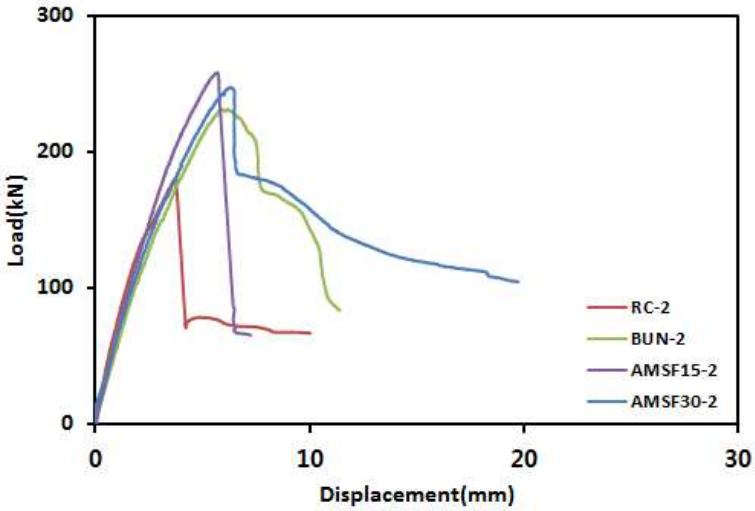
(C) AMSF15-2

(D) AMSF30-2

[그림 5-20] 전단 파괴형 실험체의 균열패턴



[그림 5-21] 모멘트-곡률 곡선



[그림 5-22] 하중-변위 곡선

<표 5-3> 실험체별 하중-변위 관계

Specimen	Maximum	
	Load (kN)	Deflection (mm)
RC-2	180.63	3.73
BUN-2	231.82	5.92
AMSF15-2	258.46	5.70
AMSF30-2	247.65	6.36

전단파괴형 실험체의 실험체는 전단철근(stirrup)을 전단위험 단면에 보강하지 않아 전단파괴 되도록 계획된 실험체로서 모든 실험체는 전단파괴 양상을 보였으며, 휨파괴형 실험체의 실험체보다 낮은 하중에서 전단균열(사인장 균열)이 발생하였고, 이 균열이 진전됨에 따라 파괴에 도달하였다.

1) 보 실험체 RC-2

B형 전단파괴 기준 실험체인 RC-2는 휨 균열 이전에 전단위험 단면에서 45° 방향으로 전단균열이 발생하였다. 이후 균열 폭이 점점 증가되면서 재하하중 180.63kN에서 최종적으로 전단 파괴에 도달하였다.

2) 보 실험체 BUN-2

번드렉스 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체인 BUN-2 실험체의 균열양상은 기준 실험체인 RC-2와 유사한 형태로서 휨 균열 이전에 전단위험 단면에서 45° 방향으로 전단균열이 발생하였다. 이후 균열 폭의 증가와 함께 재하하중 231.82 kN 에서 전단파괴 양상을 나타내며 최종파괴 되었다.

3) 보 실험체 AMSF15-2

비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보인 AMSF15-2 실험체는 전단위험 단면에서 45° 방향으로 초기 전단균열이 발생하였다. 재하하중이 증가함에 따라 균열의 폭이 증가 하면서 재하하중 258.46 kN 에서 전단파괴 양상을 나타내며 최종파괴 되었다.

4) 보 실험체 AMSF30-2

비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보인 AMSF30-2 실험체도 다른 실험체와 같이 전단위험 단면에서 45° 방향으로 초기 전단균열이 발생하였으며, 재하하중이 증가함에 따라 균열의 폭이 증가 하면서 247.65 kN 에서 전단파괴 양상을 나타내며 최종파괴 되었다.

5.3.2 실험체의 하중-변위 관계

비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 1.0%혼입한 복합체를 적용한 보인 AMSF15-2, AMSF30-2 실험체는 각각 258.46kN, 247.65kN에서 최종 파괴되었다. 이는 기준 실험체인 RC-2의 재하하중 180.63kN 보다 1.43배, 1.37배 향상되었으며, 최대 처짐도 각각 1.52배, 1.71배 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한 강섬유 복합체를 적용한 보인 BUN-2 실험체에 비해 최대강도는 1.11배, 1.06배 증가하였으며, 최대 처짐에서는 30㎜를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 보의 경우가 1.07배 높은 것으로 나타났다. 이는 앞서 수행한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 1면 전단강도 실험 결과에서 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 전단강도에서가 1.5배 이상 증가하는 것으로 나타났으며, 따라서 보의 전단실험에서도 전단보강 효과가 나타나는 것으로 판단된다.

5.4 소 결

비정질 마이크로 강섬유 복합체의 보강효과를 파악 하기위한 실험의 일환으로서 보 실험을 계획하고 실험을 수행하였다. 실험방법으로는 휨 파괴형 실험체와 전단파괴형 실험체 2가지로 나누어 실험하였다. 실험변수로는 기준실험체인 일반 RC보, 번드렉스 강섬유 복합체 적용 프리캐스트 보, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 프리캐스트 보로 각 파괴형태별 4가지, 총 8가지를 계획하였다. 휨 파괴형 실험체 및 전단 파괴형 실험체의 보 실험을 한 결과는 다음 같다.

1) 휨 파괴형 실험체에서 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 비정질 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체인 AMSF15-1, AMSF30-1는 초기 균열 하중이 45.08 kN, 46.62kN으로 기준 실험체의 38.19kN에 비해 1.18, 1.22배 증가한 것으로 나타났다. 또한, 본 연구에서 섬유 변수 조건으로 설정한 일반 강섬유인 번드렉스를 혼입한 복합체 적용 보 실험체 BUN-1의 43.26kN보다 각각 1.08, 1.12배 증가한 것으로 나타났다. 이는 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 일반콘크리트 및 번드렉스 강섬유 복합체에 비해 높은 인장강도 및 변형률의 특성을 가지지 때문인 것으로 판단된다. 비정질 마이크로 강섬유 길이에 대해서는 비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보 실험체의 경우가 15㎜복합체를 적용한 보 실험체에 비해 초기균열 하중이 1.03배 높은 것으로 나타났다.

2) 각각 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 휨파괴형 보 실험체 AMSF15-1, AMSF30-1는 기준 실험체인 RC-1 실험체보다 항복강도(M_y)는 각각 1.11배 및 1.17배 향상되었으며, 극한내력(M_u) 증가는 각각 1.14배, 1.18배 향상된 것으로 나타났다. 또한 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체인 BUN-1 실험체에 비해 항복강도(M_y)는 각각 1.04배 1.11배 향상 되었고, 극한내력(M_u)은 각각 1.07배, 1.11배 향상됨으로 나타났다. 이는 일반 강섬유인 번드렉스 보다 비정질 마이크로 강섬유가 플렉시블(Flexible)한 특성으로 시멘트 매트릭스(Cement Matrix)내에 뭉침 없이 분산 및 부착이 용이함으로 균열폭 증가 억제와 휨강도 향상에 기여

한 것으로 판단된다. 또한, 비정질 마이크로 강섬유 길이에 대해서는 비정질 마이크로 강섬유 30㎜를 혼입한 복합체를 적용한 보 실험체의 경우가 15㎜복합체를 적용한 보 실험체에 비해 초기균열항복강도(M_y)는 1.05배 향상 되었고, 극한내력(M_u)은 각각 1.03배 향상됨으로 나타났다.

3) 전단 파괴형 실험체 실험에서 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 1.0%혼입한 복합체를 적용한 보인 AMSF15-2, AMSF30-2 실험체는 각각 258.46kN, 247.65kN에서 최종 파괴되었다. 이는 기준 실험체인 RC-2의 재하하중 180.63kN 보다 1.43배, 1.37배 향상되었으며, 최대 처짐도 각각 1.52배, 1.71배 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한 강섬유 복합체를 적용한 보인 BUN-2 실험체에 비해 최대강도는 1.11배, 1.06배 증가하였으며, 최대 처짐에서는 30㎜를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 보의 경우가 1.07배 높은 것으로 나타났다. 이는 앞서 수행한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 1면 전단강도 실험 결과에서 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 전단강도에서가 1.5배 이상 증가하는 것으로 나타났으며, 따라서 보의 전단실험에서도 전단보강 효과가 나타나는 것으로 판단된다.

4) 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 일반콘크리트 및 번드렉스 강섬유 복합체에 비해 보강효과가 뛰어난 이유는 섬유자체의 인장강도가 높으며, 섬유를 혼입한 복합체로 사용시 높은 인장강도 및 변형률의 특성을 가지기 때문인 것으로 사료된다. 이는 일반 강섬유인 번드렉스보다 비정질 마이크로 강섬유가 플렉시블(Flexible)한 특성으로 시멘트 매트릭스(Cement Matrix)내에 뭉침 없이 분산 및 부착이 용이하여, 균열 폭 증가 억제와 휨강도 향상에 기여한 것으로 사료된다.

6. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 강도 제안

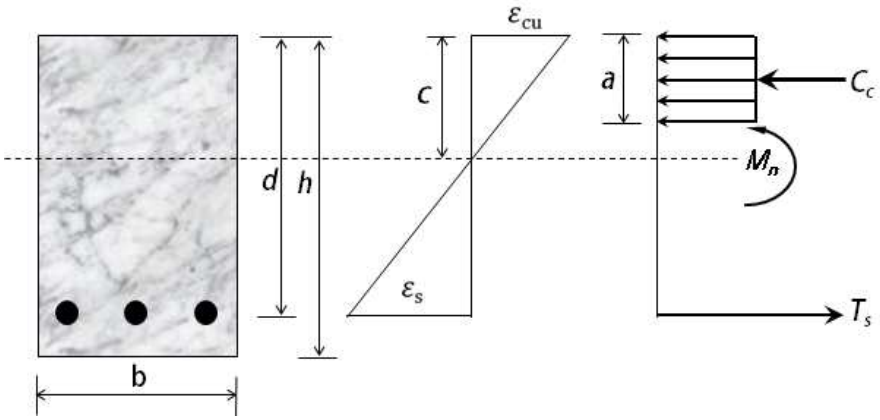
6.1 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 휨강도

본 절에서는 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용한 콘크리트 보의 설계 휨강도를 산정하였으며, 단철근 및 복철근이 배근된 경우 각각에 대한 설계 휨 모멘트 예측 식을 제안하였다.

6.1.1 일반 콘크리트 보의 휨강도

1) 단철근 보의 휨강도

일반콘크리트 직사각형 보의 경우, 압축측 콘크리트가 극한변형률에 도달한 경우 인장철근 및 콘크리트의 축방향 변형률의 산정은 [수식 6-1] 다음과 같다. 또한, 단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a 값 및 중립축 위치 c는 다음과 같이 산정된다.



[그림 6-1] 일반콘크리트 단철근 보의 응력 및 변형률 분포

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu} \frac{d-c}{c}$$ [수식 6-1]

여기서,

ϵ_s : 인장 철근 변형률

ϵ_{cu} : 콘크리트 극한 변형률

$$0.85 f_{ck} ab = f_y A_s$$ [수식 6-2]

여기서,

f_{ck} : 콘크리트 압축강도(MPa)

f_y : 인장 철근 항복강도(MPa)

A_s : 인장 철근 단면적(mm^2)

$$a = \frac{f_y A_s}{0.85 f_{ck} b}$$ [수식 6-6]

$$c = a / \beta$$ [수식 6-7]

따라서, 단철근인 경우, 압축측 콘크리트 도심 위치에서의 공칭모멘트는 다음 [수식 6-5]과 같이 산정된다.

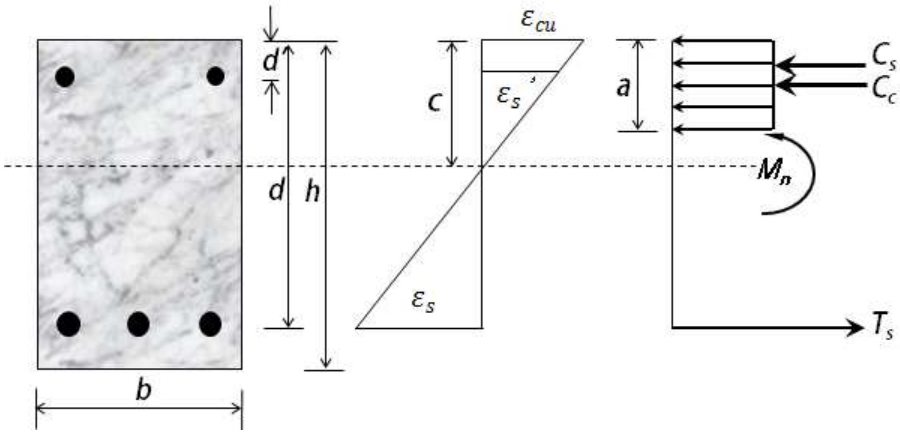
$$M_n = T_s\left(d - \frac{a}{2}\right)$$ [수식 6-8]

여기서,

$$T_s = f_y A_s$$

2) 복철근 보의 휨강도

일반콘크리트 직사각형 복철근 보의 경우, 압축측 콘크리트가 극한변형률에 도달한 경우 인장철근 및 압축철근의 축방향 변형률의 산정은 다음과 같다.



[그림 6-2] 일반콘크리트 복철근 보의 응력 및 변형률 분포

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu}\frac{d-c}{c}$$ [수식 6-9]

$$\varepsilon_s' = \varepsilon_{cu}\frac{c-d'}{c}$$ [수식 6-10]

여기서,

ϵ_s' : 압축 철근 변형률

단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a값 및 중립축 위치 c는 다음의 [수식 6-8] 및 [수식 6-9]를 통하여 산정된다.

$$0.85f_{ck}ab + f_s'A_s' = f_yA_s$$ [수식 6-11]

여기서,

f_s' : 압축 철근 항복강도(MPa)

A_s' : 압축 철근 단면적(mm^2)

$$a = \frac{f_y A_s - f_s' A_s'}{0.85 f_{ck} b}$$ [수식 6-13]

$$c = a / \beta$$ [수식 6-14]

따라서, 복철근인 경우, 압축 측 콘크리트 도심 위치에서 공칭모멘트는 다음 [수식 6-11]과 같이 산정된다.

$$M_n = C_c\left(d - \frac{a}{2}\right) + C_s(d - d')$$ [수식 6-15]

여기서,

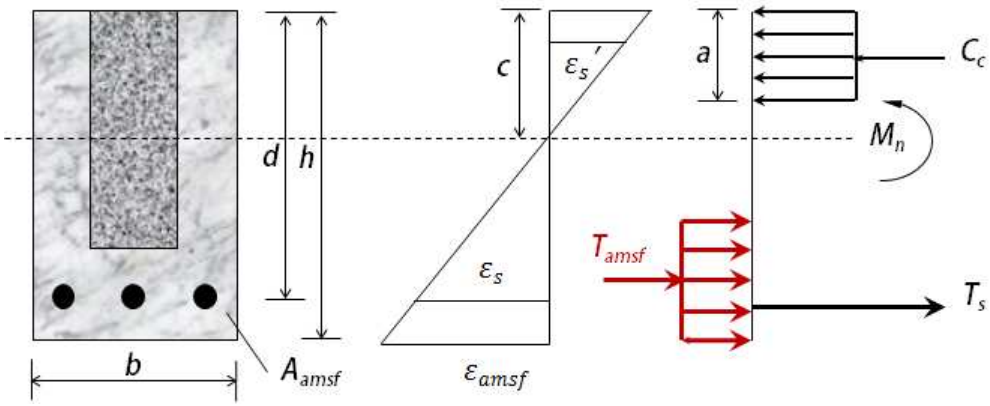
$C_s = f_s' A_s'$

$C_c = 0.85 f_{ck} ab$

6.1.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 휨강도 제안

1) 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 단철근 콘크리트 보의 설계 휨강도 제안

단철근 직사각형 보의 경우, 압축 측 콘크리트가 극한변형률에 도달한 경우 인장철근 및 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 축방향 변형률은 다음과 같이 유도된다.



[그림 6-3] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 단철근 보의 응력 및 변형률 분포

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu}\frac{d-c}{c}$$ [수식 6-16]

$$\epsilon_{amsf} = \epsilon_{cu}\frac{h-c}{c}$$ [수식 6-17]

여기서,

ϵ_{amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 극한변형률

단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a 값 및 중립축 위치 c는 다음의 [수식 6-14] 및 [수식 6-15]를 통하여 산정된다.

$$0.85 f_{ck} ab = f_y A_s + f_{cr_amsf} A_{amsf}$$ [수식 6-18]

여기서,

f_{cr_amsf} : 비정질 마이크로 강섬유 복합체 직접인장강도 (MPa)

A_{amsf} : 인장측 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 단면적 (mm^2)

$$a = \frac{f_y A_s + f_{cr_amsf} A_{amsf}}{0.85 f_{ck} b}$$ [수식 6-20]

$$c = a / \beta$$ [수식 6-21]

따라서, 단철근인 경우, 압축측 콘크리트 도심 위치에서의 공칭모멘트는 [수식 6-17] 같이 산정된다.

$$M_n = T_s \left(d - \frac{a}{2} \right) + T_{amsf} \left(d_{amsf} - \frac{a}{2} \right)$$ [수식 6-22]

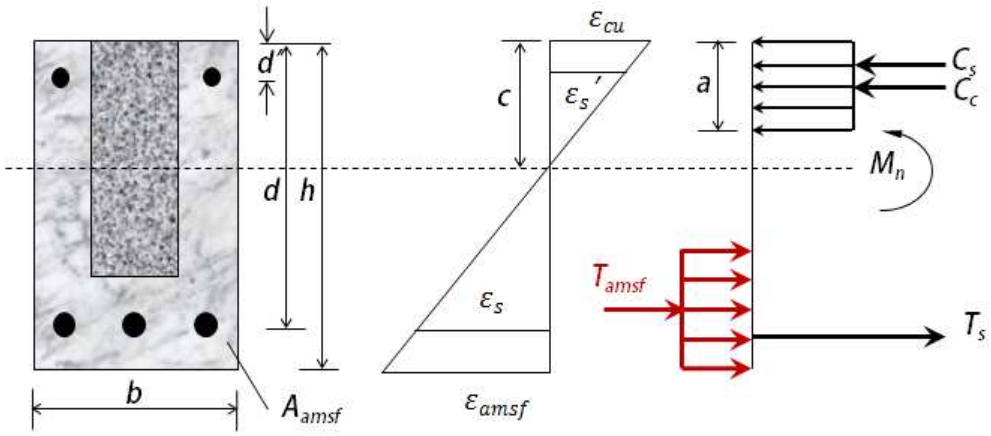
여기서,

$$T_S = f_y A_s$$ [수식 6-23]

$$T_{amsf} = f_{cr_amsf} A_{amsf}$$ [수식 6-24]

2) 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 복철근 콘크리트 보의 설계 휨강도 제안

다음의 그림과 같이 복철근 보의 경우, 압축측 콘크리트가 극한변형률에 도달한 경우 인장철근, 압축철근, 및 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 축방향 변형률은 다음과 같이 유도된다.



[그림 6-4] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 복철근 보의 응력 및 변형률 분포

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{cu}\frac{d-c}{c}$$ [수식 6-25]

$$\varepsilon_s' = \varepsilon_{cu}\frac{c-d'}{c}$$ [수식 6-26]

$$\epsilon_{amsf} = \epsilon_{cu}\frac{h-c}{c}$$ [수식 6-21]

단면에 작용하는 힘의 평형관계로부터 a값 및 중립축 위치 c는 다음과 같이 산정된다.

$$0.85f_c'ab + f_s'A_s' = f_yA_s + f_{cr_amsf}A_{amsf}$$ [수식 6-28]

$$a = \frac{f_yA_s + f_{cr_amsf}A_{amsf} - f_s'A_s'}{0.85f_c'b}$$ [수식 6-29]

$$c = a / \beta$$ [수식 6-30]

따라서, 복철근인 경우, 압축측 콘크리트 도심 위치에서 공칭모멘트는 다음과 같이 산정된다.

$$M_n = T_s\left(d - \frac{a}{2}\right) + T_{amsf}\left(d_{amsf} - \frac{a}{2}\right) + C_s\left(\frac{a}{2} - d'\right)$$ [수식 6-31]

여기서,

$$C_S = f_s'A_s'$$

$$T_S = f_yA_s$$

$$T_{amsf} = f_{cr_amsf}A_{amsf}$$

위 식들로부터 산정된 공칭모멘트로부터 설계극한모멘트는 강도 감소계수를 고려하여 다음과 같이 산정될수 있다.

$$M_u = \phi M_n$$ [수식 6-32]

여기서,

ϕ : 휨강도 감소계수

6.1.3 추정 설계 휨강도에 의한 보의 극한모멘트 추정

비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용한 철근콘크리트 보의 제안된 설계 휨강도 예측식을 이용하여, 본 연구에서 실험한 철근콘크리트 보 및 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 보 실험체에 대해 극한내력 모멘트를 예측한 결과를 실험과 비교하여 다음 <표 6-1>에 나타 내었다.

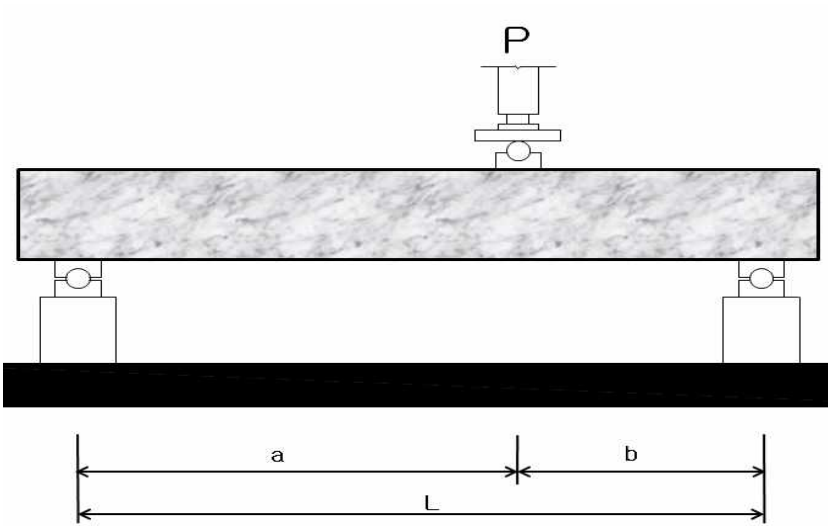
<표 6-1> 휨강도 설계규정에 의한 극한 모멘트의 추정

보 실험체의 종류		A형 휨파괴 타입 보 실험체	
		실험 결과	제안 설계 휨강도
		M_u (kN-m)	M_u (kN-m)
RC-1	표준 실험체	111.75	86.26
BUN-1	강섬유복합체 적용	119.20	105.70
AMSF15-1	비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 (L = 15 ㎜)	127.97	110.00
AMSF30-1	비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 (L = 30 ㎜)	132.41	109.20

제안된 설계식을 적용하여 극한모멘트를 추정한 결과 실험값이 설계값보다 비교적 크게 나타났다. 이는 철근콘크리트 부재의 특성상 안전율이 큰 것을 고려할 때 실험결과 값을 비교적 잘 예측해 주었다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용한 철근콘크리트 보의 설계 극한 모멘트 내력은 기준 실험체와 일반 강섬유(Bundrex) 복합체를 이용한 보 실험체보다 더 큰 것으로 나타났으며, 실험결과와 비교해 비교적 잘 예측해 준 것으로 판단된다.

6.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 전단강도

3장에서 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용하여 1면전단 실험체를 제작하고 실험한 결과 비정질 마이크로 강섬유 길이 15㎜, 30㎜ 혼입률에 따라 전단강도 τ_{amsf} 를 [식 4-14] 및 [식 4-15]과 같이 제안하였다. 이 장에서는 전단경간/깊이비는 2.5이고 전단철근이 없는 전단이 설계를 지배하는 B형의 전단파괴형 보 실험을 통해, 순수 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 부담하는 V_{amsf} 값을 고려하여, 비정질 마이크로 강섬유를 적용한 콘크리트 보의 설계 전단강도를 제시하였다.



[그림 6-5] B형 전단파괴 보의 실험 개요

6.2.1 일반 콘크리트 보의 전단강도

일반콘크리트 보의 전단설계식은 다음 [수식 6-28]과 같다. 계수 전단력은 [수식 6-29]과 같이 산정될 수 있다.

$$V_u \le \Phi V_n = \Phi(V_c + V_s)$$ [수식 6-33]

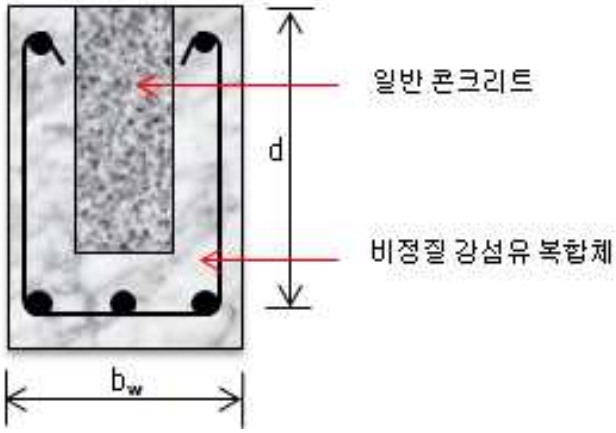
$$V_u = \frac{Pb}{L}$$ [수식 6-34]

일반콘크리트의 전단강도는 다음 [수식 6-30]와 [수식 6-31]로 산정될 수 있다.

$$V_c = \frac{1}{6}\lambda\sqrt{f_{ck}}b_w d$$ [수식 6-35]

$$V_c = (0.16\lambda\sqrt{f_{ck}} + 17.6\rho_w\frac{V_u d}{M_m})b_w d$$ [수식 6-36]

6.2.2 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 콘크리트 보의 설계 전단강도 제안



[그림 6-6] 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 보의 단면

비정질 마이크로 강섬유 복합체가 보의 전단력을 부담할 수 있는 것을 새롭게 고려하여, 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 프리캐스트 보의 전단강도를 다음과 같이 제안 하였다.

$$V_u \le \Phi V_n = \Phi(V_{amsf} + V_c + V_s) \qquad \text{[수식 6-37]}$$

여기서 V_{amsf}는 비정질 마이크로 강섬유 섬유복합체가 부담하는 전단강도이며, 15㎜와 30㎜일 때 각각 다음과 같이 산정된다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체 공칭 전단강도는 전단파괴시 계수하중을 통해 1면전단강도 τ_{amsf} 에 α를 곱하여 산정하였다.

$$V_{amsf} = \alpha_{15}\tau_{amsf} \qquad \text{[수식 6-38]}$$

여기서,

$\alpha =$ 0.21 ; 비정질 마이크로 강섬유 L=15㎜ 혼입시

0.24 ; 비정질 마이크로 강섬유 L=30㎜ 혼입시

$\tau_{amsf} =$ [수식 4-14] ; 비정질 마이크로 강섬유 L=15㎜ 혼입시

[수식 4-15] ; 비정질 마이크로 강섬유 L=30㎜ 혼입시

그러므로 비정질 마이크로 강섬유 15㎜ 및 30㎜ 복합체 각각의 전단강도는 섬유 혼입률 V_f에 따라 다음과 같이 각각 제안하였다.

for, 비정질 마이크로 강섬유 L=15㎜

$$V_{amsf} = 0.21(0.78\,V_f + 0.85)\sqrt{f_{c_amsf}}\,b_w d$$ [수식 6-39]

for, 비정질 마이크로 강섬유 L=30㎜

$$V_{amsf} = 0.24(0.63\,V_f + 0.85)\sqrt{f_{c_amsf}}\,b_w d$$ [수식 6-40]

여기서, V_c는 일반콘크리트의 전단강도로서 앞의 전단강도 [수식 6-30]와 [수식 6-31]를 통하여 산정할 수 있다.

6.2.3 추정 설계 전단강도에 의한 보의 설계 전단강도 추정

<표 6-2> 실험체별 설계 전단강도 비교

보 실험체의 종류		B형 전단파괴 타입 보 실험체	
		실험 결과	제안 설계 휨강도
		극한 전단력 (kN)	ΦV_n (kN)
RC-2	표준 실험체	65.23	63.76
BUN-2	강섬유복합체 적용	83.71	78.10
AMSF15-2	비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 (L=15㎜)	93.33	81.30
AMSF30-2	비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 (L=30㎜)	89.43	80.74

제안된 전단 설계식을 적용하여 공칭전단강도를 추정한 결과 실험값이 설계값보다 크게 나타나 안전측의 값을 나타냄을 알 수 있다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체 적용 콘크리트 보의 전단강도는 일반콘크리트와 일반 강섬유(Bundrex) 복합체 적용 보에 비해 높은 값을 나타냄을 알 수 있으며, 위에서 제안한 전단강도 식이 실험과 비교해 비교적 적절한 결과값으로 예측해주었다.

7. 결 론

본 연구에서는 일반콘크리트의 취성을 개선하는 방법으로 15㎜, 30㎜의 비정질 마이크로 강섬유를 체적비 0.5%~1.5% 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 개발하였다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 역학적 특성을 파악위하여 슬럼프 플로우(Slump-flow) 시험 및 압축강도시험, 직접인장실험, 1면 전단실험을 실시하였으며, 역학적 특성을 바탕으로 비정질 마이크로 강섬유 1.0%를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 부재실험을 위하여 프리캐스트 형태의 보를 제작하였고, 중앙재하방법인 휨파괴형 실험체와 지점에서 650㎜ 떨어진 위치에서 재하는 방법인 전단 파괴형 실험체의 2가지 그룹을 나누어 실험하였다. 휨 파괴형 실험체에서는 보의 균열하중, 항복하중, 극한하중으로 나누어 내력을 평가하였으며, 전단 파괴형 실험체에서는 보의 전단내력을 평가하였다. 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 이용한 역학실험 및 보 실험 결과 결론은 다음과 같다.

1) 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 재료실험 결과, 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 일반 강섬유 복합체에 비해 유동성 및 분산성이 뛰어났다. 혼입률에 따라 균열제어 효과를 가지며, 인장강도 및 전단강도 개선에 효과가 있는 것으로 나타났다. 하지만 비정질 마이크로 강섬유 혼입률이 1.5% 이상인 경우, 인장강도 및 전단강도 개선효과기 미흡하거나, 오히려 강도가 감소하는 결과를 보였으며, 이는 섬유 혼입률 1.5% 이상에서 분산성에 문제가 있는 것으로 사료된다.

2)비정질 마이크로 강섬유의 혼입률 1%인 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 섬유가 혼입되지 않은 모르터에 비해 인장강도에서 비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 3.2배, 30㎜인 경우 약 3.1배 향상되었으며, 일반 강섬유 복합체와 비교하면, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 1.1배, 30㎜인 경우 약 1.1배 향상되었다. 인장변형률에 있어서는 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률 1.0%인 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 섬유가 혼입되지 않은 모르터에 비해 인장변형률에서 비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 62배, 30㎜인

경우 약 71배로 크게 향상되었으며, 일반 강섬유가 혼입된 경우와 비교하면, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 4.1배, 30㎜인 경우 약 4.7배 향상되었다.

3) 전단강도 실험 결과 비정질 마이크로 강섬유의 혼입률 1.0%인 비정질 마이크로 강섬유 복합체는 섬유가 혼입되지 않은 모르터에 비해 전단강도에서 비정질 마이크로 강섬유 15㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 2.2배, 30㎜를 혼입한 복합체의 경우 약 2.3배 향상되었다.

4) 본 연구에서 제안한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 강도 설계식으로, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜와 30㎜가 0.5~1.25% 혼입된 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 인장강도 및 전단강도의 추정이 가능하다.

5) 휨 파괴형 보 실험 결과, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체는 초기 균열하중이 일반 콘크리트 보 실험체에 비해 각각 1.18, 1.22배 증가 하였으며, 번드렉스 강섬유 복합체를 적용한 보 실험체 보다 각각 1.08, 1.12배 높은 결과를 나타내었다. 항복강도(M_y)에 있어서는 일반 콘크리트 보에 비해 각각 1.11배 및 1.17배 향상되었으며, 극한내력(M_u) 증가는 각각 1.14배, 1.18배 향상되었다. 또한 번드렉스 강섬유 복합체를 적용한 보에 비해 항복강도(M_y)는 각각 1.04배 1.11배 증가되었으며, 극한내력(M_u)은 각각 1.07배, 1.11배 향상되었다.

6) 전단 파괴형 보 실험 결과, 비정질 마이크로 강섬유 15㎜, 30㎜를 혼입한 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 보의 내력은 기준 실험체인 일반 콘크리트 보에 비해 각각 1.43배, 1.37배 높은 결과를 보였다. 또한 번드렉스 강섬유 복합체를 적용한 보에 비해 최대강도는 1.11배, 1.06배 증가하였다. 이는 앞서 수행한 비정질 마이크로 강섬유 복합체의 1면 전단강도 실험 결과에서 섬유가 혼입되지 않은 경우에 비해 전단강도에서가 1.5배 이상 증가하는 것으로 나타났으며, 따라서 보의 전단실험에서도 전단보강 효과가 나타나는 것으로 판단된다.

7) 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 일반콘크리트 및 번드렉스 강섬유 복합체에 비해 보강효과가 뛰어난 이유는 높은 인장강도 및 변형률의 특성을 가지기 때문인 것으로 사료되며, 이는 일반 강섬유인 번드렉스보다 비정질 마이크로 강섬유가 플렉시블(Flexible)한 특성으로 시멘트 매트릭스(Cement Matrix)내에 뭉침 없이 분산 및 부착이 용이하여, 균열 폭 증가 억제와 휨강도 향상에 기여한 것으로 사료된다.

8) 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 적용한 철근콘크리트 보의 제안 설계식에 의한 극한 모멘트와 공칭전단강도 추정 결과 실험결과와 비교해서 유사한 결과를 얻을 수 있었으나, 전체적으로 실험값에 비해 약간 낮은 값을 나타내었다. 하지만 이는 설계식이 보수적임을 가만할 때 적절히 추정된 결과라고 사료된다.

9) 본 연구에서는 비정질 마이크로 강섬유 복합체를 개발하고 이를 프리캐스트형 보에 적용해 봄으로써, 비정질 마이크로 강섬유 복합체가 구조체에 적용시 우수한 성능을 발휘함을 파악할 수 있었으며, 추후 건축 구조재료로서 충분한 연구 가치가 있는 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

1) 조창근, 한병찬, ‘이정한, 김윤용, 압출성형 ECC 패널을 이용하여 제작된 복합바닥슬래브의 휨 거동’, 한국콘크리트학회 논문집, 22(5), pp.695-702, 2010
2) Cho, C.G., Kim, Y.Y.,Feoc, L., Huid, D., ‘Cyclic Responses of Reinforced Concrete Composite Columns Strengthened in the Plastic Hinge Region by HPFRC Mortar, Composite Structures’, Vol.94(7), pp.2246-2253, 2012
3) Cho, C.G., Lee, B. Y., Kim, Y.Y., Han, B. C.,Lee, S. J., ‘Flexural Behavior of Extruded DFRCC Panel and Reinforced Concrete Composite Slab’, Advances in Materials Science and Engineering, Vol.2012, pp.01-08, 2012
4) 하기주, 신종학, 권칠성, 주정준, ‘강섬유보강 초기재령 철근콘크리트 보의 전단성능 개선에 관한 실험적 연구’, 대한건축학회논문집, Vol.19(1), pp.135-140, 1999
5) 조창근, ‘FRP 콘크리트 복합구조 부재시스템의 휨 및 전단 거동예측’, 대한건축학회논문집, Vpl.20(8), pp.35-42, 2004
6) 박완신, 윤현도, 전에스더, 남상현, ‘섬유의 혼입이 변형 경화형 시멘트 복합체에 미치는 영향’, 대한건축학회논문집, Vol.25(11), pp.29-36, 2009
7) 갈경완, 김강수, 이득행, 황진하, 주현진, 서수연, ‘강섬유로 보강된 고강도 콘크리트 보의 전단강도에 관한 실험적 연구’, 대한건축학회논문집, Vol.26(10), pp. 19-38, 2010
8) 조창근, 박창환, 김화중, ‘비정질 강섬유 혼입시멘트 모르터의 직접인장특성’, 한국콘크리트학회 논문집, Vol23(2), pp.237-238, 2011
9) 박창환, 조창근, 김화중, 비정질 마이크로 강섬유 혼입 모르터의 역학적 성능평가, 한국콘크리트학회 논문집, Vol.24(1), pp.607-608, 2012
10) Muhammad N.S. Hadi, ‘Behaviour of eccentric loading of FRP confined fibre steel reinforced concrete columns’, Construction and Building Materials, Vol.23(2), pp.1102-1108, 2009
11) Özgür Eren, Khaled Marar, ‘Effects of limestone crusher dust and steel fi

bers on concrete', Construction and Building Materials, Vol.23(2), pp.981-988, 2009

12) D. Mehmet Özcan, Alemdar Bayraktar, Abdurrahman Sahin, Tefaruk Haktanir, Temel Türker, 'Experimental and finite element analysis on the steel fiber-reinforced concrete(SFRC) beams ultimate behavior', Construction and Building Materials, Vol.23(2), pp.1064-1077, 2009

13) Abhijit Mukherjee, Gopal L. Rai, 'Performance of reinforced concrete beams externally prestressed with fiber composites', Construction and Building Materials, Vol.23(2), pp.822-828, 2009

14) K.K. Sideris, P. Manita, E. Chaniotakis, 'Performance of thermally damaged fiber reinforced concretes', Construction and Building Materials, Vol.23(3) pp.1232-1239, 2009

15) 이방연, 한병찬, 조창근, 권영진, 김윤용, '압출성형 ECC 패널의 섬유분포 특성과 휨 성능', 한국콘크리트학회논문집 Vol.21(5), pp.573-580, 2009

16) 김윤용, 김정수, 김광련, '고인성 섬유 복합재료 ECC의 특성과 적용', 한국콘크리트학회논문집, Vol.16(5), pp.64-72, 2004

17) Ha, G.J., Kim, Y.Y., Cho, C. G., 'Groove and embedding techniques using CFRP trapezoidal bars for strengthening of concrete structures', Engineering Structures, Vol.30, pp.1067-1078, 2008

18) 이차돈, '강섬유 보강 콘크리트의 구조적 거동 및 설계방법', 한국구조기술사회, pp.2.1- 2.27, 1998

19) Heiland,D., 'Untersuchungen zum Dampfungsverhalten von stahlfaserverstarktem Stahlbeton bei globaler und elementweise differenzie rter Betrachtungsweise'. Dissertataion, Ruhr-Universitat Bochum, 1991

20) Kang,B.S., 'Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärkter Stahlbeton unter Schwellbeanspruchung', Ruhr-Universität Bochum, 1998

21) Hannant D. J., 'The Effects of Post Cracking Ductility in the Flexural Strength of Fiber Cement and Fiber Concrete', RILEM Symposium, Vol.2, pp.499- 508, 1975

22) Swamy R. N. Manget , P. S. and Rao C. V. S. K. 'The Mechanics of Fiber Reinforce of Cement Matrices', American Concrete Institute, Vol.44, pp.1-28, 1974
23) S. P. Shah. Static and Fatigue, 'Properties of Concrete Beams Reinforced with Continuou s Bar s and with Fibers', American Concrete Institute, vol.77(1) pp.36-43, 1980
24) Johnston , C. D. and Coleman, 'Properties of Fiber Reinforced Mortar in Uniaxial Tension', American Concrete Institute, Vol(44), 1977
25) Dudley R. Morgan, 'Steel Fiber Reinforced Shotcrete for Support of Underground Openings in Canada', American Concrete Institute, Vol.13(11), 1991
26) 최완철, 김화중, 김진근, '비정질 Steel Fiber를 이용한 초고성능 콘크리트의 개발', 한국콘크리트학회 보고서, 2009
27) Narayanan, R., and Darwish, I. Y.S., 'Use of Steel Fibers as Shear Reinforcement', American Concrete Institute, Vol.84(3), pp.216-227, 1987
28) Ashour, S.A., HYasanain, G.S. and Wafa, F.F., 'Shear Behavior of High-Strength Fiber-Reinforced Concrete Beans without Strrups', American Concrete Institute, Vol.94(1), pp.68-76, 1992
29) J.B. DE HANAI, K.M.A. HOLANDA, 'Similarities between punching and shear strength of steel fiber reinforced concrete (SFRC) slabs and beams', IBRACON, Vol.1(1), pp.1-16, 2008
30) Batson, G., Jenkins, E., and Spatnet, R., 'Steel Fibers as Shear Reinforcement in Beams, American Concrete Institute', Vol.69(10), pp.640-644, 1972
31) Zsutty, T., 'Shear Strength Prediction for Separate Categories of Simple Beam Tests', American Concrete Institute, Vol.68(2), pp.138-143, 1971
32) ACI 318M-02. 'Building code requirements for structural concrete'. American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2002