



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](#)

공학박사학위논문

능직 탄소/아라미드 복합재료의
환경변화에 따른 파괴인성 및
파손특성에 관한 연구



2023년 8월

부 경 대 학 교 대 학 원

안 전 공 학 과

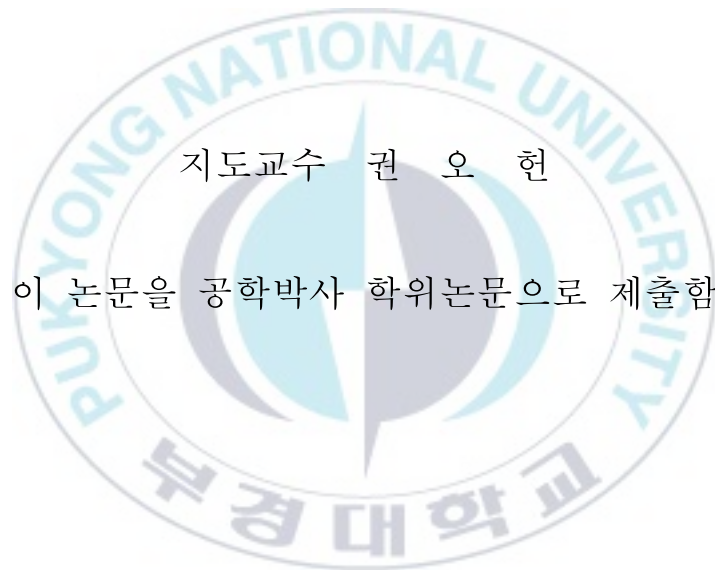
권 우 덕

공학박사학위논문

능직 탄소/아라미드 복합재료의 환경변화에 따른
파괴인성 및 파손특성에 관한 연구

지도교수 권 오 현

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함



2023년 8월

부 경 대 학 교 대 학 원

안 전 공 학 과

권 우 덕

권우덕의 공학박사 학위논문을 인준함.

2023년 8월 18일

주	심	공학박사	장 성 록	(인)
위	원	공학박사	신 성 우	(인)
위	원	공학박사	강 대 민	(인)
위	원	공학박사	윤 유 성	(인)
위	원	공학박사	권 오 헌	(인)

목 차

Abstract	viii
1. 서 론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 선행 관련 연구	4
1.3 연구 목적	5
2. 기본 내용	7
2.1 복합재료에 대한 기본사항	7
2.1.1 복합재료 개요	7
2.1.2 복합재료 종류	9
2.1.3 하이브리드 복합재료	13
2.1.4 적층복합재료의 파괴양상	15
2.2 파괴역학 이론	18
2.2.1 파괴역학의 접근법	18
2.2.2 에너지해방률(Energy release rate, G)	23
2.2.3 DCB 시험편의 모드I 층간파괴인성 평가	25
2.3 RVE 모델 및 Multi-scale 해석의 개요	28
2.4 음향방출법의 개요 및 측정방법	31
2.4.1 음향방출법의 정의 및 특징	31
2.4.2 AE 신호의 종류	32
2.4.3 AE 신호의 측정방법 및 변수	33
3. 시험편 및 시험방법	39

3.1 시험재료	39
3.2 시험편	40
3.2.1 기계적 특성 측정을 위한 인장시험편	40
3.2.2 3점 굽힘시험편	40
3.2.3 DCB 시험편	44
3.2.4 해수열화 및 손상 시험편	46
3.3 시험방법	48
3.3.1 인장시험	48
3.3.2 3점 굽힘시험편에 의한 굽힘시험	48
3.3.3 DCB 시험편에 대한 모드 I 파괴시험	48
3.3.4 해수열화 및 손상 시험편에 대한 굽힘시험	49
3.4 멀티스케일 해석모델	51
3.5 AE 특성 평가방법	54
4. 결과 및 고찰	56
4.1 인장시험을 통한 기계적 특성 평가	56
4.2 3점 굽힘시험 특성 평가	58
4.3 수치해석	66
4.3.1 RVE 해석결과	66
4.3.2 수치해석에 의한 3점 굽힘 해석결과	69
4.4 수분흡수율의 영향	71
4.5 DCB 시험편의 모드 I 층간파괴인성 평가	73
4.6 해수열화 및 손상 시험편에 대한 3점 굽힘시험 및 AE 특성 평가	81
4.6.1 해수열화 및 손상 시험편에 대한 3점 굽힘시험 결과	81
4.6.2 해수열화 및 손상 시험편에 대한 AE 시험결과	86
4.7 해수흡수율의 영향	90

5. 결 론	92
인 용 부 호	95
참 고 문 헌	97



List of Figures

Fig. 1. Configuration of typical composite materials.	8
Fig. 2. Texture of plain woven CFRP laminate composites.	12
Fig. 3. Type of hybrid composite.	14
Fig. 4. The types of fracture mechanisms in composites.	16
Fig. 5. Stresses near the tip of a crack in an elastic material.	20
Fig. 6. The three fracture modes of loading that applied to a crack body.	21
Fig. 7. The crack in an infinite plate under a remote tensile stress. ·	24
Fig. 8. Schematic of the multi-scale analysis.	29
Fig. 9. Basic principle of the acoustic emission method.	34
Fig. 10. Parameter analysis from acoustic emission signal.	36
Fig. 11. Configuration of tensile specimen.	41
Fig. 12. 3 point flexural specimen configuration.	43
Fig. 13. Configuration of DCB specimen.	45
Fig. 14. A geometry of SWH specimen with AE sensor under the flexural test.	47
Fig. 15. The photos and schematics experimental apparatus.	50
Fig. 16. Schematic of RVE.	53
Fig. 17. Schematic of 3 point bending analysis.	53
Fig. 18. A photos of a AE experimental apparatus.	55
Fig. 19. The variations of the stress and strain under the tensile test.	57
Fig. 20. The high temperature effect for the stress-strain curve under flexural test.	59

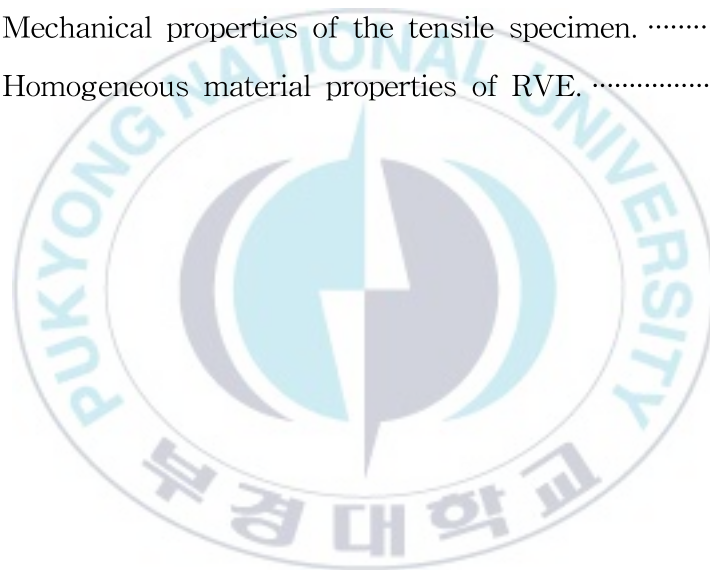
Fig. 21. The micrograph pattern of the crack extension with an interlaminar delamination.	60
Fig. 22. The micrograph pattern of the crack extension with an interlaminar delamination for heat specimen at 300°C.	62
Fig. 23. The relationships of the stress-strain acquired from impact and water absorption specimen.	63
Fig. 24. The micrograph pattern of the crack extension and delamination for W specimen.	65
Fig. 25. Results of RVE analysis contour(unit : MPa).	67
Fig. 26. Results of 3 point bending analysis.	70
Fig. 27. Water absorption gains as a function of immersion time in the moisture environment at 70°C.	72
Fig. 28. The relationships of the load and displacement with the crack extension length under mode I loading.	74
Fig. 29. Compliance calibration for the crack length of MBT.	76
Fig. 30. Compliance calibration for the crack length of MCC.	77
Fig. 31. The variation of mode I strain energy release rate curves comparing with MCC and MBT reduction.	78
Fig. 32. The comparison of the fracture toughness according to the crack initiation measurement with MCC and MBT reduction. ·	80
Fig. 33. The load-displacement curves under flexural test.	82
Fig. 34. The flexural behavior of SW and SWR specimen.	83
Fig. 35. The flexural behavior of SWH specimen.	85
Fig. 36. The relationship between AE count and for load and displacement.	87

Fig. 37. AE amplitude during flexural test.	89
Fig. 38. Seawater absorption gains as a function of immersion time in the seawater environment at 70°C.	91



List of Table

Table 1. Merit and demerit of acoustic emission method.	32
Table 2. Physical and mechanical properties of materials.	39
Table 3. Specifications of the test specimen.	42
Table 4. Specifications of the test specimen.	47
Table 5. Material properties in analysis model.	51
Table 6. AE parameter setup.	54
Table 7. Mechanical properties of the tensile specimen.	56
Table 8. Homogeneous material properties of RVE.	68



A Study on the Fracture Toughness and Characteristics of Twill Carbon/Aramid Composites under Environmental Variations

Woo Deok Kwon

Department of Safety Engineering, Graduate School,
Pukyong National University

Abstract

Since the industrial revolution, renewable energy and eco-friendly materials have been required worldwide due to global warming and depletion of fossil fuels. Composite materials are materials that overcome the disadvantages of existing metal materials such as strength, stiffness, corrosion resistance, and heat resistance. A hybrid fiber composite is manufactured using two or more fibers such as carbon fiber, aramid fiber, and glass fiber. The aramid fiber has high toughness and heat resistance and high elasticity, and is used in various fields such as industrial protective materials, bulletproof helmets and vests. However carbon fiber composites are somewhat vulnerable to the impact of external objects even though it has excellent specific properties. On the other hand, the aramid fiber tends to decrease in elastic modulus and strength when applied to the epoxy matrix and if the aramid fiber is exposed to water or heat, its mechanical properties are often deteriorated. Thus, the carbon and aramid fiber are selected to hybrid for the complementary relationship.

In this study, the tensile and flexural test were accomplished on the

twill woven carbon/aramid fiber hybrid composites to investigate the effects of high temperature and water absorption. And a delamination fracture toughness was investigated under mode I loading by 2 kinds of MBT and MCC deduction. An acoustic emission (AE) evaluation was conducted for the carbon fiber/aramid fiber hybrid composites degraded and damaged by high-temperature seawater environments. The test specimen was molded using an autoclave. The flexural test specimen was fabricated as non treated (N), high temperature (H), impacted (I), water absorption (W). And mode I test specimen was fabricated with 20 hybrid fabric plies. The initial crack was made by inserting the teflon tape in the center plane with $a_0/W=0.5$ length. The test specimen was immersed in 70°C seawater for 224 days. In order to imitate the damage, a hole was machined with a diameter of 3 mm using a diamond drill. And the specimen with a hole was repaired by patch attachment processing. The flexural experiment was implemented by a three-point bending and an AE sensor with a resonance frequency of 150 kHz was attached to evaluate the damage and the effect of patch attachment.

From the tensile test of the twill carbon fiber/aramid fiber hybrid composite, the elastic modulus was 23.4 GPa, the poisson's ratio was 0.032, and the tensile strength was 539 MPa.

On the flexural test, the impact damage with absorbing moisture showed the largest a reduction rate of flexural strength among the IW, H300, I specimen.

And from the results of the MBT and MCC evaluation methods for the energy release rate, the MCC evaluation showed a difference of about 4 to 12% in the two evaluation values according to on the crack growth length,

and the fracture toughness value was 0.1849 kJ/m^2 and 0.1916 kJ/m^2 in MBT and MCC, respectively. With resin impregnation and patch fiber lamination in the hole damage area of the SWH specimen, the maximum load was recovered up to 99% of SW specimen. AE accumulative counts obtained at the maximum load were 69.2, 67.1, and 91.2 for SW, SHH, SWR. AE maximum amplitude was detected as almost same with low values.

The results obtained in this study are expected to be useful for designing safety and health structures and mechanical facilities composed of twill weave carbon fiber/aramid fiber hybrid composites.



1. 서 론

1.1 연구 배경

산업혁명 시대인 1970년 이후부터 전 세계적으로 지구온난화와 화석에너지 연료 고갈에 따른 신재생에너지, 친환경 물질의 재료가 요구되고 있다. 이러한 요구로 산업현장에서는 기계·기구 및 구조물에 고강도 및 경량화, 경제성 등에 부합하는 신소재에 대하여 연구개발이 이루어지고 있다. 특히 복합재료는 강도, 강성, 내식성 및 내열성 등이 기존의 금속재료가 가지고 있는 단점을 극복한 재료이며, 특히 하이브리드 섬유 복합재료(hybrid fiber composite)는 탄소섬유(carbon fiber ; 이하 'CF'라 한다), 아라미드섬유(aramid fiber ; 이하 'AF'라 한다) 및 유리섬유(glass fiber) 등과 같은 두 가지 이상의 섬유를 사용하여 제작된다. 이러한 섬유는 산업현장에서 기계·기구 및 구조물의 고강도 및 경량화의 실현을 가능하게 한다. 특히 CF는 높은 비강도 및 비강성, 내식성, 내열성 및 고열 전도성 등이 우수하여 항공우주, 자동차, 선박해양, 스포츠레저업, 저온저장탱크 및 풍력발전기 등 다양한 분야의 구조용 재료로 널리 사용되고 있다. 하지만 CF는 충격 흡수성이 떨어져 외부 물체의 충격에도 파손이 쉽게 발생하는 단점을 가지고 있다¹⁻²⁾. 한편 아라미드계 섬유는 고강도, 고탄성률을 나타내고, 내열성 및 경화, 균열, 변형에 견딜 수 있는 내피로성이 우수하여 로프, 광케이블용 보강재, 방탄복 등 산업자재의 용도와 자동차, 소방, 국방, 정보통신 및 우주항공 등 다양한 관련 산업분야에 사용되고 있다³⁻⁶⁾. 하지만 Imielinska 등⁷⁾에 의하면 AF가 물에 노출되어 수분을 흡수하게 되면 인장강도가 감소하게 된다. 또한 Yue 등⁸⁾에 의하면 고온에서도 인장강도가 감소하는 성질을 갖고 있다. 따라서 고온, 충격 및 수분환경에 장기간 노출된 CF 및 AF 강화 복합재료는 기계·기구 및 구조물 내부에 균열 등과 같은 결함이 발생할 수 있으며 이것은 재료 특성을 약화시킨다. 따라서 서로

의 결점을 보완하기 위하여 탄소섬유-아라미드섬유(Carbon fiber/Aramid fiber) 강화 복합재로 제작하여 사용하고 있으며⁹⁾, CF에 대한 충격시험과 AF의 고온 및 수분 흡수에 대한 연구가 다수 진행되고 있다¹⁰⁻¹¹⁾. Park 등¹²⁾은 충격손상을 받은 의사등방성 CFRP(Carbon Fiber Reinforced Plastic ; 이하 'CFRP'라 한다)의 굽힘피로강도를 평가하였고, Yang 등¹³⁾은 고온·고습이 직교 이방성 CFRP 복합적층판의 굽힘강도에 미치는 영향을 평가하였다. M. Akay 등¹⁴⁾은 수분 및 열 환경에서 AF의 기계적 특성을 평가하였다. 그러나 고온, 충격 또는 수분과 같이 외부 환경조건에 노출된 하이브리드 탄소-아라미드 섬유 복합재료에 관한 연구는 아직 부족한 실정이다.

한편 여러 층으로 적층되는 복합재료는 적층의 각도, 순서, 방향과 재료의 오염, 외부충격, 결함 등에 의해 많은 문제점을 가지고 있다. 복합재료의 적층 플라이(ply)와 플라이 사이의 적층분리와 같은 결함은 구조물이 급작스럽게 파손을 일으키는데 매우 중요한 원인이 된다. 따라서 섬유강화 복합재료의 층간분리 저항의 신뢰성 있는 값을 얻기 위한 것은 복합재료의 구조물 설계 시 가장 중요한 부분이다¹⁵⁻¹⁷⁾.

균열선단에서 균열이 받을 수 있는 하중의 형태를 구분한 현상 중 개구형의 모드(mode)I 파괴현상은 에너지해방률(Energy Release Rate ; ERR) G_I 를 사용하여 평가한다. 적층분리의 모드I은 DCB(Double Cantilever Bending ; 이하 'DCB'라 한다) 시험편을 이용하며 ASTM D5528-01¹⁸⁾에서 제작방법 및 실험 방법 등을 제공하고 있다. 일방향 복합재료 적층판에 대한 파괴인성평가는 수정 보이론(Modified Beam Theory ; 이하, 'MBT'라 한다)과 수정 컴플라이언스 보정법(Modified Compliance Calibration Method ; 이하 'MCC'라 한다) 등이 있다.

실제로 적층분리와 같은 복합재료의 문제점을 보완하기 위해 여러 연구가 진행되고 있다. DCB에 대한 연구로는 V. Alfred Franklin 등¹⁹⁾은 유리/에폭시로 제조된 DCB 시험편의 파괴에너지 평가를 하였다. S. F. Hwang 등²⁰⁾은 적

층복합재료의 개방모드 층간파괴인성에 대해 구하였다. 아라미드에 대한 연구로는 J. U. Choi 등²¹⁾은 파라계 AF의 열처리에 따른 구조, 물성 상관관계에 대해 연구하였다. M. C. Andrews 등²²⁾은 아라미드/에폭시 복합재료의 계면 특성을 구하였다. J. Parthenios 등²³⁾은 AF 복합재료의 응력/변형 장 및 손상 발생을 다기능 센서를 적용하여 모니터링하였다. 이처럼 하이브리드 적층복합 재료를 이용하여 모드I 에너지해방률 G_I 로 평가하는 등 많은 연구가 수행되고 있으나 직접 직조된 형태의 하이브리드 적층 복합재료에 대한 연구는 부족한 실정이다.

한편 재료 내외부에 손상이 발생하면 사고로 이어질 수 있어 손상된 부위를 사전에 찾아내는 것이 가장 중요하다. 이러한 손상평가 중 침투탐상검사, 초음파탐상 및 방사선투과검사 등과 같은 비파괴검사는 재료의 형태에 따라 다양한 방법으로 적용할 수 있다. 특히 음향방출(Acoustic Emission ; 이하 'AE'라 한다)은 동적인 상태에서 기계나 설비를 평가할 수 있고 균열과 같은 미소 결함의 검출이 가능한 비파괴검사 방법 중 하나이다. R. Gutkin 등²⁴⁾은 CFRP에 대하여 인장, Compact Tension(CT), Compact Compression(CC), DCB와 4 point End Notched Flexure(4-ENF) 시험편에 대하여 AE시험을 수행하였다.

적층 복합재료는 섬유의 종류나 직조방식, 적층방향, 적층구조 및 성형압력 등 원하는 제조방법에 따라 기계적 성질 및 강성과 강도를 가질 수 있기 때문에 산업분야에서 요구하는 성능에 맞춰 복합재료로 적용할 수 있다. 하지만 다양한 산업분야에 적용되기 위해서는 먼저 재료에 대한 신뢰성 확보가 선행되어야 할 필요성이 있다.

1.2 선행 관련 연구

지금까지 복합재료의 문제점과 특성에 관한 연구가 많이 진행되고 있다. H. Rahmani 등²⁵⁾은 에폭시/CF 적층 복합재료의 기계적 성능에 관한 연구를 하여 인장, 굽힘 및 충격 강도 측면에서 기계적 특성이 섬유 방향에 따라 달라지는 연구를 하였고 C. K. Kim 등²⁶⁾은 차량용 복합소재 수소연료탱크의 강도 안정성을 연구하였다. J. W. Han 등²⁷⁾은 적층 복합재료의 저속 충격 특성에 관한 연구결과를 통해 케블라 복합재료가 유리섬유, CF보다 더 큰 충격 에너지를 흡수하는 것에 대해 연구하였고, T. S. Kim²⁸⁾은 섬유 적층 각도가 하이브리드 복합재료에서 피로 균열과 박리 거동 사이의 관계에 미치는 영향을 연구하였다. C. Y. Yue 등²⁹⁾은 Kevlar-29 섬유의 기계적 성질에 대한 열처리의 영향을 연구하여 온도가 증가함에 따라 인장강도와 인장 변형률이 모두 감소하는 것을 확인하였다.

1.3 연구 목적

본 연구의 목적은 섬유 구조가 능직 형태인 탄소/아라미드 섬유 하이브리드 적층복합재(Hybrid Twill Carbon Fiber Aramid Composite ; 이하 'HTCAC'라 한다)의 미시적 구조결합이 고려된 기계적 특성 평가와 재료가 실제 사용 중에 쉽게 노출될 수 있는 고온, 충격, 수분의 환경이 재료의 인장 특성 및 굽힘강도 변화에 어떠한 영향을 미치는지 평가하는 것이다. 또한 이를 위하여 멀티스케일 해석 결과를 바탕으로 환경조건에 따라 시험편을 고온시험편, 충격시험편, 수분흡수시험편, 해수 환경 노출 시험편 및 구멍 손상 패치시험편으로 가공하여 인장시험 및 3점 굽힘시험을 실행하고 AE 평가를 수행하였다.

본 연구의 목표는 다음과 같다.

첫째, HTCAC에 대하여 인장시험편을 수행하고 탄성계수, 포아송비 등과 같은 기계적 특성을 평가한다.

둘째, HTCAC에 대하여 100℃, 200℃ 및 300℃의 고온 특성, 약 20 J 상당의 충격에너지를 가한 충격손상 특성, 수분흡수 특성 및 충격/수분흡수 동시에 가해진 특성의 변화를 3점 굽힘시험을 통하여 평가한다.

셋째, CF, AF, 에폭시 수지의 미시적 구조를 고려하여 대표체적요소(Representative Volume Element ; 이하 'RVE'라 한다) 모델을 이용한 거시적 물성을 계산한다.

넷째, DCB 시험편을 이용하여 HTCAC에 대하여 모드 I 에너지해방률에 의한 파괴인성치를 평가한다.

다섯째, 고온해수열화시험편, 드릴구멍 손상 해수열화 시험편, 패치가공 시험편을 3점 굽힘시험을 이용하여 손상을 평가하고 AE 누적카운터 및 진폭을 분석한다.

본 논문은 총 5장으로 구성되어 있다. 제1장 서론은 연구 배경 및 필요성과 연구 목적이며, 제2장에서는 기본적인 이론으로 복합재료의 개요와 종류, 적층복합재료의 파괴양상을 소개한다. 또한, 파괴역학과 관련된 접근법과 본 연구에서 파괴 파라미터로 선정한 에너지해방률 및 DCB 시험편을 이용한 모드 I 층간파괴인성 평가에 관련된 평가식을 설명한다. 수치해석에 관련된 RVE 모델의 개요와 손상평가를 위한 AE의 개요를 설명한다.

제3장은 본 연구에 적용된 능직 HTCAC에 대한 실험재료와 이를 적용한 시험편의 제작방법 그리고 본 연구를 수행하기 위한 시험방법이 기술되어 있다. 제4장에서 인장시험을 통한 기계적 특성 평가, 3점 굽힘시험편의 시험 특성, 수치해석, 수분흡수율의 영향과 DCB 시험편을 이용한 모드 I 층간파괴인성 평가와 3점 굽힘시험편의 특성, 수분흡수율과 3점 굽힘시험 동안 발생하는 손상에 대한 AE 특성 평가에 대한 연구결과 및 이에 대한 고찰로 구성하였다. 마지막 제5장은 결과 및 고찰에 대한 주요한 내용을 강조하여 요약 정리한 결론이 주어져 있다.

본 연구의 결과는 방산, 우주 산업의 신재료로써 활용 가능한 능직 CF/AF 하이브리드 복합재료로서 기계 및 구조물에 대하여 안전한 사용 및 평가를 수행할 때 유용하게 적용될 것으로 사료된다.

2. 기본 내용

2.1 복합재료에 대한 기본사항

2.1.1 복합재료 개요

거시적으로 혼합된 성분이나 형태가 서로 다른 두 종류 이상의 재료로 구성된 복합재료는 유용한 기능을 나타낸다. 두 종류 이상의 재료가 화학적으로 혼합되어 균질성을 가지는 합금들은 복합재료라 하지 않으며, 기계적으로 혼합되어 서로 다른 두 종류의 물질이 존재하며 구성 소재들 사이에 명료한 경계면이 있다는 점이 합금과 다르다³⁰⁾. 일반적으로 복합재료라 하면 외부환경으로부터 섬유를 보호하는 모재(matrix)와 모재를 보강하는 강화재(reinforced material)로 복합화한 재료를 말한다³¹⁾. 복합재료는 섬유, 모재, 입자 및 층으로 구성되어 있으며, 모재와 강화재로 크게 나눌 수 있다. 모재는 기지재라고 하며 강화재와 강화재 사이에 하중을 전달하고 외부로부터 강화재 보호와 마모에 저항하는 역할을 한다. 모재는 금속재료, 세라믹, 유기재료 및 무기재료 등으로 구성되며, 고분자계열인 열경화성 수지의 에폭시, 비닐에스터 등을 비롯하여, 보다 높은 열하중과 인성 조건에 부합하는 열가소성 수지를 적용한 복합재료가 지속적으로 개발되고 있다. 그리고 강화재는 재료의 강도, 강성 보강에 중요한 역할을 하는 보강재라고도 하며 섬유상과 타원체, 판, 구 등의 입자상 및 섬유와 입자의 혼합되는 상으로 구성되기 때문에 일반적으로 복합재 성분 중에서 가장 많은 부분을 차지하고 가장 많은 하중을 전달한다. 현재 강화재로 많이 사용되고 있는 섬유는 유리섬유, AF, CF 및 보론섬유 등이 있다³²⁾. 이러한 요소들로 구성된 복합재료의 종류별 형태는 Fig. 1과 같이 적층 복합재료, 입자강화 복합재료, 연속섬유 및 단섬유(불연속 섬유)강화 복합재료 및 플레이크 복합재료 등으로 구분할 수 있다.

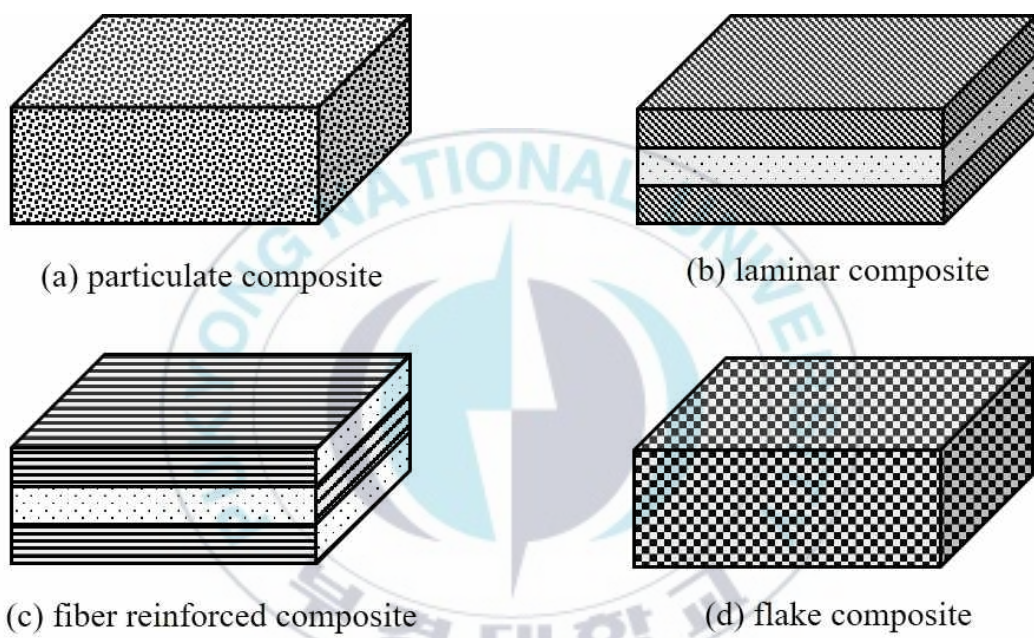


Fig. 1. Configuration of typical composite materials.

복합재료는 재료의 특성을 사용 목적에 맞게 개선할 수 있으며 특성에는 강성, 강도, 전기절연성, 단열성, 내식성, 고온특성, 외관 및 경량화 등을 들 수 있다. 이러한 복합재료의 특성 중 신소재로서 가장 주목받고 있는 것은 무게 대비 강도(비강도) 및 강성(비강성)이라고 할 수 있다. 복합재료는 사용 목적이나 구조물 및 기계설비의 필요성에 맞게 구성하여 쓸 수 있다. 층상 복합재료는 원가절감과 내식성을 고려하여 니켈, 구리 및 스테인리스강 등을 입힌 클래딩 금속판재 및 하니콧 구조물 등이 있다. 섬유강화 복합재료의 보강재인 섬유는 단면 대비 길이의 비율이 매우 크며, 입자강화 복합재료의 보강재인 입자는 그 모양이 모든 방향으로 비슷한 각형 또는 구형이다.

특히 섬유강화가 적용된 복합재료는 실제 구조물에 다양하게 사용되며 불포화폴리에스테르나 에폭시에 유리섬유와 CF 등과 같은 강화 섬유를 함침시켜 구성된다. 그러나 섬유강화 복합재료는 외부 물체의 충격이 발생할 경우에 섬유와 섬유 사이의 강도나 변형의 차이로 접착분리, 강화섬유의 파단 등 여러 가지 파괴형태가 복합적으로 발생하여 손상될 수 있다는 단점이 있다.

따라서 재료의 안정성과 설계의 신뢰도를 높이기 위하여 체계적인 연구가 필요하다.

2.1.2 복합재료 종류

복합재료는 Fig. 1과 같이 4가지 또는 모재 내부에 연속적인 골격모양의 강화섬유가 들어가 있는 골격형(Skeletal) 복합재료를 추가하여 5가지 종류로 구별할 수가 있다. 하지만 위의 5가지 복합재료의 구분하는 방법에 있어 명백하지 않고 어떤 경우에는 구별하기 어려운 복합재료가 존재할 수도 있다. 또한 한 가지 종류의 복합재료가 여러 가지 종류로 구분될 수가 있다. 섬유강화 적층복합재료는 두 가지 종류로 볼 수 있다. 즉 섬유강화 복합재료와 적층 복합재료의 결합이 된다. 또한 복합재료는 모재와 강화재의 종류에 따라서도 분류하게 된다. 강화재의 종류에 따라 유리섬유강화 복합재료, 탄소섬유강화 복합

재료, 금속섬유강화 복합재료 및 세라믹섬유강화 복합재료 등으로 분류할 수 있다. 그리고 소재의 종류에 따라서 GRP(Glass Reinforced Plastic), FRP(Fiber Reinforced Plastic)로 명칭이 되며 복합재료에는 고분자수지의 모재 위에 섬유상의 강화재인 CF, AF 및 유리섬유 등을 사용하여 기계적 특성을 가지도록 한 것이 고분자 복합재료이다³³⁾.

적층 고분자 복합재료는 재료와 완제품 사이의 중간재인 프리프레그(prepreg) 형태를 주로 사용한다. 프리프레그는 수지가 섬유에 완제품에서 요구하는 비율로 함침되어 있어 2차, 3차 등 화학처리가 불필요하여 복잡한 구조물 형상을 매우 빠르게 제작할 수 있다. 프리프레그 제조의 가장 기본적인 수지 함침 단계에서는 강화 섬유의 변형 없이 수지가 섬유 보강재에 고루 함침되고 내부에 기공이 남지 않도록 한다. 프리프레그로 완성되면 한쪽 면에 접착제가 도포된다³⁴⁾. 프리프레그로 제작 후 제품 설계에 따라 프리프레그를 일정한 방향에 따라 적층한 후 고온, 고압 조건에서 오토클레이브(autoclave) 등을 이용하여 압축공정으로 사용한다.

FRP 구조물의 기계적 특성을 결정하는 매우 중요한 요소인 강화 섬유 직물의 명칭으로는 패브릭(Fabric), 천(cloth) 또는 매트(mat)가 있으며 얇고 긴 강화 섬유가 전반적으로 더 우수한 물성을 갖지만, 제조비용이 더 비싸고 복합체에 균등하게 분산하기가 어렵다. 또한 이런 직물은 섬유의 방향성과 직조 방법에 따라 여러 가지의 특성을 나타내게 된다. 섬유의 방향에 의하여 수직 교차형, 다축방향형, 일방향형 및 무방향형으로 구분된다.

섬유보강재는 종류에 따라 일방향형(UD)와 직물형(woven) 두 가지 종류로 구분된다. 일방향형은 섬유보강재의 모든 섬유가 한 방향으로 정렬되거나 보통 약 75% 이상이 한 방향으로 정렬되면 일방향형이라 한다. 직물형은 가로축 0°의 씨실 또는 위사(weft) 섬유와 세로축 90°의 날실 또는 경사(warp) 섬유를 교차하여 직물을 짜는 것으로 천 및 매트가 여기에 해당한다. Fig. 2는 섬유의 짜인 형태에 따라 직물형을 나타낸다³⁵⁻³⁶⁾.

1) 능직(twill)

능직은 두 개 이상의 섬유들이 위아래 교대로 직물을 형성한다. 능직은 일직선에 대한 시각적 효과도 있으나 직물을 구성하면서 사선의 이랑(rib)이 만들어진다. 섬유와 섬유 사이의 간격이 크기 때문에 공극이 많아 수지의 함침성이 좋다. 또한 내수성 및 직물 구성 안정성에 대한 감소가 적어 평직보다 우수하다.

2) 평직(plain)

평직은 각각의 경사와 위사(날실과 씨실)가 위아래로 교차하여 직조된다. 직물은 좌우대칭적이고 적당한 다공성(porosity)과 우수한 안정성을 가지고 있다. 즉 직물을 엮어 짜기가 매우 어렵고, 섬유 부분 중 높은 주름 부위 때문에 기계적 특성이 상대적으로 낮아진다. 또한 섬유 변형이 심하게 생기면 매끈한 표면이 형성되기 어렵고 주름이 과도하게 잡혀 매우 두꺼운 직물로 사용할 수 없는 경우가 생긴다. 섬유와 섬유 사이의 공간이 작아 공극이 적고 조직 사이에 수지의 침투성이 나빠져 함침성은 낮다.

3) 견직(satin)

견직은 본질적으로 경사와 위사(날실과 씨실)이 일부 교차하여 변형된 능직 짜임이다. 이러한 견직은 매끄럽고 매우 균질한 표면을 가지고 있으며, 조직 내 많은 공극으로 인해 수지의 함침성이 우수하다. 또한 강화섬유의 변형이 작으므로 기계적 강도는 우수하나 균질성은 저하된다.

4) 바구니(basket)

두 개 이상의 경사(날실)들이 두 개 또는 그 이상의 위사(씨실)들을 서로 교차한 것을 제외하고는 본질적으로 평직과 같다.

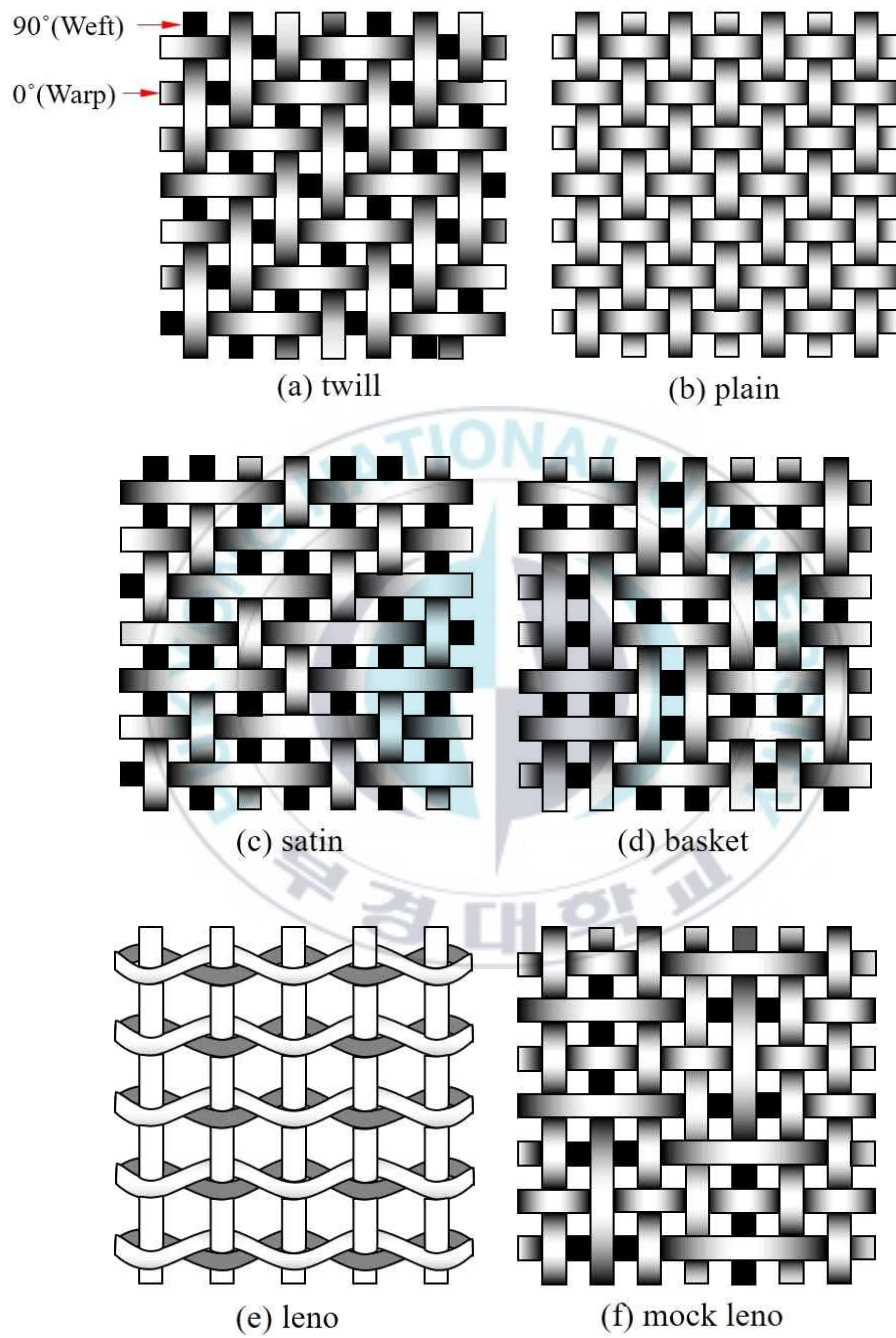


Fig. 2. Texture of plain woven CFRP laminate composite.

5) Leno

거의 사용하지 않는 직조 방법이지만 다른 직물과 병행하여 사용하는 경우에 적용한다.

6) Mock Leno

평직의 변형된 형태이다.

본 연구에서 사용될 CF/AF 하이브리드 복합재료(HTCAC)의 직조 방식은 CF를 경사방향으로 하고 AF를 위사방향으로 한 능직구조로 제작하였다.

2.1.3 하이브리드 복합재료

하이브리드 복합재 중 FMLs(Fiber Metal Laminates)는 금속재료와 섬유강화재료를 적층하여 적용되고 있다³⁷⁾. 또한 하이브리드 섬유 복합재료는 CF 등과 같은 두 가지 이상의 섬유를 사용하여 제작된다. 즉, 하이브리드 섬유 복합재료는 두 종류의 강화재를 사용함으로써 한 가지 종류의 강화재로 얻을 수 없는 부가적인 특성을 가지게 된다.

CF의 기계적인 물성을 향상시키는 방법들 중에는 두 종류 이상의 강화재를 하이브리드화하는 방법이 있다. CF는 제조방법에 따라 PAN(polyacrylonitrile)계, Pitch계와 Rayon계로 구분된다. 인장 및 굴곡강도 등 우수한 기계적 특성과 경쟁력 있는 가격이 있지만, 열전도도가 높아 단열성이 떨어지는 단점을 가지고 있다. Pitch계 CF는 석유 공정에서 증류하고 남은 잔류물을 방사한 후 고온탄화 제조한다. Rayon계 CF는 PAN계에 비해 상대적으로 낮은 기계적 특성을 갖지만, 열전도도가 낮아 두 섬유의 하이브리드를 통해 기계적 특성과 내열성, 단열성이 우수한 복합재료를 제작할 수 있다³⁸⁾.

하이브리드 복합재료의 종류는 Fig. 3과 같이 intraply hybrid, interply

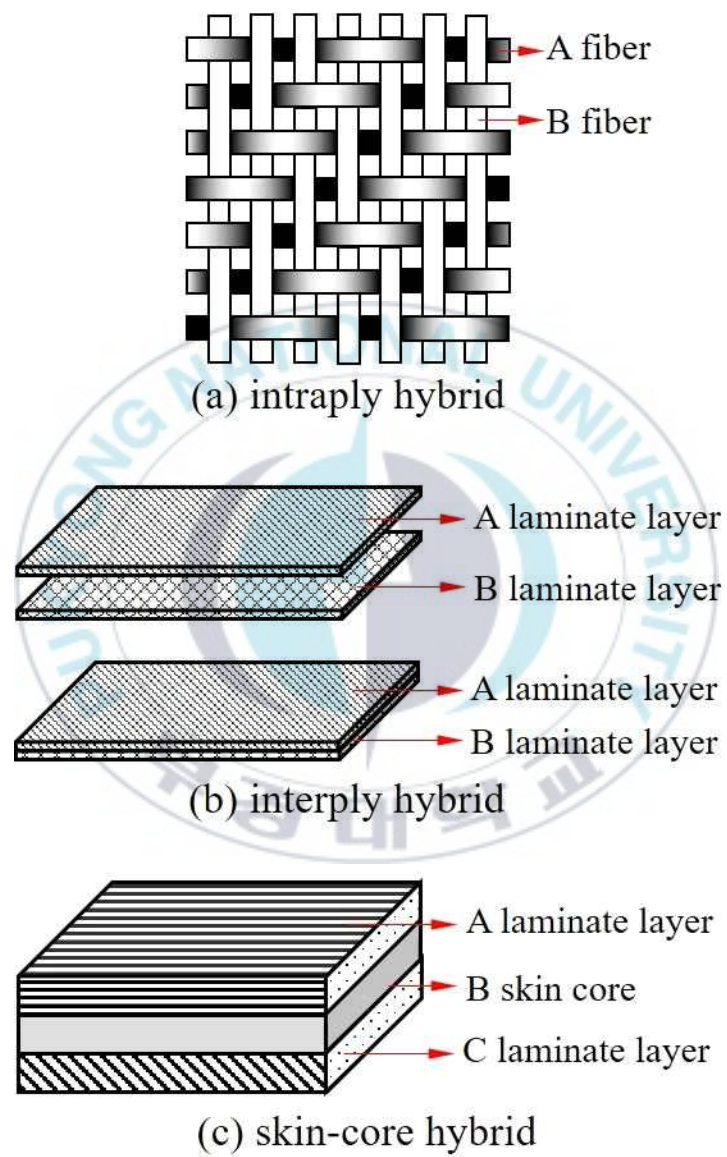


Fig. 3. Type of hybrid composite.

hybrid 및 skin-core hybrid의 3가지 형태로 나눌 수 있다.

intraply hybrid는 경사와 위사(날실과 씨실)에 들어가는 강화재를 두 종류 이상의 섬유를 사용하여 하나의 층을 구성하는 구조이다. interply hybrid는 단일 소재의 강화재로 구성된 층과 다른 소재의 강화재로 구성된 층을 적절한 적층수, 적층순서와 적층방향 등으로 원하는 적층방법으로 겹쳐진 구조이다. skin-core hybrid는 내·외피의 표면을 구성하는 표면재(skin)와 이들 표면재 사이의 중심재(core)를 넣어 제작되는 구조이다. Fig. 3의 (c)와 같이 A 섬유층과 C 섬유층 사이에 B 중심재를 넣은 샌드위치 구조를 예를 들 수 있다. 중심재는 일반적으로 foam과 금속재료에서 벌집 모양의 육각형 구조의 하니컴(honeycomb) 등이 있다.

하이브리드 복합재료의 기계적 물성에 영향을 주는 요소는 섬유와 모재의 성질, 섬유의 적층방법, 층과 층 사이의 층간 강도, 제작상의 결함 그리고 가공의 종류 등이 있다.

본 연구에서 적용된 하이브리드의 구조는 intraply hybrid 형태이다.

2.1.4 적층복합재료의 파괴양상

섬유강화 복합재료에 외부하중이 가해지면 파괴가 시작되고, 균열이 전파된다. Fig. 4에 다양한 파괴기구의 국부적인 파괴형태를 나타내었다. 복합재료는 급작스럽게 파괴가 발생하지 않는다. 하지만 재료 전체에 파괴임계값 이하의 손상이 넓게 퍼지면서 점차적으로 파괴가 커져 가게 된다. 적층복합재료에 주어지는 인장하중은 섬유가교(fiber bridging), 섬유파단(fiber failure), 섬유·모재 분리(fiber/matrix debonding), 모재균열(matrix cracking) 및 섬유뽑힘(fiber pull-out) 등을 유발시킬 수 있다. 특히 복합재료 적층판(laminate)의 파괴가 되는 주요인은 층과 층 사이가 분리되는 층간분리(delamination)이다. 층간파괴인성은 매우 낮아 층간분리 시 복합재료 구조물의 안전성에 중대한 영향을 미치기 때문에 층간분리에 대한 연구가 활발히 수행되어져 왔다.

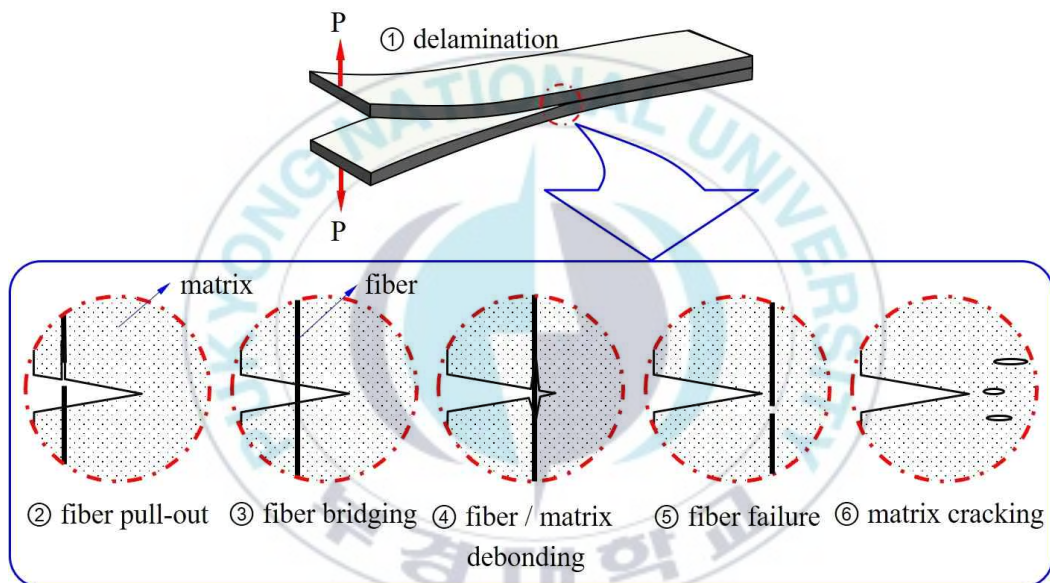


Fig. 4. The types of fracture mechanisms in composites.

층간분리는 층과 층 사이가 분리되는 현상으로 여러 플라이를 적층하여 원하는 두께와 섬유 방향으로 가진 적층복합재료에 나타나는 대표적인 손상 형태이다. 또한 층간분리는 부적절한 경화작업으로 수지가 불균일하게 분포하여 적층판 층간에 수직 및 전단응력으로 인해 발생한 결함이 성장하여 유발된다. 복합재료 적층판의 초기 손상으로 나타나는 모재균열은 적층구조이기 때문에 즉시 최종 파단을 일으키지 않으나 적층 구조물의 강성을 저하시킬 뿐만 아니라 층간분리의 원인이 된다. 이러한 모재균열이 있는 적층 구조물의 경우에는 손상에 대한 허용응력해석을 수행하여야 한다.



2.2 파괴역학 이론

2.2.1 파괴역학의 접근법³⁹⁾

인간이 구조물 및 기계를 만들고 사용하면서부터 지금까지 수많은 파손사고를 접하고 있다. 이러한 파손사고의 원인을 분석하기 위해 수많은 연구자가 잠재적 위험을 감소하기 위해 기여하고 있다. 파괴는 재료가 내재하고 있는 결함(defects)이나 균열(crack)에 의해 재료의 부분 또는 전면이 2개 이상의 새로운 면으로 분리되는 것이며 재료마다 다른 파괴 특성이 나타난다. 대부분 구조물 및 기계의 직접적 파단의 원인이 균열에 대하여 정량적으로 평가하는 것이 파괴역학이며, 균열에 주어지는 운동역학적 관계에 기계적 특성치를 응용한다. 파괴역학은 선형탄성파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics ; LEFM)과 탄소성파괴역학(Elastic Plastic Fracture Mechanics ; EPFM) 분야로 구별된다. LEFM은 균열성장 개시 전에 초기균열의 크기나 두께에 비해서 탄성거동을 하거나 소성이 작은 경우를 대상으로 에너지해방률(Energy release rate) G 또는 응력확대계수(Stress Intensity Factor) K 로 균열을 평가한다. 외전상 대부분 변형이 없는 재료에서 순간적으로 파괴되며, 외부에서 작용하는 힘은 균열 생성에만 소비된다.

1920년 A. A. Griffith⁴⁰⁾가 균열을 고려하면 응력은 파괴의 기준이 될 수 없고 파괴에 대한 에너지 기준을 새롭게 제시하여 유리와 같은 취성재료에 존재하는 균열의 파괴거동에 대해 해석적 검토를 수행하였다. 1958년 G. R. Irwin⁴¹⁾은 에너지해방률 개념을 도입하였고 균열선단에서의 소성영역의 발달을 LEFM의 적용에 오류를 발생시켜 R-curve 개념을 제시하였다. E. Orowan⁴²⁾은 취성재료에 대한 Griffith 이론을 소성변형이 있는 소규모 항복조건을 만족하는 강재에 적용이 되도록 확장하였다. EPFM은 금속 기술의 급진적인 진보가 나타나는 1960년대 이후부터 적용 한계점이 나타난다. 따라서 상당한 크기의 소성변형이 발생한 후에 균열이 안정적으로 성장해 가는 EPFM이 필요하게 된다.

고온환경, 고연성 재료, 얇은 두께 및 저속 변형률의 조건에서 연성 또는 탄소성 파괴가 나타나며, 파괴 파라미터로 J 적분 또는 균열선단개구변위(Crack Tip Opening Displacement ; CTOD)로 균열을 평가할 수 있다.

Fig. 5는 균열선단이 포함된 어떤 구조요소에 하중이 가해졌을 경우 거리 r 에서의 응력분포이다. 이때 어떤 형상이든 하중이 균열 표면에 수직으로 작용하는 경우가 가리켜 모드 I 하중이고, 균열 선단 주위의 응력분포는 다음 식 (1)로 표현된다.

$$\sigma_{ij} = \frac{A_1}{\sqrt{r}} f_{ij(1)}(\theta) + A_2 f_{ij(2)}(\theta) + A_3 \sqrt{r} f_{ij(3)}(\theta) + \dots \quad (1)$$

여기서 σ_{ij} 는 응력텐서, A_1 은 상수, r 은 균열선단과 응력장 사이의 거리, f_{ij} 는 θ 의 무차원 함수를 나타낸다. $A_1(K/\sqrt{2\pi})$, A_2 , A_3 는 균열체의 형상치수와 경계조건에 의존하는 계수를 의미한다. 이때 이것이 응력확대계수(K)이다. 응력확대계수 K 는 균열체의 형상치수와 경계조건에 의해서 정해지는 계수로서 어떠한 기하학적 형상이더라도 $1/\sqrt{r}$ 에 비례하는 특이성을 가진다. 특히 임의의 균열에 대하여 그 형상치수와 경계조건이 다르다 하더라도 K 값이 같으면 균열선단의 충분한 근방에서 그 응력상태는 등가이며, 따라서 K 는 균열선단의 근방의 응력상태를 결정할 수 있는 파라미터로 사용된다.

하중을 받는 균열을 가지는 구조물에서 파괴모드는 Fig. 6과 같이 3가지로 분류된다. 균열이 서로 열리게 하는 하중 모드 I 은 개구형(opening mode)이며, 주응력이 균열면에 수직으로 작용한다. 모드 II 는 면내 전단 힘에 대응하며 한 균열 면이 다른 면에 대해 미끄러지는 경우이고 전단형(shearing mode)이다. 찢어짐형(tearing mode)과 모드 III 는 균열 면이 서로 z 축에 평행하게 미끄러지는 변형이다. 균열이 있는 구조물은 모드 I , 모드 II 및 모드 III 이 세 가지 모드 중에서 하나의 하중을 받거나 두세 개 모드가 결합한 형태의 하중을 받는다⁴³⁾.

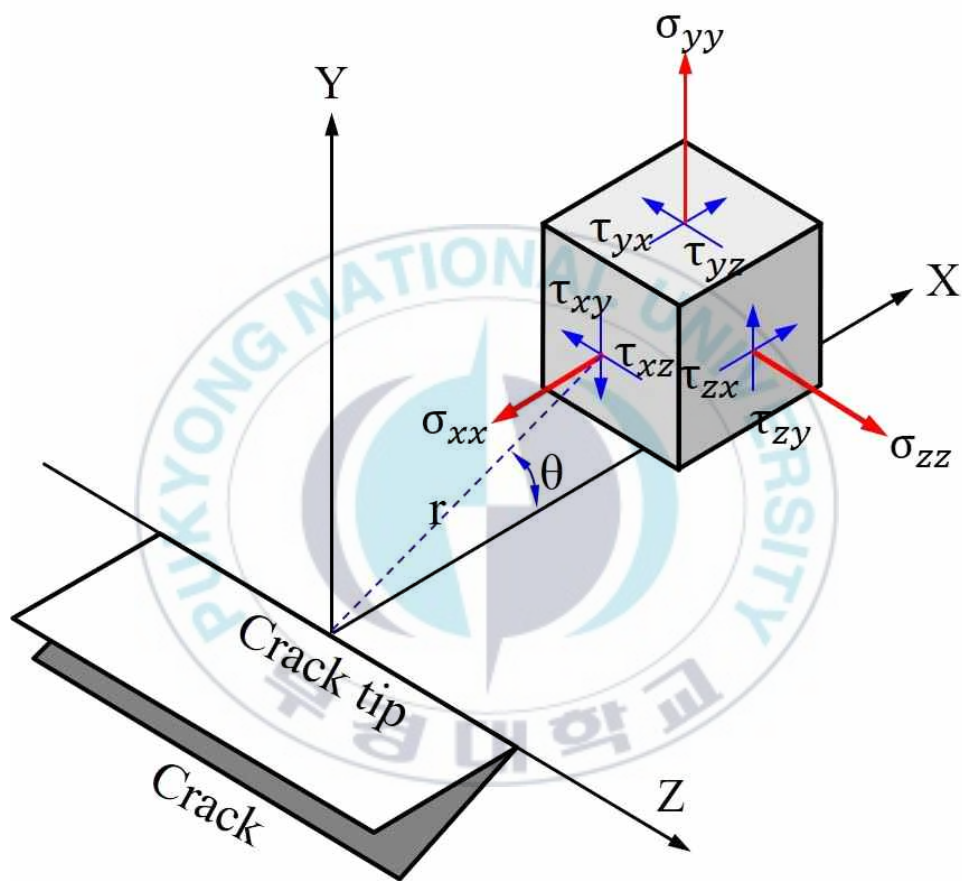


Fig. 5. Stresses near the tip of a crack in an elastic material.

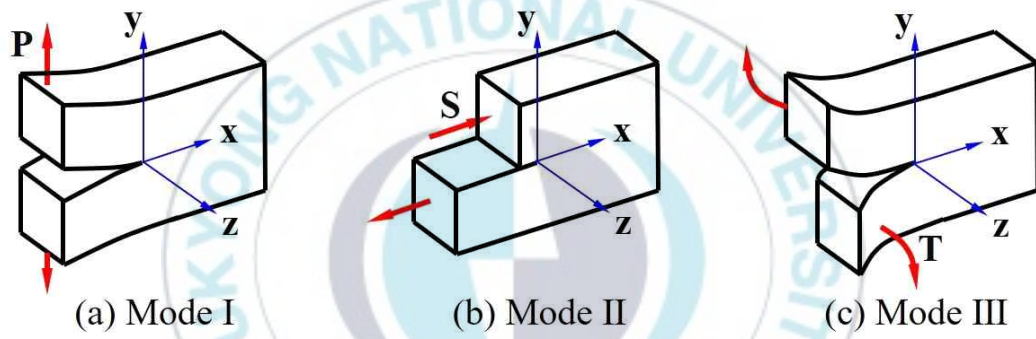


Fig. 6. The three fracture modes of loading that applied to a crack body.

식 (2)~(4.b)에서는 각 파괴 모드에 대한 특이 응력장을 나타낸다.

$$\text{모드 I} \quad \left(\begin{array}{l} \sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}), \quad \tau_{xy} = \tau_{yz} = 0 \end{array} \right) \quad (2)$$

$$\text{모드 II} \quad \left(\begin{array}{l} \sigma_{xx} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \left[2 + \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \cos \left(\frac{3\theta}{2} \right) \right] \\ \sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \cos \left(\frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \left[1 - \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \sin \left(\frac{3\theta}{2} \right) \right] \\ \sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}), \quad \tau_{xz} = \tau_{zy} = 0 \end{array} \right) \quad (3)$$

$$\text{모드 III} \quad \left(\begin{array}{l} \tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \\ \tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \\ \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0 \end{array} \right) \quad (4.a)$$

$$\left(\begin{array}{l} \tau_{xz} = \frac{K_{III}}{G_E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \\ \omega = \nu = 0 \end{array} \right) \quad (4.b)$$

여기서 G_E 는 전단탄성계수이며 K_I, K_{II}, K_{III} 는 각각 모드 I, 모드 II 및 모드 III에 대한 응력확대계수를 의미한다.

층간분리는 모드 I, 모드 II 및 모드 III 각각의 양식에서 독립적으로 나타나거나 혼합된 상태로 발생한다. DCB 시험편은 모드 I 층간파괴 평가에 사용되며, ELS(End Loaded Split) 시험편과 노치굽힘(ENF) 시험편은 모드 II 층간파괴의 경우에 사용한다⁴⁴⁻⁴⁵⁾.

2.2.2 에너지해방률(Energy release rate, G)

재료역학적 관점에서 구조물 설계는 재료 내부에 노치, 균열, 스크래치 및 불순물 등과 같은 결함이 없는 완벽한 재료로 가정한다. 하지만 실제 재료는 다양한 형태의 결함을 포함할 수 있다. 재료 또한 가공하는 과정에서 스크래치나 설계에 따라 노치가 가공되기도 한다. 이러한 결함을 포함하여 Griffith는 재료의 이론적 파괴강도와 실제 파괴강도의 값 차이가 발생하는 원인을 유리를 사용하여 규명하였다. 얇은 유리 두께일수록 더 높은 파괴강도가 나타난다는 것에 주목하고, 유리 내부에 존재하는 결함이 파괴강도를 저하시키는 것을 밝혀내었다. 파괴강도는 재료 내부에 존재하고 있는 결함 중 가장 큰 결함에 의존한다. Griffith는 이러한 재료 내부에 존재하는 균열이 성장을 개시하는 조건들을 제안하였다⁴⁶⁾.

한편 Irwin⁴⁷⁾은 균열선단 근방에서의 응력장 및 변위장을 나타내기 위한 파라미터로서 응력확대계수 K 를 정의하였다. 또한 K 와 에너지해방률 G 를 일대일로 대응하여 균열진전력으로 나타내었다. 컴플라이언스(Compliance)법은 G 를 구하기 위한 실험적 방법이며, 에너지에 관한 기본적인 특성을 파악할 수 있어 탄성체가 외력을 받아 균열이 성장하는 경우에 균열의 성장과정에 필요한 G 가 얻어진다. G 는 선형 탄성재료의 균열 면적의 퍼텐셜 에너지 변화율로 정의되며 G 는 파괴가 일어나는 순간의 G 는 임계에너지해방률(critical energy release rate, G_c)로 정의한다. 이때의 G_c 값이 파괴인성치가 된다. Fig. 7의

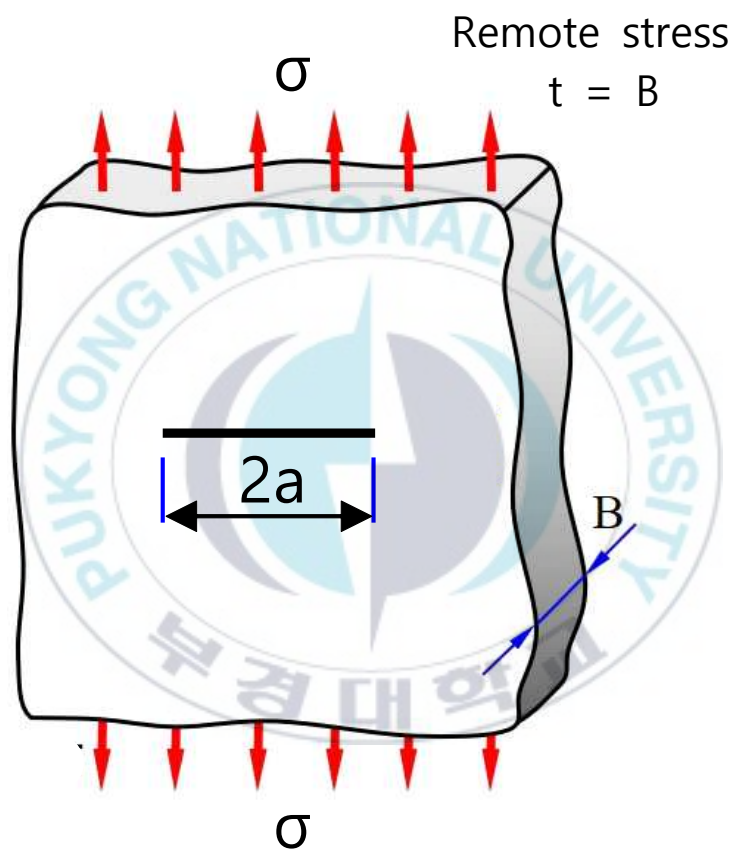


Fig. 7. The crack in an infinite plate under a remote tensile stress.

원거리에서 인장응력을 받는 무한 평판에 균열 길이가 $2a$ 인 균열이 있는 경우 G 는 식 (5)와 같다.

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} \quad (5)$$

여기에서 E 는 영 계수(Yong's modulus), σ 는 원거리에 작용되는 응력, 그리고 a 는 균열길이의 1/2이다. 파괴 시 임계에너지해방률인 G_c 는 식 (6)과 같이 파괴에 대한 균열 크기와 임계파단응력을 나타낸다.

$$G_c = \frac{\pi \cdot \sigma_f^2 \cdot a_c}{E} \quad (6)$$

상수 G_c 값에 대해서 파괴하중 σ_f 가 $1/\sqrt{a}$ 에 따라 변화한다. 한편 G 는 파괴 추진력이고 G_c 는 재료의 파괴에 대한 저항력을 나타낸다.

복합재료는 모재 내부의 섬유 끝단 부분을 균열의 개시점으로 간주하고 외부하중 변화에 따른 균열진전량을 측정하여 응력확대계수를 얻을 수 있다.

2.2.3 DCB 시험편의 모드I 층간파괴인성 평가

적층복합재료의 층간파괴인성치를 평가하기 위하여 에너지해방률(G)을 사용한다. 이때 G 를 평가하는 사용되는 방법은 컴플라이언스법을 이용하여 수정 보이론(Modified Beam Theory ; 이하 'MBT'라 한다) 평가식을 사용한다. DCB 실험에 대하여 P. D. Mangalgiri 등⁴⁸⁾이 처음 적용을 시도하였고, F. Ducept 등⁴⁹⁾이 GFRP 시험편을 이용하여 실험과 수치해석결과를 비교하였다. S. Bennati 등⁵⁰⁾은 Ducept 등의 결과를 보다 더 발전적인 수정평가법을 제시하였다. MBT 평가식에 의하면 G 는 식 (7)과 같다.

$$G = \frac{3P\delta}{2Ba} \quad (7)$$

여기서 P는 하중, B는 시험편의 폭이며, a는 균열길이이다. 또한 δ 는 식 (8)로 주어진다.

$$\delta = \frac{2Pa^3}{3EI} \quad (8)$$

식 (8)에서 E는 탄성계수이며, I는 관성모멘트를 나타낸다. 여기서 DCB 시험편에 의한 모드 I 시험을 수행할 때 층간계면분리가 발생하는 곳에서 회전이 발생되므로 실험적으로 구하는 균열길이에 대한 보정(Δ)을 수행하고 보이론에 의한 평가식을 수정한다. 따라서 식 (7)을 수정하면 식 (9)와 같이 된다.

$$G = \frac{3P\delta}{2B(a+\Delta)} \quad (9)$$

보정값 Δ 는 컴플라이언스(C)의 1/3 승과 균열길이 a와의 관계를 구하여 얻어진다.

DCB 시험편에 대하여 C는 다음과 같다.

$$C = \frac{a^3}{EI_{eq}} \quad (10)$$

식 (10)에서 얻어진 C와 a의 관계에서 Δ 가 구해진다. 또한 식 (9)의 δ 는 식 (11)로 주어진다.

$$\delta = \frac{Pa^3}{EI_{eq}} \quad (11)$$

식 (10)과 (11)에서 EI_{eq} 는 등가 강성(Equivalent flexural stiffness)을 나타낸다. 식 (10)과 (11)를 이용하여 G 는 식 (12)로 얻어진다.

$$G = \frac{3P^2(a + \Delta)^2}{2BEI_{eq}} \quad (12)$$



2.3 RVE 모델 및 Multi-scale 해석의 개요

본 논문의 실험재료와 같은 섬유복합재료는 직조 방식이나 섬유를 함침시키는 방식 등 제작 중 여러 변수에 따라 모재와 섬유의 부피분율이 달라지게 된다. 이러한 부피분율의 변화는 재료의 물성변화에 직접적인 영향을 미치게 되며 궁극적으로는 구조물 전체의 안전성을 결정 짓게 되는 요소이다.

따라서 복합재료의 설계 및 검증 단계에서 모재와 섬유간 부피분율의 변화 및 직조방식에 따른 실용적인 비교와 물성변동을 효율적으로 확인하기 위한 해석적 평가는 매우 유용하게 활용될 수 있다. 이때, 가장 널리 사용되는 해석방법이 대표체적요소(Representative Volume Element ; 이하 'RVE'라 한다)모델을 사용하는 방법이다. 최소 단위에 대한 해석을 수행하는 Unit Cell 개념과 유사하지만 무작위한 모재의 형상을 고려할 수 있으며, 미시적인 구조를 거시적인 스케일 단위로 확장하여 연계하는 Multi-scale 해석을 수행할 수 있는 결정적인 차이를 갖는다.

Multi-scale 해석은 섬유복합재료를 형성하는 모재와 섬유의 미시적인 구조인 RVE 모델을 균질화(homogenization)하고, 이 과정에서 계산되는 거시적인 물성으로 거시적인 섬유복합재료 구조물에 대한 높은 신뢰성을 갖는 해석을 수행하는 해석기법을 일컫는다. Fig. 8에 RVE모델을 포함하는 Multi-scale 해석에 대한 개략도를 도시하였다.

균질화 과정에서 RVE 모델에는 주기적경계조건(Periodic Boundary Condition ; 이하 'PBC'라 한다)이 적용되어 아래 지배식 (13)과 (14)를 사용하여 거시적 물성이 계산되게 된다.

$$u^+ - u^- = \bar{\epsilon}(x^+ - x^-) \quad (13)$$

$$\bar{\sigma} = \bar{C} : \bar{\epsilon} \quad (14)$$

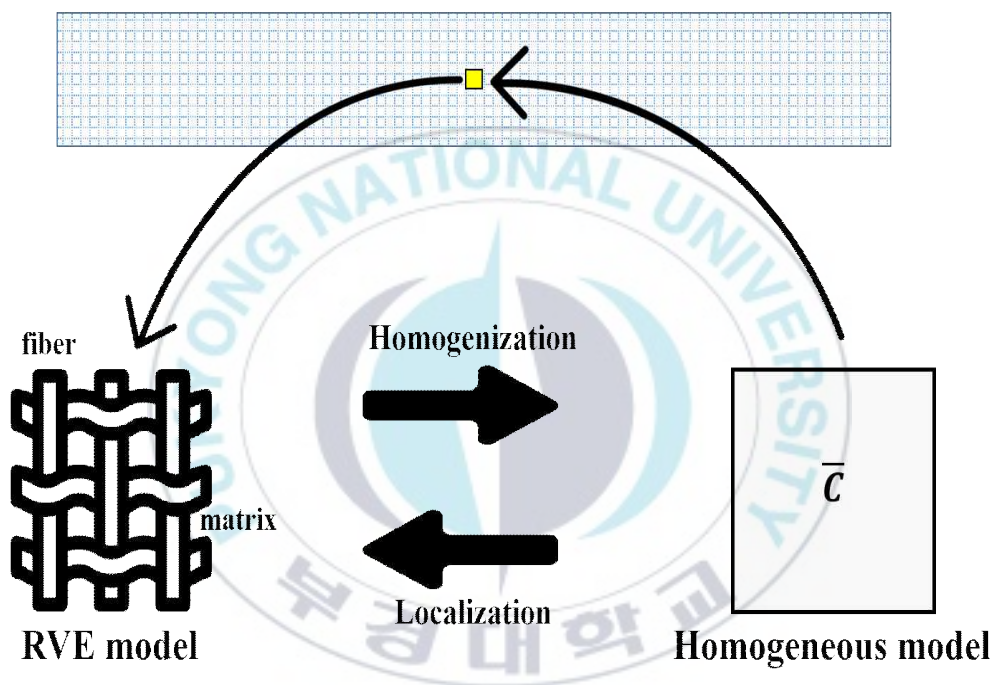


Fig. 8. Schematic of the multi-scale analysis.

여기서 u 는 미시적 스케일인 RVE 모델에서의 변위를 나타내며, $\bar{\epsilon}$ 와 $\bar{\sigma}$ 는 균질화가 완료된 거시적 영역의 변형률과 응력을 의미한다. $\bar{C}$ 는 균질화가 완료된 거시적 모델의 구성텐서로 이를 계산하기 위하여 RVE 모델의 각 축방향과 전단방향을 합한 총 6개의 변형률을 하중조건으로 하는 RVE 모델에 대한 균질화 해석이 수행된다. 이때 6개의 해석은 서로 영향을 주지 않는 섭동 해석으로 진행된다. 계산이 완료된 RVE 모델의 미시적인 응력은 식 (15)로 적분하여 거시적 영역의 응력이 계산된다.

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{V} \int_V \sigma dV \quad (15)$$

여기서 V 는 RVE 모델의 체적을 의미한다. 즉, RVE 모델에 대한 해석결과로 균질화된 거시적 물성이 도출될 수 있다.

도출된 거시적인 물성은 섬유복합재료의 미시적인 재료의 크기와 체적분율 등이 모두 고려된 것이기 때문에 해석자가 의도한 각 재료의 세부 변수를 모두 반영하여 일반 구조해석에 적용될 수 있다.

즉, Multi-scale 해석은 RVE 모델로써 섬유복합재료의 미시적인 거동을 파악할 수 있을 뿐만 아니라 균질화 과정을 통한 거시적인 물성 계산과 이후 후처리 과정을 통한 연동 해석으로 섬유복합재료 구조물에 대한 거시적 구조해석이 가능하며 거시적 구조해석의 요소 결과를 다시 RVE 모델에 적용하여 미시적인 섬유와 기지의 관점에서 평가할 수 있는 섬유복합재료에 대한 전문적 해석방법이다.

2.4 음향방출법의 개요 및 측정방법

2.4.1 음향방출법의 정의 및 특징

음향방출(AE)은 재료 내부의 변형되거나 파괴에 의해 축적된 변형에너지가 외부로 급격히 해소되면서 발생하는 탄성파이다. AE법은 이러한 탄성파를 검출하고 평가하는 방법이다.

1950년 독일 Joseph Kaiser⁵¹⁾가 최초로 AE를 측정하고 재료의 변형과 응력의 관계를 나타내었다. 각종 재료의 인장시험에서 시험편 내부에 생성되는 음향신호의 종류와 생성과정, 응력-변형률 선도상와 주파수의 관계 주파수 범위 등을 연구하였다. 여기에서 돌발형 신호와 연속형 신호를 명확히 구분하였다. 카이저효과(Kaiser effect)는 금속재료에서 비가역적인 AE 발생 특성을 나타낸다. 그 후 B. H. Schofield 등⁵²⁾에 의하여 재료과학 연구에 응용되기 시작하였다.

AE는 탄성파를 탐지하여 결함의 존재 위치를 측정하고 변동하중을 받는 성장결함을 검출할 수 있다. 또한 진단결과를 실시간에 자동으로 판정하며 결함의 위치에 관한 진단이 가능하다. 따라서 가동 중인 설비의 온라인 모니터링 및 실시간 진단에 활용할 수 있다. 하지만 AE는 탐측되는 에너지가 초음파탐상법이나 방사선 투과 검사법처럼 외부에서 주입한 것이 아니라 고체 내부에서 방출되는 것으로 이미 존재하고 있는 결함의 크기, 종류 및 위치 등은 판별할 수 없고 재료 내부 손상, 균열의 발생 및 성장, 고체의 소성변형 등 동적인 변화만을 감지한다. 이미 존재하는 결함이 외력에 의해 성장하거나 변화하는 경우는 가장 효과적으로 위치와 발생빈도를 얻기 위하여 AE법을 적용할 수 있다. 일반적으로 구조물이 파손되기 전에는 재료 내부에서 국부적으로 불안정성이 나타나고 전체적 재료의 탄성한계보다 훨씬 낮아져 외력에서도 균열선단부와 같은 곳에서는 응력집중에 의한 소성변형이 진행된다. 이런 미소한 변형을 탐지하는데는 AE가 매우 유효한 수단이 될 수 있다⁵³⁾. Table 1

에 AE법의 장점과 단점에 대해 간략하게 나타내었다.

Table 1. Merit and demerit of acoustic emission method.

Merit	demerit
① Very high failure detection sensitivity (10^{-12} m). ② Not affected by the size, direction and defects. ③ On-line and real-time inspection. ④ Complication with the material test.	① Only when the stress is applied. ② Signal noise(SN). ③ Special interpretation for results.

2.4.2 AE 신호의 종류

AE 신호 형태는 연속형과 돌발형으로 나뉘며 마모나 소성변형 중의 전위의 축적, 유체의 저장 탱크 및 파이프에서 누출 등에 의해 발생하는 것과 같은 연속적인 변형 현상은 연속형 AE 신호로 낮은 하중일 때에는 진폭이 작으나 하중이 증가하면 커진다. 균열의 생성 및 성장 등이 대표적인 발생원인인 경우에는 시간 축에 대해서 감쇄형 모양을 가지며, 일차적으로 재료 내부에서 해방되는 응력의 크기와 소요된 시간에 의해서 결정된다. 즉, 시험체에 하중을 가했을 때 처음에는 연속형 AE 신호가 소성변형으로 AE 진폭이 작은 형태로 일어나지만, 균열이 발생하기 시작하면서 AE 신호가 돌발적으로 일어나며 AE 진폭이 크게 된다. 이를 돌발형 AE 신호라고 한다⁵⁴⁾. 돌발형 AE 신호는 단위 시간당 방출수가 많고 파형이 연속적인 잡음과 같은 형태를 갖는다. 재료에 따라 연속형과 돌발형의 신호가 복합적으로 발생된다. AE 신호에서 발생형식이 다른 점을 이용하여 돌발형 신호의 전후에 발생하는 연속형 AE 신호의 양상을 파악하고, 진폭이 큰 AE 신호가 빈번하게 일어나게 되면 파단이 가까워지는 것을 예측할 수 있게 된다⁵⁵⁾.

2.4.3 AE 신호의 측정방법 및 변수

AE 신호의 측정은 구조물에서 발생된 탄성파를 계측하는 센서부, 계측된 미약한 신호를 증폭시켜주는 증폭부, 그리고 각종 신호처리부로 이루어진다. 즉, 재료 내부에서 발생 되어 전달되어 오는 탄성파가 AE 센서에 입력되어 전기적 신호로 변화된다. 이때 변환된 신호는 매우 미약하여서 증폭처리 과정이 필요하다. 이를 위해서 프리앰프(Pre-amplifier)에서 40 dB과 60 dB을 선택하여 증폭하며 AE 신호처리를 위해 전용 보드(AEDSP board)를 거치게 되고 최종적인 데이터를 얻게 된다. 이러한 AE 계측 개략도는 Fig. 9에 나타내었다.

AE 센서의 종류로는 크게 공진형과 광대역형으로 나누는데 주파수대역, 감도 및 주위 환경 등에 따라서 선택한다. 공진형 센서는 특정 주파수 대역에서 민감한 수신감도를 나타내며, 광대역형 센서에 비해 상대적으로 높은 감도와 잡음레벨이 낮은 것이 특징이지만 특정 주파수 영역의 감도특성이 우수해 파형의 변형을 야기하기도 한다.

광대역 센서는 넓은 주파수 범위 내에서 균일한 감도를 나타내며 재료에서 발생한 탄성파의 주파수 성분을 알지 못하는 경우 주파수 대역을 확인하는데 사용하고 파형 변형이 없어 해석에 유용하다. 하지만 감도가 낮기 때문에 사용상의 제약을 받는다. 대부분의 상용화된 센서는 압전형이며 공진형인 반면, 정전 용량형이나 간섭형은 모두 광대역형으로 사용되고 있다⁵⁶⁻⁵⁸⁾. 센서에서 검출된 신호는 매우 미약하기 때문에 신호처리를 위해 수천 또는 수만 배의 증폭이 필요하다. 증폭을 위해서 프리앰프를 이용하는데 수집된 미소한 전기 신호를 전용 보드로 보내기 전 전송케이블에 의한 잡음신호 대비 신호의 감도를 높이기 위해 증폭시켜준다. 신호의 증폭인 음압은 통상 dB로 표시되며 다음 식 (16)과 같이 정의된다.

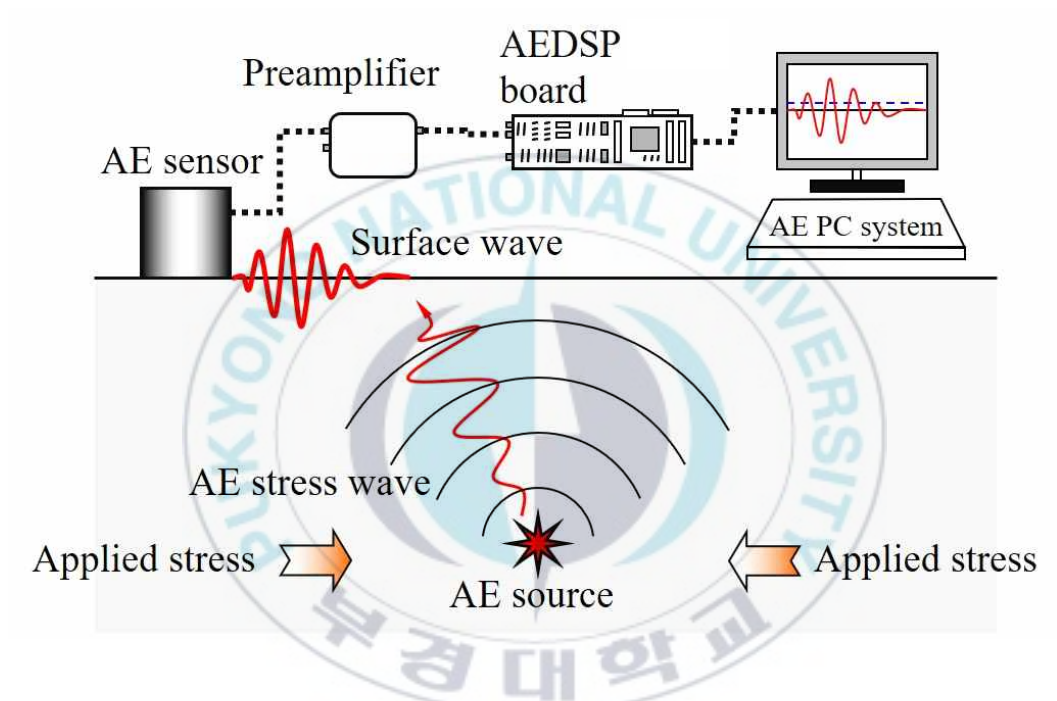


Fig. 9. Basic principle of the acoustic emission method.

$$dB = 20 \log \left(\frac{V_1}{V_0} \right) \quad (16)$$

여기서, V_0 는 증폭 전의 AE 신호의 크기이며, V_1 은 증폭 후의 AE 신호의 크기를 나타낸다. 40 dB는 100배, 그리고 60 dB는 1,000배에 해당하는 신호의 증폭을 의미한다.

AE 신호를 처리할 때 문제가 되는 것은 발생원에서 나온 신호가 아닌 잡음을 처리하는 것인데 이를 제거하여야 검출하고자 하는 신호를 구분할 수 있다. 잡음신호 처리는 먼저 잡음이 발생하는 원인을 찾아서 제거하고 필터링을 이용하여 특정 주파수 영역을 갖는 잡음신호를 제거한다. 필터링은 크게 세 가지로 구분할 수 있는데 특정 주파수 성분 이상의 신호만을 통과시키는 고주파 필터(high frequency filter), 특정 주파수 성분 이하의 신호만을 통과시키는 저주파 필터(low frequency filter) 그리고 특정 주파수 성분 내의 신호만을 검출하는 대역 필터(band pass filter)가 있다. 잡음신호가 발생원에 의한 신호보다 작을 경우, 계측하고자 하는 신호만을 구분하는 문턱값(Threshold)을 설정하여 문턱값 이하의 신호는 모두 처리하지 않는 방법을 이용할 수 있다. 잡음신호는 완전히 제거되지 않으면 재료 손상 및 파손을 정확하게 평가할 수 없다. Fig. 10은 결함을 가진 재료 내에 하중이 가해짐으로 인해 발생된 임의의 탄성파로 얻어진 AE 신호(AE Hit)의 개략도로서 AE 변수를 나타낸다. Fig. 10에서 하나의 AE Hit로 2개의 AE event를 가지며, 앞의 AE event에는 10개의 AE count가 발생하였으며, 2번째 AE event에는 5개의 AE count가 발생되었다. 이러한 AE 신호분석에 이용되는 요소는 다음과 같은 것들이 있다⁵⁹⁾.

1) Threshold voltage(V_{th})

문턱값은 계측기 자체가 갖는 잡음을 제거하기 위한 기준치로 AE 시험기가

• AE Hit : 1 • AE event : 2 • AE counts : 15

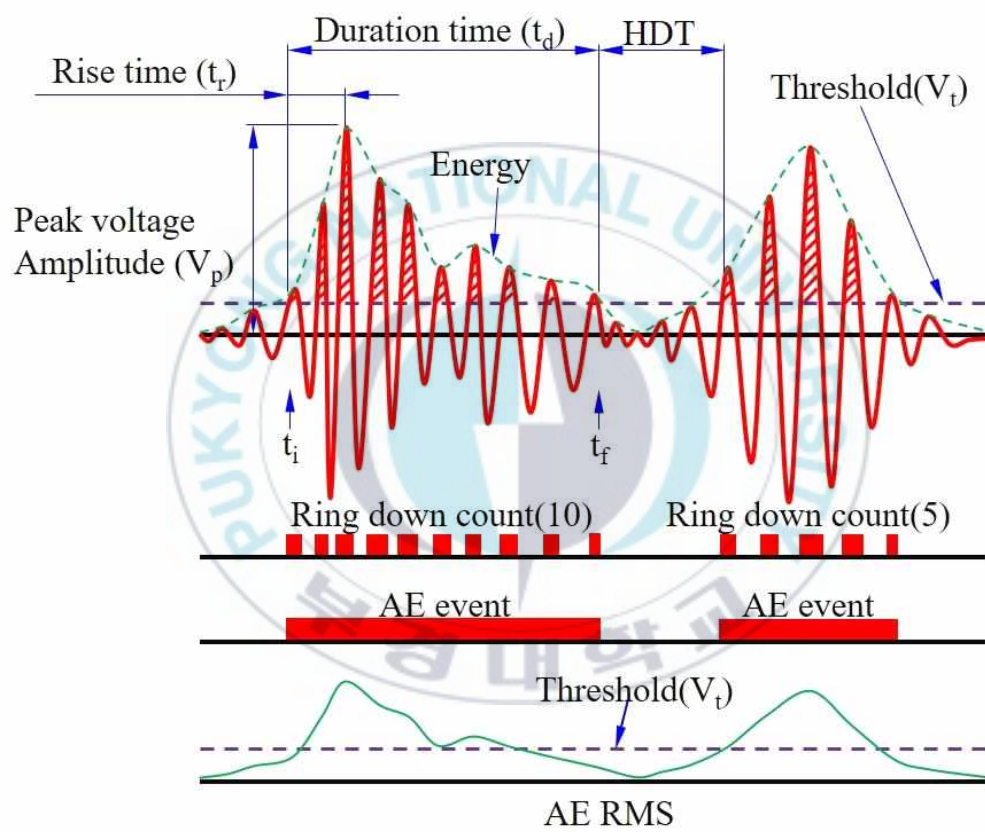


Fig. 10. Parameter analysis from acoustic emission signal.

AE 신호를 인지하도록 설정하는 전압이다. 즉, 기준값을 설정하여 센서가 받은 신호 중 이 기준값을 초과하는 신호만 분석한다. 주위 잡음 크기 및 발생하는 AE 신호 크기 등을 고려하여 설정해야 하고 이 값에 따라서 시험결과가 다를 수 있으므로 동일한 조건의 시험에서는 동일한 값의 문턱값을 설정해야 한다.

2) Event count(N_e)

파형의 개수와 AE 빈도를 나타낸다. 문턱값을 넘어서 event 횟수를 센서에서 인지하여 분석한다. 센서에 도달된 신호의 시작점과 끝점이 문턱값을 넘는 범위에서 1개의 AE 신호로 간주하며 내부에서 다중반사로 한 번의 AE 발생원이 여러 개의 AE event 발생수로 인지될 수 있으며 정체시간(dead time)을 조절하여 보정한다.

3) Ring-down count(N_c)

문턱값을 넘는 파고의 수, 즉 문턱값을 넘는 모든 진폭에 대한 횟수이다. AE 빈도와 크기에 정성적으로 비례하지만 사용한 AE 센서의 공진주파수에 따라서 달라진다.

$$N_c = \frac{f}{a} \ln \left(\frac{V_p}{V_{th}} \right) \quad (17)$$

4) Peak Amplitude(V_p)

AE event에서 최대 진폭이며 발생원의 크기와 종류에 따라서 달라지는 변수이다.

5) AE energy(E)

한 개의 AE event의 면적에 해당하는 것으로 AE 진폭을 제공한 값이다.
다음의 식 (18)로 계산하며 발생원의 세기를 나타낸다.

$$E = V_p^2 \quad (18)$$

6) AE rise time(t_R)

발생원의 오름 시간으로 한 AE event에서 문턱값을 초과하는 AE 시작부터
최대 진폭에 도달할 때까지 걸린 시간을 나타내는 양이다.

7) AE duration time(t_D)

t_D 로 표현되며 한 AE event에서 AE 시작에서 AE 종료까지의 시간을 의미
한다. 즉, 문턱값을 넘어 신호가 유지되는 시간을 의미한다. 다음 식 (19)와
같다⁶⁰⁾.

$$t_D = t_f - t_i \quad (19)$$

3. 시험편 및 시험방법

3.1 시험재료

실험에 사용된 능직 CF/AF 하이브리드 복합재료(HTCAC)는 Toray에서 생산되는 CF T300B-3K와 Kolon에서 생산된 파라아라미드섬유(para aramid fiber)로 K300-1420를 사용하였다. 직물 구조를 형성하기 위해 CF는 경사방향(warp)으로 하고 파라아라미드섬유를 위사방향(weft)으로 직조하였으며, 원단의 두께는 0.22 ± 0.02 mm이다. 또한 모재의 재료는 Epovia®RF-1001 비닐에스테르 수지(CCP Composites Korea(주))를 사용하였다. Table 2는 시험편 제작에 사용된 섬유의 종류와 물리적 특성을 나타내었다.

Table 2. Physical and mechanical properties of materials.

Material (Product)	Thread (count/mm)	Weight	Tensile strength (GPa)	Woven type
p-Aramid fiber (K300-1420)	Weft 55	200 (g/m ²)	3.6	2×2 Twill
Carbon fiber (T300B-3K)	Warp 55		3.53	
Vinyl-ester Epovia®RF-1001	N/A	1.04 (g/cm ³)	0.031	N/A

3.2 시험편

3.2.1 기계적 특성 측정을 위한 인장시험편

본 실험에 사용된 실험재료는 폭 1 m의 원단으로 생산되며 AF의 경우 강성 등이 우수하여 일반가위로 절단이 어렵기 때문에 AF 전용 절단가위를 사용하여 250 mm × 160 mm의 성형판 크기로 절단하였다. 인장강도 등과 같은 기계적 특성을 평가하기 위한 인장시험편은 몰드(mold)에 CF와 AF가 능직인 2 × 2의 직물 구조로 직조된 것을 10 플라이로 적층하였다. 10 플라이로 적층된 적층판은 성형틀에 삽입한 후 진공압 -960 mmHg를 가지는 성형틀 내부에 비닐에스테르 수지를 주입하여 8시간 동안 자연경화하였다. 오토클레이브의 성형조건은 온도 79℃ 및 성형압력 0.59 MPa로 성형하였다.

성형이 완료된 HTCAC는 ASTM D3039/D3039M-17⁶¹⁾ 규격을 참고하여 Fig. 11과 같이 인장시험편으로 제작하였다. 10 플라이로 성형된 복합재료는 길이와 폭이 각각 120 mm × 24 mm로 고속 정밀절단기를 이용하여 절단하였다. 인장시험편은 인장시험기의 지그로부터 시험편을 보호하고, 응력집중을 완화하기 위해 자체 제작한 알루미늄 탭을 부착하였다. 알루미늄 탭은 속건성 에폭시 수지인 아랄다이트 접착제(araldite rapid)로 접착하여 바이스에 고정 후 상온에서 12시간 이상 경화시켰다. 이후 접착강화를 위해 고온로에서 약 100℃의 온도에서 30분간 열처리하여 접착을 강화하였다. 최종 시험편의 두께는 약 2.2 mm이며 시험편의 형상과 치수를 Fig. 11에 나타내었다.

3.2.2 3점 굽힘시험편

3점 굽힘시험편은 능직 CF/AF를 성형판의 크기인 250 mm × 160 mm로 절단하여 총 20 플라이로 적층하였다. 성형과정은 인장시험편의 제작과정과 동일한 방법으로 성형하였다. 완전 경화된 성형판은 ASTM D7264/D7264M-21⁶²⁾을 참조하여 76 mm × 13 mm로 절단 가공하였다. 파괴

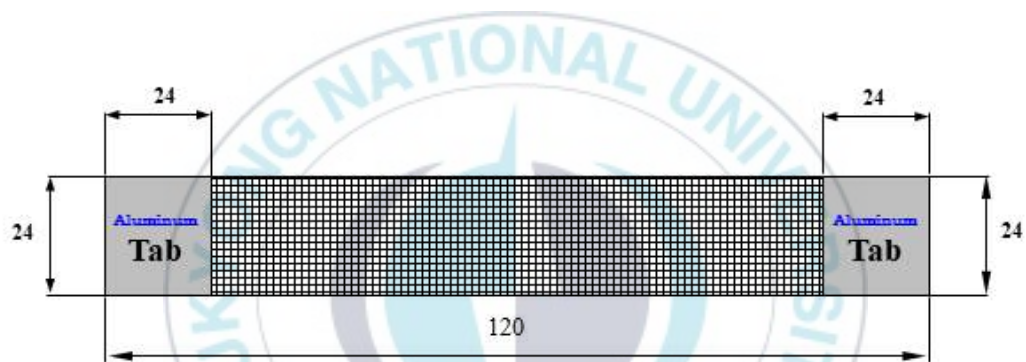


Fig. 11. Configuration of tensile specimen.

시험 중 균열거동을 확인하기 위하여 시험편 측면 부위를 에머리페이퍼 #2000으로 연마하였다. 3점 굽힘시험에서 사용한 시험편은 일반시험편(N), 고온시험편(H), 충격시험편(I), 수분시험편(W) 및 충격 및 수분시험편(IW)으로 총 5가지 종류로 제작되었다. 특히 고온시험편(H)은 고온로에서 100℃(H100), 200℃(H200) 및 300℃(H300)의 온도 변화를 주어 각각 2시간 동안 열을 가한 후 상온에서 자연냉각시켰다. 충격시험편(I)은 7.793 kg의 추를 약 0.26 m 높이에서 일반시험편의 중앙에 수직으로 낙하시켜 20 J의 충격손상을 가하였다. 수분흡수는 일반시험편(N)을 이용하여 수분시험편(W)과 충격시험편(I)을 이용한 충격 및 수분시험편(IW)으로 제작하였다. 수분시험편(W)과 충격 및 수분시험편(IW)에 대한 수분흡수를 위하여 각각 70℃의 증류수가 담긴 유리 용기에서 4주(28일) 동안 보관하였으며 수분흡수 확인을 위해 24시간 후 76~96 시간 간격으로 시험편의 무게를 측정하였다. 시험편의 종류는 Table 3과 같으며 3점 굽힘시험편의 형상과 치수를 Fig. 12에 나타내었다.

Table 3. Specifications of the test specimen.

Name	Comments
N	Non treated
H	High temperature 100℃, 200℃, 300℃ (2 hours)
I	Impacted (20 J)
W	Water absorption (4 weeks)
IW	Water absorption after impact damage

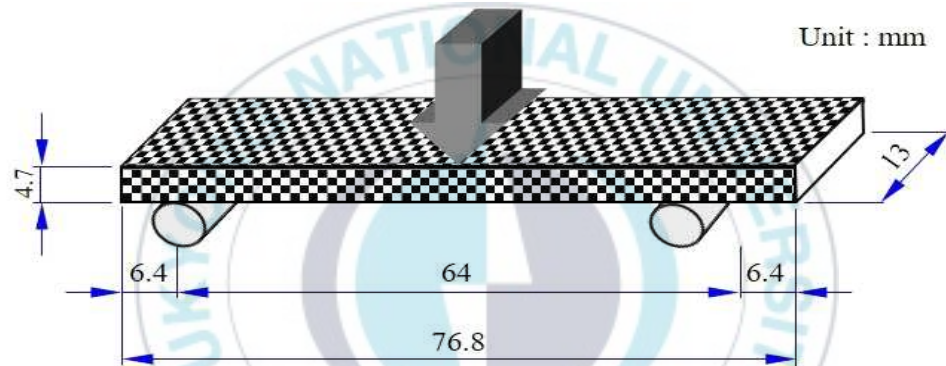


Fig. 12. 3 point flexural specimen configuration.

3.2.3 DCB 시험편

적층 복합재료에서 가장 취약한 층간분리는 모드 I 의 파괴형태로 층간파괴 시험은 DCB 시험편을 이용하였다. 시험재료인 능직 CF/AF를 성형판의 크기인 맞춰 250 mm × 160 mm로 정밀절단하였다. 파괴시험을 위한 초기균열을 생성하기 위해 10 플라이 층과 11 플라이 층 사이에 teflon tape(두께 약 80 μm)를 $a_0/L = 0.5$ 만큼 삽입하여 총 20 플라이로 적층하였다. 여기서 a_0 는 초기균열길이이며, L은 시험편의 길이이다. 이후 성형과정은 인장시험편의 제작과정과 동일하다.

DCB 시험편은 ASTM D5528-01¹⁸⁾에 따라 120 mm × 24 mm 크기로 절단 가공하였다. 시험기에 DCB 시험편을 고정하기 위해 가로와 세로가 각각 20 mm × 20 mm인 알루미늄 블록을 자체 제작하였다. 알루미늄 블록을 접착하기 전에 알루미늄 블록의 접착면은 파괴시험 중 미끄럼 방지를 위하여 #100 에머리페이퍼로 연마하였다. 알루미늄 블록은 인장시험편과 동일한 아랄다이트 접착제로 접착하고 바이스에 고정 후 상온에서 12시간 이상 경화시켰다. 경화가 완료된 DCB 시험편은 파괴시험 중 균열진전 길이를 관측하기 위하여 시험편 측면을 에머리페이퍼 #2000으로 연마한 후, 화이트색 보드마카로 도색하였다. DCB 시험편의 초기균열단에서 예리한 균열을 만들기 위해 피로균열을 삽입하였다. 만능 동적시험기(H사, 50 kN)를 사용하여 피로예비균열은 $K_{f_{\max}}$ 가 0.16 MPa·m^{1/2}의 범위 내에서 2 Hz로 하여 최종적으로 $a_0/L = 0.5$ 가 되게 제작하였다. DCB 시험편의 형상과 치수를 Fig. 13에 나타내었다.

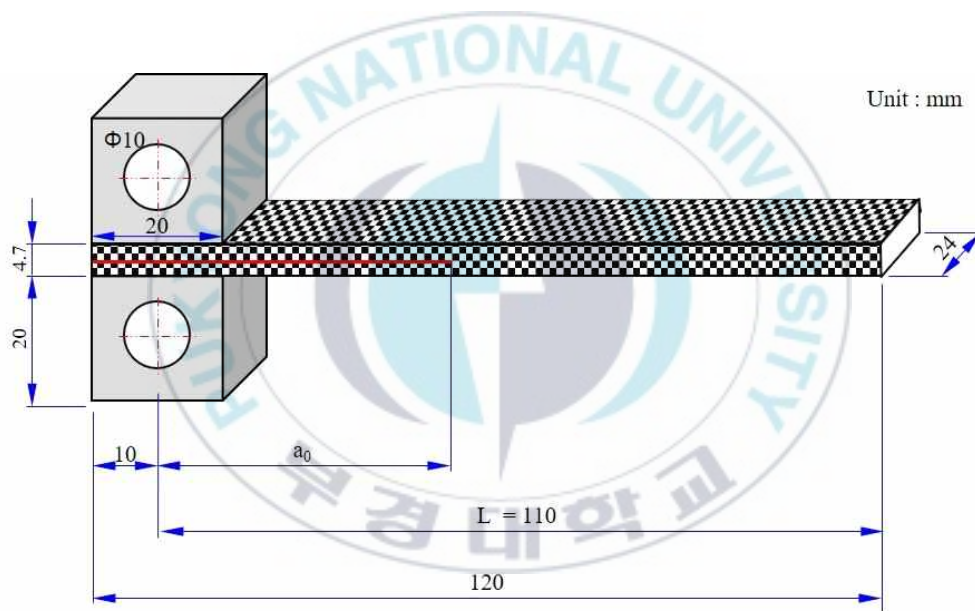


Fig. 13. Configuration of DCB specimen.

3.2.4 해수열화 및 손상 시험편

능직 CF/AF를 성형판의 크기에 맞게 250 mm × 160 mm로 절단하여 총 10 플라이로 적층하여 3점 굽힘시험편을 제작하였다. 성형과정은 인장시험편 및 DCB 시험편의 제작과정과 동일한 방법으로 성형하였다. 완전 경화된 성형판은 ASTM D7264/D7264M-21⁽⁶²⁾을 참조하여 120 mm × 24 mm로 가공된다. 파괴시험 중 파괴관측을 위해 에머리페이퍼 #2000으로 시험편 측면 부위를 연마하였다. 해수열화 및 손상에 사용한 시험편은 고온해수열화시험편(SW), 드릴 구멍 손상 해수열화시험편(SWH), 패치시험편(SWR)으로 총 3가지 종류로 제작되었다. 드릴 구멍 손상 해수열화시험편(SWH)은 고온해수열화시험편(SW)의 중앙에서 10 mm 떨어진 위치에 건식 원통형 다이아몬드 드릴로 Ø3 mm의 구멍을 가공하였다. 패치시험편(SWR)은 드릴 구멍 손상 해수열화시험편을 이용하였다. 구멍 부위에 파편과 오염 물질을 제거하기 위해 아세톤으로 세척 후 섬유 접착 강도를 높이기 위해 에머리페이퍼 #1000를 이용하여 섬유 부착 부위를 가공하였다. 가공된 표면에 경화제가 혼합된 불포화 폴리에스테르 수지를 바르면서 드릴 구멍에도 수지를 주입하여 완충시켰다. 이후 능직 CF/AF 원단 패치 크기는 가로 24 mm, 세로 10 mm로 시험편과 동일한 섬유 원단으로 절단하였다. 이때 시험편의 섬유 배열과 동일한 배열로 부착하였다. 불포화 폴리에스테르 수지를 패치가 부착된 시험편에 도포하였다. 패치가 부착 시험편은 변형 및 뒤틀림을 방지하기 위하여 인장시험편 등의 제작에 사용된 성형판을 이용하여 상온에서 성형기에서 24시간 동안 경화하였다(계기 압력 0 MPa). 고온해수열화시험편(SW)은 일반시험편을 해수 환경에 노출하기 위해 70℃의 해수가 담긴 항온수조에서 33주(224일) 동안 보관하였으며 수분흡수 확인을 위해 76시간 간격으로 시험편의 무게를 측정하였다. 시험편의 종류는 Table 4와 같으며 대표적으로 드릴 구멍 손상 해수열화시험편(SWH)의 형상과 치수를 Fig. 14에 나타내었다.

Table 4. Specifications of the test specimen.

Name	Comments
SW	Hot seawater absorption (70℃, 33 weeks)
SWH	Seawater absorption after drill hole processing
SWR	Repaired-patch for hole area

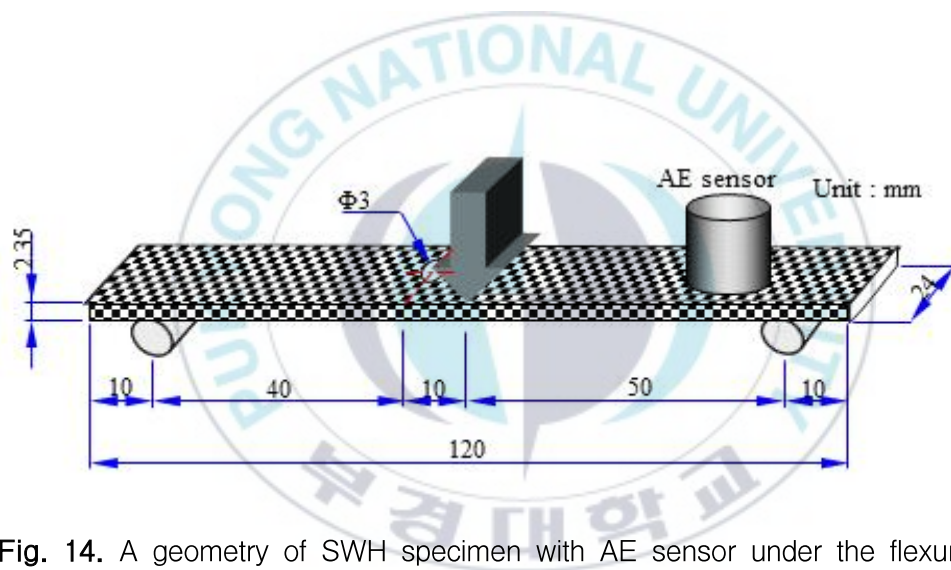


Fig. 14. A geometry of SWH specimen with AE sensor under the flexural test.

3.3 시험방법

3.3.1 인장시험

HTCAC에 대한 인장강도, 탄성계수 및 포아송비 등의 기계적 물성치를 평가하기 위하여 인장시험편을 이용하여 인장시험을 수행하였다. 변형률 측정을 위하여 인장시험편의 중앙에 종횡 2축용 전기저항 스트레인 게이지를 부착하였다. 이때 얻어진 데이터는 변형률 해석프로그램(Strain Smart)을 이용하여 측정하였다. 인장시험기는 중형인장시험기(Tinus Olsen, H50KS)를 사용하였다. 10 플라이로 적층된 인장시험편은 0.1 mm/min 변위제어로 수행하였다. Fig. 15는 시험장치의 개략도를 나타낸다.

3.3.2 3점 굽힘시험편에 의한 굽힘시험

3점 굽힘시험에서 사용한 시험편은 다양한 외부환경에 노출되는 것을 고려하여 고온, 충격, 수분 환경에 대한 굽힘강도 변화에 평가하였다. 시험편은 N, H, I, IW의 4가지 종류이며, 충격손상을 받은 I 및 W 시험편은 충격손상을 받은 반대 면에서 굽힘하중을 인가하였다. 시험편 하부 지지 경간은 ASTM D7264/D7264M-21⁶²⁾에 따라 68 mm로 하였다.

굽힘시험에 사용한 시험기는 만능인장기(Tinus Olsen, H50KS)를 사용하였으며, 변위제어 방식으로 0.1 mm/min로 수행되었다. 최대변위는 3점 굽힘시험 지그의 길이로 인하여 25 mm로 지정하였으며, 균열성장 길이는 실체 현미경 렌즈(x20)와 이동식 현미경의 x-y 테이블을 조립하여 사용하였다. 시험편이 파단 될 때까지의 하중-하중선 변위와 같은 모든 데이터는 디지털제어기와 상용 DA(Data acquisition, 데이터 수집) 프로그램을 이용하여 PC에 입력되고 저장되었다.

3.3.3 DCB 시험편에 대한 모드 I 파괴시험

적층복합재료의 문제점은 층과 층이 사이의 층간분리 파괴형상이 나타나기 때문에 층간분리에 대한 시험을 수행하여야 한다. 모드 I 파괴시험으로 층간분리에 대한 평가를 실시하였다. 모드 I 파괴시험은 인장시험기(Tinus Olsen, H5KS)로 ASTM D5528-01¹⁸⁾을 참조하여 0.5 mm/min 변위제어로 실행하였다. 파괴시험 동안 층간분리에 따른 균열성장길이는 실체현미경(Kyowa)과 이동식 현미경(N, O, W., CO.)을 조립하여 20배 고배율에서 육안으로 직접 측정하였다. 측정된 균열길이는 디지털 변환기(IT-005D, Japan)를 거쳐 PC로 저장하였다.

3.3.4 해수열화 및 손상 시험편에 대한 굽힘시험

실제 복합재료의 구조물이 해수환경에 의해 발생하는 손상과 손상된 부위에 대한 복원 시의 복원강도를 평가하기 위해 3점 굽힘시험을 수행하였다. 시험편은 SW, SWH 및 SWR 3가지 종류이며, SWR의 경우 패치가 부착된 면에서 굽힘하중을 인가하였다. 시험편 하부 지지 경간은 ASTM D7264/D7264M-21⁶²⁾에 따라 100 mm로 하였다.

굽힘시험에 사용한 시험기는 만능인장기(Tinus Olsen, H50KS)를 사용하였으며, 변위제어 방식으로 0.5 mm/min로 수행되었다. 최대변위는 30 mm로 지정하였으며, 시험편 표면관측을 위해 실체 현미경(x20)과 이동식 현미경의 x-y 테이블을 조립하여 사용하였다. 시험편이 파단 될 때까지의 하중-하중선 변위와 같은 모든 데이터는 디지털제어기와 상용 DA 프로그램을 이용하여 PC에 입력되고 저장되었다.

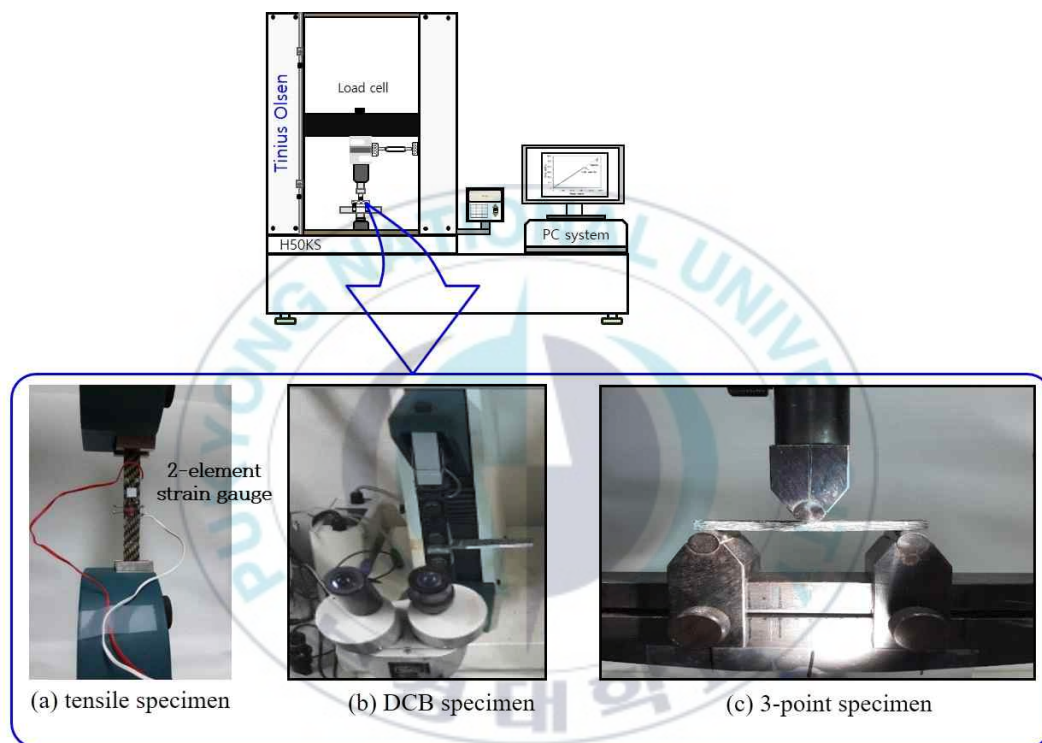


Fig. 15. The photos and schematics experimental apparatus.

3.4 멀티스케일 해석모델

본 연구에서는 하이브리드 섬유 복합재료의 구성요소인 CF, AF 및 에폭시의 미시적 구조가 고려된 복합재료의 멀티스케일 해석을 위하여 두 가지 스케일의 해석모델이 사용되었다. Fig. 16은 본 해석연구에서 사용된 미시적 스케일의 RVE 해석모델을 나타내고 있으며, Fig. 17은 거시적 스케일의 3점 굽힘 해석을 위한 시험편에 대한 해석모델을 나타낸다.

미시적 스케일의 해석모델인 Fig. 16에서 X 방향으로 배향되어 있는 자색 섬유는 CF이고 Z 방향으로 배향되고 있는 적색의 섬유는 AF이다. 두 종류의 섬유가 직조되어 있는 형상의 RVE 모델이다. 섬유 사이 간극은 에폭시 수지로 채워져 있는 형상으로 모델링 되었다. Table 5는 RVE 해석모델에 적용된 각 재료의 물성을 나타내었다.

Table 5. Material properties in analysis model.

	Epoxy	Aramid	
Elastic modulus (GPa)	3.34	112	
Poisson' ratio	0.35	0.36	
Carbon fiber			
E_1 (GPa)	294	E_2 (GPa)	6.21
ν_{12}	0.20	ν_{23}	0.40
G_{12} (GPa)	7.59	G_{23} (GPa)	2.21

Fig. 17의 거시적 스케일 해석모델은 CF/AF 복합재료에 대한 시험편 모델과 3점 굽힘해석을 위한 하중 인가점 및 하부 지지점의 세 가지 원형봉으로

구성된다. 이때, 하부 지지봉을 포함한 하중이 인가되는 상부 중앙부의 원형봉은 응력 등의 결과를 확인할 필요가 없기 때문에 변형이 발생하지 않으며 해석대상을 지정하지 않기 위하여 모두 강체로 모델링 하였다.

거시적 3점 굽힘해석의 하중조건은 상부 중앙의 원형봉에서 600 N의 집중하중이 인가되도록 지정하였다. 경계조건으로는 아래 두 원형봉을 지지점으로 고정하여 구속하고 세 원형봉과 시험편의 각 접촉면에는 일반 마찰의 접촉조건을 지정하였다. 이때, 거시적 시험편 모델에 적용되는 재료의 물성은 Fig. 16의 RVE 미시적 해석결과를 통해 계산된 값이 적용되게 된다. 즉, 먼저 하이브리드 탄소/아라미드 복합재료의 물성을 계산하기 위한 RVE 해석을 수행하고 그 결과를 거시적 스케일의 3점 굽힘해석에 적용하였다.



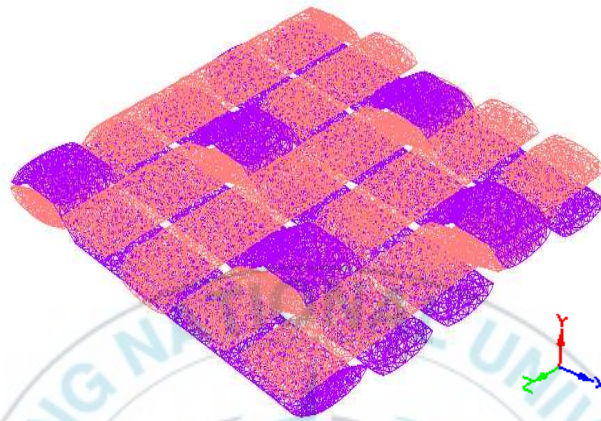


Fig. 16. Schematic of RVE.

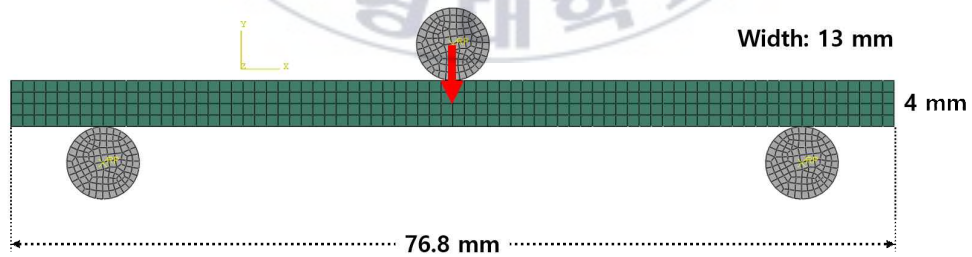


Fig. 17. Schematic of 3 point bending analysis.

3.5 AE 특성 평가방법

AE 특성 평가는 AEDSP 32/16 보드(USA, PAC Co.)를 내장하여 장착한 PC 시스템을 이용하였다. Fig. 18은 AE 시험장치의 개략도를 나타낸다. 시험편 내부에서 발생하는 탄성파를 획득하기 위해 AE 센서는 R15 센서(공진주파수 150 kHz)를 사용하였으며, 100 kHz에서 400 kHz의 밴드패스필터를 사용하였다. AE 센서는 시험편 중앙에서 40 mm 떨어진 위치에 부착하여 굽힘 시험 중 상부 지그와 접촉하지 않도록 하였다. AE 센서를 시험편에 밀착하기 위해 시험편 접촉면에 #2000 에머리페이퍼를 사용하여 시험편 표면을 가공한 후 시험편과 AE 센서 사이에 실리콘 접착매질(Sonotech)을 바르고 청테이프 로 압착 후 부착하였다. AE 신호는 AE 센서로부터 전기적 신호가 미약하게 입력되기 때문에 프리앰프에서 40 dB로 증폭하였다. 또한 AE 특성 평가에서 전기적 및 기계적인 잡음의 제거는 Hsu-Nielsen source 법⁶³⁾의 연필심 파괴로 수정하여 AE 문턱값을 26 dB로 설정하였다. 실험에 사용된 AE 파라미터는 복합재료를 사용한 ASTM E1067/E1067-18⁶⁴⁾과 ASTM E2076/E2076M-15 규격⁶⁵⁾을 참고하여 Table 6과 같이 설정하였다. AE 신호는 AE 전용 프로그램인 MISTRAS-2001과 MITRA를 사용하여 분석·평가하였다.

Table 6. AE parameter setup.

Parameter type	Instrument set values
Threshold type	Fixed
Threshold value	26 dB
Peak Definition Time(PDT)	50 μ s
Hit Lock Time(HLT)	300 μ s
Hit Definition Time(HDT)	200 μ s
Sampling time	2 MHz



Fig. 18. A photos of a AE experimental apparatus.

4. 결과 및 고찰

4.1 인장시험을 통한 기계적 특성 평가

HTCAC에 대하여 인장시험을 수행하고 탄성계수, 포아송비 등과 같은 기계적 특성을 평가하였다. 10 ply-HTCAC를 이용한 인장시험편을 통해 얻어진 응력-변형률 선도를 Fig. 19에서 나타내었다. N, H100, H300 및 W의 인장시험편의 탄성계수는 각 32 GPa, 25.4 GPa, 26.95 GPa 및 21 GPa이다. 탄성계수는 N 시험편에 비해 H300 시험편은 약 16.0%, W 시험편은 약 34.4%가 감소하였다. 포아송비는 가로방향 변형률과 세로방향 변형률의 비율을 나타낸다. 탄성계수는 선형 변화하는 응력-변형률 선도의 기울기를 이용하여 구하였다. 이때 온도변화에 따라서는 큰 차이 없이 미소한 변화가 나타났다. 결과적으로 수분흡수가 고온상태 만큼 HTCAC에 영향을 미침을 알 수 있다. N, H100 및 W의 인장시험편의 포아송비는 각각 0.04, 0.06, 0.07로 얻어졌다. Table 7은 얻어진 기계적 물성치를 나타낸다.

Table 7. Mechanical properties of the tensile specimen.

CF/Aramid test specimen	Elastic modulus (GPa)	Poisson's ratio (ν)
N	32	0.04
H100	25.4	0.06
H300	26.95	-
W	21	0.07

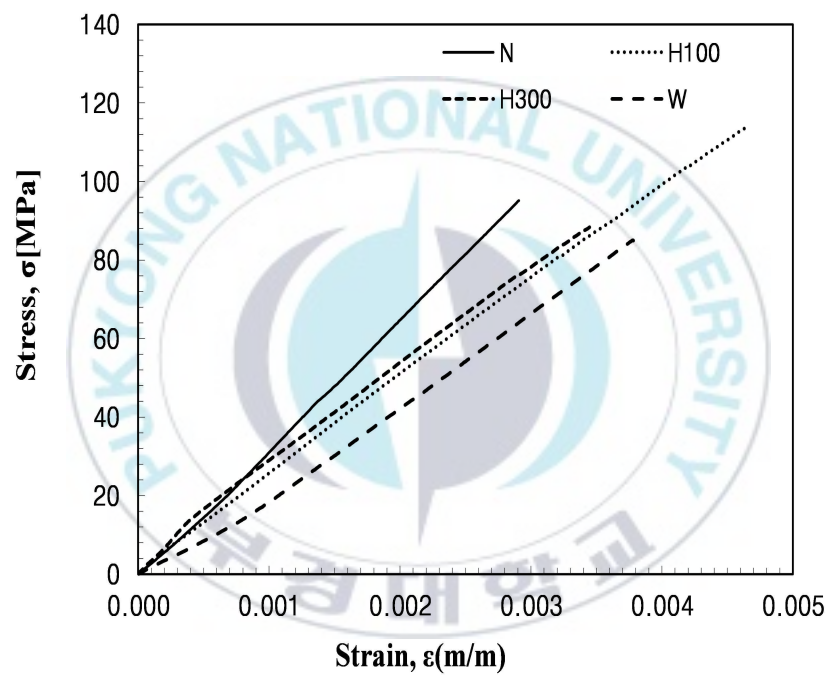


Fig. 19. The variations of the stress and strain under the tensile test.

4.2 3점 굽힘시험 특성 평가

Fig. 20은 고온으로 가열된 H100, H200, H300 시험편과 일반 N 시험편을 비교한 굽힘응력-변형률 그래프이다. 최대굽힘강도는 N 시험편이 311.31 MPa로 가장 높으며 온도가 상승함에 따라 각각 293.48 MPa, 264.29 MPa, 256.27 MPa로 나타났다. N 시험편의 기준에서 300℃ 고온에서의 시험편 H300에 대하여서는 약 18%의 감소율을 나타내었다. 즉, 시험편의 온도가 비교적 영향이 큰 것을 알 수 있다. 모든 시험편에서 약 100 MPa의 응력까지는 선형 변화하였으며, 이후 비선형 증가하여 최대응력 지점에서 급감하였다.

굽힘변형률의 상당 범위까지 응력이 서서히 증가하다가 이후 시험편에 균열이 진전되면서 응력이 증가 및 감소를 반복하면서 완만하게 감소하였다. 이때, N, H100 및 H200 시험편에서는 첫 파손 이후에도 인가되는 하중에 저항하며 파손되는 그래프 양상이 나타났지만, H300 시험편은 최대응력까지 증가한 후 약간의 응력 급감 이후 일정 응력을 유지하다가 이후로는 인가 하중에 대한 저항 없이 그대로 감소하였다. 이는, 300℃ 고온에서는 p-AF의 강도가 현저히 저하될 뿐만 아니라 고온의 영향으로 섬유가 손상되어 하중감소 이후부터 층간분리가 지속적으로 발생됨을 의미한다. 즉 p-AF가 300℃ 고온 이상에서는 온도의 영향을 크게 받아 적층분리현상에 의한 균열이 진전되었다고 판단된다.

Fig. 21은 일반 N 시험편의 파단 시 균열 발생형태를 나타낸다. Fig. 21 (a)는 하중점을 나타내며 하중이 가해진 직후의 CF와 AF의 배열 상태를 보여주고 있다. (b)는 하중점에서부터 가까운 곳에서 미소균열이 발생되고 있음을 나타낸다. 이 때에 응력의 최대 값에서 급격히 저하하였고 이후 서서히 응력이 증가하는 상태를 보여주는데 이것은 (c)에서 나타난 것처럼 CF부분이 일부 파단되어짐과 더불어 AF가 굽힘에 의하여 신장되어 지면서 서로 비틀림이 발생하여 나타나는 현상이다. (d)는 하중변화가 작은 변동을 나타내면서 전

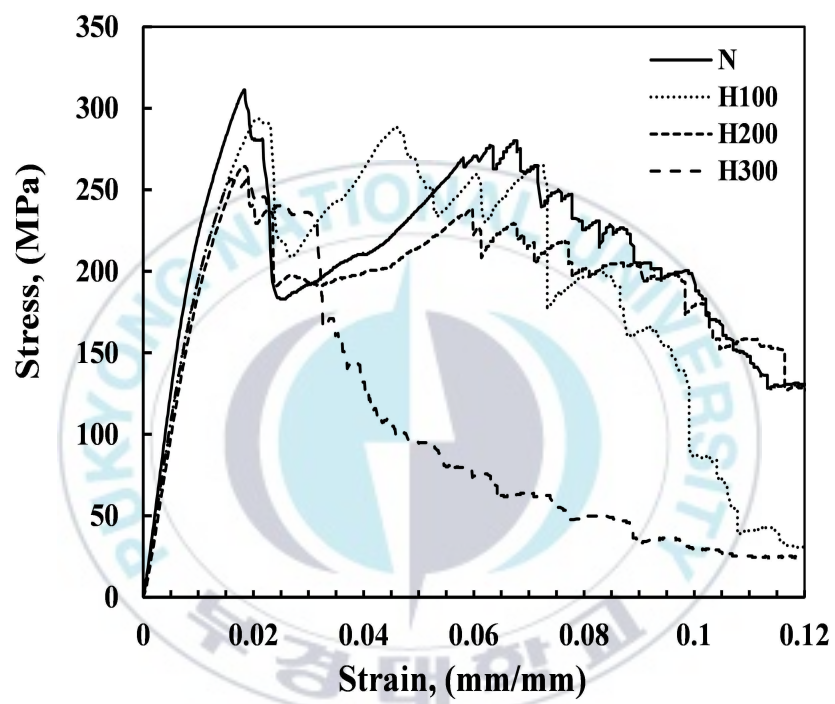


Fig. 20. The high temperature effect for the stress-strain curve under flexural test.

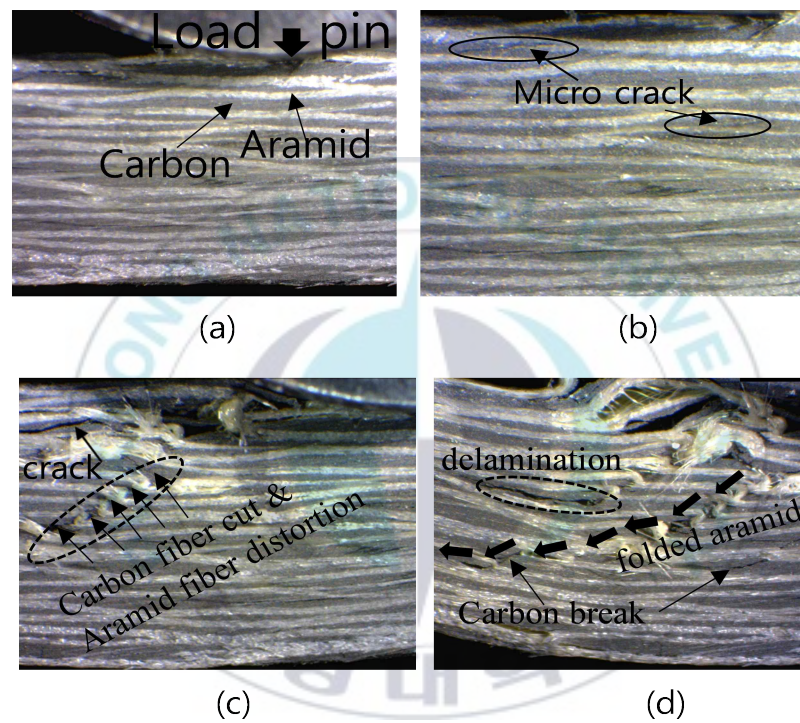


Fig. 21. The micrograph pattern of the crack extension with an interlaminar delamination.

체적으로 응력이 서서히 감소되고 있을 때 CF의 연속적 파단과 AF의 신장 접힘이 반복적으로 발생하는 양상을 보여준다. 또한 주변에서는 층간분리와 모재 균열도 나타났다. Fig. 22는 H300 시험편 파단 시 균열발생 형태를 나타낸다. 파단 양상은 Fig. 26의 유한요소 해석 등고선 결과와 같이 시험편의 상부와 하부의 응력집중 부위에서 발생하였지만 300℃ 고온의 영향은 N 시험편과 비교하여 낮은 응력수준에서 재료의 파손이 발생되었다. N 시험편과 마찬가지로 상부 하중점에서부터 ① 방향으로 균열이 진전되면서 곧바로 시험편 하부의 ② 지점에서 위쪽으로 계면의 분리와 CF의 파단이 지속적으로 나타났다. 이와 같은 양상은 N 시험편과 마찬가지로 CF가 파단 되어도 AF가 끊어지지 않는 파괴 매커니즘은 동일하게 발생되었으나, 300℃ 고온에서는 응력-변형률 관계에서 나타내는 것처럼 적층분리 현상이 지속적으로 나타나 하중의 재부담이 전혀 발생되지 않는 결과를 초래하여 더 빠른 파손이 발생하는 것을 확인할 수 있었다. 이것은 복합재료의 사용에 대한 안전성을 크게 감소시키는 것으로 여겨진다.

Fig. 23은 수분흡수시험편(W), 충격을 가한 시험편(I), 충격 및 수분시험편(IW)에 대한 3점 굽힘 응력-변형률 그래프이다. N max 솔리드 심벌은 일반 시험편의 굽힘강도를 나타낸다. W의 최대강도는 255.62 MPa, I의 최대강도는 198.92 MPa 및 IW의 최대강도는 161.14 MPa로 나타났으며, 각 지점의 변형률은 각각 0.019 mm, 0.019 mm 및 0.014 mm가 측정되었다. N 시험편의 기준에서 IW 시험편은 약 48%의 감소율이 나타났고, 수분을 흡수하기 전 I 시험편에 대하여도 약 36%의 감소율을 나타내었다.

모든 경우에 있어서 응력이 최대 급락한 이후 변형률의 0.06 ~ 0.08 mm/mm 범위에서 서서히 증가하다가 이후 다시 서서히 감소하는 경향을 나타내었다. 충격을 받은 부위에는 모재 균열과 적층분리가 발생하여 계면 간의 균열이 진전되며 진전된 균열로 인해 계면 간의 접착력 저하가 지속적으로 발생하였다. 또한, IW 시험편에서 충격을 받은 부위에 모재 균열과 적층분리된

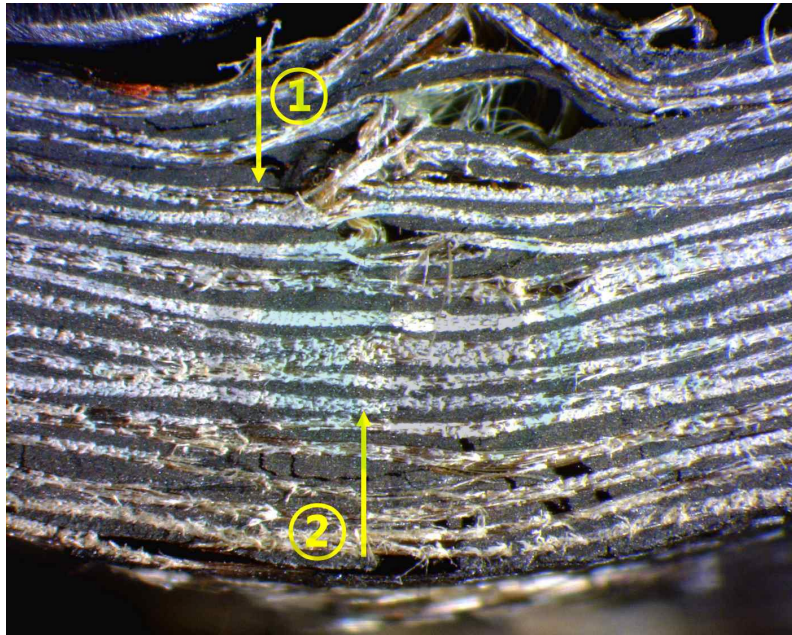


Fig. 22. The micrograph pattern of the crack extension with an interlaminar delamination for heat specimen at 300°C.

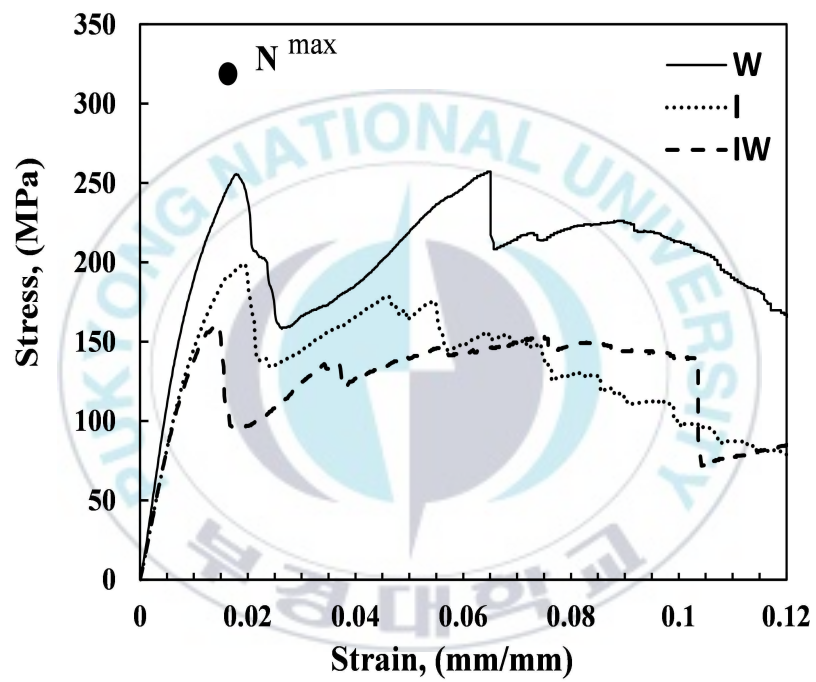


Fig. 23. The relationships of the stress-strain acquired from impact and water absorption specimen.

시험편이 흡수한 수분이 HTCAC의 AF에 열화를 발생시켜 강도 저하에 영향을 주는 것으로 여겨진다.

Fig. 24는 W 시험편의 파단 시 균열발생 형태를 나타낸다. 앞선 N과 H300 시험편과 마찬가지로 상부 하중점에서부터 ① 방향으로 균열이 진전되었다. 이후 곧바로 시험편 하부의 ② 지점에서 적층분리현상을 나타내며 재료의 파손이 발생 되었으나 이후 시험편 중앙부위의 CF가 점진적으로 파단되었다.



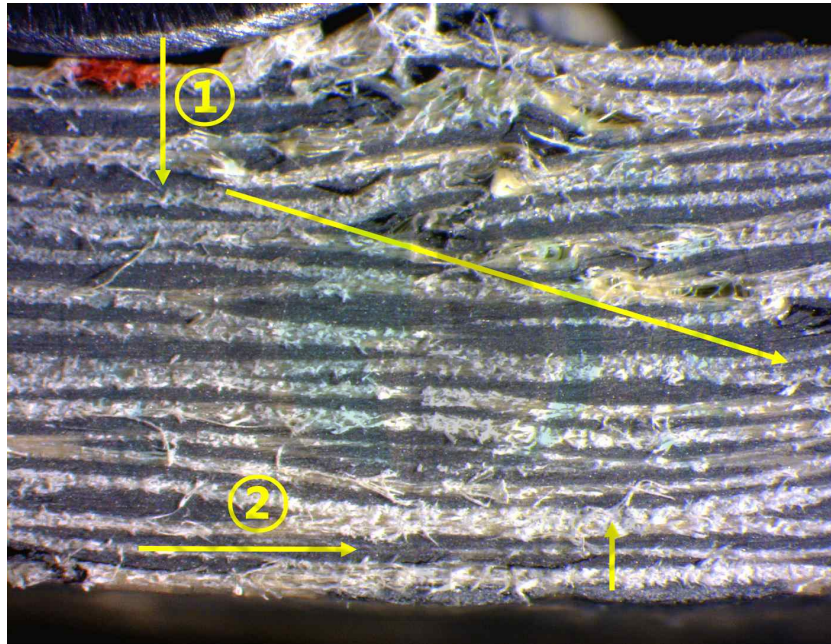


Fig. 24. The micrograph pattern of the crack extension and delamination for W specimen.

4.3 수치해석

4.3.1 RVE 해석결과

본 연구의 해석대상으로 모델링한 RVE 모델은 CF와 AF에 에폭시 수지가 첨가된 형상이다. RVE 모델은 구성텐서 $\bar{C}$ 의 계산을 위해 PBC가 지정되어 계산된다. Fig. 25에 한 방향에 대한 단위 변위조건이 주어지고 나머지는 0으로 하는 6개의 독립적인 섭동해석 결과를 나타내었다. 6개의 모델명은 변형률이 작용하는 방향에 따라 모델 XX, YY, ZZ, YZ, XZ 및 XY로 명명하였다.

가장 높은 응력분포가 발생하는 모델은 모델 ZZ에서 최소 531 MPa, 최대 223 GPa의 응력이 발생하였다. 반면, 모델 XY의 평면방향으로 작용하는 변형률에 대하여 최소 136 MPa, 최대 75.5 GPa의 응력이 발생하여 가장 낮은 응력분포를 나타내었다. 이러한 해석결과는 CF의 길이 방향으로 가해지는 하중보다 AF의 길이 방향으로 가해지는 힘에 대하여 재료가 더 높은 응력을 받아 구조적으로 취약해 질 수 있음을 의미한다.

이처럼, RVE 해석모델의 결과를 통하여 거시적인 해석결과로는 알 수 없었던 재료에 가해지는 하중방향에 따라 CF와 AF 및 에폭시 수지가 어떻게 변형하며 이때 발생하는 응력 분포가 어떠한지를 확인할 수 있었다. 그리고 RVE 해석의 주요 목적인 CF/AF 복합재료의 거시적 재료 물성을 계산하기 위하여 6개 모델에 대한 해석결과를 2장에서 설명한 균질화 계산에 관한 식에 대입하여 RVE 체적 V 의 평균 응력을 계산하고 구성텐서를 계산하였다. 즉, CF와 AF 및 에폭시 수지에 대한 체적분율과 미시 거동이 고려되어 균질화의 물성치가 계산되었으며, 이는 Table 8에 해당 재료의 균질화된 거시적 물성치로 나타내었다.

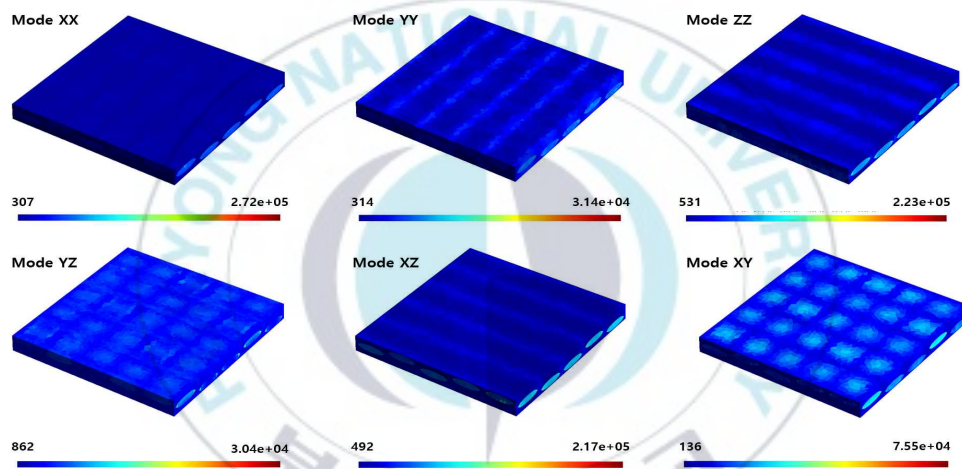


Fig. 25. Results of RVE analysis contour(unit : MPa).

Table 8. Homogeneous material properties of RVE.

Homogenization : Carbon/Aramid fiber/epoxy			
E_{11} (GPa)	45.95	V_{12}	0.38
E_{22} (GPa)	7.69	V_{13}	0.32
E_{33} (GPa)	13.85	V_{21}	0.063
G_{23} (GPa)	2.29	V_{23}	0.22
G_{13} (GPa)	7.20	V_{31}	0.96
G_{12} (GPa)	3.31	V_{32}	0.39

4.3.2 수치해석에 의한 3점 굽힘 해석결과

4.3.1의 RVE 해석모델의 결과로 얻어진 균질화된 복합재료의 물성은 거시적 스케일의 3점 굽힘시험을 재현한 해석모델에 적용되었으며 Fig. 26에 HTCAC의 3점 굽힘해석시험 결과를 나타내었다.

상부 중앙의 원형봉으로부터 600 N의 하중이 인가되는 상황을 나타내고 있으며, 등고선은 등가응력 분포의 결과를 나타내고 있다. 해석결과, 일반적인 등방성 재료의 3점 굽힘시험 결과와 마찬가지로 시험편 중앙의 상단과 하단 위치에 최대응력이 집중되고 있는데 이는 굽힘하중으로 인한 압축 및 인장력이 해당 시험편에서 가장 크게 발생하기 때문이다.

이러한 결과는 실제 굽힘시험에서도, 시험편 중앙부근의 상단 또는 하단에서부터 초기균열이나 파손이 발생할 것을 예상할 수 있게 한다. 따라서 본 연구의 실험 연구에서도 굽힘시험 시 파손을 관측하는 현미경의 초기 위치는 상단의 응력집중 위치로 고정하여 시험을 실시하였다.

섬유복합재료의 파단시험에서는 처음 섬유가 파단되는 순간을 관측하는 것이 매우 중요하기 때문에 본 해석연구의 결과는 이후 시험연구에서 유용하게 활용될 수 있었다.

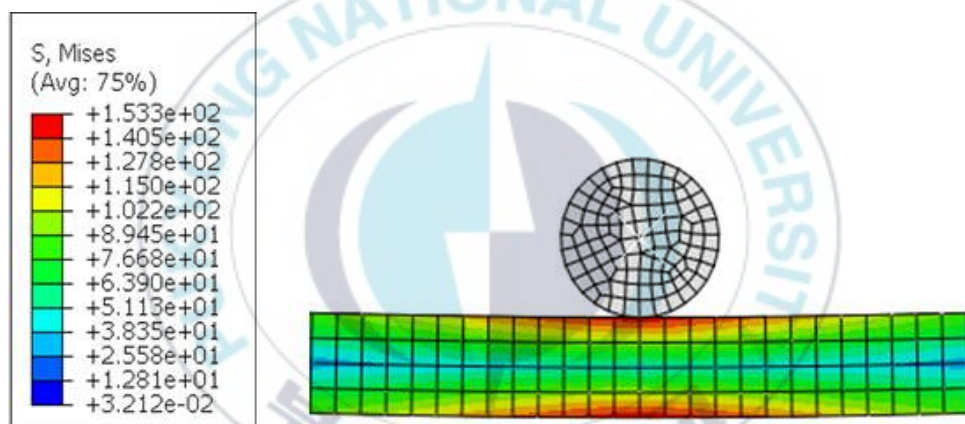


Fig. 26. Results of 3 point bending analysis.

4.4 수분흡수율의 영향

Fig. 27은 HTCAC 시험편의 시간에 따른 수분흡수율 변화를 나타낸다. 시험편 무게를 측정하기 위해 0.0001 g까지 측정되는 전자저울을 사용하였으며, 수분흡수율(%)은 아래의 식 (20)으로 구하였다⁶⁶⁾.

$$W(\%) = \frac{W_i - W_0}{W_0} \times 100 \quad (20)$$

여기서, W는 수분흡수율, W_i 은 수분흡수 후 시험편의 무게, W_0 는 수분흡수 이전의 시험편의 무게를 나타낸다.

동일한 IW 시험편 3개를(IW1, IW2, IW3) 70℃에서 680시간 동안 침지시켰다. 침지 후 192시간까지는 수분 흡수량이 약 2%에서 최대 약 3%까지 증가하였지만, 192시간 이후부터는 큰 변화 없는 상태로 침지 기간까지 유지되었다. 다른 종류의 시험편에서도 유사한 결과가 도출되었다. 이러한 결과는 HTCAC 구조물의 최대수분 흡수율이 무게 대비 최대 약 3% 내외임을 의미한다.

본 연구의 수분흡수율은 단일 CF와 AF 재료에 대한 기존의 수분흡수 연구와 비교하여 볼 때 단일 AF의 수분흡수율인 15%⁶⁷⁾와 비교하면 약 5배 낮은 결과이며, CF의 수분흡수율이 최대 1.2%⁶⁸⁾와 비교하여 약 2배 높은 결과로 비교된다. 이러한 결과는 HTCAC는 단일 CF와 비교하여 수분에 다소 취약하지만, 단일 AF와 비교하여서는 수분으로 인한 영향이 적음을 의미한다. 이는, CF와 AF 재료의 각 장점을 활용하는 본 연구의 방향과 비교하여 볼 때 아라미드의 수분흡수로 인한 물성저하를 개선하는 장점으로 작용한다.

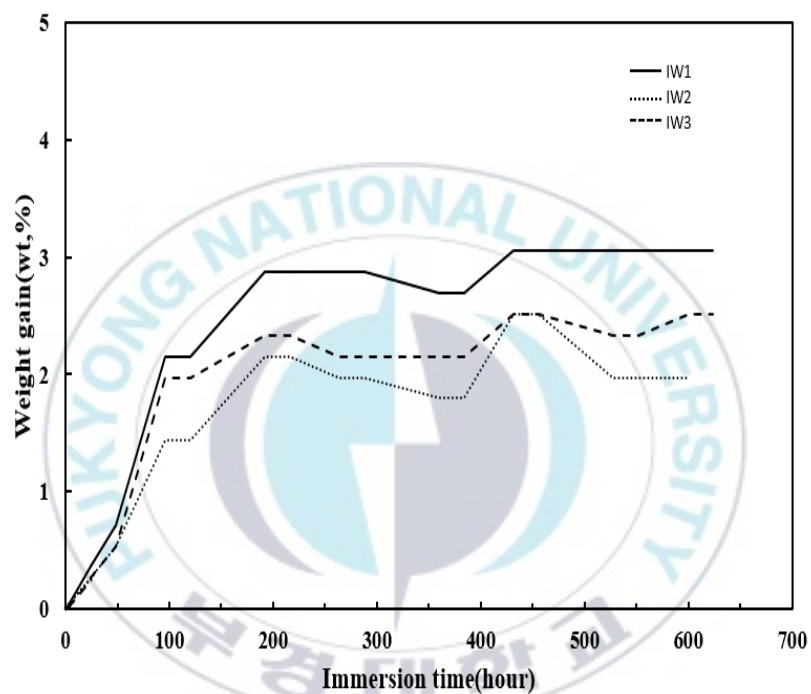


Fig. 27. Water absorption gains as a function of immersion time in the moisture environment at 70°C.

4.5 DCB 시험편의 모드 I 층간파괴인성 평가

HTCAC의 모드I 층간파괴시험은 DCB 시험편을 이용하였다. Fig. 28은 $a_0/L = 0.5$ 의 경우 하중에 따른 개구변위와 균열성장길이의 관계를 나타낸다. 시험은 총 3회(A, B, C) 수행하였으며, 최대하중에 도달하기 전까지는 거의 유사한 거동을 나타내다가 최대하중 이후에 하중 감소속도가 약간 차이가 발생되었고, 적층분리(현미경 관찰에 의한 값으로 VIS로 표현)도 약간의 편차는 보이지만 전반적으로 거의 동일한 성장을 하였다. 균열의 초기 성장 개시길이는 A, B 및 C 시험편이 각각 최대하중에 도달하기 전인 23.5 N, 28.65 N 및 25.186 N에서 0.11 mm, 0.85 mm 및 0.62 mm가 측정되었다. Fig. 28에서 a_i^A , a_i^B 및 a_i^C 은 각각의 균열 발생개시 지점이다. 하중은 실험 종료 시까지 감소 후 일정변위 또는 약간의 하중증가를 나타내면서 전반적으로 하강 반복하였다. 균열은 진전개시 후 최대하중 근방까지 거의 선형적으로 증가하다가 최대하중 이후에는 성장속도가 증가하였다.

DCB 시험편을 이용한 모드I 변형을 에너지해방률 G 는 ASTM D5528-01¹⁸⁾에서 제시한 MBT와 MCC로 평가하였다. 식 (21)은 MBT 평가식이다.

$$G_I = \frac{3Pu}{2b(a + \Delta)}F \quad (21)$$

여기서 P 는 하중, u 는 변위, b 는 시험편의 폭, a 는 균열길이이다. Δ 는 MBT에서 컴플라이언스 C 의 1/3승과 균열길이 a 와의 관계에 대하여 최소자승법으로 얻어진 기울기가 균열길이 a 축을 지나가는 절편의 크기를 구하여 얻어진다. F 는 다음 식 (22)에 의해서 구할 수 있다.

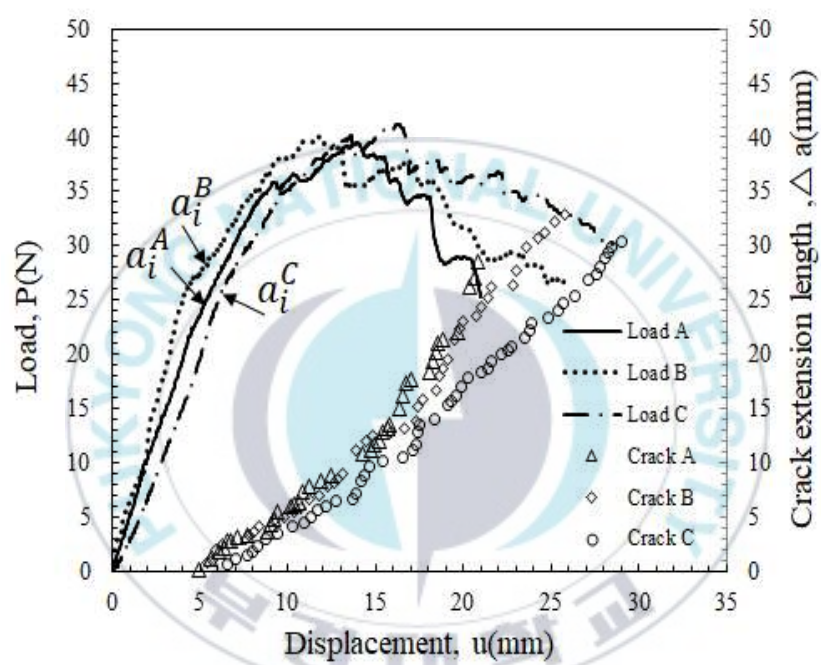


Fig. 28. The relationships of the load and displacement with the crack extension length under mode I loading.

$$F = 1 - \frac{3}{10} \left(\frac{u}{a} \right)^2 - \frac{3}{2} \left(\frac{uc}{a^2} \right) \quad (22)$$

여기서 c 는 시험편 두께 1/4에서 블록 중심까지의 거리이다. 식 (23)은 MCC 평가식이다.

$$G_I = \frac{3P^2 C^{2/3}}{2mbh} \quad (23)$$

식 (23)에서 얻어진 결과는 Fig. 31에서 얻어진 시험편 A, B 및 C의 결과에 의한 평균값을 수행한 평가치이다.

절편의 크기는 시험편의 보 이론에 따른 완전 내장상태가 아니고 적층이 박리되는 균열단 부분이 시험 동안에 회전하기 때문에 균열성장길이를 증가시켜 보정하는 것이다. 컴플라언스 C 는 하중점에서의 변위와 하중의 비 u/P 이다. Fig. 29에는 MBT 평가식을 위하여 시험편 A, B 및 C의 평균에 의한 $\Delta = 46.98$ mm 수정계수의 값을 나타내었다. 또한 MCC 법에서 m 은 시험편 두께로 균열길이를 정규화시켜 얻어진 값을 C 의 1/3승과 최소자승법으로 얻어진 기울기를 의미하며 Fig. 30에서와 같이 다음 식(24)에 의해 주어진다.

$$\frac{a}{h} = mC^{1/3} + \alpha \quad (24)$$

Fig. 30에서 $m = 180.34$, $\alpha = 1.989$ 를 얻어 식 (24)에 적용한다. 주어진 식 (21), (23) 및 Fig. 29~30의 결과를 이용하여 다음과 같은 변형률 에너지해방률을 얻었다. Fig. 31은 MBT 평가식과 MCC 평가식에 의한 결과를 비교한 것이다. 전체적으로 균열성장길이에 따른 변화는 큰 차이를 나타내지 않지만 약 4~12% 정도의 차이로 MCC 평가법이 더 크게 얻어졌다. VIS에 의한 G_{IC} 는 MBT 및 MCC에서 각각 0.1849 kJ/m^2 , 0.1916 kJ/m^2 의 값을 얻어 MCC

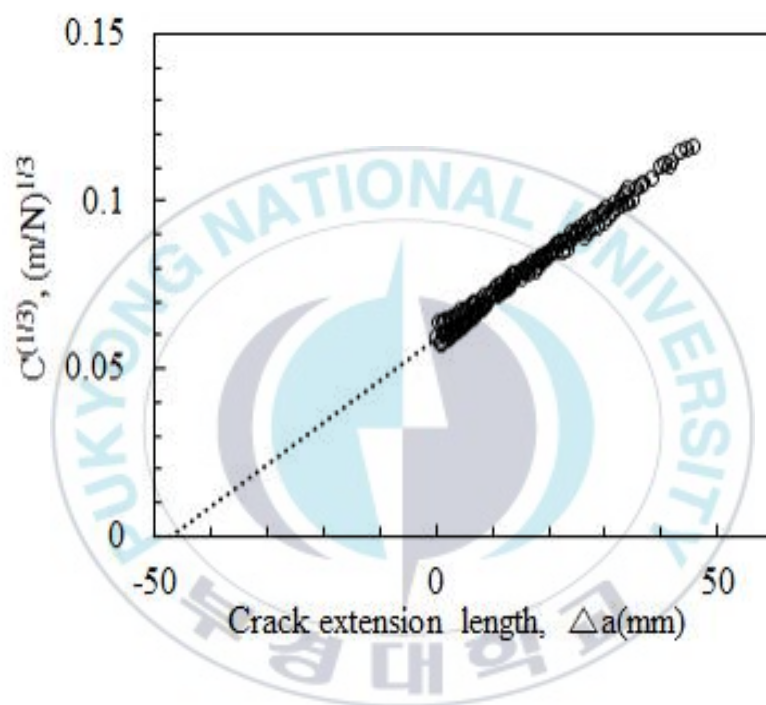


Fig. 29. Compliance calibration for the crack length of MBT.

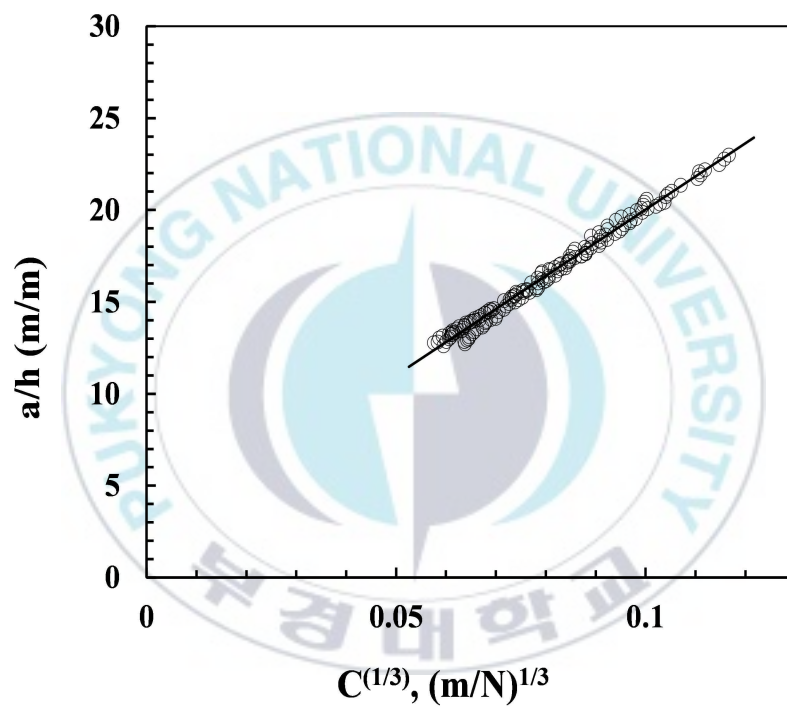


Fig. 30. Compliance calibration for the crack length of MCC.

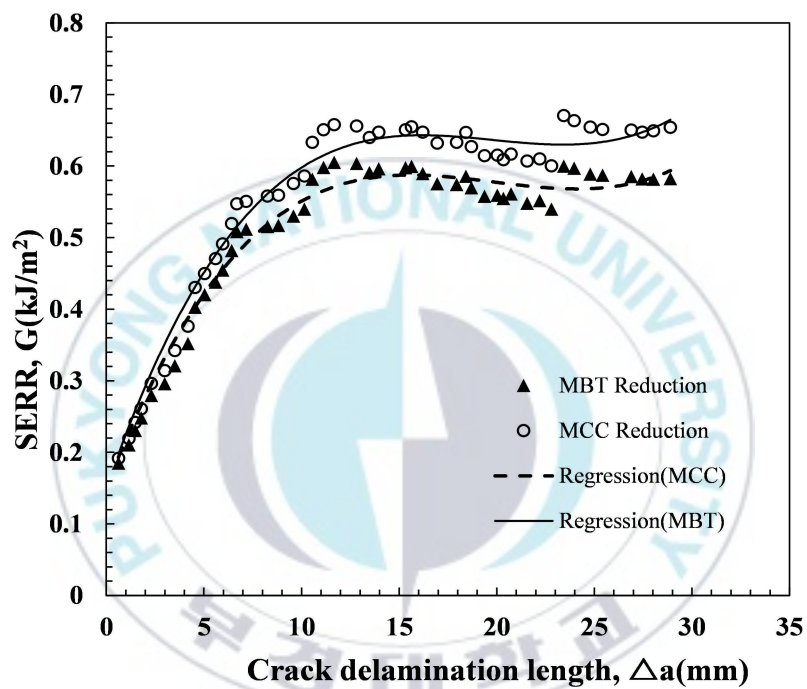


Fig. 31. The variation of mode I strain energy release rate curves comparing with MCC and MBT reduction.

평가법이 MBT 평가법보다 약 3.6% 높게 평가되었다.

초기균열 개시 이후부터 균열성장길이가 약 10 mm 구간까지는 변형을 에너지해방률 G 값은 비교적 선형적으로 증가를 하면서 MBT법과 MCC법 평가 사이에 큰 차이를 나타나지는 않지만 이후부터는 균열 성장에 따라 점진적으로 감소하다가 다시 약간 상승, 감소하는 비교적 안정적인 파괴저항치 G 가 MBT의 경우에 약 0.55 kJ/m^2 , MCC 경우에 약 0.65 kJ/m^2 로 얻어졌다. 이 차이는 MCC 평가법에서 모드I 시험편의 대 변위가 발생하는 것을 반영하지 못한 결과로 여겨지며 변위의 영향을 고려한 수정계수를 포함하는 MCC 평가는 향후의 연구에 반영할 계획이다.

또한 파괴인성치를 평가하기 위하여서는 Fig. 31에서 사용한 것과 같이 현미경 관찰에 의하여 측정된 균열개시점에 대하여 평가한 결과(VIS : Visual)와 함께 하중-하중선 변위 선도에서 비선형 거동을 시작하는 시점(NL)과 초기 선형구간의 기울기의 5% 시컨트를 이용한 평가(5%Max)법을 ASTM D5528-01¹⁸⁾에서 제시하고 있다.

따라서 3가지 적층분리 개시에 따른 균열에 대한 임계 에너지해방률에 의거하여 초기 파괴인성치를 비교 평가하여 Fig. 32에 나타내었다. VIS 측정에 의한 결과는 NL에 의한 결과보다 크지만 5%Max 측정방법에 의한 결과보다는 낮게 평가되었다. 이러한 경향은 MBT와 MCC에 의한 평가법에서 동일하게 나타났다.

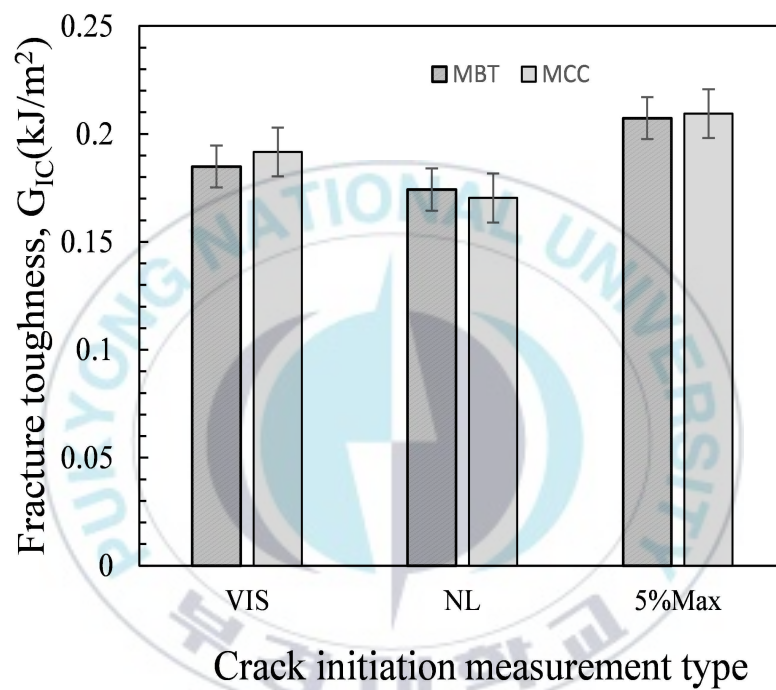


Fig. 32. The comparison of the fracture toughness according to the crack initiation measurement with MCC and MBT reduction.

4.6 해수열화 및 손상 시험편에 대한 3점 굽힘시험 및 AE 특성 평가

4.6.1 해수열화 및 손상 시험편에 대한 3점 굽힘시험 결과

Fig. 33은 SW, SWH 및 SWR 시험편에 대한 하중-하중선 변위 선도를 나타내었다. SWR 시험편의 경우 SWH 시험편의 손상 구멍에 패치를 부착하기 위해 가로, 세로 각각 24×10 mm의 패치를 한쪽 면만 부착하였다. 압축하중을 받기 위해 패치가 부착된 면이 상부 지그 방향으로 향한 후 굽힘시험을 수행하였다. SW 시험편의 최대하중 값은 114.66 N과 변위 8.64 mm으로 가장 높았다. SWH 시험편은 $\varnothing 3$ mm 구멍으로 인해 102.9 N과 변위 6.77 mm으로 SW 시험편의 최대하중 값보다 약 10.0% 감소하였다. SWH 시험편은 직경 $\varnothing 3$ mm의 드릴 원공부위에서의 단면감소로 인한 최대하중의 감소현상이 발생하였으나 패치 보수에 의하여 최대하중은 다시 증가하였다.

SWR 시험편의 최대하중은 113.68 N과 변위 7.5 mm으로 나타났으며 원공에 수지 함침과 섬유 적층으로 인해 SW 시험편의 최대하중보다 약 1%가 감소하여 나타났다. 하중-하중선 변위 선도에서 SW와 SWH 시험편의 초기 기울기는 거의 유사하게 나타났다. SWR 시험편의 경우, 구멍 가공 중 발생한 미소 균열, 모재 균열, 적층분리된 부위에 수지 함침과 패치 적층으로 인하여 SW 시험편의 최대하중의 약 99.0%까지 최대하중이 복원되었고, 변위는 약 86.8%까지 근접하였다. 원공에 부착된 섬유의 특성 즉, CF의 강도와 AF의 강성과 연성으로 인해 압축하중을 견디는 것으로 의미한다. Fig. 34에는 SW와 SWR 시험편의 굽힘시험 후의 시험편 국부좌굴의 파손현상을 나타내었다. SW 시험편의 경우, 상부 지그에 가까운 곳에서 국부좌굴이 생기면서 균열이 발생하고, CF 일부가 파단과 균열이 진전되고 일부 적층분리 현상이 나타났다. AF는 굽힘하중에 의해 신장과 비틀림이 나타났다. 최대하중 이후 하중이

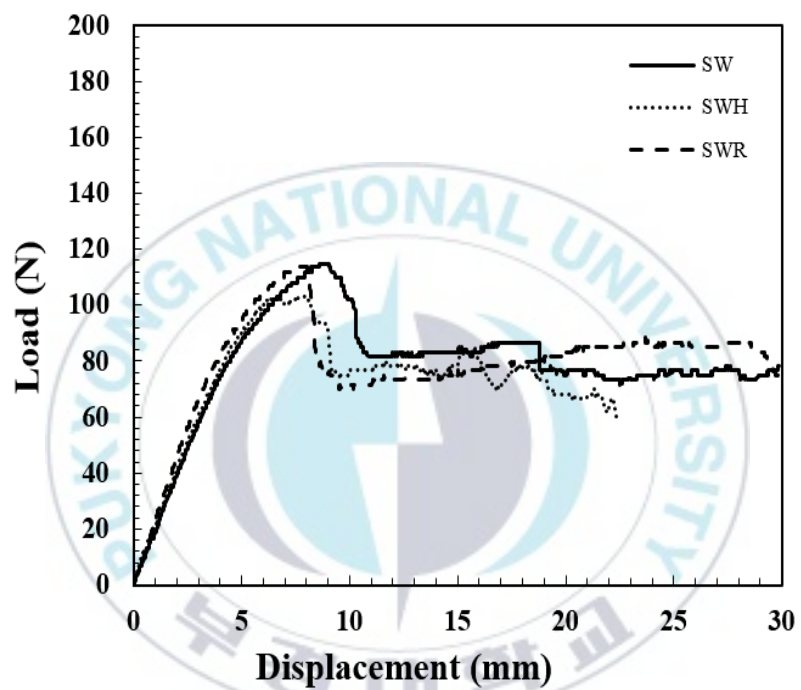


Fig. 33. The load-displacement curves under flexural test.

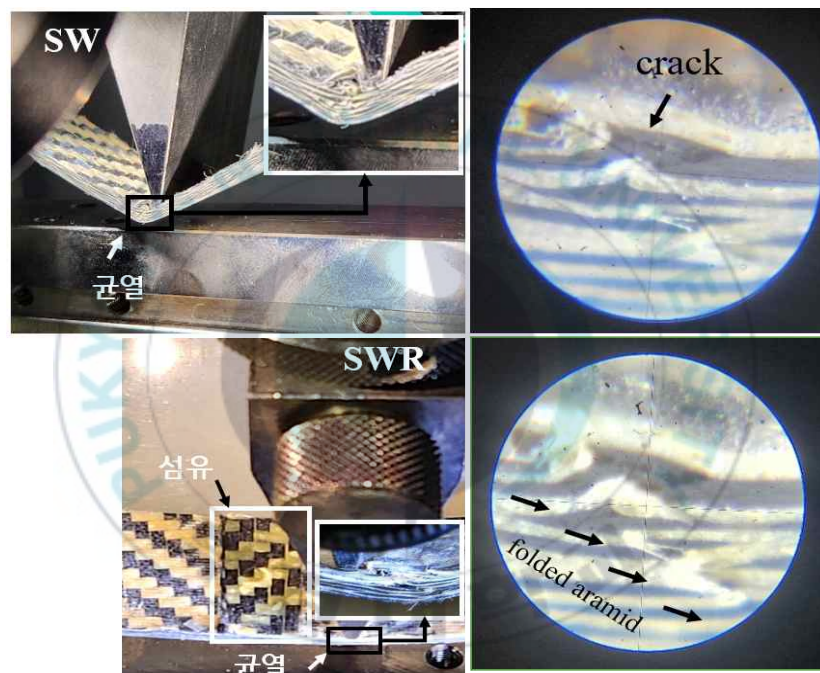


Fig. 34. The flexural behavior of SW and SWR specimen.

급감소한 후 하중이 증가 및 감소를 반복하면서 CF의 연속 파단과 AF의 신장과 접힘이 반복적으로 발생하였다.

Fig. 35는 SWH 시험편의 굽힘거동을 나타내고 있다. SW와 SWR 시험편과 다르게 상부지그에서 약 10 mm 떨어진 부위에서 파단 형태가 발생하였다. SW와 SWR 시험편은 상부 지그 접촉 부위에 국부좌굴 및 균열이 발생하였으나, SWH 시험편은 원공 부위에 응력이 집중되면서 구멍 부위 국부좌굴과 상부 지그에서 약 10 mm 떨어진 부위에서 균열이 발생하였다. 원공 부위에서의 응력집중 현상으로 인해 SW와 SWR 시험편과 비교하여 낮은 하중에서 재료의 파손이 발생하였다. ① 방향에서 ② 방향으로 균열이 진전되면서 CF의 파단이 지속적으로 발생하였으며 시험편의 적층분리와 AF의 접힘과 섬유파단이 나타났다.



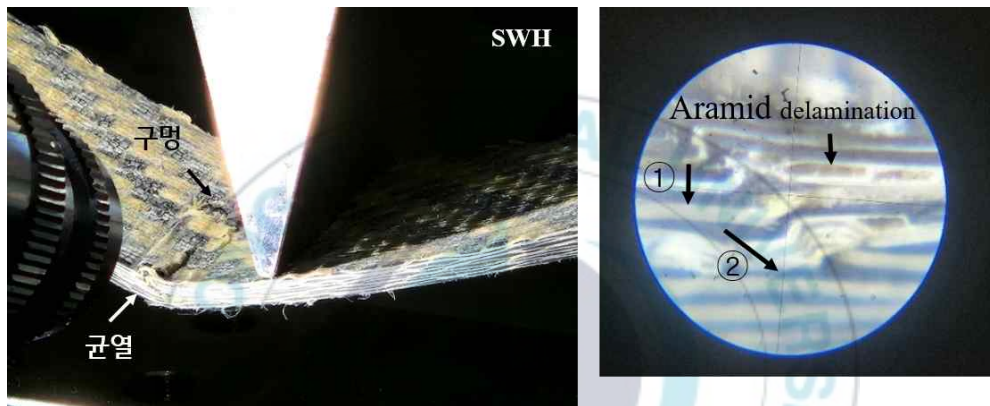


Fig. 35. The flexural behavior of SWH specimen.

4.6.2 해수열화 및 손상 시험편에 대한 AE 시험결과

Fig. 36은 굽힘시험에서 얻어진 하중선 변위와 누적 AE count와의 관계를 나타내었다. AE법의 분석방법은 대표적으로 위치표정, 패턴 분석 및 주파수 분석을 들 수 있다. 본 연구에서는 패턴분석을 이용하여 AE법을 적용하였다. AE count는 AE event 내 문턱값 이상의 파형의 수로 정의되며, 해당 재료의 손상 빈도를 나타내는 척도로 이용될 수 있다.

SW 시험편의 초기누적 AE count는 하중선 변위의 약 0.3 mm에서 1.96이 얻어졌다. 이후 굽힘시험이 종료할 때까지 최대누적 AE count는 479가 얻어졌다. SWH 시험편의 경우 하중선 변위가 약 0.6 mm에서 초기 4.94의 누적 AE count가 얻어졌다. 최대누적 AE count는 558로 얻어졌으며 Fig. 35에 나타난 것처럼 손상된 원공의 주위에서 발생한 균열의 영향을 받았다. 또한, SWR 시험편의 경우 하중선 변위가 약 0.3 mm에서 2.93의 초기누적 AE count가 발생하였으나 굽힘시험이 종료될 때에는 최대누적 AE count는 1,000이 얻어졌다. 이것은 최대하중에 도달한 이후부터는 굽힘거동에 의하여 패치부의 섬유가 접합현상이 심화되어 발생하였다. 전체적으로 굽힘시험 시작과 동시에 AE count가 발생되지 않아 잡음은 제거되었다. 최대 하중선 변위에서는 누적 AE count가 SW, SWH 및 SWR 시험편에서 각각 69.2, 91.2 및 67.1로 나타났다. SWH 시험편의 경우, 원공 부위에서 섬유파단, 균열 및 박리가 발생한 상태에서 시험편의 손상이 발생하였다는 것을 나타낸다. SWR 시험편의 누적 AE count가 SW 시험편보다 낮게 발생한 것은 수지 함침과 패치 적층의 영향을 받은 것으로 판단된다. SW와 SWH 시험편의 경우 시험편 전체가 해수를 흡수한 상태로 인해 시험편이 열화된 상태로 되어 있어 SWR 시험편보다 약 50.0% 낮은 최대누적 AE count를 획득하였다. 즉 시험편에 흡수된 해수로 인해 AE count 획득이 낮아짐을 알 수 있다. SWR 시험편은 원공 손상 부위에 수지 함침과 패치 적층으로 시험편의 물리적 성질은 개선되었으나, 최대하중점 이후부터는 내부 손상의 발생으로 오히려 증가되었을

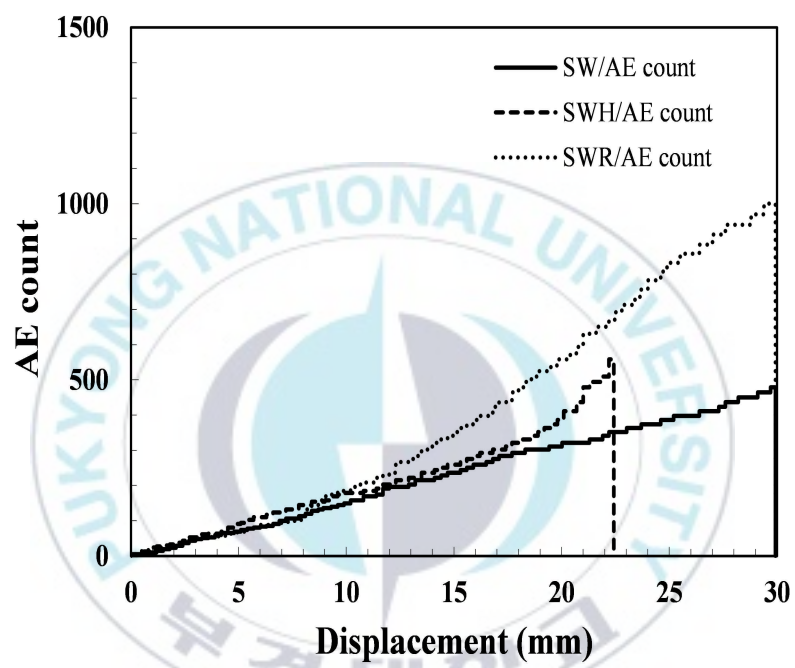


Fig. 36. The relationship between AE count and for load and displacement.

가능성을 보여준다. 이것은 향후 패치보수를 시행할 때 적절한 패치의 크기와 적층수 등의 결정에 고려되어야 할 사항이며 차기 연구에서 검토 예정이다. Fig. 37은 굽힘시험에서 얻어진 누적 AE 진폭을 나타낸다. AE count가 손상의 빈도라 할 경우, AE 진폭은 하나의 AE Hit 내의 파형의 높이를 나타내며, 발생원의 크기와 종류에 따라 달라지는 변수이다. 누적 AE count는 SW, SWH 및 SWR 시험편의 특성에 따라 다르게 나타났고 시간이 경과함에 따라 증가하였다. AE 진폭은 모든 시험편에 큰 차이가 없이 낮은 저진폭이 나타났다. 초기 AE 진폭은 SW 시험편의 경우 180 sec.에서 27 dB, SWH 시험편은 36 sec.에서 27.3 dB 마지막 SWR 시험편의 경우 36 sec.에서 27 dB이 발생하였다. AE count처럼 굽힘시험이 시작되고 적어도 36 sec. 뒤에 AE 진폭이 발생하여 기계적 및 전기적 잡음은 제거되었다. 최대 AE 진폭은 SW 시험편이 28 dB, SWH 시험편 31.3 dB, SWR 시험편 30.3 dB를 획득되었다. AE 진폭이 낮게 나오는 것은 시험편에 가해지는 하중에 의해 시험편 내부에서 발생하는 탄성파가 시험편이 흡수하고 있는 해수에 간섭을 받았다. 따라서 모든 시험편에 낮은 저진폭으로 나타났다가 때문에 현재의 시험결과로는 AE 진폭을 이용하여 균열의 발생 및 손상 크기를 평가하기는 부족하다. 따라서 향후의 후속 연구에서 좀 더 개선된 AE 진폭평가에 대한 연구방법의 모색이 요구된다.

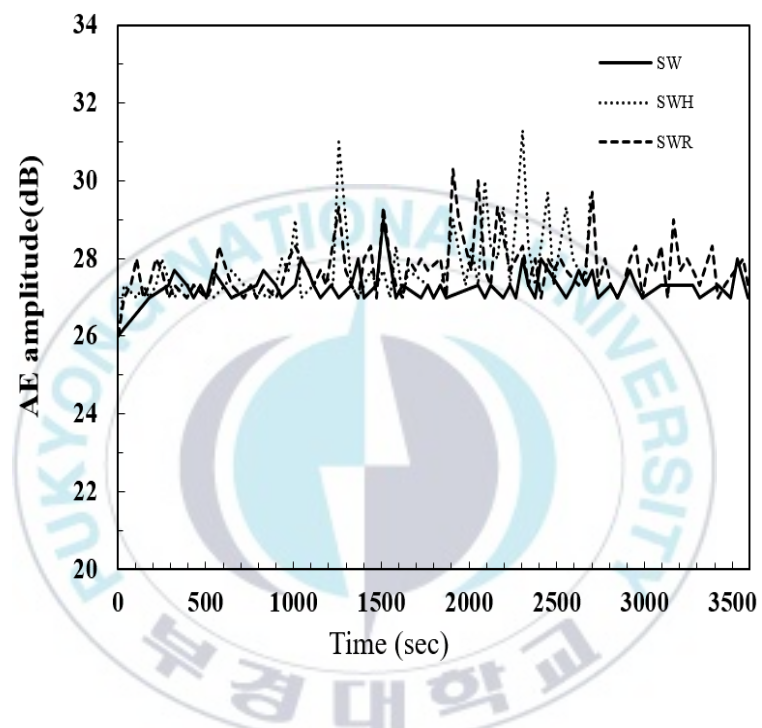


Fig. 37. AE amplitude during flexural test.

4.7 해수흡수율의 영향

일반시험편을 70℃의 해수가 담긴 항온수조에서 224일 동안 보관하여 해수 흡수시험편을 완성하였다. 해수 흡수율 확인을 위해 시험편 무게를 76시간 간격으로 측정하였다. 0.0001 g까지 측정되는 전자저울을 사용하여 시험편 무게를 측정하였고 해수흡수율(%)은 수분흡수율과 동일한 식 (20)으로 구하였다⁶⁶⁾.

HTCAC 시험편의 시간에 따른 해수흡수율을 Fig. 38과 같이 나타내었다. SW1, SW2 및 SW3 시험편 3개를 70℃의 해수에서 224일(5,376시간) 동안 침지 하였다. 침지 후 해수흡수량은 72시간까지는 약 3.0%에서 최대 4.0%까지 증가하였고 약 200시간 이후부터 2.0% 감소한 후 측정 완료까지 큰 변화가 없는 상태로 침지 기간까지 유지되었다. 이러한 결과는 CF/AF 복합재 구조물의 최대 해수흡수율이 무게 대비 최대 약 3.0% 내외임을 알 수 있다.

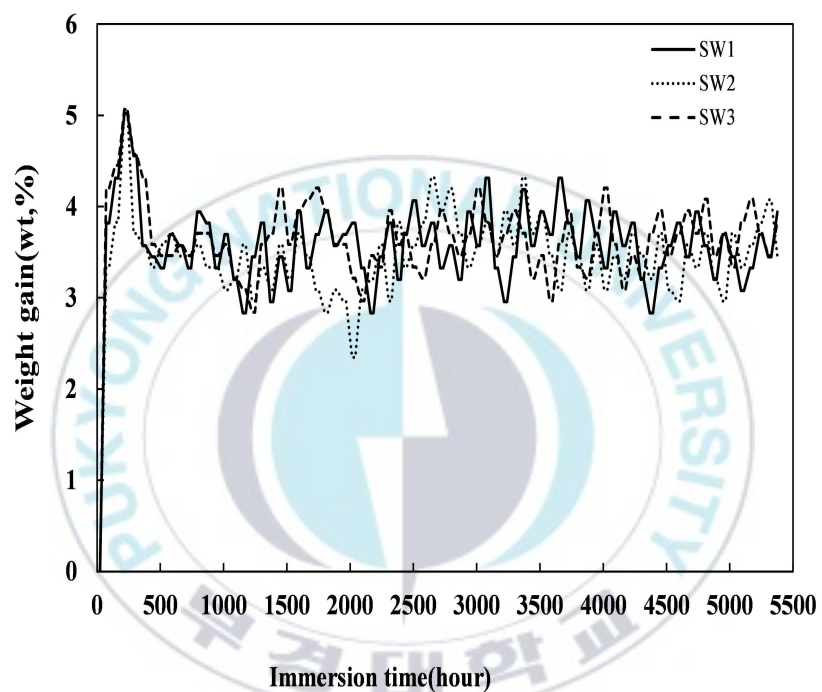


Fig. 38. Seawater absorption gains as a function of immersion time in the seawater environment at 70°C.

5. 결 론

본 연구에서는 섬유의 구조가 능직 형태인 탄소/아라미드 섬유 하이브리드 적층복합재에 대하여 시험편을 환경 노출 조건에 따라 고온, 충격 및 수분흡수의 변화에 따라 제작하여 인장 및 3점 굽힘시험을 수행하였고 해수 환경에 장시간 노출된 시험편에 발생된 원공 소상을 패치 부착 보수한 시험편을 이용하여 AE법을 적용하여 그에 따른 손상평가를 수행하였다. 또한 DCB 시험을 수행하여 적층과괴인성치를 구하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) N, H100, H300 및 W의 탄성계수는 각 32 GPa, 25.4 GPa, 26.95 GPa 및 21 GPa이다. N 시험편에 비해 H300 시험편은 약 16.0%, W 시험편은 약 34.4%가 감소하였는데 이것은 온도 변화에 따라서는 큰 차이 없이 미소한 변화가 나타나지만 300℃의 경우에 약 16.0%의 감소가 되는 반면에 수분흡수의 경우는 약 34.4%까지 감소하여 수분흡수가 고온상태 보다 더 큰 영향을 미칠 수 있다.

2) N, H100, H200, H300, W, I 및 IW 시험편에 대한 최대굽힘강도는 N 시험편이 311.31 MPa로 가장 높게 나타났으며, 나머지 시험편의 경우 각각 293.48 MPa, 264.29 MPa, 256.27 MPa, 255.62 MPa, 198.92 MPa 및 161.14 MPa로 나타났다. N 시험편의 기준에서 IW 시험편이 48.0%의 감소율이 나타났고 충격을 받은 부위에 모재 균열과 적층분리된 시험편에 흡수한 수분이 AF에 열화를 발생시켜 강도를 저하시켰다고 여겨진다. 수분을 흡수하기 전 I 시험편에 대하여도 약 36.0%의 감소율을 나타내었다. 300℃ 고온에서의 시험편 H300에 대하여서는 약 18.0%의 감소율이 발생하였다. 300℃ 고온에서는 적층분리현상이 지속적으로 나타나 더 빠른 파손이 발생하였다. 충격 및 수분, 충격, 수분 및 고온 순으로 시험편의 강도가 저하하였으며, 특히 수분의 영향이 AF 열화에 미치는 영향이 큼을 확인하였다.

3) CF, 아라미드 및 에폭시 수지의 미시적 구조결합을 고려한 RVE 해석을

수행하여 AF의 배향방향으로 가해지는 하중에 대하여 재료가 가장 취약해질 수 있음을 확인하였다. 또한 미시적 해석의 결과를 바탕으로 혼합재료의 거시적인 기계적 물성을 계산하였으며 각 방향 탄성계수와 함께 포아송비를 획득하였다.

4) 침지된 복합재료의 수분흡수는 침지 후 28일 이후부터 최대 수분흡수율이 무게 대비 약 2~3%까지 증가하였다. 단일 AF의 수분흡수율인 15.0%와 비교하면 약 5배 낮은 결과이며, 단일 CF의 수분흡수율인 최대 1.2%와 비교하여 약 2배 높다. CF/AF 복합재료는 단일 CF와 비교하여 수분에 다소 취약하지만, 단일 아라미드와 비교하여서는 수분으로 인한 영향이 적음을 알 수 있다.

5) DCB 시험에서 균열의 초기 성장 개시는 최대하중에 도달하기 전 각 시험편에서 0.11 mm~0.85 mm가 측정되었고 MBT 및 MCC 평가식에 의한 결과는 균열성장길이에 따른 2가지 평가치 변화가 약 4~12% 정도의 차이로 MCC 평가법이 더 크게 얻어졌으며, VIS에 의한 G_{IC} 는 MBT 및 MCC에서 각각 0.1849 kJ/m²와 0.1916 kJ/m²의 값을 얻어 MCC 평가법이 MBT 평가법보다 약 3.6% 높게 평가되었다. 또한 VIS 측정에 의한 결과는 NL에 의한 결과보다 크지만 5%max 결과보다는 낮게 평가되었다. 현재 도출 결과는 MBT 평가결과를 적용하는 것이 안전측면 설계에서 유리할 것으로 여겨진다.

6) SWH 시험편은 고온의 해수를 흡수한 시험편에 직경 $\varnothing 3$ mm 원형 구멍을 가공하여 최대하중은 SW 시험편의 최대하중 보다 약 10.0% 감소하였다. SWR 시험편의 원공 손상부위에 수지 함침과 패치 적층으로 SW 시험편 대비 최대하중의 약 99.0%까지 복원되었고 변위는 약 86.8%까지 근접하였다. 이것은 원공에 부착된 패치의 특성 즉 CF의 강도와 AF의 강성과 연성으로 인해 압축하중에 대한 저항성이 높아진 것으로 여겨진다.

7) 최대하중 변위에서는 누적 AE count가 SW, SWH 및 SWR 시험편에서 69.2, 91.2 및 67.1로 각각 나타났다. SWR 시험편은 원공 부위에 패치적층으

로 물리적 성질은 개선되었으나, 최대하중점 이후 내부 손상의 발생 증가 가능성을 보였다. AE 진폭은 SW 시험편 28 dB, SWH 시험편 31.3 dB 및 SWR 시험편 30.3 dB를 감지하여, 모든 시험편에 낮은 저진폭으로 나타났기 때문에 현재의 시험결과로는 AE 진폭을 이용하여 균열의 발생 및 손상 크기를 평가하기는 부족하다. 따라서 향후의 후속 연구에서 좀 더 개선된 AE 진폭평가에 대한 연구방법의 모색이 요구된다.

본 연구에서 얻어진 결과는 HTCAC로 구성된 구조물 및 기계설비에 대한 안전측면 설계에 유용하게 활용될 것으로 여겨진다.



인 용 부 호

NOMENCLATURE

a	: Crack length	[mm]
AE	: acoustic emission	[-]
AF	: Aramid Fiber	[-]
C	: Compliance	[m/N]
CC	: Compact Compression	[-]
CF	: Carbon Fiber	[-]
CFRP	: Carbon Fiber Reinforced Plastic	[-]
CT	: Compact Tension	[-]
CTOD	: Crack Tip Opening Displacement	[-]
DCB	: Double Cantilever Beam	[-]
E	: Young's modulus	[-]
ELS	: End Loaded Split	[-]
ENF	: End Notched Flexure	[-]
EPFM	: Elastic Plastic Fracture Mechanics	[-]
FRP	: Fiber Reinforced Plastic	[-]
G	: Energy release rate	[J/m ²]
G _c	: Critical energy release rate	[J/m ²]
GRP	: Glass Reinforced Plastic	[-]
HTCAC	: Hybrid Twill Carbon Fiber Aramid Composite	[-]
I	: moment of inertia	[kg · m ²]
K	: Stress intensity factor	[Pa · m ^{1/2}]
LEFM	: Linear Elastic Fracture Mechanics	[-]
MBT	: Modified Beam Theory	[-]

MCC	: Modified Compliance Calibration Method	[-]
P	: Load	[N]
PBC	: Periodic Boundary Condition	[-]
RVE	: Representative Volume Element	[-]

GREEK LETTERS

Δ	: $C^{1/3}$	[-]
δ	: Opening displacement of DCB specimen	[mm]
ν	: Poisson's ratio	[mm/mm]
σ	: Stress	[Pa]



참 고 문 헌

- 1) Y. R. Ryu, Y. S. Yun and O. H. Kwon, "AE Application for Fracture Behavior of SiC Reinforced CFRP Composites", Journal of Korean Society of Safety, Vol. 31, No. 3, pp. 16~21, 2016.
- 2) H. Rahmani, S. H. Mahmoudi and A. Ashori, "Mechanical Performance of Epoxy/Carbon Fiber Laminated Composites", Journal of Reinforced Plastic Composites, Vol. 33, pp. 733~740, 2014.
- 3) J. W. S. Hearle, "High-Performance Fibers", Woodhead Pub. Ltd. New York, pp. 23~58, 2001.
- 4) L. Nicolais, M. Meo and E. Milella, "Composite Materials, A Vision for the Future", Springer, London, 2011.
- 5) F. Larsson and L. Svensson, "Carbon, Polyethylene and PBO Hybrid Fiber Composite for Structural Lightweight Armour", Composite Part A, Vol. 33, pp. 221~231, 2002.
- 6) J. H. Kwak, Y. S. Yun and O. H. Kwon, "The Experimental Analysis of the PVC Foam Cored CFRP Sandwich Composite for the Mixed Mode Delamination Characteristics", Journal of Korean Society of Safety, Vol. 33, No. 2, pp. 8~13, 2018.
- 7) Imielinska K. and Wojtyra R, "Water Absorption Behaviour of Vinyl

- ester Laminates Reinforced with Aramid and Glass Fibres”,
Kompozyty, 2003.
- 8) C. Y. Yue, G. X. Sui and H. C. Looi, “Effects of Heat Treatment on the Mechanical Properties of Kevlar-29 Fiber”, Composites Science and Technology Vol. 60, pp. 421~427, 2000.
- 9) A. K. Bandaru, L. Vetiyatil and S. Ahmad, “The Effect of Hybridization on the Ballistic Impact Behavior of Hybrid Composite Armors”, Composites Part B, Vol. 76, pp. 300~319, 2015.
- 10) Ishai. O and Shragi. A, “Effect of Impact Loading on Damage and Residual Compressive Strength of CFRP Laminated Beams”, Composites Struct, Vol. 14, No. 4, pp. 319~337, 1990.
- 11) Krystyna Imielinska and Laurent Guillaumat, “The Effect of Water Immersion Ageing on Low-velocity Impact Behaviour of Woven Aramid - glass Fibre/epoxy Composites”, Composites Science and Technology Vol. 64, pp. 2271~2278, 2004.
- 12) S. C. Park, S. H. Park, J. A. Jung, C. S. Cha and Y. J. Yang, “A Study on the Fatigue Bending Strength of Quasi-isotropic CFRP Laminates Subjected to Impact Damage”, Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society, Vol. 18, No. 10, pp. 688~695, 2017.

- 13) K. H. Im and I. Y. Yang, "A Study on Effects to Residual Fatigue Bending Strength of Orthotropy CFRP Composite Laminates under High Temperature and Moisture", Proceedings of the Korean Society of Automotive Engineers, Vol. 8, No. 6, pp. 247~258, 2004.
- 14) M. Akay, S. Kong Ah Mun and A. Stanley, "Influence of Moisture on the Thermal and Mechanical Properties of Autoclaved and Oven-cured Kevlar-49/epoxy Laminates", Composites Science and Technology, Vol. 57, pp. 565~571, 1997.
- 15) B. Nageswara Rao and A. R. Acharya, "Evaluation of Fracture Energy, G_{Ic} using a Double Cantilever Beam Fiber Composite Specimen", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 51, No. 2, pp. 317~322, 1995.
- 16) M. F. S. F. de Moura, R. D. S. G. Campilho, A. M. Amaro and P. N. B. Reis, "Interlaminar and Intralaminar Fracture Characterization of Composites under Mode I Loading", Composite Structures, Vol. 92, pp. 144~149, 2010.
- 17) C. S. Hong, "Experimental Method of Interlaminar Fracture of Composite Materials", Journal of Mechanical Science and Technology, Vol 30, No. 2, pp. 172~179, 1990.
- 18) ASTM D5528-01, Standard Test Method for "Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix

- Composites”, ASTM International, 2000.
- 19) V. Alfred Franklin and T. Christopher, “Fracture Energy Estimation of DCB Specimens Made of Glass/Epoxy”, *Advances in Materials Science and Engineering*, Vol. 2013, p. 7, 2013.
- 20) S. F. Hwang and B. C. Shen, “Opening Mode Interlaminar Fracture Toughness of Interply Hybrid Composite Materials”, *Composites Science and Technology*, Vol. 59, pp. 1861~1869, 1999.
- 21) J. U. Choi, M. H. Jee, M. H. Lee, J. S. Lee and D. H. Baik, “Structure and Property Relations in Heat-treated para-Aramid Fibers”, *Textile Science and Engineering*, Vol. 47, No. 1, pp. 15~21, 2010.
- 22) M. C. Andrews, D. J. Bannister and R. J. Young, “Review the Interfacial Properties of Aramid/Epoxy Model Composites”, *Journal of Materials Science*, Vol. 31, pp. 3893~3913, 1996.
- 23) J. Parthenios, D. G. Katerelos, G. C. Psarras and C. Galiotis, “Aramid Fibers ; A Multifunctional Sensor for Monitoring Stress/strain Fields and Damage Development in Composite Materials”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 69, pp. 1067~1087, 2002.
- 24) R. Gutkin, C. J. Green, S. Vangrattanachai, S. T. Pinho, P. Robinson and P. T. Curtis, “On Acoustic Emission for Failure Investigation in CFRP : Pattern Recognition and Peak Frequency Analyses”,

- Mechanical Systems and Signal Processing, Vol. 25, pp. 1393~1407, 2011.
- 25) H. Rahmani, S. H. Mahmoudi and A. Ashori, "Mechanical Performance of Epoxy/Carbon Fiber Laminated Composites", Journal of Reinforced Plastic Composites, Vol. 33, pp. 733~740, 2014.
- 26) C. K. Kim and D. H. Kim, "A Study on the Strength Safety of a Composite Hydrogen Fuel Tank for a Vehicle", Journal of the Korean institute of gas, Vol. 15, No. 5, pp. 37~41, 2011.
- 27) J. W. Han, "Low-velocity Impact Characterization of Laminated Composite Materials", Journal of Korean Society of Safety, Vol. 23, No. 6, pp. 34~37, 2008.
- 28) T. S. Kim, "The Effect of Fiber Stacking Angle on the Crack Propagation and Delamination Behavior in Hybrid Composite Material on an Air Craft Main Wing", Korea University, Master's Thesis, 2004.
- 29) C. Y. Yue, G. X. Sui and H. C. Looi, "Effects of Heat Treatment on the Mechanical Properties of Kevlar-29 Fiber", Composites Science and Technology, Vol. 60, pp. 421~427, 2000.
- 30) E. S. Lee and M. G. Han, "Fracture Mechanics", Wonchang Publishers, Incheon, 1993.
- 31) M. S. Kim, "Damage and Reliability of Composites", Sigmapress,

- Pusan National University, Trouble Analysis and Reliability Research Center, pp. 1~2, 2003.
- 32) J. H. Lee, "Fiber Glass Reinforced Plastic", KiJeon Publishers, Seoul, 2003.
- 33) C. S. Hong, "Mechanical Properties of Composite Laminated Structures", Journal of the KSME, Vol. 32, No. 1, pp. 4~17, 1992.
- 34) C. K. Moon, Polymer Matrix Composite, Sigmapress, Seoul, 2000.
- 35) H. J. Lee, "Fiber Reinforced Plastic", KiJeon Publishers, Seoul, 2003.
- 36) Woven Fabrics, http://www.kennethjfrango.com/education/woven_fabrics.htm 2006.
- 37) H. T. X. Truong, M. J. Martinez, O. O. Ochoa and D. C. Lagoudas, "Mode I fracture toughness of hybrid co-cured Al-CFRP and NiTi-CFRP interfaces : An experimental and computational study", Composites Part A, Vol. 135, pp. 105925, 2020.
- 38) D. H. Oh, "Physical and chemical treatment to improve interfacial adhesion strength of carbon fiber reinforced with hybrid composites", p. 3, Pusan National University, Master's Thesis, 2012.
- 39) G. R. Irwin, "Handbook the Physics", Springer, Berlin, Vol. 7, pp. 78, 1958.
- 40) A. A. Griffith, Trans. Roy. Soc., London, Vol. 221, p. 163, 1920.

- 41) G. R. Irwin, ASM, Vol. 147, 1948.
- 42) E. Orowan, Rep. Prog. Phy, 12, 185, 1949.
- 43) T. L. Anderson, "Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications", CRC Press, Florida, 1994.
- 44) Y. J. Yum, Y. W. Chu and H. You, "Analysis of Mode II and Mixed Mode Delamination in Carbon/Epoxy Composite Material", University of Ulsan, Journal of Engineering Research, Vol. 29, pp. 151~165, 1998.
- 45) C. S. Lee, "Application of Electric Resistance Method to Composite Laminate for Detecting Delamination", University of Ulsan, Master's Thesis, p. 1, 2001.
- 46) <https://blog.naver.com/rossie999>
- 47) D. I. Jang, K. S. Jung and M. G. Han, "Fracture Mechanics", Wonchang Publishers, Incheon, pp. 3~17, 1992.
- 48) P. D. Mangalgiri, W. S. Johnson and R. A. Everett Jr, "Effect of Adherend Thickness and Mixed Mode Loading on Debond Growth in Adhesively Bonded Composite Joints", NASA Technical Memorandum 88992, 1986.
- 49) F. Ducept, D. Gamby and P. Davies, "A Mixed Mode Failure Criterion Derived from Tests on Symmetric and Asymmetric Specimens", Composites Science and technology, Vol. 59, pp. 609~619, 1999.

- 50) S. Bennati, M. Colleuori, D. Corigliano and P. S. Valvo, "An Enhanced Beam Theory Model of the Asymmetric Double Cantilever Beam (ADCB) Test for Composite Laminates", *Composites Science and Technology*, Vol. 69, pp. 1735~1745, 2009.
- 51) J. Kaiser, "An Investigation into the Occurrence of Noises in Tensile Tests or A Study of Acoustic Phenomena Tensile Tests", Ph. D. Thesis, Germany, 1950.
- 52) B. Schofield and R. A. Bareiss, "Acoustic Emission under Applied Stress", WADC Technical Report 58-194, Lessells and Associates, Boston, MA, 1958.
- 53) H. J. Lee, "Introduction to Non-destructive Evaluation", Pusan National University, Failure Analysis and Reliability Research Center, pp. 93, 2003.
- 54) M. S. Oh, J. S. Won and Y. G. Jung, "Detection of Built-up Edge by AE Signal Analysis", *Journal of Korean Society of Precision Engineering*, Vol. 16, No. 3, pp. 18~24, 1999.
- 55) M. G. Han, B. G. Choi, "Non-Destructive Testing, Hyungseul Publishing", Seoul, pp. 217~228, 1999.
- 56) S. S. H, "Fracture Characteristics Evaluation of Al 7075/CFRP Hybrid Composite Using Acoustic Emission", Pusan National University,

- Engineering Master's Thesis, pp. 5~10, 2001.
- 57) D. I. S, "Basic Theory of Acoustic Emission Test", safety&health, Vol 9, No. 1, pp. 73, 1997.
- 58) H. D. Jeong, "Fundamental of Acoustic Emission Technology for Engineering Applications", Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 34, No. 1, pp. 20~32, 1994.
- 59) S. G. Lee, "A Study on the Evaluation of Fracture Toughness and Fracture Behavior on AE by CFRP", Pusan Susan National University , Engineering Doctor's Theses, 1995.
- 60) J. O. Lee, "Acoustic Emission and its Applications", Journal of KSNT, Workshop, p. 43, 2003.
- 61) ASTM D3039/D3039M-17, Standard test method for "Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials", ASTM International, 2017.
- 62) ASTM D7264/D7264M - 21, Standard Test Method for "Flexural Properties of Polymer Matrix Composite Materials", ASTM International, 2021.
- 63) P. J. Shull, "Nondestructive Evaluation, Marcel Pekker", Inc, pp. 370~371, 2000.
- 64) ASTM E1067/E1067-18, Standard Practice for "Acoustic Emission

- Examination of Fiberglass Reinforced Plastic Resin (FRP) Tanks/Vessels”, ASTM International, 2018.
- 65) ASTM E2076/E2076M-15, Standard Test Method for “Examination of Fiberglass Reinforced Plastic Fan Blades Using Acoustic Emission”, ASTM International, 2022.
- 66) S. H. Seo, D. B. Lee and C. K. Moon, “A Study on Degradation in the Moisture Environment and Recovery of Carbon Fiber Reinforced Composites”, Journal of the Korean Society for Composite Materials, Vol. 17, No. 3, pp. 8~14, 2004.
- 67) Y. Li, C. S. Li, J. Zheng, H. Zhou, Y. J. Luo and X. Huang, “Effects of Water on the Ballistic Performance of para-Aramid Fabrics : Three Different Projectiles”, Textile Research Journal, Vol. 86, No. 13, pp. 1372~1384, 2016.
- 68) S. I. Takeda, T. Tsukada, S. Sugimoto and Y. Iwahori, “Monitoring of Water Absorption in CFRP Laminates using Embedded Fiber Bragg Grating Sensors”, Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, Vol. 61, pp. 163~171, 2014.