



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](#)

2015년 2월
박사학위논문

적층구성이 다른 CFRP 사이드 부재의 충돌안전특성

조선대학교 대학원

첨단부품소재공학과

(정밀기계설계공학전공)

최영민

적층구성이 다른 CFRP 사이드 부재의 충돌안전특성

**Safety Characteristics in Collision Using CFRP Side
Members with the Different Stacking Conditions**

2015 년 2 월 25 일

조 선 대 학 교 대 학 원

첨단부품소재공학과

(정밀기계설계공학전공)

최 영 민

적층구성이 다른 CFRP 사이드 부재의 충돌안전특성

지도교수 양 인 영

이 논문을 공학박사학위신청 논문으로 제출함.

2014 년 10 월

조선대학교 대학원

첨단부품소재공학과

(정밀기계설계공학전공)

최 영 민

최영민의 박사학위 논문을 인준함.

위원장	전북대학교	교수	김 선 규	인
위 원	우석대학교	교수	임 광 희	인
위 원	송원대학교	교수	정 종 안	인
위 원	동강대학교	교수	차 천 석	인
위 원	조선대학교	교수	양 인 영	인

2014 년 12 월

조선대학교 대학원

목 차

LIST OF TABLES	iii
LIST OF FIGURES	iv
LIST OF PHOTOGRAPHS	viii
ABSTRACT	x
제 1 장 서 론	1
제 1 절 연구배경	1
제 2 절 연구목적 및 방법	6
제 2 장 압괴이론	8
제 1 절 복합 박육부재의 압괴모드	9
제 2 절 복합 박육부재의 압괴이론	18
제 3 장 실험방법	24
제 1 절 시험편	24
제 2 절 실험장치	31
제 3 절 압괴실험	35
제 4 장 단면형상 · 적층각의 변화에 따른 충격압괴 실험결과	38

제 1 절 사각형 단면 CFRP 부재	39
제 2 절 단일 모자형 단면 CFRP 부재	43
제 3 절 이중 모자형 단면 CFRP 부재	47
제 5 장 결과 및 고찰	51
제 1 절 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압괴특성	52
제 2 절 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴특성	57
제 3 절 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴특성	62
제 4 절 압괴모드	68
1. 사각형 단면 CFRP 부재의 압괴모드	68
2. 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드	72
3. 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드	76
제 6 장 결 론	81

참 고 문 헌

LIST OF TABLES

Table 1 Characteristics and use of the CFRP	4
Table 2 Material properties of the CFRP prepreg sheet	29
Table 3 Impact collapse test results for CFRP square shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP (E = 372.4J)	56
Table 4 Impact characteristics for CFRP squar shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP(E = 372.4J)	56
Table 5 Impact collapse test results for CFRP single hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP (E = 419J)	61
Table 6 Impact characteristics for CFRP single hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP(E = 419J)	61
Table 7 Impact collapse test results for CFRP double hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP (E = 611J)	67
Table 8 Impact characteristics for CFRP double hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP (E = 611J)	67
Table 9 Fracture pattern for CFRP members according to fiber orientation angle of CFRP	80

LIST OF FIGURES

Fig. 1 Specific tensile strength vs. specific tensile modulus for unidirectional epoxy–matrix composites, steel and aluminum	5
Fig. 2 Crushing process of continuous fiber–reinforced composite tubes	10
Fig. 3 Crushing characteristics of transverse shearing crushing mode	11
Fig. 4 Sketch of crack propagation modes	11
Fig. 5 Crushing characteristics of lamina bending crushing mode	13
Fig. 6 Friction related energy–absorption mechanisms	13
Fig. 7 Crushing characteristics of brittle fracturing crushing mode	15
Fig. 8 Crushing characteristics of local buckling crushing mode	16
Fig. 9 Collapse pattern of the composite tube under axial–compress load	20
Fig. 10 Configuration of CFRP square shaped section member	26
Fig. 11 Configuration of CFRP single hat shaped section member	27
Fig. 12 Configuration of CFRP double hat shaped section member	27
Fig. 13 Stacking conditions of CFRP single hat shaped section member	28
Fig. 14 Stacking conditions of CFRP double hat shaped section member	28
Fig. 15 Curing cycle of CFRP stacking specimen	30
Fig. 16 Impact testing setup for crushing	33
Fig. 17 Diagram of measurement system	34
Fig. 18 Load–displacement curve of CFRP member	39
Fig. 19 Load–displacement curve of CFRP square shaped section member,	

	[+15° /-15°] ₄ (Impact Energy 372.4J)	40
Fig. 20	Load-displacement curve of CFRP square shaped section member, [+45° /-45°] ₄ (Impact Energy 372.4J)	41
Fig. 21	Load-displacement curve of CFRP square shaped section member, [90° /0°] ₄ (Impact Energy 372.4J)	42
Fig. 22	Load-displacement curve of CFRP single hat shaped section member, [+15° /-15°] ₄ , (Impact energy 419J)	44
Fig. 23	Load-displacement curve of CFRP single hat shaped section member, [+45° /-45°] ₄ , (Impact energy 419J)	45
Fig. 24	Load-displacement curve of CFRP single hat shaped section member, [90/0] ₄ , (Impact energy 419J)	46
Fig. 25	Load-displacement curve of CFRP double hat shaped section member, [+15° /-15°] ₄ , (Impact energy 611J)	48
Fig. 26	Load-displacement curve of CFRP double hat shaped section member, [+45° /-45°] ₄ , (Impact energy 611J)	49
Fig. 27	Load-displacement curve of CFRP double hat shaped section member, [90/0] ₄ , (Impact energy 611J)	50
Fig. 28	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)	53
Fig. 29	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)	54
Fig. 30	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)	54
Fig. 31	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP square shaped section member	

	(Impact Energy 372.4J)	55
Fig. 32	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)	55
Fig. 33	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)	58
Fig. 34	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)	59
Fig. 35	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)	59
Fig. 36	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)	60
Fig. 37	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)	60
Fig. 38	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy 611J)	64
Fig. 39	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy 611J)	64
Fig. 40	Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy 611J)	65

Fig. 41 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy 611J)	65
Fig. 42 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy 611J)	66

LIST OF PHOTOGRAPHS

Photo. 1 The crush zone of carbon/epoxy tube with half circle cross-section	17
Photo. 2 Autoclave	29
Photo. 3 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)	40
Photo. 4 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)	41
Photo. 5 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)	42
Photo. 6 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact Energy 419J)	44
Photo. 7 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact Energy 419J)	45
Photo. 8 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 419J)	46
Photo. 9 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact Energy 611J)	48
Photo. 10 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact Energy 611J)	49
Photo. 11 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 611J)	50
Photo. 12 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)	70
Photo. 13 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)	70

Photo. 14 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, [90° /0°] ₄ (Impact Energy 372.4J)	71
Photo. 15 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, [+15° /-15°] ₄ (Impact Energy 419J)	74
Photo. 16 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, [+45° /-45°] ₄ (Impact Energy 419J)	74
Photo. 17 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, [90° /0°] ₄ (Impact Energy 419J)	75
Photo. 18 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, [+15° /-15°] ₄ (Impact Energy 611J)	78
Photo. 19 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, [+45° /-45°] ₄ (Impact Energy 611J)	78
Photo. 20 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, [90° /0°] ₄ (Impact Energy 611J)	79

ABSTRACT

Safety Characteristics in Collision Using CFRP Side Members with the Different Stacking Conditions

Choi, Young-Min

Advisor : Prof. Yang, In-Young, Ph. D.

Dept. of Mechanical Design Engineering

Graduate School of Chosun University

This study quantitatively analyzed the impact collapse characteristics and collapse modes with respect to changes in section shapes and stacking angle changes by fabricating CFRP members with different section shapes, namely, square, single-hat, and double-hat shapes. The goal was to obtain design data that can be applied in the development of optimum lightweight structural members for automobiles. The conclusions of this study are as follows.

1. The CFRP structural members with the stacking angles of $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ collapsed in the splaying mode, in which energy absorption occur owing to longitudinal cracks, laminar bending, and external expansion. The member with the stacking angle of $[90^\circ / 0^\circ]_4$ collapsed owing to transverse cracks in the fragmentation and splaying mode. Further, the member with the stacking angle of $[-45^\circ / +45^\circ]_4$

collapsed in the splaying/fragmentation mode, which is the combination of the collapse modes of the members with the stacking angles of $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ and $[90^\circ / 0^\circ]_4$. When the stacking angle was close to 0° , the collapse occurred in the splaying mode. However, when the stacking angle was close to 90° , it occurred in the fragmentation mode.

2. The maximum collapse load, average collapse load, average stress, absorbed energy, and the absorbed energy per unit mass of the CFRP member with the square-shaped section had the highest values when the stacking angle was $[90^\circ / 0^\circ]_4$. These values decreased in the order of the stacking angles of $[90^\circ / 0^\circ]_4$, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, and $[-45^\circ / +45^\circ]_4$. In particular, the absorbed energy per unit mass was approximately 30% higher for the stacking angle of $[90^\circ / 0^\circ]_4$ than that for $[-15^\circ / +15^\circ]_4$. This was because, during the impact collapse, the lamination at 90° counter acted the collapse. It is considered that the absorbed energy and the absorbed energy per unit mass were comparatively higher owing to the slightly greater debris dispersion.

3. The impact characteristics of the CFRP member with the single-hat-shaped section were of the highest quality when the stacking angle was $[-15^\circ / +15^\circ]_4$. They degraded in the order and less excellent in the order of the stacking angles of $[90^\circ / 0^\circ]_4$, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, and $[-45^\circ / +45^\circ]_4$. Particularly, the absorbed energy per unit mass of the CFRP member with the single-hat-shaped section and stacking angle of $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ was approximately 53% and 76.7% higher than that of the members with the stacking angles of $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ and $[90^\circ / 0^\circ]_4$, respectively.

4. The impact characteristics of the CFRP member with the double-hat-shaped section and stacking angle of $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ were also of the highest quality. Specifically, the maximum collapse load, collapse stress, and the absorbed energy per unit mass of the member with the stacking angle of $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ were approximately 67.7%, 80%, and 70% higher than the respective characteristics of the members with the stacking angles of $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ and $[90^\circ / 0^\circ]_4$. The values of the impact characteristics of the CFRP members with double-hat-shaped sections and stacking angle of $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ and $[90^\circ / 0^\circ]_4$ were similar. This demonstrated that the CFRP member with the double-hat-shaped section was influenced to a lesser degree by the stacking angles of 45° , 0° , and 90° compared to the CFRP member with the single-hat-shaped section. Therefore, the CFRP member with the double-hat-shaped section was confirmed to have the most stable and highest quality impact characteristics.

5. In the case of a squared cross-sectional CFRP members, interlaminar/ intralaminar cracks of plate members were expanded outward with the gradual progress and four locations of member edges were observed to be ripped off. When the fiber breakage was generated, ripped-off parts were shown in the CFRP members; so it was confirm that such phenomenon brought lots of impact energy to be absorbed. In the case of a single cap-shaped members, crush of 'ㄷ'-shaped member was generated and proceeded along the fiber direction and the fiber breakage was shown at the edges which caused of almost impact absorbed energy. It was thought the rapidly stress concentration at the edges with the suddenly changing cross-section brought fiber breakage and expansion phenomenon of plate bonding

area to be generated in both ‘ \sqcup ’-shaped members and plate cross-sectional members.

6. In the case of a single-hat CFRP members, cleave phenomenon to outward expansion between plate member and the flange locations of bonding area in ‘ \sqcup ’-shaped member was observed; but such cleave phenomenon was not shown in double-hat CFRP members. It was thought that such cleave phenomenon at the flange locations was generated due to asymmetry curing between ‘ \sqcup ’-shaped member and plate members. However, such cleave phenomenon at the flange locations was not observed due to symmetry curing for double-hat member. Therefore, a single-hat member could not resist enough loading because cleave phenomenon occurred between ‘ \sqcup ’-shaped member and plate members; but impact resistance was considered to be higher because cleave phenomenon occurred between ‘ \sqcup ’-shaped member and plate members was not generated with increasing number of edges and thickness effect of flange portion.

제 1 장 서 론

제 1 절 연구배경

최근 1년간 국내에서 교통사고에 의한 사망자가 1만 명이 넘어 큰 사회적 문제로 대두 되고 있으며, OECD 국가 중 교통사고에 의한 사망률이 최고라는 불명예를 갖게 되었다.

교통사고는 전면충돌을 포함하여 후면충돌, 경사충돌 등 다양하게 발생하기 때문에 승객의 안전을 위한 차량설계법이 대단히 중요하다.

자동차의 설계개발이란 승차감, 조정 안정성, 정숙성, 쾌적성 등의 요건을 만족하면서 법규로 정해진 규격에 적합하도록 종합성능을 실현하는데 있다. 이러한 성능 중 충돌 시에 승객을 보호하는 능력을 충돌안전성능이라 하는데 충돌조건, 차량구조, 승객구속 장치 등의 요건으로 결정된다.

특히, 자동차의 충돌에 의한 교통사고는 경사방향을 포함한 전면충돌의 경우가 70% 정도로서 측면이나 후면 충돌에 비해 가장 많이 발생하는 사고형태이기 때문에 전면충돌의 안전성능은 차량개발에서 가장 중요한 문제 중의 하나이다.

또한, 최근 국제적으로 승용차의 구조경량화에 대한 요구가 급증하여 하이브리드 자동차, 친환경 그린자동차, 전기 자동차 등의 개발에 국가의 역량을 집중하고 있는 실정이다. 환경 및 에너지절감 차원에서 심각한 환경오염과 에너지절감을 통해 자동차 연비 및 배기가스의 규제를 한층 강화하고 있는 실정이며, 저공해 자동차 배기 규제를 더욱 강화하고 있다.

이를 위한 방법으로 엔진효율 향상, 공기저항 감소를 위한 새로운 차체 디자인 및 소재의 경량화 등을 들 수 있으나, 특히 소재의 경량화는 연료효율을 높임과 동시에 자동차의 성능향상을 극대화시킬 수 있어서 소재의 경량화는 환경오염 방지와 연료절감에 가장 적합하고 효과적인 방법이다.¹⁻³⁾

따라서, 최적의 차량설계는 안전성이 확보된 상태에서 차량의 무게를 줄이기 위한 경량화 측면으로 이루어져야 한다.

수많은 복합재료 중 섬유강화복합재료(FRP)는 금속재료에 비해 비강도(인장강도/밀도) 및 비강성(탄성계수/밀도)이 우수하고, 특히 설계요건에 따라 적층배향을 적절히 선정할 수 있는 유용성 때문에 경량화 및 고강도가 요구되는 자동차, 항공기 및 우주비행체의 구조물에 널리 응용되고 있다. 잠수함, 항공기, 자동차 등의 구조물에 높은 비강성과 비강도 및 낮은 열팽창률 등의 우수한 성질을 갖는 섬유강화복합재료의 사용이 급격히 확산되고 있으며 금속재료에 비해서 상당한 중량감소 효과를 얻을 수 있는 Graphite, Carbon, Glass등과 같은 복합재료는 금속재료를 대체해 나가는 추세이다.⁴⁻⁷⁾ CFRP의 일반적인 특성 및 용도를 Table 1에 나타냈으며 Fig. 1에 Airbus A320에 사용되는 Graphite, Carbon, Glass의 적용 실 예를 나타냈다.

차체구조의 경량화를 위한 연구는 최적 구조설계 기술과 재료 및 소재개발 기술이라는 두 가지 측면으로 추진되고 있다. 복잡한 형상을 가지고 있는 차체구조의 최적설계를 위한 강성해석이나 충돌해석 등을 위해서 컴퓨터를 이용한 유한요소해석을 수행하고 있으며,⁸⁻¹²⁾ 경량재료의 개발을 통한 차체 중량 및 관성에너지의 저감은 가장 효과적인 연비개선 방안으로 평가되고 있어 기존의 철강부품을 알루미늄 및 플라스틱 등으로 대체 개발 및 확대 적용하는 추세에 있다.¹³⁻³⁵⁾

그러나 자동차용 복합재료에 사용되는 보강섬유는 유리섬유가 대부분 사용되고 있으며, CFRP를 사용한 복합재료 부품 특히, 1차 구조부재의 실용이 가속화 되고 있다.

따라서 이러한 경량화용 구조부재의 충돌안전성능 평가에 대한 연구가 절실히 요구되고 있다.

차체 앞부분은 엔진이나 현가장치를 지지하고 여러 보조장치를 격납하는 역할도 하지만, 전면 충돌 시 에너지를 흡수할 수 있는 구조로 되어야 한다. 많은 차량에서는 차체 앞부분의 내판을 모자형 단면의 강도부재로 구성하여 충돌사고 시 전면부 골격부재는 소성변형하여 충돌에너지를 흡수하도록 설계하고 있다. 또한, 차실을 감싼 구조부재는 차체 앞부분이 소성변형하면서 에너지를 흡수하는 동안에 그 자체는 변형되지 않고 차실내의 공간을 유지하도록 설계하고 있다. 즉, 차실내의 구조부재는 에너지흡수라고 하는 관점과 차체 앞부분으로 부터 전달된 하중을 흡

수분산을 통하여 차실의 변형이 적게 되도록 설계하여 승객의 안전을 도모하도록 설계하여야 한다.

이제까지의 경량화 차체구조용 CFRP 부재의 연구동향을 살펴보면, 실제 차체구조부재인 점용접 모자형 단면부재에 대하여 seam용접상태에 있다는 가정하에서 Ohkubo 등³⁶⁻³⁸⁾은 모자형 단면부재의 정적 평균압케하중을 동역학적 분석을 활용하였으며, Wang 등은 알루미늄 폼이 충전된 모자형 단면부재의 알루미늄 폼의 변형에 의한 상호효과와 평균압케하중을 이론적으로 해석하였고, 여³⁹⁻⁴⁰⁾ 등은 적층각도 및 형상변화에 따른 CFRP 구조부재의 동적 특성에 관해 실험적으로 고찰하였고, 이⁴¹⁾는 사각 및 원형 단면부재의 외면을 비강도, 비강성이 우수하면서 이방성을 갖는 탄소섬유 강화 복합재 (Carbon Fiber Reinforced Plastics: 이하 CFRP라 한다)로 감싸 강화시킨 혼성부재 형태의 구조부재를 제작하여 충돌시의 에너지흡수의 크기와 및 압케모드를 고찰하였다.

또한, 양⁴²⁾ 등은 실제 차량에 사용되는 구조부재의 형상인 모자형 단면의 형상을 갖는 구조부재를 제작하여 적층구성이 서로 다른 CFRP 모자형 단면부재가 고온·고습의 가혹한 환경 하에서 수분으로 인해 발생하는 강도 및 흡수에너지에 대하여 평가하였다. 그러나 적층계면 수의 차, 적층각도의 차, 최외층 각도의 변화 등에 관한 연구결과 등은 찾아볼 수 있으나 CFRP 구조부재의 형상변화가 흡수에너지, 압케모드 해석 등 충격특성에 미치는 영향에 관한 연구결과는 찾아보기 어렵다.

따라서, 차량의 설계 단계에서는 차량전체의 전면 충돌을 예측하기 전에 사이드부재와 같이 충돌 시 에너지흡수가 크고 간단한 구조부재에 대해서 압케거동과 에너지흡수특성을 정확히 파악 하는 것이 중요한 문제이다.⁴³⁾

특히, 차량의 초기설계 단계에서 경량화차체구조용 CFRP 구조부재의 형상의 차(사각형 단면 부재, 단일 모자형 단면 부재 및 이중 모자형 단면 부재), 적층각의 차이에 따른 에너지흡수 능력과 충격하중을 받을 때 압케 모드를 고려한 충격특성을 정량적으로 고찰하여 정량적인 데이터를 실차 설계에 적용해야 할 필요성이 제기된다.

Table 1 Characteristics and use of the CFRP⁴¹⁾

분 류	특 성	사 용 범 위
CFRP	비강성 비탄성	항공기(1차, 2차부재), 우주기기(태양열발전 설비), 미사일, 로켓, 인공위성, 자동차, 고속차량, 경주용차, 오토바이, 보트, 자전거, 섬유기계, 스포츠용품, 낚싯대, 등산용구, 카메라, 원심분리기, 플라이 휠, 그라인더 휠, 타이어, 벨트, 회전 프로펠러, 제지기 로울러 등
	비강성 감쇠성	오디오 기기, 악기, 공작기계, 진동 컨베어 스프링, 자동차(drive shaft, leaf spring) 등
	강성 비크리프성	FRP배, 탱크, 저장고(싸이로) 등
	강성 비열팽창	우주기기 안테나, 밀리파 안테나, 마이크로메타, 타이밍 벨트, 저온 탱크, 제도기기 등
	x선 투과성 강도, 강성	X선 카세트, X선 의료기기 등
	전기전도성 발열	약품 탱크, 대전방지 로울러, 정전도장 벽직류, 전극, 전지 등
	내식성	화학 플랜트, 패키징, 열 교환기 등
	단열성 내열성	로켓 노즐, 항공기 엔진 등

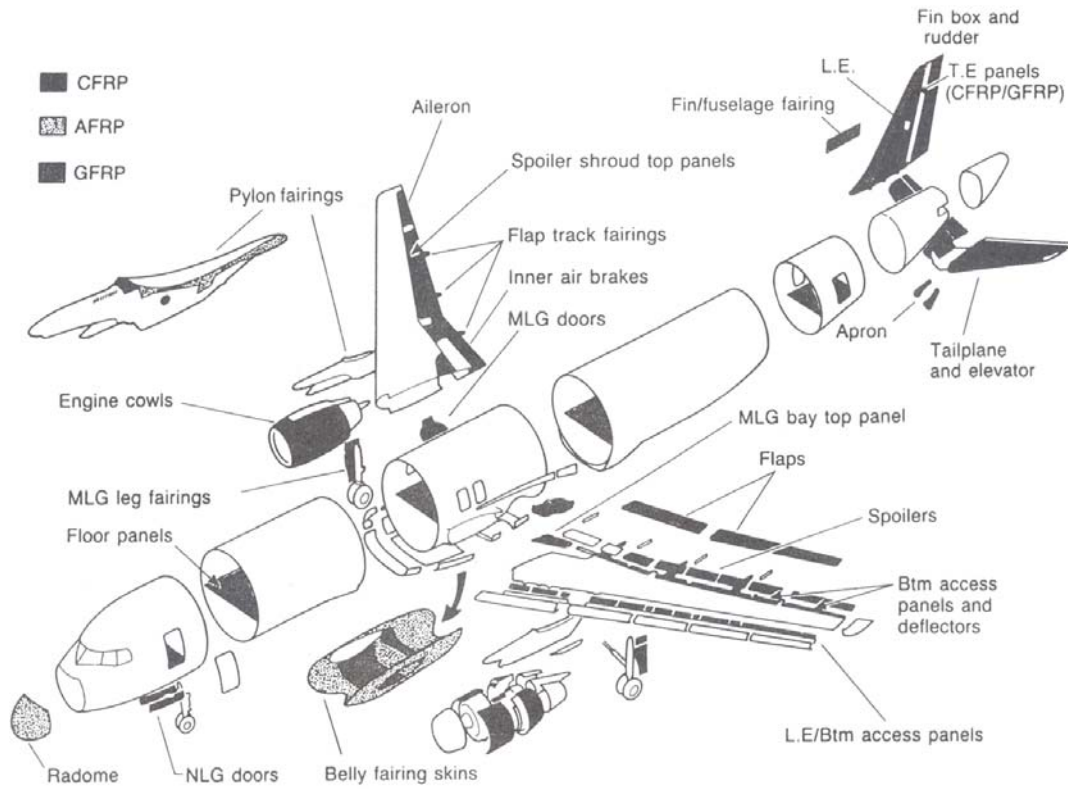


Fig. 1 Composite structures for the Airbus A320

제 2 절 연구목적 및 방법

자동차 전면 부 사이드 부재로는 정면충돌 시 충돌에너지의 50~70%를 흡수하기 때문에 외부로부터 가해지는 충돌에너지를 자동차 중량 및 변형범위 내에서 변형에너지로 최대한 변환될 수 있도록 설계하며, 외부로 부터 가해지는 충돌에너지를 자동차 중량 및 변형범위 내에서 변형에너지로 최대한 변환하여, 승객의 안전 보호 공간 확보를 위한 승객 실 구조물의 충분한 강성 및 안전성을 확보하고, 충돌 시 충돌속도의 크기를 감소시킬 수 있도록 안정된 접힘좌굴 모드를 유도하여 차체 구조부재 설계에 이용 되고 있다.²⁹⁻³⁰⁾

이러한 이유 때문에 자동차 전면 부 사이드 부재의 단면 형상은 약 0.8~1.2mm의 모자형 또는 박판 사각 및 원형 빔 형상을 가지고 있다.

따라서, 본 연구에서는 자동차 충돌 시 승객의 안전 보호 공간 확보를 위한 승객 실 구조물의 충분한 강성 및 안전성을 확보하며, 충돌속도의 크기를 감소시키고 많은 에너지를 흡수할 수 있는 최적의 충격특성을 갖는 구조부재 또는 연료절감을 위한 경량화의 방안으로, 금속재료에 비하여 역학적 특성이 우수한 탄소섬유 강화 복합재를 이용하여 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재를 제작 한 후 단면의 형상의 변화, 적층각의 변화에 따른 충격압력특성 및 압력 모드에 관해 정량적으로 고찰함으로써 최적의 경량화용 자동차 구조부재를 개발하는데 적용 가능한 설계데이터를 얻고자 한다.

연구방법으로는 먼저, 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재를 사각형 알루미늄 부재에 CFRP 프리프레그시트를 적층하여 Autoclave 성형법을 이용하였고, 계면수를 변화시켜 제작한 후 공기압식 수직식 충격시험장치를 이용하여 축 방향 하중을 받는 경우의 충격압력실험을 행하였다.

실험결과로 부터 얻은 하중-변위선도로 부터 최대압력하중, 흡수에너지, 평균압력하중, 단위질량당 흡수에너지 및 압력모드 해석을 통해, 단면의 형상이 다른 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 최적 충격특성을 파악하여 경량화용 자동차의 최적의 안전설계를 위한 데

이터를 얻어 실제 차체설계에 적용할 수 있도록 하고자 하였다.

제 2 장 압괴이론

제 2장에서는 CFRP 복합재 박육부재의 압괴특성(평균압괴하중, 평균압괴응력, 흡수에너지 등)에 관한 이론을 서술하였다. 기존의 복합재 박육부재의 정적 및 충격압괴에 관한 연구는 대부분 실험적 방법에 제한되어 있으며, 그 실험 또한 실험을 수행한 연구자 및 실험환경에 따라 크게 좌우된다. 따라서 본 장에서는 축 압괴 하중시 발생하는 압괴모드의 이해와, 모드해석을 이용한 이론해석을 다룸으로써 복합재 박육부재의 정량적인 이론해석을 위한 기본적인 데이터를 얻고자 하며, 기존의 연구결과²⁷⁾를 토대로 하여 충격압괴 실험결과 시 발생한 압괴모드를 비교·고찰하고자 한다.

제 1 절 복합 박육부재의 압괴모드

섬유강화 복합재 박육부재에 축 압축하중이 작용 시 발생하는 압괴형상은 횡방향전단 압괴모드, 라미나 굽힘 압괴모드 및 취성과괴 압괴모드와 국부좌굴 압괴모드의 조합으로 나타난다.^{44~45)} 본 절에서는 이러한 각각의 압괴모드에 의해 흡수되어지는 에너지를 역학적으로 해석하였으며, 각 압괴모드의 조합으로 발생하는 복합재 박육부재의 평균압괴응력을 수식화하였다.

연속섬유 강화 복합재 박육부재의 압괴과정은 Fig. 2와 같다. 즉 하중이 압괴 Initiator의 끝단에 작용할 때 재료의 국부파손이 발생하고 미소한 층내/층간 크랙이 형성되며, 횡방향전단, 라미나 굽힘 또는 이러한 모드의 조합(취성과괴)에 의해 층내/층간 크랙의 길이, 라미나 뒤틀림 파괴 및 압괴모드가 결정된다. 또한 모든 복합재 박육부재가 점진적으로 압괴되는 것은 아니며, 박육부재가 점진적으로 압괴되는지의 여부는 박육부재의 구조형상과 섬유 기지의 조합에 의존하게 된다. 따라서 이러한 복합재 박육부재에 축 하중이 작용할 경우 발생하는 압괴모드를 이해하기 위해서는 4가지의 기본적인 압괴모드의 이해가 선행되어야 한다.

첫째, 횡방향 전단 압괴모드는 Fig. 3과 같이 일부분의 라미나 뒤틀림으로 형성된 종방향 크랙과 하나 또는 다중의 짧은 층간 크랙에 의존하며, 박육부재의 압괴 면은 하중이 박육부재의 표면을 따라 일정치 않게 전파되는 것과 같은 부채꼴 모양의 형태를 갖는다. 횡방향 전단 압괴모드의 주요 에너지흡수 메커니즘은 Fig. 3과 같이 라미나 뒤틀림의 파괴이며 크랙의 수, 위치, 길이는 시험편의 구조형상과 성분 재료특성의 함수이다. 층간크랙 성장과 라мина 뒤틀림 파괴는 횡방향 전단 압괴모드의 압괴과정을 제어한다. 층간크랙 성장은 기지의 역학적 특성, 라미네이트의 섬유 배향각과 원주방향으로 적층된 섬유의 파손변형률 및 인장강성에 의해 제어된다. 층간크랙은 Fig. 4에 나타낸 것 같이 Mode I(opening) 또는 Mode II(forward shear)로 성장하게 되고 이때 크랙성장의 능력은 크랙이 성장하기까지 기지의 파괴인성과 라мина 뒤틀림의 배향각의 함수로 나타낼 수 있다. 원주방향으로 적층된 섬유(축 방향의 90° 로 적층된 섬유)는 층간 크랙성장에 주요한 영향을 미친다. 원주방향으로 적층된 섬유의 강성과 파손변형률은 라мина 뒤틀림에 존재하는 굽힘에

영향을 미친다. 원주방향으로 적층된 섬유의 강성과 파손변형율이 높을수록 층간 크랙은 줄어든다. 라미나 묶음의 파괴는 횡방향 전단 압케모드가 존재하는 박육부재의 압케과정의 에너지흡수에 많은 기여를 한다. 라미나 묶음은 횡방향 굽힘 모멘트를 발생시키며, 라미나 묶음의 파괴는 라미나 묶음의 인장면에 대한 응력이 재료의 강도를 초과할 때 발생한다.

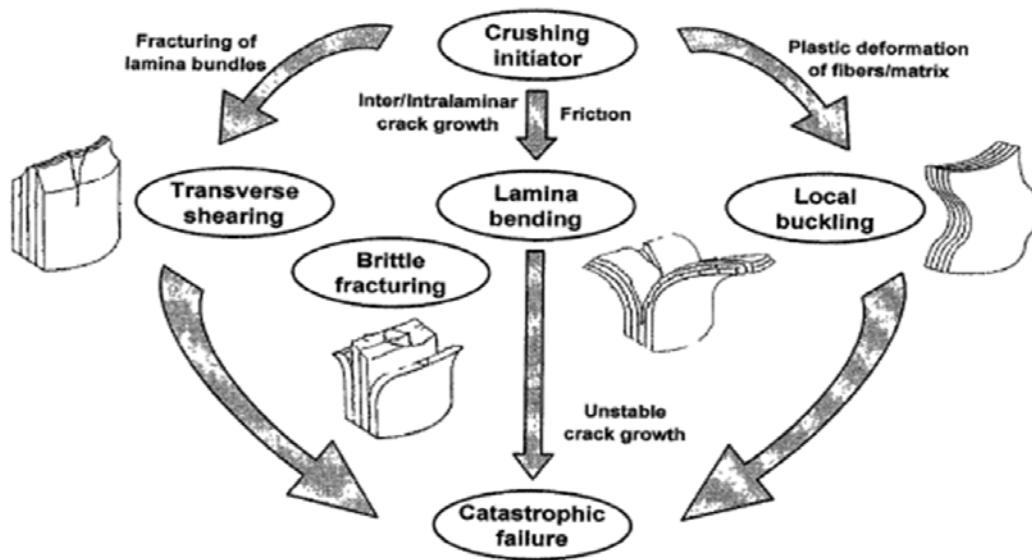


Fig. 2 Crushing process of continuous fiber-reinforced composite tubes⁴⁷⁾

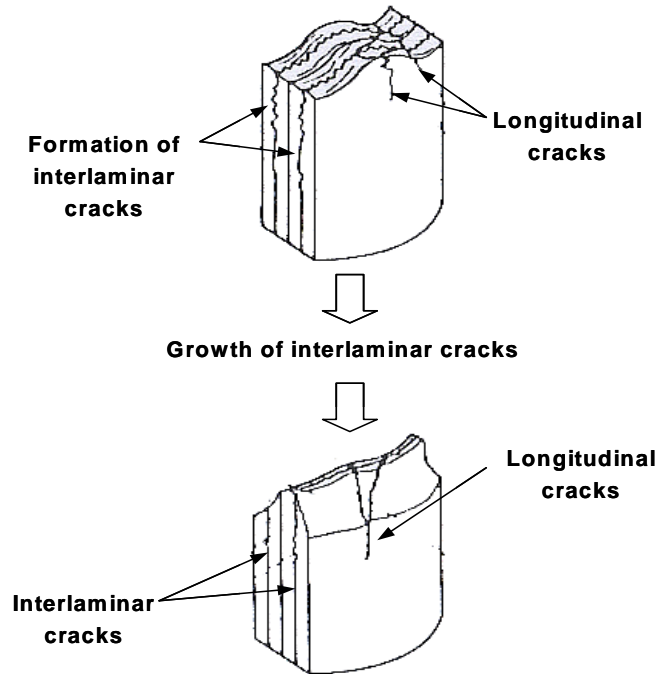


Fig. 3 Crushing characteristics of transverse shearing crushing mode

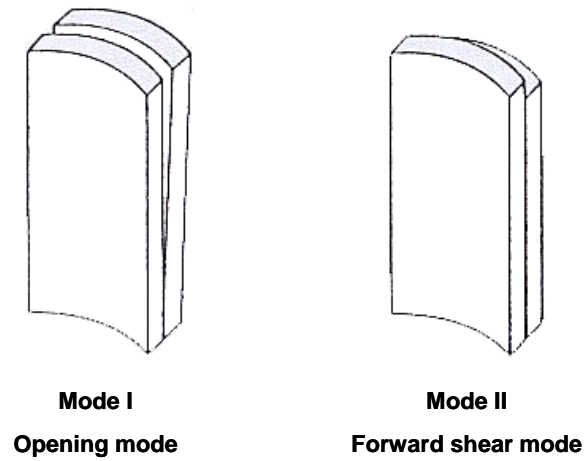


Fig. 4 Sketch of crack propagation modes

둘째, 라미나 굽힘 압케모드는 Fig. 5와 같이 매우 긴 층간크랙 및 층내크랙과 섬유와 평행한 크랙이 나타나지만 라미나 묽음은 파괴되지 않는다. 즉, 주요 에너지흡수 메커니즘은 크랙성장이며 층간 크랙이 인접한 층의 상호관계로써 진전하고 형성되는 반면, 층내 크랙은 개개의 층에서 성장한다. 섬유와 평행한 크랙은 일반적인 섬유배향을 갖는 다수의 인접한 라미나 또는 플라이 하나의 섬유방향에 평행하게 전파하며 라미나 묽음은 굽힘 변형을 수반하지만 파괴되지는 않는다. 또한 마찰과 관계된 에너지흡수 메커니즘은 슬라이딩하는 다수의 라미나 묽음들 사이의 상대운동에 의한 저항으로 나타난다.

층간/층내 크랙 및 섬유의 수평방향 크랙의 성장과 마찰은 라미나 굽힘 압케모드에 있어 압케과정을 제어한다. 라미나 굽힘모드에 나타나는 크랙 진전은 횡방향 전단 모드와 유사하고, 라미나 묽음은 파괴되지 않으며 단지 압케 면에 대한 저항으로 굽어질 뿐이다. 압케표면을 따라 수반된 운동과 하중 면에 대한 라미나 묽음의 굽힘은 마찰력을 통해 에너지흡수 메커니즘으로 나타나며, 마찰력은 Fig. 6과 같이 인접한 라미나 묽음의 상대운동으로부터 나타난다. 복합재료와 압케표면사이에서 마찰계수와 근접한 라미나 묽음들 간의 마찰계수는 압케속도의 함수라 할 수 있다. 그러므로 에너지흡수 능력은 압케속도 변화에 따른 영향을 받는다.

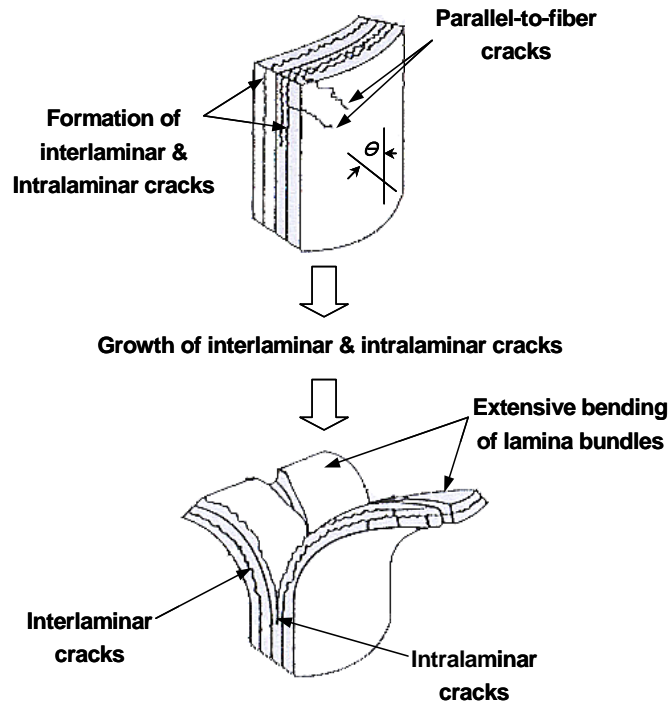


Fig. 5 Crushing characteristics of lamina bending crushing mode

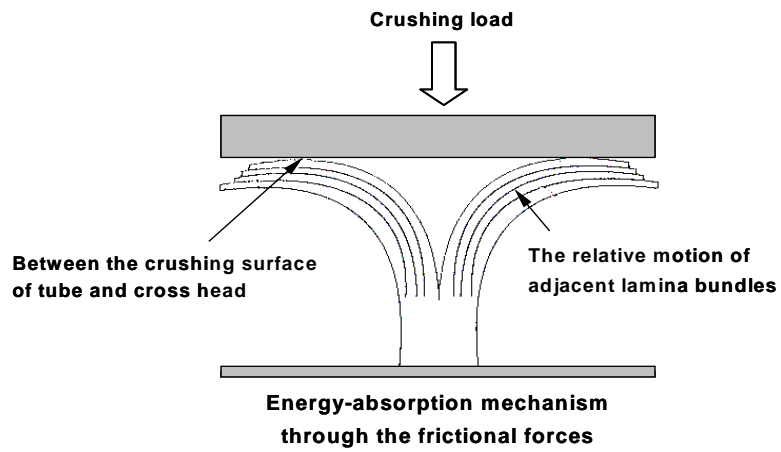


Fig. 6 Friction related energy-absorption mechanisms

셋째, 취성과파괴 압케모드는 횡방향 전단과 라미나 굽힘 압케모드의 조합이며, 취성 섬유강화 복합재 박육부재의 보고된 압케결과의 대부분은 취성과파괴 압케모드이다. Fig. 7과 같은 취성과파괴 압케모드의 경우 라미나 묶음은 약간의 굽힘이 존재하고 파단에 가까우며, 라미나 묶음이 파단될 때 하중은 박육부재에 가해지고 크랙성장과 라미나 묶음의 굽힘/파괴가 반복된다.

넷째, 취성 및 연성 섬유강화 복합재에 존재하는 국부좌굴 모드는 연성 금속에 존재하는 것과 유사하다. 이러한 압케모드는 Fig. 8과 같이 재료의 소성변형에 의해 국부좌굴의 변형으로 구성되며, kevlar섬유와 같은 연성 섬유강화 복합재 박육부재는 좌굴된 섬유의 압축면을 따라 좌굴영역에서 소성적으로 변형된다. 또한 섬유는 좌굴된 섬유의 인장면을 따라 분리되고 각 플라이 사이에서 국부적인 층간분리(local delamination)를 발생한다. 연성 섬유강화 복합재는 압케된 후 손상되지 않은 부분이 존재하게 되며, 이는 섬유의 분리와 섬유 파손이 없는 기지의 소성변형에 의한 결과이고 섬유가 파단되지 않을 때 박육부재는 횡방향 전단과 취성과파괴 압케모드에 존재하는 재료의 점진적인 파손의 저항으로 인해 손상없이 국부좌굴형상으로 압케된다.

따라서 취성섬유강화 복합재는 ① 층간 응력이 기지의 강도보다 작을 경우, ② 기지가 섬유보다 더 높은 파손변형율을 가질 때, ③ 기지가 고 응력 하에서 소성변형을 할 경우에만 국부좌굴 압케모드를 나타낸다. 또한 섬유와 기지의 소성항복은 국부좌굴 압케모드의 압케과정을 제어한다. 국부좌굴 모드로 압케되는 연성 섬유강화 복합재료는 섬유와 기지 모두의 항복으로 나타나며, 취성 섬유강화 복합재료는 단지 기지의 항복만 있는 국부좌굴 모드로 압케된다.

만약 섬유 또는 기지의 역학적 특성이 변형률의 함수라면 복합재 박육부재의 에너지 흡수능력은 압케속도의 변화에 의해 영향을 받는다.

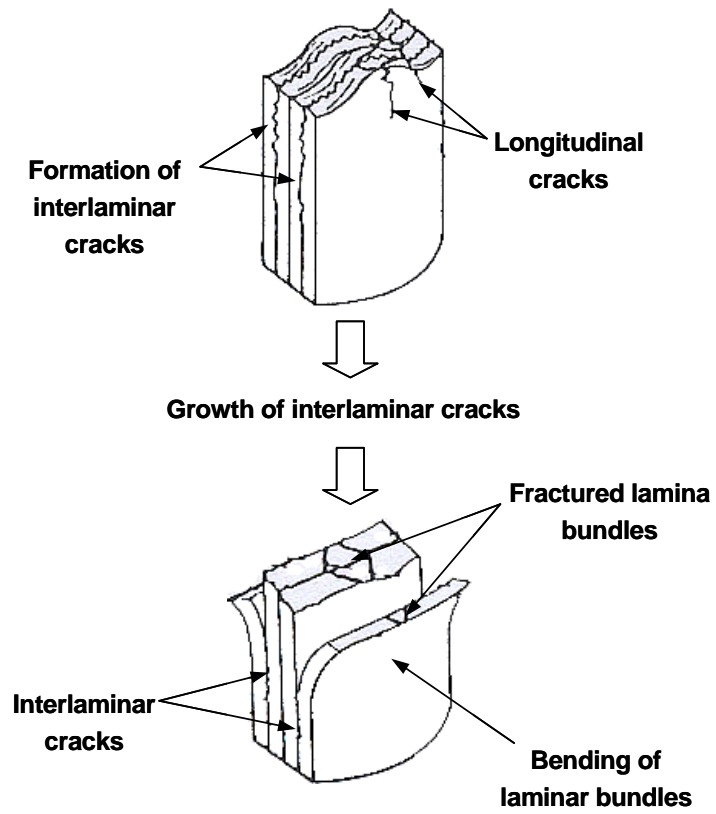


Fig. 7 Crushing characteristics of brittle fracturing crushing mode

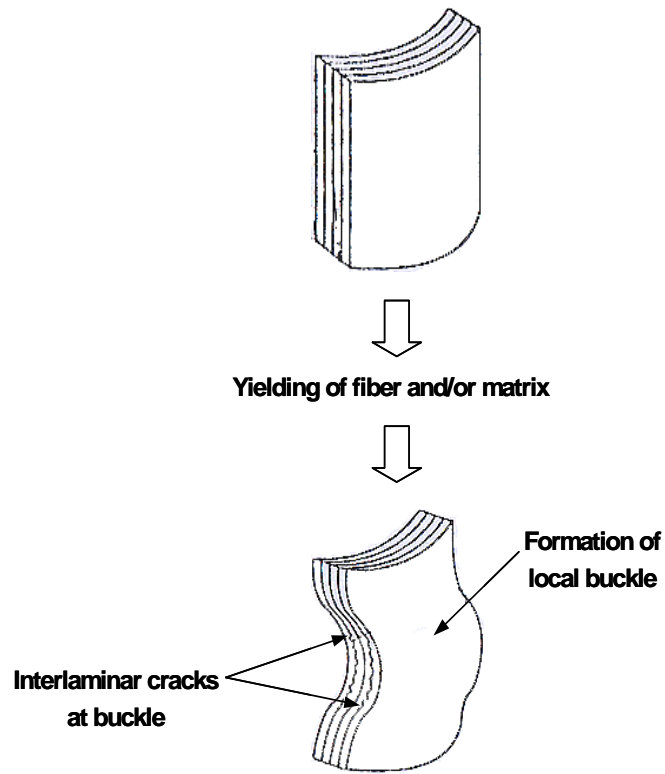


Fig. 8 Crushing characteristics of local buckling crushing mode

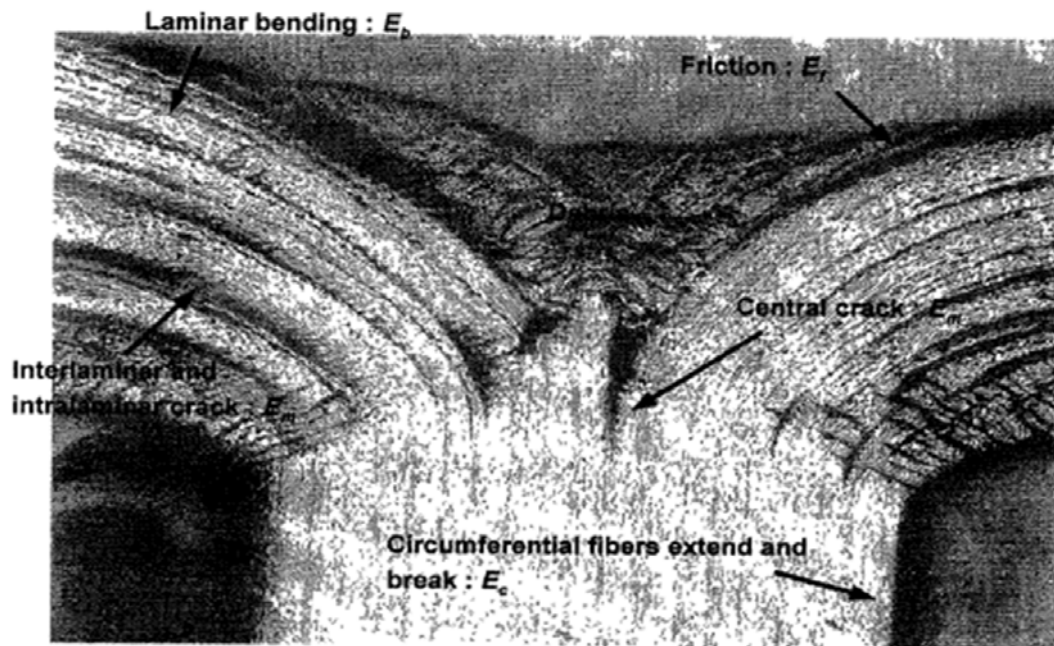


Photo. 1 The crush zone of Carbon/Epoxy tube with half circle cross-section⁴⁷⁾

제 2 절 복합 박육부재의 압溃이론

복합재 원통 박육부재가 압溃될 때 에너지 흡수특성을 지배하는 인자는 Photo. 1과 같이 기지(matrix)에 의해 흡수되는 에너지(E_m), 스플라인 형상으로 압溃되면서 흡수되는 굽힘 에너지(E_b), 압溃되는 축 방향에 직각으로 발생하는 원주방향 에너지(E_c) 및 충격 판과 시험편에서 발생하는 마찰에너지(E_f)이다. 이들 중 대부분의 충격에너지는 기지에 의해 흡수되며 가장 큰 영향을 미치는 인자는 기지의 크랙 진전이라 할 수 있다. 따라서 2절에서는 에너지 흡수특성을 지배하는 각 인자에 관한 모드를 이해하고, Gupta^{48~49)}의 기본적인 압溃이론 수식에 계면수 변화의 함수 $g(k)$ 를 보정함으로써 복합재 박육부재의 압溃이론 수식을 유도하고자 한다.

먼저 튜브에 가해지는 압溃 에너지는 앞에서 제시한 횡방향 전단 모드에 의한 변형에 의해 흡수되어지며, 흡수에너지 E_m 은 수식 (1)과 같으며 기지의 전단응력(τ_{my})과 크랙진전 위치까지의 전단변형율(γ)과 체적 및 계면수에 의존한다.

$$\begin{aligned}
 E_m &= \tau_{my} \cdot \gamma \cdot V \cdot g(k) = \tau_{my} \left(\frac{\delta_r}{l} \right) 2\pi R t l \cdot g(k) \\
 &= 2\pi R t \tau_{my} \delta_r \cdot g(k)
 \end{aligned} \tag{1}$$

여기서 τ_{my} 는 기지의 전단응력(항복강도의 45%), γ 와 V 는 중심크랙이 진전한 위치까지의 전단변형율과 체적, $g(k)$ 는 계면수 변화 함수이며 δ_r 은 섬유 원주방향 변위, l 은 중심크랙 길이(Length of Central crack)를 나타낸다.

이때 계면수 변화 함수 $g(k)$ 는 수식 (2)와 같으며, α , β 는 보정계수이다.

$$g(k) = \frac{\beta^{k-2}}{\alpha} \quad (2)$$

또한 복합재 원통 박육부재의 대표적인 압괴형상은 Fig. 9(a)와 같은 원통벽의 단면 중앙에 생긴 썩기형 크랙의 점진적인 진전과 함께 원통벽의 내측과 외측으로 확장하는 형상으로 압괴되어진다. 이러한 압괴모드는 라미나 묶음의 굽힘에 의한 에너지를 수반하며, 굽힘에너지 E_b 는 수식 (3)과 같이 반지름(R)과 작용 모멘트(M) 및 썩기형 크랙의 축 경사각(θ)에 비례한다.

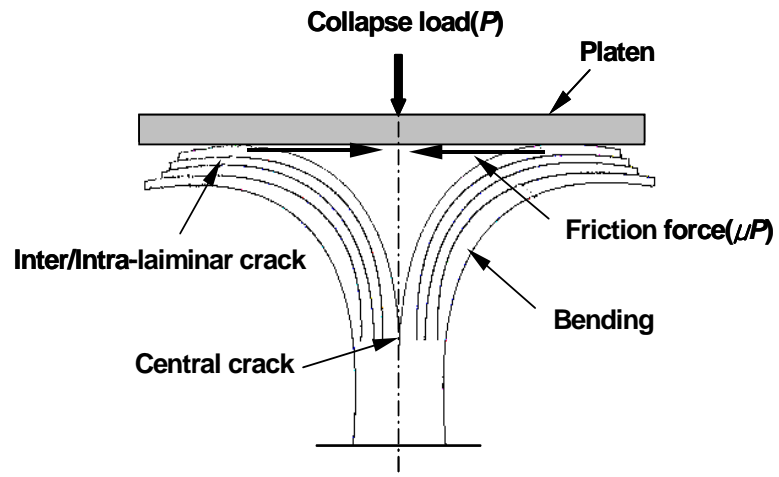
$$E_b = 4\pi RM\theta \quad (3)$$

라미네이트의 최대 굽힘 모멘트(M)는 수식 (4)와 같다.

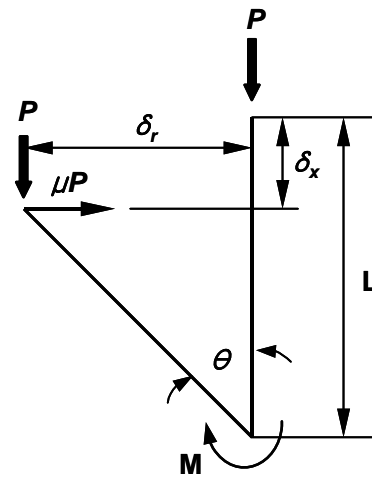
$$M = \frac{\left\{ f_y \left(\frac{t}{2} \right)^2 \right\}}{4} \quad (4)$$

여기서 f_y 는 축 방향 인장시험에서 얻어진 라미네이트의 인장강도이며, 그 결과 굽힘 에너지는 수식 (5)와 같다.

$$E_b = \pi R \left[\frac{f_y \cdot t^2 \cdot \theta}{4} \right] \quad (5)$$



(a) Actual collapse pattern



(b) Ideal collapse pattern

Fig. 9 Collapse pattern of the composite tube under axial-compress load

튜브의 반지름과 관계된 굽힘에 의한 외측확장 즉, 원통 박육부재의 원주방향 확장에 관한 에너지 흡수는 수식 (6)과 같다.

$$E_c = \int \sigma_\theta \cdot d\epsilon \cdot dV \quad (6)$$

δ_r 의 변형량에 의한 후프 스트레인(hoop strain), $d\epsilon$ 은 수식 (7)과 같으며

$$d\epsilon = \frac{2\pi(R + \delta_r) - 2\pi R}{2\pi R} = \frac{\delta_r}{R} = \frac{l \sin\theta}{R} \quad (7)$$

σ_θ 는 원주방향에 대한 레이어의 강도이며, 그 결과 원주방향의 확장에 의한 흡수 에너지는 수식 (8)과 같다.

$$E_c = \pi l^2 t \cdot \sigma_\theta \cdot \sin\theta \quad (8)$$

튜브와 압축판의 마찰에 의해 흡수되어지는 에너지는 수식 (9)와 같다.

$$E_f = \mu P \delta_r \quad (9)$$

여기서 μ 는 시험장치 압축판의 마찰계수이다.

총 흡수에너지는 기지에 의해 흡수되어지는 수식 (10)과 같이 에너지와 굽힘에너지, 원주방향 에너지 및 마찰에너지의 합으로 표현 가능하다.

$$\begin{aligned} E_t &= E_m + E_b + E_c + E_f \\ &= 2\pi R t (\tau_{my} \delta_r + \frac{1}{8} f_y t \theta + \frac{l^2}{2R} \sigma_\theta \cdot \sin\theta) + \mu P \delta_r \end{aligned} \quad (10)$$

또한 총 흡수에너지는 평균압력하중과 압력된 길이의 곱으로 수식 (11)과 같이

나타낼 수 있으며,

$$E_t = P_{av} \delta_x \quad (11)$$

$P_{av} = P$ 이며, 위에서 나타낸 식 (10)과 (11)을 같다고 놓고 이항하여 정리하면 식 (12)를 얻을 수 있다.

$$P_{av} \delta_x - \mu P \delta_r = 2\pi R t \left(\tau_{my} \delta_r + \frac{1}{8} f_y t \Theta + \frac{l^2}{2R} \sigma_\theta \cdot \sin \Theta \right)$$

$$P_{av} = \frac{\tau_{my} \delta_r \cdot g(k) + \frac{1}{8} f_y t \Theta + \frac{l^2}{2R} \sigma_\theta \cdot \sin \Theta}{\delta_x - \mu \delta_r} 2\pi R t \quad (12)$$

본 연구에서 구하고자 하는 평균 압케응력은 식 (12)를 정리하여 구한 평균압케하중을 시험편의 단면적으로 나누어줌으로써 수식 (13)과 같이 얻을 수 있다. 단, $\sin \Theta = \delta_r / l = d\epsilon R / l$, Θ 는 0° 에서 90° 가 될 때까지 압케되며 그 결과 $\Theta = \pi/2$, $l = \delta_r = \delta_x$ 가 된다.

$$\begin{aligned} \sigma_{av} &= \frac{P_{av}}{A} = \frac{P_{av}}{2\pi R t} \\ &= \frac{\tau_{my} \delta_r \cdot g(k) + \frac{1}{8} f_y t \Theta + \frac{l^2}{2R} \sigma_\theta \sin \Theta}{\delta_x - \mu \delta_r} \\ &= \frac{1}{\delta_x - \mu \delta_r} \left(\tau_{my} l \sin \Theta \cdot g(k) + \frac{1}{8} f_y t \frac{\pi}{2} + \frac{l^2}{2R} \sigma_\theta \frac{d\epsilon R}{l} \right) \\ &= \frac{l}{\delta_x - \mu \delta_r} \left(\tau_{my} \sin \Theta \cdot g(k) + f_y \frac{\pi t}{16l} + \sigma_\theta \frac{d\epsilon}{2} \right) \\ &= \frac{1}{1 - \mu} \left(\tau_{my} \sin \Theta \cdot g(k) + f \left(\frac{\pi t}{16l} + \frac{d\epsilon}{2} \right) \right) \end{aligned} \quad (13)$$

여기서 f 는 라미네이트의 인장강도로서 축 방향의 인장강도(f_y)와 원주방향 응력(σ_θ)과 같다.

제 3 장 실험방법

제 1 절 시험편

본 연구에서는 친환경, 저탄소 배출, 에너지 절약, 하이브리드 자동차, 그린 디젤 자동차 등 최근에 국제적으로 주요 이슈가 되는 첨단소재인 CFRP 구조부재가 자동차의 축 압축부재로 사용될 것을 상정하여 자동차 구조부재의 기본 형상인 사각형 단면 부재(Square shaped section member), 단일 모자형 단면 부재(Single hat shaped section member)와 이중 모자형 단면 부재(Double hat shaped section member)를 오토클레이브(Autclave)에서 성형 제작하여 시험편으로 사용하였다.

사각형 단면 CFRP 부재는 사각형 알루미늄 부재에 CFRP 프리프레그시트를 적층하여 오토클레이브를 이용하여 성형 제작한 후 사각형 알루미늄 파이프를 제거하여 제작하였다.

적층각도 및 단면형상의 차에 따른 에너지 흡수능력과 압괴모드를 고찰하기 위하여 본 연구에서는 적층각도를 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재 시험편을 제작하였다.

CFRP의 적층각이 15° 일 때가 충격특성이 제일 우수하다는 김⁵¹⁻⁵²⁾등의 연구 결과를 참고하여, 본 연구에서는 적층각도 및 단면의 형상이 충격하중을 받을 때 생기는 서로 다른 압괴모드가 CFRP 부재의 충격특성에 어떠한 영향을 미치는가를 고찰하였다.

시험편은 CFRP 프리프레그시트 8매를 축 방향을 0° 로 하여 적층각도 변화에 따라 적층한 후 성형하여 제작하였다. 시험편은 $[+\theta_1 / -\theta_1]_4$ 로서 7계면으로 적층했다. 제작된 사각형 단면 CFRP 부재의 형상을 Fig. 10에 나타내었다.

사각형 단면 CFRP 부재는 사각형 알루미늄 부재에 CFRP 프리프레그시트를 적층하여 오토클레이브를 사용하여 성형하였으며, 사각부재는 한변의 길이가

30mm인 사각형 단면이다. 단일 모자형 단면 CFRP 부재 또한 사각형 알루미늄 부재에 CFRP 프리프레그시트를 적층하여 성형했고 폭(가로×세로)=30×30mm, 플랜지 길이=12mm로 "ㄷ"자 단면 부재와 평판 부재를 결합하여 제작하였으며, 이중 모자형 단면 CFRP 부재 또한 사각형 알루미늄 부재에 두 개의 "ㄷ"자 단면 부재를 결합하여 제작하였다. 적층구성의 변화에 따른 에너지 흡수 능력과 압력모드를 고찰하기 위하여 적층각도의 변화에 따라 시험편을 제작하였다.

이방성 재료인 CFRP의 적층구성의 변화에 따른 압력특성을 평가하고자 사각형 단면 CFRP 부재에서와 동일하게 프리프레그시트 8매를 축 방향을 0° 로 하여 $[\theta_1/-\theta_1]_4$ 의 적층구성으로 적층각도의 변화에 따라 시험편을 제작하였다. 여기서도 사각형 단면 CFRP 부재에서와 동일하게 θ 는 15° , 45° 및 $90^\circ/0^\circ$ 로 적층하여 제작하였다.

제작된 단일 모자형 단면 CFRP 부재와 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 형상을 Fig. 11과 Fig. 12에 나타내었다. Figs. 13, 14에는 단일 모자형 단면 CFRP 부재와 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 적층방법을 나타냈다.

CFRP의 가장 취약한 특성은 취성문제이며, 압력초기에 최대하중 이후 급격한 파괴로 인한 층내 및 층간 등의 크랙 성장으로 흡수에너지는 낮아지게 된다. 따라서 일반적으로 한쪽 끝단에 Initiator 또는 고의의 결함을 주어 순차적이고 국부적인 압력을 유도하여 높은 에너지 흡수특성을 갖게 하는데, 본 연구에서는 시험편의 하중이 작용하는 끝단을 45° 로 모따기하여 트리거가 있는 시험편을 제작하였다.

CFRP 부재는 한국화이버(주)에서 생산한 일방향 Carbon Fiber/Epoxy Resin 프리프레그시트(CU125NS)를 적층하여 오토클레이브를 사용하여 성형하였다. CFRP 프리프레그시트의 기계적 성질을 Table 2에 나타냈다.

시험편의 성형은 Photo. 2와 같은 오토클레이브(autoclave)를 이용하여 챔버(chamber) 내부 둘레에 위치한 히터에 의해 경화점 온도 130°C , 경화시간을 90분으로 하여 제작하였으며, 성형 시에 진공펌프에 의해서 진공백 속을 10^{-1} Pa 까지 진공 시킨 후 컴프레셔에 의해서 진공백의 외측으로부터 3×10^5 Pa 정도 가압시켜 제작하였다.

Fig. 15는 시험편 제작 시 성형 사이클을 나타냈다. 제작 후 잔류응력이 발생하

지 않도록 하기 위하여 다이아몬드 커터를 이용하여 절단하였다. 시험편의 길이는 오일러좌굴을 일으키지 않도록 충분한 길이인 120mm로 하였다.

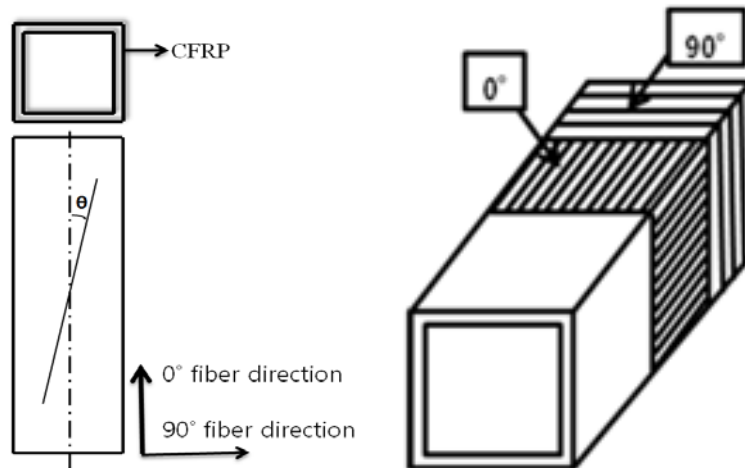


Fig. 10 Configuration of CFRP square shaped section member

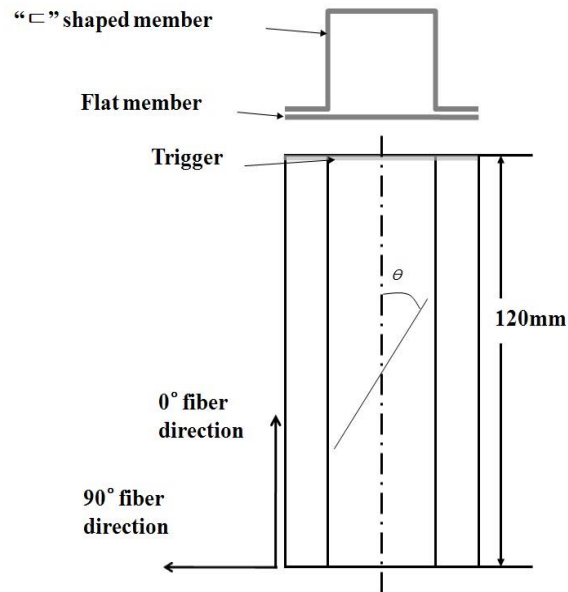


Fig. 11 Configuration of CFRP single hat shaped section member

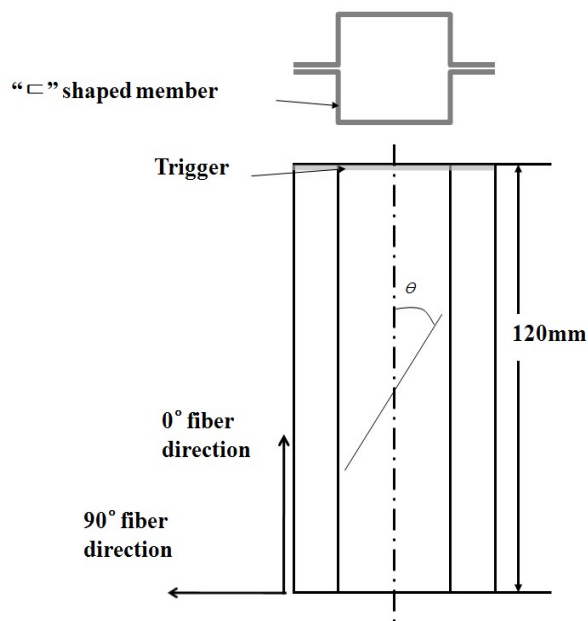


Fig. 12 Configuration of CFRP double hat shaped section member

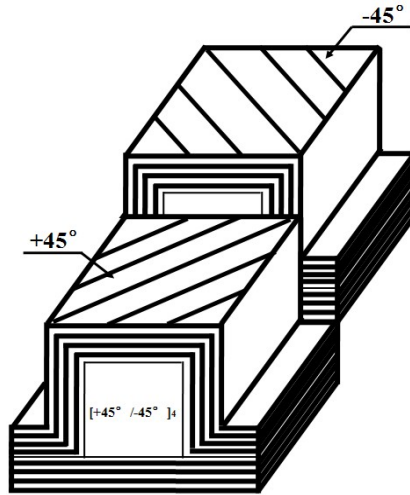


Fig. 13 Stacking conditions of CFRP single hat shaped member

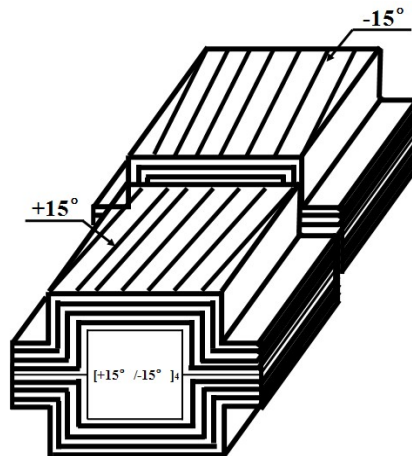


Fig. 14 Stacking conditions of CFRP double hat shaped member

Table 2 Material properties of the CFRP prepreg sheet

Types Characteristics	Fiber (Carbon)	Resin (Epoxy #2500)	Prepreg sheet
Density	1.83×10^3 [kg/m ³]	1.24×10^3 [kg/m ³]	-
Poisson's ratio	-	-	0.3
Young's modulus	240 [GPa]	3.60 [GPa]	132.7 [GPa]
Tensile stress	4.89 [GPa]	0.08 [GPa]	1.85 [GPa]
Breaking elongation	2.1 [%]	3.0 [%]	1.3 [%]
Resin content	-	-	33 [% Wt]



Photo. 2 Autoclave

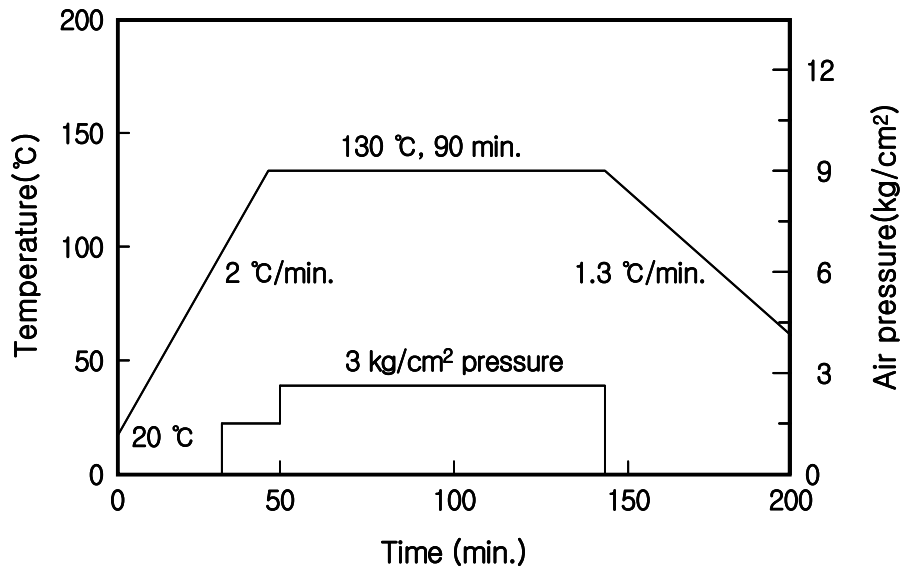


Fig. 15 Curing cycle of CFRP stacking specimen

제 2 절 실험장치

본 절에서는 CFRP 구조부재의 단면의 형상 변화와 적층각도 변화에 따른 에너지 흡수능력과 압케모드를 고찰하기 위하여 충격압케실험을 행하였다.

각 시편마다 3회 이상 예비실험을 행하여 실험결과와 재현성이 좋도록 하였고, 실험결과에 단부효과(end effects)가 나타나지 않고 순차적인 압케가 주기적으로 발생하도록 변위를 제어하면서 연속적으로 압케실험을 행하였다. 또한 시험편의 길이는 압케현상이 오일러 좌굴의 영향을 받지 않을 범위로 120mm로 하였다.

충격압케실험은 실험실에서 자체적으로 설계 제작한 공기압 수직식 충격장치를 사용하였다. 이 장치는 공기압 가속장치를 부착한 실험 장치로서 크로스헤드를 수직 하향으로 자유낙하 및 공기압을 이용하여 가속낙하 시켜 시험편에 충격하중을 가하는 방식이다. 정량적인 충격특성을 고찰하기 위하여 충격에너지를 제어할 수 있는 제어기를 설계 제작하여 충격압케실험을 행했다.

강관으로 제작된 크로스헤드 위치 컨트롤러는 충격시험기의 사이트에 고정되어 공기압을 통해 크로스헤드의 높이를 제어함으로써 자동으로 일정한 위치에너지를 가지게 하는 장치이다. 작동은 스위치를 통하여 공기압을 주입하거나 뺄 때 자동으로 제어되기 때문에 최소한의 오차 손실을 줄이기 위함이다. 충격시험기의 개략도를 Fig. 16에 나타냈으며, Fig. 17은 실험장치의 계측시스템의 구성도를 나타냈다.

시험기는 공기압 가속장치인 에어건과 에어실린더, 시험편에 직접적인 충격을 가하는 크로스헤드, 충격하중을 계측할 수 있는 로드셀, 가이드 바, 베이스플레이트, 방진고무 및 프레임 등으로 구성되어 있다. 특히, 가이드 바를 4개로 구성하고 크로스헤드를 2층 구조로 제작하여 크로스헤드가 시험편에 편심 되어 충격이 가해지는 것을 방지하였으며, 재현성 있는 충격압케실험을 할 수 있도록 하였다. 또한, 로드셀은 2개의 원판을 원주로 연결한 형태로서 연강환봉을 절삭하여 제작하였으며, 위쪽 원판 위에 시험편을 위치시키고, 아래쪽 원판에 3개의 볼트구멍을 만들어 베이스 플레이트에 고정하였다. 시험편에 작용하는 충격하중의 계산은 로드셀의 검출부인 원주의 중앙에 스트레인게이지(KYOWA, KFG-5-120-C1-11L1M2R)를

중심축을 중심으로 각각 축 방향 2매, 원주방향 2매를 대칭으로 부착하는 Full bridge 방식으로 부착하여 충격실험 시 발생할 수 있는 굽힘과 비틀림의 영향을 제거하였다. 충격하중의 크기는 로드셀에 접촉된 스트레인게이지의 저항 변화에 따른 변형률에 게이지가 부착된 검출부의 단면적과 영률을 곱하여 얻을 수 있었다. 충돌 시에 나타나는 스트레인게이지의 저항변화는 리드선을 통하여 브리지박스(bridge circuits)와 동적변형증폭기(dynamic strainamplifier)를 거쳐 전압변화로 증폭된 후 파형 기억장치인 DSO(digital storage oscilloscope)를 지나 컴퓨터에 하중-시간 데이터로 기록된다.

충격실험 시 시험편의 압괴 시간변화 즉, 변위의 측정은 압괴가 진행하고 있는 사이 시험편의 변위량과 크로스헤드의 이동량이 일치한다고 보고 크로스헤드에 부착된 표적의 움직임을 광학식 변위계(Zimmer OHG사, 100F)로 비접촉 계측하여 변위 데이터를 구하였다. 광학식 변위계는 광학렌즈를 이용하여 렌즈 측정범위 내에 있는 표적의 백색부와 흑색부의 경계선(edge)의 이동량을 전압변화로 측정하는 것이며, 렌즈의 교환에 따라 측정범위를 달리할 수 있다. 렌즈는 초점거리가 1080mm이며 최대100mm의 이동량을 측정할 수 있는 100-10형을 사용하여 측정하였다. 또한, 충격속도는 크로스헤드가 시험편에 충돌하기 직전의 속도를 레이저를 이용하여 측정하였다.

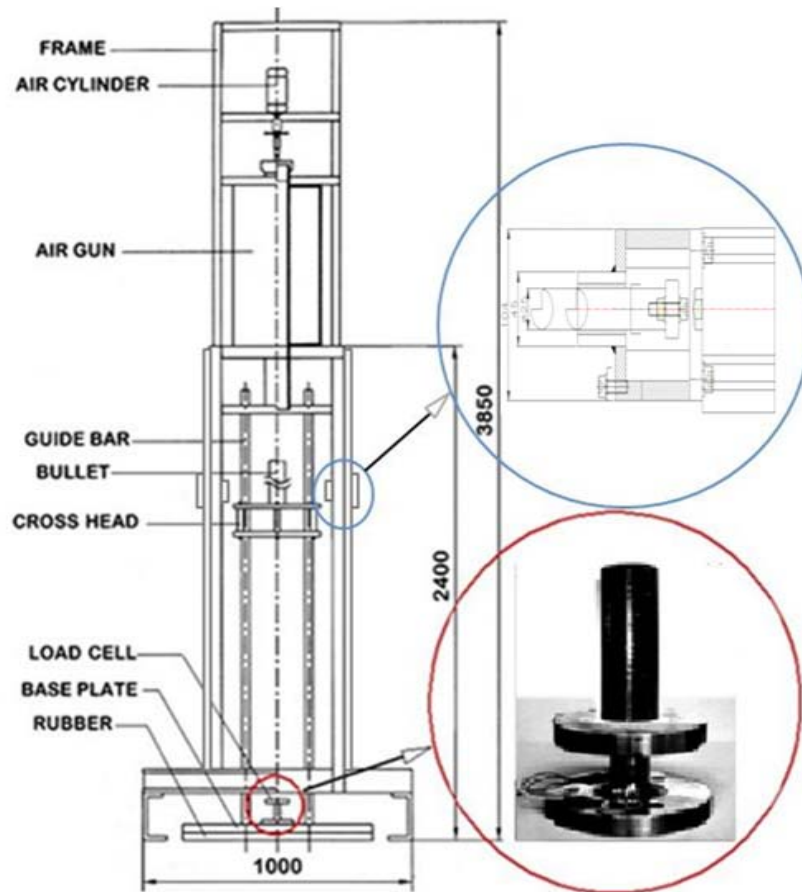


Fig. 16 Impact testing setup for crushing

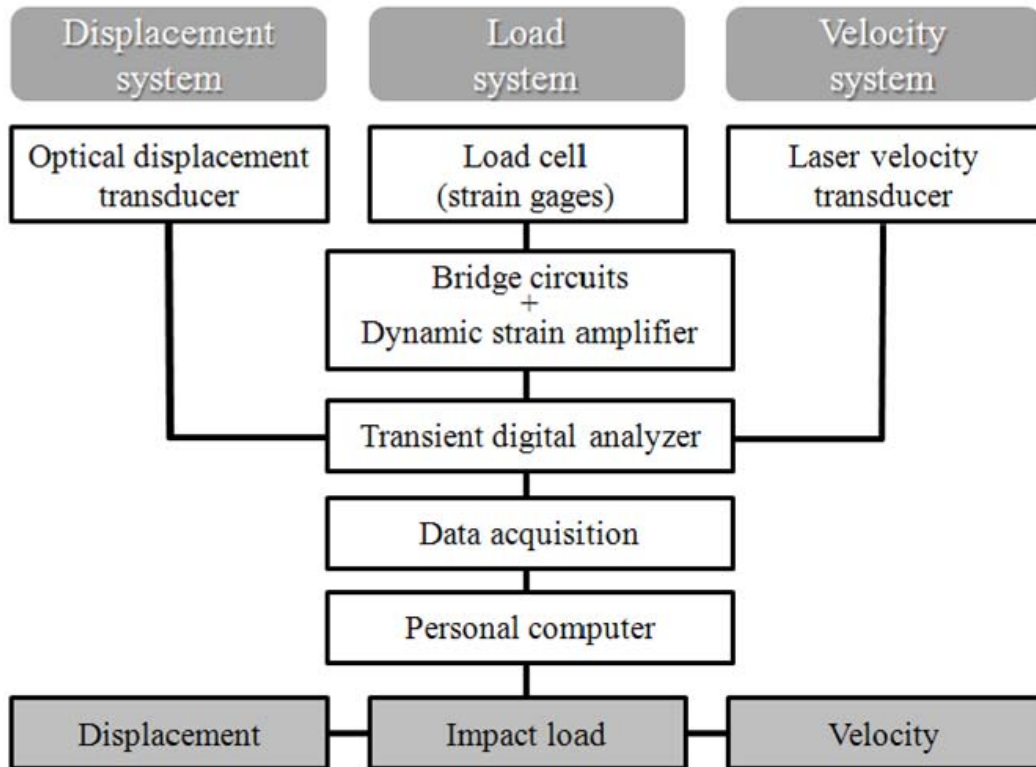


Fig. 17 Diagram of measurement system

제 3 절 압괴실험

충격압괴실험 후 측정된 하중-시간 및 변위-시간 데이터에서 시간 성분을 소거하여 얻어진 하중-변위 선도의 면적을 시험편이 흡수한 에너지로 보고 하중-변위 선도를 식 (14)와 같이 적분하여 시험편에 흡수된 에너지량을 구하였다.

$$E_a = \int_0^{\delta} P ds \quad (14)$$

여기서 E_a 는 흡수에너지, P 는 압괴하중, δ 는 압괴과정 중의 시험편의 변형량을 각각 나타낸다.

충격압괴실험은 시험편이 흡수할 수 있는 에너지의 범위 내에서 자유낙하를 하였다. 또한 각 시험편에 대하여 4~5회의 충격 압괴실험을 행하였고, 압괴과정에서 시간에 대한 하중 및 변위를 측정하였다. 측정된 하중 및 변위에서 시간을 소거하여 충격압괴가 진행되고 있는 동안의 하중-변위선도를 구하였으며 흡수에너지 E_a , 총 흡수에너지 E_L , 및 시험편의 변형된 길이 δ 를 구하여 각 부재의 에너지 흡수 특성에 대하여 고찰하였다.

그러나 동일한 충격에너지를 가했을 때 모든 시험편의 압괴길이가 동일하지 않기 때문에 흡수에너지를 정량적으로 고찰하기 위하여 모든 시험편이 시험편의 전체길이인 120mm가 압괴되었다고 가정하여 식 (15)와 같이 Magee와 Thornton이 언급한 압괴효율의 역수⁽¹⁸⁾를 사용하여 식 (16)에 의해 총 흡수에너지를 구하였다.

$$\frac{1}{\rho_0} = \frac{L}{\delta_f} \quad (15)$$

여기서, ρ_0 은 압괴효율, L 은 시험편의 길이, δ_f 는 충격압괴 실험 후 변형된 시험

편의 길이이다.

$$E_L = E_a \times \frac{1}{\rho_0} \quad (16)$$

여기서, E_L 는 총 흡수에너지, E_a 는 흡수에너지이다.

또한, 단위질량당 총 흡수에너지를 비교하기 위하여 식(17)을 이용하여 단위질량당 총 흡수에너지(E_m)를 구하였다.

$$E_m = E_L / kg \quad (17)$$

여기서, kg 은 각 시험편의 질량이다.

로드셀 위의 시험편이 흡수하는 이론적인 충격에너지 E_I 는 식(18)과 같이 크로스헤드의 위치에너지와 같으므로 시험편에 따라 시험편의 압괴형상을 관찰하기 가장 적절한 충격에너지에서 충격 실험을 행했다.

또한, 차체부재는 구성부재가 파손 또는 변형됨으로 인해 차량의 충돌에너지를 소산시키는 Sacrificial Structure(차체의 파손을 전제로 하는 구조물)이므로 적절한 변형 거리를 확보하여야 하며, 차체구조의 강성과 구성부재의 재료에 따라 다양한 충돌거동을 보이며 충돌시험 결과에도 많은 영향을 준다. 따라서 충격압괴실험 시 충격에너지의 크기는 본 연구에서 제작한 CFRP 부재의 특성을 고려하여 수차례의 예비실험을 통하여 각각 형상이 다른 시험편의 충격저항 능력에 따라 충격에너지의 크기를 결정하여 실험을 행하였으며, 사각형 단면 CFRP 부재는 372.4J인 범위에서, 단일 모자형 단면 CFRP 부재는 419J인 범위에서, 이중 모자형 단면 CFRP 부재는 611J인 충격에너지 범위에서 충격 실험을 행했다.

$$E_I = mgh \quad (18)$$

여기에서 E_I 는 자유낙하 시 충격에너지, m 은 크로스헤드의 질량, g 는 중력 가속

도, h 는 시험편에 가해진 크로스헤드의 높이이다.

제 4 장 단면형상 · 적층각의 변화에 따른 충격압괴 실험결과

본 장에서는 단면 형상이 서로 다른 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재가 경량화용 차량전면부 사이드 부재로 사용될 것을 상정하여 각각 적층각도가 다르고 형상이 다른 부재에 대하여 충격압괴실험을 행하여 적층각의 차 및 단면 형상의 차에 따른 에너지흡수 능력과 압괴모드를 고찰하여 CFRP 부재의 충돌안전성능을 평가하였다.

제 1 절 사각형 단면 CFRP 부재

본 절에서는 사각형 단면 CFRP 부재에 대하여 축 하중을 가하여 사각형 단면 CFRP 부재의 압괴특성을 살펴보고자 충격에너지 372.4J하에서 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 사각형 단면 CFRP 부재를 충격압괴실험 하여 얻은 하중-변위 관계와 압괴형상을 고찰하였다.

Fig. 18에 압괴실험 시 얻은 하중-변위 선도의 대표적인 예를 나타냈으며 선도의 면적을 적분함으로써 흡수에너지를 산출하였다. 충격압괴실험은 시험편의 충격 흡수 능력에 따라 압괴모드 해석이 용이한 범위를 충격에너지의 크기로 정하여 실험하였다. 사각형 단면 CFRP 부재의 경우는 단일 모자형 단면 CFRP 부재나 이중 모자형 단면 CFRP 부재보다도 충격에 약하여 보다 큰 충격에너지 범위에서는 압괴모드를 해석하기가 어려워 충격압괴실험은 372.4J의 범위에서 행했다.

Figs. 19~21에 적층수 8ply, 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 결과 얻어진 하중-변위선도를 나타내었으며, Photos. 3~5에 충격압괴실험 후의 시험편의 형상을 나타내었다.

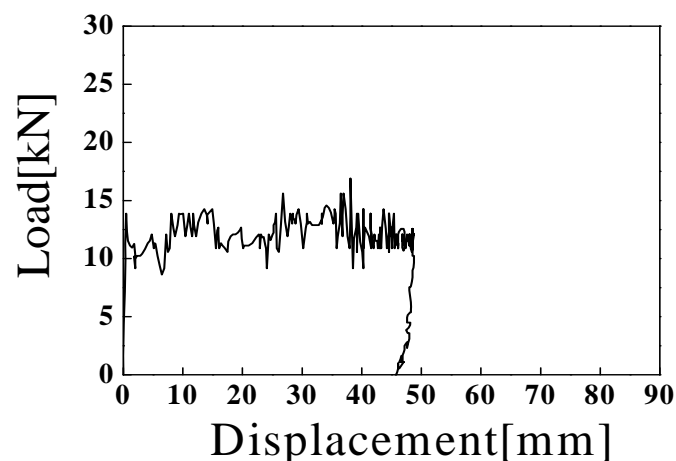


Fig. 18 Load-displacement curve of CFRP square shaped section member

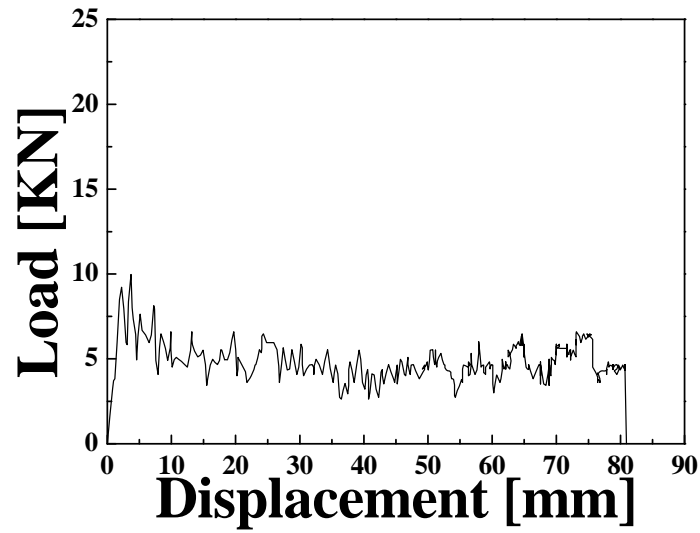


Fig. 19 Load-displacement curve of CFRP square shaped section member, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)



Photo. 3 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)

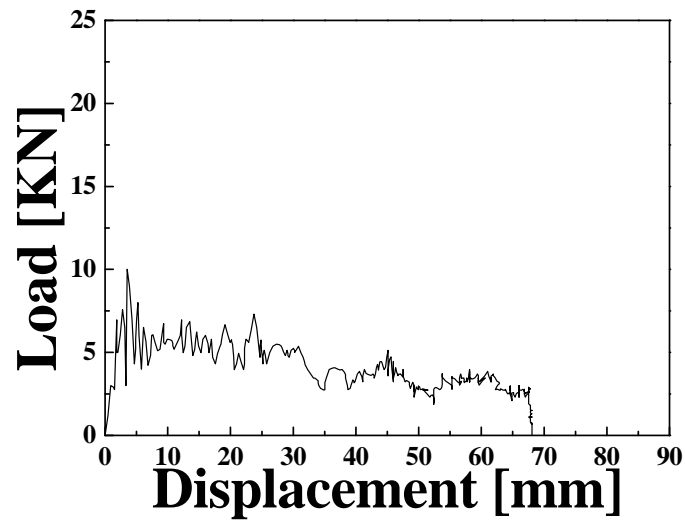


Fig. 20 Load–displacement curve of square shaped section member,
 $[-45^\circ /+45^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)



Photo. 4 Shape of collapsed CFRP square shaped section member,
 $[-45^\circ /+45^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)

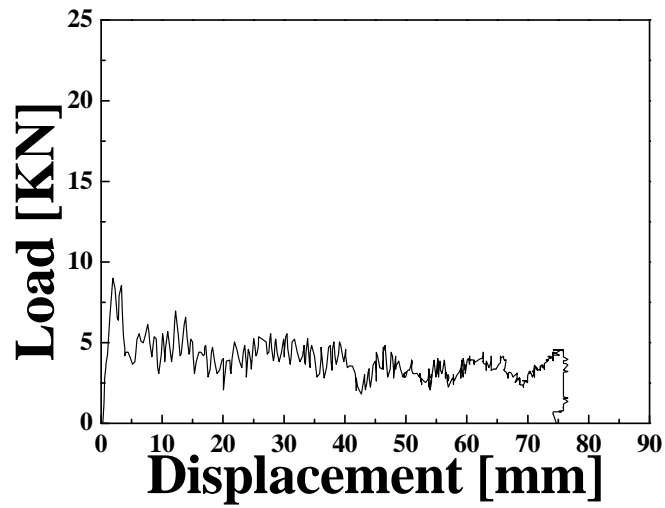


Fig. 21 Load–displacement curve of CFRP square shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)



Photo. 5 Shape of collapse CFRP square shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)

제 2 절 단일 모자형 단면 CFRP 부재

본 절에서는 단일 모자형 단면 CFRP 부재에 대하여 축 하중을 가하여 압괴특성을 살펴보고자 충격에너지 419J하에서 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 단일 모자형 단면 CFRP 부재를 충격압괴실험 하여 얻은 하중-변위 관계와 압괴형상을 고찰하였다.

Figs. 22 ~ 24에 적층수 8ply, 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 단일 모자형 단면 CFRP 부재에 대하여 충격압괴실험 결과 얻어진 각각의 하중-변위 선도를 나타내었으며, Photos. 6 ~ 8에 충격압괴실험 후의 시험편의 형상을 나타냈다.

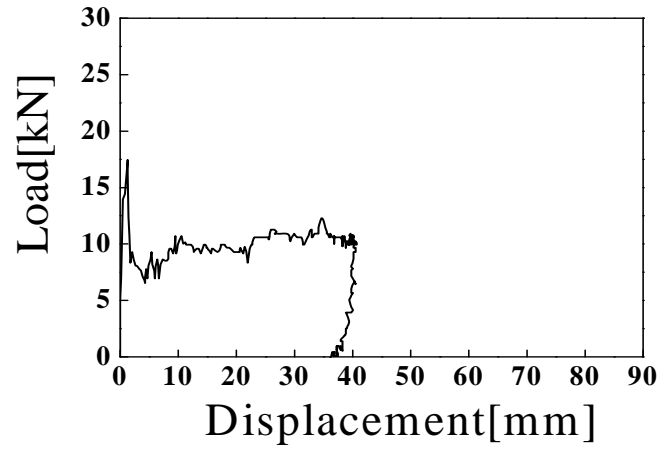


Fig. 22 Load–displacement curve of CFRP single hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$, (Impact energy 419J)



Photo. 6 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact energy 419J)

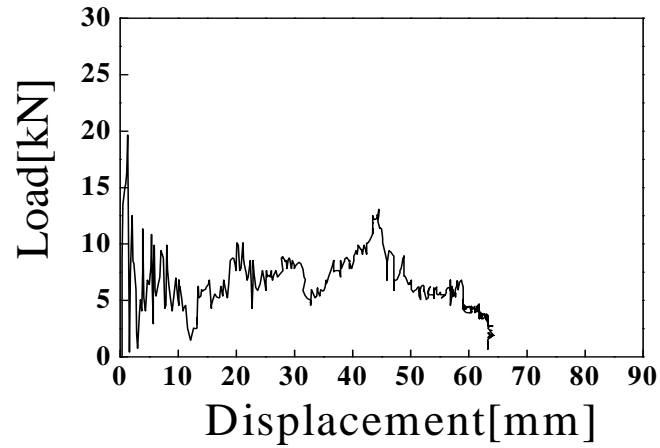


Fig. 23 Load–displacement curve of CFRP single hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$, (Impact energy 419J)



Photo. 7 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact energy 419J)

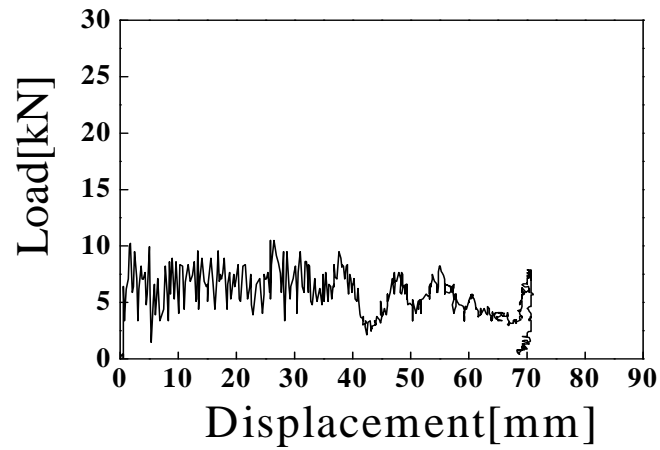


Fig. 24 Load–displacement curve of CFRP single hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$, (Impact energy 419J)

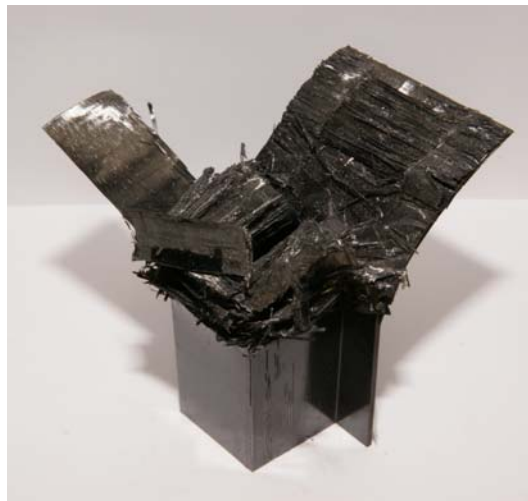


Photo. 8 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact energy 419J)

제 3 절 이중 모자형 단면 CFRP 부재

본 절에서는 이중 모자형 단면 CFRP 부재에 대하여 축 하중을 가하여 압괴특성을 살펴보고자 충격에너지 611J하에서 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 이중 모자형 단면 CFRP 부재를 충격 압괴 시험하여 얻은 하중-변위 관계와 압괴형상을 고찰하였다.

Figs. 25 ~ 27에 적층수 8ply, 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 이중 모자형 단면 CFRP 부재에 대하여 충격압괴실험 결과 얻어진 각각의 하중-변위 선도를 나타내었으며, Photos. 9 ~ 11에 충격압괴실험 후의 시험편의 형상을 나타냈다.

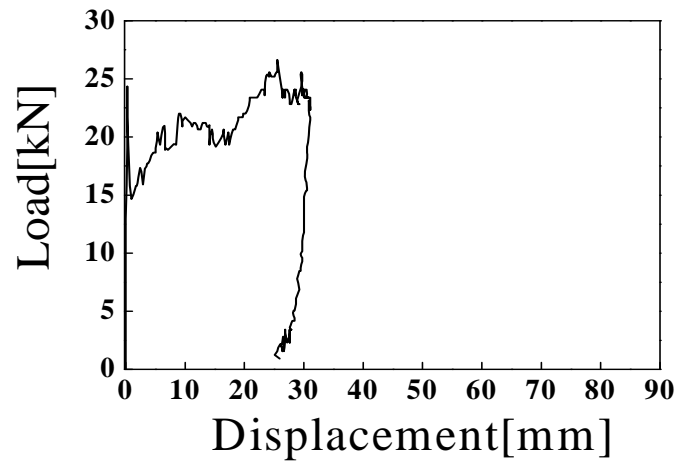


Fig. 25 Load-displacement curve of CFRP double hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$, (Impact energy 611J)



Photo. 9 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact energy 611J)

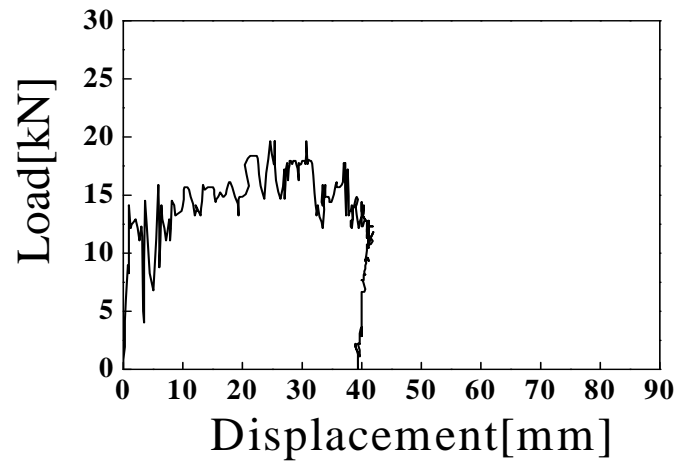


Fig. 26 Load–displacement curve of CFRP double hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$, (Impact energy 611J)



Photo. 10 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact energy 611J)

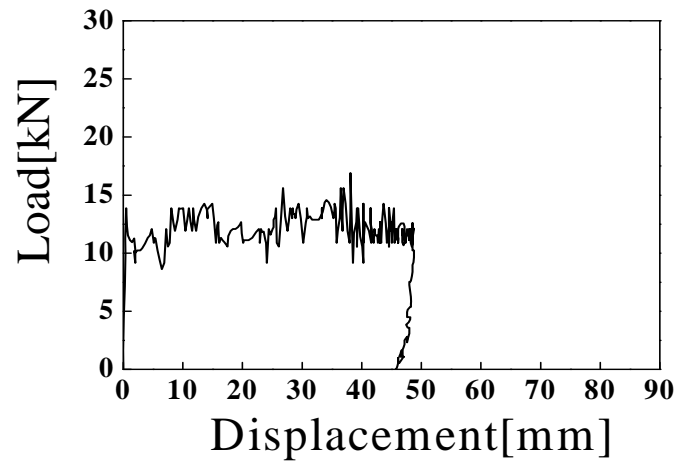


Fig. 27 Load–displacement curve of CFRP double hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$, (Impact energy 611J)



Photo. 11 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact energy 611J)

제 5 장 결과 및 고찰

본 장에서는 충돌 시 많은 에너지를 흡수할 수 있는 안정성능 및 연비 개선을 위한 경량화에 대한 방안으로서, 비강도 및 비강성이 우수하면서 이방성을 갖는 탄소섬유 강화 복합체가 차량 전면부 사이드 부재로 사용될 것을 상정하여 충격압계 특성을 고찰하였다.

자동차 사이드부재의 기본형상인 단일 모자형 단면을 갖는 단일 모자형 단면 CFRP 부재와 이와 유사한 사각형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재에 충격압계실험을 행하여 CFRP 부재의 충격특성과 압계모드를 고찰하여 안전성능을 평가하였다.

또한, 적층구성의 변화에 따른 에너지 흡수 능력과 압계모드를 고찰하기 위하여 적층각도 변화에 따라 시험편을 제작하였다. 이방성 재료인 CFRP의 적층구성의 변화에 따른 압계특성을 평가하고자 프리프레그시트 8매를 축방향을 0° 로 하여 적층각도 변화에 따라 시험편을 제작하였다. 여기서 적층각도는 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 하여 제작하여 충격압계 실험을 행하여 충격압계특성을 고찰하였다

제 1 절 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압괴특성

본 절에서는 충돌 시 많은 에너지를 흡수할 수 있는 안정성능 및 연비 개선을 위한 경량화에 대한 방안으로 비강도 및 비강성이 우수하면서 이방성을 갖는 탄소 섬유 강화 복합재를 이용하여 사각형 단면 CFRP 부재를 제작한 후 각도 변화에 따른 충격압괴특성을 고찰하였다.

Figs. 28~32의 충격 특성치의 실험결과의 평균값으로 최대압괴하중(P_{max}), 평균 압괴하중(P_m), 평균압괴응력(σ_m), 흡수에너지(E_a), 총흡수에너지(E_L) 및 단위질량당 흡수에너지(E_m)의 데이터 값을 나타내었으며, Table 3에 충격에너지 372.4J로 사각형 단면 CFRP 부재에 충격을 가했을 때 얻은 데이터 값을 보여주고 있다. 또한, Table 4에 사각형 단면 CFRP 부재의 충격특성을 적층각도의 변화에 따라 최대치를 1로 하였을 때의 사각형 단면 CFRP 부재의 충격특성 값을 나타냈다.

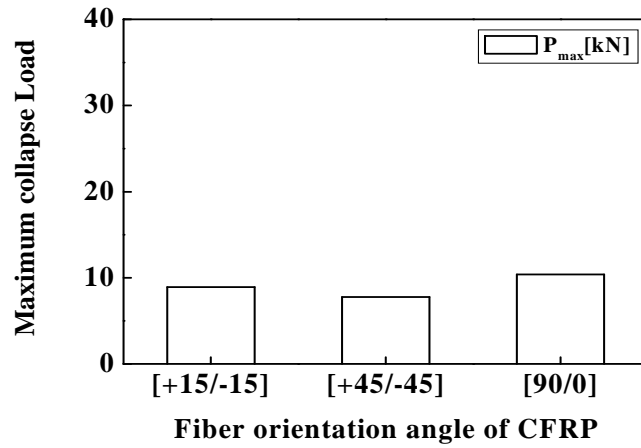


Fig. 28 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP square shaped section member
 (Impact Energy 372.4J)

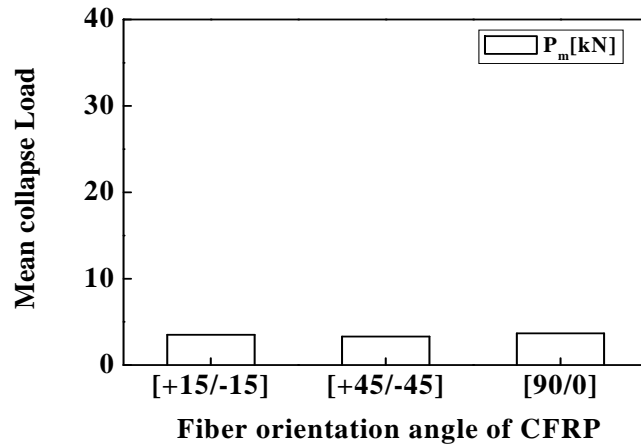


Fig. 29 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)

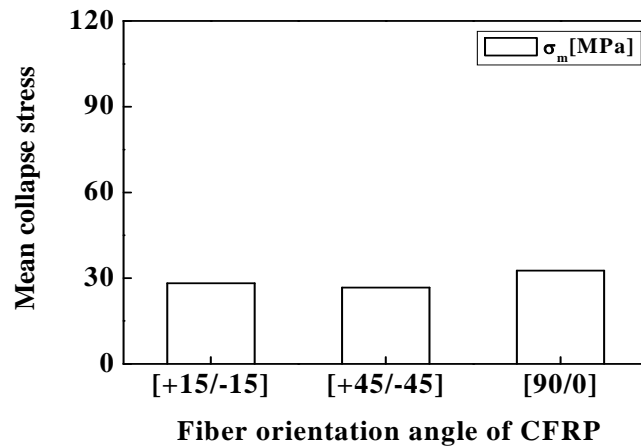


Fig. 30 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)

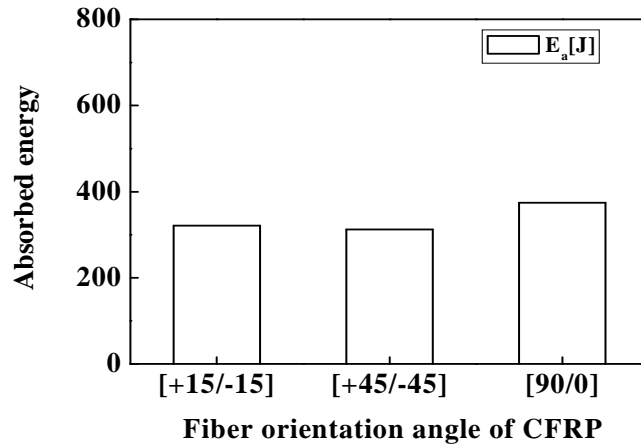


Fig. 31 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)

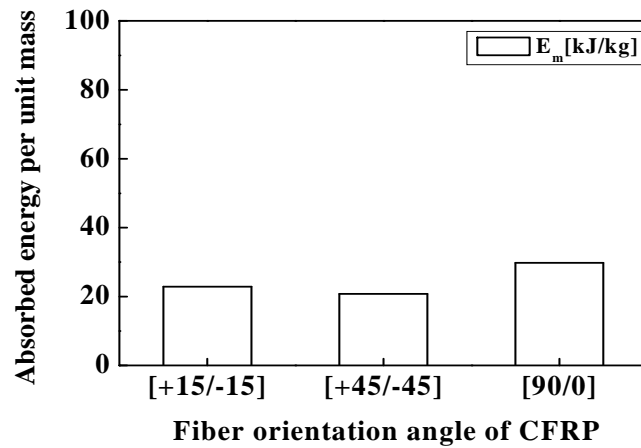


Fig. 32 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP square shaped section member (Impact Energy 372.4J)

Table 3. Impact collapse test results for CFRP square shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP ($E = 372.4J$)

Fiber orientation angle	P_{max} [kN]	P_m [kN]	σ_m [Mpa]	E_a [J]	E_L [J]	E_m [kJ/kg]
$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	8.92	3.50	28.23	321.91	417.95	22.9
$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	7.77	3.31	26.69	312.14	348.55	20.8
$[90^\circ / 0^\circ]_4$	10.40	3.67	32.65	374.64	427.0	29.78

Table 4. Impact characteristics for CFRP square shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP ($E = 372.4J$)

Impact characteristics	Fiber orientation angle		
	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	$[90^\circ / 0^\circ]_4$
P_{max} [kN]	0.857	0.747	1
P_m [kN]	0.954	0.902	1
σ_m [Mpa]	0.865	0.817	1
E_a [J]	0.857	0.833	1
E_m [kJ/kg]	0.769	0.698	1

제 2 절 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압쇄특성

Table 5에 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 적층각도 변화에 의한 충격압쇄실험을 행한 결과의 평균값으로 최대압쇄하중(P_{max}), 평균압쇄하중(P_m), 평균압쇄응력(σ_m), 흡수에너지(E_a), 총 흡수에너지(E_L) 및 단위질량당 흡수에너지(E_m)의 데이터 값을 나타내었다.

충격압쇄실험의 경우, 본 연구에서의 실험 범위인 419J의 충격에너지에서는 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 인 경우는 평균압쇄길이가 40mm, 적층각도 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 인 경우는 평균압쇄길이가 62.14mm, 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 경우는 평균 압쇄길이가 68.64mm 이었다.

Fig. 33에 단일 모자형 단면 CFRP 부재를 충격압쇄실험 하여 얻은 적층각도 변화에 따른 최대압쇄하중의 변화관계를, Fig. 34에 적층각도 변화에 따른 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 평균압쇄하중의 변화 관계를, Fig. 35에 적층각도 변화에 따른 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 평균응력의 변화 관계를, Fig. 36에 적층각도 변화에 따른 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 흡수에너지의 관계를, Fig. 37에 적층각도 변화에 따른 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 단위질량당 흡수에너지와의 상관관계를 나타냈다.

Figs. 33~37로 부터 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 최대압쇄하중, 평균압쇄하중, 평균응력, 흡수에너지 및 단위질량당 흡수에너지 모두 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 및 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 순으로 작아짐을 알 수 있었다. 특히, 단위질량당 흡수에너지는 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 단일 모자형 단면 CFRP 부재가 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 53% 높았으며 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 약 76.7% 높았다. 따라서 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압쇄특성은 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 가장 우수했다.

Table 5에 충격에너지 419J로 단일 모자형 단면 CFRP 부재에 충격을 가했을 때 얻은 Figs. 33~37의 충격 특성치의 실험결과를 적층 각도별로 정리하여 나타냈으며, Table 6에 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격특성을 적층각도 변화에 따라 최대치를 1로 하였을 때의 충격특성 값을 나타냈다.

Table 5로 쉽게 알 수 있듯이 모든 충격특성이 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 가장 우수 했으며 그 다음으로 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 순으로 낮게 나타났다. 그러나 흡수에너지의 경우는 어느 적층각도에서도 비슷한 현상이 나타났는데 이는 충격압력 될 때 단일 모자형 부재의 평판부가 가장 먼저 벌어지는 현상 때문에 적층각도에 관계없이 에너지 흡수 능력이 비슷하게 나타난 것으로 사료된다.

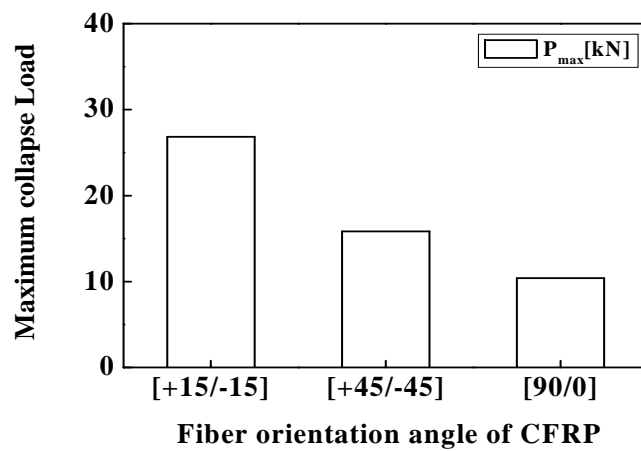


Fig. 33 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)

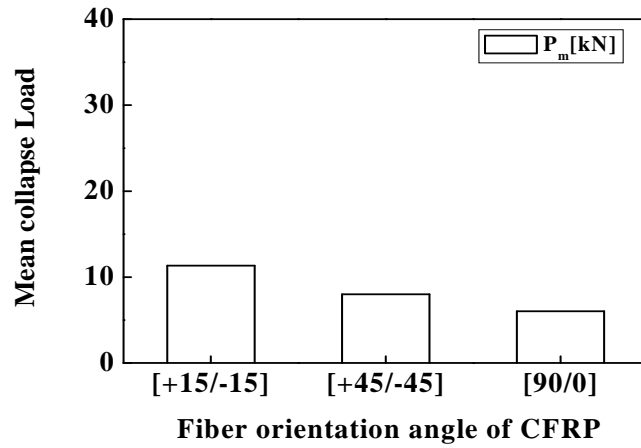


Fig. 34 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)

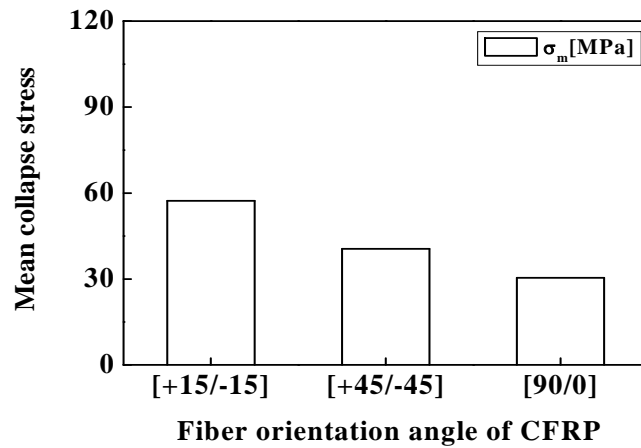


Fig. 35 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)

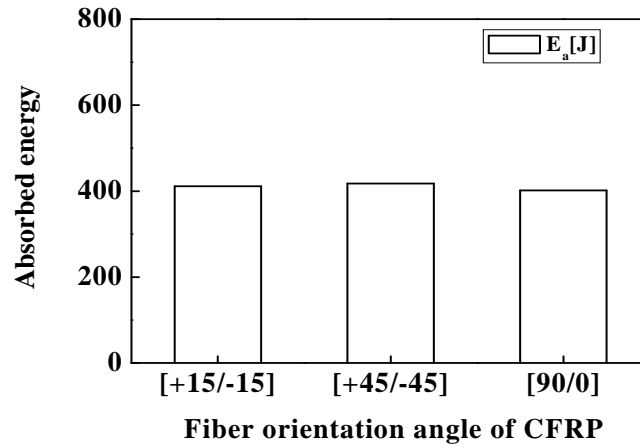


Fig. 36 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)

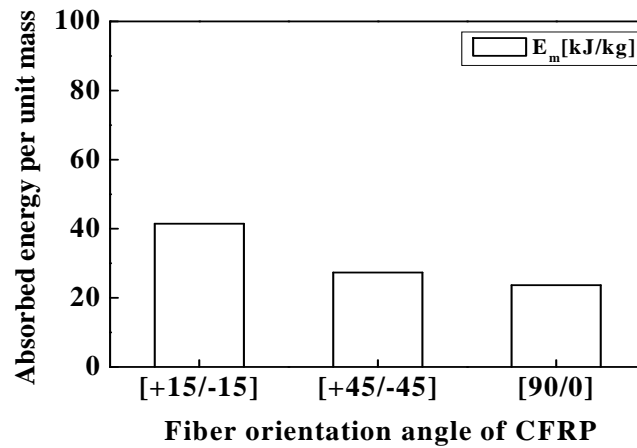


Fig. 37 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP single hat shaped section member (Impact Energy 419J)

Table 5. Impact collapse test results for CFRP single hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP ($E = 419\text{J}$)

Fiber orientation angle	P_{max} [kN]	P_m [kN]	σ_m [Mpa]	E_a [J]	E_L [J]	E_m [kJ/kg]
$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	26.85	11.32	57.28	416.66	1220.36	41.84
$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	15.85	8.01	40.53	406.21	767.29	27.30
$[90^\circ / 0^\circ]_4$	9.87	6.01	30.41	401.63	694.35	23.67

Table 6. Impact characteristics for CFRP single hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP ($E = 419\text{J}$)

Impact characteristics	Fiber orientation angle		
	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	$[90^\circ / 0^\circ]_4$
P_{max} [kN]	1	0.590	0.368
P_m [kN]	1	0.707	0.531
σ_m [Mpa]	1	0.707	0.531
E_a [J]	1	0.975	0.964
E_m [kJ/kg]	1	0.652	0.566

제 3 절 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴특성

Table 7에 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 적층각의 변화에 의한 충격압괴실험을 행한 결과의 평균값으로 최대압괴하중(P_{max}), 평균압괴하중(P_m), 평균압괴응력(σ_m), 흡수에너지(E_a), 총 흡수에너지(E_L) 및 단위질량당 흡수에너지(E_m)의 데이터 값을 나타내었다.

충격압괴실험의 경우, 본 연구에서의 실험 범위인 611J의 충격에너지에서는 적층각도 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 인 경우는 평균압괴길이가 27.52mm, 적층각도 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 인 경우는 평균압괴길이가 46.59mm, 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 경우는 평균 압괴길이가 47.63mm 이었다.

Fig. 38에 이중 모자형 단면 CFRP 부재를 충격압괴실험 하여 얻은 적층각도 변화에 따른 최대압괴하중의 변화 관계를, Fig. 39에 적층각도 변화에 따른 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 평균압괴하중의 변화 관계를, Fig. 40에 적층각도 변화에 따른 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 평균응력의 변화 관계를, Fig. 41에 적층각도 변화에 따른 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 흡수에너지의 관계를, Fig. 42에 적층각도 변화에 따른 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 단위질량당 흡수에너지와의 상관관계를 나타냈다.

Figs. 38~42로 부터 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 최대압괴하중, 압괴응력 및 단위질량당 흡수에너지는 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 각각 67%, 77.8%, 68.8% 및 68.2%, 79.7%, 75.3% 정도 높았다.

따라서, 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴특성 또한 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 가장 우수함을 알 수 있었다. 그러나 Figs. 38~42로 부터 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 최대압괴하중, 평균압괴하중, 평균응력, 흡수에너지 및 단위 질량당 흡수에너지 모두 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우 거의 유사한 값을 얻었다. 이는 이중 모자형 단면 CFRP 부재는 단일 모자형 단면 CFRP 부재보다 45° , 0° , 90° 적층각의 영향이 더 작음을 알 수 있다. 즉, 이중 모자형 단면 CFRP 부재가 가장 안정적이며 우수한 충격특성을 갖음을 알 수 있었다.

Table 7에 충격에너지 611J로 이중 모자형 단면 CFRP 부재에 충격을 가했을 때 얻은 Figs. 33~37의 충격특성치의 실험결과를 적층 각도별로 정리하여 나타냈으며, Table 8에 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격특성을 적층각도의 변화에 따라 최대치를 1로 하였을 때의 충격특성 값을 나타냈다.

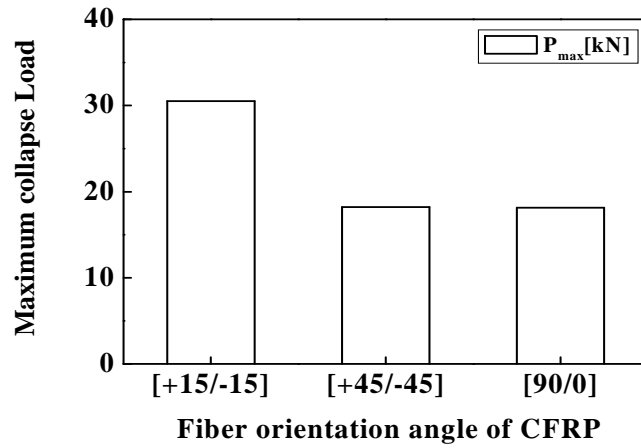


Fig. 38 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and maximum collapse load for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy = 611J)

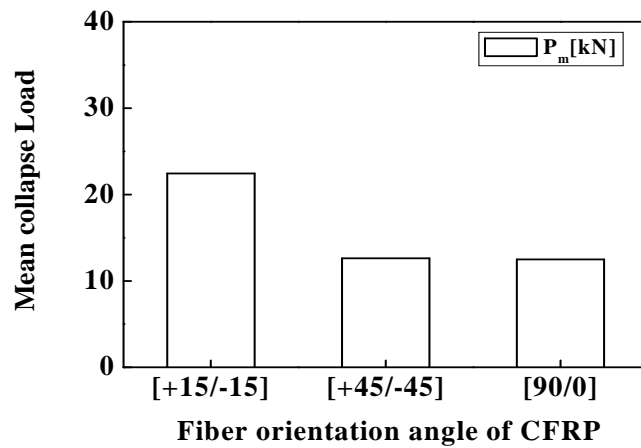


Fig. 39 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse load for CFRP double hat shaped section member (Impact Energy = 611J)

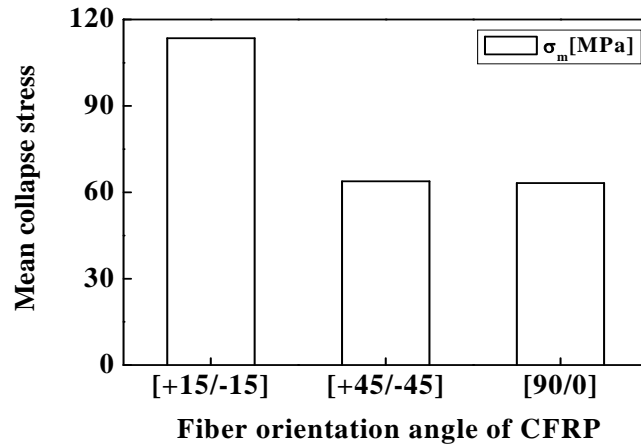


Fig. 40 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and mean collapse stress for CFRP double hat shaped member (Impact Energy = 611J)

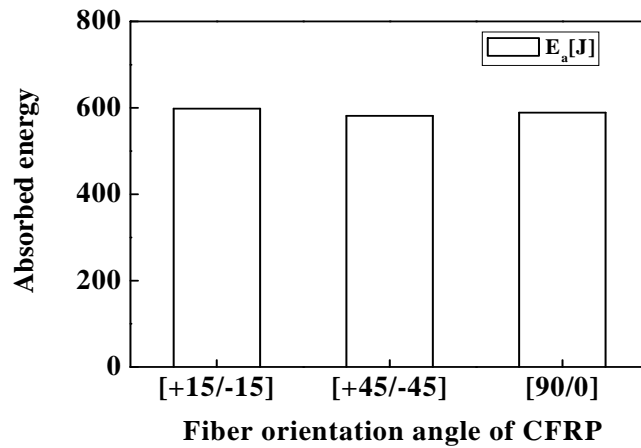


Fig. 41 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy for CFRP double hat shaped member (Impact Energy = 611J)

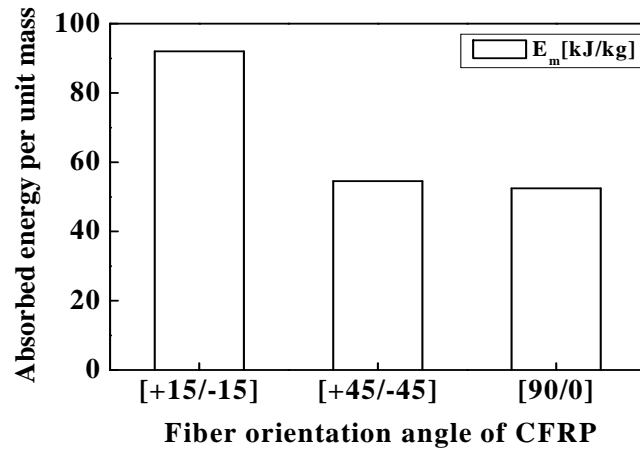


Fig. 42 Relationship between fiber orientation angle of CFRP and absorbed energy per unit mass for CFRP double hat shaped member (Impact Energy 611J)

Table 7. Impact collapse test results for CFRP double hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP($E = 611J$)

Fiber orientation angle	P_{max} [kN]	P_m [kN]	σ_m [Mpa]	E_a [J]	E_L [J]	E_m [kJ/kg]
$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	30.52	22.44	113.54	598.31	2618.56	92.04
$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	18.20	12.62	63.85	581.28	1511.59	54.53
$[90^\circ / 0^\circ]_4$	18.14	12.49	63.19	588.81	1480.89	52.51

Table 8. Impact characteristics for CFRP double hat shaped section member according to fiber orientation angle of CFRP($E = 611J$)

Impact characteristics	Fiber orientation angle		
	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	$[90^\circ / 0^\circ]_4$
P_{max} [kN]	1	0.596	0.594
P_m [kN]	1	0.562	0.556
σ_m [Mpa]	1	0.562	0.556
E_a [J]	1	0.972	0.984
E_m [kJ/kg]	1	0.592	0.571

제 4 절 압케모드

1. 사각형 단면 CFRP 부재의 압케모드

사각형 단면 CFRP 부재의 충격특성을 고찰하기 위하여 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압케실험 후의 압케모드를 고찰하였다. Photo. 12에 $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ 로 적층된 사각단면 CFRP 부재의 충격압케실험 후의 압케형상을, Photo. 13에 $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ 로 적층된 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압케실험 후의 압케형상을, Photo. 14에 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 사각형 단면 CFRP 부재의 충격압케실험 후의 압케형상을 나타냈다.

CFRP 부재는 Figs. 3~8에서와 같이 층돌과 동시에 층간크랙(Interlaminar cracks)이 성장하여 라미나굽힘(Lamina bending)이 생김과 동시에 섬유와 매트릭스의 소성변형을 수반하여 국부좌굴(Local buckling)이 생기고, Lamina 다발의 파괴에 의한 횡방향전단(Transverse shearing)이 되면서 섬유의 파단에 의해 파편이 분산되는 파쇄모드(fragmentation)의 형태로 압케되었다.

15° 로 적층된 부재에서는 Photo. 12와 같이 평판부재는 계면 사이에서 층간크랙(Interlaminar cracks)과 층내크랙(Intralaminar cracks)이 점진적으로 진전되며 시편 내외로 라미나굽힘(laminar Bending)과 층간크랙이 성장함과 동시에 길이 방향으로 긴 longitudinal cracks이 발생하여 취성파괴 되었다. 즉, 주요 에너지 흡수 메커니즘은 크랙의 성장이며 층간크랙 및 층내크랙의 진전에 의한 라미나굽힘에 의해 주로 에너지를 흡수하며, 섬유와 평행한 길이방향 크랙이 파괴의 주요 인자라고 생각된다. 즉, 15° 로 적층된 부재에서는 섬유의 파단 없이 기지의 소성 변형 및 굽힘변형이 파괴의 주요 요인이라 생각된다. 또한, 섬유가 축 방향과 비슷하게 적층된 경우에는 스프라인모드(splaying mode)형태로 압케되었다.

45° 로 적층된 부재에서는 Photo. 13 에서와 같이 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되며 모서리 4 곳에서 찢겨

지는 현상이 생겼으며 라미나굽힘과 파단면에는 라미나뭉음으로 형성된 종방향 크랙들의 수, 위치 및 길이가 주요 변수가 되는 횡전단이 발생했고 $90^\circ / 0^\circ$ 로 적층된 부재에서 나타나는 파쇄모드(fragmentation)의 연합으로 나타났다. 또한, 모서리 부분에서는 섬유와 파단에 의해 찢겨지는 부분이 많은 에너지를 흡수한 것으로 사료되며 사각형 단면 CFRP부재의 경우 모서리에서의 찢겨짐 현상은 충격하중을 받을 때 순간적인 충격으로 인하여 모서리 부분에서 응력집중이 발생하여 모서리 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하는 것으로 사료된다.

이러한 압축모드는 섬유의 분리, 섬유의 파손 및 기지의 소성변형으로 구성되며, 각 계면 사이에서 국부적인 층간분리가 수반된다.

$90^\circ / 0^\circ$ 로 적층된 부재에서는 Photo. 14에서와 같이 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되지만, 특히, 45° 로 적층된 부재에서와 같이 모서리 부분에서는 섬유와 파단에 의해 찢겨지는 부분이 많은 에너지를 흡수한 것으로 사료되며, 사각 모서리에서의 찢겨짐 현상은 충격하중을 받을 때 순간적인 충격으로 인하여 모서리 부분에서 응력집중이 발생하여 모서리 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하는 것으로 사료된다.

"ㄷ"자형 부재는 횡방향전단모드에 의한 라미나 뭉음의 섬유 및 지지 파단과 라미나굽힘모드가 조합된 형상으로 압축되었다. 이러한 압축모드는 최외각층에 0° 로 적층된 라미나 뭉음에 의해 나타나는 라미나굽힘이 두드러지게 나타났으며, 상대적으로 $0^\circ / 90^\circ$ 에서 주로 나타났던 섬유와 파단은 적게 나타났다.

특히, 적층각이 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 사각형 단면 CFRP 부재는 최외각층이 0° 이므로 최외각층의 섬유가 외부로 확장하는 스프라인모드를 나타냈으며 동시에 섬유와 파단에 의한 파편(debris)이 분산되는 파쇄모드 즉, 섬유가 외층으로 확장하고 파단면에서 압축되는 파쇄확장모드(fragmentation and splaying mode) 형태로 파괴되었다.

$[90^\circ / 0^\circ]_4$ 의 경우가 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 의 경우 보다 파편의 분산이 약간 많은데 이러한 이유로 흡수에너지, 단위질량당 흡수에너지가 상대적으로 크게 나타났다고 생각된다.



Photo. 12 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)



Photo. 13 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)



Photo. 14 Shape of collapsed CFRP square shaped section member, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ (Impact Energy 372.4J)

2. 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드

단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격특성을 고찰하기 위하여 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후의 압괴모드를 관찰하였다. Photo. 15에 $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ 로 적층된 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후의 압괴형상을, Photo. 16에 $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ 로 적층된 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후의 압괴형상을, Photo. 17에 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후의 압괴형상을 나타낸다.

충격압괴실험 후의 압괴모드를 관찰한 결과, 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드는 적층각에 따라 모서리부의 섬유파단, 모서리부와 평판접합부의 확장, 라미나굽힘모드, 횡방향전단모드, 파쇄모드, 파쇄확장모드의 조합으로 압괴되었다.

15° 로 적층된 부재에서는 Photo. 15와 같이 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장하는 스프라인 형상으로 압괴되었으며, 이러한 압괴모드는 층간크랙 및 층내크랙의 진전에 의한 라미나굽힘과 압괴표면을 따라 수반된 운동과 하중 면에 대한 라미나묽음의 마찰에 의하여 주로 에너지를 흡수하며, "ㄷ"자형 부재는 섬유 방향을 따라 압괴가 진행되며, 모서리 부분에서는 섬유의 파단에 의해 대부분의 에너지를 흡수하였다.

특히, "ㄷ"자형 부재와 평판 단면사이에서는 섬유파단과 평판접합부의 확장 현상이 발생하였는데 이는 "ㄷ"자형 부재가 하중을 받을 때 순간적인 충격으로 인하여 단면의 형상이 급격히 변하는 모서리 부분에서 응력집중이 발생하기 때문인 것으로 사료된다. 또한, 섬유가 축방향과 비슷하게 적층된 경우에는 스프라인모드로 압괴되었다.

45° 로 적층된 부재에서는 Photo. 16에서와 같이 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되지만, 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되며 "ㄷ"자형 부재의 2개의 모서리 부분에서 섬유파단을 수반한 찢겨짐이 발생했고 "ㄷ"자 부분과 평판부재 사이에서 섬유파단과 평판접합부의 외부확장, 횡전단이 발생했으며, 섬유파단에 의한 파편이 분산되는 파쇄모드를 보였다.

특히, 적층각도 $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ 인 경우 섬유와 파단에 파편(debris)이 분산되어 에너지를 흡수한 것으로 사료된다. 이러한 압축모드는 모서리부의 파단, 라미나굽힘-외부확장, 적층각도 방향으로의 층간분리, 횡방향전단크랙 및 파쇄모드(fragmentation)에 의한 파괴로서 $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ 의 적층과 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 부재의 압축모드 조합이 나타났다.

$90^\circ / 0^\circ$ 로 적층된 부재에서는 Photo. 17에서와 같이 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되지만, 45° 로 적층된 부재에서와 같이 모서리 부분에서는 섬유의 파단에 의해 찢겨지는 부분이 많은 에너지를 흡수한 것으로 사료되며 사각 모서리에서의 찢겨짐 현상은 충격하중을 받을 때 순간적인 충격으로 인하여 모서리 부분에서 응력집중이 발생하여 모서리 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하는 것으로 사료된다. 특히, "ㄷ"자형 부재와 평판 단면사이에서는 섬유파단과 평판접합부의 외부확장 현상이 발생하였는데 이는 "ㄷ"자형 부재가 하중을 받을 때 순간적인 충격으로 인하여 단면의 형상이 급격히 변하는 모서리 부분에서 응력집중이 발생하기 때문인 것으로 사료된다.

"ㄷ"자형 부재는 횡방향전단모드에 의한 라미나뒤틀림의 섬유 및 기지 파단과 라미나굽힘모드가 조합된 형상으로 압축되었다. 이러한 압축모드는 최외각층에 0° 로 적층된 라미나뒤틀림에 의해 나타나는 라미나굽힘이 두드러지게 나타났다.

특히, 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 단일 모자형 단면 CFRP부재는 최외각층이 0° 이므로 최외각층의 섬유가 외부로 확장하는 스프라인 모드와 90° 방향으로 횡방향전단을 동시에 나타냈으며 섬유파단에 의한 파편이 분산되는 파쇄모드 즉, 섬유가 외측으로 확장하고 파단면에서 압축되는 파쇄확장모드 형태로 파괴되었다.

또한, 횡전단이 발생하고, 섬유파단에 의한 파편이 분산되는 파쇄모드 역시 주요 파괴의 원인이라 생각된다.



Photo. 15 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ (Impact Energy 419J)



Photo. 16 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member, $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ (Impact energy 419J)



Photo. 17 Shape of collapsed CFRP single hat shaped section member,
[90° /0°]₄ (Impact energy 419J)

3. 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드

이중 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드는 단일 모자형 단면 CFRP 부재와 마찬가지로 적층각도에 따라 라미나굽힘, 횡방향전단, 국부좌굴모드 및 파쇄확장모드로 압괴되었다. Photo. 18에 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층된 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후 나타난 압괴모드를 나타내었으며, Photo. 19에 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 로 적층된 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후 나타난 압괴모드를, Photo. 20에 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격압괴실험 후 나타난 압괴모드를 나타내었다.

$[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층된 부재의 압괴현상을 Photo. 18에 나타냈다. Photo. 18로 부터 알 수 있는 바와 같이 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층된 경우도 "ㄷ"자형 부재는 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드와 유사하게 압괴되었다. 하지만, 단일 모자형 단면 CFRP 부재에 나타났던 평판부재와 "ㄷ"자형 부재 접합부의 외부확장에 의한 갈라짐 현상은 발생하지 않았다. 이는 단일 모자형 단면 CFRP 부재가 하중을 받을 때 "ㄷ"자형 부재와 평판부재의 비대칭으로 인하여 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지만, 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에는 "ㄷ"자형 부재와 서로 대칭이므로 충격하중이 균일하게 작용하기 때문에 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지 않았다.

따라서, 단일 모자형 단면 CFRP 부재에서는 평판부재가 하중을 받을 때 "ㄷ"자형 부재와 평판부재가 분리되어 충분한 하중을 받지 못하는 반면에 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에는 "ㄷ"자형 부재가 분리되지 않았으며, 이로 인하여 플랜지 부분의 두께의 영향과 모서리 수 증가로 에너지흡수 특성이 더 좋은 것으로 사료된다.

또한, 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 플랜지 부분에서 크게 나타나지 않았던 라미나뒤틀림의 섬유 및 기지 파단이 조합된 압괴모드를 보임으로써 에너지흡수특성이 더 좋은 것으로 사료된다.

$[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 로 적층된 부재의 압괴현상을 Photo. 19에 나타냈다. Photo. 19로 부터 알 수 있는 바와 같이 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 로 적층된 경우도 단일 모자형

단면 CFRP 부재의 압괴모드와 유사하게 압괴되었다. 하지만, 단일 모자형 단면 CFRP 부재에 나타났던 평판부재와 "ㄷ"자형 부재 접합부 플랜지부의 외부확장에 의한 갈라짐 현상은 발생하지 않았다.

이는 단일 모자형 단면 CFRP 부재가 하중을 받을 때는 "ㄷ"자형 부재와 평판부재가 비대칭으로 성형되었기 때문에 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지만, 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에는 "ㄷ"자형 부재가 서로 대칭이므로 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지 않았다.

$[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 부재의 압괴현상을 Photo. 20에 나타냈다. Photo. 20으로 부터 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층된 부재의 "ㄷ"자형 부재는 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 압괴모드와 유사한 횡방향전단과 라미나굽힘모드가 조합된 압괴모드로 압괴 되었다. 하지만, 단일 각도로 적층된 경우의 부재에 나타났던 평판부재와 "ㄷ"자형 부재의 갈라짐 현상은 발생하지 않았으며, 플랜지 부분에서는 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 플랜지 부분에서 크게 나타나지 않았던 라미나뭉침의 섬유 및 기지 파단이 조합된 압괴모드를 보임으로써 에너지흡수특성이 더 좋은 것으로 사료된다.

이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에도 단일 모자형 단면 CFRP 부재에서와 유사하게 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 CFRP 부재는 최외층각이 0° 이므로 최외층각의 섬유가 외부로 확장하는 splaying mode 모드와 90° 방향으로 횡방향전단을 동시에 나타냈으며 섬유파단에 의한 파편(debris)이 분산되는 파쇄모드 즉, 섬유가 외층으로 확장하고 파단면에서 압괴되는 파쇄확장모드 형태로 파괴 되었으며 횡전단이 발생하고, 섬유파단에 의한 파편이 분산되는 파쇄모드 역시 주요 파괴의 원인이라 생각된다. Table 9에 단면 형상과 적층각의 변화에 따른 CFRP의 파괴패턴을 나타냈다.



Photo. 18 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member,
[+15° /-15°]₄ (Impact energy 611J)



Photo. 19 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member,
[+45° /-45°]₄ (Impact energy 611J)



Photo. 20 Shape of collapsed CFRP double hat shaped section member,
[90° /0°]₄ (Impact energy 611J)

Table 9. Fracture pattern for CFRP members according to fiber orientation angle of CFRP

Section shapes	Stacking angle	Common Fracture patterns	Main Fracture patterns
Square	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 길이방향 크랙, 섬유분리, 층간분리, 스프라인모드
	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 섬유파단, 횡전단크랙, 국부좌굴, 스프라인/파쇄조합모드
	$[90^\circ / 0^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 섬유파단, 횡전단크랙, 국부좌굴, 파쇄확장모드
Single hat	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장,	모서리부 파단, 플랜지부 분리/확장, 길이방향 크랙, 스프라인모드
	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 플랜지부 분리/확장, 섬유파단, 횡전단크랙, 스프라인/파쇄조합모드
	$[90^\circ / 0^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 플랜지부 분리/확장, 횡전단크랙, 섬유파단, 파쇄확장모드
Double hat	$[-15^\circ / +15^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 길이방향 크랙, 스프라인 모드길이 방향 크랙
	$[-45^\circ / +45^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 섬유파단, 횡전단크랙, 스프라인/파쇄조합모드
	$[90^\circ / 0^\circ]_4$	층간/층내크랙, 라미나 크랙, 라미나굽힘/외부 확장	모서리부 파단, 횡전단크랙, 섬유파단, 파쇄확장모드

제 6 장 결 론

본 연구에서는 자동차 충돌 시 승객의 안전 보호 공간 확보를 위한 승객실 구조물의 충분한 강성 및 안전성을 확보하고, 충돌속도의 크기를 감소시키고 많은 에너지를 흡수할 수 있는 최적의 충격특성을 갖는 구조부재 또는 에너지절약을 위한 경량화의 방안으로 금속재료에 비하여 역학적 특성이 우수한 탄소섬유 강화 복합재를 이용하여 사각형 단면 CFRP 부재, 단일 모자형 단면 CFRP 부재 및 이중 모자형 단면 CFRP 부재를 제작 한 후, 단면의 형상 및 적층각도의 변화에 따른 충격압력특성, 압력모드에 관해 정량적으로 고찰함으로써 최적의 경량화용 자동차 구조부재를 개발하는데 적용 가능한 설계 데이터를 얻고자 한다. 연구 결과는 다음과 같다.

1. CFRP 구조부재의 적층각도 $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ 인 경우는 주로 길이방향 크랙, 라미나굽힘/외부확장에 의해 에너지를 흡수하는 스프라인모드로 압력되었다며, 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 인 경우는 횡전단크랙, 파쇄/확장모드로, 적층각도 $[+45^\circ / -45^\circ]_4$ 경우는 $[+15^\circ / -15^\circ]_4$ 적층과 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 적층부재의 압력모드의 조합인 스프라인/파쇄모드로 압력되었다. 적층각도가 0° 에 가까울수록 스프라인모드로, 적층각도가 90° 에 가까울수록 파쇄모드로 압력됨을 알 수 있었다.
2. 사각형 단면 CFRP 부재의 경우 최대압력하중, 평균압력하중, 평균응력, 흡수에너지 및 단위질량당 흡수에너지 모두 적층각도 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 일 때가 가장 높았으며, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$, $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 순으로 작아짐을 알 수 있었다. 특히, 단위질량당 흡수에너지는 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 약 30% 정도 크게 나타났다. 이는 충격압력 시 90° 적층이 압력에 대한 저항으로 작용하기 때문이라 생각되며, 파편의 분산이 약간 많은 이유로 흡수에너지, 단위질량당 흡수에너지가 상대적으로 크게 나타났다고 생각된다.

다.

3. 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 경우, $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 충격 특성이 가장 우수 했으며, 그 다음으로 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 순으로 나타났다. 그러나 흡수에너지의 경우는 어느 적층각에서도 비슷한 현상이 나타났는데, 이는 충격압괴 될 때 모자형 단면 부재의 평판부가 가장 먼저 벌어지는 현상 때문에 적층각도에 관계없이 에너지 흡수능력이 비슷하게 나타난 것으로 사료된다. 특히, 단위질량당 흡수에너지는 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 단일 모자형 단면 CFRP 부재가 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 53% 높았으며 $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우보다 약 76.7% 높았다.
4. 이중 모자형 단면 CFRP 부재 역시 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 충격특성이 가장 우수했다. 최대압괴하중, 압괴응력 및 단위질량당 흡수에너지는 $[-15^\circ / +15^\circ]_4$ 로 적층한 경우가 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우 보다 각각 67%, 77.8%, 68.8% 및 68.2%, 79.7%, 75.3% 정도 높았으며 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 충격특성이 $[-45^\circ / +45^\circ]_4$, $[90^\circ / 0^\circ]_4$ 로 적층한 경우 거의 유사한 값을 얻었다. 이는 이중 모자형 단면 CFRP 부재는 단일 모자형 단면 CFRP 부재보다 45° , 0° , 90° 적층각의 영향이 더 작음을 알 수 있다. 즉, 이중 모자형 단면 CFRP 부재가 가장 안정적이며 우수한 충격특성을 갖음을 알 수 있었다.
5. 사각형 단면 CFRP 부재의 경우 평판부재는 층간크랙 및 층내크랙의 점진적인 진전과 함께 부재의 외측으로 확장되며 모서리 4곳에서 찢겨지는 현상이 생겼으며 모서리부의 섬유 파단에 의해 찢겨지는 부분이 많은 에너지를 흡수한 것으로 사료되며, 단일 모자형 단면 CFRP 부재의 경우 "ㄷ"자형 부재는 섬유 방향을 따라 압괴가 진행되며, 모서리 부분에서는 섬유의 파단에 의해 대부분의 에너지를 흡수하였으며, "ㄷ"자형 부재와 평판 단면사이에서는 섬유파단과 평판접합부의 확장 현상이 발생하였는데 이는 "ㄷ"자형 부재가 하중을 받을 때 순간적

인 충격으로 인하여 단면의 형상이 급격히 변하는 모서리 부분에서 응력집중이 발생하기 때문인 것으로 사료된다.

6. 단일 모자형 단면 CFRP 부재에서는 평판부재와 "ㄷ"자형 부재 접합부 플랜지부의 외부확장에 의한 갈라짐 현상은 발생 하였으나 이중 모자형 단면 CFRP 부재에서는 갈라짐 현상은 발생하지 않았다. 이는 단일 모자형 단면 CFRP 부재는 하중을 받을 때 "ㄷ"자형 부재와 평판부재가 비대칭으로 성형되었기 때문에 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지만, 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에는 서로 대칭이므로 플랜지 부분에서 갈라짐 현상이 발생하지 않았다. 따라서 단일 모자형 단면 CFRP 부재에서는 평판부재가 하중을 받을 때 "ㄷ"자형 부재와 평판부재가 분리되어 충분한 하중을 받지 못하는 반면에 이중 모자형 단면 CFRP 부재의 경우에는 분리 되지 않아 플랜지 부분의 두께의 영향과 모서리 수 증가로 충격특성이 더 좋은 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

1. 광규섭. "자동차 경량화의 현황과 전망." 『자동차경제』, 24-29, 1997
2. 권문식. "한국자동차 신기술의 동향 (VI)." 『자동차공학회지』 **26**:30-35, 2004.
3. Song, S. I., Bae, K. J., Lee, K. H. and Park, G. G.. "Light weight Design for Automotive Door Using Optimizations and Design of Experiments." *Transactions of KSAE* **10**:125-132, 2002.
4. Jack R. Vinson. The Behavior of Shells Composed of Isotropic and Composite Materials: Kluwer Academic Publishers, ISBN 0-7923-2113-8, 1993.
5. 원종진·이종선·홍석주. "탄소섬유 복합적층원통셀의 거동해석." 『한국자동차공학회 추계학술대회 논문집』 1998.
6. 김선규·심재기·양인영. "충돌에 의한 차체 박육구조부재의 에너지 흡수특성에 관한 연구." 『한국자동차공학회 논문집』 **3**:74-81, 1995.
7. 김정호·양인영. "충돌 시 최적 흡수에너지특성을 갖는 경량화 차체구조용 CFRP 부재의 개발." 『대한기계학회 논문집』 **22**:1316-1325, 1998.
8. Huh, H., Kim, K. P., kim, S. H., Song, J. H., and Hong, S. K.. "Crashworthiness assessment of frond side members in an auto-body considering the fabrication histories." *Int. J. Mech. Sci.* **45**:1645-1660, 2003.
9. 김기풍·송정환·허훈·김현섭·홍석길. "성형 효과를 고려한 차체 구조 부재의 충돌 특성." 『한국정밀공학회논문집』 **12**:91-98, 2004.
10. Kim, B. J. and Heo, S. J.. "Collapse Characteristics of Aluminum Extrusions Filled with Structural Foam for Space Frame Vehicles" *International Journal of Automotive Technology* **4**:141-147, 2003.

11. 김범진·허승진. "알루미늄 경량 차체의 충돌에너지 흡수 성능 향상을 위한 설계 개선 연구." 『자동차공학회 논문집』 **11**:155-160, 2003.
12. Hanssen, A. G., Langseth, M. and Hopperstad, O. S.. "Optimum design for energy absorption of square aluminum columns with aluminium foam filler." *Int. J. Mech. Sci.* **43**:153-176, 2001.
13. 김정호. "경량화용 차체 구조부재의 충격 압괴특성에 관한 연구." 조선대학교 박사논문, 1996.
14. 김천욱·한병기·원종진·임채홍. "자동차 충돌특성 연구동향." 『자동차공학회지』 **18**:1-17, 1996.
15. Li, S. and Reid, S. R.. "Relationship Between the Elastic Buckling of Square Tubes and Rectangular Plates." *International Journal of Applied Mechanics* **57**:969-973, 1990.
16. Avalle, M. and Belingardi, G.. "Experimental evaluation of the strain field history during plastic progressive folding of aluminum circular tubes." *Int. J. Mech. Sci.* **39**:575-583, 1997.
17. Singace, A. A.. "Axial crushing analysis of tubes deforming in the multi-mode." *Int. J. Mech. Sci.* **41**:865-890, 1999.
18. Kim, S. K., Im, K. H., Kim, Y. N., Park, J. W., Yang, I. Y. and Adachi, T.. "On the characteristics of energy absorption control in thin-walled members for the use of vehicular structures." *Key Engineering Materials* **233-236**:239-244, 2003.
19. Minoru, Y., Manabu, G. and Yasuhiko S.. "Axial crush of hollow cylindrical structures with various polygonal cross-sections numerical simulation and experiment." *Journal of Materials Processing Technology* **140**:59-64, 2003.
20. 황창숙. "축압괴 하중을 받는 Al 박육부재의 에너지흡수제어특성." 조선대학교 석사논문, 2003.
21. Farley, G. L. and Jones, R. M.. "Prediction of Energy-Absorption

- Capability of Composite tubes", Journal of Composite Materials, **26**:388-404, 1991.
22. Farley, G. L.. "Relationship between mechanical-property and energy-absorption trends for composite tubes." NASA Technical paper, OMB 0704-0188, 1992.
 23. 김영남·차천석·양인영. "CFRP 복합재 튜브의 압괴메카니즘에 관한 실험적 연구." 한국자동차공학회논문집』 **10**:149-157, 2002.
 24. Kim, Y. N., Im, K. H., Kim, S. K., and Yang, I. Y.. "Energy absorption characteristics of CFRP composite tubes under axial compression load." Key Engineering Materials **233-236**:245-250, 2003.
 25. Kim, Y. N., Hwang, J. J., Baek, K. Y., Cha, C. S., and Yang, I. Y.. "Impact collapse characteristics of CF/Epoxy composite tubes for light-weights." KSME International Journal **17**:48-56, 2003.
 26. Mamalis, A. G., Manolakos, D. E., Ioannidis, M. B. and Papapostolou, D. P.. "Crashworthy characteristics of axially statically compressed thin-walled square CFRP composite tubes: experimental." Composite Structures **63**:347-360, 2004.
 27. 김영남. "수송기계용 경량화 CFRP 복합재 박육부재의 축 압괴특성." 조선대학교 박사논문, 2002.
 28. Mamalis, A. G., Manolakos, D. E., Demosthenous, G. A. and Johnson, W.. "Axial Plastic Collapse of Thin Bi-Material Tubes as Energy Dissipating Systems." International Journal of Impact Engineering **11**:185-196, 1991.
 29. Andre Laoie, J., and Kellas, S.. "Dynamic crush tests of energy-absorbing laminated composite plates." Composite : part A **27A**:467-475, 1996.
 30. Hanefi, E. I. and Wierzbicki, T.. "Axial resistance and energy absorption of externally reinforced metal tubes." Composite : part B

- 27B*:387–396, 1996.
31. Broughton, J. G., Beevers, A. and Hutchinson, A. R.. "Carbon-fibre-reinforced Plastic(CFRP) strengthening of aluminum extrusions." *Int. J. Adhesion and adhesives* **17**:269–278, 1997.
 32. Wu, E. and Jiang, W. W.. "Axial Crush of Metallic Honeycombs." *International Journal of Impact Engineering* **19**:439–456, 1997.
 33. Song, H. W., Wan, Z. M., Xie, Z. M. and Du, X. W.. "Axial impact behavior and energy absorption efficiency of composite wrapped metal tubes." *International Journal of Impact Engineering* **24**:385–401, 2000.
 34. Bouchet, J., Jacquelin, E. and Hamelin, P.. "Dynamic axial crushing of combined composite aluminum tube: the role of both reinforcement and surface treatments." *Composite Structures* **56**:87–96, 2002.
 35. Shin, K. C., Lee, J. J., Kim, K. H., Song, M. C. and Huh, J. S.. "Axial crush and bending collapse of an aluminum/GFRP hybrid square tube and its energy absorption capability." *Composite Structures* **57**:279–287, 2002.
 36. Aya N. and Takahashi K.. "Energy absorption characteristics of vehicles body structure." *Japan Society of Automotive Engineers Bulletin* **7**:65–74, 1976.
 37. Tani M. and Funahashi A.. "Energy absorption by the plastic deformation of body structural members." Paper 783068 presented at S.A.E. Annual Meeting, Detroit, February 1978. 2002.
 38. Cha, C. S., Chung, J. O., Park, J. W., Kim, Y. N., and Yang, I. Y.. "Collapse analysis of spot welded thin section members in a vehicle body structure at various impact velocities." *KSME International Journal* **17**:501–510, 2003.
 39. 여인구, 최주호, 양인영. “적층각 및 형상변화에 따른 CFRP 구조부재의 동적특성” 『한국생산제조시스템학회논문집』 **22**: 388–393, 2013

40. 여인구, 최주호, 최영민, 양용준, 황우채, 양인영. “적층구성과 충돌에너지의 변화에 따른 CFRP 구조부재의 충격특성” 『한국생산제조시스템학회논문집』 22: 967~981, 2013
41. 이길성. "충격 흡수용 경량화 차체구조부재의 안전성능 평가" 조선대학교 박사 논문, 2008.
42. 양용준·차천석·양인영. “고온·고습 환경 하에서의 계면수 변화에 따른 CFRP 모자형 단면 부재의 압괴특성.” 『한국공작기계학회지』 **18**:241-247, 2009.
43. Wang, Q., Fan, Z. and Gui, L.. "Theoretical analysis for axial crushing behaviour of aluminium foam-filled hat sections." Int. J. Mech. Sci. **49**:515-521, 2007.
44. G. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of Continuous Fiber-Reinforced Composite Tubes."Journal of Composite Materials 26:37-50,1992
45. G. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of Continuous Fiber-Reinforced Composite Tubes."Journal of Composite Materials 26:78-80,1992
46. G. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of composite Tubes with "Near-Elliptical" Cross Sections."Journal of Composite Materials 26:1741-1751,1992
47. G. L. Farley, R.M. Jones."Prediction of Energy-Absorption Capability Composite Tubes ."Journal of Composite Materials 26:388-404,1991
48. N. K. Gupta, R. Velmurugan."Consideration of Internal Folding and Non-symmetry in Axi-symmetric Axial Compression of Round Tubes."Int. J. of Solid and Structures, 1996.
49. N. K. Gupta, R. Velmurugan, S. K. Gupta."An Analysis of Axial Crushing of Composite Tubes."Journal of Composite Materials 31:1262-1286,1997.
50. H. Hamada, S .Ramakrishna, M. Nakamura, Z. Maekawa, T. Nishiwaki.

"Energy-Absorption Characteristics of Composite Tubes with Different Cross-Sectional Shapes. "Proceeding of the 10th Annual ASM/ESD Advanced Composites Conference: 523-534,1994.

51. 김정호, 양인영. "CFRP 적층구조부재의 에너지흡수특성에 관한연구" 『한국자동차공학회 추계학술대회 논문집』 74-79,1995.
52. 김정호, 양인영. "충돌시 최적흡수에너지특성을 갖는 경량화 차체구조용 CFRP 부재의 개발" 『대한기계학회 논문집』 A권 1316-1325,1998.

감사의 글

본 논문이 완성되기까지 학위과정부터 늘 항상 정성어린 지도와 노고를 아끼지 않으신 양인영 지도교수님께 진심으로 감사드립니다.

본 논문을 검토하시면서 조언과 격려를 해주시고 지도편달을 아끼지 않으신 전북대학교 김선규 교수님, 우석대학교 임광희 교수님, 송원대학교 정종안 교수님, 동강대학교 차천석 교수님께 지면을 빌어 깊은 감사를 드립니다.

또한, 학부과정부터 격려와 조언을 아끼지 않으시고 지도해 주신 김지훈 교수님, 민한기 박사님, 이길성 박사님, 황우채 박사님, 양용준 박사님께도 감사드립니다.

그리고 실험실생활과 대학원생활을 하는데 아낌없는 지원해준 최주호님께도 깊은 감사를 드립니다. 또한 본 학위까지 이끌어 주신 줄온돌 양순호 박사님께 깊은 감사드립니다. 그리고 많은 도움을 주신 오정우사장님께도 감사드립니다. 또한 가까이서 응원해준 유경주, 정해영, 송만수, 백경렬, 박찬근, 최웅구 친구들께도 감사드립니다.

항상 곁에서 지켜봐주고 아낌없는 성원과 용기를 준 부인 홍미경님, 최상민님, 최광민님, 최영탁님 형제와 형수, 재수들께도 고맙다는 말을 전하고 싶습니다.

마지막으로, 오늘의 제가 있기까지 어려움을 견딜 수 있는 용기와 자신감 주신 돌아가신 어머니께도 감사드립니다. 그 외의 모든 분들이 계셨기에 제가 이 자리에 있었습니다. 항상 감사드리며 앞으로 모든 일에 열정과 최선을 다해 열심히 하겠습니다.

2014 년 12월

최 영 민

