



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



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

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

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

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

[Disclaimer](#)

2021년 2월  
석사학위논문

# 차체구조부재의 단면형상과 재질의 차가 압괴특성에 미치는 영향

조선대학교 대학원

기계시스템·미래자동차공학과

곽 영 환

# 차체구조부재의 단면형상과 재질의 차가 압괴특성에 미치는 영향

Influence of Collapse Characteristics on Change in  
Section Shapes and materials of vehicle Structural Member

2021 년 2 월 25 일

조선대학교 대학원

기계시스템·미래자동차공학과

곽 영 환

# 차체구조부재의 단면형상과 재질의 차가 압궤특성에 미치는 영향

지도교수 김 지 훈

이 논문을 공학석사학위 신청 논문으로 제출함.

2020 년 10 월

조 선 대 학 교 대 학 원

기계시스템·미래자동차공학과

곽 영 환

곽영환의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 박 설 현



위 원 조선대학교 명예교수 양 인 영



위 원 조선대학교 교수 김 지 훈



2020 년 11 월

조 선 대 학 교 대 학 원

# 목 차

LIST OF TABLES .....	i
LIST OF FIGURES .....	ii
LIST OF PHOTOGRAPHS .....	vi
ABSTRACT .....	vii
<b>제 1 장 서 론 .....</b>	<b>1</b>
제 1 절 연구배경 .....	1
제 2 절 연구목적 및 연구방법 .....	7
<b>제 2 장 압계거동에 관한 연구동향 .....</b>	<b>10</b>
제 1 절 박육부재의 압계모드 .....	10
제 2 절. CFRP 박육부재의 압계모드 .....	20
<b>제 3 장 시험편 .....</b>	<b>27</b>
제 1 절 CFRP/EPOXY 시험편 .....	27
제 2 절 Steel 시험편 .....	34
<b>제 4 장 압계실험 .....</b>	<b>38</b>
제 1 절 정적압계 실험 .....	38

제 2 절 충격압괴 실험 .....	41
제 3 절 정적압괴 실험결과 .....	48
3-1. CFRP/EPOXY 부재의 정적압괴 실험결과 .....	48
3-2. Steel 부재의 정적압괴 실험결과 .....	52
제 4 절 충격압괴 실험결과 .....	56
4-1. CFRP/EPOXY 부재의 충격압괴 실험결과 .....	56
4-2. Steel 부재의 충격압괴 실험결과 .....	59
<b>제 5 장 실험결과 및 고찰 .....</b>	<b>63</b>
제 1 절 정적압괴특성 .....	63
제 2 절 충격압괴특성 .....	69
제 3 절 압괴모드 .....	87
<b>제 6 장 결        론 .....</b>	<b>98</b>
<b>참 고 문 헌 .....</b>	<b>101</b>

## LIST OF TABLES

Table 1. Material properties of the CFRP prepreg .....	28
Table 2. Mechanical properties of SCP1 in uniaxial direction .....	34
Table 3. Definition of specimens .....	36
Table 4. Dimensions of steel specimens .....	37
Table 5. Definition of impact specimens .....	57
Table 6. Impact collapse test results (Mean value) .....	58
Table 7. Impact collapse test results (Mean value) .....	62
Table 8. Satic collapse test results (Mean value) .....	64



## LIST OF FIGURES

Fig. 1. Ultralight body of CFRP product (VW Co. L1) .....	3
Fig. 2. Body of CFRP product (porsche GT) .....	4
Fig. 3. Collapse mode of the thin-walled circular specimen .....	12
Fig. 4. Ratio of lobe length to radius against $R/t$ .....	15
Fig. 5. Ratio of mean stress to yield stress against $R/t$ .....	16
Fig. 6. Collapse process of circular specimen subjected to axial load .....	16
Fig. 7. Relationship between load and displacement .....	19
Fig. 8. Crushing process of continuous fiber-reinforced composite tubes .....	21
Fig. 9. Crushing characteristics of transverse shearing crushing mode .....	22
Fig. 10. Sketch of crack propagation modes .....	22
Fig. 11. Crushing characteristics of lamina bending crushing mode .....	24
Fig. 12. Friction related energy-absorption mechanisms .....	24
Fig. 13. Crushing characteristics of brittle fracturing crushing mode .....	25
Fig. 14. Crushing characteristics of local buckling crushing mode .....	26
Fig. 15. Configuration of CFRP single hat shaped member(CFS) ....	29
Fig. 16. Configuration of CFRP double hat shaped member(CFD) ..	30
Fig. 17. Stacking conditions of CFRP single hat shaped member (CFS) .....	30
Fig. 18. Stacking conditions of CFRP double hat shaped member	

(CFD) .....	31
Fig. 19. Schematic diagram of autoclave .....	32
Fig. 20. Autoclave laminate stack lay-up CFRP specimen .....	32
Fig. 21. Curing cycle of CFRP stacking specimen .....	33
Fig. 22. Configurations of steel specimens .....	35
Fig. 23. Impact testing setup for crushing .....	42
Fig. 24. Diagram of measurement system .....	47
Fig. 25. Load-displacement curve of CFS specimen .....	48
Fig. 26. Load-displacement curve of of CFD specimen .....	50
Fig. 27. Load-displacement curve of of STS specimen .....	52
Fig. 28. Load-displacement curve of of STD specimen .....	54
Fig. 29. Load-displacement curve and collapse shape of Single hat specimen .....	60
Fig. 30. Load-displacement curve and collapse shape of Double hat specimen .....	61
Fig. 31. Relationship between specimen type and absorbed energy .....	65
Fig. 32. Relationship between specimen type and mean collapse load .....	65
Fig. 33. Relationship between specimen type and maximum collapse load .....	66
Fig. 34. Relationship between specimen type and absorbed energy per unit mass .....	67
Fig. 35. Relationship between specimen type and maximum collapse load per unit impact energy .....	70
Fig. 36. Relationship between specimen type and absorbed energy per unit impact energy .....	71
Fig. 37. Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit impact energy .....	71

Fig. 38. Relationship between specimen type and  
collapse length per unit impact energy ..... 72

Fig. 39. Relationship between specimen type and  
maximum collapse load ( Impact energy  $E=1,030J$  ) ..... 75

Fig. 40. Relationship between specimen type and  
maximum collapse load ( Impact energy  $E=1,260J$  ) ..... 75

Fig. 41. Relationship between specimen type and  
maximum collapse load ..... 76

Fig. 42. Relationship between specimen type and  
absorbed energy ( Impact energy  $E=1,030J$  ) ..... 76

Fig. 43. Relationship between specimen type and  
absorbed energy ( Impact energy  $E=1,260J$  ) ..... 77

Fig. 44. Relationship between specimen type and  
absorbed energy ..... 77

Fig. 45. Relationship between specimen type and absorbed energy  
per unit mass( Impact energy  $E=1,030J$  ) ..... 78

Fig. 46. Relationship between specimen type and absorbed energy  
per unit mass( Impact energy  $E=1,260J$  ) ..... 78

Fig. 47. Relationship between specimen type and  
absorbed energy per unit mass ..... 79

Fig. 48. Relationship between specimen type and  
total absorbed energy ( Impact energy  $E=1,030J$  ) ..... 79

Fig. 49. Relationship between specimen type and  
total absorbed energy ( Impact energy  $E=1,260J$  ) ..... 80

Fig. 50. Relationship between specimen type and  
total absorbed energy ..... 80

Fig. 51. Relationship between specimen type and total absorbed  
energy per unit mass( Impact energy  $E=1,030J$  ) ..... 81

Fig. 52. Relationship between specimen type and total absorbed

	energy per unit mass( Impact energy $E=1,260J$ )	81
Fig. 53.	Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit mass	82
Fig. 54.	Relationship between specimen type and $t_{collapse}$ length ( Impact energy $E=1,030J$ )	82
Fig. 55.	Relationship between specimen type and $t_{collapse}$ length ( Impact energy $E=1,260J$ )	83
Fig. 56.	Relationship between specimen type and $t_{collapse}$ length	83

## LIST OF PHOTOGRAPHS

Photo. 1. Autoclave .....	31
Photo. 2. Equipment for static tests (UTM) .....	38
Photo. 3. Impact testing setup for curshing .....	44
Photo. 4. Devices of impact testing .....	46
Photo. 5. Views of the progressive collapse of CFS specimen .....	49
Photo. 6. Shape of collapsed CFRP single hat shaped member .....	49
Photo. 7. Views of the progressive collapse of CFD specimen .....	52
Photo. 8. Shape of collapsed CFRP double hat shaped member .....	51
Photo. 9. Views of the progressive collapse of STS specimen .....	53
Photo. 10. Crush pattern after axial static test on STS specimen ...	53
Photo. 11. Views of the progressive collapse of STD specimen .....	54
Photo. 12. Crush pattern after axial static test on STD specimen ...	55
Photo. 13. Collapse shapes after static axial test (CFRP/ EPOXY) .....	89
Photo. 14. Collapse shapes after static axial test ( Steel) .....	90
Photo. 15. Collapse shapes of CFS specimen after collapse test .....	95
Photo. 16. Collapse shapes of CFD specimen after collapse test .....	95
Photo. 17. Collapse shapes of STS specimen after collapse test .....	97
Photo. 18. Collapse shapes of STD specimen after collapse test .....	97

# ABSTRACT

## **Influence of Collapse Characteristics on Change in Section Shapes and materials of vehicle Structural Member**

Kwak, Young-Hwan

Advisor : Prof. Kim, Ji Hoon, Ph. D.

Dept. of Mechanical System & Future

Automotive Engineering

Graduate School, Chosun University

In this study, an axial collapse test was performed after designing and molding structural steel and CFRP side members in order to examine collapse characteristics and collapse mode under the assumption that single and double hat-shaped section members could be used for the side members of an automobile. Optimal design data could be obtained in order to utilize optimal side structure members for use of automobiles according to changes in material and shape. As a result of the study, the following conclusions were obtained.

1. In terms of CFRP members, the absorbed energy of the double hat-shaped member was 968J, which was about 42% higher than that of the single hat-shaped member (680J). In terms of steel members, the absorbed energy of the double hat-shaped member was 1,765J, about 67% higher than that of the single hat-shaped member (1,056J).

Therefore, it was shown that the absorbed energy of the double hat-shaped member was larger than that of the single hat-shaped member for both CFRP and steel members.

2. In terms of the maximum collapse load of CFRP members, the maximum collapse loads of both single and double hat-shaped members showed similar results with 23.7 KN and 24.9 KN, respectively. Such things was caused by the fractures of the carbon fiber and the collapse of impactor, which is a characteristic of fragile materials, unlike the case in steel where certain areas maintain the original form while some areas collapse sequentially.

However, in the case of steel, the maximum collapse load of the double hat-shaped member was 58.6 KN, which was about 34.7% higher than that of the single hat-shaped member (43.5 KN).

3. In terms of absorbed energy per unit mass of the CFRP members, the absorbed energy per unit mass of the double hat-shaped member was 32.81 [kJ/kg], which was about 44.7% higher than that of the single hat-shaped member (22.67 [kJ/kg]). The steel member was about 4.8 times higher than the absorbed energy per unit mass of the single hat-shaped member (6.87 [kJ/kg]) and about 2.8 times higher than that of the double hat-shaped member (11.8 [kJ/kg]). As above, the

double hat-shaped CFRP member exhibited the highest absorbed energy per unit mass, which was low in the order of single hat-shaped CFRP member, double hat-shaped CFRP member, double hat-shaped steel member, and single hat-shaped steel member.

In conclusion, the double hat-shaped CFRP member was the best in terms of automotive lightweight design.

4. In terms of the collapsed shape of the CFRP/EPOXY single hat-shaped section member, the plate member collapsed in a splaying mode shape extending outward due to the eccentricity of the connection between the channel member and the plate as the cracks in and between the layers advanced along the orientation angle of 150. The channel-shaped member collapsed in the form of a combination of transverse shear and lamina bending mode along the orientation angle of 150. In addition, the fiber fracture in the two corners of the channel and the joint between the channel and plate member absorbed a significant amount of energy during the collapse.
  
5. The CFRP/EPOXY double hat-shaped section member also collapsed in the form of a combination of transverse shear and lamina bending mode along the fiber orientation angle of 150, similar to the single hat-shaped member. In addition, there was no tear in the flange caused by the eccentricity between the channel-shaped member and plate member since the centroid of the section is at the center, and the double hat-shaped member absorbed more energy than the single hat-shaped member because the four corners collapse while absorbing external energy in a stable manner. Fractures and wedge-shaped fragments are produced more in the outward direction compared to the single hat-shaped member, and a fragmentation mode shape was observed in which the fragments collapse simultaneously from the end



to the inside and outside of the specimen.

6. In terms of the static collapse characteristics of the cold rolled steel single hat-shaped section member and double hat-shaped section member, the double hat-shaped member with four corners showed 67% more absorbed energy ( $E_a$ ), 67% more average collapse load ( $P_m$ ), 35% more maximum collapse load ( $P_{max}$ ), and 71% more absorbed energy per unit mass ( $E_{am}$ ) compared to the single hat-shaped member with two corners.
7. The single hat-shaped member with two corners showed a regular and stable collapse mode in which the first folding phenomenon (wrinkle) occurred due to the maximum peak load at the initial stage of the static collapse test and continuous folding occurred at every successive peak load. When the axial compressive load is applied, the flat plate subject to the eccentric load is deformed to the inside of the specimen because the centroid is near the flat plate, and the channel member facing the flat plate sequentially collapsed while regularly deforming into an accordion mode outside of the specimen.
8. The double hat-shaped section member with four corners consists of two channel-shaped members and a plane member, in which the sections are symmetrical with each other and the centroid is at the center. Therefore, when the axial compressive load is applied, unlike the single hat-shaped member with two corners, the channel member collapsed in an unstable symmetrical mode with a symmetrical front and rear since the flange, which is spot welded on both sides, receives the largest axial compressive load rather than the channel-shaped member.

9. The CFRP/EPOXY member, cold rolled steel single hat-shaped section member and double hat-shaped section member showed similar static collapse shapes and impact collapse shapes, and only the effect of reflected waves due to the propagation of shear waves and the longitudinal wave of shock waves is considered to be added when receiving even greater impact energy. Therefore, the impact collapse mode could be analyzed in consideration of the static collapse mode.

# 제 1 장 서 론

## 제 1 절 연구배경

현대사회에서 차량은 인간에게 있어 필수품이 된지 오래 되었다. 그러나 자동차 수가 급속히 증가함에 따라 필연적으로 교통사고가 수반되게 되어 많은 사상자가 발생하고 있다. 최근 국내에서는 교통사고 사망자 30% 감소를 목표로 교통사고 사망자 줄이기 종합대책을 안전행정부등 관계부처와 함께 수립 추진하면서 사망자가 꾸준히 줄고 있으나 국토교통부 공식 블로그에 의하면 교통사고에 의한 사망자 수가 매년 5,000명 이상, 사상자가 1만명이상 발생하여 교통사고에 의해 사회적으로 큰 문제가 야기되고 있다. 따라서 자동차 설계시 최우선적으로 승객의 안전을 고려한 설계가 선행 되어야 한다.

자동차가 충돌할 경우 차체의 강도가 너무 강하면 충돌시 관성에 의해 승객이 차량 밖으로 튕겨나가 사망하게 되며, 차체가 충돌에너지를 너무 많이 흡수하는 재료이면 승객이 차량 안에 끼워져 사망에 이르게 된다. 따라서, 차체구조부재의 최적 설계는 차체구조부재가 적절히 에너지를 흡수하면서 공간을 확보할 수 있도록 설계되어야 만 한다.

또한, 자동차의 급격한 증가에 따라 최근에는 사회적으로 큰 문제로 제기되는 막심한 미세먼지의 피해, 탄소저감 대책, 환경오염방지 및 연료저감 대책으로 자동차 경량화는 안전문제와 더불어 필수적인 문제가 되었다.

따라서 경량화 자동차의 설계에서 가장 중요한 것은 차량충돌시 차체구조부재가 적절히 에너지를 흡수하면서 공간을 확보할 수 있도록 하고, 차체 중량을 줄이기 위한 자동차 경량화용 재료의 개발이며, 경량화 재료개발에 의해 관성에너지를 줄이는 것이 가장 효과적인 연비개선 방안이다.

따라서 차량충돌시 차체구조부재가 적절히 에너지를 흡수하면서 공간을 확보

할 수 있고 관성에너지를 줄일 수 있는 정량적인 경량화용 차체의 충돌안전성능 평가가 절실히 요구되고 있다.

최근, 전 세계적으로 성 에너지, 환경오염, 안전성에 대한 높은 관심으로, 탄소 섬유 복합재료등의 선진 복합재료를 사용한 경량화기술이 시판 차량으로 적용, 확대되고 있다. 특히 각종 규제 도입시기가 다가오고, 규제 내용도 엄격한 유럽에서 선진 복합재료의 적용 검토가 먼저 시행되고 있는데, 일본에서도 적용기준이 점점 강화 되고 있다<sup>1)</sup>. 또한, 민간 항공기에서의 어프로치와 마찬가지로 자동차에서도 패널부재 등의 2차구조재료의 적용이 시작되면서 캐빈 등의 1차 구조재료도 적용이 확대되고 있다. 바꿔 말하면 외관, 패션성능이 중시되는 장식부재에서, 안전성 등 성능기능이 중시되는 구조부재로 적용이 확대되고 있는 것이다<sup>1)</sup>.

CFRP를 적용함으로써 자동차의 중량은 약30% 경량화가 가능해 지겠지만 대폭적인 경량화와 함께 안전성, 일체화에 의한 부품점수 저감에 의한 조립비 경감, 경량화 및 고강성화로 인한 운전성능 향상, 내구성 향상 등도 기대된다는 점도 적용이 확대되는 드라이빙 포스가 되고 있다. 향후, 전기자동차 등, 보다 경량화효과를 낼 수 있는 차세대 자동차 에도 본격적인 적용이 예상된다.<sup>1)</sup>

또한, 산업 환경여건 변화에 따른 시장전망에 의하면, 수급양면의 변화에 세계적인 환경규제 강화까지 더해져 기존의 내연기관 차량에서 친환경·고효율 그린카로 패러다임이 급변하고 있으며 하이브리드 자동차 및 연료전지자동차는 동력발생장치의 차이에 따른 차량분류로서 기존 내연기관 자동차를 대체하는 역할을 수행하므로 각 동력발생장치별 시장점유율 변화가 매우 중요하다<sup>2)</sup>.

하이브리드차량이 주력차종으로 부상하는 시기는 2020년대 중반 이후가 될 것으로 예상되며, 연료전지자동차는 2020년 이후 시장에 도입되는 정도수준에 머무르고, 2030년 이후에야 시장 주도할 것으로 예측된다<sup>2)</sup>.

또한, 첨단소재의 가격이 지속적으로 감소함에 따라 항공기, 자동차등 연비에 민감한 제품을 중심으로 이들 소재의 적용이 확대되고 있으며 휴대폰등을 중심으로 사파이어 글래스등 고강도 소재도 사용이 확대 되는 추세이다<sup>3)</sup>.

성 에너지, 내환경성 개선 요구가 높아지면서 항공기에서와 같이 자동차도 경금속에서 보다 경량이면서 고강도/고강성인 CFRP로 재료 전환이 일어나고 있다. 동시에 자동차는 하이브리드 차에서 전기자동차로 동력원도 크게 전환할 것이 예측되

고 있어, 차체구조를 근본부터 재검토해야하는 시기라는 점도, CFRP의 본격 적용의 드라이빙 포스가 되고 있다.

전기자동차의 경우, 차체를 경량화 하여 탑재하는 배터리가 소형 경량화 되고, 모터도 작아지기 때문에 경량화에 의한 경제효과는 가솔린차 보다 크다고 한다<sup>4)</sup>. 항공기 산업에서 앞서고 있는 유럽, 미국이 CFRP의 가공기술에서 선행하고 있지만, 자동차산업은 일본이 세계를 리드하고 있으며, 또 CFRP 재료기술에 있어서도 일본이 선행하고 있어, 양 산업이 함께 대처한다면 세계를 리드하는 기술체계를 만들 수 있을 것으로 보인다. 이를 위해서도 산업계의 연계 추진과 동시에 국제표준화 등의 면에서 관학이 모두 연계 강화가 필요할 것이다.

또한, Fig. 1<sup>5-6)</sup>, Fig. 2 에서와 같이 VW사 L1과 Porsche GT등과 같이 차체가 초경량·안전 바디 콘셉트이며, 탑승자의 점유 공간 은 충돌 시에도 부서지지 않는 튼튼한 CFRP 구조로, 충격시의 에너지는 캐빈 전후에 배치된 크래셔블 존에서 충돌 안전성을 확보하는 구조로 되어 있다<sup>7)</sup>.

특히, 차체구조형상이 기존 차량의 강제 Hat 부재에서 Fig. 1, Fig. 2와 같이 사각형부재, 이중 사각형부재 등 다양한 형상을 갖는 형태로 설계 되고 있다.



Fig. 1 Ultralight body of CFRP product (VW Co. L1)<sup>5~6)</sup>



Fig. 2 Body of CFRP product (porsche GT)<sup>7)</sup>

이와 같은 다양한 요구에 부응하기 위하여 수송기계의 강도부재로 사용되고 있는 구조부재의 압축특성에 대한 연구는 여러가지 재질과 다양한 단면형상에 대해서 행해지고 있다. 지금까지의 압축해석에 관한 연구동향을 살펴보면, 차체구조부재를

유한요소해석프로그램을 이용하여 충돌해석을 수행하고 변형형상, 충돌하중, 에너지흡수량 등의 상관관계에 관해 비교하였고<sup>8~9)</sup>, 차량충돌과 같은 고속충격 압괴시 실제 차체구조부재인 점용접부재에 대하여 압괴가 진행되는 과정 중에 하중-변형 관계나 용접간격과 형상의 변화를 고려한 최적의 구조부재를 개발하기 위한 연구가 행해졌다.<sup>10~14)</sup>

일반적으로 차체 앞부분은 차량을 구성하는 구조부재나 패널류로써 엔진이나 현가장치등 주행시 필요한 계기류, 시트등이 탑재되어 차량으로 구성 된다.

차체 앞부분은 엔진이나 현가장치를 지지하고 여러 보조기구를 격납하는 역할도 하지만 전면 충돌시 에너지를 흡수할 수 있는 구조로 되어야 하며, 많은 차량에서는 차체 앞부분의 내판을 모자형 단면형상의 강도부재로 구성하여 충돌시 골격부재가 소성변형하여 충돌에너지를 흡수하도록 설계하고 있다<sup>15)</sup>.

따라서, 차량의 초기설계서는 차량이 충돌할 경우를 상정하여 자동차 전면부 사이드부재에 대한 충격압괴특성을 정확히 파악하는 것이 대단히 중요한 문제이다. 차체구조부재의 압괴특성에 관한 연구동향으로는 김<sup>16)</sup>은 정하중하에서 대표적인 경량화 재료인 원형 및 사각 Al 박육부재의 두께변화가 축대칭, 비대칭 압괴모드에 미치는 영향에 관하여 고찰하였고, 차<sup>15)</sup>는 정적하중 및 충격하중을 받는 점용접된 차량전면부 사이드부재의 두께 및 단면폭비의 변화와 플랜지 용접간격의 변화에 따른 에너지 흡수능력 및 압괴모드에 관해 고찰하였고, 황<sup>17)</sup>은 축하중을 받는 박육부재에서 압괴가 진행되는 과정중에 별도의 제어기구에 의한 에너지흡수능력을 증가시키기 위한 방법에 관해 고찰하였고, Kim<sup>18)</sup>은 CFRP 박육부재의 섬유배향의 차, 계면수의 차가 다른 원형박육부재의 에너지흡수능력, 썩기 압괴모드, 스프라인 압괴모드 및 분열 압괴모드에 고찰하였고, 여<sup>19)</sup>는 원형 및 사각형 CFRP 박육부재의 최외층각의 변화 및 충격에너지의 변화에 따른 충격에너지 흡수특성에 관해 고찰하였고, 양<sup>20)</sup>은 고온고습 환경하에서 적층구성이 다른 CFRP Hat 부재의 충격압괴특성에 관해 고찰하여 완전 흡습상태가 비흡습상태 보다 20% 정도 압괴강도가 저하함을 발표하였고, 이<sup>21)</sup>는 사각 Al/CFRP Hybrid 부재 및 원형 Al/CFRP Hybrid 부재 및 Al 보강 CFRPP Hat 부재의 적층각의 변화, 계면수의 변화, 단면비의 변화에 따른 압괴특성에 관해 고찰하였다.

또한, 자동차 경량화는 현대사회에 필수적인 문제로서 복합재 구조부재의 압괴

에 관한 다양한 재료와 단면형상으로 적층각도, 두께 등의 영향인자에 따른 압케거동 및 압케특성에 대하여 연구되어지고 있다.<sup>22~24)</sup>

그러나 아직까지는 축 하중을 받는 강도부재의 압케가 진행되는 과정 중에 하중-변형관계나 압케모드를 고려한 최적의 구조부재를 구하기 위한 연구결과는 찾아보기 힘들다. 또한, 복합재료는 적층조건에 따라 강도와 탄성률 등의 기계적 특성이 변화하는 이방성 재료이기 때문에, 자동차 충돌시 자동차 경량화와 승객의 안전을 적절히 보호할 수 있는 설계변수를 적절히 선정하여 요구조건에 맞는 최적 설계 개념이 요구된다.

구조경량화용 차체 사이드 부재로 CFRP/EPOXY 부재가 사용될 것을 상정한 연구결과들은 상당수 있고, CFRP/EPOXY 부재의 단면형상이 단순한 원형단면이나 사각단면인 경우 적층계면 수의 차에 따른 압케특성, 적층각도의 차에 따른 압케특성, 최외층 각도의 변화의 차에 따른 압케특성등에 관한 연구결과 등은 찾아볼 수 있으나 CFRP/EPOXY 부재의 단면이 실제 자동차 차체의 사이드부재로 사용될 경우의 단면형상인 모자형 단면이나 이중모자형 단면의 변화에 따른 CFRP/EPOXY 구조부재의 흡수에너지, 압케모드 해석등 실차 충돌시 승객의 안전을 위해 중요한 압케특성에 미치는 영향에 관한 연구결과는 찾아보기 어렵다.

따라서 실제 차량의 사이드부재에 상용되는 강재와 CFRP/EPOXY 복합재 구조부재의 형상 및 재질의 변화에 따른 정량적인 정적압케특성 이나 충격압케특성을 예측할 수 있는 최적의 경량화 차체구조부재에 대한 실차 설계에 적용 가능한 압케특성을 파악할 수 있는 연구와 개발이 필요할 것으로 사료된다.



## 제 2 절 연구목적 및 연구방법

최근 국내에서 교통사고는 90년대의 연간 1만명내외 교통사고 사망자 가 관계 부처의 많은 노력으로 사망자가 꾸준히 줄고 있으나 현재도 교통사고에 의한 사망자수가 매년 5,000명 이상, 사상자가 1만명이상 발생하여 교통사고에 의해 사회적으로 큰 문제가 야기되고 있다.

따라서 자동차 설계시 최우선적으로 승객의 안전을 고려한 차량의 설계가 선행 되어야 한다.

차체 앞부분은 엔진이나 현가장치를 지지하고 여러 보조기구를 격납하는 역할도 하지만 전면 충돌시 에너지를 흡수할 수 있는 구조로 되어야 하며, 많은 차량에서는 차체 앞부분의 내판을 모자형 단면형상의 강도부재로 구성하여 충돌시 골격부재가 소성변형하여 충돌에너지를 흡수 하도록 설계하고 있다<sup>15)</sup>.

자동차에 의한 교통사고는 경사충돌, 정면충돌 및 후방충돌등 다양하게 예고 없이 수시로 충돌사고가 발생함에 따라 충돌시 승객의 안전을 도모하기 위하여 자동차가 충돌할 경우 차체의 강도와 차체의 충돌에너지 흡수능력을 고려하여 충돌시 차체구조부재가 적절히 에너지를 흡수하면서 승객의 안전 공간을 확보할 수 있도록 설계 되어야만 한다.

또한, 자동차의 급격한 증가에 따라 큰 문제로 제기되는 미세먼지의 피해, 탄소저감 대책, 환경오염방지 및 연료저감 대책으로 자동차 경량화는 자동차 충돌에 의한 안전 문제와 더불어 경량화 설계가 필수적인 문제가 되었다.

또한 자동차 충돌시 외부로부터 가해지는 충돌에너지를 승객의 무게를 포함한 자동차 중량 및 변형범위 내에서 변형에너지로 최대한 변환할 수 있도록 하며, 특히, 충돌시 최우선적으로 승객의 안전을 위한 공간확보를 위하여 차체구조의 충분한 강성, 안전성을 확보하고, 최대가속도 크기를 최소화시켜 승객의 상해 정도를 약화시킬 수 있도록 축방향으로 안정된 접힘모드를 유도 시킬 수 있도록 설계해야한다.

따라서, 안전설계와 경량화 설계를 고려한 차량설계시 차량이 전면충돌 할 경우를 예측하기 전에 차량 충돌시 에너지흡수가 가장 큰 사이드 구조부재의 강도와 에너지 흡수능력,

압케거동등 충돌에의 생기는 제반 압케특성을 정확히 파악 하는 것이 중요한 문제이다.

그러나 아직까지는 자동차 충돌시 가장 큰 축하중을 받아 에너지의 대부분을 흡수하는 차량 전면부에 위치한 사이드부재의 재질의 변화 및 단면형상 변화에 따른 압케가 진행되는 과정중의 하중-변형관계나 축방향으로 접히는 안정된 압케모드를 발생을 유도하고 최적의 충격특성을 고려한 구조부재를 구하기 위한 연구결과를 찾아보기 힘들다.

따라서 본 연구에서는 자동차의 사이드 부재에 Single hat 단면부재와 Double hat 단면부재가 사용될 것으로 상정하여 강재 및 CFRP/EPOXY재 사이부재를 설계 제작 및 성형한 후 정적 축압케실험 및 충격압케실험을 행하여 정적압케특성, 충격압케특성 및 압케 모드에 관해 고찰 함으로써 자동차의 사이드 부재의 재질 및 형상변화에 따른 최적의 자동차용 구조부재를 개발하는데 이용될 수 있는 최적의 설계데이터를 얻고자 한다.

연구방법으로는 먼저, 단일 모자형 및 이중 모자형 강재 사이드부재 시험편과 CFRP/EPOXY 사이드부재 시험편을 제작한 후 재료시험기를 이용하여 정적 축압케실험 및 충격압케실험을 행했다. 압케실험결과 얻은 평균압케중, 최대압케하중, 단위질량당의 흡수에너지, 흡수에너지 및 압케 모드를 실험적으로 고찰하므로써 재질 및 형상변화에 따른 최적의 자동차용 사이드 구조부재를 개발하는데 이용될 수 있는 최적의 압케 특성을 고찰 하였다.

강재 사이드부재 시험편은 SCP1 냉간압연강판을 이용하여 Single-Hat 단면, Double-Hat 단면을 갖는 시험편을 점용접하여 제작하였고, CFRP/EPOXY 사이드부재 시험편은 대표적인 첨단 경량화 재료인 CFRP/EPOXY 시트를 이용하여 사이드멤버의 기본 형상인 단일 모자형과 이중 모자형 부재를 제작하여 시험편으로 사용 하였으며, 일방향 프리프레그 시트(CU125NS)를 원하는 형상으로 적층하여 오토클레이브를 이용하여 성형하였다.

또한, 시험편의 길이는 오일러좌굴을 일으키지 않고 실험시 압케가 여러번 발생하는데 충분한 길이로 하였으며, 모든 시험편들은 동일한 단면적을 갖게 제작하였다.

### 제 1 장에서는

본 연구와 관련된 경량화 자동차 관련 국제적인 연구동향, 축압축 하중을 받는 강

재 및 CFRP 구조부재의 연구동향, 본 연구에서의 연구 목적 및 연구방법에 관하여 기술하였다.

제 2 장에서는

Steel재, AI재 및 CFRP 복합재 박육부재가 자동차의 사이드 구조부재로 상용할 것을 상정하여 충돌에 의해 박육부재에 축하중이 작용할 경우 발생하는 압괴형상, 압괴모드에 관한 압괴거동에 대한 연구동향을 서술하였다.

제 3 장에서는

재질이 Steel재, CFRP/EPOXY 구조부재 이고 단면의 형상이 다른 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 설계 및 성형·제작방법에 관해 기술하였고,

제 4 장에서는

재료실험기를 이용하여 재질 및 단면의 형상이 다른 Steel재 구조부재 및 CFRP/EPOXY재 구조부재인 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 축압괴 실험을 행하여 압괴실험결과를 기술하였다.

제 5 장에서는

단면의 형상 및 재질이 다른 Steel재, EPOXY/CFRP재 구조부재인 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 압괴실험 결과로 부터 최대 압괴하중의 크기, 평균 압괴하중의 크기, 단위질량당의 흡수에너지 및 흡수에너지의 변화에 관해 고찰하였고, 재질의 변화에 따른 압괴모드에 관해 고찰하여 어떠한 형상 및 재질의 구조부재가 압괴특성이 가장 우수한가에 관해 고찰하였다.

제 6 장에서는 본 연구의 결과를 나타냈다.

## 제 2 장 압궤거동에 관한 연구동향

### 제 1 절 박육부재의 압궤모드<sup>25)</sup>

본 연구에서는 박육부재의 압궤거동에 관한 연구동향은 다음과 같이 기존의 연구동향을 인용하였다.\*<sup>1)</sup>

박육부재에 축 하중을 가하면 원통시험편의 경우는 축대칭과 비축대칭의 2가지 압궤모드가 나타나며, 사각통 시험편은 모서리 부분의 응력상태에 따라 약간의 차이는 보이지만 대부분 한쪽 면은 외측으로 볼록한 형상(bulge)으로 되고 옆면은 내측으로 들어가는 형태로 된다.<sup>26-28)</sup> 따라서, 압궤거동은 재료를 탄성변형이 없는 강완전 소성체라고 가정하여 소성관절을 이용한 해석방법을 사용한다.

또한, CFRP 적층재와 같은 복합재료는 고유의 취성 때문에 대부분 파괴에 의해 압궤되지만 단면의 형상, 섬유와 기지의 종류 등 여러 인자들에 의해서 압궤 형태와 특성이 좌우된다. 그러나 이제까지 진행된 많은 연구에도 불구하고 금속 재료와는 달리 압궤거동에 관한 명확한 결론을 도출해 내지 못하고 있는 실정이기 때문에 실험에 의한 고찰이 가장 타당한 해석 방법이라고 생각된다.

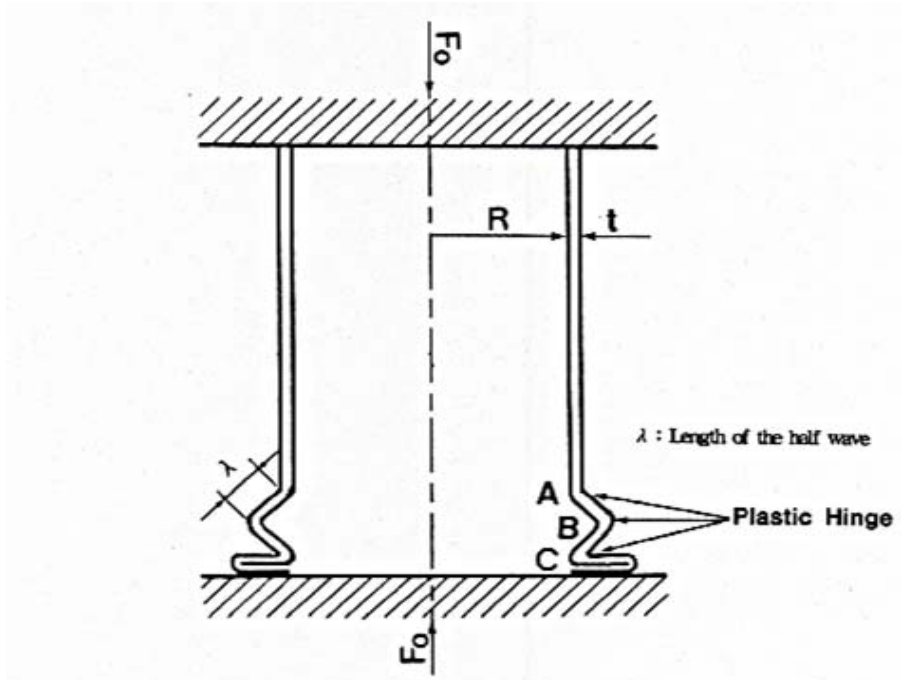
박육원통 부재의 형상비( $R/t$ )가 적을 때 즉, 두꺼운 경우에는 Fig. 3에 나타난 것과 같이 축대칭 모드에 의해, 얇은 경우에는 비축대칭 모드에 의해서 압궤가 진행되는 경향이 있으며, 축대칭 모드로 압궤가 시작되지만 압궤도중에 갑자기 비축대칭 모드로 변해버리는 혼합모드도 관찰할 수 있었다.

Al과 같은 연성재는 정적 압궤실험에서는 대부분 축대칭 모드를 일으키고, 주름은 시험편과 접촉해 있는 압축지그의 상단 및 하단 중 어느 한곳에서부터 점진적으로 형성되는 순차 좌굴(progressive buckling)에 의해 형상이 결정되어 일정한 축방향 반파장( $\lambda$ )을 갖는다.

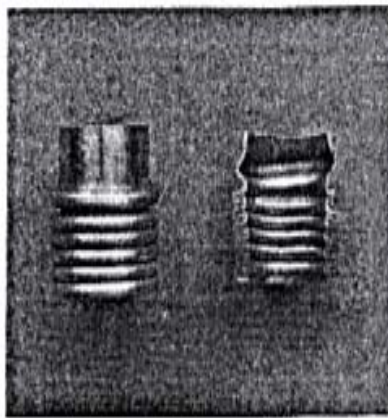
따라서, Fig. 3 과 같은 압궤모델을 고려하여 원통시험편이 정적인 축하중을 받

\*1) 임성훈, “차체구조용 박육부재의 압궤특성에 관한 연구” 조선대학교 석사학위논문, 1995.을 인용하였다.

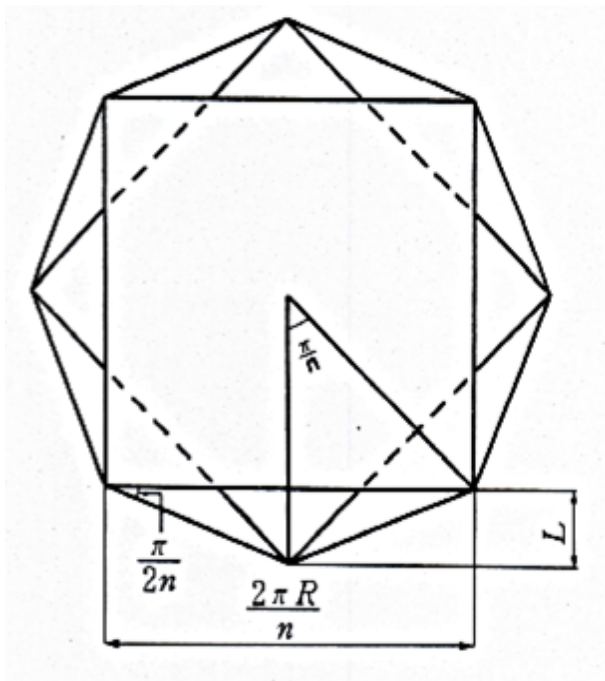
을 때 각각의 주름형성은 재료의 소성변형에 의한 것이며, 굽힘모멘트  $m_0$ 는 Mises 항복조건<sup>29)</sup>을 수반하며 변형강화를 무시한 강완전 소성체라는 가정하에서 이론해석을 행했다.



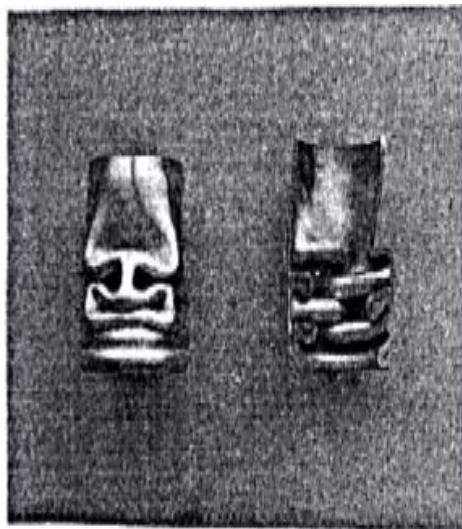
(a) Model of axisymmetric mode



(b) Photo. of axisymmetric mode



(c) Model of non-axisymmetric mode



(d) Photo. of non-axisymmetric mode

Fig. 3. Collapse mode of the thin-walled circular specimen

Fig. 3에서 (a)는 축대칭 모드의 이론적인 압괴과정을 나타냈으며 (b)는 실제 압괴실험에서 나타난 AI제 원통시험편의 축대칭 모드이다. 또한, (c)는 비축대칭 모드의 이론적인 압괴과정을 나타내고 (d)는 AI 제 원통시험편의 비축대칭 모드를 나타내고 있다.

본 항에서 실시한 이론해석은 실제 AI제 원통시험편의 압괴실험에서 주로 나타난 축대칭 모드에 의한 흡수된 에너지를 고찰하고자 한다.

첫째, Fig. 3(a)에서 소성관절 점 A, C에 흡수되는 에너지  $dE_1$ 는 소성관절 길이  $2\pi R \times 2$ , 단위길이당 굽힘모우멘트  $m_0$ , 변형각도  $d\theta$ 의 곱으로 나타낼 수 있으므로 다음과 같다.

$$dE_1 = 2\pi R \times 2 \times m_0 \times d\theta = 4\pi R m_0 d\theta$$

$$E_1 = \int_0^{\pi/2} dE_1 = 2\pi^2 m_0 R = \frac{\pi^2 \sigma_y R t^2}{\sqrt{3}} \quad \text{----- (1)}$$

여기서,  $m_0 = \frac{\sigma_y t^2}{2\sqrt{3}}$ ,  $t$ =시험편의 살두께,  $R$ =시험편의 반경이다.

소성관절 점 B에 흡수되는 에너지  $dE_2$ 에 대해서도 소성관절 길이  $2\pi(R + \lambda \sin\theta)$ , 굽힘모우멘트  $m_0$ , 각도  $2d\theta$ 의 변형이므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$dE_2 = 4\pi m_0 (R + \lambda \sin\theta) d\theta$$

$$E_2 = \int_0^{\pi/2} dE_2 = \int_0^{\pi/2} 4\pi m_0 (R + \lambda \sin\theta) d\theta \quad \text{----- (2)}$$

$$= 4\pi m_0 \left( \frac{\pi R}{2} + \lambda \right) = \frac{\pi \sigma_y (\pi R + 2\lambda) t^2}{\sqrt{3}}$$

여기서,  $\lambda$ 는 원통 시험편의 반과장 길이이다.

또한, 축 대칭 부분인 AB, BC의 원주방향 변형에너지  $dE_3$ 에 대해서 살펴보면 점 A, C에서 원주방향의 변형은 없으며, 점 B에서 원주방향의 변형  $d\epsilon_B$ 는 길이가

$2\pi(R + \lambda \sin\theta)$ 에서  $2\pi\{R + \lambda \sin(\theta + d\theta)\}$ 로 변화하고 있으므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 d\epsilon_B &= \frac{2\pi\{R + \lambda \sin(\theta + d\theta)\} - 2\pi(R + \lambda \sin\theta)}{2\pi R} & \text{----- (3)} \\
 &= \frac{\lambda \cos\theta d\theta}{R}
 \end{aligned}$$

여기서,  $\cos d\theta \approx 1$ ,  $\sin d\theta \approx d\theta$ 이다. 점 A, C에서 B까지의 변형은 선형적이므로 전체의 평균변형  $d\epsilon$ 은  $d\epsilon_B$ 의 1/2이 된다고 생각되므로  $E_3$ 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 dE_3 &= \sigma_y \times d\epsilon \times 2\lambda t \times 2\pi R = 2\pi\sigma_y \lambda^2 t \cos\theta d\theta & \text{----- (4)} \\
 E_3 \int_0^{\pi/2} dE_3 &= 2\pi\sigma_y \lambda^2 t
 \end{aligned}$$

따라서, 축 대칭 주름이 1개 형성될 때의 총 흡수된 에너지  $E_T$ 는  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $E_3$ 의 합으로 나타내므로, 식(1), 식(2), 식(4)를 이용하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 E_T &= E_1 + E_2 + E_3 & \text{----- (5)} \\
 &= \frac{2\pi\sigma_y t}{\sqrt{3}} (\pi R t + \lambda t + \sqrt{3} \lambda^2)
 \end{aligned}$$

주름형성 과정 중에 두께를 고려한 외력에 의한 일과 총 흡수된 에너지  $E_T$ 는 같으므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$E_T = F_m \times (2\lambda - 2t) = \sigma_m \times 2\pi R t \times (2\lambda - 2t) & \text{----- (6)}$$

결국 식(5)와 식(6)을 비교하여 무차원화 하면 다음과 같다.



$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} = \frac{1}{2\sqrt{3}R} \left( \frac{\pi R t}{\lambda - t} + \frac{\lambda t}{\lambda - t} + \frac{\sqrt{3}\lambda^2}{\lambda - t} \right) = f(\lambda) \quad \text{----- (7)}$$

여기서,  $\sigma_m/\sigma_y$ 는  $\lambda$ ,  $R$ ,  $t$ 함수로 됨을 알 수 있고,  $\sigma_m/\sigma_y$ 를 최소로 하는  $\lambda$ 값을 구하기 위해서  $f'(\lambda) = 3\lambda^2 - 2\sqrt{3}t\lambda - t^2 - \pi R t = 0$ 으로 하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \lambda &= \sqrt{3t + \sqrt{3t^2 + \sqrt{3}(t^2 + \pi R t)}} \\ &= t + \frac{\sqrt{(3 + \sqrt{3}t^2 + \sqrt{3}\pi R t)}}{\sqrt{3}} \end{aligned} \quad \text{----- (8)}$$

식(8)을 식(7)에 대입하여  $\sigma_m/\sigma_y$ 가  $R$ ,  $t$ 함수로서 표현될 수 있다. 식(8)에서 구한 축 방향 반파장  $\lambda$ 을 Fig. 4에 나타냈고, 식(7)에서 구해진 평균압케응력  $\sigma_m/\sigma_y$ 를 Fig. 5에 나타내었다. 여기서 이론적으로 확인할 수 있는 것은 두께를 고려하지 않은 경우보다는 두께를 고려한 경우가  $\lambda$ 값이 더 커짐을 알 수 있다.

다음은 Fig. 6에 나타낸 원통시험편의 압케과정을 통해서 하중-변위선도를 유도하였다.

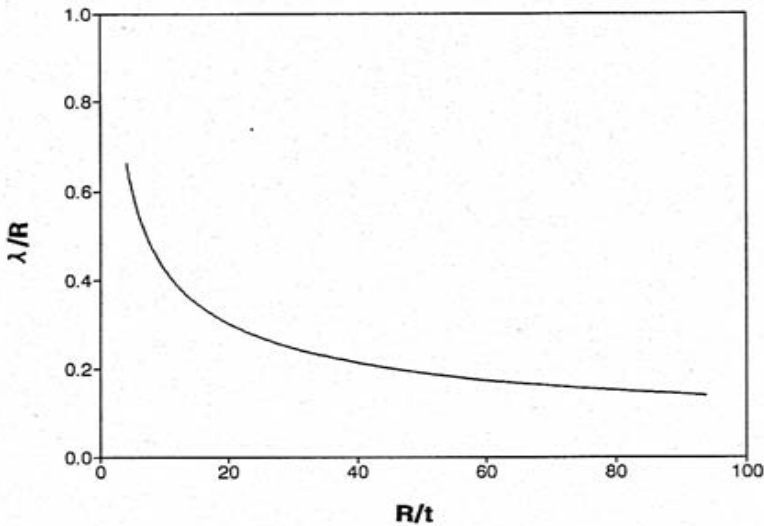


Fig. 4 Ratio of lobe length to radius against R/t

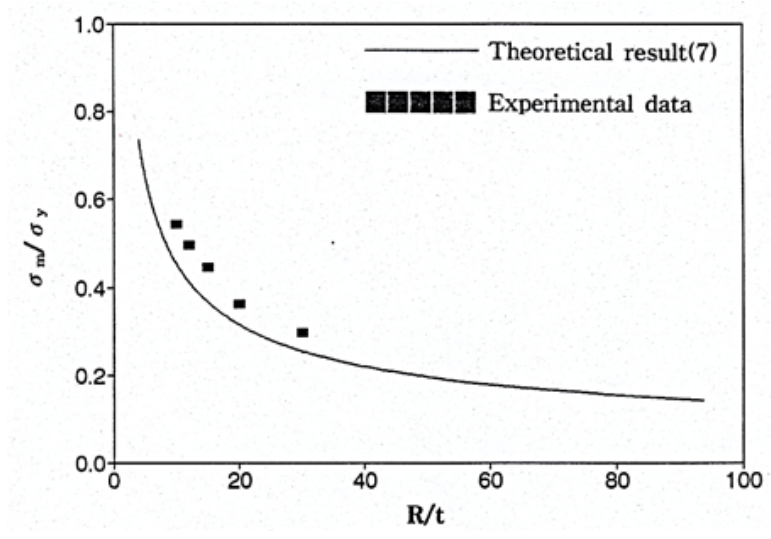


Fig. 5 Ratio of mean stress to yield stress against R/t

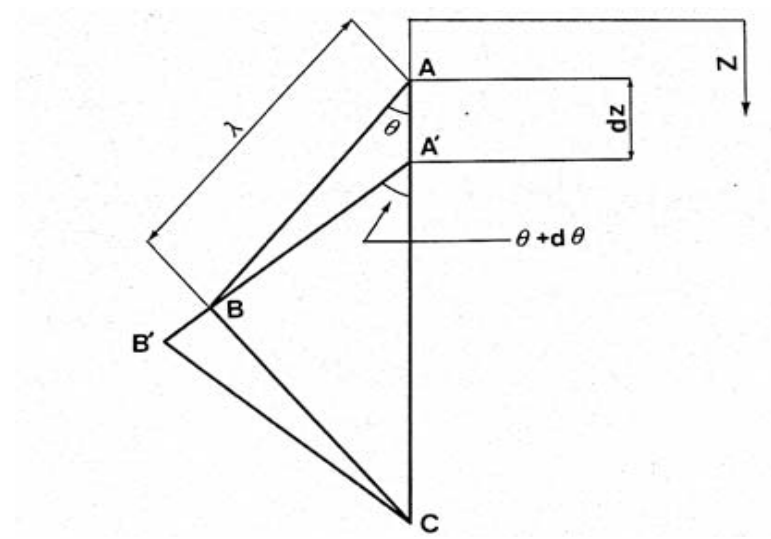


Fig. 6 Collapse process of circular specimen subjected to axial load

두께  $t$ 를 고려하지 않은 경우의 변위  $Z$ 는  $\lambda$ 를 이용하여  $Z=2\lambda(1-\cos\theta)$ 로 나타낼 수 있다.

$$\sin^2\theta = 1 - \cos^2\theta = 1 - \left(1 - \frac{z}{2\lambda}\right)^2 = \frac{4\lambda z - z^2}{4\lambda^2} \quad \text{----- (9)}$$

$$\sin\theta = \frac{\sqrt{4\lambda z - z^2}}{2\lambda} \quad (\because 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2}) \quad \text{----- (10)}$$

여기서,  $\frac{dz}{d\theta} = 2\lambda\sin\theta$ 에서  $\sin\theta d\theta = \frac{1}{2\lambda} dz$ 의 관계가 얻어지므로 다음과 같다.

$$d\theta = \frac{1}{2\lambda} \cdot \frac{2\lambda}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} dz = \frac{dz}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} \quad \text{----- (11)}$$

따라서, 앞에서 서술한  $dE_1$ ,  $dE_2$ ,  $dE_3$ 의 합인  $E_T$ 는

$$\begin{aligned} E_T &= \frac{2\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3}} d\theta + \frac{2\pi\sigma_y (R + \lambda\sin\theta)t^2}{\sqrt{3}} d\theta + 2\pi\sigma_y \lambda^2 t \cos\theta d\theta \\ &= \frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} dz + \frac{2\pi\sigma_y \lambda t^2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{2\lambda} dz + 2\pi\sigma_y \lambda^2 t \frac{2\lambda - z}{2\lambda} \times \frac{1}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} dz \\ &= \left( \frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3}(4\lambda z - z^2)} + \frac{\pi\sigma_y t^2}{\sqrt{3}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda (2\lambda - z)t}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} \right) dz \quad \text{----- (12)} \end{aligned}$$

로 나타낼 수 있다. 내부로 흡수된 에너지량을 나타내는 식(12)와 외력에 의한 일  $F_o \times dz$ 가 동일하므로 1개의 주름이 형성될 때 축방향으로  $Z$ 만큼 이동했을 때의 하중  $F_o$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

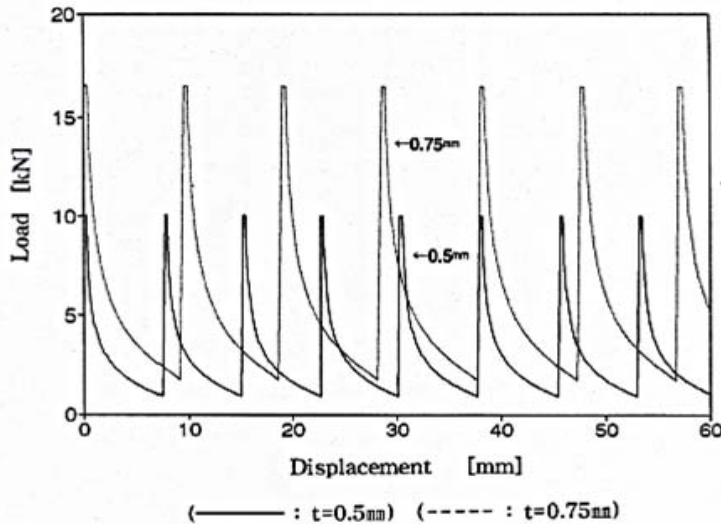
$$F = \frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3}(4\lambda z - z^2)} + \frac{\pi\sigma_y t^2}{\sqrt{3}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda (2\lambda - z)t}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} \quad \text{----- (13)}$$

한편, 두께  $t$ 를 고려했을 경우는  $Z=(2\lambda-2t) \times (1-\cos\theta)$ 로 놓을 수 있으며 계산과정에 아무런 변화가 없으므로  $F_o$ 는 다음과 같다.

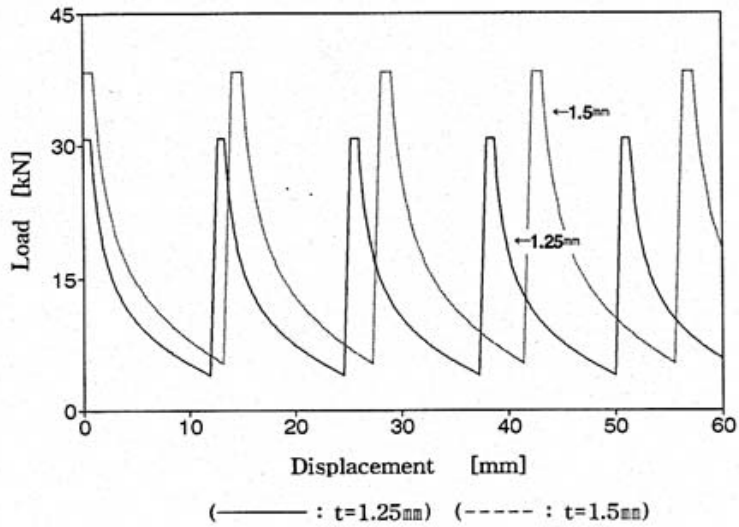
$$F = \frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3\{4(\lambda-t)z-z^2\}}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda t^2}{\sqrt{3(\lambda-t)}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda t \{2(\lambda-t)-z\}}{\sqrt{4(\lambda-t)^3 z - z^2(\lambda-t)^2}} \quad \text{----- (14)}$$

식(14)에서 구해진 F<sub>0</sub> 그래프로 나타내면 Fig. 7의 모양이 된다. 그래프에 나타난 곡선은 주름형성과정이 연속적으로 이루어 지지않고 각각 독립적으로 형성되기 때문에 상승곡선의 기울기가 수직적으로 나타났다.

최대하중은 항복응력에 시편의 단면적을 곱해서 구하고, 하중은 그값을 넘지 않는 것으로 한다. 두께가 두꺼워짐에 따라서 최대하중이 커지게 되고 축방향 파장이 길어지게 되기 때문에 형성되는 주름수 즉, 하중 M 변위 선도에서의 피크값의 수가 적어지고 있는 것을 알 수 있다.



(a) specimen thickness  $t = 0.5\text{mm}, 0.75\text{mm}$



(b) specimen thickness  $t = 1.25\text{mm}, 1.5\text{mm}$

Fig. 7 Relationship between load and displacement

## 제 2 절 CFRP 박육부재의 압괴모드<sup>30)</sup>

섬유강화 복합재 박육부재에 축 압축하중이 작용 시 발생하는 압괴형상은 횡방향전단 압괴모드, 라미나 굽힘 압괴모드 및 취성파괴 압괴모드와 국부좌굴 압괴모드의 조합으로 나타난다.<sup>31~33)</sup> 본 절에서는 이러한 각각의 압괴모드에 의해 흡수되어지는 에너지를 역학적으로 해석하였으며, 각 압괴모드의 조합으로 발생하는 복합재 박육부재의 평균압괴응력을 수식화 하였다.<sup>\*2)</sup>

연속섬유 강화 복합재 박육부재의 압괴과정은 Fig. 8과 같다. 즉 하중이 압괴 Initiator의 끝단에 작용할 때 재료의 국부파손은 발생하고 미소한 층내/층간 크랙이 형성되며, 횡방향전단, 라미나 굽힘 또는 이러한 모드의 조합(취성파괴)에 의해 층내/층간 크랙의 길이, 라미나 묽음 파괴 및 압괴모드가 결정된다. 또한 모든 복합재 박육부재가 점진적으로 압괴 되는 것은 아니며, 박육부재가 점진적으로 압괴되는지의 여부는 박육부재의 구조형상과 섬유, 기지의 조합에 의존하게 된다. 따라서 이러한 복합재 박육부재에 축하중이 작용할 경우 발생하는 압괴모드를 이해하기 위해서는 4가지의 기본적인 압괴모드의 이해가 선행되어야 한다.

첫째, 횡방향전단 압괴모드는 Fig. 9와 같이 일부분의 라미나 묽음으로 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. 횡방향전단 압괴모드의 주요 에너지 흡수메카니즘은 Fig. 9와 같이 라мина 묽음의 파괴이며 크랙의 수, 위치, 길이는 시험편의 구조형상과 성분재료특성의 함수이다. 층간크랙 성장과 라мина 묽음파괴는 횡방향전단 압괴모드의 압괴과정을 제어한다. 층간크랙 성장은 기지의 역학적 특성, 라미네이트의 섬유배향각과 원주방향으로 적층된 섬유의 파손변형을 및 인장강성에 의해 제어된다. 층간크랙은 Fig. 10에 나타낸 것 같이 Mode I(opening) 또는 Mode II(forward shear)로 성장하게 되고 이때 크랙성장의 능력은 크랙이 성장하기까지 기지의 파괴인성과 라мина 묽음의 배향각의 함수로 나타낼 수 있다. 원주방향으로 적층된 섬유(축 방향의 90° 로 적층된 섬유)는 층간 크랙성장에 주요한 영향을 미친다.

\*2) 김영남, "수송기계용 경량화 CFRP 복합재 박육부재의 축 압괴특성" 조선대학교 박사논문, 2002.에서 인용하였다.

원주방향으로 적층된 섬유의 강성과 파손변형율은 라미나 묶음에 존재하는 굽힘에 영향을 미친다. 원주방향으로 적층된 섬유의 강성과 파손변형율이 높을수록 층간 크랙은 줄어들다. 라미나 묶음의 파괴는 횡방향전단 압괴모드가 존재하는 박육부재의 압괴과정의 에너지 흡수에 많은 기여를 한다. 라미나 묶음은 횡방향 굽힘 모멘트를 발생시키며, 라미나 묶음의 파괴는 라미나 묶음의 인장면에 대한 응력이 재료의 강도를 초과할 때 발생한다.

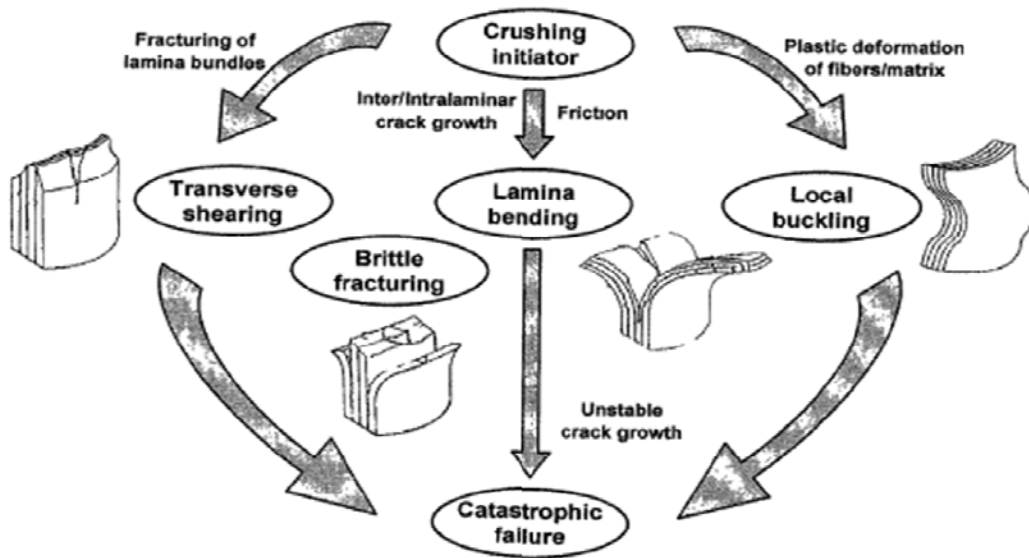


Fig. 8 Crushing process of continuous fiber-reinforced composite tubes<sup>34)</sup>

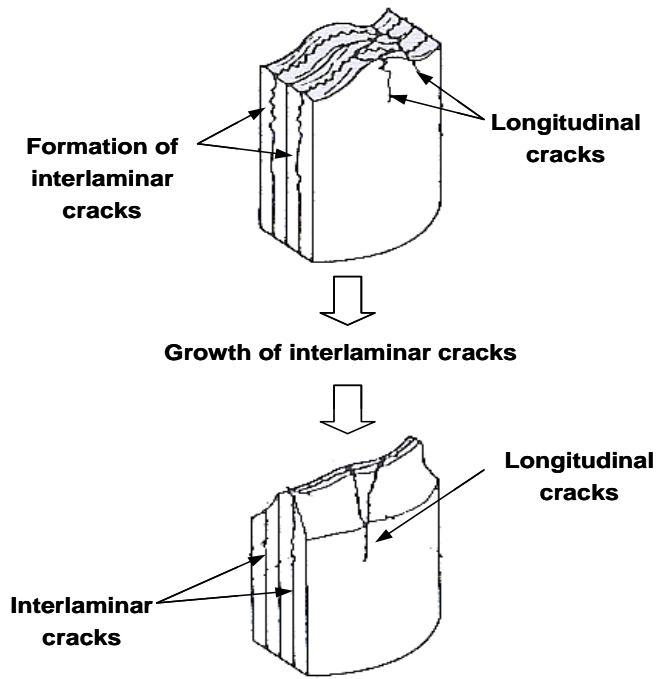


Fig. 9 Crushing characteristics of transverse shearing crushing mode

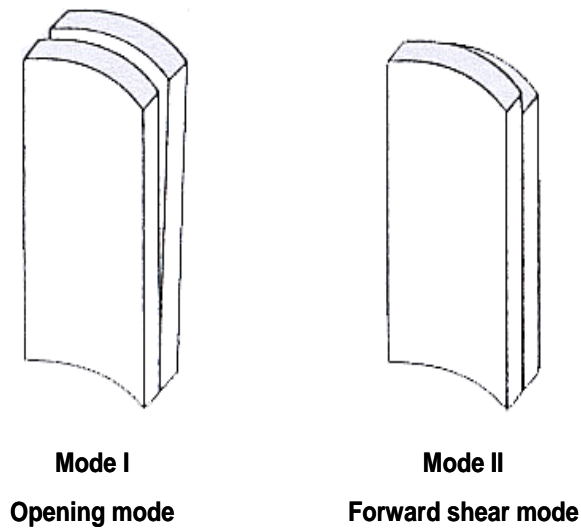


Fig. 10 Sketch of crack propagation modes



둘째, 라미나 굽힘 압케모드는 Fig. 11과 같이 매우 긴 층간크랙 및 층내크랙과 섬유와 평행한 크랙이 나타나지만 라미나 묶음은 파괴되지 않는다. 즉, 주요 에너지 흡수메카니즘은 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 묶음은 굽힘 변형을 수반하지만 파괴되지는 않는다. 또한 마찰과 관계된 에너지 흡수메카니즘은 슬라이딩하는 다수의 라미나 묶음들 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 묶음은 파괴되지 않으며 단지 압케 면에 대한 저항으로 굽어질 뿐이다. 압케표면을 따라 수반된 운동과 하중 면에 대한 라미나 묶음의 굽힘은 마찰력을 통해 에너지 흡수메카니즘으로 나타나며, 마찰력은 Fig. 12와 같이 인접한 라미나 묶음의 상대운동으로부터 나타난다. 복합재료와 압케표면사이에서 마찰계수와 근접한 라미나 묶음들간의 마찰계수는 압케속도의 함수라 할 수 있다. 그러므로 에너지 흡수능력은 압케속도 변화에 따른 영향을 받는다.

셋째, 취성파괴 압케모드는 횡방향전단과 라미나 굽힘 압케모드의 조합이며, 취성 섬유 강화 복합재 박육부재의 보고된 압케결과의 대부분은 취성파괴 압케모드이다. Fig. 13과 같은 취성파괴 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. 14와 같이 재료의 소성변형에 의해 국부좌굴의 변형으로 구성되며, kevlar섬유와 같은 연성 섬유 강화 복합재 박육부재는 좌굴된 섬유의 압축면을 따라 좌굴영역에서 소성적으로 변형된다. 또한 섬유는 좌굴된 섬유의 인장면을 따라 분리되고 각 플라이 사이에서 국부적인 층간 분리(local delamination)를 발생한다.

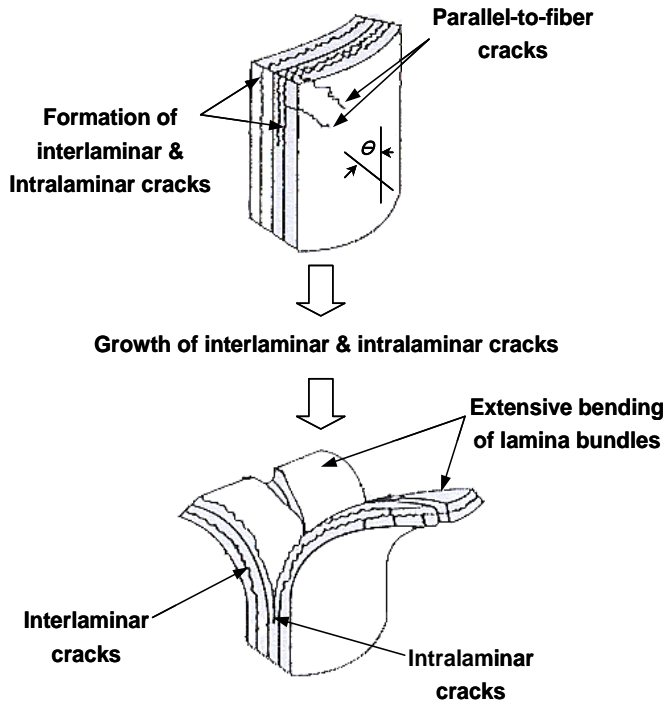


Fig. 11 Crushing characteristics of lamina bending crushing mode

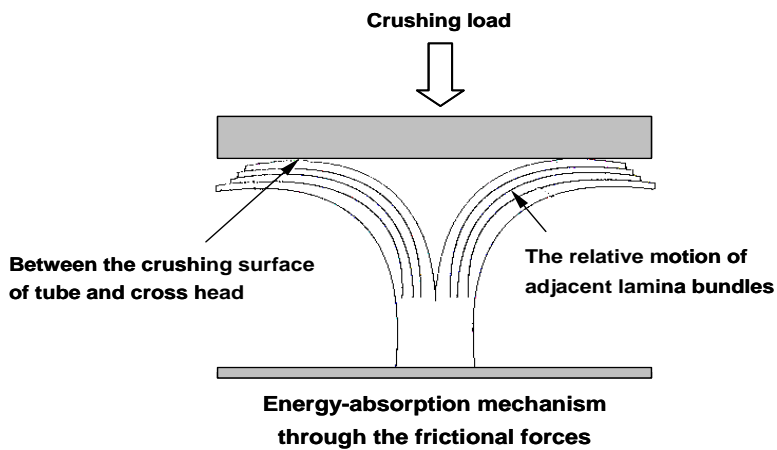


Fig. 12 Friction related energy-absorption mechanisms

연성 섬유강화 복합재는 압제된 후 손상되지 않은 부분이 존재하게 되며, 이는 섬유의 분리와 섬유 파손이 없는 기지의 소성변형에 의한 결과이고 섬유가 파단되지 않을 때 박육부재는 횡방향전단과 취성파괴 압제모드에 존재하는 재료의 점진적인 파손의 저항으로 인해 손상 없이 국부좌굴 형상으로 압제된다.

따라서 취성섬유 강화 복합재는 1) 층간 응력이 기지의 강도보다 작을 경우, 2) 기지가 섬유보다 더 높은 파손변형율을 가질 때, 3) 기지가 고 응력 하에서 소성 변형을 할 경우에만 국부좌굴 압제모드를 나타낸다. 또한 섬유와 기지의 소성항복은 국부좌굴 압제모드의 압제과정을 제어한다. 국부좌굴 모드로 압제되는 연성 섬유강화 복합재료는 섬유와 지지 모두의 항복으로 나타나며, 취성 섬유강화 복합재료는 단지 기지의 항복만 있는 국부좌굴 모드로 압제된다.

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

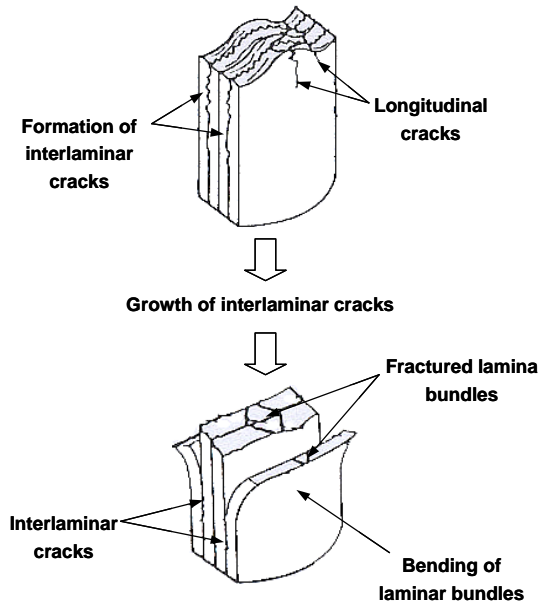


Fig. 13 Crushing characteristics of brittle fracturing crushing mode

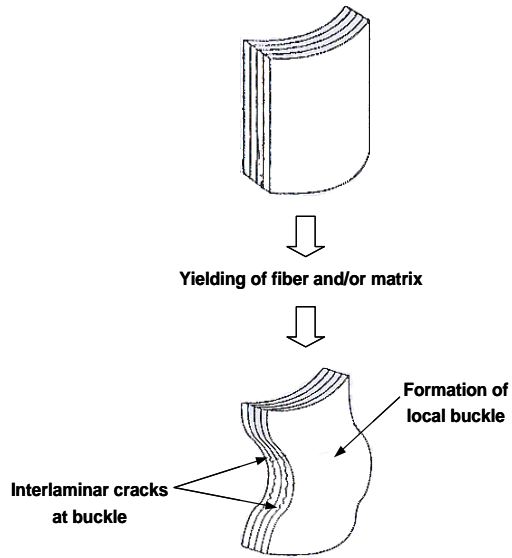


Fig. 14 Crushing characteristics of local buckling crushing mode

## 제 3 장 시험편

본 장에서는 실제 차량의 사이드부재에 상용되는 강재와 CFRP/EPOXY 복합재 구조부재의 형상 및 재질의 변화에 따른 정적압괴특성 이나 충격압괴특성을 예측할 수 있는 최적의 경량화 차체구조부재에 대한 실차설계에 적용 가능한 압괴특성을 파악할 수 있도록 재질이 Steel재, CFRP/EPOXY 구조부재 이고 단면의 형상이 다른 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 설계 및 성형·제작방법에 관해 기술하였다.

### 제 1 절 CFRP/EPOXY 시험편

자동차 경량화의 대표적인 재료인 CFRP/EPOXY 를 이용하여 차량 전면부 사이드부재의 기본 형상인 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재를 제작하여 압괴시험편으로 사용하였으며, CFRP/EPOXY 프리프레그 시트의 특성을 Table 1에 나타냈다.

CFRP/EPOXY 프리프레그 시트는 일방향 Carbon 프리프레그 시트(CU125NS)를 원하는 방향으로 적층하여 오토클레이브를 이용하여 성형하였다.

CFRP/EPOXY 시험편의 성형은 다음 방법과 같이 조선대학교 충격공학실험실에서 성형한 방법을 이용하였다<sup>35)</sup>.

CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재의 제작은 알루미늄 사각부재에 CFRP/EPOXY 프리프레그 시트를 원하는 방향으로 적층한 후 오토클레이브에서 성형하였으며, 한번의 길이가 30mm, 플랜지 길이가 12mm로 "ㄷ"자형 단면의 구조부재와 평판부재를 결합하여 제작하였다.

이방성 재료인 CFRP/EPOXY 프리프레그 시트를 시험편의 축방향을  $0^\circ$  로하여  $[+\theta_n/-\theta_n]$ 의 적층구성으로 시험편을 제작하였다.

Table 1 Material properties of the CFRP prepreg sheet

Types Characteristics	Fiber (Carbon)	Resin (Epoxy #2500)	Prepreg sheet
Density	$1.83 \times 10^3$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$1.24 \times 10^3$ [kg/m <sup>3</sup> ]	–
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]

여기서  $n$  은 프리프레그 시트의 수이며,  $\theta$  는 축하중 작용시 압축특성이 가장 우수한  $15^\circ$  로 하여 적층하였으며, 적층 플라이수는  $n$  은 8 플라이 이며 시험편의 두께는 1mm 로 하였다.

제작된 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 형상을 Fig. 15와 Fig. 16에 나타내었다.

또한, Fig. 17과 Fig. 18은 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 형상을 보여주고 있다. 적층조건은 섬유방향을  $0^\circ$  로 기준으로  $15^\circ$  의 적층각을 갖도록 적층하였다.

CFRP/EPOXY 부재는 취성에 대단히 취약하기 때문에 압축초기에 최대압축하중작용 후 급격히 파괴하여 층내크랙, 층간크랙이 성장하면서 많은 에너지를 흡수 할 수 없다. 따라서 CFRP/EPOXY 시험편의 한쪽 끝단에 고의의 결함을 주어 순차적으로 압축 되도록 하여 높은 에너지를 흡수 하도록 하는데, 본 연구에서는 CFRP/EPOXY 시험편의 끝단을  $45^\circ$  로 모따기 하여 CFRP/EPOXY 시험편을 제작하였다.

CFRP/EPOXY 시험편은 Photo. 1과 같은 오토클레이브를 이용하였으며, Fig. 19에 CFRP/EPOXY 시험편 성형용 오토클레이브의 개략도를, Fig. 20에 CFRP/EPOXY 시험편의 적층 lay-up 방법을 나타냈다.

Fig. 21에 CFRP/EPOXY 시험편 제작시에 적용한 성형 사이클을 나타냈다.

CFRP/EPOXY 시험편의 성형은 성형할 시험편을 원하는 방향으로 적층 후 챔버내부에 넣고 히터에 의해 경화시간을 90분, 경화점 온도 130℃ 로 Fig. 21 과 같이 하여 성형 제작하였다.

진공펌프로 진공백 속을  $10^{-1}$  Pa 까지 진공 시켰고, 진공백의 외측으로부터  $3 \times 10^5$  Pa 정도 가압시켰다.

CFRP/EPOXY 시험편은 시험편내부에 잔류응력이 발생하지 않도록 다이아몬드 커터를 이용하여 절단 하였다.

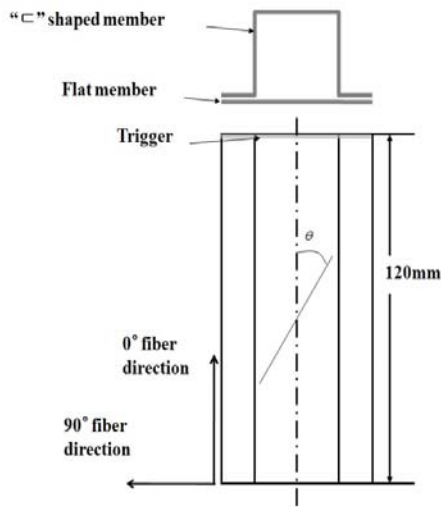


Fig. 15 Configuration of CFRP single hat shaped member(CFS)<sup>35)</sup>

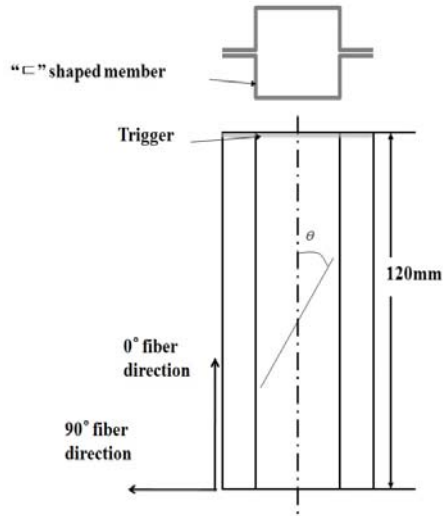


Fig. 16 Configuration of CFRP double hat shaped member(CFD)<sup>35)</sup>

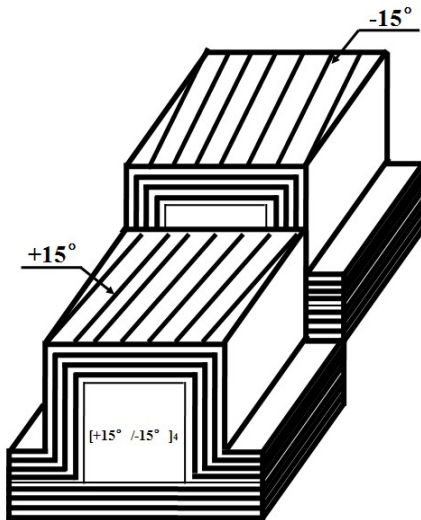


Fig. 17 Stacking conditions of CFRP single hat shaped member(CFS)<sup>35)</sup>



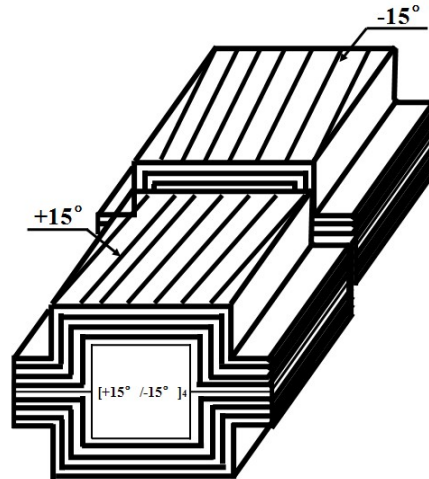


Fig. 18 Stacking conditions of CFRP double hat shaped member(CFD)<sup>35)</sup>



Photo. 1 Autoclave

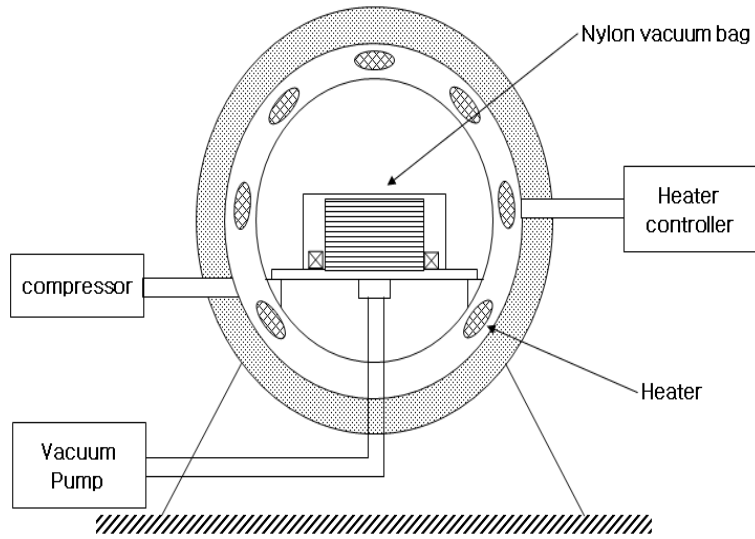


Fig. 19 Schematic diagram of autoclave

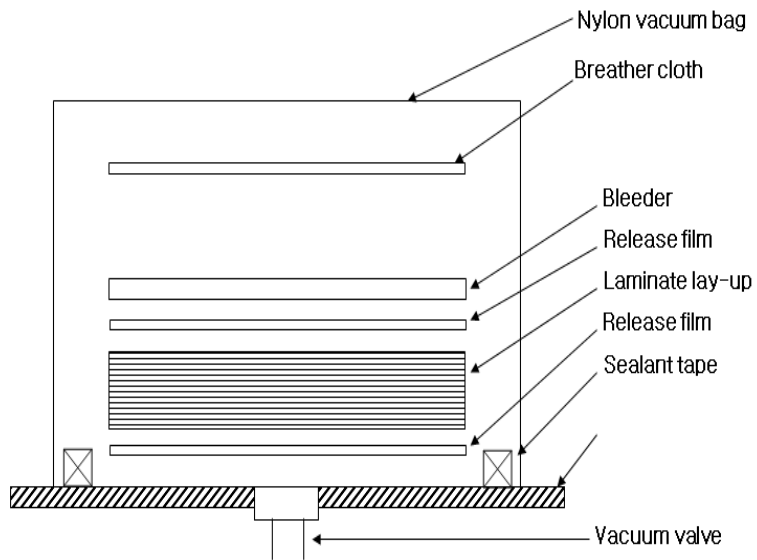


Fig. 20 Autoclave laminate stack lay-up CFRP specimen

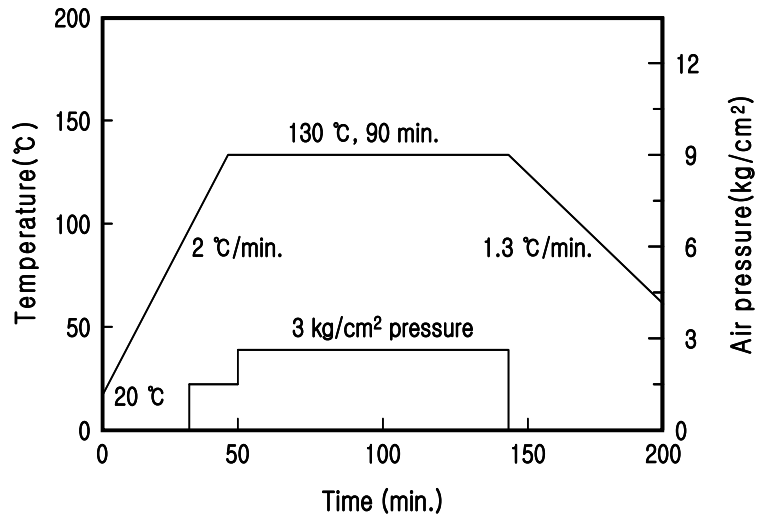


Fig. 21 Curing cycle of CFRP stacking specimen

## 제 2 절 Steel 시험편

축 압괴실험에 사용한 Single hat 단면 및 Double hat 단면 구조재 시험편은 차체 구조로 사용되는 냉간압연강판을 사용하여 제작하였다. 강제 Single hat 단면 및 Double hat 단면 구조재 시험편의 제작은 조선대학교 충격공학실험실의 제작 방법<sup>15)</sup>을 이용하였다.

강제 시험편 제작방법은 차체의 사이드부재로 사용되는 냉간 압연강판을 이용하여 Fig. 22와 같이 Single hat 단면 및 Double hat 단면구조를 갖도록 평판과 “ㄷ” 자 단면으로 절단, 프레스가공 후 점용접하여 제작하였다.

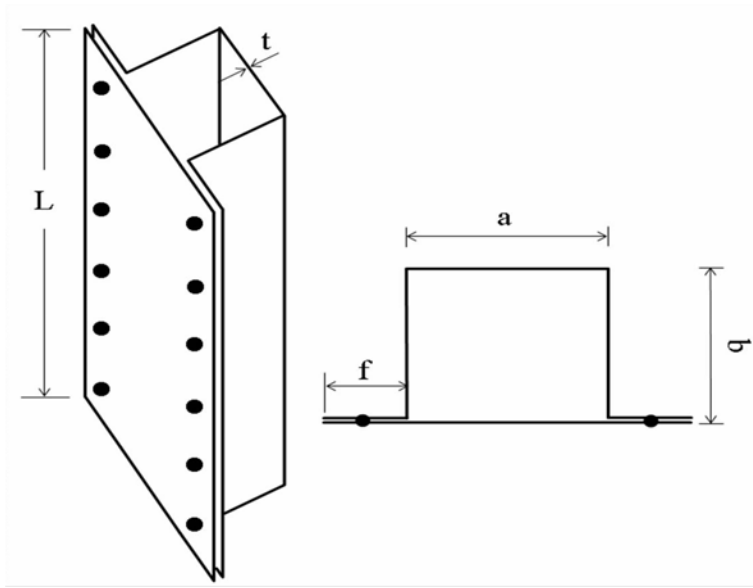
Single hat 단면 및 Double hat 단면 구조재 시험편 모두 두께 1mm, 플랜지 길이 12mm, 점용접 지름 6mm, 점용접 간격은 이론적인 점합 길이인 22mm로 하였으며<sup>36)</sup>, 점용접 시작점은 점용접을 용이하게 하기 위하여 시험편의 가장자리로부터 5mm 떨어진 위치로 하였으며 점용접점이 좌우대칭이 되도록 하였다.

시험편의 길이는 좌굴을 일으키지 않고 압괴가 여러번 발생하는데 충분한 길이로 하였고 시험편의 단면적은 모두 같은 단면적이 되도록 제작하였고, 시험편의 길이는 120mm로 하였다.<sup>36)</sup>

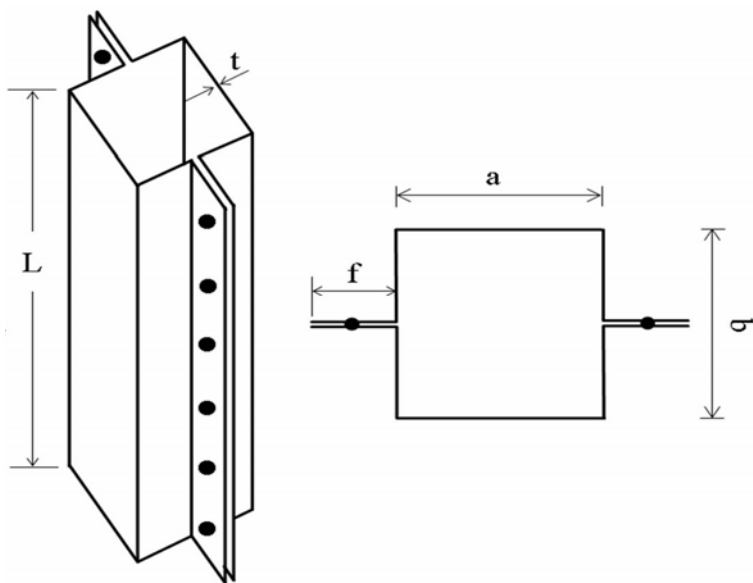
Table 2는 두께 1mm인 SCP1 냉간압연강판의 인장실험 후의 결과를 보여준다.<sup>36)</sup>

Table 2 Mechanical properties of SCP1 in uniaxial direction

Yield strength [MPa]	Tensile strength [MPa]	Young's modulus [GPa]	Poisson's ratio	Elongation
173.6	303.4	203	0.31	45.3



(a) Single hat shaped member(STS)



(b) Double hat shaped member(STD)

Fig. 22 Configurations of steel specimens<sup>15,36)</sup>

시험편의 크기는 Fig. 22에서와 같이 실제 사이드부재 크기의 약 1/4 ~ 1/5로 축소시켜 제작하였다.

Table 3 에 압축시험에 이용한 강재, CFRP/EPOXY 복합재 Single hat 단면 및 Double hat 단면 구조재 시험편을 정의 하였으며, Table 4 에는 강재 시험편의 길이, 두께, 단면적, 무게 등을 나타냈다.

Table 3 Definition of specimens

Specimen name	Materials	Specimen shape	Thickness	Fiber stacking
CFS	CF/Epoxy	single hat	1mm	[+15/-15] <sub>4</sub>
CFD	CF/Epoxy	double hat	1mm	[+15/-15] <sub>4</sub>
STS	Steel(CR)	single hat	1mm	
STD	Steel(CR)	double hat	1mm	
CFSI	CF/Epoxy	single hat	1mm	[+15/-15] <sub>4</sub>
CFDI	CF/Epoxy	double hat	1mm	[+15/-15] <sub>4</sub>
STSI1	Steel(CR)	single hat	1mm	
STSI2	Steel(CR)	single hat	1mm	
STD11	Steel(CR)	double hat	1mm	
STD12	Steel(CR)	double hat	1mm	

Table 4 Dimensions of steel specimens

Specimen	$L$ [mm]	$a$ [mm]	$b$ [mm]	$f$ [mm]	$t$ [mm]	$A$ [mm <sup>2</sup> ]	$m$ [g]
CFS	120	30	30	12	1	168	30.0
CFD	120	30	30	12	1	168	29.5
STS	120	30	30	12	1	168	153.67
STD	120	30	30	12	1	168	149.81
CFSI	120	30	30	12	1	168	30.0
CFDI	120	30	30	12	1	168	29.5
STSI1	120	30	30	12	1	168	153.67
STSI2	120	30	30	12	1	168	153.67
STDI1	120	30	30	12	1	168	149.81
STDI2	120	30	30	12	1	168	149.81

## 제 4 장 압괴실험

### 제 1 절 정적압괴 실험<sup>35)</sup>

본 실험에서는 Photo. 2와 같은 SHIMADZU사의 만능재료시험기(AG-1S, 100kN)를 사용하여 로드셀과 액추에이터 사이에 두 개의 압축지그를 평행하게 설치하고, 변형속도의 영향을 최소화하면서 10mm/min로 변위제어를 통하여 균일한 압축하중이 가해지도록 정적압괴실험을 실시하였다. 정적압괴 실험시 편심하중을 방지하기 위하여 시험편을 압축지그의 정중앙에 위치하도록 하였으며, 여러 번의 예비실험을 거쳐 실험결과의 신뢰도를 높였다. 이때 강제 시험편의 변형은 시험편 전체의 축 방향 길이(120mm)의 58.3%(70mm)까지 변형되도록 변위를 제어하면서 연속적으로 압괴실험을 행하였고, CFRP 시험편의 변형은 60mm까지 변형되도록 압괴실험을 행하였다. 압괴실험은 각 시험편당 4~5회 수행하여, 오차 범위 5% 내 데이터의 평균값을 취하였다.



Photo. 2 Equipment for static tests (UTM).



정적 압케실험 후 얻어진 하중-변위선도와 충격 압케실험 후 측정된 하중-시간 및 변위-시간 데이터에서 시간 성분을 소거하여 얻어진 하중-변위선도의 면적을 시험편이 흡수한 에너지로 보고 하중-변위선도를 식(15)와 같이 적분하여 시험편에 흡수된 에너지량을 구하였다.

$$E_a = \int_{l_0}^l P(l)dl \quad (15)$$

여기서,  $E_a$ 는 시험편에 흡수된 에너지이며,  $P(l)$  은 압케하중을 나타낸다. 그리고 단위질량당 흡수에너지는 흡수에너지를 압케된 부분의 질량으로 나눈 값으로 식(16)과 같이 구할 수 있다.

$$E_m = \frac{E_a}{\rho A \Delta l} \quad (16)$$

여기서,  $E_m$ 은 단위질량당 흡수에너지,  $A$ 는 시험편의 단면적 그리고  $\rho$ 는 시험편의 밀도를 나타낸다.

충격압케 실험은 시험편이 흡수할 수 있는 에너지의 범위 내에서 자유낙하를 하였다. 또한 각 시험편에 대하여 4~5회의 충격 압케실험을 행하였고, 압케과정에서 시간에 대한 하중 및 변위를 측정하였다. 측정된 하중 및 변위에서 시간을 소거하여 충격압케가 진행되고 있는 동안의 하중-변위선도를 구하였으며 흡수에너지  $E_a$ , 전체흡수에너지  $E_T$ , 및 시험편의 변형된 길이  $\delta$ 를 구하여 각 부재의 에너지 흡수특성에 대하여 고찰하였다. 그러나 동일한 충격에너지를 가했을 때 모든 시험편의 압케길이가 동일하지 않기 때문에 흡수에너지를 정량적으로 고찰하기 위하여 모든 시험편이 시험편의 전체길이인 120mm가 압케되었다고 가정하여 식 (17)과 같이 Magee와 Thornton이 언급한 압케 효율의 역수를 사용하여 식(4)를 이용하여 총흡수에너지를 구하였다.

$$\frac{1}{\rho_0} = \frac{L}{\delta_f} \quad (17)$$

여기서,  $\rho_0$  는 압계효율,  $L$ 은 시험편의 길이,  $\delta_f$  는 충격압계 실험 후 변형된 시험편의 길이이다.

$$E_T = E_a \times \frac{1}{\rho_0} \quad (18)$$

여기서,  $E_T$  는 전체흡수에너지,  $E_a$ 는 흡수에너지 이다.

또한, 단위질량당 총흡수에너지를 비교하기 위하여 식(19)을 이용하여 총흡수에너지를 구하였다.

$$E_m = E_T/kg \quad (19)$$

여기서  $E_m$ 은 단위질량당 총흡수에너지,  $kg$ 은 각 시험편의 질량이다.

로드셀 위의 시험편이 흡수하는 이론적인 충격에너지  $E_I$ 는 식(20)와 같이 크로스헤드의 위치에너지와 같으므로 시험편에 따라 시험편의 압계형상을 관찰하기 가장 적절한 충격에너지를 가하였다. 충격에너지의 크기는 본 연구에서 제작한 CFRP 부재의 특성을 고려하여 수차례의 예비실험을 통하여 최적의 에너지의 크기를 결정 하였다.

$$E_I = mgh \quad (20)$$

여기에서  $E_I$ 는 충격에너지,  $m$ 은 크로스헤드의 질량,  $g$ 는 중력 가속도,  $h$ 는 시험편에 가해진 크로스헤드의 높이이다.

강제 시험편의 충격에너지는 약 1030[J] 과 1260[J] 로 충격을 가했으며, CFRP single hat시험편의 경우는 약 420[J]로 CFRP double hat시험편의 경우는 약 610[J]로 충격을 가했다.

## 제 2 절 충격압계 실험

본 연구에서 이용한 공기압 충격시험장치는 조선대학교 충격공학실험실에 소재한 크로스 헤드를 수직방향으로 낙하 시키면서 속도를 가속시켜 부재에 충격을 가하는 방식으로 김정호등<sup>16)</sup>이 설계 제작한 공기압 가속 충격시험장치를 이용 하였다. 공기압 가속 충격시험장치의 개략도는 Fig. 23 과 같으며 충격시험기는 가속장치, 크로스헤드, 로드셀, 베이스 플레이트, 방진고무, 에어 실린더, 가이드바, 프레임등 으로 구성 되어 있다.

공기압 가속 충격시험장치의 설계시 고려사항 등을 정리하면 다음과 같다<sup>16)</sup>. 가속장치에 의해 수직하향으로 가속된 크로스 헤드가 4개의 가이드바로 안내되어 로드셀 위의 시험편에 충돌하여 구조부재를 압계하는 방식으로 설계 제작 되었다. 가이드바를 4개로하고 크로스 헤드를 2층 구조로하여 크로스헤드가 시험편에 편심되어 충격이 가해지는 것을 방지하고 실험결과의 재현성을 높게 하기위한 것이다. 가속장치는 비교적 안전하고 취급이 용이한 공기압식 가속장치를 고안하여 제작한 것이다. 공기압축기에 의해 압축된 공기는 챔버내에 충전되어 피스톤이 잡아 당겨짐으로서 실린더 내로 압축공기가 유입되어 실린더 내의 탄환을 가속화 시키도록 되어 있다. 탄환은 가볍고 실린더 내부와의 마찰을 가능한 작게 하기 위하여 직경 75mm, 길이 700mm의 폴리 에틸렌수지로 만든 원주봉으로 제작하여 볼트로 크로스헤드에 고정된 구조로 되어있다. 여기서 크로스 헤드란 충돌에 의해 시험편이 압계되는 부분을 말 하며, 크로스헤드는 320mm x 320mm 위 아래판 두께 5mm 인 2매의 연강판을 5개의 봉으로 접속한 2층 구조이며, 가이드바를 통과하기 때문에 직경 5mm 의 원공이 상하 4 군데 씩 뚫려 있고 질량은 23.5kg 이다. 5개의 지지봉중 4개는 크로스헤드의 단부에서 상판과 하판을 고정하였다. 나머지 1개는 크로스헤드 중앙부에서 탄환과 크로스헤드를 고정하고 또한, 크로스헤드 중앙부의 강성을 확보하기 위한 형상으로 하였다.

베이스 플레이트는 구조물의 기초로 로드셀이 충돌시의 하중을 정확히 측정하기 위해서 강성이 큰 기초위에 설치되어야 한다. 따라서 베이스 플레이트에는

700mm × 700mm × 30mm의 연강판을 사용하고, 가이드바를 충격시험기 하부에 고정하기 위해 직경 30mm의 구멍을 4개 뚫었다. 또한, 충돌시의 진동을 경감하기 위하여 베이스 플레이트와 바닥 사이에 300mm × 300mm × 30mm의 방진 고무 4개를 설치하였다. 가이드바는 직경 30mm, 길이 3000mm의 연마된 환봉을 4개 사용하였다. 에어건 피스톤의 트리거는 에어실린더에 의해 운동하는 것으로 에어밸브로 제어한다. 트리거를 잡아당겨 충분한 추력과 속도를 얻을 수 있도록 실린더 직경을 63mm로 하고 또한 실린더의 이동거리를 고려하여 행정은 50mm로 하였다.

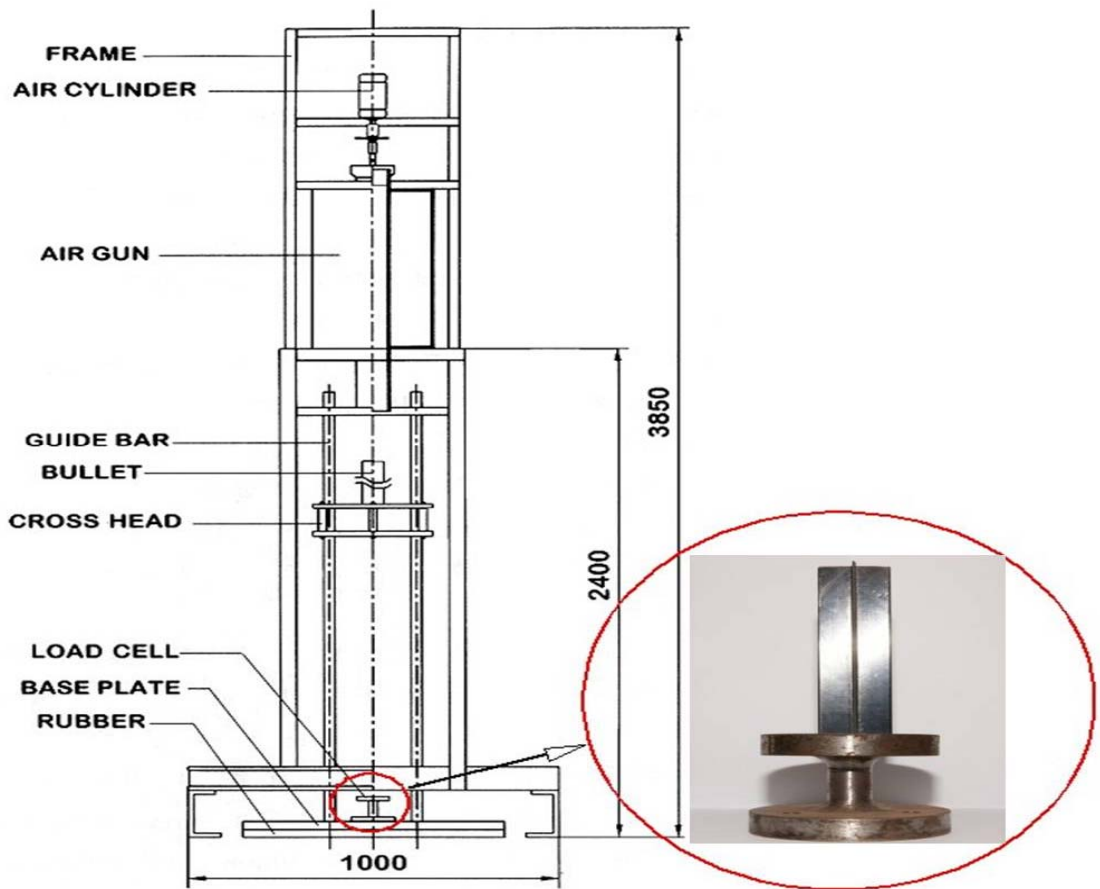


Fig. 23 Impact testing setup for crushing<sup>20)</sup>

Photo. 3 에 본 연구에서 이용한 충격압계실험장치의 사진을 나타냈다. 충격실험 장치의 크로스헤드는 충격압계실험시 시험편에 충격하중이 편심으로 작용 하는 것을 방지하기 위하여 4개의 가이드바와 2층 구조로 제작하였다.

직접적인 충격하중에 대한 데이터를 계측하는 로드셀은 연강환봉을 절삭가공하여 2개의 원판이 연결된 원주형태로, 로드셀 상단에는 시험편을 위치시키고 하단을 볼트로 고정시켰다. 충격데이터를 얻는 방법으로는 로드셀 중앙에 스트레인게이지 (KYOWA, KFG-5-120-C1-11L1M2R)을 원주의 중심축을 중심으로 축방향 2매, 원주방향 2매를 대칭으로 부착은 Full bridge 방식을 사용하였다<sup>20)</sup>.

시험편에 충격하중이 가해질 때의 저항값의 변화를 로드셀에 부착된 스트레인게이지를 통해 브리지박스과 dynamic strain amplifier에서 증폭된 전압값을 파형 기억장치 digital storage oscilloscope를 거친 후 하중값을 얻었으며, 충격하중에 대한 시험편 변위의 측정은 크로스헤드에 부착된 표적의 백색부와 흑색부의 경계선의 변화를 전압변화로 측정하는 광학식 변위계(Zimmer OHG사, 100F)를 이용하여 비접촉식 변위계측을 하였다<sup>20)</sup>.

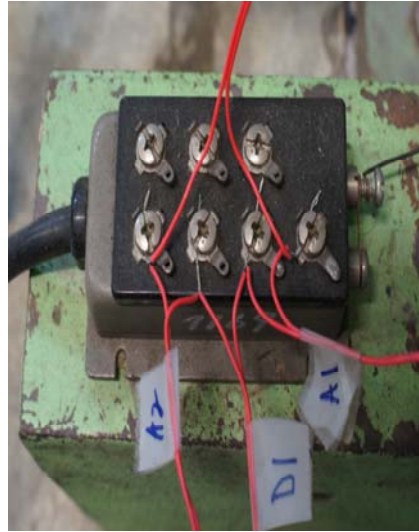
충격속도는 크로스헤드가 시험편에 충돌하기 직전의 속도로서 레이저를 이용하여 측정하였다. Photo. 4에 충격실험에 사용된 시스템 구성장치를 나타냈고 Fig. 24에 충격압계실험시 측정시스템의 구성도를 나타내었다.



Photo. 3 Impact testing setup for curshing<sup>20)</sup>



(a) Load cell



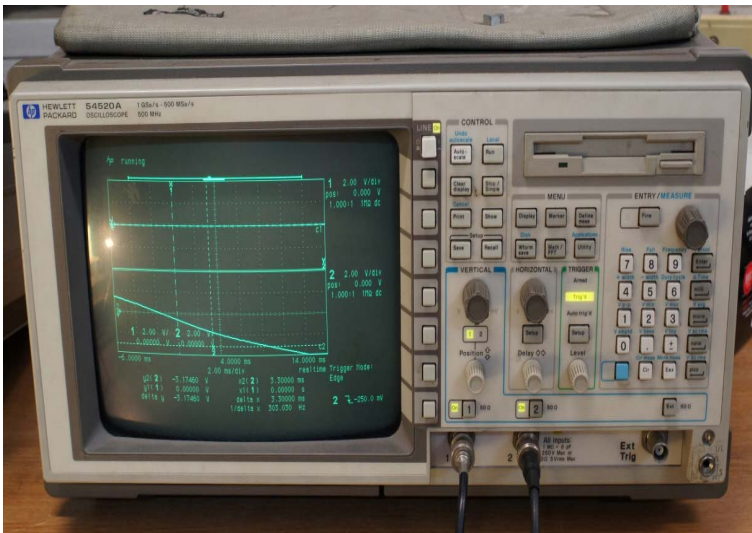
(b) Bridge circuits



(c) Optical displacement device



(d) Dynamic strain amplifier



(e) Oscilloscope

Photo. 4 Devices of impact testing<sup>20)</sup>



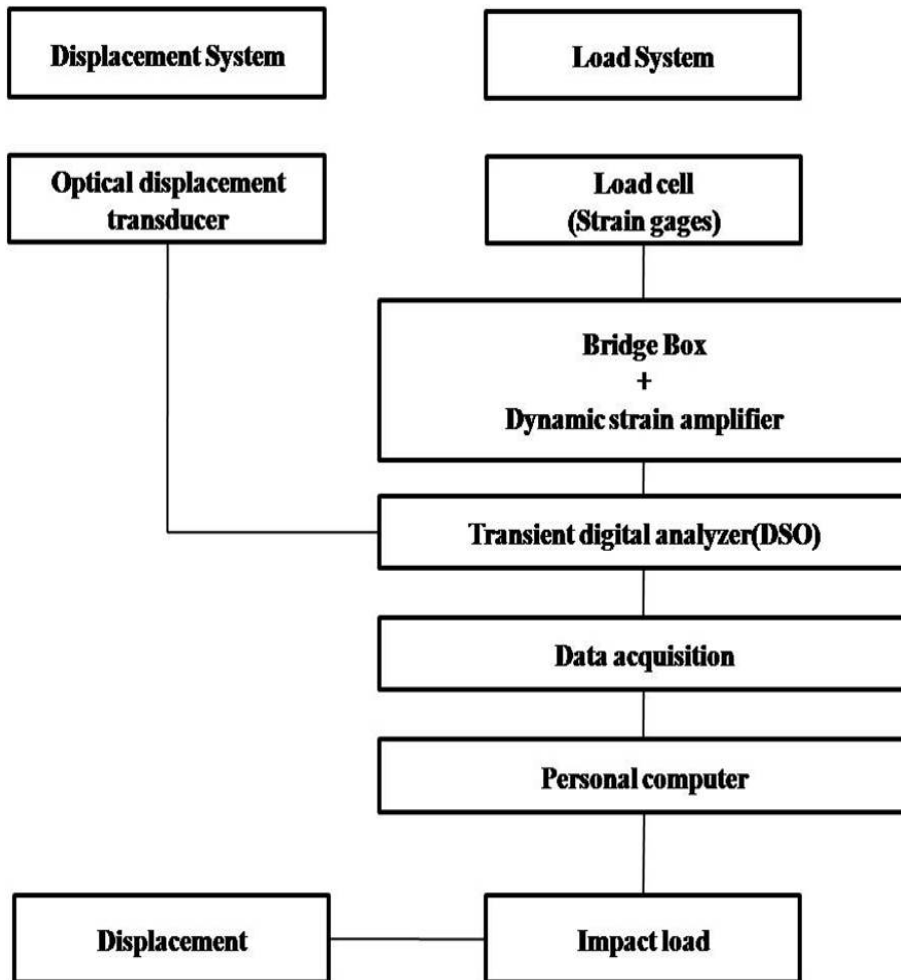


Fig. 24 Diagram of measurement system<sup>20)</sup>

### 제 3 절 정적압괴 실험결과

#### 3-1 CFRP/EPOXY 부재의 정적압괴 실험결과

본 절에서는 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재가 차량 전면부 사이드 부재의 기본형상인 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재로 상용될 것으로 상정하여 정적 압괴 실험을 통하여 에너지흡수 능력과 압괴모드를 고찰하여 안전성능을 평가하였다.

먼저 15° 로 적층된 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재에 대하여 압괴특성을 살펴보고자 정적압괴실험에서 얻은 하중-변위관계와 압괴현상을 나타내었다.

Fig. 25에 15° 로 적층된 적층수 8ply를 갖는 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재에 대하여 압괴실험 결과 얻어진 각각의 하중-변위선도를 나타내었으며, Photo. 5에 압괴시 변형량( $\delta$ )이 각각 0mm, 20mm 및 60mm일 때의 압괴과정을 나타내었다. Photo. 6에 압괴실험후의 압괴형상을 나타냈다.

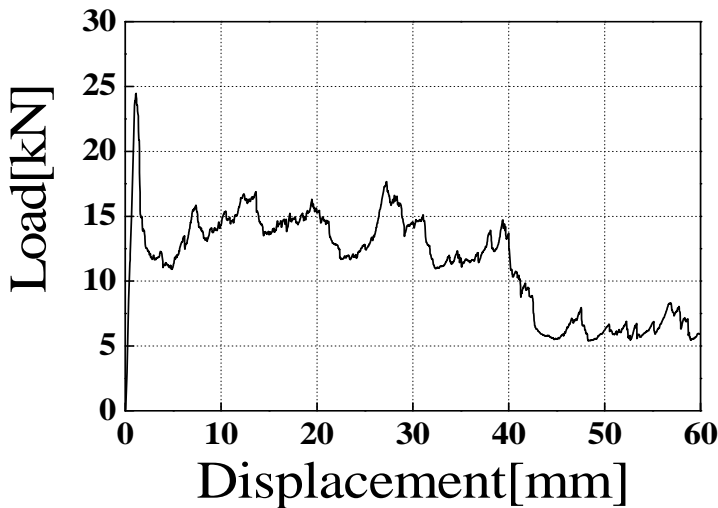


Fig. 25 Load-displacement curve of CFS specimen<sup>35)</sup>



(a)  $\delta = 0\text{mm}$

(b)  $\delta = 20\text{mm}$

(c)  $\delta = 60\text{mm}$

Photo. 5 Views of the progressive collapse of CFS specimen<sup>35)</sup>



Photo. 6 Shape of collapsed CFRP single hat shaped member<sup>35)</sup>

Fig. 26에 15° 로 적층된 적층수 8ply를 갖는 CFRP/EPOXY Double hat 단면 구조부재에 대하여 압괴실험 결과 얻어진 각각의 하중-변위선도를 나타내었으며, Photo. 9에 압괴시 변형량( $\delta$ )이 각각 0mm, 20mm 및 60mm일 때의 압괴과정을 나타내었다. Photo. 6에 압괴실험후의 압괴형상을 나타냈다.

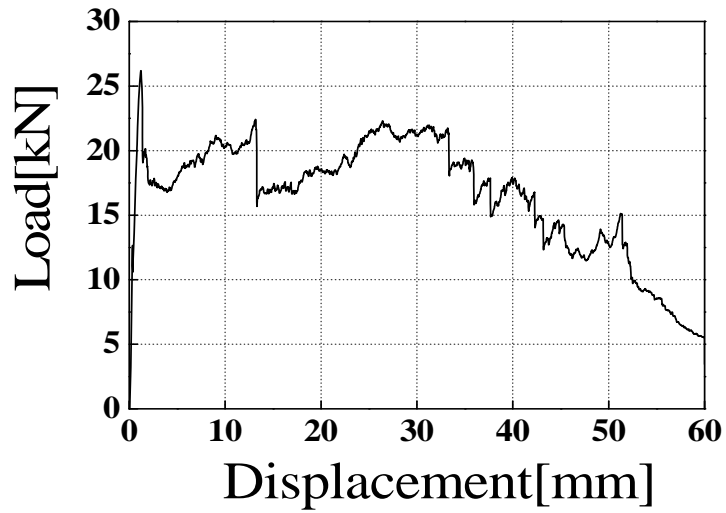
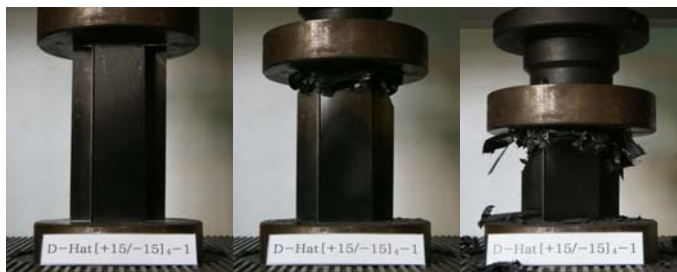


Fig. 26 Load-displacement curve of of CFD specimen<sup>35)</sup>



(a)  $\delta = 0\text{mm}$

(b)  $\delta = 20\text{mm}$

(c)  $\delta = 600\text{mm}$

Photo. 7 Views of the progressive collapse of CFD specimen<sup>35)</sup>

CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 정적압  
축 실험결과를 강제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 압  
축특성과 비교하기 위하여 황<sup>35)</sup>의 실험결과를 이용하였다.



Photo. 8 Shape of collapsed CFRP double hat shaped member<sup>35)</sup>

### 3-2 Steel 부재의 정적압괴 실험결과

강제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 단면형상 변화에 따른 압괴특성을 살펴보고자 정적압괴실험결과 얻어진 하중-변위관계와 압괴 후의 형상을 나타냈다.

또한, 강제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 변형이 진행되고 있는 동안의 압괴현상을 관찰하기 위하여 변위가 각각 0mm, 30mm, 50mm, 70mm에서의 변형상태를 나타냈다.

Fig. 27는 STS 시험편에 대한 정적 압괴실험 결과 얻어진 하중-변위 선도를 나타냈으며, Photo. 9는 압괴과정을, Photo. 10은 압괴 후의 형상을 나타냈다.

Fig. 28은 STD 시험편에 대한 정적 압괴실험 결과 얻어진 하중-변위 선도를 나타냈으며, Photo. 11은 압괴과정을, Photo. 12는 압괴 후의 시험편의 형상을 나타냈다.

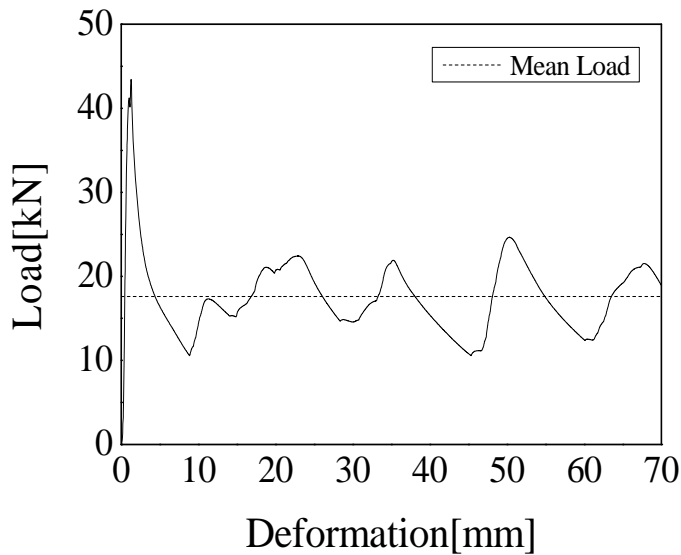


Fig. 27 Load-displacement curve of of STS specimen<sup>36)</sup>

강재 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 정적압溃 실험 결과를 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 압溃특성과 비교하기 위하여 박<sup>36)</sup>의 실험결과를 이용하였다.

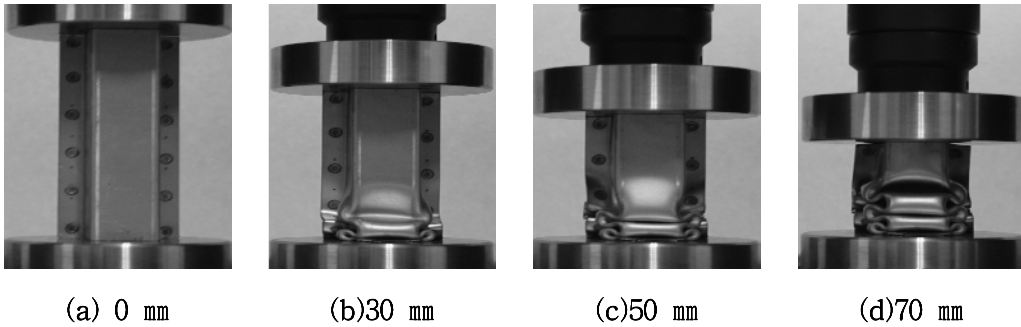


Photo. 9 Views of the progressive collapse of STS specimen<sup>36)</sup>



Photo. 10 Crush pattern after axial static test on STS specimen

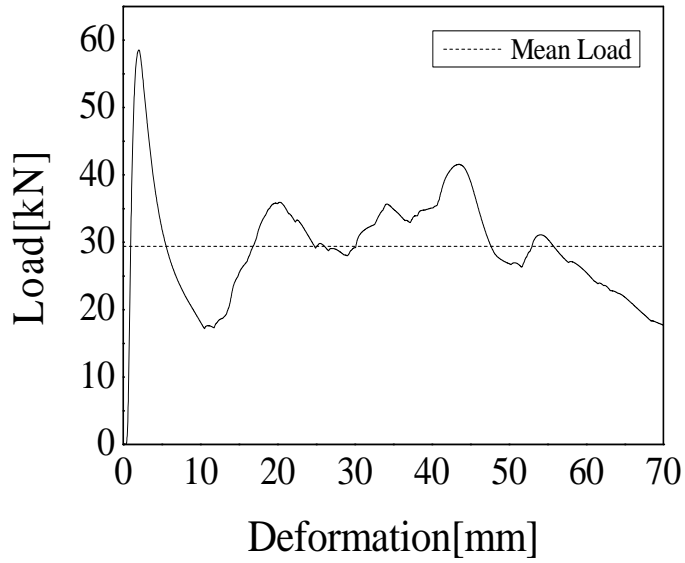


Fig. 28 Load-displacement curve of of STD specimen<sup>36)</sup>

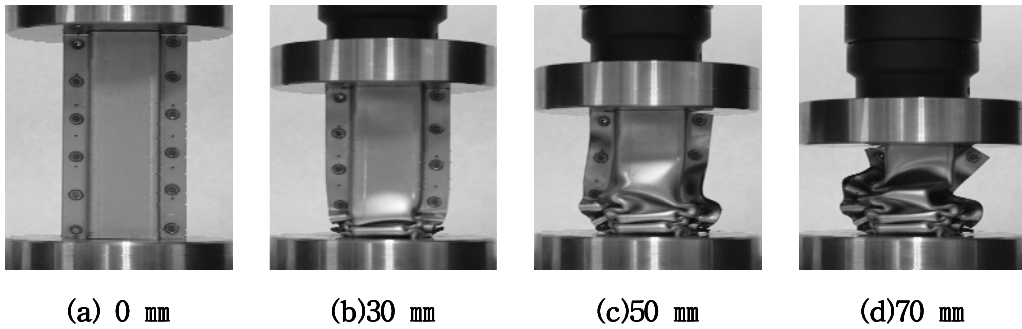


Photo. 11 Views of the progressive collapse of STD specimen<sup>36)</sup>





Photo. 12 Crush pattern after axial static test on STD specimen

## 제 4 절 충격압케 실험결과

### 4-1 CFRP/EPOXY 부재의 충격압케 실험결과

본 절에서는 정적압케실험에와 같이 똑같은 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재 시험편에 대하여 Fig. 23과 같은 수직식 공기압 충격시험장치로 충격실험을 행하여 하중 $f(t)$ -변위 $w(t)$ 선도를 구한 후 하중과 변위선도에서 시간축을 소거하여 충격에 의해 압케가 진행되고 있는 과정의 압케선도를 구하였다.

충격하중을 받아 생긴 압케선도의 면적인 흡수에너지를  $E_a$  [J], 시험편에 흡수되는 흡수에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 전흡수에너지를  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대압케하중을  $P_m$  [kN]를 구하여 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재 의 충격압케특성을 고찰하고자 하였다.

충격압케실험에서는 정적압케실험에서와 달리 같은 충격하중을 받더라도 시험편 모두의 충격압케길이가 서로 다르기 때문에 흡수에너지의 크기를 정량적으로 해석하기위하여 충격압케실험한 모든 시험편이 시험편길이 120m 전체가 압케 되었다고 가정하고 그 값을 다음식과 같이 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J] 로 하였다.

$$E_{Ta} \text{ [J]} = E_a \text{ [J]} \times (L/S) \quad (21)$$

여기서 L은 변형전 시험편 길이인 120mm, S는 충격하중을 받아 변형된 시험편의 길이이다.

충격속도의 측정은 크로스헤드가 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재에 충돌하기 바로 직전의 속도를 비접촉계를 이용하여 측정하였고 충격시험장치의 공기압과 충격속도와의 관계를 체크한 후 수차례 실험을 반복하여 평균값을 구하여 얻고져 하는 충격에너지 범위로 공기압을 조절하여

충격실험을 행했다. Table 5 에 본 연구에서 실험에 이용한 충격시험편에 대해 간단히 정리해서 나타냈다.

또한 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 충격압괴실험후에 얻은 흡수에너지를  $E_a$  [J], 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 단위 질량당의 전흡수에너지  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대압괴하중을  $P_m$  [kN]를 Table 6 에 나타냈다.

Table 5. Definition of impact specimens

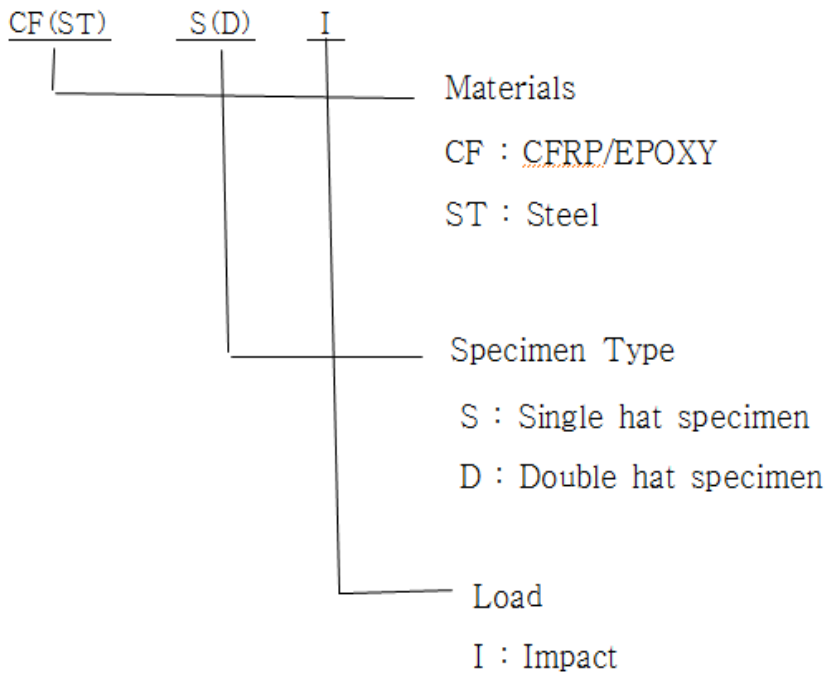


Table 6. Impact collapse test results (Mean value)

Classification \ Specimen	CFSI	CFDI
Maximum collapse load $P_{max}$ [kN]	26.9	30.6
Absorbed energy $E_a$ [J]	412.0	598.5
Absorbed energy per unit mass $E_{am}$ [kJ/kg]	13.7	20.3
Total Absorbed energy $E_{Ta}$ [J]	1221.0	2485.0
Total Absorbed energy per unit mass $E_{Tam}$ [kJ/kg]	40.7	84.2
Deformation [mm]	40.0	32.0

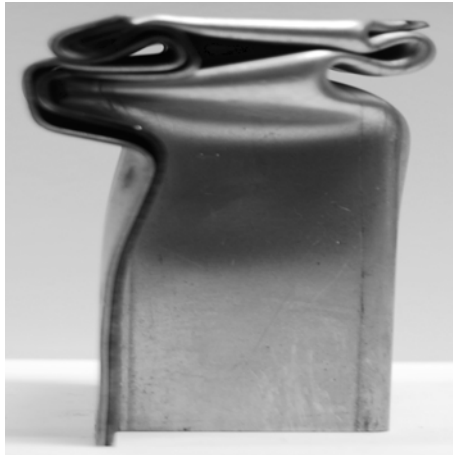
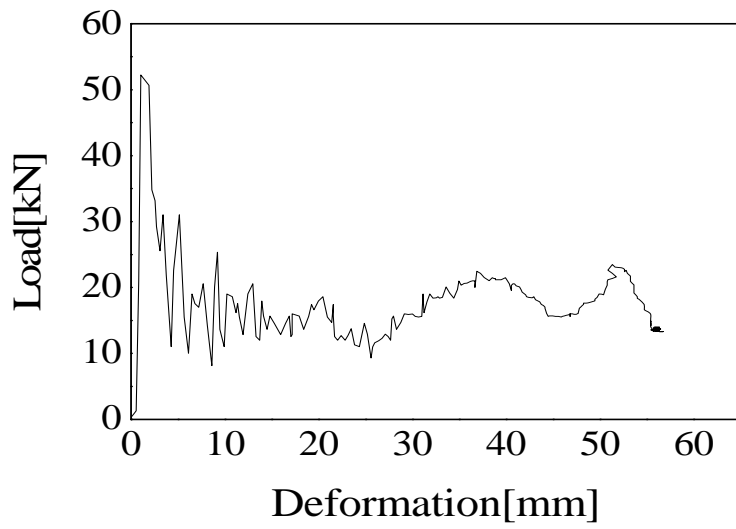
## 4-2 Steel 부재의 충격압계 실험결과

본 절에서는 정적압계실험에와 같이 똑같은 Steel제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재 시험편에 대하여 Fig. 23과 같은 수직식 공기압 충격시험장치로 충격실험을 행하여 하중 $f(t)$ -변위 $w(t)$ 선도를 구한 후 하중과 변위선도에서 시간축을 소거하여 충격에 의해 압계가 진행되고 있는 과정의 압계선도를 구하였다.

충격하중을 받아 생긴 압계선도의 면적인 흡수에너지를  $E_a$  [J], 시험편에 흡수되는 흡수에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 전흡수에너지를  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대압계하중을  $P_m$  [kN]를 구하여 Steel제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 충격압계특성을 고찰하고자 하였다. Fig. 29, Fig. 30에 강재 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 충격압계 후의 일반적인 하중변위선도와 압계형상을 나타낸다.

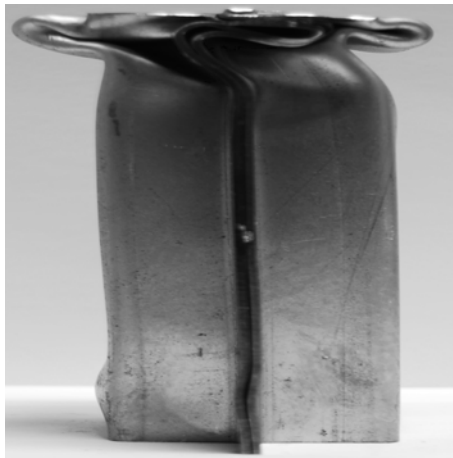
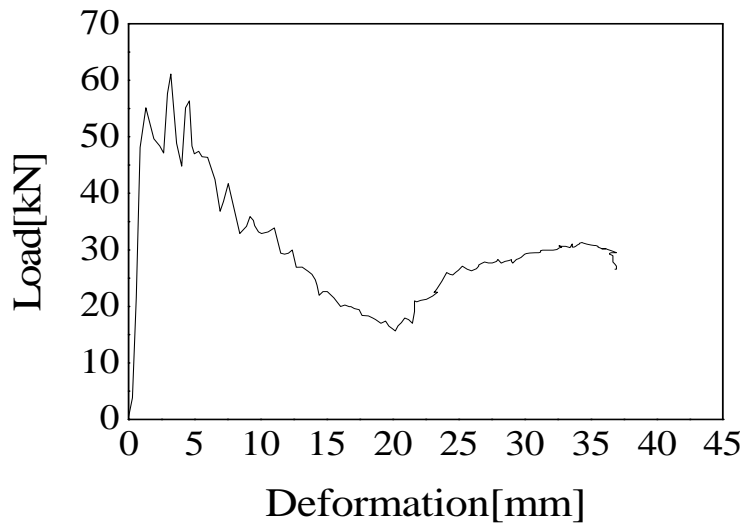
Fig. 29, Fig. 30의 하중변위선도와 압계형상은 7.19m/sec 로 충격을 가한 후 얻은 박<sup>36)</sup>의 실험결과를 나타냈다.

Table 7 에 강재 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 충격압계실험후에 얻은 흡수에너지를  $E_a$  [J], 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 단위 질량당의 전흡수에너지  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대압계하중을  $P_m$  [kN]를 나타냈다.



(a) side

Fig. 29 Load-displacement curve and collapse shape<sup>36)</sup> of Single hat specimen



(a) side

Fig. 30 Load-displacement curve and collapse shape<sup>36)</sup> of Double hat specimen

Table 7 의 시험편 STSI1, STSI2, STDI1, STDI2 에서 I1 은 충격에너지가 약 1030[J], I2 는 충격에너지가 약 1260[J]로 충격을 가한 시험편이다.

Table 7. Impact collapse test results (Mean value)

Classification \ Specimen	STSI1	STSI2	STDI1	STDI2
Maximum collapse load $P_{max}$ [kN]	79.5	82.0	81.0	75.1
Absorbed energy $E_a$ [J]	1013	1218.7	997.1	1155.5
Absorbed energy per unit mass $E_{am}$ [kJ/kg]	6.6	7.9	6.66	7.71
Total Absorbed energy $E_{Ta}$ [J]	2337.2	2032.0	2992.1	2891.3
Total Absorbed energy per unit mass $E_{Tam}$ [kJ/kg]	15.21	13.23	19.97	19.3
Deformation $\delta_s$ [mm]	51.1	72.3	39.9	48.2



## 제 5 장 실험결과 및 고찰

본 장에서는 차체구조부재의 단면의 형상 및 재질의 차가 구조부재의 압축특성에 미치는 영향을 고찰하기 위하여 자동차용 사이드 구조부재로 CFRP/EPOXY 제 및 Steel 제 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재가 사용될 것을 상정하여 CFRP/EPOXY 부재 및 강구조부재의 정적압축특성 및 충격압축특성을 고찰하였다.

### 제 1 절 정적압축특성

CFRP/EPOXY 프리프레그시트 8매를 섬유방향을 기준으로  $[+15/-15]_4$ 로 적층된 Single hat 단면 구조부재인 CFS 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFD 시험편, 일반강의 두께가 1mm인 Single hat 단면 구조부재인 STS 시험편 및 Double hat 단면 구조부재인 STD 시험편을 정적압축실험 결과를 Table 8에 나타냈다.

충격압축실험 결과의 평균값으로 흡수에너지를  $E_a$  [J], 시험편에 흡수되는 흡수 에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수 에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 전흡수에너지를  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대 압축하중을  $P_m$  [kN]를 구하여 나타냈다.

Fig. 31은 CFRP/EPOXY 시험편인 CFS, CFD 시험편 및 강재 시험편인 CTS, STD시험편의 흡수에너지의 비교결과를 나타냈으며, Fig. 32는 CFRP/EPOXY 시험편인 CFS, CFD 시험편 및 강재 시험편인 CTS, STD시험편의 평균압축하중의 비교결과를 나타냈고, Fig. 33은 CFRP/EPOXY 시험편인 CFS, CFD 시험편 및 강재 시험편인 CTS, STD시험편의 최대압축하중의 비교결과를 나타냈다.

또한, Fig. 34는 CFRP/EPOXY 시험편인 CFS, CFD 시험편 및 강재 시험편인 CTS, STD시험편의 단위질량당의 흡수에너지의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 31 로 부터 흡수에너지는 CFRP 부재의 경우 Double hat 모자형 부재의 흡수에너지는 968J 로서 Single hat 모자형 부재의 흡수에너지 680J 보다 약 42% 높게 나타났으며, 강부재의 경우 Double hat 모자형 부재의 흡수에너지는 1,765J 로서 Single hat 모자형 부재의 흡수에너지 1,056J 보다 약 67% 높게 나타났다.

Table 8. Static Collapse test results (Mean value)

Classification \ Specimen	CFS	CFD	STS	STD
Absorbed energy $E_a$ [J]	680.0	968.0	1056.0	1764.6
Mean collapse load $P_m$ [kN]	11.30	16.10	17.60	29.40
Maximum collapse load $P_{max}$ [kN]	23.70	24.90	43.46	58.60
Absorbed energy per unit mass $E_{am}$ [kJ/kg]	22.67	1) 32.81	6.87	11.78
Specimen mass [g]	30.0	29.5	153.67	149.81

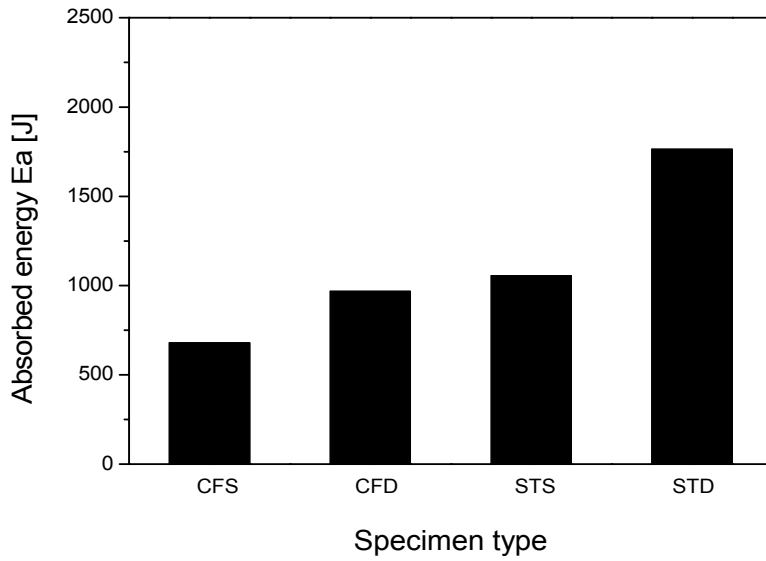


Fig. 31 Relationship between specimen type and absorbed energy

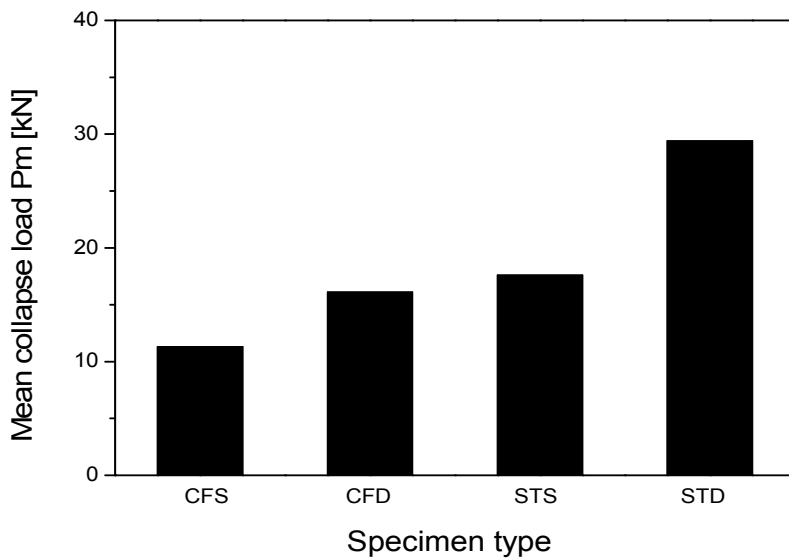


Fig. 32 Relationship between specimen type and mean collapse load

Fig. 31 로 부터 흡수에너지는 CFRP/EPOXY 부재나 강부재 모두 Double hat 모자형 부재가 Single hat 모자형 부재 보다 크게 나타났으며, CFRP/EPOXY 부재보다 강부재가 크게 나타남을 알 수 있었다.

Fig. 32는 구조부재의 재질 및 형상의 차가 평균압궤하중에 미치는 영향을 고찰한 것으로서 Fig. 31 의 흡수에너지와 유사하게 나타났다. 이는 흡수에너지의 크기는 압궤시  $p-w$  선도의 면적으로 계산하기 때문이다.

Fig. 33은 구조부재의 재질 및 형상의 차가 최대 압궤하중에 미치는 영향을 고찰한 것으로, 최대 압궤하중의 크기는 구조부재가 차체구조부재로 상용될 경우 외부의 충돌로부터 승객의 안전을 보호 하는데 큰 의미를 갖게 된다. 외부의 충돌에 의해 승객의 안전을 적절히 보호한다는 개념은 외부충돌시 차실의 적절한 공간의 확보 차원에서 흡수에너지를 고려해야 하고 충돌시 갑작스러운 외력작용에 의한 승객의 반발력 차원에서 최대 압궤하중의 크기를 고려해야 한다.

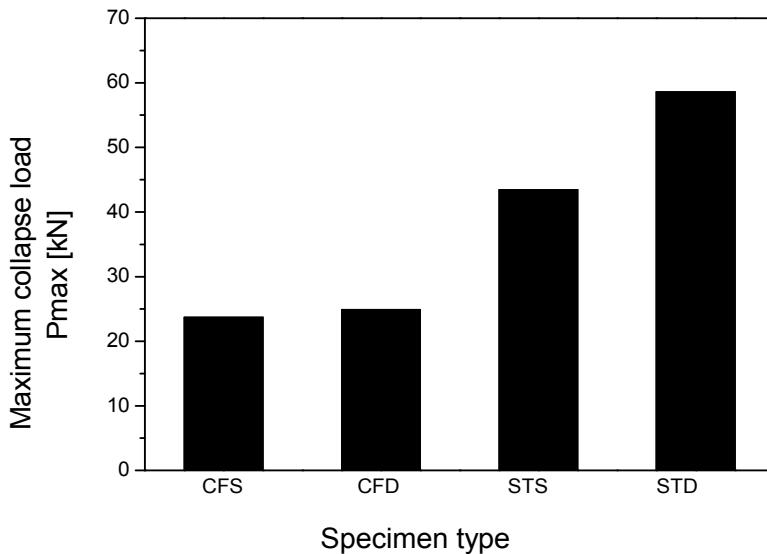


Fig. 33 Relationship between specimen type and maximum collapse load

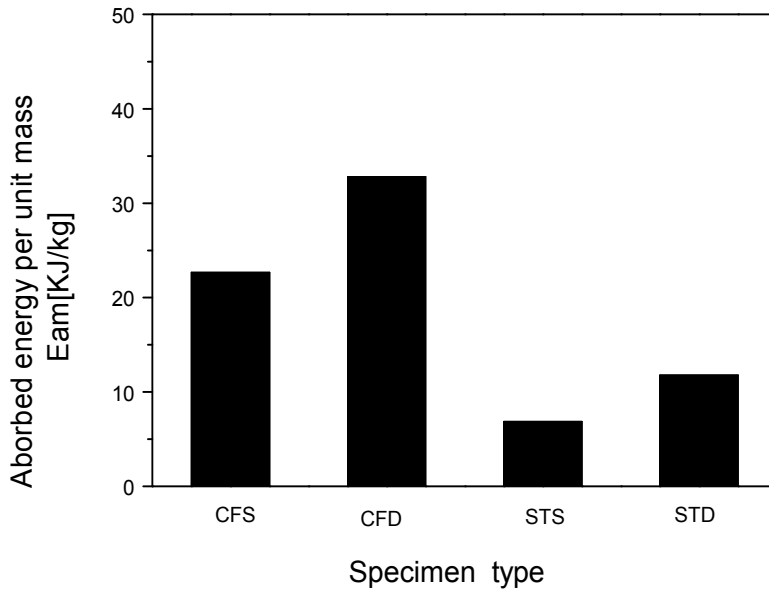


Fig. 34 Relationship between specimen type and absorbed energy per unit mass

Fig. 33 으로 부터 CFRP/EPOXY 부재는 Single hat 모자형 부재나 Double hat 모자형 부재 모두 최대 압케하중은 각각, 23,7 KN 및 24.9 KN 으로 거의 유사하게 나타났다.

이는 CFRP 부재의 압케실험후의 Single hat 모자형 부재 및 Double hat 모자형 부재의 압케후의 압케형상인 Photo. 6, Photo. 8 로부터 쉽게 알 수 있다.

Photo. 6, Photo. 8 로부터 CFRP /EPOXY부재는 압케시 일정 공간은 원형대로 유지되지만 압케되는 부분은 강에서와는 달리 순차적인 압케가 아니라 취성재가 갖는 특성인 탄소섬유의 파단, 파쇄에 의한 붕괴 때문이라 생각된다.

즉, CFRP/EPOXY 부재의 최대압케하중은 단면의 형상에 큰 변화가 없음을 알 수 있다.

그러나, 강재에서는 최대압케하중은 Double hat 모자형 부재에서는 58.6KN 으로

Single hat 모자형 부재의 43.5 KN 보다 약 34.7% 높게 나타났다.

최대 압케하중의 관점에서 강부재의 경우는 승객안전 보호의 차원에서 Single hat 모자형 부재가 Double hat 모자형 부재 보다 우수하다고 사료된다.

Fig. 34는 구조부재의 재질 및 형상의 차가 단위 질량당 흡수에너지에 미치는 영향을 고찰한 것으로서 CFRP/EPOXY 부재의 경우 Double hat 모자형부재의 단위질량당 흡수에너지는 32.81 [kJ/kg]로, Single hat 모자형 부재의 단위 질량당 흡수에너지 22.67 [kJ/kg] 보다 약 44.7% 높게 나타났으며, 강재 부재의 경우는 Single hat 모자형 부재의 단위 질량당 흡수에너지 6.87 [kJ/kg] 보다는 약 4.8배, Double hat 모자형 부재의 단위 질량당 흡수에너지 11.8 [kJ/kg] 보다 약 2.8배 높았다.

이상으로 부터 자동차 경량화 설계의 관점에서 연구결과를 고찰하면, 단위 질량당 흡수에너지는 Double hat 모자형 CFRP/EPOXY 부재가 가장 높았으며 다음으로 Single hat 모자형 CFRP/EPOXY 부재, Double hat 모자형 강재 부재, Single hat 모자형 강재 부재 순으로 낮게 나타났다.

결론적으로 자동차 경량화 설계의 관점에서 Double hat 모자형 CFRP/EPOXY 부재가 가장 우수함을 알 수 있었다.

## 제 2 절 충격압괴특성

본 절에서는 압절에서와 같은  $[+15/-15]_4$ 로 적층된 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편, 일반강의 두께가 1mm인 Single hat 단면 구조부재인 STSI1, STSI2 시험편 및 Double hat 단면 구조부재인 STDI1, STDI2 시험편을 충격압괴실험 결과를 이용하여 재질이 다르고 단면의 형상이 다른 차체구조부재의 최적의 충격압괴특성을 고찰하였다.

충격압괴실험 결과의 평균값으로 흡수에너지를  $E_a$  [J], 시험편에 흡수되는 흡수 에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 흡수에너지를  $E_{am}$  [kJ/kg], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를  $E_{Ta}$  [J], 시험편 전체에 흡수되는 전흡수에너지를 시험편의 중량으로 나눈 단위 질량당의 전흡수에너지를  $E_{Tam}$  [kJ/kg], 최대 압괴하중  $P_m$  [kN]을 구하여 나타냈다. Table 6에 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편의 충격 압괴실험 결과를, Table 7에 강재 Single hat 단면 구조부재인 STSI1, Double hat 단면 구조부재인 STSI2 시험편의 충격압괴실험 결과를 나타냈다.

본 연구에서 충격압괴실험에 이용한 충격시험장치의 성능상 강 구조부재의 경우는 1030J, 1260J 과 같은 큰 충격에너지하에서도 강 부조부재의 압괴과정을 알 수 있었으나 CFRP/EPOXY 구조부재의 경우는 1030J, 1260J 과 같은 큰 충격에너지하에서는 압괴과정을 파악할 수 없을 정도로 충격력이 크게 작용되어 CFRP/EPOXY 구조부재인 CFSI 시험편의 경우는 411J의 충격에너지로, CFDI 시험편의 경우는 611J 로 충격에너지를 가하여 충격압괴실험을 하였기 때문에 충격압괴 특성을 정량적으로 파악하기 어려워 단위 충격에너지당 충격특성으로 환산 하였다.

Fig. 35는 CFRP/EPOXY 구조재 시험편인 CFSI, CFDI 시험편의 충격압괴실험 결과인 Table 6의 실험결과로부터 단위충격에너지당 최대압괴하중  $P_{m/J}$  [N/J]의 크기를,

Fig. 36은 CFRP/EPOXY 구조재 시험편인 CFSI, CFDI 시험편의 충격압괴실험

결과인 Table 6의 실험결과로부터 단위 충격에너지당 흡수에너지  $E_{a/J}$  [N-m/J]의 크기를,

Fig. 37은 CFRP/EPOXY 구조재 시험편인 CFSI, CFDI 시험편의 충격압괴실험 결과인 Table 6의 실험결과로부터 단위 충격에너지당 전흡수에너지  $E_{Ta/J}$  [N-m/J]의 크기를 나타냈다.

Fig. 38은 CFRP/EPOXY 구조재 시험편인 CFSI, CFDI 시험편의 충격압괴실험 결과인 Table 6의 실험결과로부터 단위 충격에너지당 압괴량  $\delta_{S/J}$ 의 크기를 나타냈다.

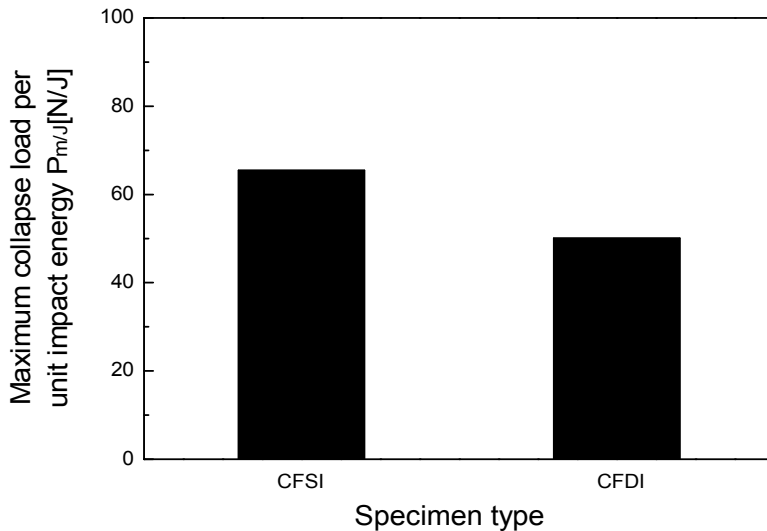


Fig. 35 Relationship between specimen type and maximum collapse load per unit impact energy



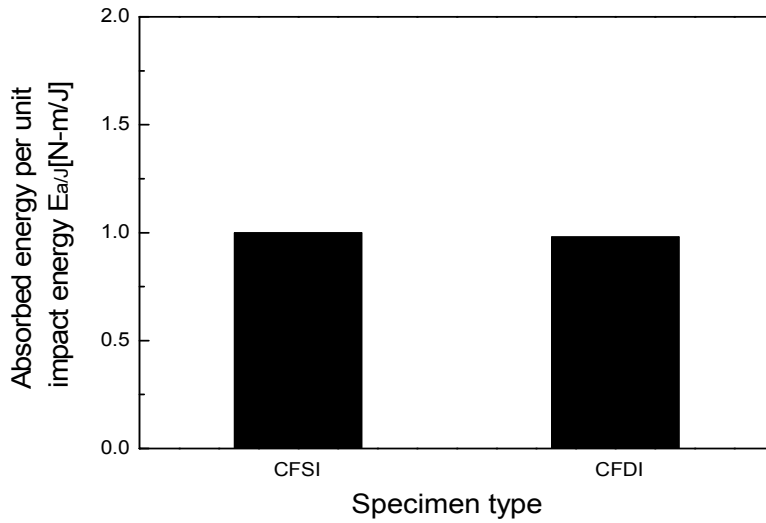


Fig. 36 Relationship between specimen type and absorbed energy per unit impact energy

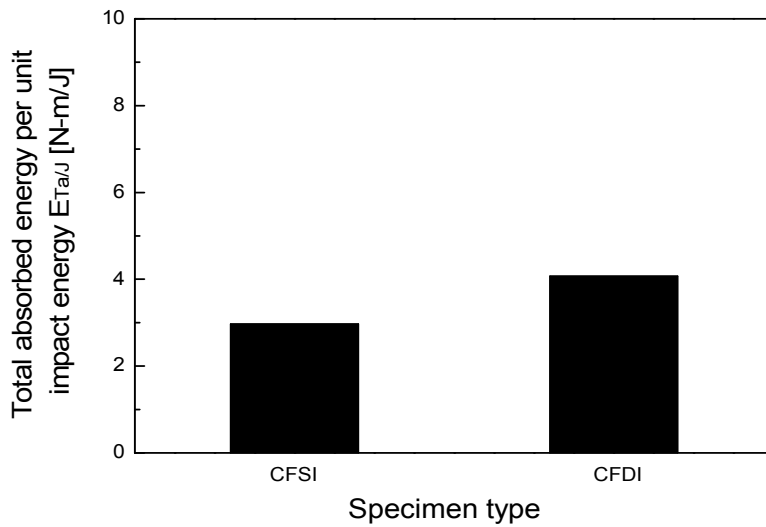


Fig. 37 Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit impact energy

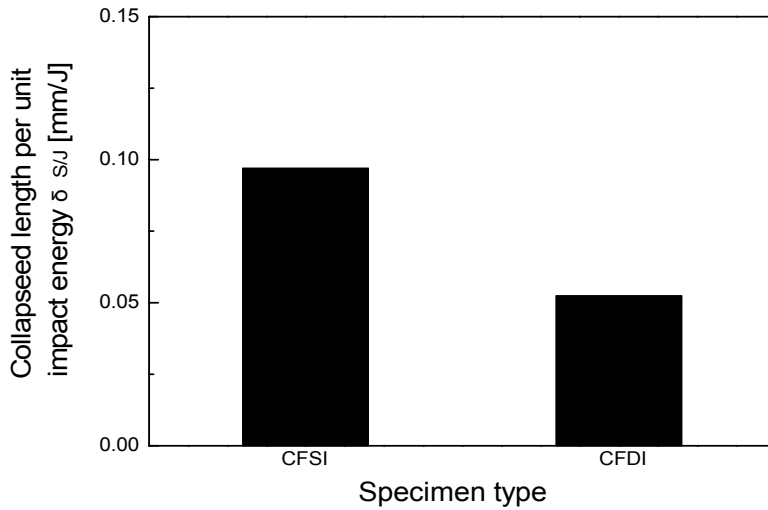


Fig. 38 Relationship between specimen type and collapsed length per unit impact energy

Fig. 35는 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편의 단위 충격에너지당 최대압쇄하중을 나타낸 것으로서 CFSI 시험편은 65.45N/J 이었고, CFDI 시험편은 50.1 N/J로서 CFDI 시험편의 경우가 CFSI 시험편보다 약 37% 적게 나타났다. 이는 Double hat 단면 구조부재가 Single hat 단면 구조부재보다 내충격력이 강하다는 의미로 해석할 수 있다.

Fig. 36은 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편의 단위 충격에너지당 흡수에너지의 크기를 나타낸 것으로서 CFSI 시험편은 1.0 이었고, CFDI 시험편은 0.98 로서 두 시험편 모두 거의 유사하게 나타났다. 흡수에너지의 관점에서 보면 CFSI 시험편, CFDI 시험편 모두 유사함을 알 수 있다.

Fig. 37은 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편의 단위 충격에너지당 전흡수에너지이 크기를 나타낸 것으로서 CFSI 시험편은 2.97 N-m/J 이었고, CFDI 시험편은 4.07

N-m/J로서 CFDI 시험편의 경우가 CFSI 시험편보다 약 37% 크게 나타났다.

이는 Fig. 35 에서의 단위 충격에너지당 최대압궤하중이 CFDI 시험편의 경우가 CFSI 시험편보다 약 37% 적게 나타난 것과 비교해 보면, Double hat 단면 구조부재가 Single hat 단면 구조부재보다 내충격력이 강하며 동시에 전흡수에너지는 그만큼 많은 에너지를 흡수한다는 의미로 해석할 수 있다.

Fig. 38 은 CFRP/EPOXY Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편의 단위 충격에너지당 압궤된 길이 mm/J 를 나타낸 것 으로서 CFSI 시험편은 0.097mm 였고, CFDI 시험편은 0.0524mm 로서 CFDI 시험편의 경우가 CFSI 시험편보다 약 45% 적게 압궤되었다.

따라서 자동차 충돌시 승객의 안전을 위한 실내 공간확보의 차원에서 Double hat 단면 구조부재인 CFDI 시험편이 Single hat 단면 구조부재인 CFSI 시험편보다 훨씬 우수함을 알 수 있다.

Fig. 39는 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 최대압궤하중  $P_m$  [kN]의 크기를, Fig. 40은 1260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 최대압궤하중  $P_m$  [kN]의 크기를, Fig. 41은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 최대압궤하중  $P_m$  [kN]의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 42는 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 흡수에너지  $E_a$  [J]의 크기를, Fig. 43은 1,260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 흡수에너지  $E_a$  [J]의 크기를, Fig. 44는 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 흡수에너지  $E_a$  [J]의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 45는 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 단위질량당 흡수에너지  $E_{a/m}$  [KJ/Kg]의 크기를, Fig. 46은 1,260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압궤실험결과 얻은 단위질량당 흡수에너지  $E_{a/m}$  [KJ/Kg]의 크기를, Fig. 47은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압

케실험결과 얻은 단위질량당 흡수에너지  $E_{a/m}$  [KJ/Kg]의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 48은 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 전흡수에너지  $E_{Ta}$  [J]의 크기를, Fig. 49는 1,260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 전흡수에너지  $E_{Ta}$  [J]의 크기를, Fig. 50은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 전흡수에너지  $E_{Ta}$  [J]의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 51은 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 단위질량당 전흡수에너지  $E_{Ta/m}$  [KJ/Kg]의 크기를, Fig. 52는 1,260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 단위질량당 전흡수에너지  $E_{Ta/m}$  [KJ/Kg]의 크기를, Fig. 53은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 단위질량당 전흡수에너지  $E_{Ta/m}$  [KJ/Kg]의 비교결과를 나타냈다.

Fig. 54는 1,030J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 압케된 길이  $\delta s$  [mm]의 크기를, Fig. 55는 1,260J의 충격에너지를 받은 강구조재 시험편인 STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 압케된 길이  $\delta s$  [mm]의 크기를, Fig. 56은 강구조재 시험편인 STSI1, STDI1, STSI2, STDI2 시험편의 충격 압케실험결과 얻은 압케된 길이  $\delta s$  [mm]의 비교결과를 나타냈다.

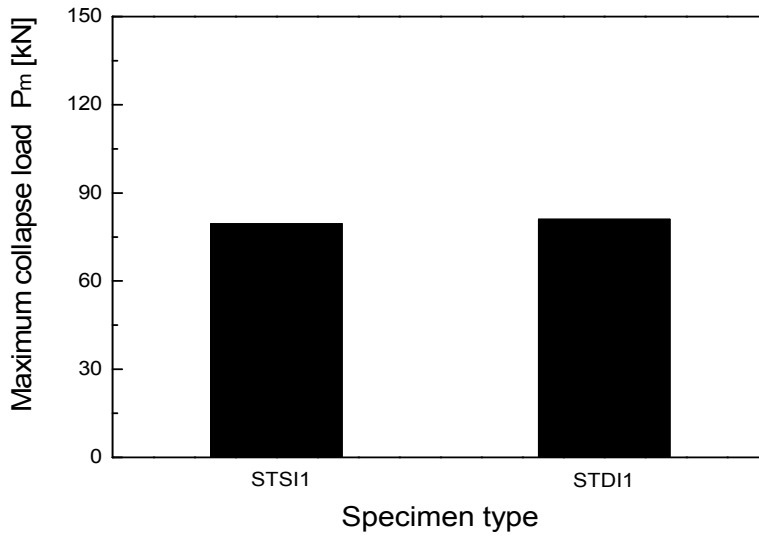


Fig. 39 Relationship between specimen type and maximum collapse load ( Impact energy  $E=1,030J$  )

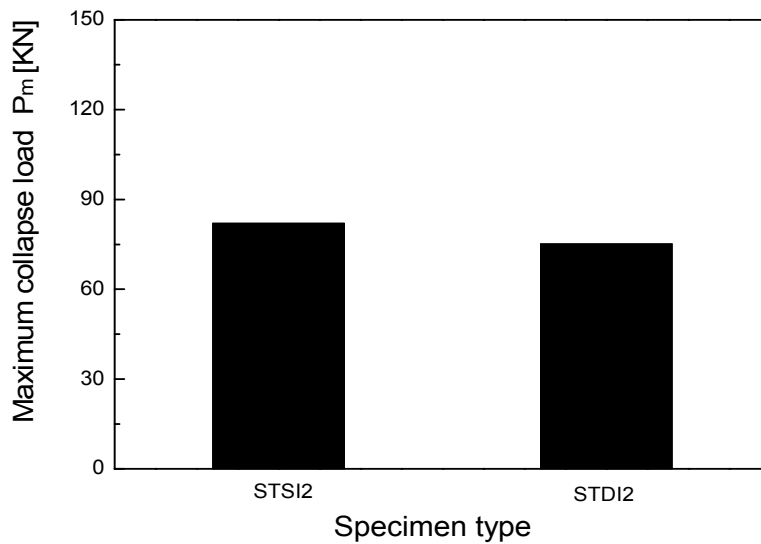


Fig. 40 Relationship between specimen type and maximum collapse load ( Impact energy  $E=1,260J$  )

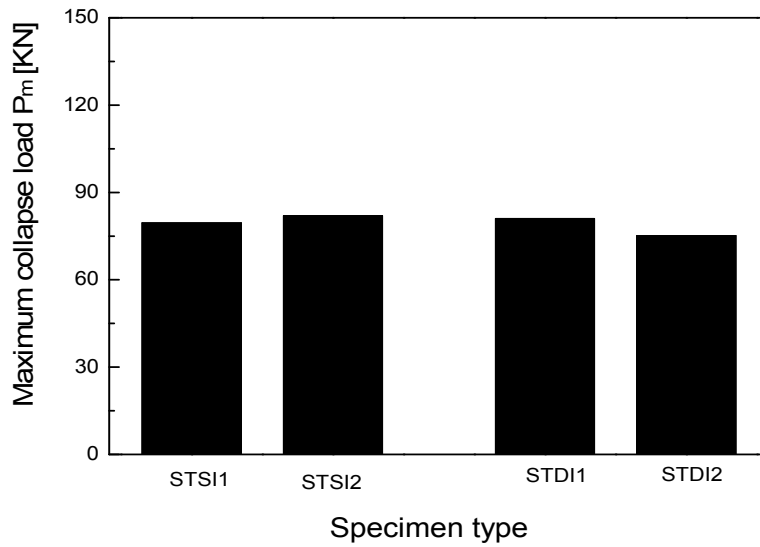


Fig. 41 Relationship between specimen type and maximum collapse load

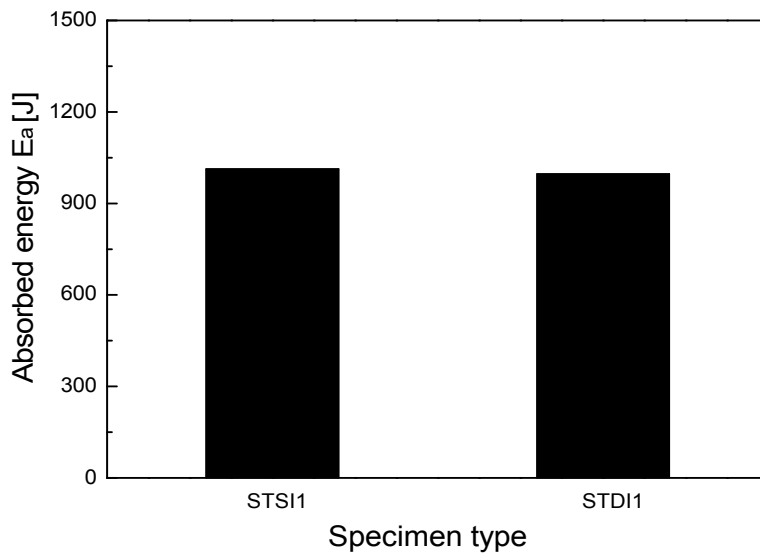


Fig. 42 Relationship between specimen type and absorbed energy ( Impact energy  $E=1,030J$  )

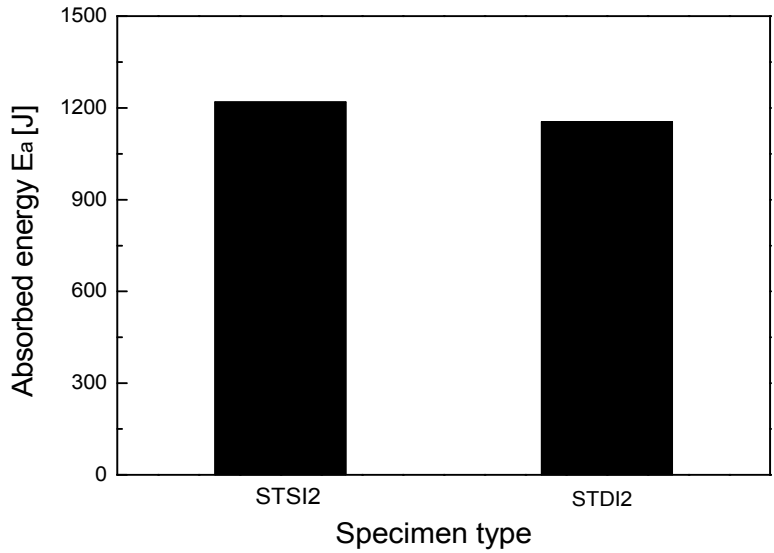


Fig. 43 Relationship between specimen type and absorbed energy ( Impact energy  $E=1,260J$  )

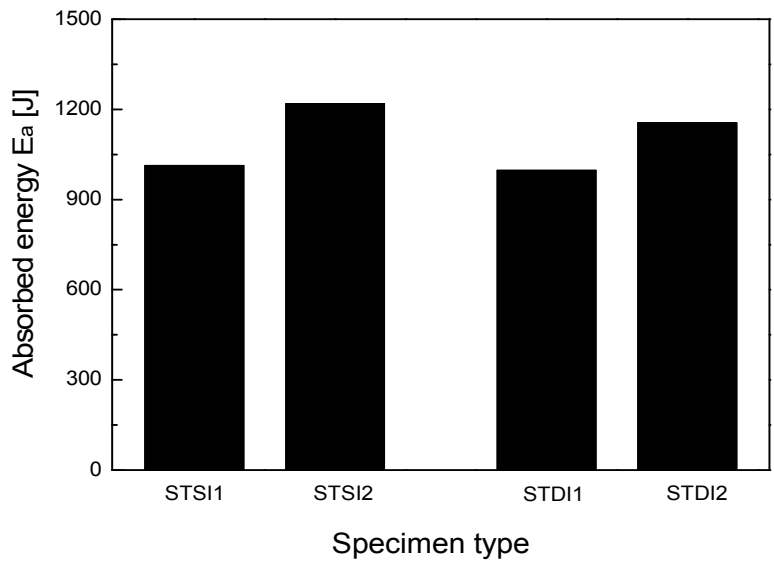


Fig. 44 Relationship between specimen type and absorbed energy

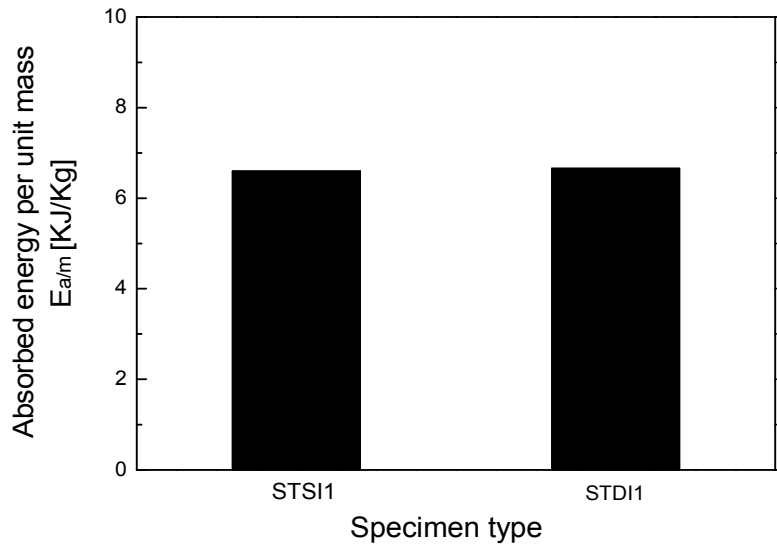


Fig. 45 Relationship between specimen type and absorbed energy per unit mass( Impact energy  $E=1,030J$  )

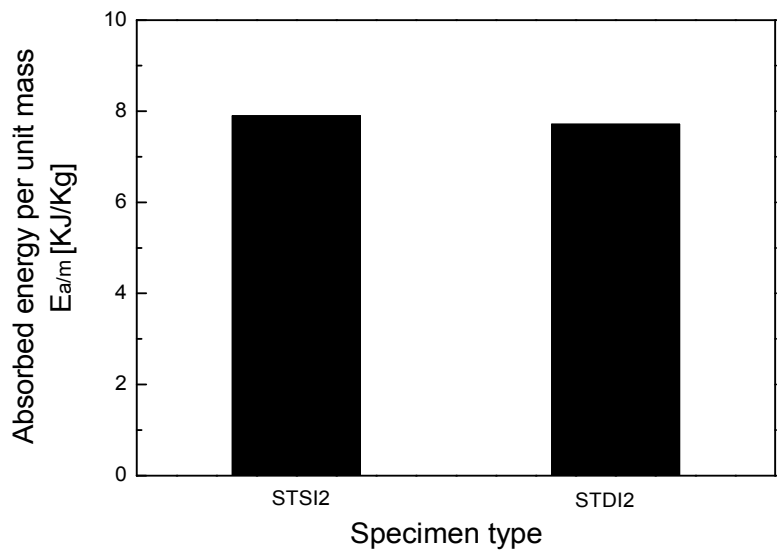


Fig. 46 Relationship between specimen type and absorbed energy per unit mass( Impact energy  $E=1,260J$  )



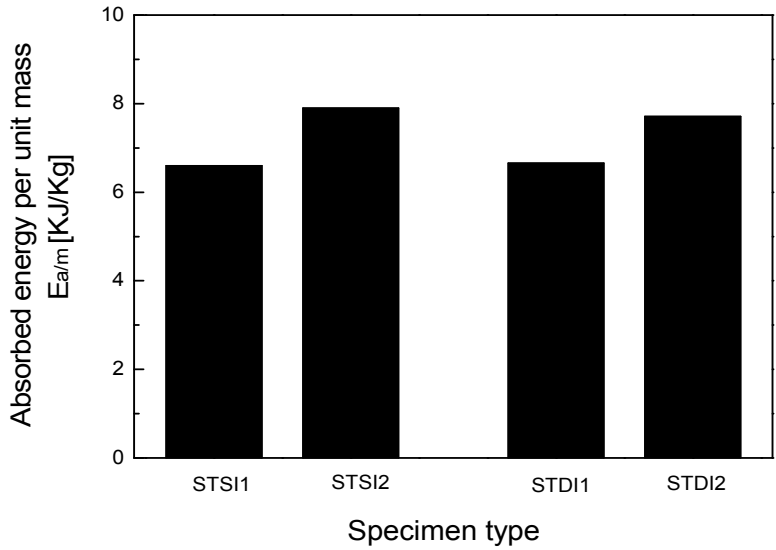


Fig. 47 Relationship between specimen type and absorbed energy per unit mass

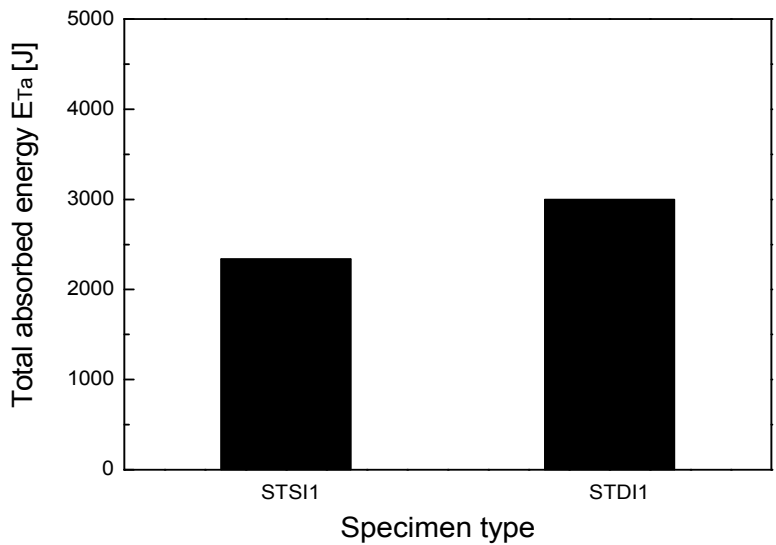


Fig. 48 Relationship between specimen type and total absorbed energy ( Impact energy  $E=1,030J$  )

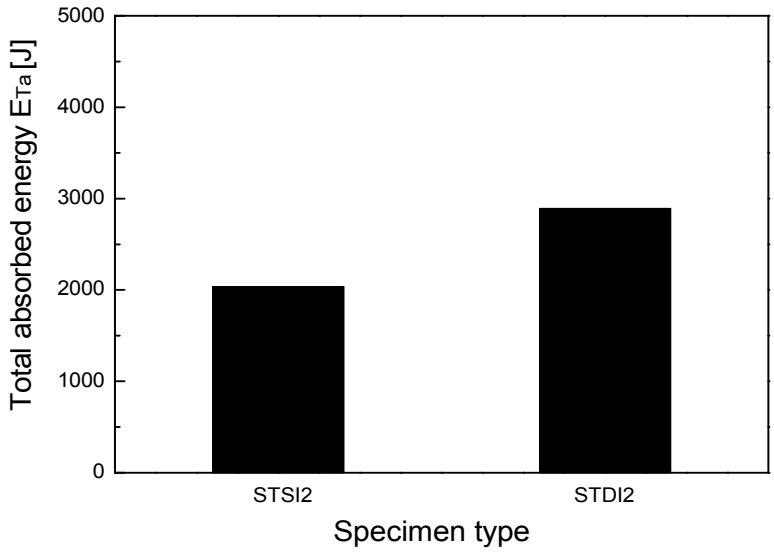


Fig. 49 Relationship between specimen type and total absorbed energy ( Impact energy  $E=1,260J$  )

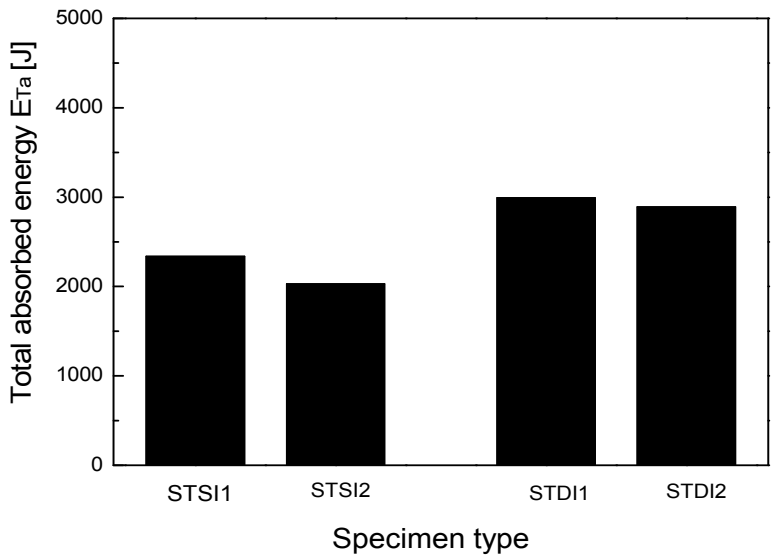


Fig. 50 Relationship between specimen type and total absorbed energy

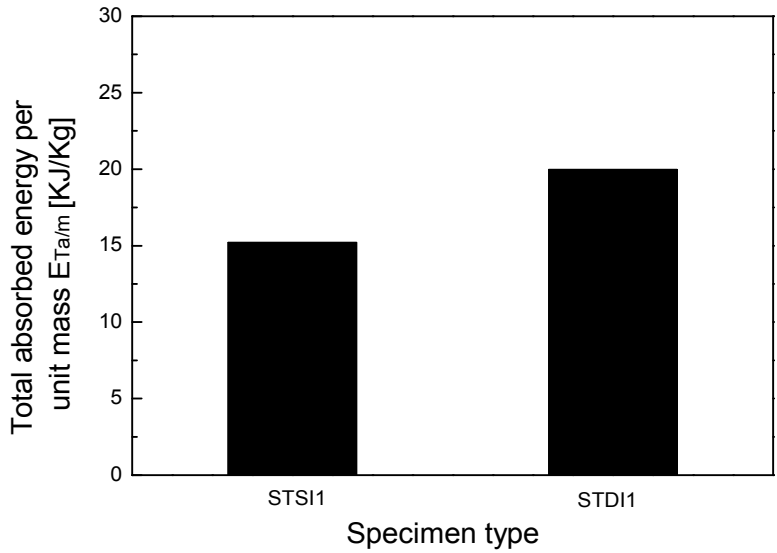


Fig. 51 Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit mass ( Impact energy  $E=1,030J$  )

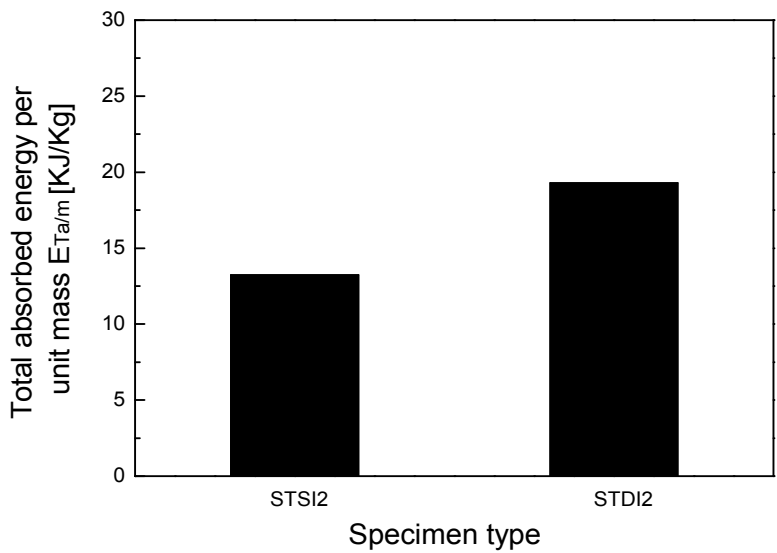


Fig. 52 Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit mass ( Impact energy  $E=1,260J$  )

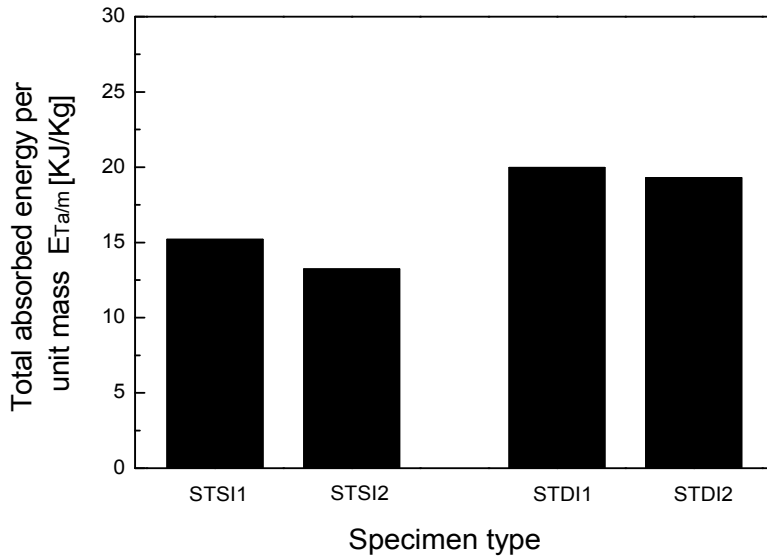


Fig. 53 Relationship between specimen type and total absorbed energy per unit mass

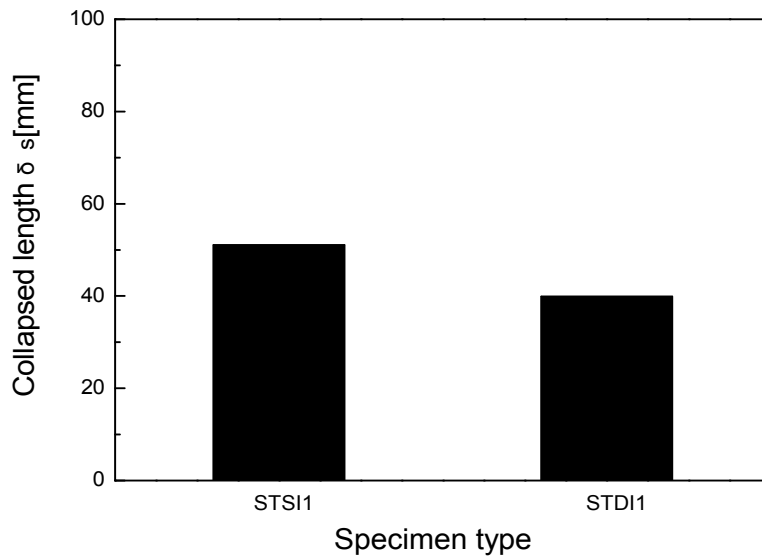


Fig. 54 Relationship between specimen type and collapse length ( Impact energy  $E=1,030J$  )

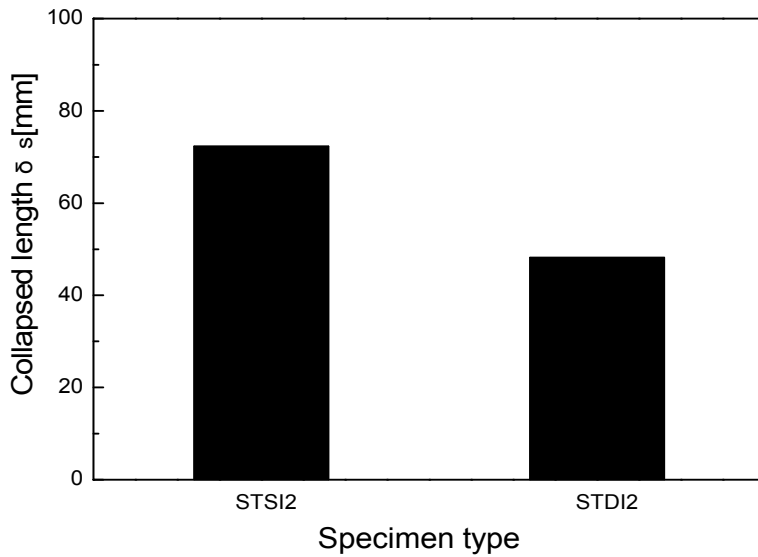


Fig. 55 Relationship between specimen type and tcollapse length ( Impact energy  $E=1,260J$  )

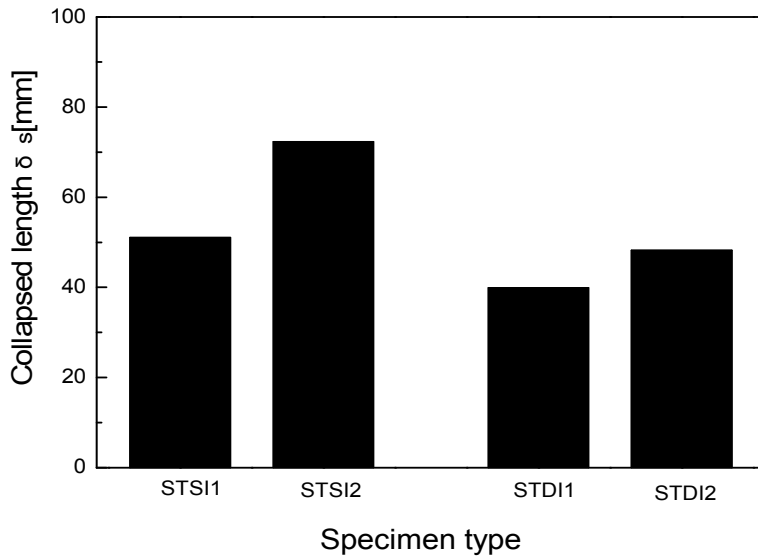


Fig. 56 Relationship between specimen type and tcollapse length

Fig. 39는 충격에너지 1,030 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 최대 압케하중을 나타낸 것으로서 STSI1 시험편은 79.5KN 이었고, STDI1 시험편은 81KN 으로서 두시험편 모두 유사하게 나타났다. 그러나 Fig. 40에서와 같이 충격에너지가 1,260J로 더 큰 충격을 받는 경우 Single hat 단면 구조 부재인 STSI2 시험편은 82KN, Double hat 단면 구조부재인 STDI2 시험편은 75.1 KN 으로 Double hat 단면 구조부재가 최대하중이 작게 나타났는데 다음에 설명하는 Fig. 54에서와 같이 충격후 압케된 길이와 비교하면 Double hat 단면 구조부재가 Single hat 단면 구조부재보다 압케길이가 짧고, 그만큼 최대압케하중이 작게 나타남을 알 수 있었다. 이는 Double hat 단면 구조부재가 승객의 안전을 도모하기 위한 실내공간 확보 차원에서 더 유리하다는 것을 알 수 있었다.

Fig. 41은 충격에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1,STDI1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STDI2 시험편의 최대압케하중의 크기를 비교하여 나타냈다.

Fig. 42는 충격에너지 1,030 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 흡수에너지의 크기를 나타낸 것 으로서 STSI1 시험편은 1,013 J 이었고, STDI1 시험편은 997.1 J 로서 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편이 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편보다 약 10% 더 많은 에너지를 흡수하였다.

Fig. 43은 충격에너지 1,260 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 흡수에너지의 크기를 나타낸 것 으로서 충격에너지가 1260J로 더 큰 충격을 받는 경우 Single hat 단면 구조 부재인 STSI2 시험편은 1,218.7 J, Double hat 단면 구조부재인 STDI2 시험편은 1,155.5 J 로서 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편이 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편보다 약 8% 더 많은 에너지를 흡수하였다.

Fig. 44는 충격에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1,STDI1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STDI2 시험편의 흡수에너지의 크기를 비교하여 나타냈다.

Fig. 45는 충격에너지 1,030 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 단위질량당 흡수에너지의 크기를 나타냈고, Fig. 46은 충격에너지 1,260 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI2 시험편과 Double hat 단면 구조 부재인 STDI2 시험편의 단위질량당 흡수에너지의 크기를 나타냈으며, Fig. 44는 충격 에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1,STD I1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STD I2 시험편의 단위질량당 흡수에너지의 크기를 비교하여 나타낸 것으로, Fig. 45 ~ 46 으로 부터 단위질량당 흡수에너지의 크기는 단면형상의 변화에 큰 차이를 나타내지 않았다.

Fig. 48은 충격에너지 1,030 [J] 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 전흡수에너지의 크기를 나타낸 것으로서 STSI1 시험편은 2,337.2 J 이었고, STD I1 시험편은 2,999.1 [J]로서 STD I1 시험편이 STSI1 시험편 보다 약 30% 크게 나타났으며, Fig. 49는 충격에너지 1,260 [J] 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI2 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STD I2 시험편의 전흡수에너지의 크기를 나타낸 것으로서 STSI2 시험편은 2,032 [J] 이었고, STD I2 시험편은 2,891.3 [J]로서 STD I2 시험편이 STSI2 시험편 보다 약 40% 크게 나타났다.

이상과 같이 Fig. 48 ~ 49 로부터 Double hat 단면 구조부재인 STD 시험편이 Single hat 단면 구조 부재인 STS 시험편보다 전흡수에너지가 크게 나타났으며, 충격에너지가 클수록 크게 나남을 알 수 있었다.

Fig. 50은 충격에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1, STD I1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STD I2 시험편의 전흡수에너지의 크기를 비교하여 나타냈다.

Fig. 51은 충격에너지 1,030 [J] 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STD I1 시험편의 단위질량당의 전흡수에너지의 크기를 나타낸 것으로서 STSI1 시험편은 15.21 [KJ/Kg] 이었고, STD I1 시험편은 19.97 [KJ/Kg]로서 STD I1 시험편이 STSI1 시험편 보다 약 30% 크게 나타났으며,

Fig. 52는 충격에너지 1,260 [J] 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI2 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI2 시험편의 단위 질량당의 전흡수에너지의 크기를 나타낸 것으로서 STSI2 시험편은 13.23 [KJ/Kg]이었고, STDI2 시험편은 19.3 [KJ/Kg]로서 STDI2 시험편이 STSI2 시험편 보다 약 45% 크게 나타났다.

이상과 같이, Fig. 51 ~ 52 로 부터 Double hat 단면 구조부재인 STD 시험편이 Single hat 단면 구조 부재인 STS 시험편보다 단위질량당의 전흡수에너지가 크게 나타났으며, 충격에너지가 클수록 더욱더 크게 나타남을 알 수 있었다.

Fig. 53은 충격에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1, STDI1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STDI2 시험편의 단위질량당의 전흡수에너지의 크기를 비교하여 나타냈다.

Fig. 54는 충격에너지 1,030 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 충격압케된 길이를 나타낸 것으로서 STSI1 시험편은 51.1 mm 이었고, STDI1 시험편은 39.9mm로서 충격압케 후의 압케된 길이는 STDI1 시험편이 STSI1 시험편 보다 약 28% 작게 나타났으며, Fig. 55는 충격에너지 1,260 J 로 충격하중을 받은 강제 Single hat 단면 구조 부재인 STSI1 시험편과 Double hat 단면 구조부재인 STDI1 시험편의 충격압케된 길이를 나타낸 것으로서 STSI2 시험편은 72.3 mm 이었고, STDI2 시험편은 48.2 mm로서 충격압케 후의 압케된 길이는 STDI2 시험편이 STSI2 시험편 보다 약 50% 작게 나타났다.

이상과 같이, Fig. 54 ~ 55 로 부터 Double hat 단면 구조부재인 STD 시험편이 Single hat 단면 구조 부재인 STS 시험편보다 충격압케 후의 압케된 길이는 작게 나타났으며, 충격에너지가 클수록 그 차이는 더욱더 크게 나타났다.

이상으로 부터 충돌후의 승객의 보호를 위한 공간확보 차원에서 강제 Double hat 단면 구조부재가 강제 Single hat 단면 구조 부재보다 훨씬 더 유의함을 알 수 있었다. Fig. 56은 충격에너지 1,030 J 로 충격을 받은 STSI1,STDI1 시험편과 1,260J 로 충격을 받은 STSI2, STDI2 시험편의 충격압케 후의 압케된 길이의 크기를 비교하여 나타냈다.



### 제 3 절 압케모드

압축하중을 받는 박육부재는 박육부재 안쪽과 바깥쪽 둘레로 붕괴가 진행된다. 예로써, CFRP 박육 압축구조부재는 축방향으로 압축하면 축방향하중이 구조부재 내부에 변형에너지로서 축적되며, 어떤 값을 넘으면 파괴에 의하여 에너지를 해방하게 되는데 이것이 에너지 흡수이다. 그래서 파괴가 발생한 후에도 계속해서

CFRP 박육 압축구조부재에 압축응력이 작용하는 경우에는 다시 에너지의 축적과 해방이 반복되어 에너지의 흡수가 계속된다<sup>37)</sup>. CFRP 박육 압축구조부재의 강도 및 파괴는 구조부재 자체의 섬유배향각도, 섬유강도, 수지의 강도 및 온도등에 의해서 결정이 되며, 이때의 파괴양상에 관한 압케모드로는 여러 종류가 있다는 것이 이제까지의 연구결과로부터 잘 알려져있다.

본 절에서는 자동차의 차체에 일반적으로 사용하는 일반 냉간압연강과 경량화 구조부재로서 각광을 받은 첨단재료인 CFRP/EPOXY 로서 재질이 다르고 단면의 형상이 Single hat 단면 구조 부재와 Double hat 단면 구조부재로서 단면의 형상이 서로 다른 자동차 구조용 사이드 부재를 정적 축압케 실험을 하여 재질의 차 및 단면형상의 차에 따른 압케특성 특히 압케모드를 정량적으로 파악하기 위하여 조선대학교 충격공학실험실에서 수년간 연구해 온 기존의 연구결과를 참고하여 CFRP/EPOXY와 냉간 압연강 부재를 정적 및 축압케실험을 행하여 압케된 후의 압케과정과 압케모드에 관해 고찰하였다.

CFRP/EPOXY 부재의 Single hat 단면 구조 부재와 Double hat 단면 구조부재의 압케실험후의 압케형상은 기존의 실험결과를 참고하였으며, CFRP/EPOXY 부재의 압케형상은 다음과 같이 황<sup>35)</sup>의 실험결과를 참고하였다.

Photo. 13 (a)에 CFRP/ EPOXY 부재로서 CFRP 프리프레그 시트가 8 플라이 이고 7계면으로 적층구성이  $[+15^{\circ}/-15^{\circ}]_4$  인 Single hat 단면 구조 부재 시험편인 CFS 시험편의 압케형상을 나타냈고, Photo. 13 (b)에 CFRP/ EPOXY 부재로서 CFRP 프리프레그 시트가 8 플라이 이고 7계면으로 적층구성이

[+15°/-15°]<sub>4</sub> 인 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 CFD 시험편의 압괴형상을 나타냈다.

또한 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Single hat 단면 구조 부재 시험편인 STS 시험편의 압괴형상과 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 시험편의 압괴형상은 다음과 같이 박<sup>36)</sup>의 실험결과를 참고하였다.

Photo. 14 (a)에 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Single hat 단면 구조 부재 시험편인 STS 시험편의 압괴형상을 나타냈고, Photo. 14 (b)에 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 시험편의 압괴형상을 나타냈다.



(a) CFS specimen



(b) CFD specimen

Photo. 13 Collapse shapes after static axial test ( CFRP/ EPOXY)



(a) STS specimen



(b) STD specimen

Photo. 14 Collapse shapes after static axial test ( Steel)

먼저, CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재와 Double hat 단면 구조부재의 정적 축압괴실험 후 나타난 압괴형상을 기초로 하여 CFRP/EPOXY 구조부재의 압괴 모드에 관해 고찰한다.

Single hat 단면 구조 부재 및 Double hat 단면 구조부재 모두 정적 축압괴실험 후 나타난 압괴형상을 보면 적층각  $[+15^\circ/-15^\circ]_4$ 를 따라 Lamina bending mode가 발생했으며, 적층각의 가로방향으로 Transverse shearing mode가 발생함을 알 수 있었다.

특히, CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조 부재에서는 평판부재를 따라 Local buckling mode가 혼재한 형상으로 압괴되었다. 이는 single hat 부재의 도심이 평판쪽으로 편심되어 있기 때문이라 생각된다.

그러나 CFRP/EPOXY 재 Double hat 부재는 단면의 도심이 한 중앙에 위치

하기 때문에 Local buckling mode는 발생하지 않았다.

Photo. 13(a) 에 CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재인 CFS 시험편의 정적 축압괴실험 후의 압괴형상을 나타냈고, Photo. 13(b)에 CFRP/EPOXY 재 Double hat 단면 구조부재인 CFD 시험편의 정적 축압괴실험 후의 압괴형상을 나타냈다.

먼저, Single hat 단면 구조부재의 압괴형상을 살펴보면, Photo. 13(a)와 같이 평판부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 층간 크랙 과 층내 크랙이 함께 진전하면서 바깥측으로 확장하는 splying mode 형상으로 압괴되었다.

체널형의 부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향 전단과 라미나 굽힘모드가 조합된 형태로 압괴가 진행되었다. 특히, CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재에서는 체널부 모서리부 2곳과 체널부와 평판부재간 접합부는 섬유가 파단되었는데 이와 같은 섬유의 파단이 압괴시 상당한 에너지를 흡수한 것으로 사료된다.

이상과 같이 Single hat 단면 구조부재의 압괴모드는 평판부재의 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 발생하는 층간 및 층내 크랙의 진전과 동시에 발생하는 가로방향 전단과 라미나 굽힘 및 체널부와 평판부재간 모서리부의 섬유 파단에 의한 파괴라 사료된다.

또한, Double hat 단면 구조부재의 압괴형상을 살펴보면, Single hat 단면 구조부재에서의 압괴형상과 유사하게 섬유 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 층간 크랙 과 층내 크랙이 함께 진전하면서 Lamina bending mode, 적층각의 가로방향으로 Transverse shearing mode 및 Local buckling mode가 혼합되어 나타났다.

Photo. 13(b)에 CFRP/EPOXY 재 Double hat 단면 구조부재인 CFD 시험편의 정적 축압괴실험 후의 압괴형상을 나타냈다.

Photo. 13(b)에 double hat 단면구조의 CFRP 부재의 정적압괴실험 후 나타난 압괴형상을 타내었다.

Photo. 13(b)을 보면 체널형 부재는 CFRP/EPOXY single hat 부재에서와 유사하게 섬유 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향전단과 라미나굽힘모드가 조합된 형태로 압괴되었으며 single hat 부재에서 나타났던 체널부재와 평판부재간의 갈라짐에

의한 섬유파단은 나타나지 않았다. single hat 형 CFRP/EPOXY 부재에서는 정적 압재하중을 받을 때 단면의 도심이 평판부재에 가깝게 편심되어 있기 때문에 채널 형 부재와 평판부재 사이에서 갈라짐 현상으로 찢겨짐 현상이 발생하지만 double hat 형 CFRP/ EPOXY 부재에서는 단면의 도심이 한 중앙에 있기 때문에 채널형 부재와 평판 부재간의 편심에 의한 플랜지 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하지 않았다.

특히, double hat형 CFRP/ EPOXY 부재에서는 single hat형 CFRP/EPOXY 부재에서 오는 달리 채널형 부재와 평판 부재간의 편심에 의한 플랜지 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하지 않고 모서리 4 곳이 안정적으로 외부에너지를 흡수하면서 압재되기 때문에 single hat형 CFRP/EPOXY 부재보다 더많은 에너지를 흡수하는 것으로 사료된다.

다음으로, 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Single hat 단면 구조 부재 시험편인 STS 시험편과 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 시험편의 압재형상을 고찰하기로 한다.

Photo. 14 (a)와 같이 시험편의 모서리 부가 2개인 Single hat 형 부재인 STS 시험편과 Photo. 14 (b)와 같이 시험편의 모서리 부가 4개인 Double hat 형 부재인 STD 시험편 의 정적압재실험 결과인 Table 8로 부터 모서리 수가 4개인 Double hat형 부재인 STD 시험편이 모서리 부가 2개인 Single hat 형 부재인 STS 시험편 보다 흡수에너지  $E_a$  은 67%, 평균압재하중  $P_m$  은 67%, 최대 압재하중  $P_{max}$  은 35%, 단위질량당 흡수에너지  $E_{am}$  은 71% 크게 나타남을 알 수 있다.

STS, STD 시험편의 압재실험후의 압재모드를 고찰하기로 한다.

먼저 Photo. 14(a)에서와 같이 Single hat 형 부재인 STS 시험편의 압재실험후 압재형상을 보면, STS 시험편의 정적 압재실험에서 얻은 하중-변위선도인 Fig. 27로 부터 최초로 생긴 최대 피크하중 43.46KN에서 최초의 접힘현상(주름)이 생기고 순차적으로 약 25KN의 피크하중마다 연속적으 접힘이 생기는 규칙적이고 안정적인 압재모드가 나타났다. 또한, 모서리부가 2개인 Single hat 형 부재인 STS 시험편은 축압축하중을 받을 경우 도심이 평판 쪽에 가까우기 때문에 편심하중을 받는 평판재는 시험편 내측으로 변형되며 평판재와 마주보는 채널형 부

재는 시험편 외측으로 아코디언형상으로 차곡차곡 쌓이는 규칙적인 변형을 하면서 순차적으로 압괴되었다.

그러나 모서리부가 4개인 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 단면부재는 Photo. 14(b)에서와 같이 2개의 채널형 부재와 평면부재로 되어있고 단면이 서로 대칭이고 도심이 한 중앙에 있어 모서리부가 2개인 Single hat 형 부재인 STS 시험편과 달리 축압축하중을 받을 경우 채널형 부재보다 양쪽이 점용접되어 있는 플랜지 부가 가장 큰 축압축하중을 받기 때문에 채널형 부재는 전후면 대칭으로 불안정적으로 압괴되었다. 특히, STD 시험편의 정적 압괴실험에서 얻은 하중-변위선도인 Fig. 26 으로부터 알 수 있는 바와같이 STS 시험편의 정적 압괴 실험에서 얻은 하중-변위선도와 달리 최초의 최대 피크하중이 58.6KN 으로 STS 시험편의의 최초 최대 피크하중 보다 약 35% 크게 작용한 후 대략 45mm 압괴시 까지는 대체로 순차적으로 피크하중의 발생과 더불어 압괴에 의한 접힘이 생기나 이후 급격히 붕괴하는 불안정한 대칭모드로 붕괴되었다.

Photo. 15 ~ Photo. 18 에 정적압괴형상과 충격압괴형상의 차를 알아보기 위하여 CFS 시험편, CFD 시험편, STS 시험편 및 STD 시험편의 정적압괴실험과 충격압괴실험후의 압괴형상을 나타냈다.

Photo. 15(a)는 CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재인 CFS 시험편의 정적압괴형상을, Photo. 15(b)는 CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재인 CFS 시험편의 충격압괴형상을 나타냈다. Photo. 15(a),(b) 모두 유사한 압괴형상을 보였으며, 평판부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 층간 크랙 과 층내 크랙이 함께 진전하면서 평판부재 외측으로 확장하는 splaying mode형상으로 압괴되었고 채널형 부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향 전단과 라미나 굽힘모드가 조합된 형태로 압괴가 진행되었다.

특히, CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 구조부재에서는 채널부 모서리 2곳과 채널부와 평판부재의 연결부 에서는 모서리부는 탄소섬유가 파단 되었는데 이와 같은 탄소섬유의 파단이 압괴시 상당한 에너지를 흡수한 것으로 사료된다.

이는 외부로부터 갑작스러운 충격하중을 받으면 채널형 부재가 제일 먼저 2개의 모서리 부분에서 가장 큰 응력이 발생하며 섬유가 파단되는 현상이 생기며 채널형 부재와 평판부재 사이에서도 탄소섬유의 파단이 발생한다. 더욱더 큰 충격에너지

를 받으면 Photo. 15(b)의 CFS 시험편의 충격압괴형상도 Photo. 15(a)의 CFS 시험편의 정적압괴형상과 유사할 것으로 사료되며, 단지 충격파의 전파현상에 따른 반사파의 영향이 추가될 것으로 생각된다.

Photo. 16(a)는 CFRP/EPOXY 재 Double hat 단면 구조부재인 CFD 시험편의 정적압괴형상을, Photo. 16(b)는 CFRP/EPOXY 재 Double hat 단면 구조부재인 CFD 시험편의 충격압괴형상을 나타냈다.

Photo. 16(a),(b) 모두 평판부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 층간 크랙 과 층내 크랙이 함께 진전하면서 평판부재 외측으로 확장하는 splaying mode형상으로 압괴되었고 채널형 부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향 전단과 라미나 굽힘모드가 조합된 형태로 압괴가 진행되었으며, 시험편의 바깥방향으로 파단과 썩기모양의 파편이 생기며 시험편의 단부로부터 파편이 시험편의 내외측으로 동시에 붕괴하는 fragmentation mode 형상으로 압괴되었다.

이상의 Photo. 15(a),(b) 와 Photo. 16(a),(b) 로부터 확실히 구별되는 현상은 Photo. 15(a),(b)은 Single hat 단면 구조부재 이므로 시험편의 도심이 평판부재쪽으로 편심되어 있어 외부의 하중에 의하여 평판부가 먼저 외력에 의해 외측으로 확장하는 splaying mode 형상으로 압괴되며 채널형 부재의 모서리 2곳의 탄소섬유의 파단과 채널형 부재와 평판부재 사이에서 탄소섬유의 찢어짐이 발생하며 붕괴 되지만, Photo. 16(a),(b)는 Double hat 단면 구조부재로서 단면의 도심이 한 중앙이므로 Photo. 15(a),(b)에서와 같이 평판부가 먼저 외력에 의해 외측으로 확장하는 splaying mode형상으로 압괴되며 채널형 부재와의 사이에서 찢어짐이 발생하며 붕괴하기 전에 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향 전단과 라мина 굽힘모드가 조합된 형태로 압괴가 진행되었으며, 시험편의 바깥방향으로 파단과 썩기모양의 파편이 생기며 시험편의 단부로부터 파편이 시험편의 내외측으로 동시에 붕괴하는 fragmentation mode 형상으로 압괴되기 때문에 Single hat 단면 구조부재보다도 에너지를 많이 흡수하고 있음을 알 수 있었다.





(a) static

(b) impact

Photo. 15 Collapse shapes of CFS specimen after collapse test<sup>35)</sup>



(a) static

(b) impact

Photo. 16 Collapse shapes of CFD specimen after collapse test<sup>35)</sup>

Photo. 17(a)는 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Single hat 단면 구조 부재 시험편인 STS 시험편 측면의 정적압괴형상을, Photo. 17(b)는 STS 시험편 측면의 충격압괴형상을 나타냈다. Photo. 17(a),(b) 모두 유사한 압괴형상을 보였으며, Photo. 17(a)에서와 같이 Single hat 형 부재인 STS 시험편의 압괴실험 후의 압괴형상을 보면 STS 시험편의 정적 압괴실험에서 얻은 하중-변위선도인 Fig. 27로부터 최초로 생긴 최대 피크하중 43.46KN에서 최초의 접힘현상(주름)이 생기고 순차적으로 약 25KN의 피크하중마다 연속적 접힘이 생기는 규칙적이고 안정적인 압괴모드가 나타났다. 즉, 외부의 축압축하중이 작용할 경우 주름을 형성하면서 변형하고 축압축하중의 상승과 강하를 반복하는 압괴모드인 accordion mode 로 압괴되었다.

부연 설명하면 STS 시험편은 모서리부가 2개 이므로 축압축하중을 받을 경우 도심이 평판 쪽에 가까우기 때문에 편심하중을 받는 평판재는 시험편 내측으로 변형되며 평판재와 마주보는 체널형 부재는 시험편 외측으로 accordion 형상으로 차곡차곡 쌓이는 규칙적인 변형을 하면서 순차적으로 압괴됨을 의미한다.

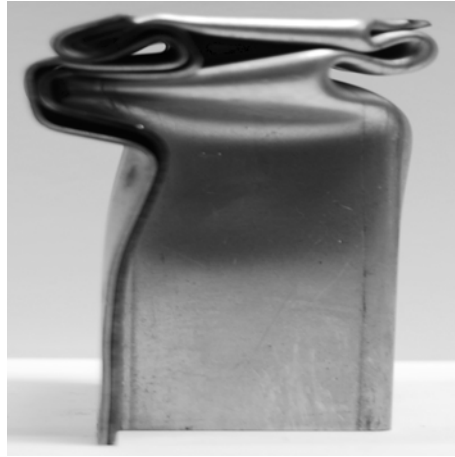
더욱더 큰 충격에너지를 받으면 Photo. 17(b)의 STS 시험편의 충격압괴형상도 Photo. 17(a)의 STS 시험편의 정적압괴형상과 유사할 것으로 사료되며, 단지 충격과의 전파현상에 따른 반사파의 영향이 추가될 것으로 생각된다.

Photo. 16(a)는 일반 냉간압연강 부재로서 점용접된 Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 시험편 측면의 정적압괴형상을, Photo. 18(b)는 STD 시험편 측면의 충격압괴형상을 나타냈다. Photo. 18(a),(b) 모두 유사한 압괴형상을 보였으며, Double hat 단면 구조 부재 시험편인 STD 단면부재는 모서리부가 4개이므로 중앙을 기준으로 양쪽 2개의 체널형 부재와 중앙에 위치한 평면부재와의 점용접 되어 있어 모서리부가 2개인 Single hat 형 부재인 STS 시험편과 달리 플랜지부가 가장 큰 축압축하중을 받기 때문에 양쪽 2개의 체널형 부재는 전후면 대칭이면서도 불안정적으로 축압축하중의 상승과 강하를 반복하면서 압괴되는 accordion mode 로 압괴되었다. STS 시험편보다 대칭이면서도 불안정적으로 압괴되는 현상은 STD 시험편의 정적 압괴실험에서 얻은 하중-변위선도인 Fig. 26 으로부터 알수 있는데 STD 시험편은 도심이 중앙이므로 외부의 축하중이 작용하면 양쪽 2개의 체널형 부재보다 한 중앙의 플랜지부가 가장 큰 축압축하중을 받기

때문이라 사료된다.



(a) static

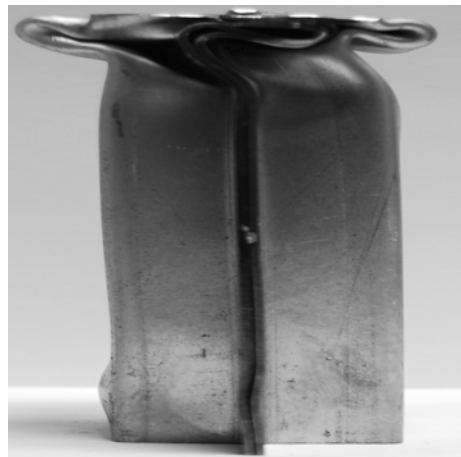


(b) impact

Photo. 17 Collapse shapes of STS specimen after collapse test<sup>36)</sup>



(a) static



(b) impact

Photo. 18 Collapse shapes of STD specimen after collapse test<sup>36)</sup>

## 제 6 장 결 론

본 연구에서는 자동차의 사이드 부재에 단일 모자형 단면부재와 이중모자형 단면부재가 사용될 것을 상정하여 강재 및 CFRP재 사이부재를 설계 제작 및 성형한 후 축압괴실험을 행하여 압괴특성 및 압괴 모드에 관해 고찰함으로써 재질 및 형상변화에 따른 최적의 자동차용 사이드 구조부재를 개발하는데 이용될 수 있는 최적의 설계 데이터를 얻고자 하였다. 연구결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 흡수에너지는 CFRP 부재의 경우 이중모자형 부재의 흡수에너지는 968J 로서 단일모자형 부재의 흡수에너지 680J 보다 약 42% 높게 나타났으며, 강부재의 경우 이중모자형 부재의 흡수에너지는 1,765J 로서 단일모자형 부재의 흡수에너지 1,056J 보다 약 67% 높게 나타으며 CFRP 부재나 강부재 모두 이중모자형 부재가 단일 모자형 부재 보다 크게 나타났다.

2. CFRP 부재의 최대 압괴하중은 단일 모자형 부재나 이중모자형 부재 모두 최대 압괴하중은 각각, 23.7 KN 및 24.9 KN 으로 거의 유사하게 나타났는데, 이는 압괴시 일정 공간은 원형대로 유지되지만 압괴되는 부분은 강에서와는 달리 순차적인 압괴가 아니라 취성재가 갖는 특성인 탄소섬유의 파단, 파쇄에 의한 붕괴 때문이라 생각된다.

그러나, 강재에서는 최대압괴하중은 이중모자형 부재에서는 58.6KN 으로 단일모자형 부재의 43.5 KN 보다 약 34.7% 높게 나타났다.

3. 단위 질량당 흡수에너지는 CFRP 부재의 경우 이중모자형부재의 단위질량당 흡수에너지는 32.81 [kJ/kg]로, 단일 모자형 부재의 단위 질량당 흡수에너지 22.67[kJ/kg] 보다 약 44.7% 높게 나타났으며, 강재 부재의 경우는 단일 모자형 부재의 단위 질량당 흡수에너지 6.87 [kJ/kg] 보다는 약 4.8배, 이중 모자형

부재의 단위 질량당 흡수에너지 11.8 [kJ/kg] 보다 약 2.8배 높았다. 이상으로부터 단위 질량당 흡수에너지는 이중 모자형 CFRP 부재가 가장 높았으며 단일 모자형 CFRP 부재, 이중모자형 CFRP 부재, 이중 모자형 강재 부재, 단일 모자형 강재 부재 순으로 낮게 나타났다.

결론적으로 자동차 경량화 설계의 관점에서 이중 모자형 CFRP 부재가 가장 우수함을 알 수 있었다.

4. CFRP/EPOXY 재 Single hat 단면 부재의 압괴형상을 살펴보면 평판부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 층간 크랙 과 층내 크랙이 함께 진전하면서 채널부재와 평판의 연결부가 편심으로 인해 바깥측으로 확장하는 splying mode 형상으로 깨되었으며, 채널형의 부재는 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향 전단과 라미나 굽힘모드가 조합된 형태로 압괴가 진행되었고, 채널부 모서리부 2곳과 채널부와 평판부재간 접합부는 섬유가 파단 되었 는데 이와 같은 섬유의 파단이 압괴시 상당한 에너지를 흡수한 것으로 사료된다.

5 CFRP/EPOXY 재 Double hat 단면 부재의 압괴형상을 살펴보면, single hat 부재에서와 유사하게 섬유 적층각  $15^{\circ}$  를 따라 가로방향전단과 라미나굽힘모드가 조합된 형태로 압괴되었으며 단면의 도심이 한 중앙에 있기 때문에 single hat 부재에서 나타났던 채널형 부재와 평판 부재간의 편심에 의한 플랜지 부분에서 찢겨짐 현상이 발생하지 않고 모서리 4 곳이 안정적으로 외부에너지를 흡수하면서 압괴되기 때문에 single hat형 부재보다 더많은 에너지를 흡수하는 것으로 사료된다. Single hat 단면 부재보다도 바깥방향으로 파단과 썩기모양의 파편이 생기며 단부로부터 파편이 시편의 내외측으로 동시에 붕괴하는 fragmentation mode 형상이 관찰되었다.

6. 냉간압연강재 Single hat 단면 부재 및 Double hat 단면 구조부재의 정적 압괴특성을 보면 모서리 수가 4개인 Double hat형 부재가 모서리 부가 2개인 Single hat 형 부재 보다 흡수에너지  $E_a$  은 67%, 평균압괴하중  $P_m$  은 67%, 최대 압괴하중  $P_{max}$  은 35%, 단위질량당 흡수에너지  $E_{am}$  은 71% 크게 나타남을 알 수 있다.

7. 모서리부가 2개인 Single hat 형 부재는 정적 압괴실험시 최초에 생긴 최대 피크하중 에 의해 최초의 접힘현상(주름)이 생기고 순차적으로 생긴 피크하중마다 연속적으로 접힘이 생기는 규칙적이고 안정적인 압괴모드가 나타났고, 축압축하중을 받을 경우 도심이 평판 쪽에 가깝기 때문에 편심하중을 받는 평판재는 시험편 내측으로 변형되며 평판재와 마주보는 채널형 부재는 시험편 외측으로 accordion mode로 차곡차곡 쌓이는 규칙적인 변형을 하면서 순차적으로 압괴되었다.

8. 모서리부가 4개인 Double hat 단면 부재는 2개의 채널형 부재와 평면부재로 되어있고 단면이 서로 대칭이고 도심이 한 중앙에 있어 모서리부가 2개인 Single hat 형 부재와 달리 축압축하중을 받을 경우 채널형 부재보다 양쪽이 점용접되어 있는 플랜지 부가 가장 큰 축압축하중을 받기 때문에 채널형 부재는 전후면 대칭으로 불안정한 대칭모드로 압괴되었다.

9. CFRP/EPOXY 재나 냉간압연강재 Single hat 단면 부재 및 Double hat 단면 부재의 정적 압괴형상과 충격압괴형상 모두 압괴형상은 유사한 형상이었으며, 더욱더 큰 충격에너지를 받으면 단지 충격파의 종파 및 전단파의 전파현상에 따른 반사파의 영향만이 추가될 것으로 생각된다. 따라서 충격압괴모드 해석은 정적압괴모드를 고려하여 해석하여도 무방 할 것으로 사료된다.

## 참 고 문 헌

1. 2012년도 특별보고서 , “자동차용 복합재료의 현황과 전망보고서(제4부 : 탄소섬유 복합재료의 자동차 적용)” , A&D 컨설턴트, p. 73, 2012.
2. Automotive World Car Industry Forecast Report, Global Insight, 2004.
3. EngNew(산업체포탈 여기에), 탄소섬유복합재등 첨단소재가공 기계솔루션 기술개발 착수, 산업통상자원부[www.motie.go.kr](http://www.motie.go.kr). 2015. 10
4. 田丸 등, ‘플러그 인 하이브리드 카의 보급과 환경부하 저감을 위한 차체 경량화 효과’ , 제34회 복합재료 심포지움 강연 논문집, p.41-42(2009-9)
5. [http://gazoo.com/NEWS/NewsDetail.aspx?NewsId=3c9288f3\\_819f\\_4012\\_bc37\\_0a61f47d0b92](http://gazoo.com/NEWS/NewsDetail.aspx?NewsId=3c9288f3_819f_4012_bc37_0a61f47d0b92)
6. <http://autoc-one.jp/special/379795/photo/0107.html>
7. <http://www.worldcarfans.com/204030112949/porsche-carrera-gt>
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. White, M. D. and Jones, N.. "Experimental quasi-static axial crushing of top-hat and double-hat thin-walled sections." *Int. J. Mech. Sci.* **41** : 179-208, 1999.
11. White, M. D., Jones, N. and Abramowicz, W.. "A theoretical analysis for the quasi-static axial crushing of top-hat and double-hat thin-walled sections." *Int. J. Mech. Sci.* **41** : 209-233, 1999.
12. Cha, C. S., Kang, J. Y. and Yang, I. Y.. "Axial impact collapse analysis

- of spot welded hat shaped section members." *KSME International Journal* **15** : 180–191, 2001.
13. Cha, C. S., Kim, Y. N., Kim, S. K., Im, K. H. and Yang, I. Y.. "Axial impact collapse analysis of spot welded hat and double-hat shaped section members using an explicit finite element code." *KSME International Journal* **16** : 32–38, 2002.
  14. 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.
  15. 차천석. "박육단면 차체구조부재의 충격압괴 특성평가." 조선대학교 박사논문, 2000.
  16. 김정호. "경량화용 차체 구조부재의 충격 압괴특성에 관한 연구." 조선대학교 박사논문, 1996.
  17. 황창숙. "축압괴 하중을 받는 Al 박육부재의 에너지흡수제어특성." 조선대학교 석사논문, 2003.
  18. 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.
  19. 여인구. "적층구성이 다른 경량화용 CFRP 적층부재의 동적특성." 조선대학교 석사 논문, 2013.
  20. 양용준. "열습 환경하에서 CFRP 모자형 단면부재의 충격특성 평가." 조선대학교 박사학위논문, 2011.
  21. 이길성. "충격흡수용 경량화 차체구조부재의 안전성능 평가." 조선대학교 박사학위논문, 2008.
  22. 김영남·차천석·양인영. "CFRP 복합재 튜브의 압괴메카니즘에 관한 실험적 연구." 『한국자동차공학회논문집』 **10**:149–157, 2002.
  23. 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.
24. 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.
  25. 임성훈. "차체구조용 박육부재의 압괴특성에 관한 연구." 조선대학교 석사학위논문, 1995.
  26. Batterman, S. C. "plastic buckling of axially compressed cylindrical shells" ,*A1AA Hournal*, 3, 316, 1965.
  27. Watson, A. R., Reid, S. R., and Johnson, W., "Large deformation of thin-walled circular tubes under transverse loading" ,*Int. J. Mech. Sci.*, 18, 501,1976.
  28. Florence, A. L. and Goodier, J. N., "Dynamic plastic buckling of cylindrical shells in sustained axial compressive flow" , *J. Appl. Mech.*, 35, 80, 1968.
  29. Von Mises, " Mechanik der fasten Kprper im plastisch deformation Zustand" , *Nachr. Ges. Wiss. Gottingen*, 582, 1913.
  30. 김영남. "수송기계용 경량화 CFRP 복합재 박육부재의 축 압괴특성." 조선대학교 박사논문, 2002.
  31. G. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of Continuous Fiber-Reinforced Composite Tubes."*Journal of Composite Materials* 26 : 37-50, 1992
  32. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of Continuous Fiber-Reinforced Composite Tubes."*Journal of Composite Materials* 26 : 78-80, 1992
  33. G. L. Farley, R.M. Jones."Crushing Characteristics of composite Tubes with "Near-Elliptical" Cross Sections."*Journal of Composite Materials* 26 : 1741-1751, 1992
  34. G. L. Farley, R. M. Jones."Prediction of Energy-Absorption Capability

Composite Tubes ."Journal of Composite Materials 26 :  
388-404, 1991

35. 황우채. "차체 구조용 CFRP 모자형부재의 충돌 안전성능 평가." 조선대학교 박사학위 논문, 2012.
36. 박준우. "차체사이드부재의 충격흡수 능력에 관한 연구." 조선대학교 석사학위 논문, 2008. 8
37. 山中 崇史, "Energy Absorption Abilities of CFRP Cylinders due to Impact Crushing under Elevated Temperature" ,東京工業大學院 碩士學位論文, 1996.