118 한국자동차공학회논문집 제1권 제3호, pp. 118~126, 1993.

〈논 문〉 SAE NO. 933770

섬유강화 복합재료 Box Tube의 동적 충격에너지 흡수거동

Dynamic Crush Energy Absorption Characteristics of the Laminated Composite Box Tubes

강 수 춘,* 전 완 주**
S. C. Kang, W. J. Jun

ABSTRACT

Static and dynamic crushing behaviors of composite box tube show the difference with those of metal tube. This paper investigates the characteristics of static and dynamic crushing test which were conducted to characterize the energy absorption and collapse mode of composite box tubes. Sixteen kinds of tube specimens were fabricated from[0/90] woven Glass/Epoxy fabric and autoclave cured. Axial crushing tests were performed using Instron and Dynatup Impact Tester. It is shown that collapse mode and energy absorption capacity can vary according to the aspect ratio, length, loading rate, lay-up direction of fabric, and trigger geometry of the composite box tube.

주요기술용어 : Crush Energy(붕괴에너지), Collapse Mode(붕괴모드), Lay-up Direction(적층방향), Trigger Geometry(트리거형상), Composite Box Beam(복합재료 상자형 보)

1. 서 론

자동차의 정면 충돌시 발생하는 충격에너지를 흡수 및 완화하여 인명을 보호하기 위한 장비중 구조역학적 관점에서 고려할 수 있는 것으로 범퍼와 사이드레일(Side rail)이 있다. 특히 사이드레일은 발생한 충격에너지의 60~70%를 부재의 점진적인 소성변형에 의하여 흡수하는데 변형구간에서의 안정적 변형상태를 유지하기 위하여 일반적으로 닫혀진 모자모양(Closed hat)의 직사각형 상자형 튜브형상이다.[1,2] 현재 자동차에 사용되고 있는 사이드레일은 압연강판을 점용접하여 제작되고 있는데 전기자동차의 강력한 상업화 요구와 연비 및 공해문제로 차량의 경량화가 자동차업계에 절실히 요구되면서 샤시부재의 복합재료화가 활발히 논의되고 있다.[3] 연성성질의 금속소재와는 다른 붕괴거동을 나타내는 취성복합재료의 붕괴특성 및 충격에너지 흡수거동은 관련논문[4]에서 자동차의 사이드레일을 단순화시킨 정방형 상자형 보에 대한 준정적 붕괴실험의 결과 보의 두께에 따라 에너지 흡수거동이 변함을 보인 바 있다.

* 한국과학기술연구원
** 정회원, 한국과학기술연구원

본 논문에서는 최적의 에너지 흡수를 위한 안정적 붕괴를 발생시키기 위하여 같은 두께를 갖는 부재에 대하여 단면의 가로세로비 및 부재의 길이등의 기하학적 설계변수, 트리거의 형태, 직조의 적층방향, 하중의 속도등 영향인자들이 에너지 흡수거동에 미치는 변화를 관찰하고자 준정적 실험과 동적 붕괴실험을 수행하여 이들 인자가 에너지 흡수에 미치는 영향을 거시적으로 관찰하고자 한다.

2. 실 험

2.1 시편제작

본 논문에서 사용한 붕괴실험 대상시편은 선경인더스트리(주)의 유리/에폭시 직조를 사용하여 오토클레이브 성형법으로 제작하였다. 이때 적층수는 정적붕괴실험의 결과[4]로부터 해석하기가 용이하고 복합재료의 에너지 흡수성의 조절이 가능하며 복합재료 고유의 국부좌굴붕괴를 나타내는 [0/90]직조 8장으로 적층하였다. 이때 사용한 유리/에폭시 직조의 0°방향 씨줄(weft yarn)과 90°방향 날줄(warp yarn)의 섬유함유량의 차이와 직조의 적층방향에 따라 그 붕괴모드가 불안정한 전체좌굴모드로 나타날 수 있으므로[3] 대부분의 시편은 안정된 국부좌굴모드로의 붕괴를 보장하는 씨줄을 시편의 둘레방향으로 하여 적층하였다. 단면의 형상은 정방형(50mm×50mm)을 기준으로 하여 동일한 단면적을 유지하면서 가로세로비(a/b)가 1, 2, 3으로 변화하도록 3가지의 형상을 고려하였고 시편의 길이와 단면의 크기와의 관계를 살펴보기 위하여 길이를 100~250mm까지 변화시키면서 시편을 제작하였다. 이에따른 시편의 형상 및 기하학적 변수를 그림 1에 나타내었다. 시편의 안정적인 붕괴를 야기시키기 위한 트리거 기구는 45°베벨 트리거와 톱니형상의 튜울립 트리거를 사용하였다. 베벨 트리거는 Polishing machine을 사용하여 600번 사포로 만들었고 튜울립 트리거는 삼각줄을 사용하여 톱니모양으로 만들었다. 각 시편에 대한 사양은 표 1과 같다. 여기서 각 시편에 붙인 이름은 시편의 사양을 설명하는데 문자 X는 씨줄을 길이방향으로 배치한 것을 의미하고 Y는 둘레방향으로 배치한 것을 의미한다. 첫번째 숫자는 가로세로비를 의미하고 두번째 숫자는 길이비(L/50mm)를 의미한다. 마지막 문자는 트리거 기구의 종류를 나타낸다. 모든 시편의 적층순서는 $[0/90]_8$이고 두께(t)는 1.10~1.12mm이다.

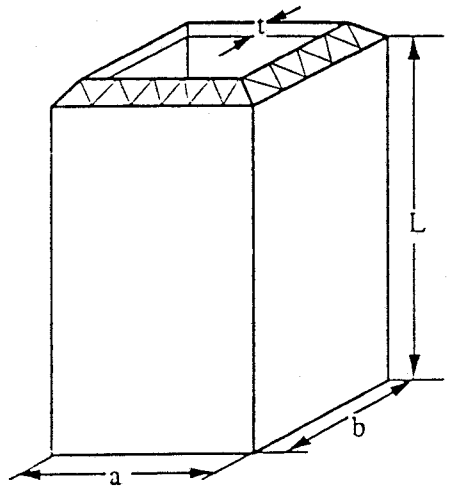


Fig.1 Test Specimen Geometry

Table 1 Dimension of Specimen

No	Specimen	a[mm]	b[mm]	L[mm]	Trigger
1	X1-2-B	50	50	100	Bevel
2	X1-3-B	50	50	150	Bevel
3	X1-3-T	50	50	150	Tulip
4	X1-3-N	50	50	150	No
5	X1-4-B	50	50	200	Bevel
6	X1-5-B	50	50	250	Bevel
7	X2-2-B	67	33	100	Bevel
8	X2-3-B	67	33	150	Bevel
9	X2-4-B	67	33	200	Bevel
10	X2-5-B	67	33	250	Bevel
11	X3-2-B	75	25	100	Bevel
12	X3-3-B	75	25	150	Bevel
13	X3-4-B	75	25	200	Bevel
14	X3-5-B	75	25	250	Bevel
15	Y1-4-B	50	50	200	Bevel
16	Y2-4-B	67	33	200	Bevel

2.2 실험장치 및 방법

정적붕괴실험은 Instron 8500 재료시험기를 사용하였다. 실험은 상온에서 수행했고 하중은 항상 시편의 길이방향으로만 작용하며 시편은 양 끝단에서 단순지지되어 회전구속은 없고 변위구속만 가해진다. 이때 트리거 부분이 윗 하중판에 의하여 지지되도록 한다. 하중은 아래 하중판의 변위제어 하중으로 가해지고 5mm/min의 속도로 준정적으로 가해지며 국부좌굴에 의한 점진적인 붕괴가 일어날 경우는 5~10cm압축하고 전체좌굴에 의한 붕괴가 일어날 경우는 시편의 벽면에서 길이방향으로의 균열(Axial splitting)이 발생할 때까지 압축한다.

동적붕괴실험에 사용한 충격시험기는 General Research사의 Dynatup 8250으로 주어진 충돌발생시간에 대해 2048개의 하중치를 기록한다. 충격에너지는 하중판 또는 충돌속도를 변화시켜 조절하는데 0.1kgf.m~85kgf.m사이에서 선정할 수 있다. 본 논문에서는 35.03kg의 하중판을 속도 3.6~3.9m/sec로 충돌시켜 충격에너지를 가하였다. 충돌방법은 시편 자체를 가속시켜서 충돌면에 충돌시키는데 이를 위하여 시편과 하중의 변화를 측정하는 Tup사이를 연결할 시편지지대를 제작하였다. 모든 충돌실험은 50msec이내에서 이루어졌다. 정적 및 동적 붕괴실험의 결과로부터 각 시편의 에너지 흡수도를 정량화하기 위하여 본 논문의 경우 사용한 시편의 단면밀도 즉 두께가 모두 같으므로 평균붕괴하중(Mean crushing load, P_m)을 사용하였다. 평균붕괴하중은 붕괴가 시작된 후 변동하는 하중의 평균하중을 나타내는데 흡수된 에너지의 붕괴진행거리에 대한 산술평균치로서 다음 식으로 정의된다. 여기서 δ는 붕괴의 진행거리이다.

$$P_m = \int_0^{\delta} P dx / \delta$$

3. 결과 및 고찰

3.1 정적붕괴실험

정적붕괴실험의 결과는 표 2에 나타내었다. 붕괴모드에서 Local은 국부적 전진좌굴붕괴를 말하고 Global은 전체좌굴을 통한 불안정한 좌굴을 나타내며 Local+Global은 처음에 국부좌굴모드로 시작된 붕괴모드가 전체좌굴로 천이한 것이다.

3.1.1 직조의 방향

씨줄방향으로 하중을 받도록 성형된 시편과 날줄방향으로 하중을 받도록 성형된 시편은 사용된 직조의 0°방향에서와 90°방향에서 표 3과 같은 재료성질의 차이에 의해 강도가 다르게 나타난다. 그림 2에 씨줄방향으로 하중을 받는 부재의 붕괴거동을 나타냈는데 전형적인 불안정한 전체 좌굴모드를 나타낸다. 전체 영역에 걸쳐서 선형 좌굴모드가 나타난 다음 좌굴 후 거동은 국부좌굴이 발생하지 않고 벽면의 불완전성이 존재하는 영역으로부터 급격한 축방향 분리가 발생하여 점진적인 붕괴에 의한 에너지 흡수는 기대할 수 없다. 즉 에너지 흡수를 위한 구조물은 축방향 하중을 지지하는 섬유군(Lamina bundle)들의 좌굴에 의한 휨 또는 굽힘을 지지해줄 둘레방향의 섬유군들이 축방향 섬유들을 충분히 지지하기 위하여 축방향 섬유군의 강도 이상의 강도를 갖도록 설계하여야 한다. 그렇지 않으면 그림 3에서 보듯이 축방향 섬유군들이 약한 둘레방향 섬유군들을 파괴하는 축방향 분리현상 또는 층간분리가 발생한다. 일반적으로 유리섬유강화 복합재일 경우 0°섬유가 많이든 부재가 90°섬유가 많이 든 부재보다 초기최대하중은 높고 평균붕괴하중은 낮게 나타난다.[3]

3.1.2 단면의 형상

단면의 형상을 결정하는 변수는 단면의 모양, 두께에 대한 단면의 크기비등이다. 정방형 상자형보에 대하여 두께에 대한 단면의 크기비에 대한 실험은 관련 논문[4]에 발표되어 안정적 붕괴와 불안정한 붕괴를 나타내는 상대밀도의 경계가 존재하고 두께가 증가함에 따라 흡수에너지의 양은 증가함을 보였다. 본 논문에서는 같은 둘레길이 또는 단면적을 갖는 직사각형 단면의 가로세로비를 1, 2, 3으로 변화시켜 실험하여 그의 좌굴모드를 그림 4에 나타내었고 그림 5에 길이에 따른 평균붕괴하중값의 변화를 나타내었다. 단

Table 2 Results of Static Crush Test

No	Specimen	Disp.[mm]	$E_{absorbed}$[kgf.m]	$P_{m\text{-}static}$[kgf]	$Mode_{collapse}$
1	X1-2-B	49.94	27.66	554.24	Local
2	X1-3-B	52.37	29.33	560.03	Local
3	X1-3-T	50.09	27.70	553.06	Local
4	X1-3-N	48.36	25.07	518.47	Local
5	X1-4-B	100.00	52.28	522.78	Local
6	X1-5-B	66.62	35.48	532.55	Local
7	X2-2-B	17.70	11.94	674.33	Local+Global
8	X2-3-B	49.94	32.91	659.02	Local
9	X2-4-B	99.95	56.21	562.35	Local
10	X2-5-B	99.95	55.59	556.22	Local
11	X3-2-B	19.94	12.52	628.05	Local+Global
12	X3-3-B	48.51	27.65	570-01	Local
13	X3-4-B	100.00	54.54	545-43	Local
14	X3-5-B	99.95	50.11	501-38	Local
15	Y1-4-B	4.02	3.68	915-48	Global
16	Y2-4-B	5.38	5.19	964-26	Global

Disp : Total crushing displacement $E_{absorbed}$: Energy absorbed

$P_{m\text{-}static}$: Static mean crshing load $Mode_{collapse}$: Collapse mode

Table 3 Meterial Property of Fabric

Load direction	Failure stress	Failure strain	Modulus
Weft	57.10×10^6Kgf/m^2	4.54%	1.52×10^9Kgf/m^2
Warp	9.41×10^6Kgf/m^2	1.64%	0.61×10^9Kgf/m^2

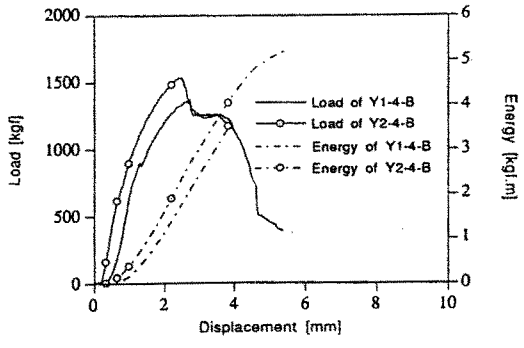


Fig.2 Load/Energy vs. Displacement under Weft Directional Load

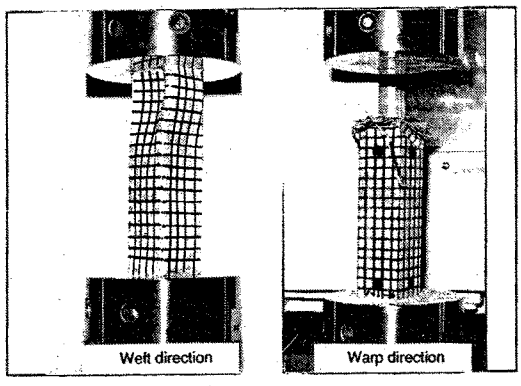


Fig.3 Collapse Mode according to Lay-up Direction of Fabric

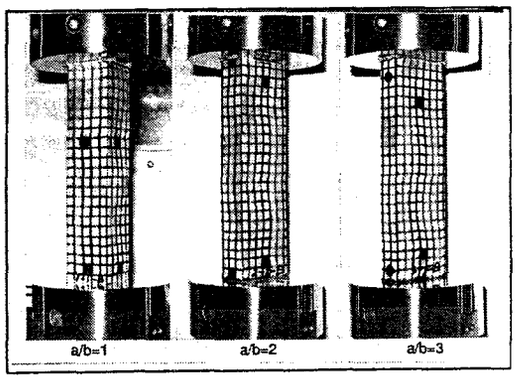


Fig.4 Buckling Mode according to Aspect Ratio of Cross Section

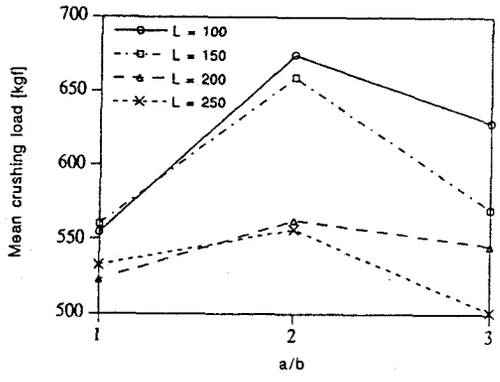


Fig.5 Mean Crushing Load according to Aspect Ratio of Cross Section

면의 형상변화에 따른 붕괴모드의 변화는 없으나 가로세로비가 2일 경우 길이와 무관하게 평균붕괴하중이 가장 크게 나타남을 볼 수 있는데 정방형인 가로세로비 1의 경우보다 평균 10% 정도, 가로세로비 3의 경우보다 8%정도 큰데 길이가 길어질수록 차이는 감소한다. 이 결과는 정방형의 경우가 가장 크다는 Thornton[5]의 결과와 약간 다른데 본 논문의 경우 최적의 가로세로비가 2 근처에 존재함을 알 수 있다. 이는 상자형보의 좌굴해석의 결과[6]와 비교하여 보면 선형 좌굴하중은 가로세로비가 증가할수록 좌굴하중은 감소하나 좌굴모드는 변화하지 않으므로 단면의 가로세로비가 좌굴에 미치는 영향은 크지 않으며, 금속의 경우 역시 에너지 흡수와 단면의 가로세로비와는 무관하다고 알려져 있다.[7,8] 따라서 좌굴

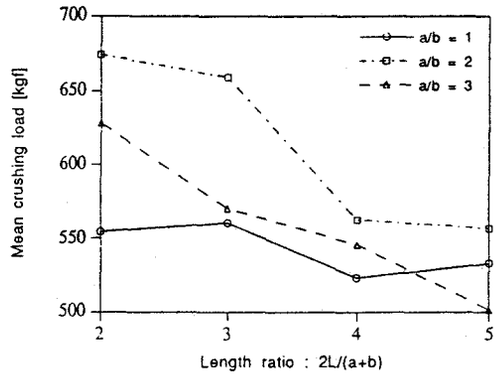


Fig.6 Mean Crushing Load according to Length Ratio

후의 평균붕괴하중은 선형 좌굴하중과는 무관하고 또한 전체 둘레의 길이가 같으므로 소성모멘트에 의한 에너지의 소비도 같다고 고려하면 본 실험의 결과는 결국 모서리에서 서로 다르게 가해지는 비틀림 모멘트에 의한 에너지 흡수의 차이로 예측된다.

3.1.3 길이의 영향

길이가 변화함에 따라 좌굴모드는 정현반파의 수로 변화하고 그에 따른 좌굴하중은 단순지지보의 좌굴하중식으로부터 길이의 제곱에 반비례하여 변화한다.[6,8] 시편은 좌굴 후 붕괴가 진전하는 과정에서 그 길이가 변함에 따라 좌굴모드는 계속해서 변화하나 붕괴 거동은 유사한 형태를 반복한다. 그림 6에 길이비의 변화에 따른 평균붕괴하중의 변화를 나타냈다. 정방향의 경우 길이의 변화에 대하여 거의 변화를 보이지 않으나 가로세로비가 증가할수록 길이가 증가함에 따라 평균붕괴하중은 감소한다. 가로세로비가 3인 경우 최고 20%정도의 에너지 흡수율의 차이를 나타낸다.

3.1.4 트리거 기구의 영향

트리거 기구는 축방향으로 하중을 받는 부재의 안정적 붕괴를 보장하기 위하여 초기 최대하중을 감소시키고 균열의 초기생성을 도움으로써 붕괴현상이 부재 전체에 걸쳐서 안정적으로 전진하도록 한다.[9] 본 논문에서는 끝단의 모서리를 따라 모서리면을 45°로 모따기한 45°베벨 트리거[9]와 90°의 홈을 낸 튜울립 트리거[10]를 사용하였고 그

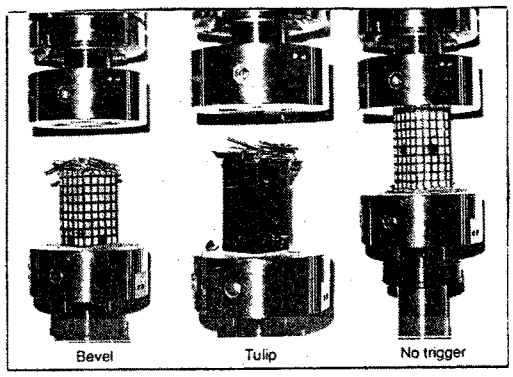


Fig.7 Collapse Mode according to Trigger Mechanism

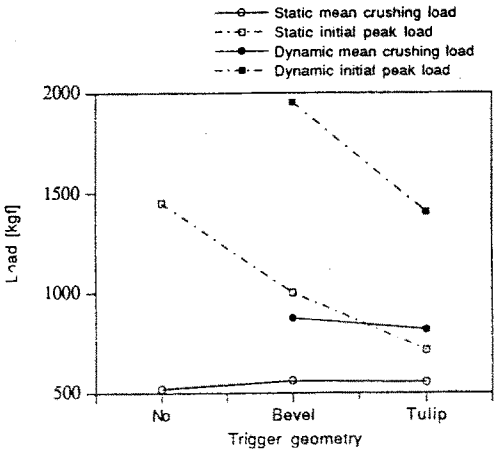


Fig.8 Mean Crushing Load and Initial Peak Load according to Trigger Mechanism

결과를 트리거는 기구가 없는 부재의 실험결과와 비교하였다. 붕괴거동은 그림 7에 나타낸 것과 같이 트리거는 집중하중에 의하여 균열을 초기화함에 따라 붕괴의 진행방향을 준다. 트리거가 없는 시편의 경우 반대 방향에서부터 붕괴가 시작되는 것을 볼 수 있는데 이것은 이부분에 존재하는 제작시의 또는 직조 자체의 불완전성에 의한 것으로 설계자가 붕괴방향을 조절할 수 없다. 또한 그림8에서 알 수 있듯이 상대적으로 작은 트리거로부터 균열을 진전시키기 위하여 큰 초기최대하중(Initial peak load)이 필요함을 볼 수 있다. 한편 튜울립 트리거는 초기최대하중을 베벨 트리거보다도 더 낮춤에 따라 보다 쉽게 붕괴가 시작하도록 하고 그 결과 에너지흡수량은 10% 정도의 증가를 나타낸다. 이는 튜울립 트리거가 많은 수의 균열을 급속히 만들 수 있기 때문에 이들이 전파하기 위하여 많은 에너지를 소비하기 때문이다.[9-11]

3.2 동적붕괴실험

동적붕괴실험의 결과는 표 4에 나타냈고 각 시편에 대하여 측정된 하중과 충격에너지의 변화는 변위와 시간의 함수로서 나타나는데 그림 9에 한 예를 나타내었다. 일반적으로 충돌 후 20 msec까지는 감속도가 매우 크고 변위는 시간의 제곱에 비례하므로 두 곡선은 비례적으로 상사성을 갖지 않는다.

3.2.1 관성력의 효과에 따른 붕괴거동의 변화

동적하중이 가해졌을 경우 취성 복합재료에서 발생하는 동적지지하중의 변화는 사용한 섬유와 충전제에 따라 그리고 적층방향에 따라 다른 경향을 보인다.[12-14] 일반적인 연성 금속의 경우는 변형율(Strain rate)에 따른 재질의 강화현상으로 동적 평균붕괴하중이 증가한다. 유리/에폭시 복합재료의 경우 적층방법에 따라 다르나 일반적으로 하중속도가 증가함에 따라 평균붕괴 하중은 증가하고 특히 [0/90]직조를 사용한 경우 약 20 %의 증가를 나타냈다.[12, 14] 본 논문의 경우 비록 3.61~3.89m/sec의 저속충돌이나 충분히 관성력의 효과가 충격에너지 흡수에 미치는 영향을 발견할 수 있었다. 표 2와 표 4에 나타낸 평균붕괴하중과 그림 10에 나타낸 붕괴진행거리에 대한 하중 및 에너지의 변화곡선으로부터 붕괴하중의 값은 좌굴모드의 변화없이 정적 붕괴하중을 기준으로 약 45% 증가하는 것으로 나타났다. 유리/에폭시 직조의 부재에서 붕괴모드의 변화없이 동적 평균붕괴하중이 증가하는 이유는 속도에 따른 관성력의 영향으로 예측된다. 본 실험의 경우 동적으로 파괴된 시편의 파편을 보면 씨줄방향으로의 섬유가 모서리 뿐만 아니라 면에서도 파괴되는데 이는 균열의 전파속도와 밀접한 관계가 있는 것으로 정적일 경우는 균열의 성장이 임의의 곡률을

Table 4 Results of Dynamic Impact Test

No	Spec.	V_i[m/sec]	E_{Ki}[kgf.m]	T[msec]	Disp.[mm]	E_a[kgf.m]	$P_{m\text{-}dynamic}$[kgf]
1	X1-2-B	3.89	27.00	20.03	36.02	28.24	784.46
2	X1-3-B	3.76	25.25	17.03	30.17	26.29	871.41
3	X1-3-T	3.77	25.34	18.28	32.47	26.46	814.89
4	X1-3-N	x	x	x	x	x	x
5	X1-4-B	3.65	23.81	16.58	28.88	24.61	852.16
6	X1-5-B	3.50	21.89	16.18	27.41	22.85	833.55
7	X2-2-B	x	x	x	x	x	x
8	X2-3-B	3.77	25.36	19.58	37.08	26.65	718.67
9	X2-4-B	3.61	23.34	18.38	31.54	24.43	774.44
10	X2-5-B	3.49	21.80	26.60	30.32	22.85	753.68
11	X3-2-B	x	x	x	x	x	x
12	X3-3-B	3.76	25.27	22.53	41.95	26.79	638.52
13	X3-4-B	3.63	23.50	18.98	30.75	24.50	796.64
14	X3-5-B	3.50	21.85	14.18	23.89	22.68	949.18
15	Y1-4-B	3.77	25.40	11.76	x	14.10	x
16	Y2-4-B	3.35	20.06	10.52	x	16.04	x

V_i : Impact velocity　　E_{Ki} : Kinematic impact energy
T : Response duration　　Disp. : Total crushed distance
E_a : Energy absorbed　　$P_{m\text{-}dynamic}$: Dynamic mean crushing load

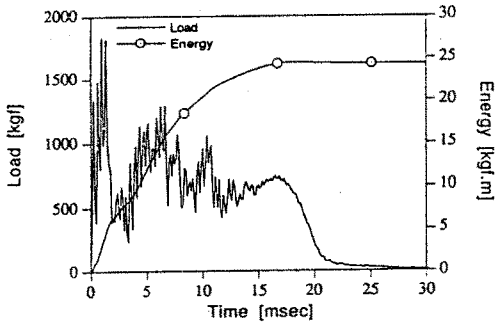
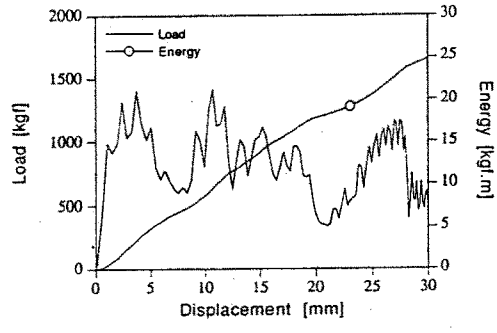


Fig.9 (a) Load/Energy vs. Time Curve for V1-4B under Dynamic Impact Load



(b) Load/Energy vs. Displacement Curve for X1-4-B under Dynamic Impact Load

이루면서 성장하다가 씨줄방향의 강한 섬유에 부딪혀서 이를 극복하지 못하고 결국 약한 날줄방향의 섬유방향으로 성장하여 모서리에서 만나나, 동적일 경우는 관성의 영향으로 빠른 속도로 전파된 균열이 면상에서도 씨줄방향의 섬유를 파괴하고 모서리에서는 매우 불규칙하게 균열을 전파한다.

3.2.2 트리거 기구의 영향

정적실험에서 트리거 기구가 초기최대하중을 감소시킴으로써 붕괴초기의 안정적 붕괴를 보장하고 흡수에너지의 양을 증가시켰다. 동적실험시는 사용한 Tup의 안정상의 이유로 베벨과 튜울립 트리거만을 대상으로 하여 실험하였다. 그림 11에 트리거 방법에 따른 에너지 변화를 나타냈

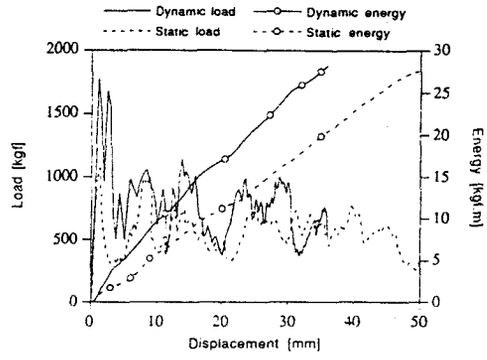


Fig.10 Static and Dynamic Load/Energy vs. Displacement

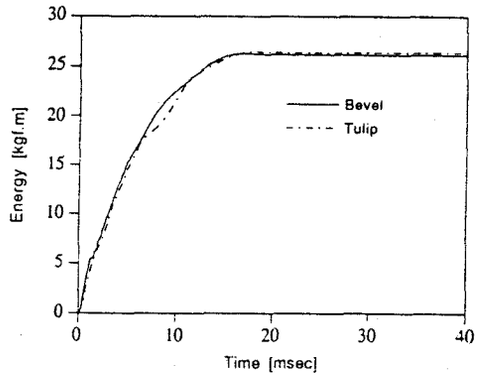


Fig.11 Energy Absorption vs. Time according to Trigger Mechanism under Dynamic Impact Load

는데 두 방법에 있어서 그림 8에서 보인바와 같이 초기최대하중의 큰 차이에도 불구하고 에너지흡수량의 차이는 없는데 이는 동적붕괴시 관성력의 효과로 두방법에 의해 생성된 균열의 정도차이가 상대적으로 감소한 것으로 고려된다.

4. 결 론

국부좌굴에 의한 붕괴모드를 갖는 유리섬유/에폭시 직조 상자형 튜브를 대상으로 단면의 가로세로비, 길이비, 직조의 적층방향, 트리거의 형상등을 변수로 정적 및 동적붕괴실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다. 섬유의 배열방향에 따라 붕괴모드가 달라지고 안정적 붕괴를 야기시키기 위해서는 하중을 전달하는 방향의 강도가 하중을 지지하는 방향의 강도보다 커야한다. 직사각형 단면의 가로세로비는 금속의 경우와는 다르게 에너지 흡수도에 영향을 주며 본 논문에서 사용한 유리/에폭시 직조의 경우 가로세로비 2 근처에서 최적의 에너지를 흡수하였다. 그리고 충격흡수부재의 길이비는 이론적인 결과대로 길이가 길수록 평균붕괴하중은 감소하나 그영향은 미약하다. 트리거의 존재는 안정적 붕괴의 보장 및 붕괴조절의 관점에서 반드시 필요하고 트리거의 형상은 충돌시 최대의 균열이 발생하도록 정해져야 한다. 본 논문의 경우 튜울립 트리거 방법이 베벨 트리거 방법보다 에너지 흡수의 면에서 우수하였다. 하중의 속도 즉 관성력의 효과는 유리/에폭시 취성복합재료의 경우 매우 크며 초속 3.61~3.89m/sec의 동적충돌의 경우 정적일 경우보다 45%정도 증가하였는데 이는 속도에 따른 관성력의 영향으로 예측된다.

후 기

본 연구는 과학기술처에서 수행한 출연연구사업의 일환으로 수행되었음을 밝히며 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. Ture Akerstrom and T. Wierzbicki, "Dynamic Crushing of Strain Rate Sensitive Box Columns", SAE paper 770592, 1978.
2. L.F. McNitt, "Truck Frame Side Rail Buckling Stresses", SAE paper 690176, 1970.
3. P.H. Thornton and R.A. Jeryan, "Crash Energy Management in Composite Automotive Structures", Int. J. Impact Engng, Vol.7, No.2, pp.167-180, 1988.
4. 강수춘, 전완주, "섬유강화복합재료 Box Tube의 Crush거동", 한국자동차공학회지, 제13권, 제5호, pp.65-72, 1991.
5. P.H. Thornton and P.J. Edwards, "Energy Absorption in Composite Tubes", J. Comp. 즉 Mate-

rials, Vol.16, pp.521-545, 1982.
6. 전완주, 강수춘, 구정서, "섬유강화 복합적층 Box Tube의 좌굴해석", 한국복합재료학회지, 제4권, 제1호, pp.118-126, 1991.
7. W. Abramowicz and N. Jones, "Dynamic Progressive Buckling of Circular and Square Tubes", Int. J. Impact Engng., Vol.4, No.4, pp.243-270, 1986.
8. Norman Jones, Structural Impact, Cambridge Univ. Press, 1989.
9. P.H.Thornton, "Effect of Trigger Geometry on Energy Absorption in Composite Tubes", Proc.5 th Int. Conf. Comp. Mat. ICCM, San Diego, California, pp.1183-1199, 1985.
10. P.H. Thornton, The Crush Behavior of Glass Fiber Reinforced Plastic Sections", Comp. Sci. Tech., Vol.27, pp.119-223, 1986.
11. P.H. Thornton, "Metal and FRP Composite Energy Absorbing Structures", Proc. advd Composites Conf. ASM/ESD, Dearborn Michigan, pp.17-25, 1985.
12. P.H. Thornton, "Energy Absorption in Composite Structures", J. Comp. Mat., Vol.13, pp.247-262, 1979.
13. D.W. Schmuser and L.E. Wickliffe, "Impact Energy Absorption of Continuous Fiber Composite Tubes", Trans. ASME, Vol.109, pp.72-77, 1987.
14. P.H. Thornton, "The Crush Behavior of Pultruded Tubes at High Strain Rates", J. Comp. Mat., Vol.24, pp.594-614, 1990.