

論文

외연 유한요소 프로그램을 이용한 복합재료 부재의 붕괴해석

문성수* · 최형연**

The crush analysis of composite structures
using the explicit finite element program

Song-Soo Moon* and Hyung-Yun Choi**

ABSTRACT

In order to analyze the crush behavior of FRP composite structures, explicit finite element program DYNA3D was modified and supplemented by new modules. These modules consisted of failure criteria, property degradation and nodal separation model which could represent the fracture behavior of composite material during the crushing. The crush simulation using this program was performed for cylindrical composite tube with various design parameters such as fiber orientation and radius or initiator. According to the analysis of simulation results, which are the force-deflection curves, failure patterns and amount of energy absorption of composite tube, we could understand the basic mechanism of crushing and the effect of design parameters.

초 록

FRP 적층판으로 제작된 부재의 신뢰도 있는 압괴 해석을 위하여 충돌 해석 전용 유한 요소 프로그램인 DYNA3D를 기본으로 새로운 모듈을 개발하였다. 복합재료의 변형 거동을 유한요소 정식화하여 프로그래밍 하였으며 파손 후의 거동을 해석적으로 구현하기 위해서 파손 판정과 강성 저하를 수치 모델링 하였다. 또한 강취성 재료인 FRP 적층판의 파단 진행 과정을 구현하기 위해서 노드점 분리 옵션을 도입하였다. 이렇게 완성되어진 유한요소 프로그램을 사용하여 적층각 및 Initiator의 곡률바닝, 그리고 파단에 영향을 미치는 값들을 해석 변수로 하여 복합재료 원통셀 부재에 대한 충돌 해석을 수행하였으며 결과들을 하중-변위 곡선, 변형 모습, 전체적인 에너지 흡수량 및 파손 종류 등에 따라 비교, 분석 하였다. 본 연구를 통하여 해석 변수에 따른 경향을 도출하였고 FRP 적층판으로 제작된 원통셀 부재의 최적 설계를 위한 기본 자료를 확보하였다.

1. 서 론

차체 경량화를 위한 연구는 최적 설계 기술과 소재 개발 기술이라는 두가지 측면으로 추진되고 있다. 복잡한 형상을 가지고 있는 자동차의 최적설계를 위한 강성해석이나 충돌해석 등을 위해서 컴퓨터를 이용한 유한요소해석을 수행하고 있으며, 소

재 개발을 위해서 자동차의 주요부품들을 복합재료나 알루미늄 등으로 대체하고자 하는 연구가 활발히 진행 중이다[1-2]. 특히 섬유강화 복합재료의 뛰어난 무게비 충격에너지 흡수 특성으로 인해서 충돌시에 발생하는 충돌에너지를 흡수해야 하는 부재에 섬유강화 복합재료를 적용하고자 하는 노력이 진행중이며, 이와 관련된 실험 논문[3,6,7]들

* 기아자동차 중앙연구소

** 홍익대학교 기계공학과

이 발표되고 있다. 이미 충분한 실험과 검증이 확보되어 있는 금속 재료와는 달리, 섬유강화 복합재료는 그 붕괴거동에 관련된 충분한 실험과 이를 뒷받침하는 해석적인 연구결과가 충분치 않은 실정이다.

본 연구에서는 섬유강화 복합재료의 충돌에너지 흡수 특성을 해석적으로 구하기 위하여 파손 판정 및 강성 저하를 수치모델링한 새로운 모듈을 개발하고 이를 충돌 해석 전용 유한요소 프로그램인 DYNA3D에 첨부하였다[5]. 이렇게 완성된 유한요소 프로그램을 사용하여 적층판 복합재료 원통셀의 적층각, 해석에 필요한 변수, 기하학적 모양 등의 설계변수들이 원통셀 구조의 붕괴 에너지 흡수량에 미치는 정도를 분석하였다.

본 논문의 해석에 사용한 복합재료 원통셀은 자동차 정면 충돌시 발생하는 충격에너지의 상당량을 흡수해야 하는 4각 단면 부재로 응용될 수 있으며 현재 사용중인 금속으로 제작된 4각 단면 부재를 적층판 복합재료 원통셀로 대체할 수 있다면 일반적으로 알려져 있는 적층판 복합재료 부재의 우수한 충격에너지 흡수성 뿐만 아니라 경량화에 따른 부가적 이점까지 얻을 수 있을 것으로 기대된다 [7].

2. 외연 유한 요소 정식화

섬유강화 복합재료는 등방성 재료가 아닌 이방성 재료이며 소성변형 영역이 거의 없는 취성 재료이다. 이러한 물성을 갖는 부재의 충돌 해석을 위하여 파손 판정과 강성 저하를 수치 모델링한 후, 유한 요소 정식화 하였다. Fig. 1은 외연 시간 적분을 사용하는 DYNA3D 프로그램의 흐름도 중에서 본 연구를 통하여 개발된 모듈을 보여주고 있다.

2-1. 정식화

방향성을 갖고 있는 이방성 물질의 해석을 위해서 응력과 변형율을 적층각에 따라 좌표변환 행렬인 $[J]$ 를 사용하여 수식(91)과 같이 전체좌표계에서 국소좌표계로 변환한다.

$$\{\epsilon_i^{[0]}\} = [J] \{\epsilon_i^t\}, \{\sigma_i^{[0]}\} = [J] \{\sigma_i^t\} \dots\dots\dots (1)$$

이때

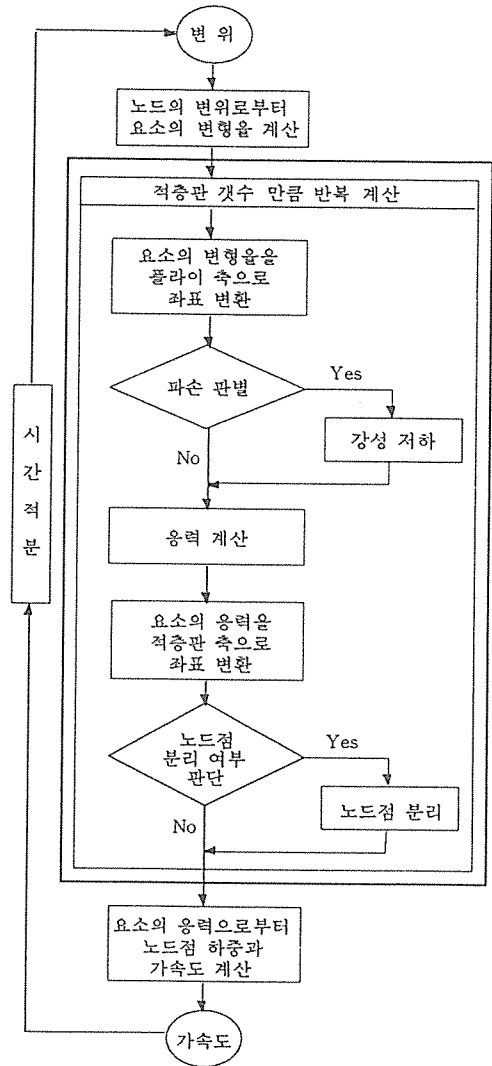


그림 1. 외연 유한요소법의 개략도 중 개발된 모듈 부분의 흐름도(굵은실선부분)

$\epsilon_i^{[0]}$: 시간 t 의 스텝에서 적층판의 섬유방향을 0도로 기준했을 때의 변형율

ϵ_i^t : 시간 t 의 스텝에서 적층판의 x방향을 0도로 기준했을 때의 변형율

$\sigma_i^{[0]}$: 시간 t 의 바로 전스텝에서 적층판의 섬유방향을 0도로 기준했을 때의 응력

σ'_{t-1} : 시간 t의 바로 전스텝에서 적층판의 x방향을
0도로 기준했을 때의 응력

이전 스텝에서 구해진 응력값을 파손 판별식 (failure criteria)에 적용하여 파손 여부를 결정한다. 섬유방향으로의 인장시, 기지재의 인장시, 또는 기지재의 압축이나 전단시에 각각 다른 파손 판별식이 적용되며 세가지 판별식에서 파손이 결정되지 않으면 강성 저하를 위한 루틴을 적용하지 않는다. 각 파손 종류별 판정식은 다음과 같다[5].

$$e_f = \frac{\sigma_{11,t-1}^2}{X_{tension}^2} + \frac{\frac{\sigma_{12,t-1}^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha \sigma_{12,t-1}^4}{\frac{S_c^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha S_c^4} \leq 1.0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$e_m = \frac{\sigma_{22,t-1}^2}{Y_{tension}^2} + \frac{\frac{\sigma_{12,t-1}^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha \sigma_{12,t-1}^4}{\frac{S_c^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha S_c^4} \leq 1.0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$e_d = \frac{\sigma_{22,t-1}^2}{4S_c^2} + \left(\frac{Y_{compress}^2}{4S_c^2} - 1 \right) \frac{\sigma_{22,t-1}}{Y_{compress}} + \frac{\frac{\sigma_{12,t-1}^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha \sigma_{12,t-1}^4}{\frac{S_c^2}{2G_{t-1}} + \frac{3}{4} \alpha S_c^4} \leq 1.0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

이때

- e_f : 섬유방향 인장 파손에 대한 판별 변수
- e_m : 기지재의 인장 파손에 대한 판별 변수
- e_d : 기지재의 압축이나 전단 파손에 대한 판별 변수
- $\sigma_{11,t}$: 시간 t일때 섬유 방향으로의 응력
- $\sigma_{22,t}$: 시간 t일때 기지재의 응력
- $\sigma_{12,t}$: 시간 t일때 전단 응력
- $X_{tension}$: 섬유의 인장 강도
- $Y_{tension}$: 섬유의 인장 강도기지재의 인장 강도
- $Y_{compress}$: 섬유의 압축 강도
- S_c : 전단 강도
- α : 전단 강도 보정 계수

파손이 결정되면 파손 종류에 따라 해당 요소의 강성과 프와송비를 감소시킨다. 파손이 결정된 요소들은 강성저하에 소요되는 스텝수를 의미하는 변수 n_f, n_m, n_d 를 사용하여 강성을 저하시키며, n_f, n_m, n_d 값이 작으면 파손 판정 시점부터 매우 급격하게 강성이 저하되고 값이 크면 완만하게 강성이 저하된다.

섬유방향으로의 인장에 의한 파손시에는 다음과 같이 강성과 프와송비를 감소시킨다.

$$\left. \begin{aligned} E_{11,t} &= E_{11,t-1} - E_{11,0} \cdot n_f^{-1} \\ G_t &= G_{t-1} - G_0 \cdot n_f^{-1} \\ v_{12,t} &= v_{21,t} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

기지재의 인장에 의한 파손시에는 다음과 같이 감소시킨다.

$$\left. \begin{aligned} E_{22,t} &= E_{22,t-1} - E_{22,0} \cdot n_m^{-1} \\ G_t &= G_{t-1} - G_0 \cdot n_m^{-1} \\ v_{12,t} &= v_{21,t} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

압축응력이나 전단응력에 의한 파손시에는 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} E_{22,t} &= E_{22,t-1} - E_{22,0} \cdot n_d^{-1} \\ v_{12,t} &= v_{21,t} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

이때

- $v_{12,t}, v_{21,t}$: 시간 t에서 프와송 비
- $E_{11,t}$: 시간 t일때 섬유 방향으로의 강성
- $E_{22,t}$: 시간 t일때 기지재의 강성
- G_t : 시간 t에서 전단 강성
- n_f : 섬유의 인장향복시 해당 물성치 감소를 위한 스텝수
- n_m : 기지재의 인장향복시 해당 물성치 감소를 위한 스텝수
- n_d : 압축 또는 전단향복시 해당 물성치 감소를 위한 스텝수

파손 판정 이후에 강성의 저하는 강성이 0가 될 때까지 진행되어야 하지만 강성이 0가 될 경우, 해당 요소들의 무한 변형 현상이 발생한다. 이것을 제어하기 위해서 잔여강성을 남겨 두는데 이 잔여강성은 초기 강성보다 매우 작은 값으로 한다. 그러나 변형을 값이 큰 대변형 문제인 경우, 이 잔여강성이 무시할 수 없을 만큼의 큰 응력을 유발하므로 이를 방지하기 위해서 파손 후에 발생하는 응력에 대한 특별한 제어가 필요하다.

구성 행렬식에 대한 강성 저하가 끝난 후, 이방성 재료의 구성방정식에 의해서 현 스텝의 응력을 구한다.

$$\{\sigma_i^{[g]}\} = \begin{bmatrix} \frac{E_{11,t}}{1-\nu_{12,t}\nu_{12,t}} & \frac{\nu_{21}E_{12,t}}{1-\nu_{12,t}\nu_{12,t}} & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_{21,t}}{1-\nu_{12,t}\nu_{12,t}} & \frac{E_{22,t}}{1-\nu_{12,t}\nu_{12,t}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\frac{1}{G_t} + \alpha\sigma_{4,t-1}^2} \end{bmatrix} \cdot \{\varepsilon_i^{[g]}\} \quad (8)$$

구해진 응력을 국소좌표계에서 전체좌표계로 변환한다.

$$\{\sigma_{i-1}^L\} = [J]^{-1} \{\sigma_i^{[g]}\} \quad (9)$$

전체 좌표계에 의한 응력으로부터 노드점의 하중을 구한다.

$$\{F_t\} = \{\sigma_t^L\} \cdot \{A_{each\ element,t}\}^T$$

$$\{F_{total}\} = \{F_{out,t+1}\} - \{F_t\} \quad (10)$$

이때

- F_t : 시간 t의 스텝에서 요소내에 발생한 응력으로부터 계산된 하중
- $F_{out,t+1}$: 시간 t의 다음 스텝에서 하중경계 조건에 의해 노드에 작용하는 하중
- F_{total} : 시간 t의 다음 스텝에서 실제로 노드에 작용하게 될 하중
- $A_{each\ element,t}$: 각 요소의 시간 t에서의 F_t 에 수직인 면적

시간적분을 수행하여 식(11)과 같이 다음 스텝에서의 변위를 구한다.

$$\left. \begin{aligned} \{a_i\} &= [M]^{-1} \cdot \{F_{total}\} \\ \{v_{t+\frac{1}{2}}\} &= \{v_{t-\frac{1}{2}}\} + \Delta t_0 \cdot \{a_i\} \\ \{x_{t+1}\} &= \{x_t\} + \Delta t_{\frac{1}{2}} \cdot \{v_{t+\frac{1}{2}}\} \\ \{\varepsilon_{t+1}\} &= f[\{x_{t+1}\}, \dots] \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

이때

- $\{a\}$: 노드들의 가속도 벡터
- $\{v\}$: 노드들의 속도 벡터
- $\{x\}$: 노드들의 변위 벡터
- Δt : time 스텝 크기
- $[M]$: 모든 요소들에 대한 질량 행렬
- f : 노드점의 변위로부터 요소내의 변형율을 계산하는 함수

위의 과정을 반복 수행한다.

2.2. 노드점 분리

복합재료의 파손 후 파단, 즉 찢어짐을 구현하기 위하여 노드점 분리 옵션을 사용하였다. 같은 좌표를 공유하는 두 노드는 인접한 4개 요소의 파손 후 변형율의 평균값이 입력된 한계치에 도달하기 전까지 마치 하나의 노드처럼 거동하고, 파손 후 변형율의 평균값이 한계치를 넘어서면 묶여 있던 노드들이 분리되어 각각 독립적으로 변형하도록 프로그래밍 하였다.

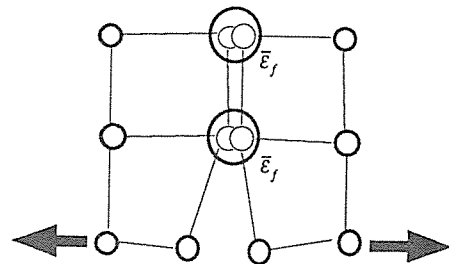


그림 2. 노드점 분리의 원리.

$$\bar{\epsilon}_f = \sqrt{\bar{\epsilon}_{fiber,f}^2 + \bar{\epsilon}_{matrix,f}^2} \dots\dots\dots (12)$$

이때

$\bar{\epsilon}_f$: 파손 후 변형율

$\bar{\epsilon}_{fiber,f}$: 섬유방향으로의 파손 후 변형율

$\bar{\epsilon}_{matrix,f}$: 기지재의 파손 후 변형율

복합재료의 파손 후 거동을 해석적으로 구현하기 위해서는 강성저하율과 파손 후 변형율의 허용치 설정이 중요하다. 강성저하율은 파손후에 요소의 강성값으로부터 잔여강성값으로 줄어드는 속도를 결정하며 파손 후 변형율의 허용치는 파손 후에 더 이상 강성의 영향을 받지 않는 시점을 결정한다. 즉 $\bar{\epsilon}_f$ 값이 작으며 파손 판정 후 파단까지의 시간이 짧아지고 $\bar{\epsilon}_f$ 값이 커지면 파손 판정 후 파단까지의 시간이 길어지게 된다.

노드점 분리 옵션을 사용하지 않았을 경우, Fig. 3과 같이 파손후에 강성은 설정된 잔여 강성의 크기까지 감소하며 잔여강성은 계속 남아있게 된다.

노드점 분리 옵션을 사용하고 허용파손 후 변형율이 작은 경우, Fig. 4와 같이 파손 후에 강성이 설정된 잔여강성의 크기까지 감소되기 이전에 파단이 발생하므로 전혀 잔여강성의 영향을 받지 않는다. 그러나 조기파단에 따른 에너지흡수량의 감

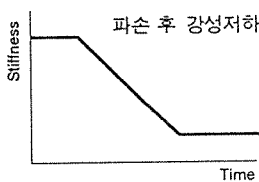


그림 3. 파손후의 강성값.

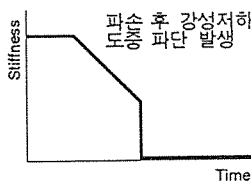


그림 4. 파손후의 강성값.

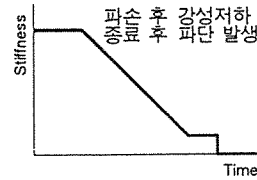


그림 5. 파손후의 강성값

소현상이 발생한다.

노드점 분리 옵션을 사용하고 허용파손 후 변형율이 큰 경우, Fig. 5와 같이 파손 후에 강성이 설정된 잔여 강성의 크기까지 감소되고 난 후 파단이 발생하므로 잔여강성의 영향을 받는다. 정확한 해석값을 얻기 위한 허용 파손 후 변형율은 실험을 통해 얻어질 수 있을 것이다.

3. 해석 및 결과

3-1. 모델링

1) 기하학적 모델링

Fig. 6에서 보여주고 있는 복합재료 원통셀의 모델링에는 4절점 셀요소 960개가 사용되었다. 또한 점진적 파손 모드를 유도하기 위한 Initiator 조건을 부여하기 위해서 강체 썬치형 부재가 원통셀에 박혀 있는 모델을 사용하였다. 썬치 부재에 의해서 주로 많이 변형하게 될 원통셀의 밑부분, 즉 썬치형 부재에 박혀있는 부분은 요소의 크기를 좀 더 작게 나누었고 썬치의 곡률이 있는 부분 또한 형상의 정확한 정의를 위해서 요소의 크기를 작게 나누었다.

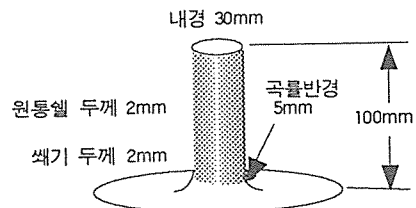


그림 6. 해석에 사용한 부재의 형상.

표 1. 해석에 사용한 물성치

E_{11}	E_{22}	G	ν_{21}	S_c
230 GPa	3.96 GPa	1.75 GPa	0.28	105 Mpa
$X_{tension}$	$Y_{tension}$	$Y_{compress}$	n_f, n_m, n_d	
1900 Mpa	90 Mpa	221 Mpa	1% step	

2) 물성치

복합재료 원통셀 부재의 붕괴해석에 사용된 물성치는 Table 1과 같다.

3) 하중조건 및 경계조건

썩기 부재를 구성하는 모든 node를 6자유도 방향으로 구속하였고 적층판 원통셀의 상단부를 강체벽(질량 18kg)이 일정속도(8m/s)로 충돌하도록 설정 하였다. 따라서 초기에 강체벽이 원통셀에 전달하는 운동에너지는 576J의 값을 갖는다.

4) 접촉면 정의

접촉면 정의를 위해서 DYNA3D의 5번 옵션(discrete nodes impacting surface)을 사용하였다. Master Elements를 썩기형 부재의 요소로, Slave Nodes를 원통셀 부재의 요소로 정의 하였고 접촉시의 마찰계수는 0.2를 사용하였다. 적층판 원통셀이 Self Contract 옵션을 사용한 해석과 사용하지 않은 해석을 각각 수행하여 비교 하였다.

3-2. 해석 및 해석 결과

1) 적층각에 따른 해석 결과

단순적층각, $[0]_4$

원통셀 부재의 적층각을 바꾸어 가면서 해석을 수행하였다. 대팔호 안에 표시된 각도는 원주방향을 0도로 정의 하였을 경우의 상대 각도를 의미하며 대팔호 내의 왼쪽에 쓰여진 각도 일수록 원통셀의 바깥쪽 적층판 임을 의미한다. Fig.7에서 필터링(SAE channel class 600)후와 전의 하중-변위 곡선을 보여주고 있다.

단순 적층각을 갖는 원통셀 부재의 경우, Fig. 8과 같이 에너지 흡수량은 전체적으로 적층 각이 $[45]_4$ 일 때 에너지 흡수량이 최소인, 위로 오목한 곡선의 경향을 보여준다.

초기 최대 하중값은 $[90]_4$ 의 적층각을 갖는 원통셀 부재가 매우 큰 값을 나타내며 다른 적층각을

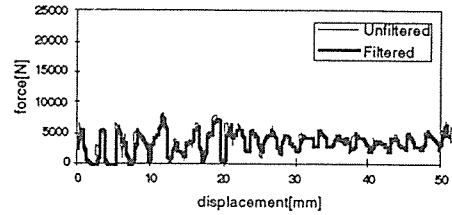


그림 7. 원통셀 부재의 적층각이 $[15]_4$ 일 때의 하중-변위 곡선.

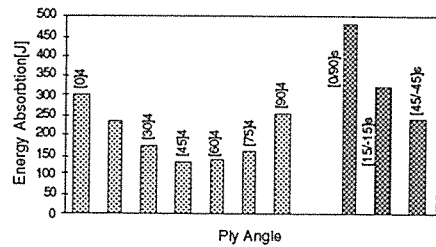


그림 8. 원통셀 부재의 적층각에 따른 에너지 흡수량.

갖는 원통셀 부재들은 비슷한 크기를 나타낸다. 적층각이 $[90]_4$ 인 원통셀 부재의 경우, 초기 최대 하중값은 크고 그 외의 하중값은 상대적으로 매우 작은 형태의 하중-변위 곡선이 나타나며, 이로부터 점진적인 파손에 의한 지속적인 에너지 흡수를 하지 못한다는 것을 알 수가 있다.

적층각이 $[15]_4$ 인 원통셀 부재의 경우, 원통셀 부재의 적층판 요소들은 썩기를 따라 굽힘이 발생하므로 셀의 안쪽 플라이는 주로 기지재의 인장파손이, 바깥쪽은 기지재의 압축파손이 발생하며 파손 부위의 전부분에 걸쳐 골고루 섬유방향 인장파손이 발생한다. 전체적인 에너지 흡수량이 크며 하중-변위 곡선도 점진적 파손에 의한 지속적인 에너지 흡수를 하고 있음을 보여준다.

적층각이 $[75]_4$ 인 원통셀 부재의 경우, 썩기 부재를 따라 발생하는 섬유방향의 굽힘 강도가 원주방향으로의 응력을 받는 기지재의 인장 강도에 비해서 매우 크므로 결국 굽힘 변형이 발생하기 전에 후프응력에 의한 기지재의 인장 파손이 먼저 발생하게 된다. 따라서 전체적으로 기지재의 인장파손이 지배적이며 전체적으로 섬유방향 인장 파손이

지배적인 [15]_s 원통셀부재 보다 적은 에너지를 흡수하게 된다.

적층각이 [30]_s와 [45]_s인 원통셀 부재의 경우, 하중이 섬유 배향각에 대해서 전단변형이 크게 발생하도록 작용하므로 다른 적층각을 갖는 원통셀 부재에 비해서 보다 많은 전단 파손이 발생한다.

결과적으로 원통셀 부재의 붕괴시 섬유방향으로의 인장 파손을 많이 유도할 수록 더 많은 에너지 흡수를 할 수 있다는 것을 알 수 있었다. 그러나 예외적으로 적층각이 [0]_s인 원통셀 부재의 경우, 주로 기지재의 압축 파손에 의한 에너지 흡수가 대부분이었으며 섬유방향으로의 파손이 발생하기 전에 기지재의 압축에 의해 파손되어 버린 요소들이 썩기부재의 곡률 부위에서 말려올라가는 해석 결과를 보여준다.

'Self contact' 옵션을 사용하여 해석한 경우의 에너지 흡수량은 옵션을 사용하지 않은 경우의 에너지 흡수량 보다 5%정도 작게 나타났다. 그러나 본 연구에서 사용된 해석 모델에서 'Self contact'이 발생하기 위해서는 요소의 파손이 선행되어야 하며 파손후에 강성이 저하된 요소가 해석에 미치는 영향은 크지 않다. 또한 'Self contact' 옵션을 사용할 경우, 추가적인 해석 시간이 소요되므로 본 연구에서 사용된 모든 해석은 이 옵션을 사용하지 않기로 했다.

· 대칭인 복합 적층판, $[\theta_a/\theta_b]_s$

대칭인 복합 적층각을 갖는 원통셀로써, 적층각이 [0/90]_s, [15/-15]_s, [45/-45]_s인 원통셀에 대하여 해석을 수행하였다. Fig.8에는 적층각에 따른 에너지 흡수량을, Fig. 11에는 적층각이 [0/90]_s일 때의 하중-변위 곡선을, 그리고 Fig. 12에는 그 변형모습을 나타내었다. Fig.8과 같이 [0/90]_s인 경우가 가장 큰 에너지 흡수량을 나타내었고 가장 작

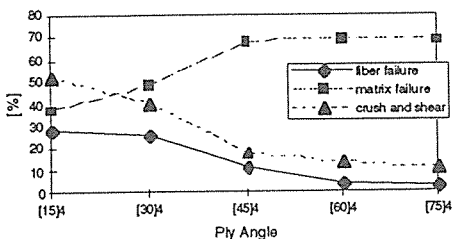


그림 9. 적층각에 따른 파손의 종류.

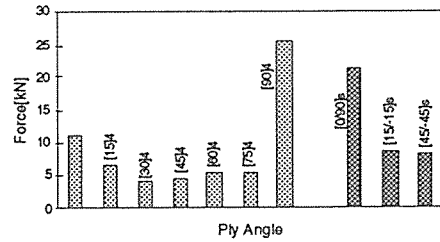


그림 10. 적층각에 따른 초기 최대 하중값.

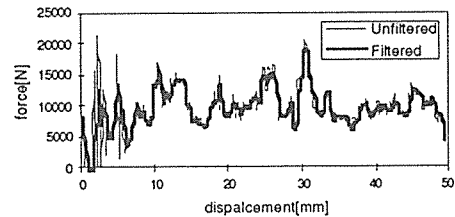


그림 11. 원통셀 부재의 적층각이 [0/90]_s일 때의 하중-변위 곡선.

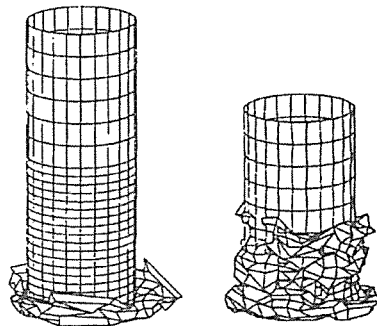


그림 12. 원통셀 부재의 적층각이 [0/90]_s일 때, 0.0025초와 0.0075초 일때의 변형 모습.

은 에너지 흡수량을 나타내는 [55/-45]_s의 경우도 단순 적층각을 갖는 원통셀들의 에너지 흡수량보다 크거나 비슷한 값을 나타내었다. 따라서 단순 적층각을 갖는 원통셀보다 복합적층각을 갖는 원통셀이 보다 유리하다는 것을 알 수 있다.

2) 썩기의 곡률에 따른 해석 결과

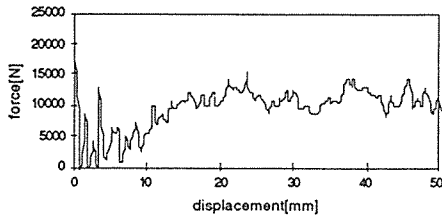


그림 13. 적층각이 $[0/90]_4$ 이고 켜기 부재의 곡률반경이 10mm인 경우의 필터링된 하중-변위 곡선.

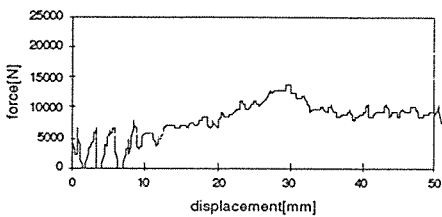


그림 14. 적층각이 $[0/90]_4$ 이고 켜기 부재의 곡률반경이 100mm인 경우의 필터링된 하중-변위 곡선.

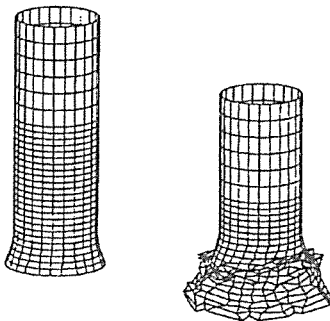


그림 15. 원통셸 부재의 적층각이 $[0/90]_4$ 일때, 켜기부재 곡률이 100mm인 경우의 0.0025초 일때와 0.0075초 일때의 변형 모습.

적층판 원통셸에 삽입되어 있는 켜기 형태 부재의 곡률 반경이 해석 결과에 어떠한 영향을 미치는지 알아보기 위하여 켜기 부재의 곡률반경을 달리 하여 해석을 수행하였다. 적층각을 해석변수로 사용했던 해석은 5mm의 곡률반경을 갖는 켜기 형태 부재를 사용하였고, 이번 해석에서는 곡률반경이

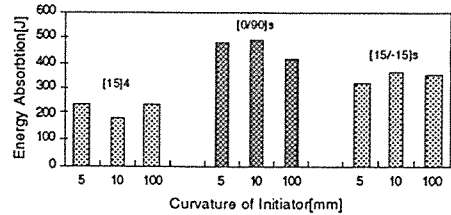


그림 16. 켜기형 부재의 곡률변경에 따른 에너지 흡수량.

10mm 일 때와 100mm 일 때의 해석을 수행하였다.

$[15]_4$ 인 단순 적층각으로 모델링된 원통셸의 경우에는 켜기의 곡률반경이 커질수록 파손된 요소들이 켜기의 곡면 부위에 묻쳐서 엉킴에 따라 해석상이 떨어지고 오차가 커지며, 실제로 곡률반경이 10mm일 때의 해석은 정상종료되지 못하였다. 이는 하중방향으로의 강성이 켜기둘레 방향의 강성보다 현저히 작아서 생기는 현상으로 판단된다.

켜기 부재의 곡률반경이 커짐에 따라 초기 최대 하중값은 작지만 점점 변위가 증가할 수록 하중값이 증가하는 형태의 하중-변위 곡선을 나타낸다. 해석이 정상종료된 경우, 세가지의 곡률반경 중, 곡률반경이 10mm일 때에 1~5% 정도 많은 에너지 흡수량을 보여주고 있으며, 하중-변위 곡선도 안정적으로 나타났으나, 정량적으로는 Fig.16과 같이 곡률반경에 따른 에너지 흡수량의 민감도가 크지 않음을 알 수 있다.

3) 노드점 분리 옵션을 적용한 해석 결과

2절에서 언급된 노드점 분리 옵션을 적용하여 복합재료 원통셸의 붕괴 해석을 수행하였다. 원통셸 부재에 노드점 분리를 위한 설정라인을 4줄로 하였으며 묶여 있는 두개의 노드가 분리 되기 위해 사용되는 허용 파손 후 변형율, $\bar{\epsilon}_f$ 는 0.3을 사용하였다. 또한 사용된 켜기의 곡률 반경은 5mm이며 강성저하율은 1%/step을 사용하였다.

노드점 분리 옵션을 사용하여 해석한 하중-변위 곡선은 Fig.17에서 보여주고 있으며, 에너지 흡수량은 노드점 분리 옵션을 적용하지 않은 경우의 에너지 흡수량 보다 20~25% 정도 감소 하였다. 이것은 노드점 분리 옵션을 적용하지 않았을 경우, 파손 후에도 잔여 강성에 의하여 에너지 흡수량에

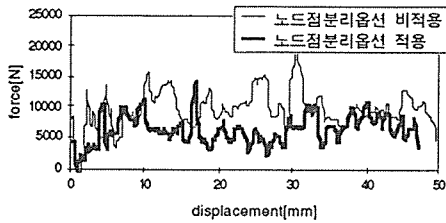


그림 17. 원통셸 부재의 적층각 $[0/90]$ 일 때, 노드점 분리 옵션을 적용한 경우의 하중-변위 곡선.

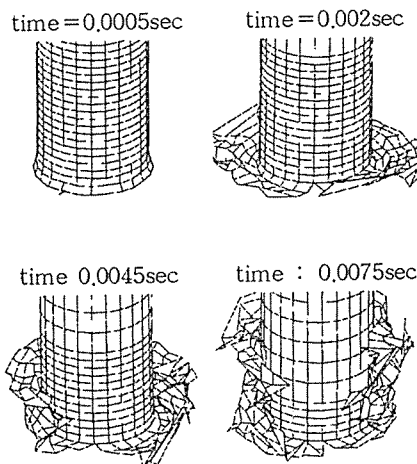


그림 18. 원통셸 부재의 적층각이 $[0/90]$ 일 때, 노드점 분리 옵션을 적용하였을 경우의 변형 모습.

영향을 미치던 요소들이 노드점이 분리됨에 따라 더이상 에너지 흡수량에 영향을 못 미치기 때문이라고 생각된다. 따라서 파손을 동반하는 해석을 수행할 경우, 노드점 분리 옵션을 적용함에 따라 잔여강성에 의한 영향을 제거할 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 복합재료로 제작된 부재의 충돌 특성을 해석적으로 파악하기 위하여 외연 유한 요소 해석 모듈을 개발하여 충돌 해석 전용 유한 요소 프로그램인 DYNA3D에 추가 하였고 이것을 사용하여 적층각, 부재의 형상등을 해석 변수로 하여

적층판 복합재료 원통셸 부재에 대한 충돌 해석을 수행하였다. 이 해석 결과에 근거하여 해석 변수들에 따른 파손의 종류와 에너지 흡수량 등에 대한 경향을 다음과 같이 찾아내고 분석하였다.

1) 적층각에 따른 해석 결과

단순 적층각을 갖는 원통셸 부재의 경우, 원주방향을 $[0]$ 으로 기준했을 때 섬유 방향 파손이 많았던 $[15]_4$ 의 적층각을 갖는 원통셸 부재가 안정적이며 많은 충돌 에너지를 흡수하는 것으로 나타났다.

대칭된 복합 적층각을 갖는 원통셸 부재의 경우, 본 연구에서는 적층각이 $[0/90]$, $[15/-15]$, $[45/-45]$ 인 경우에 대하여 해석을 수행하였고 그중에서 $[0/90]$ 의 적층각을 갖는 원통셸 부재가 가장 우수한 해석 결과를 나타냈다.

결과적으로 적층판 섬유강화 복합재료로 제작된 부재는 섬유방향의 파손을 효과적으로 유도할 수 있는 적층각이 사용되어야 충돌시 에너지 흡수능력이 좋아진다는 것을 알 수 있었다. 본 연구에서는 7가지의 단순 적층각과 3가지의 복합 적층각에 한하여 해석을 수행하였지만 보다 다양한 적층각에 대한 해석을 통하여 최적의 복합 적층각을 해석적으로 찾아낼 수 있을 것이다.

2) 썩기 부재의 곡률반경에 따른 해석 결과

Initiator로 사용한 썩기 부재의 곡률반경은 에너지 흡수량에 별로 영향을 미치지 않았다. 그러나 곡률반경이 매우 클 경우에는 해석성이 나빠지고 썩기 부재의 완만한 곡률로 인해서 초기 최대 하중 값은 작고 변위가 커질 수록 하중의 크기가 커지는 경향을 볼 수 있었다.

3) 노드점 분리 옵션에 따른 해석 결과

잔여강성의 효과로 인한 과도한 에너지 흡수량이 일어질 가능성을 줄이기 위해서 노드점 분리 옵션을 적용하여 해석하였다. 노드점 분리 옵션을 적용한 경우의 에너지 흡수량이 적용하지 않은 경우보다 약 20~50% 정도 작게 나타났다. 대변형이 동반되는 해석 문제의 경우에 잔여강성의 영향은 점점 커지며 노드점 분리 옵션을 사용함에 따라 그 영향을 제어할 수 있을 것이다.

후 기

본 연구는 교육부('95 기계공학 학술 연구 조성비(ME95-C-14))로부터 지원 받아 수행되었습니다.

참 고 문 헌

1. Hu, H., and wang, S.S., "Optimization for Buckling Resistance of Fiber Composite Laminate Shells with and without Cutouts", Composite Structure, Vol. 22, 1992. pp.3-13.
2. Kumar, N., and Tauchert, T.R., "Multiobjective Design of Symmetrically Laminated Plates", Journal of Mechanical Design, Transactions of the ASME, Vol. 114, 1992, pp.620-625.
3. 양인영, 심재기, 김선규, "충돌에 의한 차체 박육구조 부재의 에너지 흡수 특성에 관한 연구", 한국자동차공학회논문집 제3권 제5호, 1995, pp.74-81.
4. 구정서, 이석순, "전단변형 수정 방법을 사용한 적층 복합재 보 요소 개발", 한국복합재료학회지 제9권 제1호, 1996, pp.43-45.
5. "DYNA3D Theory Manual", 1994.
6. 강수춘, 전완주, "섬유강화복합재료 Box Tube의 Crush 거동", 한국자동차공학회지, Vol. 13, No.5, pp.65-72.
7. P. H. Thornton and R. A. Jeryan, "Crash Energy Management in Composite Automotive Structures", Int. J. Impact Engineering, Vol. 7, No. 2, 1988, pp.167-180.
8. M.Omar Faruque, Han C.Wang, "Crash analysis of structures made of Laminate Fibre Reinforced Composite", AMD Vol. 210/BED-Vol. 30, 1995.
9. Zhi-Hua Zhong, "Finite Element Procedures for Contact-Impact Problem", Oxford University Press, 1993, pp.233-251.
10. 이대길, "복합재료 역학 및 가공론", 성안당, 1994.
11. "PAM-CRASH Theory Manual", pp.A.3.2-1 - A.3.5-2.
12. Robert G.Whirley, John O.Hallquist, "DYNA3D Users Manual", 1994.