

유리섬유/에폭시 후판 복합재료의 경화공정 및 압밀해석

오 제 훈* . 이 대 길**
(2000년 5월 4일 접수)

Cure simulation and Consolidation for a Thick Glass/Epoxy Laminate

Je Hoon Oh and Dai Gil Lee

Key Words : Thick Composite Laminates (후판 복합재료 평판), Cure Cycle (경화 사이클), Kinetic Model (경화 구성식), Exothermic Reaction (발열반응), Temperature Overshoot (온도과승), Consolidation (압밀)

Abstract

During the curing process of thick glass/epoxy laminates, a substantial amount of temperature lag and overshoot at the center of the laminates is usually experienced due to the large thickness and low thermal conductivity of the glass/epoxy composites. Also, it takes a longer time for full and uniform consolidation. In this work, temperature, degree of cure and consolidation of a 20mm thick unidirectional glass/epoxy laminate were investigated using an experiment and a 3-dimensional numerical analysis. From the experimental and numerical results, it was found that the experimentally obtained temperature profile agreed well with the numerical one, and the cure cycle recommended by the prepreg manufacturer should be modified to prevent a temperature overshoot and to obtain full consolidation.

1. 서 론

섬유강화 복합재료는 기존의 금속재료에 비하여 비강성 (강성/밀도)과 비강도 (강도/밀도) 특성이 우수하기 때문에 첨단 항공산업 뿐만 아니라 선박 및 자동차 산업에 이르기까지 널리 사용되어 왔다.⁽¹⁾ 최근에는 군사용 또는 항공기의 일차 구조물로서 복합재료를 적용하기 위하여 열가소성 수지를 기지 (Matrix)로 하는 섬유강화 후판 복합재료에 대한 관심이 모아지고 있는 실정이다.

일반적으로 섬유강화 복합재료는 프리프레그 (Prepreg) 형태로 제공되어지며, 고품질 복합재료를 제조하기 위하여 프리프레그 제조회사에서 제공하는 경화 사이클을 적용한 오토클레이브 진공백성형 공정이 많이 사용된다. 그러나, 제조사에서 제공하는 기존 경화 사이클은 두께가 얇은 박판 복합재료를 제조하는 경우에는 적절하지만, 후판 복

합재료를 기존 경화 사이클로 제조하면 복합재료 자체의 낮은 열전도도와 내부에서 발생하는 발열반응으로 인하여 복합재료 내부에 온도과승현상이 발생하게 된다. 특히 유리섬유 강화 복합재료의 경우 탄소섬유 강화 복합재료에 비하여 열전도도가 낮기 때문에 온도과승 및 불균일한 경화가 발생할 가능성이 더 커지게 된다. 이러한 온도과승은 기지의 물성저하, 불균일한 경화, 불균일한 압밀 및 과다한 잔류 열응력의 원인이 될 수 있기 때문에, 고품질의 후판 복합재료를 제조하기 위하여 먼저 제조시 발생하는 열전달 및 레진 유동 현상을 실험과 해석을 통하여 파악해야 한다.

지금까지 실험과 해석을 통하여 후판 복합재료 제조에 관한 연구들이 많이 수행되어 왔다.⁽²⁻¹⁴⁾ Bogetti 와 Gillespie 는 후판 복합재료를 위한 2 차원 경화 시뮬레이션을 개발하여 임의의 단면형상을 가지는 후판 복합재료 내부의 온도 및 경화도 분포를 예측하였고,⁽²⁾ Ciriscioli 등은 16-200 플라이의 두께를 가지는 Graphite/epoxy 복합재료에 관한 실험을 수행하여 Loos-Springer 경화 모델을 통하여 계산한 값과 비교하였다.⁽³⁾ 초기 경화도, 압밀 및 경화 구성식과 같은 공정 변수가 온도 분포에

* 한국과학기술원 기계공학과
** 회원, 한국과학기술원 기계공학과
E-mail : dglee@kaist.ac.kr
TEL : (042)869-3221 FAX : (042)869-5221

미치는 영향을 Twardowski 등이 조사하였고,⁽⁴⁾ 무차원 변수를 도입한 모델 법칙 (Model law)에 관한 연구가 Hojjati 와 Hoa 에 의하여 수행되었다.⁽⁵⁾ 그 외에도 여러 연구자들이 경화억제제 (Inhibitor), 복합재료의 열적 성질 및 다단계 경화 (Stage curing) 기법이 후판 복합재료의 내부 온도 분포에 미치는 영향에 관한 연구를 수행하였다.⁽⁶⁻⁸⁾

경화사이클이 후판 복합재료 내부의 온도분포와 압밀에 미치는 영향도 여러 연구자들에 의하여 연구되어 왔으며,^(9-11,13) 특히 Kim 과 Lee 는 시뮬레이션을 통하여 냉각과 재가열 구간을 도입한 후판 복합재료 경화 사이클을 개발하였다.⁽⁹⁾

지금까지의 경화 공정해석은 독자적인 전용 프로그램을 개발하여 수행되었으나, 상용 유한요소 해석 프로그램을 이용하여 경화공정을 해석하는 방법이 Joshi 등에 의하여 제시되었고, 후판 복합재료, 허니컴 샌드위치 패널 및 I 형 보의 경화공정 해석에 적용되었다.⁽¹²⁾ 또한, Oh 등은 후판 Carbon/epoxy 에 대한 중간 진단시험을 수행하여 정확한 물성을 얻기 위하여 온도과속을 방지하는 수정 경화 사이클을 적용해야 함을 밝혔다.⁽¹⁴⁾

일반적인 오토클레이브 진공백 성형에서는 적층된 프리프레그가 테프론 필름 (Teflon film)이 깔린 금형위에 놓여지고, 필-플라이 (Peel ply), 테프론 필름 (Teflon film), 블리더 (Bleeder), 코울 플레이트 (Caul plate), 브리더 (Breather), 댐 (Dam) 및 진공백 등이 사용된다. 지금까지의 대부분의 연구는 적층판만 모델링 한 후, 금형과 진공백 어셈블리 사이의 열저항을 고려하기 위하여 유효 열전달 계수 (Effective heat transfer coefficient)를 사용하여 해석을 수행하거나,^(2,6,9-10) 실험적으로 측정된 적층판 표면 온도를 경계조건으로 사용하여 해석을 수행하였다.^(3-5,11,13) 하지만, 유효 열전달 계수는 금형 두께, 코울 플레이트의 두께, 테프론 필름 적층수 및 블리더의 양 등과 같은 진공백 어셈블리의 형상과 크기가 변하면 그 값이 달라지기 때문에 유효 열전달 계수를 사용하여 해석을 수행하는 것은 효과적이지 않으며 정확하게 진공백 어셈블리 효과를 모델링 할 수 없다. 또한, 적층판 표면 온도를 측정하여 경계조건으로 사용하는 경우는 진공백 어셈블리의 형상과 크기가 변하면 적층판 표면 온도가 달라지기 때문에 진공백 어셈블리의 형상이 변할 때마다 매번 실험에 의존하여 표면온도를 측정해야 한다는 단점이 있다.

또한 대부분 연구에서는 1 차원 FDM (Finite difference method) 또는 2 차원 FEM (Finite element method) 해석을 통하여 온도분포 및 경화도 분포를 예측하였다. 일반적으로 박판 복합재료 평판의

경우 두께에 비하여 폭과 너비가 매우 크기 때문에 평면 방향으로의 열전달을 무시할 수 있지만 후판 복합재료의 경우 평면 방향으로의 열전달을 무시할 수 없기 때문에 3 차원 FEM 해석을 수행하는 것이 바람직하다.

본 연구에서는 20mm 두께의 에폭시 기지 유리섬유 강화 일방향 후판 복합재료를 오토클레이브 진공백 성형을 통하여 제작하는 경우에 대하여 복합재료 내부의 온도, 경화도 분포 및 압밀 효과를 실험과 3 차원 해석을 통하여 파악하였다. 이를 위하여 먼저 DSC (Differential Scanning Calorimetry) 실험을 통하여 유리섬유/에폭시 프리프레그의 경화 구성식을 얻었고, 적층판, 금형 및 진공백 어셈블리의 효과를 모두 고려하여 3 차원 비정상 열전달 유한요소해석을 수행하였으며, 금형, 댐, 코울 플레이트 및 블리더의 두께에 따른 복합재료 내부의 온도 변화 및 경화도의 변화를 살펴 보았다. 또한, 열전달 해석으로부터 구한 온도분포를 이용하여 시간에 따른 점도 변화를 살펴보고, 이를 이용한 3 차원 레진 유동해석을 통하여 20mm 의 두께를 가지는 유리섬유 강화 복합재료를 충분히 압밀하는 데 필요한 시간을 파악하였다.

2. 공정 모델링

2.1 열전달 해석

복합재료 내부의 레진 유동에 의한 대류 열전달 효과는 무시할 수 있으며 경화공정 중에는 섬유와 레진은 항상 같은 온도를 가진다고 가정하면 열전달 지배 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽¹⁵⁾

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} \quad (1)$$

여기서, T 는 온도를 나타내고 \dot{q} 은 단위 부피당 내부 열발생량을 나타내며, ρ , c 및 k_i ($i = x, y, z$) 는 각각 복합재료의 밀도, 비열 및 각 방향의 열전도도를 나타낸다.

식 (1)의 내부 열발생량은 레진의 발열반응을 나타내며, 복합재료의 경화 구성식으로부터 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\dot{q} = \rho H_v \frac{d\alpha}{dt} \quad (2)$$

여기서 $\frac{d\alpha}{dt}$ 는 경화율을 나타내고 H_U 는 동적 주사시 발생하는 총 발열량을 나타낸다.

본 연구에서는 선경 케미컬에서 제조하는 유리 섬유/에폭시 프리프레그 (UGN150)의 경화 구성식을 얻기 위하여 DSC 장비 (General V4.1C DuPont 2200)를 이용하여 등온 주사 및 동적 주사 실험을 수행하였다. 등온 주사는 383K, 393K, 398K, 403K, 408K 에서 수행하였으며 동적 주사에서는 5K/min 의 상승속도를 사용하였다.

식 (2)의 경화율 $\frac{d\alpha}{dt}$ 는 다음과 같이 표시할 수 있다.^(16,17)

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{1}{H_U} \left(\frac{dQ}{dt} \right)_T = \frac{H_T}{H_U} \frac{d\beta}{dt} \quad (3)$$

여기서, $\left(\frac{dQ}{dt} \right)_T$ 는 등온 주사시 발생하는 열발생율을 나타내고 H_T 는 등온 주사시 발생하는 총 발열량을 나타내며 $\frac{d\beta}{dt}$ 는 등온 경화율을 나타낸다. 에폭시와 같은 열경화성 수지의 등온 경화율은 다음과 같은 실험식으로 나타낼 수 있다.⁽¹⁸⁾

$$\frac{d\beta}{dt} = (k_1 + k_2 \beta^m)(1 - \beta)^n \quad (4)$$

여기서, 상수 k_1, k_2, m, n 은 $\frac{d\beta}{dt}$ 와 β 의 관계로부터 결정되며 각 온도에서 결정된 상수는 다시 온도의 함수로 나타낼 수 있다. 일반적으로 k_1 과 k_2 는 다음과 같은 아레니우스 (Arrhenius) 형태로 나타낸다.

$$k_i = A_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) \quad (i=1,2) \quad (5)$$

여기서, A_1, A_2 는 상수이고 E_1, E_2 는 활성화에너지를 나타내며 R 과 T 는 각각 일반기체상수 (Universal gas constant)와 절대 온도를 나타낸다. m 도 지수형태의 함수로 나타낼 수 있으며 DSC 실험으로부터 m 과 n 은 다음과 같은 관계를 있음을 알 수 있었다.

$$m = C_1 \exp(-C_2 T) \quad (6)$$

$$m + n = 1.86 \quad (7)$$

Table 1 Cure kinetic parameters of the glass/epoxy composite (UGN 150)

Pre-exponential factor	A_1 (min^{-1})	2.154×10^8
Pre-exponential factor	A_2 (min^{-1})	2.366×10^8
Activation energy	E_1 (J/mole)	8.180×10^4
Activation energy	E_2 (J/mole)	6.682×10^4
Constant for m	C_1	1.876×10^1
Constant for m	C_2	8.900×10^{-3}
Constant for H_T	D_0 (J/g)	-3.767×10^2
Constant for H_T	D_1 (J/g·K)	1.228×10^0
Heat of Reaction	H_U (J/g)	120.0

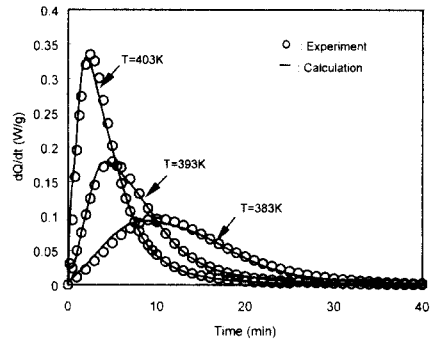


Fig. 1 Rate of heat generation of the glass/epoxy prepreg (UGN150) during the isothermal scanning

여기서 C_1 와 C_2 는 각각 상수를 나타낸다. 등온 주사시 발생하는 총발열량은 온도에 대한 1 차 함수로 나타낼 수 있다고 가정하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$H_T = D_0 + D_1 T \quad (8)$$

여기서, D_0 와 D_1 는 상수이다. DSC 실험으로부터 경화 구성식에 사용된 파라미터를 구할 수 있었으며 그 값을 Table 1 에 나타내었다. Fig. 1 은 등온 주사 실험을 통하여 얻은 등온 발열율과 식 (4)의 경화 구성식으로부터 계산된 등온 발열율을 나타낸다. Fig. 1 로부터 구성된 경화 구성식은 실험과 잘 일치함을 알 수 있었다.

식 (2)~(8)로부터 복합재료 내부의 열발생량을 계산할 수 있으며, 복합재료의 밀도, 비열 및 종방향 열전도도는 섬유와 레진 각각의 물성과 간단한 혼합물 법칙 (Rule of mixture)을 이용하여 구할 수 있다. 횡방향 열전도도는 다음과 같은 Springer-Tsai 모델을 사용하였다.⁽¹⁹⁾

$$\frac{k_x}{k_m} = \frac{k_z}{k_m} = \left(1 - 2\sqrt{\frac{v_f}{\pi}}\right) + \frac{1}{B} \left[\pi - \frac{4}{\sqrt{1 - \left(\frac{B^2 v_f}{\pi}\right)}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{B^2 v_f}{\pi}\right)}{1 + B\sqrt{\frac{v_f}{\pi}}}} \right] \quad (9)$$

$$B = 2 \left(\frac{k_m}{k_f} - 1 \right)$$

여기서, k_v 와 k_z 는 각각 복합재료의 횡방향 및 두께방향 열전도도를 나타내고, k_m 과 k_f 는 각각 레진과 섬유 of 열전도도를 나타내며, v_f 는 복합재료의 섬유부피분율을 나타낸다.

2.2 압밀 해석

압밀을 진행시키기 위해서는 복합재료 외부에서 압력이 가해져야 하며 외부압력 p_a 는 다음과 같이 레진에 가해지는 압력 p_r 과 섬유망 (Fiber network)이 지지하는 평균 유효응력 σ 로 나눌 수 있다.⁽²⁰⁾

$$p_a = p_r + \sigma \quad (10)$$

섬유의 연속성, 레진의 연속성 및 Darcy 의 법칙을 사용하면 압밀 과정중 레진 유동에 관한 지배방정식을 얻을 수 있다.⁽²¹⁾

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{v_0}{v_f} \frac{S_{xx}}{\mu} \frac{\partial p_r}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{v_0}{v_f} \frac{S_{yy}}{\mu} \frac{\partial p_r}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{v_f}{v_0} \frac{S_{zz}}{\mu} \frac{\partial p_r}{\partial z} \right) + \frac{v_0}{v_f^2} \frac{\partial v_f}{\partial t} = 0 \quad (11)$$

- v_0 : 복합재료의 초기 섬유부피분율
- v_f : 복합재료의 섬유부피분율
- S_{ii} ($i = x, y, z, no\ summation$): 각 방향의 투과율
- μ : 레진의 점도

섬유부피분율 대신 기공률 ($e = \frac{1}{v_f} - 1$)을 도입하면 식 (11)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1+e}{1+e_0} \frac{S_{xx}}{\mu} \frac{\partial \sigma}{\partial e} \frac{\partial e}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1+e}{1+e_0} \frac{S_{yy}}{\mu} \frac{\partial \sigma}{\partial e} \frac{\partial e}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1+e_0}{1+e} \frac{S_{zz}}{\mu} \frac{\partial \sigma}{\partial e} \frac{\partial e}{\partial z} \right) = \frac{1}{1+e_0} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (12)$$

섬유망이 지지하는 유효 응력과 섬유망의 투과율은 기공률을 도입하여 각각 다음과 같이 나타낼

수 있다.⁽²⁰⁾

$$\sigma = A_s \frac{\sqrt{\frac{v_f}{v_0} - 1}}{\left(\sqrt{\frac{v_a}{v_f} - 1}\right)^4} = \frac{3\pi E}{\beta^4} \frac{\sqrt{\frac{v_f}{v_0} - 1}}{\left(\sqrt{\frac{v_a}{v_f} - 1}\right)^4} = \frac{3\pi E}{\beta^4} \frac{\sqrt{\frac{1}{v_0(1+e)} - 1}}{\left(\sqrt{\frac{v_a}{v_f} - 1}\right)^4} \quad (13)$$

E : 섬유의 곡률강성 (Flexural modulus)

β : span length/span height

v_a : 최대 가능한 섬유부피분율

$$S_{xx} = \frac{r_f^2}{4k_{xx}} \frac{(1-v_f)^3}{v_f^2} = \frac{r_f^2}{4k_{xx}} \frac{e^3}{1+e}$$

$$S_{yy} = S_{zz} = \frac{r_f^2}{4k'_{zz}} \frac{\left(\sqrt{\frac{v'_a}{v_f} - 1}\right)^3}{\left(\frac{v'_a}{v_f} + 1\right)} = \frac{r_f^2}{4k'_{zz}} \frac{\left(\sqrt{\frac{v'_a}{v_f}(1+e)} - 1\right)}{(v'_a(1+e)+1)} \quad (14)$$

r_f : 섬유의 반지름

k_{xx} : 섬유 방향 Carman-Kozeny 상수

k'_{zz} : 수정 Carman-Kozeny 상수

v'_a : 횡방향 유동이 정지될 때의 섬유부피분율

경화과정중 복합재료 내부의 온도와 경화도가 변하기 때문에 레진의 점도 역시 변하게 된다. 레진의 점도는 다음과 같이 온도와 경화도의 함수로 나타낼 수 있다.⁽¹⁶⁾

$$\mu = \mu_\infty \exp\left(\frac{U}{RT} + k\alpha\right) \quad (15)$$

μ_∞ : pre-exponential factor

U : 활성화 에너지 (activation energy)

R : 일반기체상수

k : 상수

α : 경화도

경화과정중 복합재료내의 점도 분포는 식 (1)로부터 구한 온도분포와 식 (3)을 적분하여 구한 경화도를 통하여 계산할 수 있다.

식 (12)은 레진의 압력과 기공률이 복합재료 내부에서 시간과 공간에 따라 변하는 것을 나타내며 식 (10)의 평형조건, 식 (13)의 섬유 변형과 식 (14)의 투과율 및 식 (15)의 점도모델을 이용하여 해석을 수행할 수 있다.

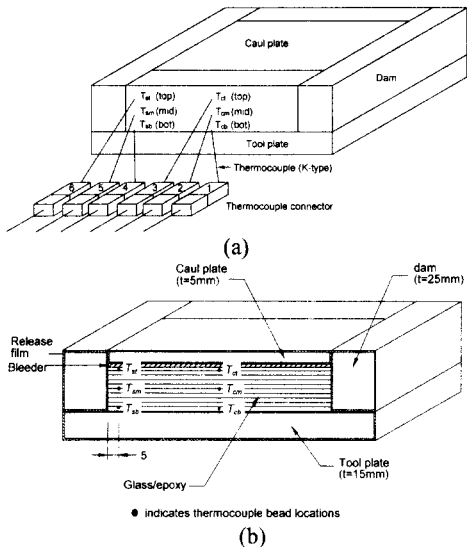


Fig. 2 Schematic diagram of the experimental setup: (a) mold assembly and (b) sectional view of the mold assembly

3. 실험

본 연구에서는 2 장의 공정모델의 해석 결과와 비교하기 위하여 선경 케미컬에서 제조하는 일방향 유리섬유/에폭시 프리프레그 (UGN 150)를 적층하여 폭 100mm, 너비 100mm, 두께 20mm의 시편을 제조하였다. 시편을 제조하기 위하여, 알루미늄 금형 ($t=15\text{mm}$)과 코울 플레이트 ($t=5\text{mm}$) 및 댐 ($t=25\text{mm}$)을 테플론 필름으로 감싼 후, 적층된 프리프레그를 금형위에 놓고 적층판 윗면과 네 측면에 각각 코울 플레이트와 댐을 설치하였다. 그 다음 진공백으로 금형 어셈블리를 감싼 후 오토클레이브에 장착하고 제조사에서 추천하는 경화 사이클을 사용하였다. Fig. 2(a)에 금형 어셈블리에 관한 개략적인 그림을 나타내었다. 제조사에서 추천하는 경화 사이클에 따르면, 먼저 상온에서 80°C 까지 $4^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 의 승온속도로 가열하고 잉여 레진의 제거와 압밀을 위하여 80°C 에서 30분간 유지시킨다. 그 다음 경화온도인 125°C 까지 $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 의 승온속도로 가열한 후, 완전히 경화시키기 위하여 125°C 에서 120분간 유지시킨다. 경화공정 중 압력은 0.6MPa 로 일정하게 유지시켰다.

경화공정중 복합재료 내부의 온도 변화를 알아보기 위하여 복합재료 밑면에서 10플라이 위에 위치한 부분과 중심부 및 윗면에서 10플라이 아래에 위치한 부분의 온도를 측정하였다. 복합재료 적층판의 중심 단면에서 중심부와 가장자리부에 각각 3개씩 총 6개의 K-type 열전대를 사용하였

으며 Fig. 2(b)에 사용된 열전대의 위치를 나타내었다.

4. 3차원 유한요소 모델링

4.1 열전달 모델

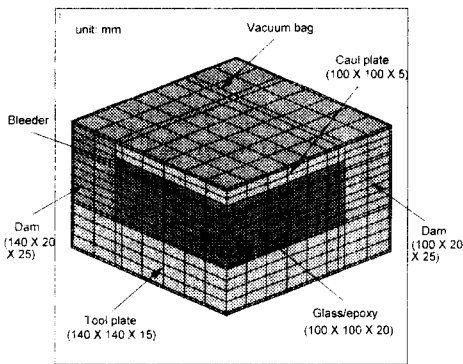
2 장의 공정모델 중에서 열전달 해석으로부터 경화시 복합재료 내부의 온도분포를 계산할 수 있으며, 이를 위하여 내부 레진의 발열반응으로 인한 열발생항을 고려한 비정상 열전달 해석을 수행해야 한다. 일반적으로 많은 연구자들이 유한차분법이나 유한요소법을 이용하여 독자적인 프로그램을 만들어 계산을 수행하였으나,^(2-4,6,8-11,13) 비정상 열전달 해석을 수행할 수 있는 상용 유한요소 프로그램을 사용해서도 계산할 수 있기 때문에,⁽¹²⁾ 본 연구에서는 상용 프로그램인 ANSYS를 사용하여 열 발생항을 고려한 3차원 비정상 열전달 해석을 수행하였다. 일반적으로 널리 사용되고 있는 상용 프로그램은 전처리와 후처리 과정이 우수하기 때문에 상용 프로그램을 사용하여 경화공정을 해석할 수 있으면 상용 프로그램의 여러 가지 장점을 이용할 수 있다.

상용 프로그램을 이용하여 경화공정을 해석하기 위하여 먼저 초기에는 경화가 이루어지지 않았다고 가정하고 (경화도 $\alpha=0$) 열전달 해석을 수행하여 각 절점의 온도분포를 얻은 후, 각 절점의 온도에 대한 경화율과 경화도를 경화 구성식으로부터 계산하여 각 절점에서의 발열량을 구하였다. 이 발열량은 다음 시간스텝에서 각 절점에서의 열원으로 적용되고 이런방법을 통하여 주어진 경화 사이클동안 계산이 수행되도록 하였다. 경화 구성식의 경화율과 경화도의 관계로부터 경화도를 계산하기 위하여 4차 Runge-Kutta법을 사용하였다. 금형 및 진공백 어셈블리를 정확히 모델링하기 위하여 유리섬유/에폭시 복합재료 뿐만 아니라, 금형, 코울 플레이트, 댐, 테플론 필름 및 진공백도 모델링에 포함시켰다. 서로 접촉하는 부분에서의 열저항은 무시할 수 있다고 가정하였으며 오토클레이브 내부의 공기와 진공백 사이의 열전달 계수는 $70\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ 라고 가정하였다. 횡방향 열전도도를 제외한 유리섬유/에폭시 복합재료의 물성은 2장에서 설명한 것과 같이 Table 2에 나타난 각 재료의 물성과 간단한 혼합물 법칙을 사용하여 계산하였고, 복합재료의 횡방향 열전도도는 식 (9)를 사용하여 계산하였다.

비정상 열전달 해석을 하기 위하여 Table 2와 식 (9)로부터 계산된 물성과 식 (2)에 나타난 내부

Table 2 Physical and thermal properties of the used materials

Properties	Units	Values
Density of resin	kg/m ³	1210
Density of fiber	kg/m ³	2540
Density of aluminum	kg/m ³	2720
Density of teflon film	kg/m ³	2200
Density of nylon bag	kg/m ³	1140
Density of bleeder	kg/m ³	260
Thermal conductivity of resin	W/m-K	0.24
Thermal conductivity of fiber	W/m-K	1.04
Thermal conductivity of aluminum	W/m-K	220
Thermal conductivity of teflon film	W/m-K	0.40
Thermal conductivity of nylon bag	W/m-K	0.24
Thermal conductivity of bleeder	W/m-K	0.07
Specific heat of resin	J/kg-K	1740
Specific heat of fiber	J/kg-K	920
Specific heat of aluminum	J/kg-K	903
Specific heat of teflon film	J/kg-K	1050
Specific heat of nylon bag	J/kg-K	1670
Specific heat of bleeder	J/kg-K	1350

**Fig. 3** Finite element model for the heat transfer analysis

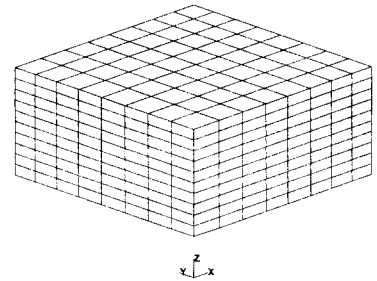
발열량을 ANSYS 에서 제공하는 3 차원 8 절점 솔리드 요소에 입력하였고, 30 sec 의 시간스텝 크기 ($\Delta t=30\text{sec}$)를 사용하였다. 기하학적 형상과 물성이 대칭이기 때문에 전체 모델을 1/4 부분만 해석하였으며 Fig. 3 에 해석에 사용된 유한요소 모델을 나타내었다. 유한요소 모델에 사용한 요소의 개수는 1530 개이고 절점의 개수는 1980 개이며 유리섬유/에폭시 복합재료의 모델링에 사용된 요소는 240 개이다.

4.2 압밀 모델

경화과정중 복합재료 내부의 레진 압력분포는 식 (12)의 압밀 모델로부터 계산할 수 있다. 식 (12)에서 각 방향 투과율과 섬유망이 지지하는 유

Table 3 Consolidation parameters of the glass/epoxy composite (UGN 150)

	β	225
Fiber deformation	v_0	0.5
	v_a	0.829
	r_f [m]	5×10^{-6}
Fiber permeability	k_{xx}	0.7
	k'_{zz}	0.2
	v'_a	0.8
Viscosity model	μ_∞ [Pa·s]	1.448×10^{-16}
	U [J/mole]	1.103×10^5
	k	13.2

**Fig. 4** Finite element model for the resin flow analysis

효율력은 모두 기공률 (e)의 함수로 나타낼 수 있고 시간에 따른 집도는 위에서 설명한 열전달 해석으로부터 구한 온도와 경화도 및 식 (15)를 사용하여 계산할 수 있기 때문에, 식 (12)는 내부 열 발생이 없는 비정상 비선형 열전달 해석 지배방정식과 같은 형태를 가지게 된다. 따라서 본 연구에서는 비정상 비선형 열전달 해석을 수행할 수 있는 상용 프로그램인 ANSYS 를 사용하여 식 (12)의 3 차원 레진 유동을 해석하였다.

일방향 유리섬유의 압밀 파라미터에 관한 문헌은 거의 없기 때문에 문헌에 있는 일방향 탄소섬유 압밀 파라미터를 사용하여 계산을 수행하였다. 섬유의 곡률강성과 섬유의 지름을 제외한 나머지 값은 Gutowski 등⁽²⁰⁾이 사용한 일방향 탄소섬유의 압밀 파라미터를 이용하였고, 사용된 레진의 점도 모델은 Kim 과 Lee 가⁽²²⁾ 실험한 점도 데이터를 식 (15)와 비교하여 얻었다. Table 3 에 사용한 압밀 파라미터와 점도 모델을 나타내었다.

식 (12)에 나타난 각 항의 계수를 Table 3 에 나타난 압밀 파라미터를 사용하여 기공률의 함수 형태로 나타낸 후, ANSYS 에서 제공하는 3 차원 8 절점 솔리드 요소의 비선형 물성으로 입력하여 해석을 수행하였다. 초기에는 외부 압력은 모두 레진 압력이 지지하고 섬유망에 작용하는 응력은 없다

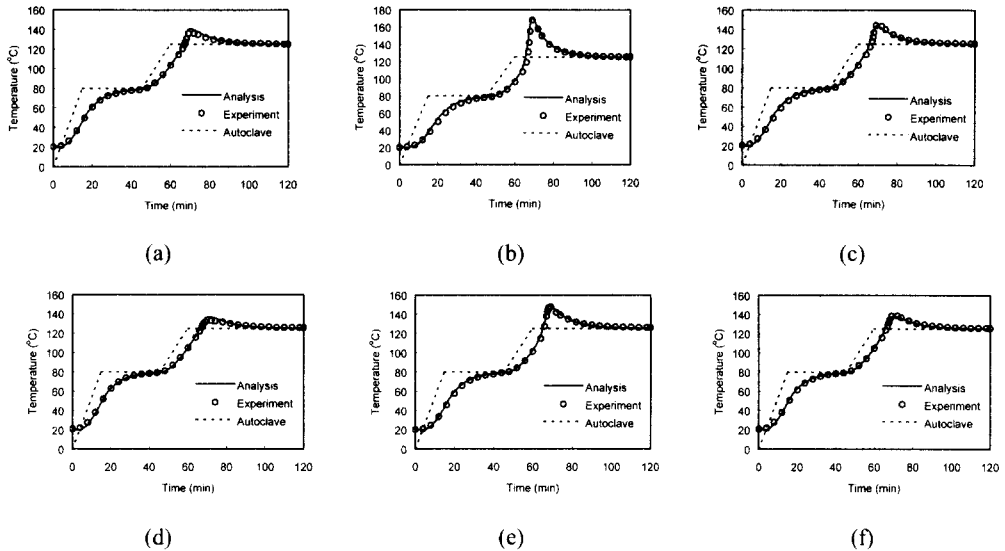


Fig. 5 Temperature profiles of the glass/epoxy laminate cured by the conventional cure cycle: (a) bottom of the centerline (T_{cb}), (b) mid of the centerline (T_{cm}), (c) top of the centerline (T_{ct}), (d) bottom of the sideline (T_{sb}), (e) mid of the sideline (T_{sm}) and (f) top of the sideline (T_{st})

고 가정하였으며, 블리더는 복합재료의 바깥면 중 금형과 접촉한 아래면을 제외한 나머지 다섯 면을 둘러싸고 있다고 가정하였다. 경계조건으로 복합재료의 바깥면 중 블리더와 접촉하는 부분에서는 레진 압력을 0으로 하였고 블리더와 접촉하지 않는 복합재료의 바깥면 부분에서는 수직 방향으로 레진 유동이 없다고 가정하였다. 10sec의 시간스텝 크기 ($\Delta t=10\text{sec}$)를 사용하였고, 기하학적 형상과 물성이 대칭이므로 전체 모델의 1/4만 해석하였으며 해석에 사용된 3차원 유한요소 모델을 Fig. 4에 나타내었다.

5. 결과 및 토의

열전달 해석 모델의 타당성을 검증하기 위하여 3장에서 설명한 것과 같이, 폭 100mm, 너비 100mm, 두께 20mm의 일방향 유리섬유/에폭시 평판을 오토클레이브 진공백 성형공정으로 제조하였으며 경화시 복합재료 내부의 온도변화를 6개의 열전대를 사용하여 측정하였다. 또한, 복합재료 뿐만 아니라 금형과 댄 및 진공백 어셈블리를 모델링하여 3차원 유한요소해석을 수행하였으며 Fig. 5에 실험결과와 해석결과를 비교하여 나타내었다. Fig. 5에서 알 수 있듯이, 실험결과와 해석결과는 잘 일치하였으며, 실험을 통하여 복합재료 평판의 중심부에서 경화중 발열반응으로 인한 온도과승 현상이 발생하는 것을 알 수 있었다. 복합재료 평판 중심단면의 가운데 부분과 가장자리 단면의 가

운데 부분에서 최대 온도는 각각 168.5°C와 148.1°C 이었고, 코울 플레이트와 금형의 두께가 다르기 때문에 위 부분의 온도와 아래 부분의 온도는 서로 일치하지 않았다. 가장자리 단면부의 온도가 중심단면의 온도보다 낮은 이유는 복합재료 내부의 발열이 가장자리에서 더 빨리 바깥쪽으로 전달되기 때문이라고 사료된다. 복합재료 평판의 최대온도가 복합재료에 사용된 레진의 경화후 유리전이온도 (T_{gx})인 140°C보다 높기 때문에, 제조사에서 추천하는 경화 사이클을 사용하여 후판 복합재료를 경화시키는 경우 레진의 물성저하 (Degradation)가 발생할 가능성이 높음을 알 수 있었다.

Fig. 6은 1차원 해석과 3차원 해석을 이용하여 계산된 복합재료 평판 중심단면의 가운데 부분에서의 시간에 따른 온도분포를 나타낸다. 1차원 해석에서는 아래면과 윗면을 통해서만 내부의 열이 전달되지만, 3차원 해석에서는 내부의 열이 아래면과 윗면 뿐만 아니라 옆면으로도 전달이 되기 때문에, 1차원 해석은 3차원 해석에 비하여 약간 높은 온도를 예측하였으며 온도 과승이 발생한 이후 온도의 냉각속도가 더 낮았다. 일반적으로 계산 시간과 비용을 줄이기 위하여 경화공정을 해석할 경우 1차원 해석을 수행하지만, 위의 결과로부터 정확한 온도분포를 예측하기 위하여 1차원 해석보다 3차원 해석을 수행하는 것이 바람직하다

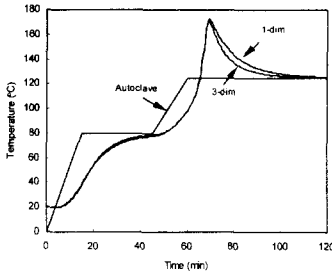


Fig. 6 Temperature profile at the center of laminate obtained from one-dimensional and three-dimensional analysis

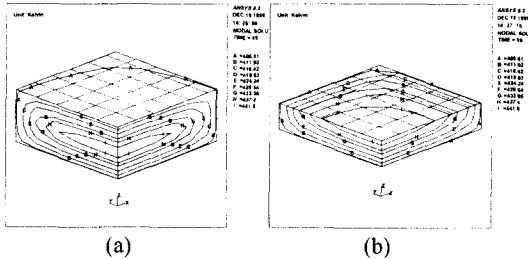
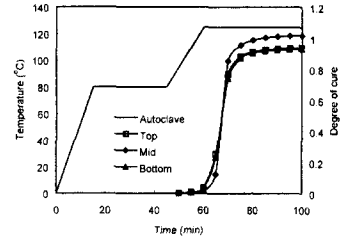


Fig. 7 Temperature contours in the laminate at the time when the maximum temperature occurred: (a) quarter model of the laminate and (b) half of the quarter model

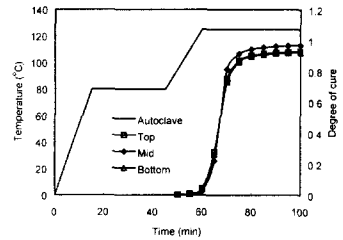
는 것을 알 수 있었다.

복합재료 평판 중심부에서 최대온도가 발생하는 시간에서의 온도 분포를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7(a)는 복합재료 평판의 1/4 모델을 나타내는 그림이고 Fig. 7(b)는 Fig. 7(a)의 복합재료 평판 모델을 두께 방향으로 절단한 그림이다. Fig. 7에 나타난 것과 같이, 내부의 발열반응으로 인하여 복합재료 평판 중심부의 온도가 가장 높고 가장자리로 갈수록 온도가 감소하였으며, 중심부와 가장자리부의 온도차이는 35.2°C 이었다. 또한, 일방향 유리섬유/에폭시 복합재료의 경우 섬유 방향과 섬유에 수직인 방향의 열전도도는 거의 차이가 없기 때문에 Fig. 7(b)와 같이 단면에서의 온도 분포는 거의 대칭적으로 나타났다.

Fig. 8은 복합재료 평판의 중심단면과 가장자리 단면에서의 시간에 따른 경화도 분포를 나타낸다. 중심단면의 가운데 부분은 초기에는 복합재료의 낮은 열전도도때문에 경화가 서서히 진행되다가 내부 발열 반응에 의하여 급격한 경화가 발생함을 알 수 있었다. 중심단면에서는 가운데 부분과 아래 및 윗부분과의 온도차이가 크기 때문에 가운데 부분과 아래 및 윗부분의 경화도 차이가 크게 발생하였고, 가장자리단면에서는 중심단면에 비해



(a)



(b)

Fig. 8 Degree of cure profiles of the glass/epoxy laminate cured by the conventional cure cycle: (a) at the centerline and (b) at the sideline

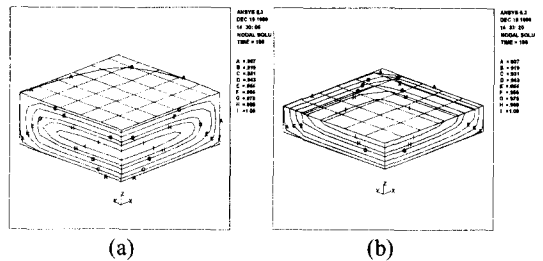


Fig. 9 Contours of degree of cure in the laminate after completion of cure: (a) quarter model of the laminate and (b) half of the quarter model

상대적으로 온도차이가 작기 때문에 경화도 차이도 중심단면보다 작게 나타났다. 경화가 종료되었을 때 복합재료 내부의 경화도 분포를 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9(a)와 Fig. 9(b)는 각각 Fig. 7(a)와 Fig. 7(b)에 대응하는 모델이며 Fig. 9로부터 복합재료 중심부에는 완전한 경화가 이루어진 반면, 가장자리는 경화가 완전히 이루어지지 않음을 알 수 있었다. 복합재료 중심부와 가장자리부에서 대략 10% 정도의 경화도 차이가 발생하였고 이러한 경화도의 불균일성은 복합재료 내부의 잔류열영향을 발생시켜 복합재료 품질을 저하시키는 원인이 될 수 있다.

오토클레이브 내부의 공기와 진공백 사이의 대류 열전달 계수, 잉여 레진을 제거하기 위한 블리더의 두께, 금형, 코울 플레이트 및 댐의 두께 변

화는 최대 과승 온도 및 시간과 같은 복합재료 내부 온도분포에 영향을 미치기 때문에 본 연구에서는 위의 변수가 내부 온도 분포에 미치는 영향에 대하여 조사해 보았다.

오토클레이브 내부의 공기와 진공백 사이의 대류 열전달 계수의 변화에 따른 복합재료 중심부의 온도변화를 살펴보기 위하여 대류 열전달 계수를 변화시키면서 3 차원 해석을 수행하였고 그 결과를 Fig. 10에 나타내었다. Fig. 10(a)에서 알 수 있듯이, 대류 열전달 계수가 감소할수록 복합재료 중심부의 온도 과승현상은 감소하였고 최대온도가 발생하는 시간은 증가하였으며, 오토클레이브 온

도와의 차이는 증가하였다. 또한, Fig. 10(b)로부터 대류 열전달 계수가 증가할수록 복합재료 중심부의 최대온도와 최대온도가 발생하는 시간은 일정한 값에 수렴하는 것을 알 수 있었다. 대류 열전달 계수가 낮은 경우에는 오토클레이브의 온도가 복합재료 내부로 전달 되는 데 시간이 많이 필요하기 때문에 복합재료 내부가 천천히 가열되는 것과 같은 효과를 가지게 된다. 따라서 내부 발열반응의 진행 속도가 감소되어 온도 과승이 줄어들지만, 대류 열전달 계수가 높은 경우에는 복합재료 내부가 빨리 가열되기 때문에 내부 발열반응의 진행 속도가 증가하여 온도 과승이 증가하게 된다.

일반적으로 복합재료를 경화하는 경우 내부의 잉여 레진을 제거하고 높은 섬유부피분율을 얻기 위하여 블리더를 사용하며, 블리더의 양을 증가시키면 섬유부피분율이 증가한다. 하지만, 블리더는 열전도도가 낮기 때문에 단열재 역할을 하며 블리더의 양이 증가하면 복합재료 내부의 온도 과승도 증가하게 된다. 블리더의 양이 경화공정 중 복합재료 내부 온도 분포에 미치는 영향을 알아 보기 위하여 블리더의 두께를 변화시켜면서 해석을 수행하였으며, Fig. 11에 블리더 두께에 따른 복합재료 내부 온도분포를 나타내었다. Fig. 11(a)는 블리더 두께에 따른 복합재료 중심단면의 가운데 부분에서의 온도 분포를 나타내며, 블리더의 두께가 증가할수록 가운데 부분의 최대 온도와 그때의 시간은 증가하였고, 초기에 오토클레이브 온도와 차이가 증가하였다. Fig. 11(b)는 블리더 두께에 따른 복합재료 중심단면의 윗부분에서의 온도 분포를 나타내며, 블리더 두께가 증가할수록 윗부분의 최대 온도는 급격히 증가하였다. 블리더의 두께가 증가하면 블리더의 낮은 열전도도로 인하여 오토클레이브 내부의 온도가 복합재료로 천천히 전달되지만 발열 반응으로 인하여 발생한 열이 바깥으로 빨리 빠져나가지 못하기 때문에 온도 과승이 더 커지게 된다. 또한, 윗부분에 놓여진 블리더에 의하여 열이 윗면으로 빠져나가지 못하기 때문에,

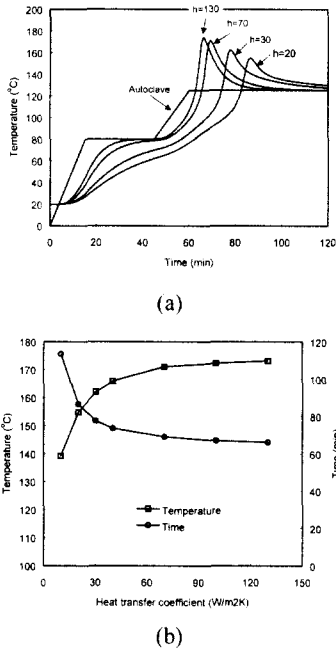


Fig. 10 Effect of convective heat transfer coefficients on the midpoint temperature: (a) temperature profiles and (b) maximum temperatures and corresponding times

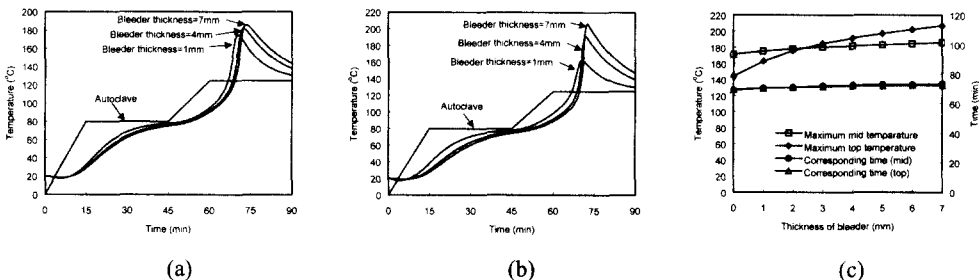


Fig. 11 Effect of the thickness of bleeder on temperature in the laminate: (a) temperature profiles at the center, (b) temperature profiles at the top and (c) maximum temperatures and corresponding times

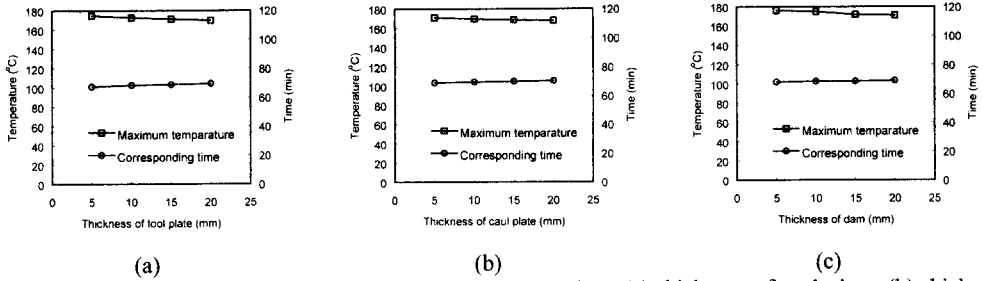


Fig. 12 Maximum temperatures and corresponding times for various (a) thickness of tool plate, (b) thickness of caul plate and (c) thickness of dam

블리더의 두께가 증가하면 복합재료의 중심부보다 윗부분의 온도가 더 증가하게 된다. 따라서 후판 복합재료를 경화하는 경우, 최종 섬유부피분율로부터 블리더의 두께가 결정되면, 블리더에 의한 온도 분포의 변화를 고려해 주는 것이 바람직하다. 블리더 두께에 따른 중심단면의 가운데 부분과 윗부분 최대 온도 및 그때의 시간을 Fig. 11(c)에 정리하여 나타내었다.

금형, 코울 플레이트 및 댐의 두께와 같은 금형 어셈블리의 두께변화에 따른 복합재료 내부의 온도 변화를 알아보기 위하여 해석을 수행하였으며, 각 경우에 대한 결과를 Fig. 12에 나타내었다. 금형 어셈블리의 두께가 증가할수록 최대 과승 온도는 약간 감소하였고 그때의 시간은 약간 증가하였다. 금형 어셈블리의 두께가 증가하면 복합재료와 오토클레이브 내부사이의 열저항이 증가하기 때문에 복합재료가 천천히 가열되는 효과를 가지게 되어 내부의 온도 과승이 약간 감소하게 된다. Fig. 10~12 으로부터 오토클레이브 내부와 진공백사이의 대류 열전달 계수의 변화 및 블리더의 두께가 복합재료 내부의 온도 분포에 가장 큰 영향을 미치며 금형, 코울 플레이트 및 댐과 같은 금형 어셈블리의 두께 변화는 거의 영향을 미치지 않음을 알 수 있었다.

오토클레이브 진공백 성형을 통하여 복합재료를 제조하는 경우 잉여레진을 제거하고 고품질의 복합재료를 얻기 위하여 압밀 공정이 필요하다. 잉여레진은 블리더를 사용하여 제거하며 블리더는 복합재료 평판의 윗부분에 설치한다. 복합재료의 두께가 얇은 경우는 두께방향으로의 1 차원 레진 유동에 의한 압밀 공정만으로 충분하지만, 두께가 두꺼워지면 1 차원 레진 유동만으로는 제한된 시간동안 충분한 압밀이 이루어지지 않기 때문에, 충분한 압밀을 위해서는 프로세싱 시간을 길게 하거나 두께방향 뿐만 아니라 평면방향의 레진 유동도 함께 고려해야 한다.

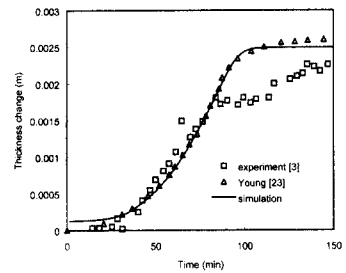
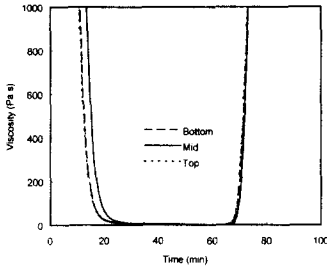


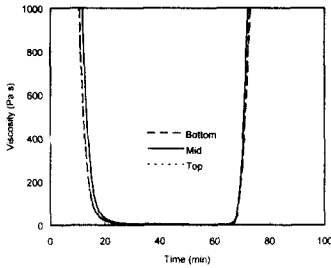
Fig. 13 Simulated variations of laminate thickness compared to the available experimental (3) and numerical result (23)

일반적으로 압밀 공정은 진공백 어셈블리 외부에서 가해진 압력에 의하여 진행되고, 복합재료 내부 온도의 상승으로 인하여 레진의 점도가 감소되어 유동성이 증가하면 압밀이 활발히 이루어지게 되며, 레진의 점도가 낮을수록 완전히 압밀되는 데 필요한 시간은 단축된다. 제조사에서 추천하는 경화 사이클은 2 단계로 온도를 유지시키도록 구성되어 있는데, 이중 첫번째 온도 유지구간이 압밀 공정을 위한 것이다. 제조사에서 추천하는 경화 사이클은 두께가 얇은 복합재료에 적용하도록 구성되어 있기 때문에 두께가 두꺼운 경우에는 충분한 압밀을 위하여 첫번째 온도 유지구간에 필요한 시간을 조절할 필요가 있다. 본 연구에서는 1 차원 및 3 차원 레진 유동해석을 수행하여 시간에 따른 복합재료 내부의 레진 압력변화를 살펴 보았으며 이를 통하여 충분한 압밀에 필요한 시간을 예측하였다.

먼저, 압밀 모델의 타당성을 검증하기 위하여 본 연구에서 수행한 해석 결과를 Ciriscioli 등의 실험 결과⁽³⁾ 및 Young의 해석결과⁽²³⁾와 비교해 보았다. 해석에 사용된 재료와 압밀 파라미터에 대한 자세한 내용은 Ciriscioli 등과 Young의 논문^(3,23)을 참조하면 된다. 시간에 따른 두께변화를 비교하였으며 Fig. 13에 그 결과를 나타내었다. 본 연



(a)



(b)

Fig. 14 Viscosity profiles of the glass/epoxy laminate at different locations: (a) centerline and (b) sideline

구에서 수행한 해석결과와 Young 의 해석결과는 거의 일치하였으며 Ciriscioli 등의 실험결과와도 후반부를 제외한 나머지 부분에서는 거의 일치하였다.

제조사에서 추천하는 경화 사이클을 사용하는 경우에 대한 레진의 점도 변화는 열전달 해석과 경화 구성식으로부터 구한 시간에 따른 온도분포와 경화도를 식 (15)에 대입하여 구하였다. Fig. 14는 복합재료 중심단면과 가장자리 단면에서 레진의 점도변화를 나타내며 가운데 부분과 아래 및 윗부분과의 온도차이로 인하여 초기에는 약간의 점도차이가 발생하였다. 레진의 점도가 낮은 값을 가지고 일정하게 유지되는 구간이 존재하였고 이 구간에서 압밀 공정이 가능함을 알 수 있었다.

Fig. 14의 점도 변화와 압밀 모델을 이용하여 오토클레이브 내부의 온도가 상온에서부터 상승하여 첫번째 온도 유지구간에서 일정한 값으로 계속 유지되는 경우 시간에 따른 복합재료 내부의 레진 압력변화를 예측하였다. Fig. 15에 시간에 따른 복합재료 중심단면과 가장자리단면에서의 레진 압력변화를 나타내었으며, 중심단면에서의 레진 압력은 일정시간이 지난 후 급격히 감소하였고 가장자리단면에서의 레진 압력은 초기에는 더 급격히 감소하다가 시간이 지나면서 중심단면에서의 압력변

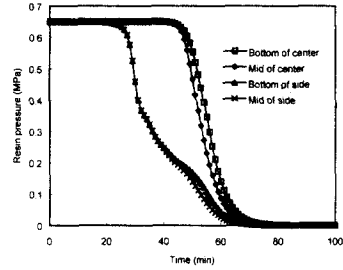


Fig. 15 Resin pressure profiles at different locations during the consolidation

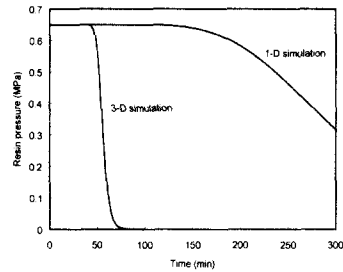


Fig. 16 Resin pressure profiles at the center of laminate obtained from one-dimensional and three-dimensional analysis

화와 같은 값을 가졌다. 시간이 지난 후 레진 압력이 블리더의 압력과 같아지면 대략적으로 압밀 공정이 완료되었다고 볼 수 있다. Fig. 15 으로부터 두께방향의 레진 유동 뿐만 아니라 평면방향의 레진 유동을 모두 고려할 경우, 첫번째 온도 유지구간에 필요한 시간이 대략 75 분 정도임을 알 수 있었다.

Fig. 16은 1 차원 해석과 3 차원 해석을 이용하여 계산된 복합재료 중심단면의 가운데 부분에서의 시간에 따른 레진 압력변화를 나타낸다. 일반적으로 일방향 복합재료의 섬유방향으로의 투과율은 섬유에 수직인 방향이나 두께방향의 투과율보다 수십배 정도 더 크기 때문에 섬유방향으로 레진 유동이 발생하면 압밀이 완료되는 시간이 단축되게 된다. 1 차원 해석에서는 두께방향으로의 레진 유동만 고려하였기 때문에 3 차원 해석보다 레진 압력의 감소율이 훨씬 더 작게 되고 압밀이 완료되는 시간이 증가한다. 따라서 Fig. 16로부터 두꺼운 복합재료를 충분히 압밀시키기 위하여 섬유방향으로의 레진 유동을 고려한 3 차원 레진유동이 필요함을 알 수 있다.

선택된 시간에서 복합재료 내부의 레진 압력분포를 외부압력으로 노말라이징하여 Fig. 17에 나타내었다. 초기에는 대부분의 공간에서 외부압력

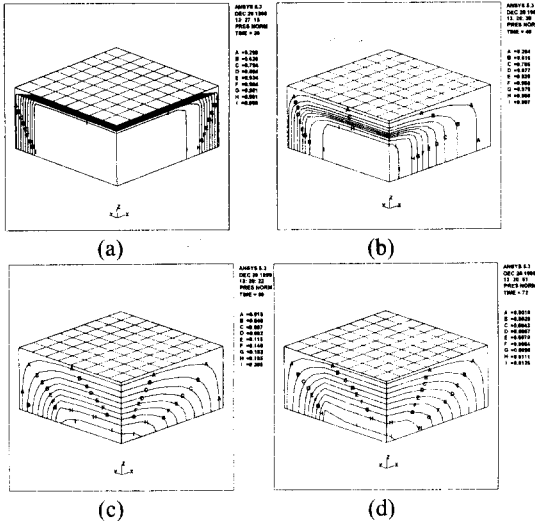


Fig. 17 Contours of resin pressures in the laminate at different times: (a) 20min, (b) 40min, (c) 60min and (d) 72min

과 같은 레진 압력을 가졌지만 시간이 지날수록 레진 압력이 감소하다가 압밀이 완료되는 시간에서는 거의 블리더 압력과 같아졌다. 또한, 섬유방향으로의 높은 투과율에 의하여 섬유방향 (x-방향)으로의 레진 압력변화가 섬유에 수직한 방향 (y-방향)이나 두께 방향 (z-방향)으로의 레진 압력변화보다 더 크다는 것을 알 수 있었으며, 이를 통하여 섬유방향으로의 레진 유동이 가장 활발함을 알 수 있었다.

6. 결 론

오토클레이브 진공백 성형공정을 이용하여 20mm 두께의 일방향 유리섬유/에폭시 후판 복합재료를 제조하는 경우에 대하여 복합재료 내부의 온도, 경화도 분포 및 압밀 효과를 실험과 3 차원 해석을 통하여 파악하였다. 후판 복합재료를 제조사에서 추천하는 경화 사이클을 이용하여 제조하면 복합재료 내부에 온도 과승현상 및 불균일한 압밀이 발생함을 알 수 있었고, 오토클레이브 내부의 공기와 진공백사이의 대류 열전달 계수와 잉여 레진 제거를 위한 블리더의 두께가 금형, 코일 플레이트 및 탬의 두께에 비하여 복합재료 내부의 온도 분포에 미치는 영향이 크다는 것을 알 수 있었다. 또한, 후판 복합재료를 제한된 시간 내에 균일하게 압밀시키기 위하여, 두께 방향 뿐만 아니라 평면 방향의 레진 유동을 모두 고려한 3 차원 레진 유동이 필요함을 보였다.

복합재료 경화공정 및 압밀 해석을 상용 유한

요소 프로그램을 이용하여 수행할 수 있음을 보였고, 이러한 연구결과는 온도 과승이 없는 고품질의 후판 복합재료의 제조에 적용될 수 있을 것으로 사료된다. 향후 고품질의 후판 복합재료를 제조하기 위한 최적 경화 사이클에 대한 연구와 그에 대한 검증이 다각적이고 지속적으로 진행되어야 할 것이다.

후 기

본 연구는 BK21 KAIST 기계사업단의 지원하에 수행 되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Mallick, P. K., 1988, *Fiber Reinforced Composites*, Marcel Dekker, Inc., New York, Chapter 1.
- (2) Bogetti, T. A. and Gillespie, J. W. Jr., 1991, "Two-Dimensional Cure Simulation of Thick Thermosetting Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 25, pp. 239-273.
- (3) Ciriscioli, P. R., Wang, Q. and Springer, G. S., 1992, "Autoclave Curing - Comparison of Model and Test Results," *Journal of Composite Materials*, Vol. 26, pp. 90-102.
- (4) Twardowski, T. E., Lin, S. E. and Geil, P. H., 1993, "Curing in Thick Composite Laminates: Experiment and Simulation," *Journal of Composite Materials*, Vol. 27, pp. 216-250.
- (5) Hojjati, M. and Hoa, S. V., 1995, "Model Laws for Curing of Thermosetting Composite," *Journal of Composite Materials*, Vol. 29, pp. 1741-1761.
- (6) Michaud, D. J., Beris, A. N. and Dhurjati, P. S., 1998, "Curing Behavior of Thick-Sectioned RTM Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 32, pp. 1273-1296.
- (7) White, S. R. and Kim, Y. K., 1996, "Staged Curing of Composite Materis," *Composites Part A*, Vol. 27, pp. 219-227.
- (8) Yi, S. and Hilton, H. H., 1998, "Effects of Thermo-Mechanical Properties of Composites on Viscosity, Temperature and Degree of Cure in Thick Thermosetting Composite Laminates during Curing Process," *Journal of Composite Materials*, Vol. 32, pp. 600-622.
- (9) Kim, J. S. and Lee, D. G., 1997, "Development of an Autoclave Cure Cycle with Cooling and Reheating Steps for Thick Thermoset Composite Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 31, pp. 2264-2282.
- (10) Young, W. B., 1995, "Compacting Pressure and Cure Cycle for Processing of Thick Composite Laminates," *Composite Science and Technology*, Vol. 54, pp. 299-306.
- (11) Blest, D. C., Duffy, B. R., McKee, S. and Zulkifl, A.

- K., 1999, "Curing Simulation of Thermoset Composites," *Composites Part A*, Vol. 30, pp. 1289~1309.
- (12) Joshi, S. C., Liu, X. L. and Lam, Y. C., 1999, "a Numerical Approach to the Modeling of Polymer Curing in Fiber-Reinforced Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 59, pp. 1003~1013.
- (13) Martinez, G. M., 1991, "Fast Cure for Thick Laminated Organic Matrix Composites," *Chemical Engineering Science*, Vol. 46, pp. 439~450.
- (14) Oh, J. H., Kim, J. K., Lee, D. G. and Jeong, K. S., 1999, "Interlaminar Shear Behavior of Thick Carbon/Epoxy Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 33, pp. 2080~2115.
- (15) Mills, A. F., 1992, *Heat Transfer*, Richard D. Irwin, Inc., Chap. 3.
- (16) Lee, W. I., Loos, A. C. and Springer, G. S., 1982, "Heat of Reaction, Degree of Cure and Viscosity of Hercules 3501-6 Resin," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, pp. 510~520.
- (17) Dusi, M. R., Lee, W. I., Ciriscioli, P. R. and Springer, G. S., 1987, "Cure Kinetics and Viscosity of Fiberite 976 Resin," *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp. 243~261.
- (18) Chiao, L. and Lyon, R. E., 1990, "A Fundamental Approach to Resin Cure Kinetics," *Journal of Composite Materials*, Vol. 24, pp. 739~752.
- (19) Springer, G. S. and Tsai, S. W., 1967, "Thermal Conductivities of Unidirectional Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 1, pp. 166~173.
- (20) Gutowski, T. G., Cai, Z., Bauer, S., Boucher, D., Kingery, J. and Wineman, S., 1987, "Consolidation Experiments for Laminate Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp. 650~669.
- (21) Gutowski, T. G., Morigaki, T. and Cai, Z., 1987, "The Consolidation of Laminate Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp. 172~188.
- (22) Kim, J. S. and Lee, D. G., 1993, "On-line Cure Monitoring and Viscosity Measurement of Carbon Fiber Epoxy Composite Materials," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 37, pp. 405~416.
- (23) Young, W. B., 1996, "Consolidation and Cure Simulations for Laminated Composites," *Polymer Composites*, Vol. 17, pp. 142~148.