

論文

고분자 복합재료 경화시의 Consolidation 해석

이대길* · 손성용** · 김진수*

Consolidation Analysis of Polymer Matrix Composites

D.G. Lee*, S.Y. Son**, J.S. Kim*

ABSTRACT

The consolidation equation of the thermosetting polymer matrix fiber composite materials was derived in terms of void ratio based on Darcy's law and Dave's method. Also, Gutowski's fiber deformation model was modified to be used in the derivation of the equation and a simple test method was performed to determine the constant of the modified fiber deformation equation.

The derived consolidation equation was simulated by the finite difference method and the effects of pressure, permeability and viscosity on the consolidation were discussed.

서 론

최근까지 사용되고 있는 섬유강화 복합재료중에서 가장 많이 사용되고 있는 복합재료는 모재(Matrix)가 열경화성 고분자 수지로 이루어져 있는 복합재료이다. 열경화성 수지를 모재로 하는 섬유강화 복합재료는 경화시에 수지의 복잡한 화학적 및 기계적 변화과정을 수반하게 되며[1,2,3,4], 따라서 복합재료의 품질이 가공공정에 따라 많이 좌우되게 된다. 복합재료를 Autoclave/Vacuum Bag Degassing 방

법으로 경화시킬 때는 복합재료 외부의 압력을 조절하여 경화 시키게되며, 좋은 제품을 단시간에 얻기 위해서는 경화과정을 최적화하여야만 한다.

복합재료의 경화에 있어서 제품의 품질에 영향을 미치는 요소로는 경화시의 발열반응으로 인한 온도 분포의 구배와, 수지의 유동으로 인한 제품의 불균일성을 들 수 있는데, 본 연구에서는 수지의 유동에 관하여 고찰하고자 한다.

유동의 해석은 주로 두가지 방법으로 행하여져 오고 있다. Darcy's Law에 기본을 한 해석과

* 한국과학기술원 정밀공학과

** 금성 소프트웨어

Lubrication Theory에 기본적인 해석의 방법인데, Darcy's Law를 사용한 방법이 물리적 의미에서 실제의 경화시에 일어나는 유동에 더욱 가까우므로 본 연구에서는 Darcy's Law를 사용하여 유동을 해석하였다. Darcy's Law를 복합재료의 수지유동에 적용하기 위해서는 섬유망(Fiber Network)의 투과도(Permeability), 공극률(Porosity)과 수지의 점도등을 알아야 한다.

동일한 Darcy's Law를 적용하더라도 섬유망의 물성치나 유동장에 대한 가정에 따라 여러가지의 해석이 시도되어 오고 있다[5-16]. 그중 Dave[5], Gutowski[6] 및 Springer[10]의 해석이 잘 알려져 있다. Springer와 Loos[10]는 섬유의 Compaction이 압력에 상관없이 일정한 두께로 이루어진다는 가정을 하고 있으며, Compaction은 순서대로 위에서 아래로 일어난다고 가정하고 있다.

그러나 실제의 경화에 있어서는 Compaction이 순서대로 Prepreg의 한 Ply씩 일어나는 것이 아니라 시편 전체에 걸친 연속함수로 나타나며, 압착된 두께는 압력의 함수로 나타나며 각 방향의 유동장들이 서로 연계(Couple)되어 있으므로 이 점들을 고려하여야 보다 정확한 해석이 된다. 반면 Dave[5]와 Gutowski[6]은 각각의 논문에서 수지의 유출에 의한 Compaction을 투과성 물질의 Consolidation으로 가정하고 연속된 시스템으로 모델링을 하였다. 이 두 모델은 서로 설정한 좌표계에만 차이가 있을 뿐 동일한 이론적인 배경을 가지고 있다. 본 연구에서는 Dave의 방법을 따른 해석방법을 채택하였으며, Gutowski의 Fiber Deformation방정식을 수정하여 Consolidation방정식을 Void Ratio만의 함수로 유도하였다. Gutowski의 수정된 Fiber Deformation 방정식의 상수 값을 구하기 위하여 간단한 실험을 수행하였으며, 유도된 Consolidation 편미분 방정식을 유한차분법(Finite Difference Method)으로 해석하였다. 본 해석에서는 압력, 투과도(Permeability) 및 점도가 Consolidation에 미치는 영향을 검토하였다.

열 경화성 복합재료 가공공정시의 수지의 유동

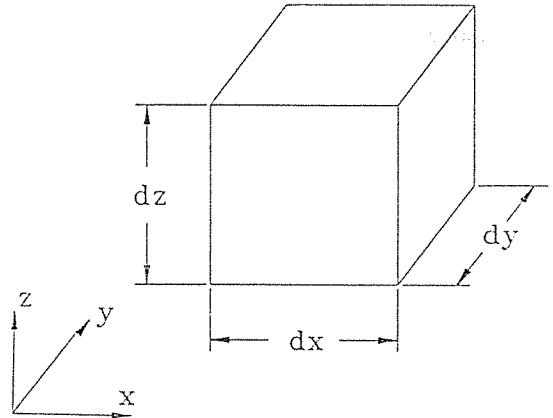


Fig. 1. Representative Volume Element of the Polymer Matrix Fiber Composite.

Fig. 1과 같은 작은 복합재료 체적요소를 생각한다. 복합재료내에서 수지(Resin)의 유동은 Darcy의 법칙

$$v_i = -\frac{k_i}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x_i} \quad (1)$$

을 따른다고 가정하였다. 여기서 v_i 는 x_i 방향의 수지의 유동속도, k_i 는 복합재료의 투과도(Permeability), p 는 수지내의 압력, μ 는 수지의 점성(Viscosity)을 나타낸다. x -방향으로 체적내에 들어가는 유량 q_x 와 빠져나가는 유량 q_{x+dx} 의 차를 구하면, 체적내의 부피 증가율 $\Delta q_x = q_x - q_{x+dx}$ 은 다음과 같이 표시된다.

$$\Delta q_x = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k_x}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) dx dy dz \quad (2)$$

같은 방법으로 y 축 및 z 축 방향에 대하여 생각하면, 체적내의 수지의 전체 부피증가율 Δq 는

$$\begin{aligned} \Delta q &= \Delta q_x + \Delta q_y + \Delta q_z \\ &= \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k_x}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k_y}{\mu} \frac{\partial p}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k_z}{\mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right) \right] dx dy dz \end{aligned} \quad (3)$$

가 된다.

여기서 복합재료 요소중에서, 복합재료 전체의

체적을 V , 섬유의 체적만을 V_f 라고 하면, 복합재료의 기공율(Void Ratio) e 와 포화도(Saturation) S 는 다음과 같이 정의된다.

$$e = \frac{V - V_f}{V_f} = \frac{V}{V_f} - 1 = \frac{1}{v_f} - 1 \quad (4)$$

$$S = \frac{(V - V_f)_{\text{중에서 수지로 함침된 체적}}}{V - V_f} \quad (5)$$

여기서 v_f 는 복합재료의 체적율(Fiber Volume Fraction)을 나타낸다. 복합재료 체적 $dx dy dz$ 에서, 기공만의 체적 V_v 는

$$\begin{aligned} V_v &= (1 - v_f) dx dy dz = (1 - \frac{1}{1+e}) dx dy dz \\ &= \frac{e}{1+e} dx dy dz \end{aligned} \quad (6)$$

이고, 수지의 체적 V_R 은

$$V_R = S V_v = \frac{Se}{1+e} dx dy dz \quad (7)$$

가 된다.

따라서 복합재료 요소 $dx dy dz$ 내의 수지의 시간에 대한 체적변화율 $\frac{\partial V_R}{\partial t}$ 은

$$\frac{\partial V_R}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} (\frac{Se}{1+e} dx dy dz) \quad (8)$$

가 된다. 그런데 $\frac{dx dy dz}{1+e}$ 는 복합재료 체적내의 섬유의 체적만을 나타내므로 일정하다고 가정할 수가 있다.

따라서

$$\frac{\partial V_R}{\partial t} = \frac{dx dy dz}{1+e} \frac{\partial}{\partial t} (Se) \quad (9)$$

가 된다. 식(2)와 식(9)에서

$$\begin{aligned} \frac{1}{1+e} \frac{\partial}{\partial t} (Se) &= \frac{\partial}{\partial x} (\frac{k_x}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\frac{k_y}{\mu} \frac{\partial p}{\partial y}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial z} (\frac{k_z}{\mu} \frac{\partial p}{\partial z}) \end{aligned} \quad (10)$$

가 된다. 위식은 다음과 같은 네가지 경우의 복합재료 가공방법으로 분류할 수가 있다.

1. e 와 S 가 모두 일정한 경우 :

정상유동(Steady Flow)

2. e 가 변화하고 S 가 일정한 경우 :

압밀(Consolidation), e 감소

팽창(Expansion), e 증가

3. e 가 일정하고 S 가 변화하는 경우 :

배수(Drainage), S 가 감소

흡수(Imbibition), S 가 증가

4. e 와 S 가 모두 변화하는 경우

압축(Compression) 및 팽창(Expansion)

복합재료 경화시에 외부에서 가한 압력 P 는 섬유를 변형시키는데 필요한 응력 σ 와 수지의 유동을 나타내게 하는 압력 p 로 나눌 수가 있다.

$$P = \sigma + p \quad (11)$$

섬유를 변형시키는데 필요한 응력 σ 는

$$\begin{aligned} \sigma &= A_s \frac{(\frac{v_f}{v_o} - 1)}{(\frac{1}{v_f} - \frac{1}{v_a})^4} = A_s \frac{\frac{1}{v_o(1+e)} - 1}{(1+e - \frac{1}{v_a})^4} \\ &= A_s \frac{e_o - e}{(1+e)(e - e_a)^4} \end{aligned} \quad (12)$$

이 된다[6]. 여기서 A_s 는 Fiber에 의하여 결정되는 상수이고, v_o 는 초기상태의 섬유체적율 (Original Fiber Volume Fraction)이고, v_a 는 가능한 섬유 체적율(Available Fiber Volume Fraction)이다.

마찬가지로 e_o 는 초기상태의 Void Ratio이고, e_a 는 가능한 Void Ratio이다. 식(12)에서 e 가 e_a 로 접근하면 $\sigma \rightarrow \infty$ 가 되는 것을 알 수가 있다.

Consolidation의 경우는 S 가 일정한 경우이고, Prepreg가 모두 수지로 함침되어 있다고 가정하면 $S=1$ 이 된다. 이 경우에 식(10)은

$$\begin{aligned} \frac{1}{1+e} \frac{\partial}{\partial t} (e) &= \frac{\partial}{\partial x} (\frac{k_x}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\frac{k_y}{\mu} \frac{\partial p}{\partial y}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial z} (\frac{k_z}{\mu} \frac{\partial p}{\partial z}) \end{aligned} \quad (13)$$

가 된다.

식(11)과 식(13)에서

$$\begin{aligned} \frac{1}{1+e} \frac{\partial}{\partial t} (e) &= \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \frac{k_x}{\mu} \frac{\partial}{\partial x} (P-\sigma) \right\} \\ &+ \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \frac{k_y}{\mu} \frac{\partial}{\partial y} (P-\sigma) \right\} \\ &+ \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \frac{k_z}{\mu} \frac{\partial}{\partial z} (P-\sigma) \right\} \end{aligned} \quad (14)$$

가 된다.

식(14)의 투과율(Permeability) k_i 는

$$k_i = \frac{r_f^2}{4 C_i} \frac{(1-v_f)^3}{v_f^2} = \frac{r_f^2}{4 C_i} \frac{e^3}{1+e} \quad (15)$$

로 표시되고[6], 여기서 r_f 는 Fiber의 반경이고, C_i 는 Carman-Kozeny상수이다. 외부에서 가한 압력 $P(t)$ 가 주어지면 식(12), (14) 및 (15)를 이용하여, Void Ratio $e(t, x, y, z)$ 를 원칙적으로는 구할 수가 있다. 그러나 본 연구에서는 수식을 좀 더 간단히 유도하기 위하여 식(12)의 σ 와 e 의 관계식을 다음과 같이 유도하였다. 즉, 식(12)에서 e 가 e_a 일때, $\sigma \rightarrow \infty$ 이 되고, $e = e_0$ 일때 $\sigma \rightarrow 0$ 이 되므로, 식(12)를

$$\sigma = \sigma_0 \{ \ln(e_0 - e_a) - \ln(e - e_a) \} \quad (16)$$

의 형태로 나타낼 수가 있다.

식(12)의 A_s 의 값이 알려져 있는 경우는 식(12)와 식(16)을 비교하여 식(16)의 σ_0 를 구할 수가 있다.

예를 들면, 장 섬유강화 복합재료인 경우 $v_f = 0.6$ 정도가 일반적이므로, $e = \frac{1}{v_f} - 1 = 2/3$ 일때, 식(12)와 (16)의 값이 같도록 σ_0 을 택하면

$$\sigma_0 = A_s \frac{3 e_0 - 2}{5 \left(\frac{2}{3} - e_a \right)^4 \{ \ln(e_0 - e_a) - \ln\left(\frac{2}{3} - e_a\right) \}} \quad (17)$$

로 표시할 수가 있다. Fig. 2는 $v_0 = 0.5$, $v_a = 0.609$ 일때에 식(17)을 사용하여 σ - e 관계식을 식(12)와 식(16)을 사용하여 나타낸 것이다. 그러나 A_s 의

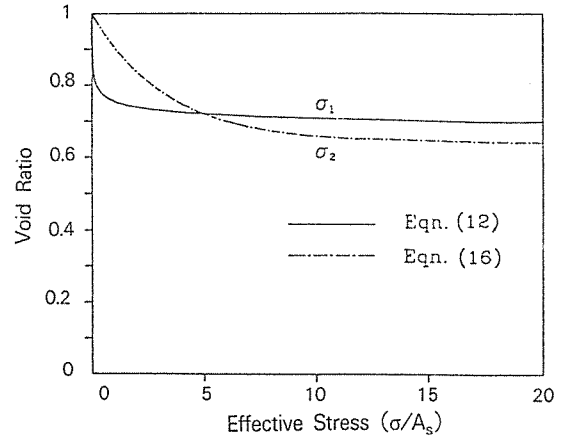


Fig. 2. Relationship Between the Effective Stress and the Void Ratio ($v_0=0.5$, $v_a=0.609$)

값을 모르는 경우는, 실험에 의하여 σ_0 을 직접 구하는 것이 바람직하다.

식(15) 및 (16)을 식(14)에 대입하면, Void Ratio e 만의 편미분방정식이 된다.

외부에서 가한 압력 $P(t) = \text{Constant}$ 인 경우에 얇은 복합적층판의 중심부분에서의 유동은 z 축만의 함수라고 가정할 수가 있다.

이 경우, 식(14)는

$$\frac{1}{1+e} \frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \frac{r_f^2 \sigma_0}{4 \mu C_z} \frac{e^3}{(1+e)(e-e_a)} \frac{\partial e}{\partial z} \right\} \quad (18)$$

가 된다. 만약 점도 μ 가 z 의 함수가 아닌 경우에 식(18)은

$$\begin{aligned} \frac{\partial e}{\partial t} &= \frac{r_f^2 \sigma_0}{4 \mu C_z} \left[\frac{e^2 \{ e^2 + 2(1-e_a)e - 3e_a \}}{(1+e)^2 (e-e_a)^2} \left(\frac{\partial e}{\partial z} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. + \frac{e^3}{(e-e_a)} \frac{\partial^2 e}{\partial z^2} \right] \end{aligned} \quad (19)$$

이 된다.

실 험

(19)식의 Consolidation을 해석하기 위해서는, 식(16)의 상수 σ_0 을 구하여야만 한다. 본 연구에서는

A_s 의 값을 알지못하므로 실험에 의하여 σ_0 을 다음과 같이 직접 구하였다.

경화초기에 수지의 압력은 복합재료의 경계에서는 가해지는 Vacuum압이 되고, 내부에서는 Autoclave Chamber에 가해지는 압력 $P(t)$ 가 된다. 시간이 경과하여 유동이 생김에 따라 내부 수지의 압력은 점점 작아지게 되고 반대로 섬유유 효응력은 점차 증가하게 된다. 수지의 경화가 완전히 진행되지 않았다는 가정하에서, 충분한 시간이 지나 수지의 함량이 줄게 되면, 외부에서 가해지는 힘은 모두 섬유유에 의해서 지지되게 되며 더 이상의 수지의 유출이 없는 평형상태에 도달하게 된다. 이와 같은 경화조건을 만족시키려면 얇은 복합재료 평판을 높은 압력과 온도증가의 구배가 낮은 Cure Cycle을 사용하여 경화시키면 된다. 본 연구에서는 z축 방향만의 Consolidation을 해석하기 위하여 Fig.3과 같은 10 Ply의 탄소섬유 에폭시 복합재료를 Fig.4와 같은 Cure

Cycle을 사용하여 경화시켰다. 사용한 재료는 선경 인더스트리사의 USN 150 Prepreg로 T300/5208과 같은 성질을 가진 Prepreg이고, Prepreg 한장의 두께는 0.15mm이다.

본 실험에서는 Prepreg를 Steel 평판위에 적층하고, 유출되는 수지의 흡입을 위하여 충분한 양의 Bleeder를 쌓고, 진공백으로 밀폐를 하여 Autoclave에 넣었다. 진공펌프를 가동시켜 진공백 내부의 공기를 제거한 후 Chamber와 진공백 사이의 압력차를 정확히 하기 위하여 진공펌프를 멈추고 진공백 내부의 압력이 대기압이 되게 하였다.

시편의 단면을 관찰할 때 층간의 구분을 명확히 하고, 또한 한 방향으로 적층할 때 발생할 수 있는 방향성을 배제하기 위하여, 시편을 $[0/90]_{5T}$ 의 방법으로 적층하였다. 경화된 시편의 v_f 를 구하기 위하여 시편의 두께를 측정하고 두께방향의 섬유유 수직 단면을 촬영하였다[Fig.5]. Fig.5의 섬유유

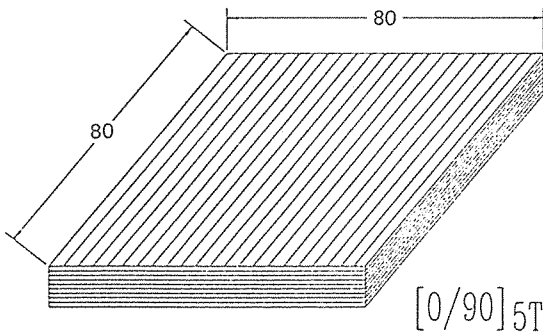


Fig. 3. Prepreg Size(80mm x 80mm) for the Consolidation Experiments.

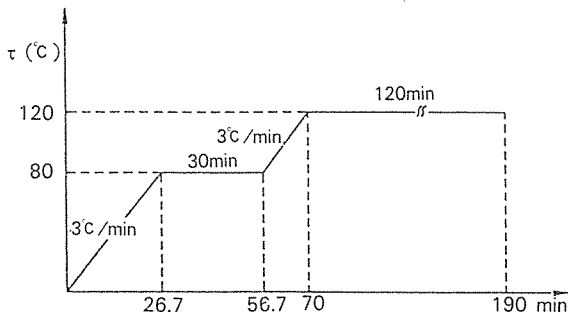


Fig. 4. Cure Cycle for the Composite(Fig. 2) Consolidation Experiments.

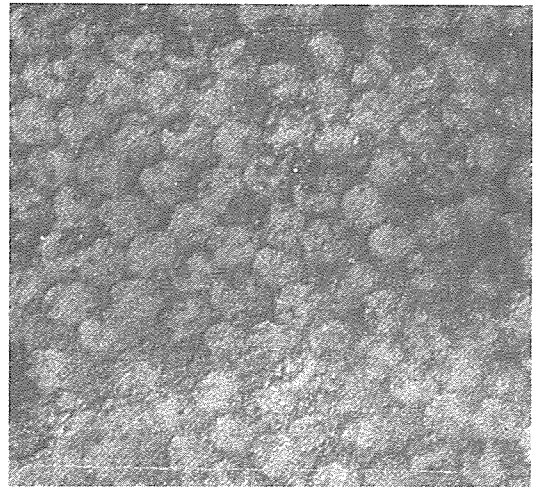


Fig. 5. Photograph of the Composite Section which is Perpendicular to the Fiber.

숫자를 센 후, 탄소섬유의 직경이 $6.5 \mu m$ 임을 이용하여 섬유유와 수지의 면적비를 구하여 v_f 를 얻었다. 본 실험에서는 다섯번의 실험결과를 평균하였다. 그 결과 $v_0 = 0.5$ 이고, 따라서 초기의 e 값은 1.0이 됨을 알았다. 압력에 대한 시편의 두께는 Fig.6에 나타나 있으며, 이를 토대로 e 를 구한 것이 Fig.7에 나타나

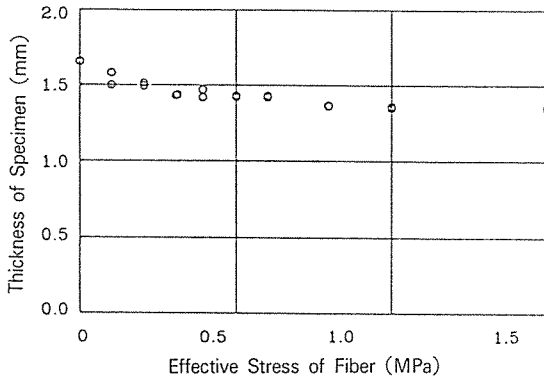


Fig. 6. Change of the Thickness of the Composite w.r.t. the Effective Stress σ of Fiber.

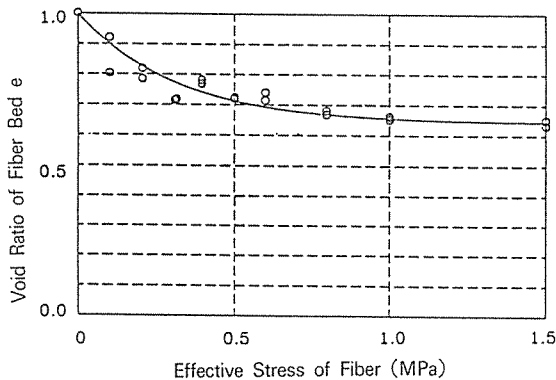


Fig. 7. Change of the Void Ratio e Calculated from the Results of Fig. 5 w.r.t. the Effective Stress σ of Fiber.

있다. Fig. 7의 결과를 식(16)과 같은 형식으로 표시하면

$$\sigma = -0.306 \times 10^6 [\ln(e - 0.6426) + 1.029] \text{ Pa} \quad (20)$$

이 된다. (16)식과 (20)식을 비교하면

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 0.306 \times 10^6 \text{ Pa} \\ v_a &= 0.609 \\ v_0 &= 0.5 \end{aligned} \quad (21)$$

가 됨을 알 수 있다. Fig. 2와 Fig. 7을 비교하면, 본

실험의 결과는 식(16)이 더 잘 표현하는 것을 알 수가 있다.

Consolidation 해석

식(19)를 유한차분법으로 해석하기 위하여는 적층판의 수직방향의 Carman-Kozeny 상수 C_z 와 점도 μ 가 필요하다. Loos와 Springer[10]는 수직방향의 투과율(Permeability)을 상수인 $0.580 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ 의 값을 사용하였다. 그러나 경화중에 수지의 유출에 의하여 섬유간격이 좁아지므로 투과도는 변화하게 된다. 따라서 본 연구에서는 T300/5208의 투과도가 $v_f = 0.6$ 일때 ($e = 2/3$), $k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ 을 갖는다고 가정하여, 식(15)에 $r_f = 3.25 \times 10^{-6} \text{ m}$ 를 대입하여 z 축 방향의 Carman-Kozeny 상수 $C_z = 810$ 을 구하였다. 즉, 식(15)에서 k_i 의 z 축 성분 k_z 를

$$k_z = 3.26 \times 10^{-15} \frac{e^3}{1+e} (\text{m}^2) \quad (22)$$

와 같다고 가정하고 식(19)를 유한차분법으로 해석하였다.

복합재료의 경화과정은 일반적으로 발열반응이고, 수직방향으로의 온도구배가 존재하므로, 점도는 시간과 위치의 함수가 된다. 점도의 변화를 일반적으로 고려하기 위해서는, 에너지 방정식과 경화방정식[4]을 동시에 풀어야만 한다. 그러나 본 연구에서는 해석을 간단히 하기 위하여 점도가 상수인 경우와 z 축에 대하여 1차적으로 변화하는 경우만을 Simulation하였으며, 점도가 상수인 경우는 식(19)를, 점도가 z 축에 대하여 1차적으로 변화하는 경우는 식(18)을 해석하였다.

Simulation 결과 및 토의

Fig. 7의 실험결과를 얻기 위하여 실험을 수행할 때, 10 Ply의 Prepreg를 Fig. 4의 경화사이클로 경화시킬때 모든 여분의 수지가 빠져나갈 수 있다는 가정을 하였다. 따라서, 이 가정의 적합성을 Simulation하였다. 식(19)의 편미분 방정식의 계수에 점도가 들어가므로, 점도 μ 를 바꾸어 가면서 Simu-

lation을 수행하였다. Fig. 8은 모든 수지가 빠져나가 Void Ratio가 e_a 에 도달하는 시간을 보여준다. Fig. 9은 점도변화에 따른 e_a 의 변화를 보여준다. Fig. 8과 Fig. 9에서 보는 바와 같이 10 Ply 정도의 얇은 평판의 경우, 수지의 점도나 섬유에 대한 투과성은 수지의 유출에 소요되는 시간에는 영향을 미칠 수 있으나, 최종두께에는 영향을 미치지 못함을 알 수가 있다.

투과도를 상수로 놓았을 때와 변수로 놓았을 때의 Consolidation의 형태를 비교하기 위하여 수지의 점

도가 0.1 Pa · Sec일때에 30 Ply와 100 Ply의 Consolidation을 Simulation하였다. 30 Ply의 평판에 1 MPa의 압력을 가하였다고 가정하여 Simulation을 하여 두께에 대한 압력의 변화를 나타낸 것이 Fig. 10이고, 이 경우 e 의 변화는 Fig. 11과 같다. 100 Ply의 평판에 동일한 조건을 가하는 경우 Fig. 12와 Fig. 13과 같이 나타난다.

압력의 경우에는, 시간차이는 있으나 그 형태에는 차이가 없으며, e 값은 투과도가 상수인 경우 위치에

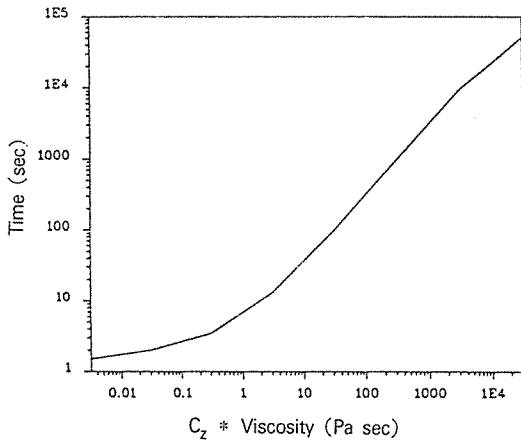


Fig. 8. Time to Reach the Equilibrium State of the Composite(Fig.2) w.r.t. the Resin Viscosity of the Composite.

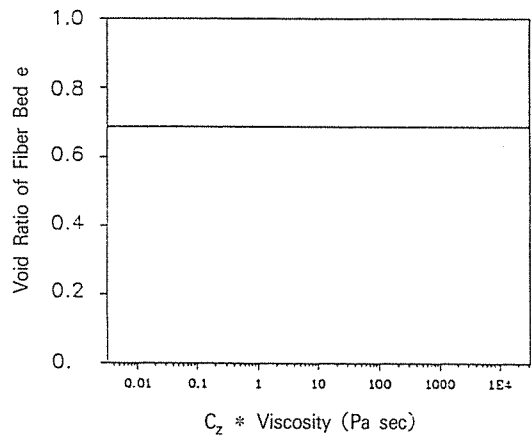
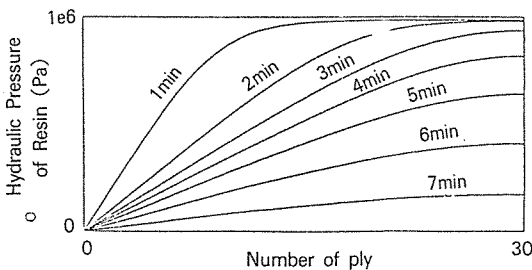
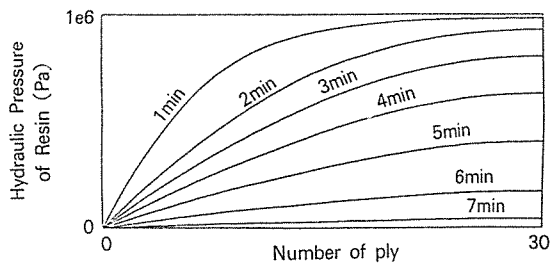


Fig. 9. Equilibrium Void Ratio w.r.t. the Composite Viscosity.



(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)



(b) k_z varies

Fig. 10. Resin Pressure During Consolidation of 30 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)

(b) k_z varies

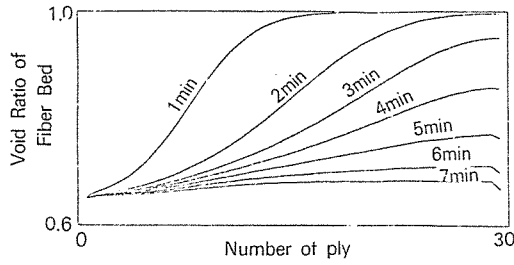
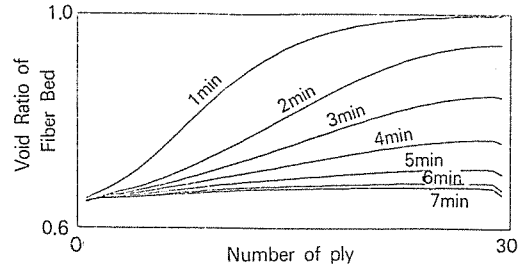
(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies

Fig. 11. Void Ratio During Consolidation of 30 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

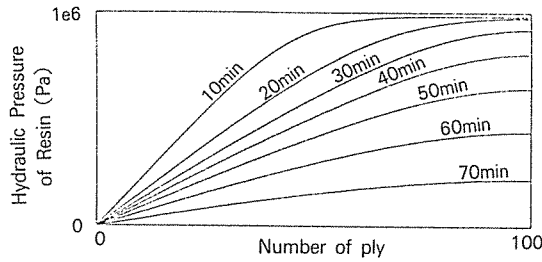
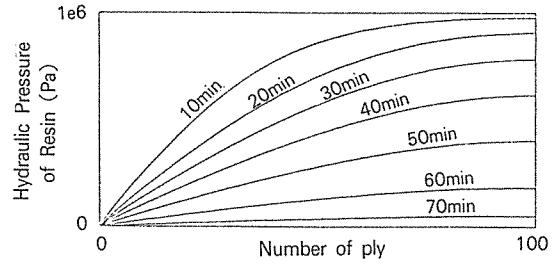
(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies

Fig. 12. Resin Pressure During Consolidation of 100 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

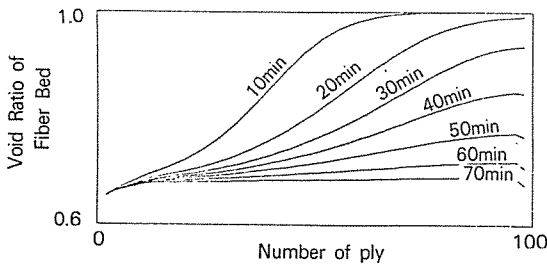
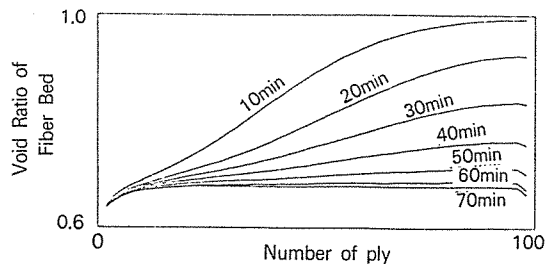
(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies

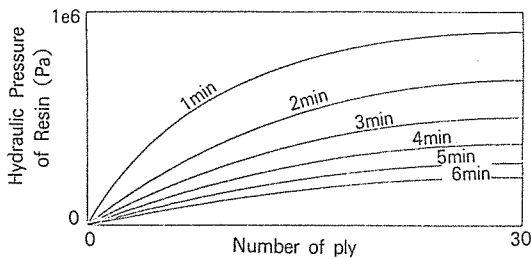
Fig. 13. Void Ratio During Consolidation of 100 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

(a) k_z is constant($k_z = 0.580 \times 10^{-15} \text{m}^2$)(b) k_z varies

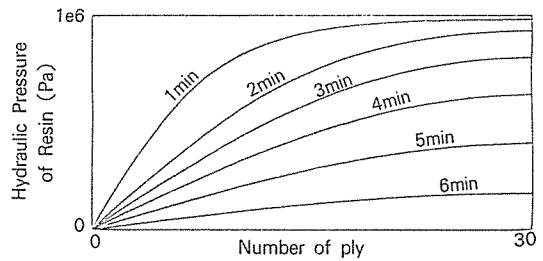
따라 더 급격하게 변화함을 알 수가 있다.

$de/d\sigma$ 를 상수로 놓은 Dave[5]의 해석과 비교하기 위하여, $de/d\sigma$ 를 상수와 식(20)으로 가정한 후 30 Ply의 평판에 1 MPa의 압력을 가하여 Simulation을 하였다. 식(20)에서 $v_f = 0.572$ ($e = 0.748$)일때의 $de/d\sigma = -3.50 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{N}$ 이 되는데, 이 경우에 시간과 위치에 따른 압력분포의 변화가 Fig. 14와 같이 나타나며 e 의 형태는 Fig. 15와 같이 나타난다. $de/d\sigma$ 가 변화하는 경우에 비하여 e 의 변화가 느린 것을 알 수가 있다.

평판내부의 수지의 점도가 위치에 따라 다를 때의 Consolidation의 형태를 알기 위하여 Fig. 16과 같이 수지의 점도를 위치에 대한 함수로 설정하였다. Fig. 16a는 평판의 상면에서의 점도가 $0.1 \text{ Pa} \cdot \text{Sec}$ 이며, 하면에서는 $1.0 \text{ Pa} \cdot \text{Sec}$ 로 선형적으로 증가하는 경우이고(Case I), Fig. 16b는 반대의 경우이다(Case II). 1.0 MPa의 압력을 30 Ply 평판에 가하는 경우 시간에 따른 압력의 변화는 Fig. 17과 같이 되며, e 값의 변화는 Fig. 18과 같이 된다. 여기서 상면의 점도가 낮은 쪽이 수지의 유출이 빠른



(a) $de/dp = -3.496 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{N}$

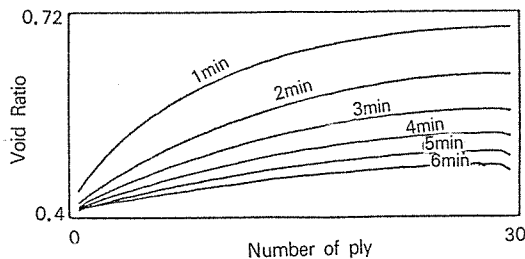


(b) de/dp varies

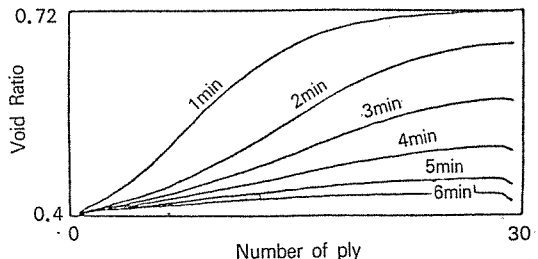
Fig. 14. Pressure Distribution During Consolidation of 30 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

(a) $\frac{de}{d\sigma}$ is constant ($\frac{de}{d\sigma} = -3.50 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{N}$)

(b) $\frac{de}{d\sigma}$ varies



(a)

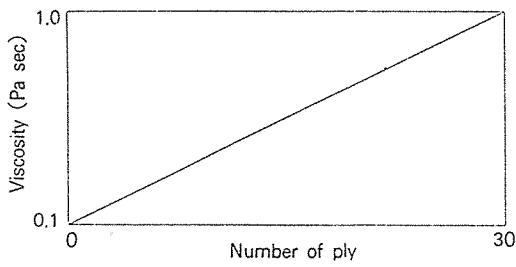


(b)

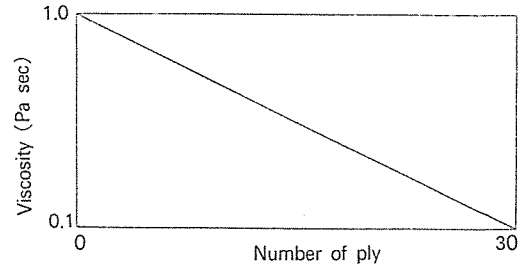
Fig. 15. Void Ratio During Consolidation of 30 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction When

(a) $\frac{de}{d\sigma}$ is constant ($\frac{de}{d\sigma} = -3.50 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{N}$)

(b) $\frac{de}{d\sigma}$ varies



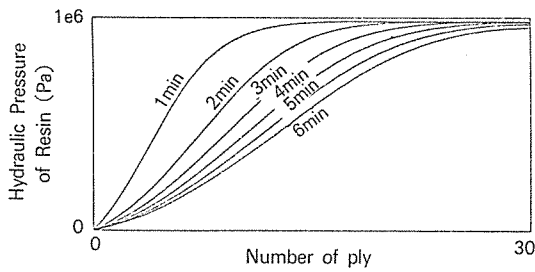
(a) Case I



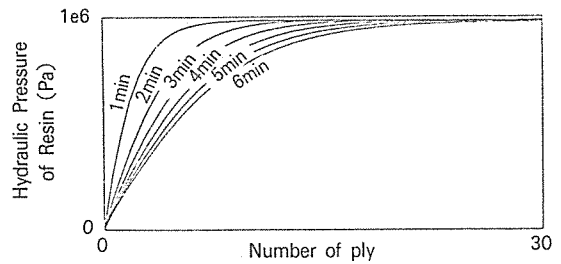
(b) Case II

Fig. 16. Linear Viscosity Variation Assumed in the Simulation

- (a) Case I : upper layer viscosity = 0.1 Pa · Sec,
bottom layer viscosity = 1.0 Pa · Sec.
(b) Case II : upper layer viscosity = 0.1 Pa · Sec,
bottom layer viscosity = 1.0 Pa · Sec.



(a) Case I

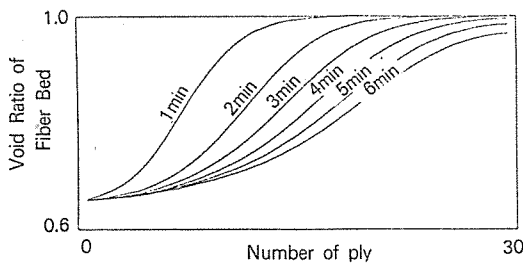


(b) Case II

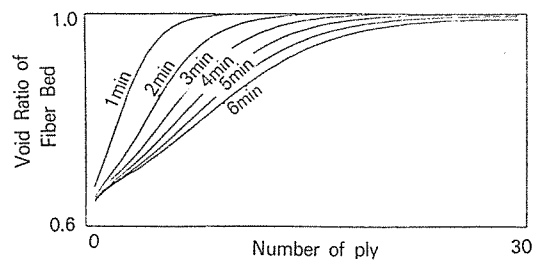
Fig. 17. Resin Pressure During Consolidation of 30 Ply Composite Under 1.0 MPa Autoclave Pressure When

(a) Case I of Fig.14

(b) Case II of Fig.14



(a) Case I



(b) Case II

Fig. 18. Void Ratio During Consolidation of 30 Ply Composite Under 1.0 MPa Autoclave Pressure When

(a) Case I of Fig.14

(b) Case II of Fig.14

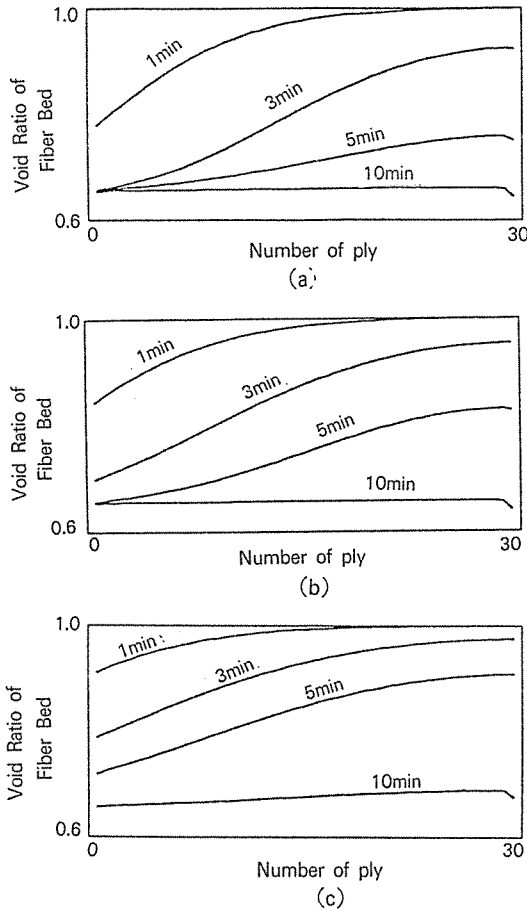


Fig. 19. Change of the Void Ratio During Consolidation of 30 Ply Composite w.r.t. Time and Thickness Direction when the Final Autoclave Pressure is increased to 1.0 MPa with the Pressure Increase Rate

- (a) $\frac{dP(t)}{dt} = 10 \text{ MPa}/3\text{min}$
 (b) $\frac{dP(t)}{dt} = 10 \text{ MPa}/5\text{min}$
 (c) $\frac{dP(t)}{dt} = 10 \text{ MPa}/10\text{min}$

것을 알 수 있다. 따라서 수지의 원활한 유출을 위해서는 경화과정 전반에 걸쳐 가급적이면 바깥쪽의 점도를 내부보다 낮게 유지하는 것이 바람직하다. 평판에 압력을 가하는데 있어서 압력을 증가하는

속도를 크게하는 경우와 작게하는 경우의 차이를 비교하기 위하여 압력증가 속도에 따른 수지의 유동을 해석하였다. Fig. 19의 (a), (b)와 (c)는 수지의 점도가 $0.1 \text{ Pa} \cdot \text{Sec}$ 인 30 Ply의 평판에 1.0 MPa를 가하는데 있어서 최초 0 MPa의 압력에서 1.0 MPa로 증가시키는데 소요된 시간을 각각 3분, 5분 및 10분으로 하였을 때의 e 값의 변화를 나타낸 것이다. 압력의 증가속도가 느려질수록 평판전반에 걸친 e 값의 분포가 균일하여지는 것을 알 수 있다. 그러나 수지의 유출이 활발하게 일어날 수 있는 시간이 짧으므로, 이와같은 효과를 얻기 위해서는 수지의 점도가 감소하기 충분히 전부터 압력을 서서히 증가시켜 주면 보다 균일한 결과를 얻을 수 있을 것이다.

결 론

열 경화성 고분자 복합재료를 Autoclave/Vacuum Bag Degassing방법으로 경화시킬 때의 Consolidation방정식을 유도하기 위하여, Gutowski의 Fiber Deformation Model을 수정한 후 Raju Dave의 방법을 따라서 Void Ratio e 만의 향으로 유도하였다. 유도된 편미분 방정식의 상수를 결정하기 위하여 간단한 Consolidation 실험을 수행하였으며, 유한 요소법으로 편미분 방정식을 Simulation하였다.

Simulation 결과, 복합재료 외부의 점도가 내부보다 작게 유지되고, Autoclave 내부의 압력을 서서히 증가시키는 것이 균일한 Void Ratio e 값을 가져오는 것으로 나타났다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 목적기초연구의 재정적 지원에 의한 것으로 관계자께 진심으로 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. L. Chiao and R.E. Lyon, "A Fundamental Approach to Resin Cure Kinetics," Journal of Composite Materials, Vol.24, pp.739-752, 1990.

2. C.Y.M. Tung and P.J. Dynes, "Relation ship between Viscoelastic Properties and Gelation in Thermosetting Systems," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol.27, pp.569-574, 1982.
 3. J.B. Enns and J.K. Gillham, "Time-Temperature-Transformation(TTT) Cure Diagram : Modeling the Cure Behavior of Thermosets," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol.28, pp. 2567-2591, 1983.
 4. M.R. Dusi, W.I. Lee, P.R. Ciriscioli and G.S. Springer, "Cure Kinetics and Viscosity of Fiberite 976 Resin," *Journal of Composite Materials*, Vol.21, pp.243-261, 1987.
 5. Raju Dave, "A Unified Approach to Modeling Resin Flow During Composite Processing," *Journal of Composite Materials*, Vol. 24, pp.22-41, 1990.
 6. T.G. Gutowski, T. Morigaki and Z. Cai, "The Consolidation of Laminate Composite," *Journal of Composite Materials*, Vol.21, pp.172-188, 1987.
 7. T.G. Gutowski, Z. Cai, S. Bauer, D. Boucher, J. Kingery and S. Wineman, "Consolidation Experiments for Laminate Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol.21, pp.650-669, 1987
 8. C.E. Morrison and M.G. Bader, "Computer Modelling of Resin Flow During Laminate Cure," *Composites*, Vol.20, No.1, pp.9-13, 1989.
 9. D. Purslow and R. Child, "Autoclave Moulding of Carbon Fibre Reinforced Epoxies," *Composites*, Vol.17, No.2, pp.127-136, 1986.
 10. A.C. Loos and G.S. Springer, "Curing of Epoxy Matrix Composite," *Journal of Composite Materials*, Vol.17, pp.135-169, 1983.
 11. R. Dave, J.L. Kardos and M.P. Dudukovic, "A Model for Resin Flow During Composite Processing : Part 1 - General Mathematical Development," *Polymer Composites*, Vol.8, No.1, pp.29-37, 1987.
 12. R. Dave, J.L. Kardos and M.P. Dudukovic, "A Model for Resin Flow During Composite Processing Part 2 : Numerical Analysis for Uni-Directional Graphite/Epoxy Laminates," *Polymer Composites*, Vol.8, No.1, pp.123-132, 1987.
 13. J.G. Williams, C.E.M. Morris and B.C. Ennis, "Liquid Flow Through Aligned Fiber Beds," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 14, No.6, pp.413-419, 1974.
 14. G.S. Springer, "Resin Flow During the Cure of Fiber Reinforced Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol.16, pp.400-410, 1982.
 15. R. Dave, A. Mallow, J.L. Kardos and M.P. Dudukovic, "Science Based Guidelines for the Autoclave Process for Composite Manufacturing," *SAMPE Journal*, Vol.26, No.3, pp.31-37, 1990.
 16. J.M. Tang, W.I. Lee and G.S. Springer, "Effects of Cure Pressure on Resin Flow, Voids, and Mechanical Properties," *Journal of Composite Materials*, Vol.21, pp.421-439, 1987.
-