

복합재 성형후 열잔류응력에 의한 변형 연구

김용승* · 김위대**†

Prediction of Spring-in Deformation of Carbon Fiber Reinforced Composite by Thermal Residual Stress

Yong-Seung Kim*, Wie-Dae Kim**

ABSTRACT: This paper predicted deformation due to thermal residual stress in composites using finite element analysis. Temperature cycle, Model shape, Laminate angle, Stacking sequence, chemical shrinkage of resin, and thermal expansion are affect composite deformation. Compare the results of the analytical model with the actual model of the same shape. This paper suggests that the analytical results can be applied to actual Model.

초 록: 본 연구에서는 탄소섬유강화 복합재의 제작 시 열 잔류응력으로 인한 변형을 유한요소 프로그램 ABAQUS에서 User Subroutine을 이용한 유한요소 해석을 통해 예측한다. 탄소섬유강화 복합재의 변형에 영향을 주는 다양한 요인 중 온도구배, 제품 형상, 적층각 및 적층순서, 수지의 화학수축, 열 잔류응력을 고려한 복합재 성형을 해석하였다. 같은 형상의 실제 모델과 해석 모델의 결과를 비교한다. 또한 해석 결과를 분석하여 실제 제작의 오차에 적용하여 실제 제작에서의 성형 완성도를 높이는 데 목적이 있다.

Key Words: 복합재료(Composite materials), 열 잔류응력(Thermal residual stress), 화학수축(Chemical shrinkage), 유한요소해석(FEA), 스프링인(Spring-in)

1. 서 론

현재 국내에서는 한국형 발사체, 다목적실용위성 개발 등 우주산업에 대한 관심도는 높아져 있는 상황이다. 특히 로켓의 성능에 따라 발사할 수 있는 최대중량이 정해져 있는 우주 발사체에서는 고강도, 저중량의 특성을 가진 탄소섬유강화 복합재의 사용이 특히 더 요구된다. 이처럼 복합재의 사용량이 증가함에 따라 복합재의 성형 품질에 대한 정밀도 향상, 생산 속도의 증가 등을 위한 연구 및 실험이 활발하게 진행되고 있다. 탄소섬유강화 복합재는 탄소섬유와 접착제인 액체 수지(Resin)를 함께 넣어 열과 압력을 가해 성형한다. 복합재의 특성상 성형과정에서 제품의 형상,

몰드의 형상, 적층각 및 적층순서, 섬유와 수지의 열팽창계수 차이, 수지의 화학수축(Chemical shrinkage), 온도구배, 열 잔류응력 등 다양한 요인들에 의해 변형이 일어나게 되어 결과물의 형상을 예측하기가 어렵다. 복합재의 성형결과의 오차가 있고 이를 최초 구조설계제품에 조립 시 초기응력이 발생하게 되어 구조물의 전체강도 저하를 야기시킨다. 성형오차를 줄이기 위해서는 복합재 성형 몰드의 수정을 통한 반복제작을 해야 되고 이로 인해 제작 기간 증가 및 제작비용 증가로 이어진다. 그리하여 복합재 성형 전 해석프로그램을 사용하여 성형예측을 하는 연구가 활발히 진행되고 있다[1-6].

본 연구에서는 ABAQUS Subroutine을 사용한 수지의 경

Received 3 November 2017, received in revised form 12 December 2017, accepted 13 December 2017

*Aircraft Structural Design Lab, Department of Aerospace Engineering, Pusan National University

**Department of Aerospace Engineering, Pusan National University, Corresponding author (E-mail: wdkim@pusan.ac.kr)

화도 발달을 모사하며 복합재 구성방정식의 접근방법인 CHILE 모델을 적용하여 복합재의 물성치 변형을 모사하여 열잔류응력이 최종 성형 변형에 미치는 영향을 예측하고자 한다. 모델의 타당성을 검증하기 위하여 기존 연구에서의 실험결과와 값을 비교하였으며 결과를 토대로 모델을 수정하여 원하는 각도의 형상을 제작할 수 있는지도 해석해 보았다.

2. 이론 전개

2.1 경화도

탄소강화복합재의 수지는 온도의 변화에 따라 경화가 일어나며 이는 0~1의 값으로 표현이 된다 한다. 0의 값을 가질 때는 수지가 액체상태이고 1의 값을 가질 때에는 경화가 일어나 고체상태가 된다. 본 연구에서 사용된 복합재인 CYCOM 970의 경화도 식은 다음과 같다[4].

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{K\alpha^m(1-\alpha)^n}{1+e^{C(\alpha-(\alpha_{c0}-\alpha_{cT})T)}} \quad (1)$$

식 (1)에서의 α 는 경화도, T 는 온도를 나타내며 $m, n, C, \alpha_{c0}, \alpha_{cT}$ 는 상수의 값을 가진다. K 는 아레니우스 식(Arrhenius equation)으로 표현되며 식 (2)와 같다.

$$K = A \exp\left(\frac{-\Delta E}{RT}\right) \quad (2)$$

A 는 빈도계수(Pre-exponential factor)이며 ΔE 는 활성화 에너지(Activation energy), R 은 일반 기체상수(Universal gas constant)를 나타낸다.

2.2 구성방정식

탄소강화복합재의 성형 예측을 하기 위해서는 잔류응력을 계산해야 되고 이를 해석을 통해 알아보기 위해 복합재의 물성변화를 고려하여 응력을 계산한다. 물성변화를 고려한 구성방정식은 여러 방법이 있으며 본 연구에서는 CHILE(Cure hardening instantaneously liner elastic) model을 사용하여 물성변화를 고려하였다.

2.2.1 CHILE model

CHILE model은 복합재가 경화됨에 따라 수지의 탄성계수의 변화를 나타내고 있으며 식은 다음과 같다[3].

$$E_m = \begin{cases} E_m^0 & \alpha < \alpha_{c1} \\ (1-\alpha_m)\{E_m^0 + \gamma\alpha_m(E_m^\infty - E_m^0)\} + \alpha_m E_m^\infty & \alpha_{c1} < \alpha < \alpha_{c2} \\ E_m^\infty & \alpha > \alpha_{c2} \end{cases} \quad (3)$$

$$\alpha_m = \frac{\alpha - \alpha_{c1}}{\alpha_{c2} - \alpha_{c1}} \quad (4)$$

Table 1. Resin modulus constant

	Value	Unit
E_m^0	368.27	MPa
E_m^∞	2757.03	MPa
α_{c1}	0.46	-
α_{c2}	0.99	-
γ	-1.35	-

E_m^0 는 수지의 초기 탄성계수, E_m^∞ 는 수지의 완전경화 탄성계수이다. E_m^0 의 경우 기존 많은 연구에서 가상의 무시할 수 있는 작은 값이나 $E_m^\infty/1000$ 의 값으로 가정한다[2,9]. 본 연구에서는 DMA실험을 통해 얻은 값을 사용하고 있다. (3)~(4)에서 보듯이 CHILE model은 수지의 경화도인 α 와 온도 T 의 함수로 이루어져있고 이는 수지의 탄성계수의 발달 경향은 경화도와 동일한 경향을 보인다고 할 수 있다. 변수의 값은 Table 1에 정리하였다.

수지의 탄성계수를 경화도의 발달에 따라 구한 후 섬유와 탄성계수와 함께 Micromechanic model 중 self-consistent field model을 통해 섬유와 수지가 합침된 복합재의 구성방정식을 구성할 수 있다[2].

$$k_m = \frac{E_m}{2(1-\nu_m - 2\nu_m^2)} \quad (5)$$

$$k_f = \frac{E_{1f}}{2(1-\nu_{12f} - 2\nu_{12f}^2)} \quad (6)$$

$$G_m = \frac{E_m}{2(1+\nu_m)} \quad (7)$$

$$\nu_m = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{E_m(1-\nu_\infty)}{E_m^\infty} \right] \quad (8)$$

$$E_1 = E_{1f}V_f + E_m(1-V_f) + \left[\frac{4(\nu_m - \nu_{12f}^2)k_f k_m G_m (1-V_f)V_f}{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_m V_f} \right] \quad (9)$$

$$E_2 = E_3 = \frac{1}{\left(\frac{1}{4k_r}\right) + \left(\frac{1}{4G_{23}}\right) + \left(\frac{\nu_{12}^2}{E_1}\right)} \quad (10)$$

$$G_{12} = G_{13} = G_m \left[\frac{(G_{13f} + G_m) + (G_{13f} - G_m)V_f}{(G_{13f} + G_m) - (G_{13f} - G_m)V_f} \right] \quad (11)$$

$$G_{23} = \frac{G_m [k_m(G_m + G_{23f}) + 2G_{23f}G_m + k_m(G_{23f} - G_m)V_f]}{k_m(G_{23f} + G_m) + 2G_{23f}G_m - (k_m + 2G_m)(G_{23f} - G_m)V_f} \quad (12)$$

$$G_{23f} = \frac{E_{33f}}{2(1+\nu_{23f})} \quad (13)$$

$$v_{12} = v_{13} = v_{12}V_f + v_m(1-V_f) + \left[\frac{(v_m - v_{13f})(k_m - k_f)G_m(1-V_f)V_f}{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_mV_f} \right] \quad (14)$$

$$v_{23} = \frac{2E_1k_T - E_1E_2 - 4v_{13}^2k_TE_2}{2E_1k_T} \quad (15)$$

$$k_T = \frac{(k_f + G_m)k_m + (k_f - k_m)G_mV_f}{(k_f + G_m) - (k_f - k_m)V_f} \quad (16)$$

식 (5)~(16)으로 구성되며 위 식들을 사용하여 복합재의 구성방정식 요소들을 결정할 수 있다.

E_{1f} , v_{12f} , G_{13f} 의 값들은 섬유와 매트릭스의 물성치를 나타내며, v_∞ 는 완전경화 포아송 비로 본 연구에서는 0.37의 값을 가진다. v_f 는 Volume fraction을 나타낸다.

탄소강화복합재의 경우 직교등방성(Transversely isotropic) 물질이므로 이에 대한 구성방정식은 다음과 같다[9].

$$C_{ij} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{23} & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{C_{22} - C_{23}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$C_{11} = \frac{1 - v_{23}v_{32}}{\Delta} E_1 \quad (18)$$

$$C_{12} = \frac{v_{31} + v_{21}v_{23}}{\Delta} E_1 \quad (19)$$

$$C_{22} = \frac{1 - v_{13}v_{31}}{\Delta} E_2 \quad (20)$$

$$C_{23} = \frac{v_{32} + v_{12}v_{21}}{\Delta} E_2 \quad (21)$$

$$C_{66} = G_{12} \quad (22)$$

$$\Delta = 1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13} \quad (23)$$

2.3 화학수축

복합재의 잔류응력을 결정하는데 있어서 수지의 화학수축과 팽창은 중요한 요소이다[7].

Bogetti and Gillespie[2], Johnston, Andrew A[8]에서 실험을 통한 화학수축 모델을 다음과 같이 나타내고 있다.

$$V_r^s = \begin{cases} 0.0 & \alpha < \alpha_{cs1} \\ A \cdot \alpha_s + (V_r^{s\infty} - A) \cdot \alpha_s^2 & \alpha_{cs1} \leq \alpha < \alpha_{cs2} \\ V_r^{s\infty} & \alpha \geq \alpha_{cs2} \end{cases} \quad (24)$$

Table 2. Chemical shrinkage constant

	Value	Unit
A	0.07	-
$V_r^{s\infty}$	0.12	-
α_{cs1}	0.40	-
α_{cs2}	0.98	-

$$\alpha_s = \frac{\alpha - \alpha_{cs1}}{\alpha_{cs2} - \alpha_{cs1}} \quad (25)$$

V_r^s 은 수지의 화학수축을 나타낸다. 변수의 값은 Table 2에 정리하였다.

2.4 변형률

수지의 화학수축과 열팽창에 의해 부피의 변형률이 생긴다. 그 중 수지의 화학수축의 따른 부피 변형률은 다음 식과 같다.

$$\Delta \varepsilon_m = \sqrt[3]{1 + \Delta V_r^s} - 1 \quad (26)$$

복합재의 특성상 섬유방향에 따라 특성이 달라지므로 화학수축의 방향당 화학수축 변형률은 다음과 같다[9].

$$\Delta \varepsilon_1^{ch} = \frac{\Delta \varepsilon_m E_m (1 - V_f)}{E_f V_f + E_m (1 - V_f)} \quad (27)$$

$$\Delta \varepsilon_2^{ch} = (\Delta \varepsilon_m + v_{12m} \cdot \Delta \varepsilon_m)(1 - V_f) - (v_{12f} V_f + v_{12m}(1 - V_f)) \Delta \varepsilon_1^{ch} \quad (28)$$

$$\Delta \varepsilon_2^{ch} = \Delta \varepsilon_3^{ch} \quad (29)$$

V_f 는 Volume fraction을 나타낸다. 수지의 열팽창 변형률은 단위방향당 경화도와 온도변화와 관련된 식으로 표현한다.

$$\Delta \varepsilon^{th} = \alpha^{cte} \cdot \Delta T \quad (30)$$

그리하여 복합재의 최종 변형률은 수지의 화학수축 변형률과 열팽창 변형률의 합으로 표현된다.

$$\Delta \varepsilon_i^{total} = \Delta \varepsilon_i^{ch} + \Delta \varepsilon_i^{th} \quad (i=x, y, z \text{ or } 1, 2, 3) \quad (31)$$

2.5 응력계산

앞서 구한 구성방정식과 변형률의 관계식을 통해 복합재의 응력 변화를 계산할 수 있다.

$$\Delta \sigma_i = \Delta C_{ij} \Delta \varepsilon_j^{total} \quad (32)$$

3. 유한요소 해석

3.1 해석 모델

본 연구에서는 복합재 해석의 타당성을 확인하기 위해 탄소강화복합재모델을 L-shape 형상의 적층각 [0/45]2s의 CYCOM 970 물성으로 제작하였다. θ° 의 각도로 벌어져있으며 플랜지의 폭은 70 mm이며 길이는 300 mm, 1 ply 당 두께는 0.2187 mm이다. 곡선부분의 안쪽 반지름은 8 mm이

Table 3. Model Angle

Case	Shape
1	Convex mold $\theta = 120.08$
2	Concave mold $\theta = 105.08$
3	Concave mold $\theta = 120.08$

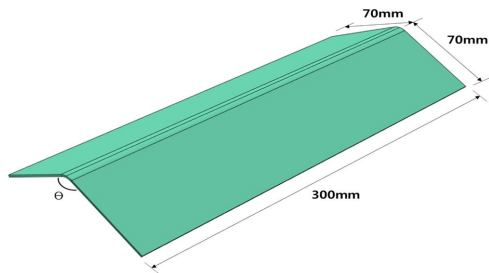


Fig. 1. L-shape Convex mold model

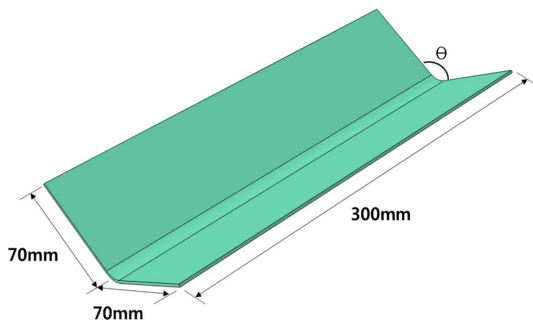


Fig. 2. L-shape Concave mold model

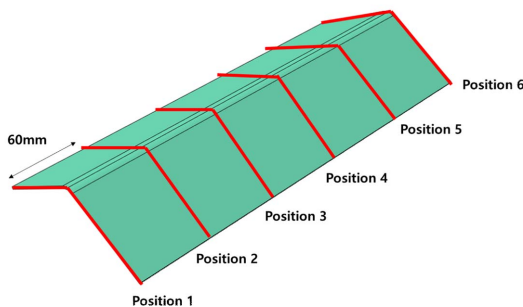


Fig. 3. L-shape Convex mold model spring-in position

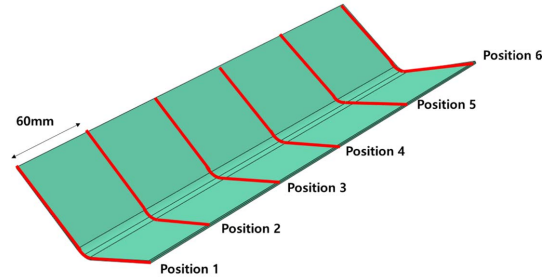


Fig. 4. L-shape Concave mold model spring-in position

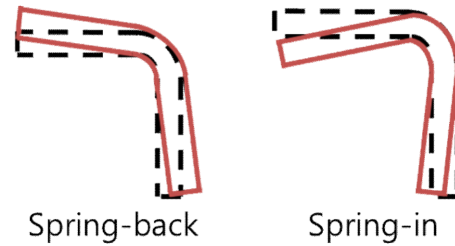


Fig. 5. Spring-back and Spring in shap

다. 해석과 실험을 같은 조건의 모델을 Convex mold와 Concave mold 케이스로 설계하여 결과를 비교하였다. 모델의 케이스는 Table 3과 같다.

요소타입은 C3D20로 3D20node의 정육면체 요소이다. Spring-back은 초기 형상에서 최종 형상의 각도가 벌어진 형상이며 Spring-in은 초기 형상에서 최종 형상의 각도가 좁아진 형상이다. 해석과 실험에서의 Spring-in의 결과는 Fig 3, 4과 같이 길이방향으로 60 mm 크기로 5등분을 한 위치에서의에서의 비교한 결과이다.

3.2 해석 모델 결과 및 분석

Spring-in의 결과를 비교 하였을 때 모든 케이스의 경우가 해석 값이 실험 값보다 크게 나왔다. Convex mold와 Concave mold의 경우 Concave mold에서의 해석 결과와 실험 결과의 차이가 더 크게 나오고 있다. 또한 위치에 따른 분포 또한 Convex mold에서의 결과가 균일하게 분포되고

Table 4. Compare Spring-in

Position	120.08 mold (Spring-in)	122 mold (Spring-in)
1	119.04(1.04)	120.79(1.71)
2	118.91(1.89)	120.16(1.84)
3	118.78(2.02)	120.03(1.97)
4	118.70(2.10)	119.96(2.04)
5	118.52(2.28)	119.55(2.45)
6	118.31(2.49)	119.55(2.45)

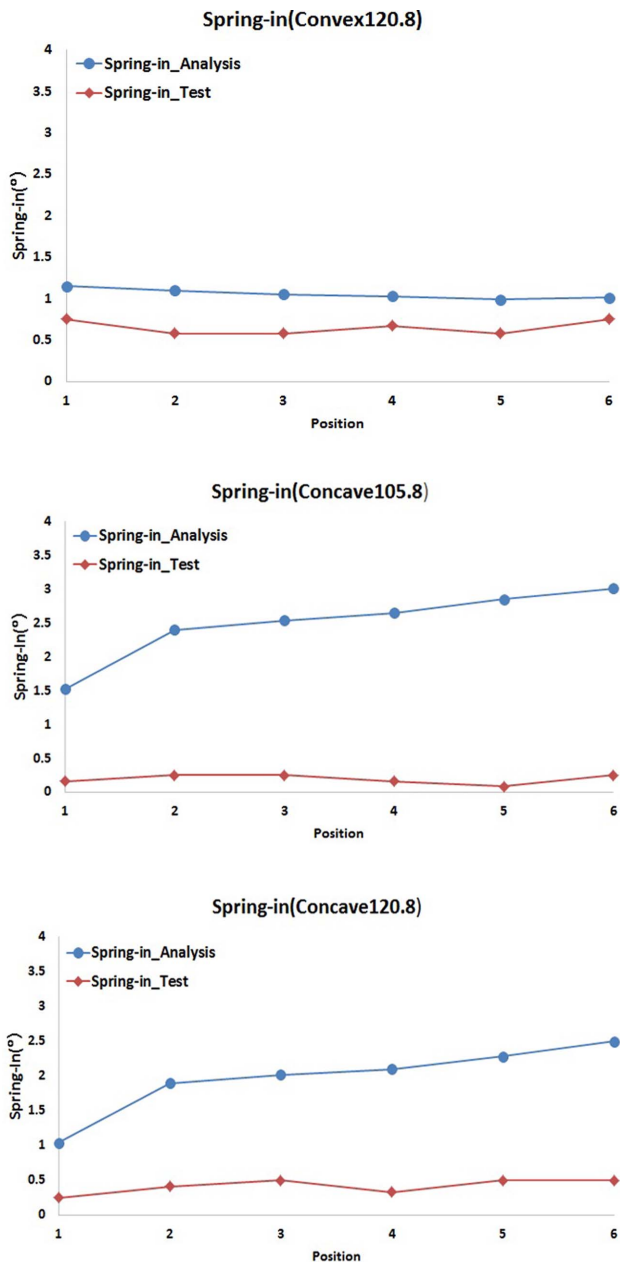


Fig. 6. Compare Spring-in

있는 것을 확인할 수 있었다. 복합재의 제품을 제작할 때 같은 형상이지만 압력이 가해지는 방향에 따라 제작 결과의 차이가 난다는 것을 확인할 수 있었다.

이후 Case3의 평균적인 Spring-in의 값인 2°의 값을 추가한 Concave mold $\theta = 122^\circ$ 로 해석한 결과는 Table 4와 같다.

Mold의 2° 수정을 통해 초기 제작에서 원하던 120°에 근접한 값의 복합재료 형상을 얻을 수 있었다. 이를 통해 해석을 통해 복합재의 변형을 예측하고 이를 실제 제작에 적용하여 실제 제작에서의 시간 및 비용을 줄일 수 있다고 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 복합재료의 특성을 고려하여 실제 성형 시 예상되는 변형을 해석을 통해 예측하고 이를 분석하여 실제 제작에 영향을 미치는 요인을 파악하기 위한 연구이다. 온도구배, 제품 형상, 적층각 및 적층순서, 수지의 화학수축, 열 잔류응력, mold 조건 등을 고려한 해석 후 결과 비교를 통해 실제 제작에서의 변형을 예측하고 해석 조건 수정을 통한 변형의 정도 또한 알아낼 수 있다. 그리하여 최종적으로 실제 제작에서의 수정작업을 줄여 시간과 비용을 절감할 수 있다.

복합재의 성형 시 변형에 영향을 주는 요인 다양하게 있지만 본 연구에서는 그 중 일부분인 경화도 모델 형상, 온도 구배, 화학 수축, 복합재료 등 일부분의 요인을 구현하여 실제 제작과 비교하였다. 추가적인 요인을 적용하여 해석을 실시한다면 다양한 형상의 조건에서도 실험과 해석의 결과의 신뢰성이 더욱 높아질 것으로 예상된다.

후 기

본 연구는 부산대학교 기본연구지원사업(2년)지원에 의해 이루어졌으며 이에 감사 드립니다.

REFERENCES

- (International Journal) Ning, Q.G., and Chou, T.W., "A Closed-Form Solution of the Transverse Effective Thermal Conductivity of Woven Fabric Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 29, No. 29, 1995, pp. 2280-2294.
- (International Journal) Bogetti, Travis A., and John W. Gillespie, "Process-induced Stress and Deformation in Thick-section Thermoset Composite Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 26, No. 5, 1992, pp. 626-660.
- (Korean Journal) Sung, S.-H., and Kim, W.-D., "Prediction of Deformation of Carbon-fiber Reinforced Polymer Matrix Composite for Tool Materials and Surface Conditions," *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 27, No. 6, 2014, pp. 231-235.
- (Korean Journal) Oh, J.-M., and Kim, W.-D., "Prediction of Spring-in of Curved Laminated Composite Structure," *Journal of the Korean Society for Aeronautical and Space Science*, Vol. 43, No. 1, 2015, pp. 1-7.
- (Korean Journal) Jung, S.-R., and Kim, W.-D., "Analysis of Thermal Deformation of Carbon-fiber Reinforced Polymer Matrix Composite Considering Viscoelasticity," *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 27, No. 4, 2014, pp. 174-181.
- (International Journal) White, S.R., and Kim, Y.K., "Process-induced Residual Stress Analysis of AS4/3501-6 Composite Material," *Mechanics of Composite Materials and Structures*, Vol.

- 5, No. 2, 1998, pp. 153-186.
7. (International Journal) Nawab, Yasir, *et al.*, "Chemical shrinkage characterization techniques for thermoset resins and associated composites," *Journal of Materials Science*, Vol. 48, No.16, 2013, pp. 5387-5409.
8. (Thesis) Johnston, Andrew A., *An Integrated Model of the Development of Process-induced Deformation in Autoclave Processing of Composite Structures*. Ph.D Thesis, University of British Columbia, 1997.
9. (Thesis) Nielsen, Michael Wenani, *Prediction of Process Induced Shape Distortions and Residual Stresses in Large Fibre Reinforced Composite Laminates*. Ph.D Thesis, Technical University of Denmark, 2013.