

論文

단섬유강화 플라스틱 복합재료 구조해석 기법연구

윤지용^{*,+}, 김상우^{*}, 박봉현^{*}, 이성훈^{*}, 권태현^{**}, 김기태^{**}

A study on structure analysis system for short fiber reinforced plastics

Jee-Young Youn^{*,+}, Sang-woo kim^{*}, Bong-Hyun Park^{*},
Seong-Hoon Lee^{*}, Tai-Hun Kwon^{**}, Ki-Tae Kim^{**}

ABSTRACT

This paper deals with anisotropic property and structural analysis for short fiber reinforced plastic composites manufactured by the injection molding process. The common approach for modeling this type of material is the consideration of the material as homogenous and isotropic. However, the common isotropy approach often results in unexpected failure. To overcome this, new structure analysis methodology was developed in order to consider fiber orientation effect using injection mold flow analysis and Halpin-Tsai equations for unidirectional composites and taking an orientation average. The numerical predictions are compared to experimental data for tensile specimen. The predicted mechanical properties agree well with experimental data for fiber orientation and weld line effect. The analysis system was also applied to an automobile part. The proposed anisotropic model predicted different mechanical properties by position of the part and different mechanical performance of the part was changed according to injection gate position.

초 록

본 연구는 사출 성형 공정을 통하여 제작되는 단섬유강화 플라스틱 복합재료의 구조해석 기법에 관한 내용으로 소재의 이방성 기계물성을 예측하고 이를 구조해석에 적용하도록 하였다. 사출 성형 공정을 통하여 제작되는 단섬유강화 플라스틱 복합재료의 구조해석에 있어서 기존의 경우는 일반적으로 소재의 기계적 물성을 균질 등방성 탄성 모델로 이용하여 왔으나, 실제 부품 파손 모드와 크게 상이한 경우가 많다. 이러한 점을 극복하고자 사출 성형 흐름 해석, 일방향성 복합재료의 Halpin-Tsai 식과 배향 평균 모델을 도입하여 단섬유강화 플라스틱 복합재료의 섬유배향 효과가 고려되도록 새로운 구조해석 시스템을 개발하였다. 해석의 정확도는 시편시험 결과와의 비교를 통하여 검증하였으며, 섬유 배향 및 웰드라인 영향 및 섬유 함량에 따른 변화가 해석에 잘 반영됨을 확인하였다. 또한 자동차 부품에 개발된 해석 시스템을 적용하여 균질 등방 모델과 달리 부품의 위치별로 다른 기계적 성능이 반영되고, 사출 게이트 위치에 따라 유리섬유 배향이 변화하여 부품의 성능이 달라짐을 확인하였다.

Key Words : 단섬유 강화 플라스틱 복합재료(Short fiber reinforced plastics), 유리섬유 배향(Fiber orientation), 사출성형(Injection molding), 구조해석(Structure analysis)

접수: 2011년 6월 7일, 수정: 2011년 8월 18일, 게재승인: 2011년 8월 19일

*+ 현대자동차, 교신저자(E-mail:jyoon@hyundai.com)

* 현대자동차

** 포항공과대학교, 기계공학과

1. 서론

최근 각종 자동차의 차체구조 부품 또는 사시구조 부품 경량화와 관련하여 단섬유를 보강한 플라스틱 복합재료 (Short fiber reinforced plastics)가 사용되고 있으며, 그 중요성이 점점 증대되고 있다.

단섬유강화 플라스틱 복합재료는 일반적으로 사출성형을 통해 성형되며 단섬유강화 플라스틱 복합재료의 기계적 성질은 그 내부의 섬유 배향 (fiber orientation)에 크게 영향을 받는다. 단섬유강화 플라스틱 복합재료는 일반적으로 사출성형되며, 이에 따라 적층 복합재료와 달리 사출성형 시에 섬유 배향은 유변학적 특성 (rheological property), 섬유의 특성, 성형품의 형상, 사출 성형 조건 등에 따라 결정되는데, 섬유 배향은 부품의 뒤틀림, 수축, 변형 뿐만 아니라, 부품의 기계적 성능에도 영향을 미치므로 밀접한 연관성을 가지고 있어 그 예측이 매우 중요하다.

사출성형 시 유동장 내의 단섬유 배열에 대한 이론적인 연구로는 Jeffery가 뉴턴 유체 (Newtonian fluid) 내에서 단일 타원체 (ellipsoidal particle)의 회전 운동에 대한 이론적 모델을 제시하였으며[1], 이는 현재까지 섬유 배향 관련 연구의 기본 이론이 되어 오고 있다. 이 후 Folgar, Tucker, Advani 등에 의하여 활발히 연구가 진행되고 있다[2-6].

복합 재료의 기계적 물성에 대한 연구는 1960년대부터 활발히 연구되기 시작했다. 이들 연구는 크게 미시역학 (Micro-mechanics)으로써 매트릭스 (matrix)와 보강재의 상호 작용을 고려하여 복합 재료의 거동에 대한 연구와 거시역학 (Macro-mechanics)으로써 매트릭스와 보강재의 구분 없이 복합 재료를 균일한 (homogeneous) 재료로 가정하여 평균적인 관점에서 복합 재료의 거동을 연구하는 두 분야로 나눌 수 있다[7].

미시역학을 통해 섬유 보강에 따른 복합 재료의 기계적 물성을 예측하려는 연구들과 함께, 이러한 예측을 거시역학 관점의 실험들을 통해 검증하려는 연구들이 많이 진행되어 왔다. 이를 통해 복합 재료의 기계적 물성 예측을 위한 다양한 모델들이 발표 되었으나, 대부분 복잡한 수식과 그래프 등으로 표현되어 있어 실제 이용에 어려운 점이 있다. Halpin과 Tsai는 이러한 기존의 모델들의 단점을 보완하기 위해 보간 과정 (interpolation procedure)를 이용하여 기존의 다양한 모델들을 근사하여 표현할 수 있는 Halpin-Tsai 식을 제안하였다[8,9]. Halpin-Tsai 식에서 주목할 점은 식이 매우 간결하고, 그 정확성과 확장성이 매우 높다는 것이다.

앞서 소개한 바와 같이 단섬유강화 플라스틱 복합재료 사출 부품의 이방성 기계적 물성은 부품의 신뢰성 및 안정성과 밀접한 관련이 있으며, 따라서 그 예측은 부품의 과학적 설계 및 제작에 중요한 역할을 한다. 그러나 사출 성형 공정을 통해 제작되는 단섬유 플라스틱 복합재료의 일반적인 CAE 해석에서는 섬유배향의 구현이 어려운 점으로 인하여 소재의 기계적 물성으로 균질 등방성 탄성 모델을 이용하여 왔으며, 실제 부품 파

손 모드와 크게 상이한 경우가 많다. 본 연구에서는 이와 같은 균질 등방성 구조 해석의 한계를 보완할 수 있도록 새로운 비균질 이방성 구조 해석 시스템을 개발하였다. 사출성형해석을 통하여 사출부품의 국부적인 섬유 배향 및 이에 따른 이방성 (anisotropic) 탄성 텐서 예측하고, 성형해석 및 구조해석 데이터 연계 인터페이스 구축하여 복합재료의 물성이 구조해석에 반영되도록 하였다. 또한 시편평가를 통하여 해석 시스템의 정확도를 검증하였으며, 부품 해석에 적용하여 기존의 등방성 구조해석과 개발된 해석 이방성 구조해석 결과를 비교하였다.

2. 이론

2.1 섬유 배향

섬유 집단의 배향 상태는 확률 분포 함수 (probability distribution function) $\Psi(\underline{p}, \underline{r}, t) d\underline{p}$ 로 표현 할 수 있다. 여기서 \underline{p} 는 단일 섬유의 배향 벡터 (orientation vector) 이며 \underline{r} 과 t 는 각각 위치와 시간을 나타낸다. 확률 분포 함수 $\Psi(\underline{p}, \underline{r}, t)$ 는 위치 \underline{r} 에서 시간 t 에 $d\underline{p}$ 각도 내 \underline{p} 방향으로 배향된 섬유를 찾을 확률을 $\Psi(\underline{p}, \underline{r}, t) d\underline{p}$ 로 나타내도록 정의 되었다.

Advani와 Tucker가 제안한 섬유 배향 텐서 (fiber orientation tensor)를 이용하면 2차 및 4차 섬유 배향 텐서는 아래와 같이 정의된다[3].

$$\begin{aligned} \underline{a}(\underline{r}, t) &\equiv \int \underline{p} \underline{p} \Psi(\underline{p}, \underline{r}, t) d\underline{p} \\ \underline{a}(\underline{r}, t) &\equiv \int \underline{p} \underline{p} \underline{p} \underline{p} \Psi(\underline{p}, \underline{r}, t) d\underline{p} \end{aligned} \quad (1)$$

2.2 비등방 탄성 예측

Fig. 1과 같은 등방성 고분자 매트릭스 (polymer matrix)에 \underline{p} 방향으로 섬유 보강재를 균일하게 첨가한 복합 재료의 경우 탄성 텐서는 \underline{p} 방향에 대해 횡단 등방성 (transversely isotropic)을 지니게 된다. 이 때 탄성 텐서는 총 5개의 서로 독립인 성분을 가지게 되며, 아래와 같은 식으로 표현할 수 있다. 여기서 δ_{ij} 는 크로넬커 델타 (kronecker delta) 이다.

$$\begin{aligned} C_{ijkl}(\underline{p}) &= B_1(p_i p_j p_k p_l) \\ &+ B_2(p_i p_j \delta_{kl} + p_k p_l \delta_{ij}) \\ &+ B_3(p_i p_k \delta_{jl} + p_j p_l \delta_{ik} + p_j p_l \delta_{ik} + p_i p_k \delta_{jl}) \\ &+ B_4(\delta_{ij} \delta_{kl}) \\ &+ B_5(\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \end{aligned} \quad (2)$$

간단한 수식 변환을 통해, $\underline{p}=(1,0,0)$ 으로 두고 위의 식 (2)을 B_i 에 대해 전개하면 아래와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} B_1 &= C_{11} + C_{22} - 2C_{12} - 4C_{55} \\ B_2 &= C_{12} - C_{23} \\ B_3 &= C_{55} + \frac{1}{2}(C_{23} - C_{22}) \\ B_4 &= C_{23} \\ B_5 &= \frac{1}{2}(C_{22} - C_{23}) \end{aligned} \quad (3)$$

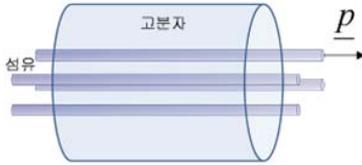


Fig. 1 Fiber orientation described by the vector \underline{p} .

반면 실제 단섬유 강화 플라스틱 사출부품의 경우 그 내부 섬유 배향은 Fig. 1의 1차원 배향과는 달리 일반적으로 3차원 배향을 가지게 된다. 이 경우 탄성 텐서는 3차원 섬유 배향의 영향을 평균적으로 고려한 섬유 배향 평균 탄성 텐서 (fiber orientation averaged elasticity tensor)를 이용 할 수 있다. 섬유 배향 평균 탄성 텐서는 아래와 같이 정의된다.

$$\langle C_{ijkl} \rangle = \int C_{ijkl}(\underline{p}) \nu(\underline{p}) d\underline{p} \quad (4)$$

식 (2)에 대해 배향 평균을 취하면 아래와 같은 관계를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \langle C_{ijkl} \rangle &= B_1(a_{ijkl}) \\ &+ B_2(a_{ij}\delta_{kl} + a_{kl}\delta_{ij}) \\ &+ B_3(a_{ik}\delta_{jl} + a_{il}\delta_{jk} + a_{jl}\delta_{ik} + a_{jk}\delta_{il}) \\ &+ B_4(\delta_{ij}\delta_{kl}) \\ &+ B_5(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) \end{aligned} \quad (5)$$

여기서 a_{ijkl} 는 Closure approximation 방법 중에 Invariant based optimal fitting (IBOF)을 이용하여 2차 텐서 a_{ij} 로 근사한다. C_{ijkl} 는 대해 아래와 같은 축약 표기 (contracted notation)를 이용하면 아래와 같다.

$$\begin{aligned} C_{11} &= C_{1111}, \quad C_{22} = C_{2222}, \quad C_{33} = C_{3333}, \\ C_{12} &= C_{1122}, \quad C_{23} = C_{2233}, \quad C_{31} = C_{3311} \\ C_{44} &= C_{2323}, \quad C_{55} = C_{3131}, \quad C_{66} = C_{1212} \end{aligned} \quad (6)$$

이 때 일반적인 비등방성 탄성 텐서의 각 성분과, 비등방성 Engineering constants (인장 탄성계수, 전단 탄성계수, Poisson 비)의 관계는 아래와 같다.

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}, \quad C_{22} = \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta}, \quad C_{33} = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta} \\ C_{12} &= \frac{\nu_{12} + \nu_{31}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{12} + \nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_3 \Delta} \\ C_{23} &= \frac{\nu_{32} + \nu_{12}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{23} + \nu_{21}\nu_{13}}{E_1 E_2 \Delta} \\ C_{13} &= \frac{\nu_{31} + \nu_{21}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta} = \frac{\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23}}{E_1 E_2 \Delta} \\ C_{44} &= G_{23}, \quad C_{55} = G_{31}, \quad C_{66} = G_{12} \end{aligned}$$

$$\text{where } \Delta = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_2 E_3} \quad (7)$$

이에 대하여 미시역학 모델들을 근사하여 표현할 수 있는 Halpin-Tsai 식을 이용하도록 하며, 이에 따라 상수 $B_i (i=1 \sim 5)$ 를 구할 수 있다. 이 때 Halpin-Tsai 식은 아래 세 식으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \nu_{12} &= \nu_f V_f + \nu_m V_m, \quad \frac{M}{M_m} = \frac{1 + \xi \eta V_f}{1 - \eta V_f} \\ \eta &= \frac{(M_f / M_m) - 1}{(M_f / M_m) + \xi} \end{aligned}$$

$$\text{where } M = E_1, E_2 \text{ or } G_{12}, G_{23} \quad (8)$$

여기서 ν_{ij} , E_i , G_{ij} 는 각각 Poisson 비, 인장 탄성계수 (tensile modulus), 전단 탄성계수 (shear modulus)을 나타내며, 아래첨자 (subscript) f와 m은 각각 섬유와 고분자 매질을 나타낸다. V_f 와 $V_m = 1 - V_f$ 은 각각 복합 재료 내 섬유와 고분자의 부피 비율 (volume fraction)을 나타낸다. ξ 는 섬유의 구조 (종횡비 l/d), 섬유의 충전 상태, 하중 조건에 따라 결정되는 매개 변수로 아래와 같이 표현 된다.

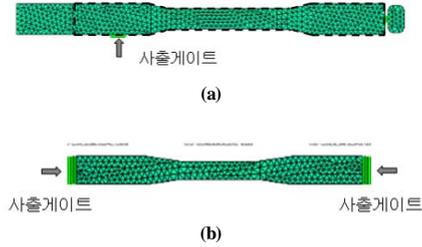


Fig. 2 Tensile specimen (a) without weld line (b) with weld line.

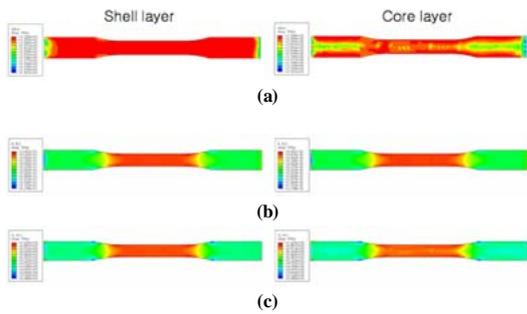


Fig. 3 Predicted (a) C11 fiber orientation component (b) Axial strain (c) Axial stress for tensile specimen without weld line (polyamide 66 + glass fiber 35%).

$$\xi = 2 \frac{l}{d} \text{ for } M = E_1$$

$$\xi = 2 \text{ for } M = E_2 = E_3$$

$$\xi = 1 \text{ for } M = G_{12} = G_{13}$$

$$\xi = \frac{K_m/G_m}{(K_m/G_m + 2)} \text{ for } M = G_{23}, K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (9)$$

2.3 직교 이방성 탄성모델 및 구조해석

구조 해석을 위한 직교 이방성 재료 (orthotropic material)의 구성모델은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \langle C_{11} \rangle & \langle C_{12} \rangle & \langle C_{13} \rangle & 0 & 0 & 0 \\ \langle C_{12} \rangle & \langle C_{22} \rangle & \langle C_{23} \rangle & 0 & 0 & 0 \\ \langle C_{31} \rangle & \langle C_{32} \rangle & \langle C_{33} \rangle & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \langle C_{44} \rangle & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \langle C_{55} \rangle & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \langle C_{66} \rangle \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} \quad (10)$$

직교이방성 재료를 정의하기 위하여 9개의 탄성계수 (C_{11} , C_{22} , C_{33} , C_{12} , C_{13} , C_{23} , C_{44} , C_{55} , C_{66})가 필요하며, 비균질성 재료의 경우 국부적인 위치에 따라 탄성계수가 다르게 정의

되므로 유한요소해석 시 각 요소에 대응되는 위치에 따른 탄성계수가 각각 따로 계산되도록 한다. 이 때 탄성 계수는 비등방 탄성 예측 결과를 이용하도록 하였다. 본 연구에서는 사출성형 해석 소프트웨어 Moldflow의 계산결과로부터 얻은 유리섬유의 배향분포를 이용하여 탄성계수를 예측하고 이를 구조해석에 사용하였다. 구조해석 소프트웨어로는 ABAQUS를 사용하였다[10,11].

3. 시험편 검증

3.1 인장시험편 해석

비등방성 탄성 예측 시스템의 성능을 검증을 위하여 인장 시험편 시험을 실행하였다. 시험편의 사출조건은 Fig. 2와 같이 사출 게이트 방향을 2가지로 하여 시험편을 사출하였다. Fig. 2 (a)의 일반 인장시험편의 경우는 사출게이트 1개로 사출하여 사출유동흐름이 한방향이 되도록 제작 하였다. Fig. 2 (b)의 웰드라인 구현 시험편은 사출게이트를 2개로 사출한 경우는 시험편 중심부분에 웰드라인이라 불리는 기계적 물성이 취약한 부분이 발생되도록 제작하였다. 섬유의 배향 역시 웰드라인 부근에서 유동에 수직인 방향으로 배향할 가능성이 높다.

Fig. 3은 사출게이트가 1개인 웰드라인이 존재하지 않는 인장 시험편의 인장 거동 후의 축방향 변형률과 응력 해석결과이다. 소재는 Polyamide 66 + 유리 섬유 35 wt%를 적용하였다. Fig. 3 (a)는 각각 외부와 내부의 탄성 텐서의 C_{11} 성분 분포를 나타낸 것이다. 외피 (shell) 부위의 C_{11} 은 비교적 균질한데 비해 중심부 (core)의 C_{11} 은 폭 방향으로 크게 변화하는 것을 알 수 있다. Fig. 3 (b)와 (c)에서 보듯이 변형률 및 응력 분포 또한 외피부위에 비해 중심부는 불균일하게 분포하는 것을 볼 수 있다. 이는 외피와 중심부로 구성된 소위 샌드위치 (sandwich) 구조를 이루고 있다. 이는 유리섬유 배향에 있어서 외피 부위로 갈수록 전단률 (shear rate) 이 커져 유동 방향에 평행한 방향으로 배향이 이루어지고, 중심부로 갈수록 전단률이 작아져 유동 방향에 수직이거나 무작위 (random)의 섬유 배향이 이루어짐이 반영된 결과로 판단된다.

Fig. 4은 사출게이트가 2개인 웰드라인이 존재하는 인장 시험편의 인장 거동 후의 축방향 변형률과 응력 해석결과이다. Fig. 4 (a)는 웰드라인 구현 인장시험편의 C_{11} 성분의 분포를 나타낸 것이다. 시험편의 표면과 중심부 영역은 웰드라인 뿐만 아니라 축 방향 및 폭 방향을 따라서 C_{11} 값의 변화가 심하다. Fig. 4 (b)에서 보듯이 축방향 변형률은 웰드라인이 존재하는 지역에 국부적으로 집중되는 것을 볼 수 있다. 이에 반해 축방향 응력은 C_{11} 성분의 분포와 비슷한 경향을 보인다.

웰드라인 구현 인장 시험편의 길이 방향 인장 탄성율의 예측된 결과를 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 5에서 웰드라인 형성 부근에서 섬유의 배향이 유동방향에 수직인 경향을 나타내므로, x 방향 인장 탄성계수가 급격히 감소하고 있음을 확인할 수 있다.

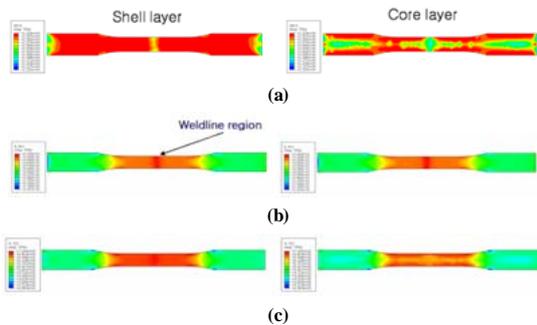


Fig. 4 Predicted (a) C11 fiber orientation component (b) Axial strain (c) Axial stress for tensile specimen with weld line (polyamide 66 + glass fiber 35%).

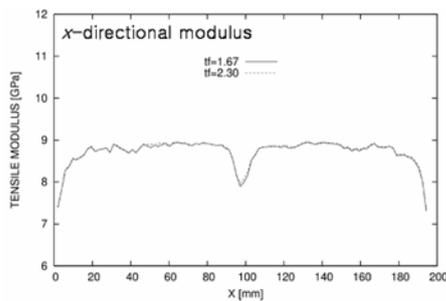


Fig. 5 x-direction (Axial direction) modulus tensile specimen with weld line (polyamide 66 + glass fiber 35%).

3.2 인장시편 물성시험 및 해석 결과 비교

인장시편의 물성시험 결과와 해석결과를 비교하였다. 이에 사출게이트 조건에 따른 웰드라인 유무에 따른 영향과 유리 섬유 함량에 따른 영향을 실제 물성과 비교하였다. 시험에 사용된 재료는 Polyamide 66 + 유리 섬유 35 wt% 와 Polyamide 66 + 유리 섬유 50 wt%로 시편을 제작하여 평가 하였다. Fig. 6은 유리섬유 함량 및 웰드라인 유무에 따른 인장시험의 탄성계수 비교 결과를 나타낸 것이다. 유리섬유가 많을수록 인장 탄성계수가 증가하며, 웰드라인이 존재하는 경우 인장 탄성계수가 감소하는 경향을 해석결과가 물성 변화를 잘 반영하고 있음을 알 수 있다.

해석 결과는 실제 물성시험 결과 대비 평균적으로 13% 오차를 보이며, 유리섬유 함량이 적을수록 해석결과의 오차가 줄어들고, 웰드라인이 없는 경우보다 웰드라인이 존재하는 경우 오차가 커진다. 오차가 가장 큰 경우는 유리섬유 함량이 50%의 소재로 웰드라인 구현 시편의 경우이며, 이 때 시험치 대비 오차는 20.6% 수준이다. 유리섬유 함량이 많을 경우에 발생하는 유리섬유 간의 상호작용이 오차를 유발하는 것으로 보이며, 웰드라인구현 시편의 경우 유리섬유 배향 이외에 웰드라인에서 발생하는 복잡한 미시적인 현상을 완벽히 구현하지 못함에 의하여 오차가 커지는 것으로 생각된다.

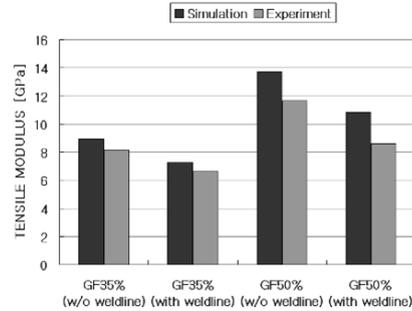


Fig. 6 Young's modulus numerical - experimental comparison.

4. 부품 해석

개발된 해석 시스템을 실제 자동차 부품의 해석에 적용해 보았다. 부품에 사용된 재료는 Polyamide 66 + 유리 섬유 35 wt% 이며, 부품의 형상 및 경계조건은 Fig. 7와 같다.



Fig. 7 FEM model and boundary conditions.

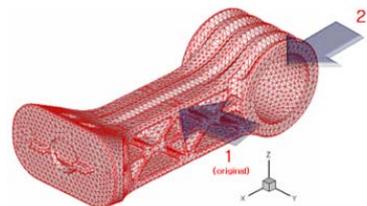


Fig. 8 Gate position 1 & 2 for injection molding.

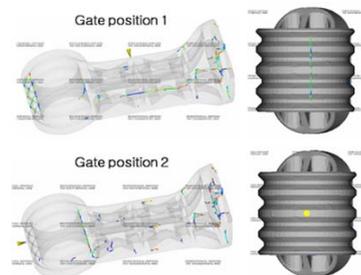


Fig. 9 Comparison of Predicted weld line positions.

본 연구에서는 내부 섬유 배향의 이방성이 주어진 변형 조건에 대한 부품 내부 하중 분포에 어떤 영향을 미치는지 확인해 보고, 등방성으로 가정하여 해석한 경우와 어떤 차이가 있는지 검토해 보았다. 또한 게이트의 위치 변화가 부품의 강도 향상에 실질적인 효과가 있는지 검증하기 위한 유한요소 해석을 수행하였다.

Fig. 8과 같이 사출성형 게이트 위치 (1) 인 경우와 게이트 위치 (2)의 경우를 해석하였으며, 이 때 각 경우의 웰드라인 형성 예상 위치 해석결과를 Fig. 9에 나타내었다. 두 경우 모두 내부 국부적인 웰드라인이 형성 되고 있으나, 가장 주목할 점은 게이트 위치 1의 경우 실린더 외경부에 웰드라인이 형성됨을 알 수 있다.

Fig. 10은 두 가지 게이트 위치에 대한 탄성 텐서 비교 결과이다. Fig. 10 (a)에서 게이트 2의 경우는 게이트 1의 경우보다 실린더와 로드 부분을 연결하는 지지대 (몸체)와 측면의 보강 릿 (rib)이 높은 강성을 가지는 것을 확인할 수 있다. 또한, Fig. 10 (b) 게이트 1일 때 실린더 외경부 웰드라인 부위의 z방향 강성이 낮으나 게이트 2는 강성이 높아진 것을 확인할 수 있다.

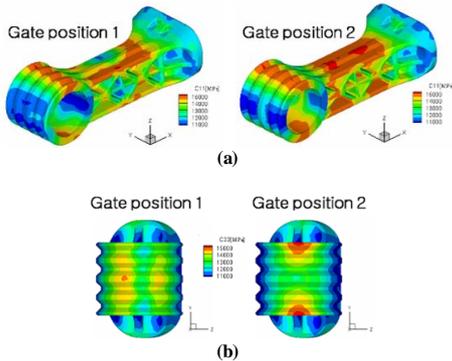


Fig. 10 Predicted elastic modulus of (a) Cxx component (b) Czz component.

Fig. 11은 인장 변형 후 z 방향의 변형률 분포 형태를 나타내며, 인장 하중 시 접촉 조건에 의한 응력 집중 때문에 실린더 외경에 가장 큰 인장력이 발생한다. 즉, 실린더 내부의 압축 하중으로 인하여 실린더 외부에 인장력이 발생하고 되고, 이것이 실린더 외경에 균열을 발생시키는 원인이 된다. z 방향 최대 변형률 예측 결과를 비교해보면 게이트 1의 이방성 모델은 등방성 모델보다 약 10% 정도 높은 변형률을 보이는데, 이러한 높은 인장 변형률은 균열을 쉽게 발생시킬 수 있다. 그러나 두 번째 게이트 위치의 이방성 모델 (Fig. 11 (c))은 등방성 모델보다도 낮은 변형률을 보여준다. 즉 게이트 위치가 1번에서 2번으로 변경됨에 따라 실린더 외경부에 균열이 발생할 가능성이 감소한다는 것을 보여준다.

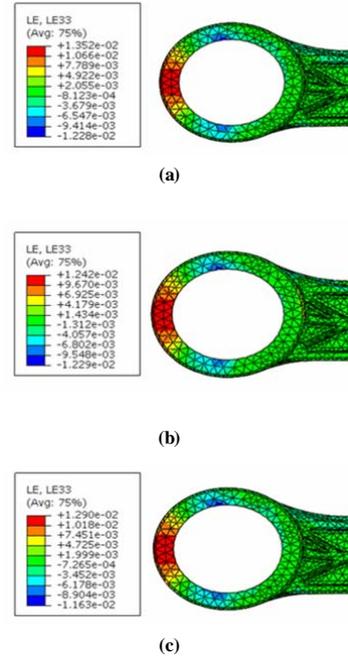


Fig. 11 Comparison of strain (Ezz) distribution of (a) anisotropic elasticity model for gate position 1 (b) gate position 2 (c) isotropic elasticity model.

5. 결론

본 연구에서는 단섬유강화 플라스틱 복합재료가 가지는 비균질 이방성 기계적 물성을 예측하고 이를 구조 해석에 적용하는 구조해석 시스템을 통하여, 사출 성형된 단섬유강화 복합재료 자동차 부품에 대한 보다 신뢰성 있는 분석을 할 수 있었다.

개발된 해석 시스템은 섬유배향에 따른 기계적 물성변화와 웰드라인 발생 시에 발생하는 물성저하를 구현함을 확인하였다. 이 때 인장시험 물성시험 결과와의 오차율은 평균 13% 수준을 나타내었다. 또한 유리섬유 함량에 따른 물성변화도 구현 가능했다. 유리섬유 함량에 따른 물성시험 결과에서는 유리섬유의 함량이 적을수록 해석결과가 정확하였다.

부품해석에 있어서 일반적인 균질 등방 해석방법과 비교할 때 개발된 해석 시스템은 게이트의 위치에 따른 섬유배향의 효과 및 그 물성을 구조해석에서 구현 할 수 있으며, 그에 따라 부품의 성능이 달라짐을 예측할 수 있었다. 즉, 개발된 해석 시스템을 통해 사출성형으로 제작되는 단섬유강화 플라스틱 복합재료 부품의 성능 예측의 정확성 향상이 가능함을 확인하였다.

기 호

- a_{ij} = 섬유 배향 2차 텐서
- a_{ijkl} = 섬유 배향 4차 텐서
- \underline{p} = 단일 섬유 배향 벡터
- \underline{r} = 위치 벡터
- t = 시간 변수
- C_{ijkl} = 4차 탄성 텐서
- $\langle C_{ijkl} \rangle$ = 4차 섬유 배향 평균 텐서
- δ_{ij} = 크로넥터 델타 (Kronecker delta)
- ν_{ij} = Poisson 비
- E_i = 인장 탄성 계수
- G_{ij} = 전단 탄성 계수
- V_f = 복합 재료 내 섬유 부피 비율
- V_m = 복합 재료 내 고분자의 부피 비율

- 9) 강명석, 윤성기, “단섬유 복합재료의 거동에 대한 확률 유한 요소 해석”, 한국복합재료학회지, 제6권 제2호, 1993, pp. 80-86.
- 10) MPI 5.0. Moldflow corporation. Framingham, MA, USA.
- 11) Abaqus v6.5, User’s Manual. Abaqus Inc., Providence, RI, USA.

참고문헌

- 1) G. B. Jeffery, “The motion of ellipsoidal particles immersed in a viscous fluid”, *Proc. R. Soc. London, Ser. A* 102, 1922, pp. 161-179.
- 2) F. Folgar and C. L. Tucker III, “Orientation behavior of fibers in concentrated suspensions” *J. Reinfr. Plast. Compos.* 3, 1984, pp. 98-119.
- 3) S. G. Advani and C. L. Tucker III, “The use of tensors to describe and predict fiber orientation in short fiber composites”, *J. Rheol.* 8, 1987, pp. 751-784.
- 4) C. L. Tucker III, “Flow regimes for fiber suspensions in narrow gaps”, *J. Non-Newtonian Fluid Mech.* 39, 1991, pp. 239-269.
- 5) 고진, 이석원, 윤재륜, “단섬유 복합재료의 사출 성형을 위한 평면방향의 섬유 배열 해석”, 한국복합재료학회지, 제8권 제4호, 1995, pp. 34-45.
- 6) S. T. Chung and T. H. Kwon, “Numerical simulation of fiber orientation in injection molding of short-fiber-reinforced thermoplastics”, *Polym. Eng. Sci.* 35, 1995, pp. 604-618.
- 7) R. M. Jones, “Mechanics of composite materials”, McGraw-Hill, 1975.
- 8) J. C. Halpin and S. W. Tsai, “Effects of environmental factors on composite materials”, *AFML-TR-67-423*, 1969.