

폴리머 폼의 비선형 인장거동을 모사하기 위한 기공이 고려된 손상 탄성 구성방정식

권 순 범¹ · 이 제 명^{1*}

¹부산대학교 조선해양공학과

Elastic-Damage Constitutive Model for Nonlinear Tensile Behavior of Polymeric Foam

Sun-Beom Kwon¹ and Jae-Myung Lee^{1*}

¹Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, 46241, Korea

Abstract

This paper details the development of an isotropic elastic-damage constitutive model for polymeric foam based on irreversible thermodynamics to consider the growth and coalescence of voids. The constitutive equations describe the material behavior sustaining unilateral damage. To facilitate finite element analysis, the material properties for specific types of polymeric foams are applied to the developed model; the model is then implemented in ABAQUS as a user-defined material subroutine. To validate the developed damage model, the simulated results are compared to the results of a series of tensile tests on various polymeric foams. The proposed damage model can be utilized to further research on continuum damage mechanics and finite element analysis of polymeric foams in computational engineering.

Keywords : polymeric foam, porosity/voids, elastic constitutive model, ABAQUS user-defined material subroutine

1. 서 론

폴리머 폼은 낮은 열전도도뿐만 아니라 낮은 제작비용, 낮은 밀도 등의 이유로 다양한 산업현장에서 사용되고 있는 대표적인 단열재이다. 또한, 높은 충격흡수율을 특징으로 하는 폴리머 폼은 충격흡수 완화를 위해 구조 부재로 사용된다. 폴리머 폼이 사용되는 대표적인 예로서 LNG 선박의 단열시스템은 슬로싱(sloshing) 하중을 포함한 다양한 압축하중을 받게 된다. 이러한 슬로싱 하중으로 인해 단열시스템 내에 충격파가 발생하고, 파 진전 현상으로 인해 폴리머 폼은 압축하중뿐만 아니라 인장하중도 받게 된다(Wang, 2007; Kwon *et al.*, 2017).

폴리머 폼은 고분자 복합재료로서 내부기공을 가지고 있으며, 폼의 단열성능은 내부기공의 크기 및 형태에 의존적이다(Modesti *et al.*, 2007). 또한, 폴리머 폼은 인장하중 및 압축하중에 대하여 각각 비선형 취성 및 연성 거동을 보인다. 따라서

인장 및 압축하중에 대한 폴리머 폼의 거동을 정확히 예측하여 모사하는 것이 중요하다.

폴리머 폼의 압축하중에 대한 재료 거동에 대한 많은 연구가 수행되어 왔다. Lee 등(2015)은 Frank-Brockman 점탄소성 모델을 적용하여 다양한 온도 및 변형률 속도에 따른 압축력을 받는 폴리머 폼의 경화 및 연화 현상을 모사하였으며, Gurson 모델을 적용하여 폴리머 폼의 밀도를 고려한 재료의 비선형성 거동이 모사되었다(Lee *et al.*, 2016). 또한, Lee 등(2014)은 이방성 점탄소성 손상 모델을 개발하여 이를 폴리머 폼에 적용하여 모사하였다. 이러한 연구들은 폴리머 폼의 압축하중에 대한 비선형 연성 거동을 모사하는데 초점이 맞춰져 있다. 재료의 취성 거동을 모사하기 위한 탄성 구성방정식에 대한 많은 연구가 수행되어 왔다(Murakami *et al.*, 1997; Lubarada *et al.*, 1994; Halm *et al.*, 1998). 하지만 이러한 탄성 구성방정식은 내부기공을 고려하지 않기 때문에 다공성을 가장 큰 특징으로

* Corresponding author:

Tel: +82-51-510-2342; E-mail: jaemlee@pusan.ac.kr

Received May 28 2018; Revised July 5 2018;

Accepted July 7 2018

©2018 by Computational Structural Engineering Institute of Korea

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

가지는 폴리머 폼에 적용하기에 다소 무리가 있다. 따라서 본 연구에서는 기공의 성장(growth) 및 합체(coalescence)을 고려하여 폴리머 폼의 비선형 인장거동을 모사하기 위한 손상 탄성 구성방정식을 개발하였다.

2. 폴리머 폼 비선형 인장거동 모사 구성방정식

2.1 Helmholtz 자유에너지 및 손상면

Ju(1989)는 4차 탄성 텐서를 손상변수로 고려하고 손상과 소성변형을 고려하여 취성 손상 이론을 제시하였다. 이와 유사하게 본 연구에서는 4차 탄성 텐서 \mathbf{C} 를 손상변수로 고려하였으며, 기공의 성장 및 합체 과정을 모사하기 위해 Rousselier 탄소성 모델(Rousselier, 1987)의 손상에너지를 고려하였다.

등온과정에 대한 폴리머 폼의 Helmholtz 자유에너지는 식 (1)과 같다.

$$\begin{aligned} \rho\psi(\epsilon, \mathbf{C}, \beta) &= \rho\psi^E(\epsilon, \mathbf{C}) + \rho\psi^D(\beta) \\ &= \frac{1}{2}\epsilon : \mathbf{C} : \epsilon + \rho\psi^D(\beta) \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, ρ , ϵ , β , $(:)$ 는 각각 밀도, 변형률, 손상의 누적량을 나타내는 내적 변수, 이중 점곱을 의미하며, $\psi^E(\epsilon, \mathbf{C})$ 와 $\psi^D(\beta)$ 는 각각 탄성에너지와 손상에너지를 나타낸다. 등온과정에 대하여 Clausius-Duhem 부등식을 적용하면 식 (2)와 같은 구성방정식을 도출할 수 있으며, \mathbf{C} 와 β 의 연관변수를 각각 $\mathbf{Y} = -\rho \frac{\partial \psi}{\partial \mathbf{C}}$ 와 $B = -\rho \frac{\partial \psi}{\partial \beta}$ 로 정의하여 손상의 소산 부등식으로 다시 쓰면 식 (3)과 같다.

$$\boldsymbol{\sigma} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon} = \rho \frac{\partial \psi^E}{\partial \epsilon} = \mathbf{C} : \epsilon \quad (2)$$

$$\Phi = \mathbf{Y} : \dot{\mathbf{C}} + B\dot{\beta} \geq 0 \quad (3)$$

Ju(1989)는 손상 연관변수 \mathbf{Y} 를 사용하여 손상면(damage surface)을 정의하였으며, Hayakawa 등(1997)은 내부 변수 β 의 연관변수 B 를 사용하여 손상면을 정의하였다. 하지만 Ju(1989)와 Hayakawa 등(1997)은 기공의 성장 및 합체를 내부손상의 메커니즘으로 고려하지 않았다. 이와 반대로, Rousselier(1987)는 내부기공의 효과를 고려하기 위해 연관변수 B 와 정수압 응력 σ_H 및 밀도와 관련된 연관변수 $h(\sigma_H/\rho)$ 를 사용하여 손상면을 정의하였다. 따라서 본 연구에서는 기공의 효과를 고려하기 위해 연관변수 \mathbf{Y} , B 뿐만 아니라 $h(\sigma_H/\rho)$ 를 사용하여 손상면을 식 (4)와 같이 정의하였다.

$$f^D(\mathbf{Y}/\rho, \beta, \sigma_H/\rho) = g(\mathbf{Y}/\rho) + B(\beta)h(\sigma_H/\rho) \quad (4)$$

최대손상소산이론과 흐름법칙의 직교성을 적용하면 다음과 같은 손상전개법칙을 얻을 수 있다.

$$\dot{\mathbf{C}} = \lambda^D \frac{\partial f^D}{\partial (\mathbf{Y}/\rho)} \quad (5)$$

$$\dot{\beta} = \lambda^D \frac{\partial f^D}{\partial B} = \lambda^D h(\sigma_H/\rho) \quad (6)$$

여기서, λ^D 는 항상 양의 값을 갖는 손상 승수를 의미한다.

소성구간뿐만 아니라 탄성구간에서도 정수압 응력 σ_H 및 정수압 변형률 ϵ_H 이 기공 성장에 영향을 주기 때문에(Bao et al., 2016; Song et al., 2017) 식 (7)과 같이 Rousselier 모델의 정수압 변형률 속도의 손상전개법칙을 사용하였다.

$$\dot{\epsilon}_H = \frac{1}{3} \text{tr} \left[\lambda^D \frac{\partial f^D}{\partial (\sigma_H/\rho)} \right] = \frac{1}{3} \lambda^D B(\beta) h'(\sigma_H/\rho) \quad (7)$$

여기서,

$$h'(\sigma_H/\rho) = \frac{\partial h(\sigma_H/\rho)}{\partial (\sigma_H/\rho)} \quad (8)$$

2.2 Unilateral 효과

Murakami(2012)는 스칼라 변수 $\xi (= \text{tr}(\mathbf{Y} : \mathbf{C}_{AC}))$ 를 사용하여 손상 발전에 있어 unilateral 효과를 나타내었다. 이와 유사하게 본 연구에서는 unilateral 효과 및 밀도의 영향을 고려하기 위해 식 (9)와 같이 정의한 새로운 손상 스칼라 변수 ζ 를 도입하였다.

$$\zeta = \text{tr}(\mathbf{Y}/\rho : \mathbf{C}_{AC}) \quad (9)$$

$$\mathbf{C}_{AC} = \mathbf{P}_\epsilon^+ : \mathbf{C}_0 : \mathbf{P}_\epsilon^+ \quad (10)$$

$$\mathbf{P}_\epsilon^+ = \sum_{i=1}^3 H(\epsilon_i) n_i^{(\epsilon)} \otimes n_i^{(\epsilon)} \otimes n_i^{(\epsilon)} \otimes n_i^{(\epsilon)} \quad (11)$$

여기서, \mathbf{C}_{AC} 는 activated 탄성 텐서를 의미하며, \mathbf{P}_ϵ^+ 는 ϵ 의 주축 방향 $n_i^{(\epsilon)}$ 에 대한 ϵ 의 양의 직교 사영 텐서(positive orthogonal projection tensor)를 의미하며, \otimes 및 $H()$ 는 각각 텐서곱 및 계단함수이다. 식 (9)를 식 (4)에 대입하면 식 (12)과 같이 손상면을 정의할 수 있다.

$$\dot{f}^D(\zeta, \beta, \sigma_H/\rho) = \dot{g}(\zeta) + B(\beta)h(\sigma_H/\rho) \quad (12)$$

$$\dot{g}(\zeta) = g(\mathbf{Y}/\rho) \quad (13)$$

손상면의 consistency 조건 $\dot{f}^D = 0$ 으로부터 식 (5)를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\dot{C} = \dot{\lambda}^D \frac{\partial f^D}{\partial (\mathbf{Y}/\rho)} = \dot{\lambda}^D \frac{\partial f^D}{\partial \zeta} \frac{\partial \zeta}{\partial (\mathbf{Y}/\rho)} = \dot{\lambda}^D H C_{AC} \quad (14)$$

$$H = \frac{\partial \dot{g}(\zeta)}{\partial \zeta} = - \left[\frac{\partial \dot{f}^D}{\partial \beta} \dot{\beta} + \frac{\partial \dot{f}^D}{\partial (\sigma_H/\rho)} \left(\frac{\dot{\sigma}_H}{\rho} \right) \right] / \dot{\zeta} \quad (15)$$

식 (7)과 (15)를 식 (14)에 대입하면 식 (16)과 같이 된다.

$$\dot{C} = - \frac{3\dot{\epsilon}_H}{\dot{\zeta}} \left[\frac{B'(\beta)h(\sigma_H/\rho)}{B(\beta)h'(\sigma_H/\rho)} \dot{\beta} + \left(\frac{\dot{\sigma}_H \rho - \sigma_H \dot{\rho}}{\rho^2} \right) \right] C_{AC} \quad (16)$$

2.3 질량 보존 법칙

본 절에서는 질량 보존 법칙을 이용하여 도출된 $\rho(\beta)$ 및 $h(\sigma_H/\rho)$ 의 관계를 통해 손상의 누적량을 나타내는 내부변수와 정수압 변형률의 관계 그리고 밀도와 정수압 변형률의 관계를 도출하였다.

질량 보존 법칙으로 식 (17)을 유도할 수 있다.

$$\dot{\rho} + 3\rho\dot{\epsilon}_H = 0 \quad (17)$$

$$3\rho\dot{\epsilon}_H = -\rho'(\beta)\dot{\beta} \quad (18)$$

여기서,

$$\rho'(\beta) = \frac{\partial \rho}{\partial \beta} \quad (19)$$

식 (18)에 식 (6)과 (7)을 대입하면 식 (20)과 같이 정리 된다.

$$\frac{h'(\sigma_H/\rho)}{h(\sigma_H/\rho)} = - \frac{\rho'(\beta)}{B(\beta)\rho(\beta)} \quad (20)$$

식 (20)의 양변은 각각 다른 변수의 함수이므로 등식 관계가 성립되기 위해서는 식 (21)과 같이 양변이 같은 상수 값을 가져야 한다.

$$\frac{h'(\sigma_H/\rho)}{h(\sigma_H/\rho)} = - \frac{\rho'(\beta)}{B(\beta)\rho(\beta)} = \frac{1}{\sigma^*} \quad (21)$$

여기서, σ^* 는 기공의 성장 및 합체의 저항력을 나타내는 상수이다(Rousselier, 1987). 식 (21)을 식 (18)에 대입하면 다음과 같이 β 와 ϵ_H 의 관계를 도출할 수 있다.

$$B(\beta)\dot{\beta} = 3\sigma^*\dot{\epsilon}_H \quad (22)$$

$$\int B(\beta)d\beta = \int 3\sigma^*d\epsilon_H = 3\sigma^*\epsilon_H \quad (23)$$

또한, 식 (17)을 이용하여 식 (24)와 같이 밀도와 정수압 변형률의 관계를 도출할 수 있다.

$$\rho(\epsilon_H) = \rho_0 e^{-3\epsilon_H} \quad (24)$$

여기서, ρ_0 는 초기 밀도이다.

2.4 손상발전방정식

인장하중을 받는 폴리머 폼의 비선형 기계적 거동은 Fig. 1과 같다. 일반적으로 취성 재료인 폴리머 폼의 탄성 계수는 변형률의 threshold ϵ_{th} 이후에 급격하게 감소하므로 본 연구에서는 ϵ 이 증가함에 따라 \dot{C} 의 절댓값이 증가하는 것을 모사하기 위해 $B(\beta)$ 와 β 의 관계를 다음과 같이 지수함수로 가정하였다.

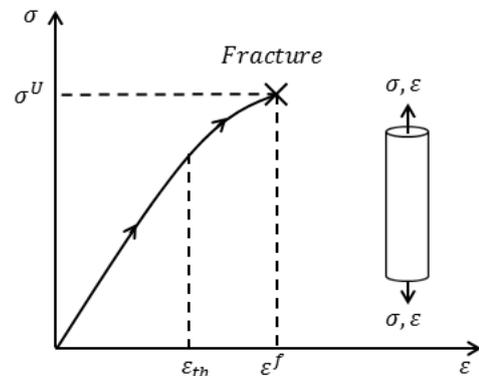


Fig. 1 Tensile stress-strain curve for polymeric foam

$$B(\beta) = a e^{-b\beta} \quad (25)$$

여기서, a 및 b 는 재료상수이다.

식 (17)~(25)를 식 (16)에 대입하면 손상발전방정식을 식 (26)과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{C} = - \frac{3\dot{\epsilon}_H}{\dot{\zeta}} \left[3 \left(\frac{\sigma^* b}{a} e^{b\beta} + \frac{\sigma_H}{\rho} \right) \dot{\epsilon}_H + \frac{\dot{\sigma}_H}{\rho} \right] C_{AC} \quad (26)$$

식 (25)를 식 (23)에 대입하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\frac{a}{b}(e^{-b\epsilon} - 1) = 3\sigma^* \epsilon_H \quad (27)$$

식 (27)을 식 (26)에 대입하고 식의 간결함을 위해 새로운 재료모델상수 $p = 3/\sigma^*$ 및 $q = a/(b\sigma^{*2})$ 를 도입하면 손상발전 방정식을 식 (28)로 표현할 수 있다.

$$\dot{C} = -\frac{3\dot{\epsilon}_H}{\dot{\zeta}} \left[3 \left(\frac{1}{p\epsilon_H - q} + \frac{\sigma_H}{\rho} \right) \dot{\epsilon}_H + \frac{\dot{\sigma}_H}{\rho} \right] C_{AC} \quad (28)$$

3. 손상 모델 검증

Lee 등(2014)과 Hamilton 등(2013)의 연구는 상온 환경에서 준정적 변형률 속도로 각각 강화 폴리우레탄 폼(reinforced polyurethane foam, R-PUF)과 폴리우레탄 폼(polyurethane foam, PUF)의 인장시험을 수행하였다. 본 장에서는 비선형 인장거동 모사용 탄성 구성방정식의 검증을 위해 폴리머 폼의 인장 시험 결과(Lee *et al.*, 2014; Hamilton *et al.*, 2013)와 제안된 구성방정식을 적용한 유한요소해석 결과와 비교 및 분석하였다.

3.1 제안된 손상 모델의 수치적 구현

본 연구에서는 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS/Standard의 User Subroutine 옵션인 UMAT(user-defined material)을 사용하여 제안된 손상 모델의 비선형 유한요소해석을 수행하였다. UMAT은 ABAQUS와 연동되어 기존 탑재된 구성방정식이 아닌 제안된 구성방정식을 이용하여 유한요소해석을 수행할 경우 사용된다. 본 연구에서는 해석 수행시간의 절감을 위해 ATS(algorithmic tangential stiffness) 방법을 적용하여 비선형 유한요소해석을 수행하였으며, 제안된 구성방정식의 수치적 구현은 explicit method를 기반으로 수행되었다.

본 연구에서는 변형률 증분을 탄성계수가 변하지 않는 것으로 가정하고 응력 predictor를 다음과 같이 결정한다.

$$\sigma_{ij}^{trial} = \sigma_{ij}^n + \Delta \sigma_{ij}^{trial} = \sigma_{ij}^n + C_{ijkl}^n \Delta \epsilon_{kl} \quad (29)$$

여기서, n 은 시간 증분 수를 의미한다. 손상변수 증분 $\Delta \zeta$ 는 식 (30)과 같이 결정한다.

$$\Delta \zeta = \zeta^{n+1} - \zeta^n = \frac{\sum_{i=1}^3 Y_{iikl}^{n+1} C_{AC,kl}^{n+1}}{\rho^{n+1}} - \frac{\sum_{i=1}^3 Y_{iikl}^n C_{AC,kl}^n}{\rho^n} \quad (30)$$

여기서,

$$Y_{ijkl} = -\frac{1}{2} \epsilon_{ij} \epsilon_{kl} \quad (31)$$

$$C_{AC,ijkl} = P_{\epsilon,ijmn}^+ C_{0,mnop} P_{\epsilon,opkl}^+ \quad (32)$$

$$\rho = \rho_0 e^{-3\epsilon_H} \quad (33)$$

식 (29)의 응력 predictor와 손상변수 증분을 사용하여 식 (34)와 같이 탄성 계수의 증분을 계산한다.

$$\Delta C_{ijkl} = -\frac{3\Delta \epsilon_H}{\Delta \zeta} \left[3 \left(\frac{1}{p\epsilon_H - q} + \frac{\sigma_H^n}{\rho^n} \right) \Delta \epsilon_H + \frac{\Delta \sigma_H^{prc}}{\rho^n} \right] C_{AC,ijkl} \quad (34)$$

식 (34)의 탄성 계수의 증분을 이용하여 $(n+1)$ 단계에서 응력과 탄성계수를 각각 식 (35)와 (36)와 같이 계산한다.

$$\sigma_{ij}^{n+1} = \sigma_{ij}^n + C_{ijkl}^n \Delta \epsilon_{kl} + \Delta C_{ijkl} \epsilon_{kl}^n \quad (35)$$

$$C_{ijkl}^{n+1} = C_{ijkl}^n + \Delta C_{ijkl} \quad (36)$$

ATS 텐서 C_{ijkl}^{ATS} 는 식 (37)과 같이 계산한다.

$$C_{ijkl}^{ATS} = \frac{\partial \Delta \sigma_{ij}}{\partial \Delta \epsilon_{kl}} = C_{ijkl}^n + \frac{\Delta C_{ijmnm}^n \epsilon_{mn}^n}{\Delta \epsilon_{kl}} \quad (37)$$

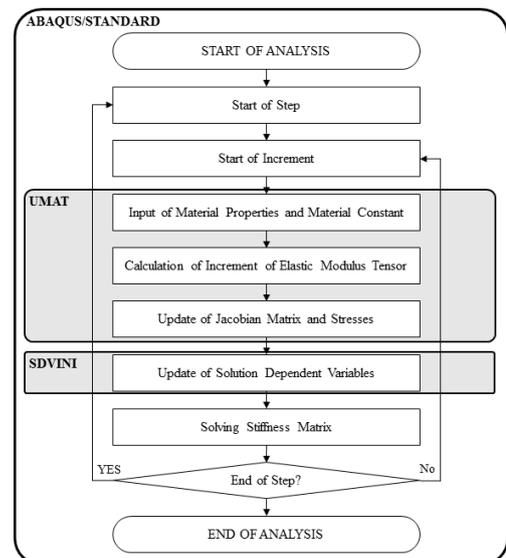


Fig. 2 Computational algorithm for ABAQUS UMAT

(n)단계 종료 후, (n+1)단계가 새로운 시간 증분에서 이루어진다. 각각의 시간 단계에서 SDVs(solution-dependent state variables)를 정의함으로써 모든 증분값의 갱신이 이루어지며(Kim *et al.*, 2015), SDVs는 ABAQUS SDVINI를 통해 초기화가 이루어진다. Fig. 2는 비선형 인장거동 손상 탄성 구성방정식을 적용한 사용자 재료모델 UMAT의 수치적 알고리즘의 과정을 나타낸다.

3.2 유한요소 모델 및 해석 조건

본 연구에서 인용한 폴리머 폼 인장시험에 대한 시편의 치수에 대한 정보가 없기 때문에 시편을 모델링이 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 유한요소해석의 적용성을 확인하기 위해 하나의 8절점 3차원 저감적분 입방요소 C3D8R을 사용하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다(Tomičević *et al.*, 2016). 경계 조건으로 요소의 한 면은 고정단으로 설정하였으며 맞은편의 면은 변위제어를 통해 인장되었다.

3.3 유한요소해석 적용 폴리머 폼 인장거동 모사

본 절에서는 Lee 등(2014) 및 Hamilton 등(2013)에 의해 각각 연구된 R-PUF 및 PUF의 인장시험 결과를 제안된 탄성 구성방정식을 적용하여 도출된 해석결과와 비교를 통해 손상 모델의 유효성을 검증하였다.

Fig. 3과 Fig. 4는 각각 R-PUF와 PUF의 인장에 의한 비선형 재료 거동을 응력-변형을 선도로써 나타내고 있으며, 제안된 손상 모델을 이용하여 계산된 비선형 유한요소해석의 결과가 실험을 통해 얻어진 실제 폴리머 폼의 인장거동을 효과적으로 모사하고 있음을 알 수 있다. 여기서 사용된 제안된 손상 모델의 재료 물성치 및 재료상수는 Table 1에 나타내었다.

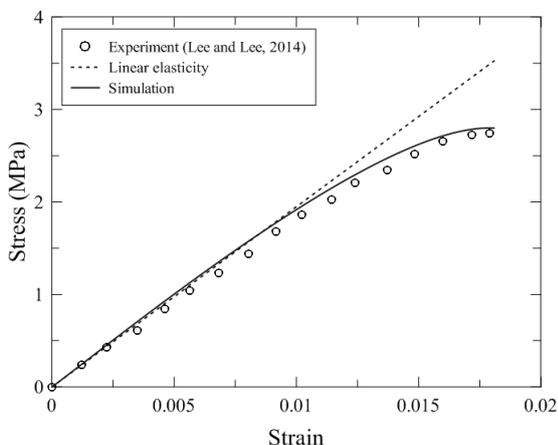


Fig. 3 Comparison of the proposed damage model with R-PUF tensile test

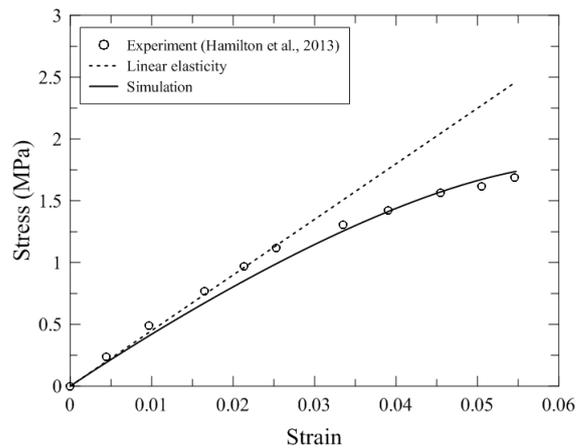


Fig. 4 Comparison of the proposed damage model with PUF tensile test

Table 1 Material properties and constants for the proposed damage model of R-PUF and PUF subjected to tensile loading

	R-PUF	PUF
Elastic modulus(MPa)	195	45
Poisson's ratio	0.34	0.25
p (s^2/mm^2)	2.5×10^{-10}	3.02×10^{-10}
q (s^2/mm^2)	9.6×10^{-10}	5.03×10^{-12}

3.4 제안된 구성방정식의 재료모델상수

본 절에서는 Table 2와 같이 임의의 탄성계수와 푸아송 비를 유지한 채 p 와 q 에 따른 응력-변형을 선도 및 탄성계수 변화량을 통해 재료상수 p 와 q 가 손상 성장에 있어 미치는 영향을 분석하였다. Fig. 5를 통해 p 가 증가함에 따라 탄성계수 변화율이 증가하는 것을 알 수 있으며, Fig. 6을 통해 q 가 증가할수록 초기 탄성계수 변화율이 감소하는 것을 알 수 있다. 하지만 q 가 매우 큰 값으로 설정하면 탄성계수 변화율이 양의 값을 가지므로 이는 물리적으로 타당하지 않다. 따라서 탄성계수 변화율이 음의 값을 가지도록 적절한 q 의 값을 설정하는 것이 중요하다. 재료상수 q 에 따른 재료의 파단 직전의 탄성계수 변화량의 차이는 재료상수 p 의 변화량 차이에 비해 상당히 적음을 알 수 있다. 따라서 이와 같은 재료상수와 손상 성장과의 관계를 통해 $1/p$ 및 q 는 기공의 성장 및 합체에 대한 저항력을 나타내며, q 는 $1/p$ 에 비해 기공의 합체에 대한 저항력의 영향이 적은 것을 알 수 있다.

Table 2 Material properties in order to analysis the effect of material constants on damage growth

Elastic modulus(MPa)	85
Poisson's ratio	0.15
Reference value of p (s^2/mm^2)	3.02×10^{-10}
Reference value of q (s^2/mm^2)	4.15×10^{-13}

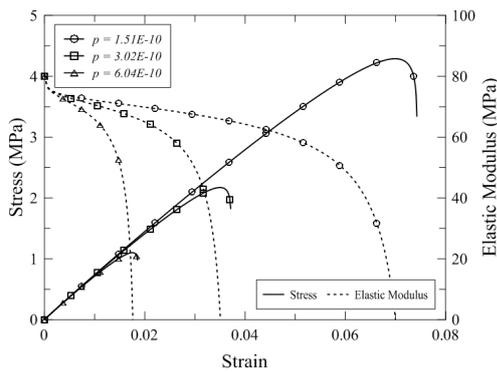


Fig. 5 Effects of p on damage growth

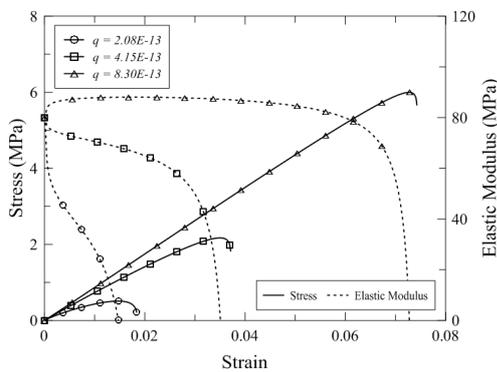


Fig. 6 Effects of q on damage growth

4. 결 론

본 연구에서는 내부기공을 가지는 폴리머 폼의 비선형 인장 거동 모사를 위해 기공을 고려한 손상 탄성 구성방정식이 제안 되었으며,

제안된 손상 모델의 수치적 구현을 위해 ABAQUS 사용자 정의 서브루틴 UMAT을 통하여 상용 유한요소해석 프로그램에 재료카드로 탑재되었다. 모사된 폴리머 폼의 비선형 인장거동을 검증을 위하여 실험결과와 비교되었으며, 수행된 본 연구의 결과는 다음과 같다.

- (1) 폴리머 폼의 탄성 손상거동을 모사하기 위해 열역학 법칙의 자유 에너지함수와 소산 포텐셜로부터 손상의 전개법칙을 유도하였으며, 정수압 응력 및 밀도의 함수로 표현된 손상면을 적용하고 질량 보존 법칙을 이용하여 손상발전방정식을 유도하였다.
- (2) 유도된 손상 모델을 상용유한요소해석 프로그램에 적용하여 비선형 유한요소해석을 실시하여 실험 결과와 비교 및 분석을 하였으며, 이를 통해 제안된 탄성 구성방정식이 폴리머 폼의 인장 비선형 거동을 성공적으로 모사 할 수 있음을 보였다.

- (3) 제안된 구성방정식의 재료모델상수인 p 와 q 가 손상 성장에 미치는 영향에 대해 조사하기 위해 추가적인 해석을 수행하였으며, 이를 통해 $1/p$ 및 q 는 기공의 성장 및 합체에 관한 저항력의 정도를 의미하며, q 는 $1/p$ 에 비해 기공 합체에 미치는 영향이 적음을 알 수 있다.
- (4) 본 연구에서 제안된 손상 탄성 구성방정식을 사용하여 LNG 선박의 단열시스템 내 슬로싱 하중으로 인해 발생하는 인장하중에 대하여 단열시스템의 구조부재로 사용되는 폴리머 폼의 역할을 재료의 비선형성을 고려하여 분석하는데 효과적으로 사용될 수 있을 것으로 예상된다.

감사의 글

이 논문은 2018년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2018R1A2 B6007403). 이 논문은 2013년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2011-0030013).

Refernces

Bao, J.B., Junior, A.N., Weng, G.S., Wang, J., Fang, Y.W., Hu, G.H. (2016) Tensile and Impact Properties of Microcellular Isotactic Polypropylene (PP) Foams Obtained by Supercritical Carbon Dioxide, *J. Supercrit. Fluids*, 111, pp.63~73.

Halm, D., Dragon, A. (1998) An Anisotropic Model of Damage and Frictional Sliding for Brittle Materials, *Eur. J. Mech.-A/Solids*, 17(3), pp.439~460.

Hayakawa, K., Murakami, S. (1997) Thermodynamical Modeling of Elastic-Plastic Damage and Experimental Validation of Damage Potential, *Int. J. Damage Mech.*, 6(4), pp.333~363.

Ju, J.W. (1989) On Energy-based Coupled Elastoplastic Damage Theories: Constitutive Modeling and Computational Aspects, *Int. J. Solids & Struct.*, 25(7), pp.803~833.

Kim, S.K., Kim, J.H., Lee, C.S., Kim, M.H., Lee, J.M. (2015) Development of Computational Evaluation Method for Fatigue Crack Growth Rate based on Viscoplastic-Damage Model, *J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea*, 28(1), pp.1~8.

Kwon, S.B., Lee, J.M. (2017) A Non-Oscillatory Time Integration Method for Numerical Simulation

- of Stress Wave Propagations, *Comput. & Struct.*, 192, pp.248~268.
- Wang, L.L.** (2007) *Foundations of Stress Waves*, Elsevier BV, Amsterdam, p.533.
- Lee, C.S., Kim, M.S., Park, S.B., Kim, J.H., Bang, C.S., Lee, J.M.** (2015) A Temperature- and Strain-Rate-Dependent Isotropic Elasto-Viscoplastic Model for Glass-Fiber-Reinforced Polyurethane Foam, *Mater. & Des.*, 84, pp.163~172.
- Lee, C.S., Lee, J.M.** (2014) Anisotropic Elasto-Viscoplastic Damage Model for Glass-Fiber-Reinforced Polyurethane Foam, *J. Compos. Mater.*, 48(27), pp.3367~3380.
- Lee, J.H., Kim, S.K., Park, S.B., Bang, C.S., Lee, J.M.** (2016) Application of Gurson Model for Evaluation of Density Dependent Mechanical Behavior of Polyurethane Foam: Comparative Study on Explicit and Implicit Method, *Macromol. Mater. & Eng.*, 301(6), pp.694~706.
- Lubarda, V.A., Krajcinovic, D., Mastilovic, S.** (1994) Damage Model for Brittle Elastic Solids with Unequal Tensile and Compressive Strengths, *Eng. Fract. Mech.*, 49(5), pp.681~697.
- Modesti, M., Lorenzetti, A., Besco, S.** (2007) Influence of Nanofillers on Thermal Insulating Properties of Polyurethane Nanocomposites Foams, *Polymer Eng. & Sci.*, 47(9), pp.1351~1358.
- Murakami, S.** (2012) *Continuum Damage Mechanics: A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture*, Springer, Berlin, p.402.
- Murakami, S., Kamiya, K.** (1997) Constitutive and Damage Evolution Equations of Elastic-Brittle Materials based on Irreversible Thermodynamics, *Int. J. Mech. Sci.*, 39(4) pp.473~486.
- Rousselier, G.** (1987) Ductile Fracture Models and Their Potential in Local Approach of Fracture, *Nucl. Eng. & Des.*, 105(1), pp.97~111.
- Song, W., Barber, K., Lee, K.Y.** (2017) Heat-Induced Bubble Expansion as a Route to Increase the Porosity of Foam-Templated Bio-based Macroporous Polymers, *Polymer*, 118, pp.97~106.
- Tomičević, Z., Kodvanj, J., Hild, F.** (2016) Characterization of the Nonlinear Behavior of Nodular Graphite Cast Iron via Inverse Identification-Analysis of Uniaxial Tests, *Eur. J. Mech.-A/Solids*, 59, pp.140~154.

요 지

폴리머 폼은 다공성을 가장 큰 특징으로 하는 재료이기 때문에, 본 연구에서 비가역 열역학 관점을 기반으로 폴리머 폼의 기공 성장 및 합체를 고려한 손상 탄성 구성방정식을 개발하였으며, 개발된 구성방정식은 unilateral 손상의 효과를 고려하였다. 유한요소해석의 적용을 위해 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS의 사용자 서브루틴 UMAT을 이용하여 제안된 구성방정식을 수치적으로 구현하였다. 비선형 유한요소해석 결과와 폴리머 폼의 인장 시험 결과와 비교를 통해 제안된 손상 모델의 유효성을 검증하였으며, 제안된 구성방정식의 재료모델상수가 손상에 미치는 영향에 대해 분석하였다.

핵심용어 : 폴리머 폼, 기공, 탄성 구성방정식, ABAQUS 사용자 정의 서브루틴