

고충전 탄성중합체의 파손평가선도 작성에 관한 연구

하재석* · 김재훈*[†] · 양호영*

A Study on Failure Assessment Diagrams for a Highly Filled Elastomer

Jaeseok Ha* · Jaehoon Kim*[†] · Hoyoung Yang*

ABSTRACT

Failure mechanisms for a highly filled elastomer were discussed, and the strip-yield and the inherent flaw models were applied to them. Then, failure assessment diagram methods were investigated by means of modified two models. Fracture toughness tests using CCT(center-cracked tension) specimens made of a highly filled elastomer were conducted to generate the failure assessment diagrams. The failure assessment diagram of the inherent flaw model was normalized in order to compare with that of the modified strip-yield model. From the comparison of two failure assessment diagrams, it was found that the failure assessment diagram of the modified inherent flaw model more conservatively assesses the failure than that of the modified strip-yield model.

초 록

고충전 탄성중합체 균열선단에서의 파괴기구를 분석하였으며, 스트립 항복 모델 및 내재결함 모델이 적용되었다. 두 가지 모델의 수정으로부터 고충전 탄성중합체에 대한 파손평가선도의 작성방법이 연구되었다. 고체로켓엔료로 사용되는 고충전 탄성중합체의 인장시험 및 파괴인성시험을 수행하였으며, 시험결과로부터 파손평가선도를 작성하였다. 내재결함 모델로부터 작성한 파손평가선도는 스트립 항복 모델로부터 작성한 파손평가선도와 비교를 위해 정규화되었다. 두 가지 모델로부터 작성한 파손평가선도를 비교한 결과, 내재결함모델을 이용한 파손평가선도가 스트립항복모델을 이용한 파손평가선도보다 더 보수적으로 파손을 평가하는 것으로 나타났다.

Key Words: Failure Assessment Diagram(파손평가선도), Highly Filled Elastomer(고충전 탄성중합체), Strip-yield Model(스트립 항복 모델), Inherent Flaw Model(내재결함모델)

1. 서 론

합성고무, 합성플라스틱과 같은 탄성중합체는 공학재료로서의 적용분야가 증가함에 따라, 그 자체만으로 사용되기 보다는 강도, 강성과 같은

* 충남대학교 기계설계공학과

[†] 교신저자, E-mail: kimjhoon@cnu.ac.kr

기계적 특성을 향상시키기 위해 복합재료와 같은 형태로 보강되어 사용될 수 있다. 그 예로는 합성고무 내에 카본블랙(carbon black) 등의 미립자들이 고충전(highly filled) 되어있는 자동차 타이어, 탄성중합체 바인더 내에 산화제, 연료 등의 미립자들이 고충전 되어있는 고체로켓연료가 있다. 이러한 고충전 탄성중합체에 대해서 균열의 문제는 치명적일 수 있다. 고체로켓연료의 경우 제조 및 운반과정, 저장기간 동안에 연료 내면의 응력집중부에 균열이 발생할 수 있으며, 이는 연소 시 연소면적의 성장, 전파로 이어져 파손, 로켓파손의 문제점이 발생할 수 있는 원인이 된다[1]. 따라서 고체로켓연료의 정적하중, 동적 또는 연소하중에 대한 균열의 안정성 평가가 필요하다.

본 논문에서는 고체로켓연료와 같은 고충전 탄성중합체의 균열에 대한 안정성 평가를 위해 고충전 탄성중합체의 파손거동 표현에 적합한 모델을 선정한 뒤, 모델들을 고려한 파손평가선도를 작성하였으며 그 결과들을 비교, 평가하였다.

2. 이론적 배경

2.1 파손평가선도

일반적인 파손평가선도의 형상은 Fig. 1과 같다. 가로축에는 균열이 없는 재료의 파손에 대한 저항을 나타내는 응력비(S_r)로, 세로축에는 균열이 있는 재료의 파손에 대한 저항을 나타내는 응력확대계수비(K_r)로 표시된다. 파손평가선도의 작성을 위해서 대상 재료에 적합한 파괴역학적 파손모델로부터 Eq. 1과 같이 S_r 과 K_r 사이의 함수식을 도출해야 한다.

$$K_r = f(S_r) \quad (1)$$

대상 재료에 대한 파손평가선도 함수식을 도출한 뒤, 이에 필요한 인장시험 및 파괴인성시험결과를 통해 최종적으로 파손평가선도를 작성할 수 있다. 파손의 평가는 Fig. 1에 나타난 것처럼 특정 균열길이 및 응력상태로부터 S_r 및 K_r

을 계산해서 선도에 평가점을 표시하여 결정한다. 평가점이 선도 내에 위치하면 파손이 발생하지 않는 것으로, 선도 밖에 위치하면 파손이 발생하는 것으로 평가할 수 있다.

2.2 고충전 탄성중합체에 대한 파손모델의 선정

균열을 갖는 고충전 탄성중합체의 균열선단에는 Fig. 2와 같은 파손영역(failure zone)이 형성된다. 이러한 파손영역은 크레이즈(craze) 영역 또는 미립자와 탄성중합체 기지의 드웨팅(dewetting) 및 탄성중합체 내의 기공형성으로 여겨질 수 있다[2]. 크레이즈 영역이 재료나 균열의 치수에 비해 작다면, 균열선단거동은 스트립 항복 모델로 표현될 수 있으며[3], 드웨팅 및 기공형성은 특정 길이를 갖는 집중에너지영역이 존재한다는 가설로부터 도출된 내재결함 모델로 표현될 수 있는 것으로 판단된다.

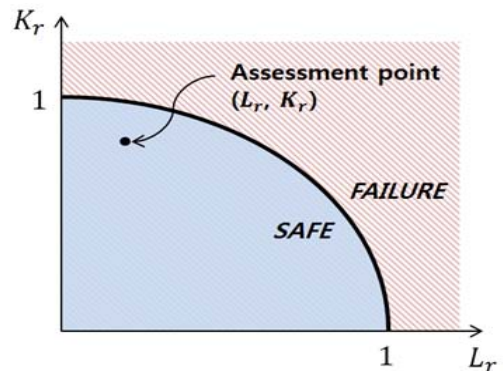


Fig. 1 Typical failure assessment diagram



Fig. 2 Failure zone of a highly filled elastomer

따라서 균열을 갖는 고충전 탄성중합체에 대한 파손평가선도 함수식을 도출하기 위해 스트립 항복 모델 및 내재결함 모델을 선정하는 것이 적합한 것으로 판단된다.

2.3 스트립 항복 모델

Dugdale과 Barenblatt은 Fig. 3에 나타난 것처럼 경화되지 않은 재료의 평면응력 상태에서 재료 내의 균열선단에 길이 ρ 의 얇고 긴 소성역을 가정한 스트립 항복 모델을 처음으로 제안하였다[3]. 이 모델은 원거리 인장응력을 받는 관통균열과 균열선단의 항복단합응력을 받는 균열을 중첩하여 근사적인 탄소성거동을 묘사하는 모델이다.

스트립 항복 모델로부터 Eq. 2와 같이 유효응력확대계수(K_{eff})를 산정할 수 있다.

$$K_{eff} = \sigma \sqrt{\pi a \sec\left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_{ys}}\right)} \quad (2)$$

여기서 σ 는 작용응력, a 는 균열길이의 반, σ_{ys} 는 항복강도이다.

실제로 Eq. 2는 K_{eff} 를 과대평가하는 경향이 있는 것으로 확인되어, Burdekin과 Stone이 Eq. 3과 같이 더 실제적인 K_{eff} 값을 산정하였다[3].

$$K_{eff} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_{ys}}\right) \right]^{1/2}} \quad (3)$$

고충전 탄성중합체는 항복을 정의하는 명백한 개념이 없기 때문에 파손의 기준을 인장강도로 여긴다면 Eq. 3의 항복강도 σ_{ys} 를 인장강도 σ_u 로 대체할 수 있으며, 유효응력확대계수 K_{eff} 를 임계응력확대계수(파괴인성) K_C 로 대체한 뒤 양변을 모드 I 응력확대계수 K_I 으로 나누고 식을 정리하면, Eq. 4와 같은 파손평가선도 함수식을 도출할 수 있다[3].

$$K_I = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi}{2} S_r\right) \right]^{-1/2} \quad (4)$$

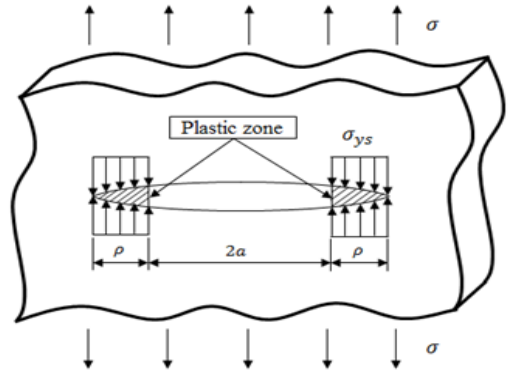


Fig. 3 Strip-yield mode assuming a long and slender plastic zone at each crack tip

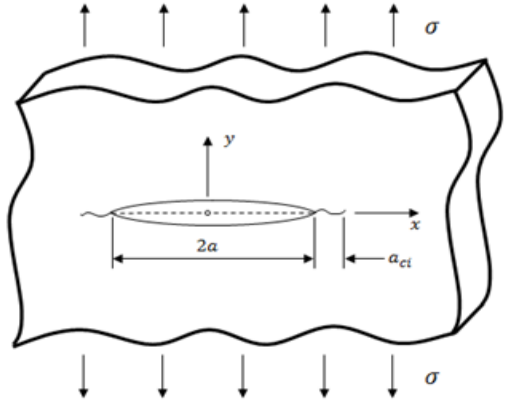


Fig. 4 Inherent flaw model having an intense energy region of length a_{ci}

2.4 내재결함 모델

Waddoups 등은 Fig. 4에 나타난 것처럼 관통 균열을 갖는 무한평판이 원거리 인장응력을 받을 때 균열선단의 연장선에 길이 a_{ci} 의 집중에너지 영역(내재결함길이)이 존재한다고 가정한 내재결함 모델을 제안하였다[4]. Irwin의 소성역 보정 접근방법과 유사한 방식으로, 재료의 파손이 시작될 때의 임계응력확대계수(파괴인성) K_C 는 집중에너지 영역의 길이 a_{ci} 와 함께 Eq. 5과 같이 표현될 수 있다.

$$K_C = \sigma_C \sqrt{\pi(a + a_{ci})} \quad (5)$$

여기서 σ_C 는 관통균열을 갖는 무한평판이 파손될 때의 응력이다. 또한 a_{ci} 는 파손 시 균열선단 손상영역의 크기로 여겨질 수 있다. 초기에 균열이 없는 재료 내에 집중에너지 영역이 존재한다고 가정하면 Eq. 5는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$K_C = \sigma_u \sqrt{\pi a_{ci}} \quad (6)$$

여기서 σ_C 는 인장강도 σ_u 로 대치되었다. a_{ci} 는 Eq. 5와 Eq. 6을 같게 놓음으로써 Eq. 7과 같이 표현될 수 있다.

$$a_{ci} = \frac{a}{\left(\frac{\sigma_u}{\sigma_C}\right)^2 - 1} \quad (7)$$

Newman은 원거리 인장응력을 받고 관통균열이 있는 무한평판에 대하여 Eq. 8과 같이 표현되는 two-parameter 파손기준을 제안하였다[5].

$$K_f = \frac{K_C}{1 - m \left(\frac{\sigma_C}{\sigma_u}\right)} \quad (8)$$

여기서 K_f 와 m 은 재료의 시험결과로부터 얻은 σ_C , σ_u , K_C 데이터에 대한 최소자승 커브피팅(least square curve fitting)으로 결정되는 파라미터이다. m 값은 일반적으로 0과 1 사이의 값을 갖는다.

Equation 6를 Eq. 8에 대입하면 Eq. 9와 같이 무차원 형태의 관계를 얻을 수 있다.

$$\frac{\sigma_u \sqrt{\pi a_{ci}}}{K_f} + m \left(\frac{\sigma_C}{\sigma_u}\right) = 1 \quad (9)$$

또한 Eq. 7을 Eq. 9에 대입함으로써 K_C 와 σ_C/σ_u 사이의 관계인 Eq. 10을 얻을 수 있다.

$$K_C = K_f \left[1 - m \frac{\sigma_C}{\sigma_u} \right] \left[1 - \left(\frac{\sigma_C}{\sigma_u} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (10)$$

Eq. 10의 σ_C 는 균열길이 및 응력상태에 따라 변하는 값이므로 작용응력 σ 로 대체할 수 있다. 따라서 Eq. 10은 응력비($S_r = \sigma/\sigma_u$) 항이 포함된 Eq. 11과 같이 표현될 수 있다.

$$K_C = K_f (1 - m S_r) (1 - S_r^2)^{1/2} \quad (11)$$

Equation 11은 응력비에 대해서만 표현된 파손평가식임을 알 수 있다.

3. 재료 및 시험 방법

3.1 시험 재료 및 시험편

본 연구에서 사용된 재료는 고체로켓연료로 사용되는 재료로써, 23.84vol%의 탄성중합체 바인더 내에 76.16vol%의 산화제, 연료 미립자들이 충전되어 있는 고충전 탄성중합체 이다.

앞 절에서 도출한 파손평가선도 함수식을 사용하여 파손의 평가를 하기 위해서는 인장특성 및 파괴인성이 요구된다. 인장시험의 경우 덤벨(dumbell) 형태의 시험편을 사용하였으며, 파괴인성시험의 경우 CCT(center cracked teision) 시험편을 사용하였다. 재료의 연한 특성상 직접적인 시험기 치구의 그림이 불가능하기 때문에 Fig. 5와 같이 시험편의 상하부에 예폭시 수지를 사용하여 알루미늄 파이프를 부착하고 시험치구를 제작하여 직접적인 시험편의 그림없이 시험을 진행할 수 있다.

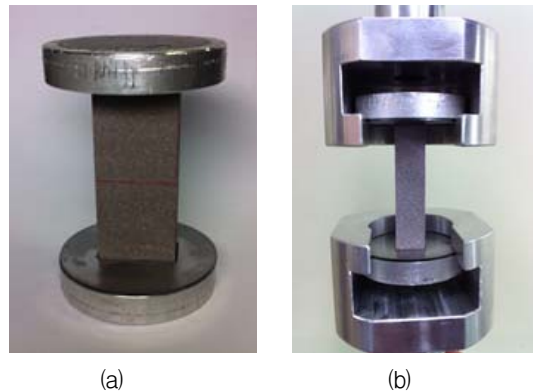


Fig. 5 (a) CCT specimen, and (b) CCT specimen installed in a test jig set

3.2 시험 방법

인장시험 및 파괴인성 시험은 20 ℃, 40 ℃, 60 ℃ 의 3가지 온도에 대해서 INSTRON 5567 시험기 및 INSTRON 3119 환경챔버를 사용하여 수행하였다.

파괴인성은 ASTM E399[6] 을 따라 계산되었으며, 평면변형을 파괴인성 조건식은 다음과 같다.

$$W-a > 2.5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (12)$$

여기서 $W-a$ 는 시험편의 ligament 길이, K_Q 는 균열개시하중에서의 응력확대계수이다. Eq. 12에서 볼 수 있듯이 평면변형을 조건에서 항복강도 σ_{ys} 값이 요구되지만, 고충전 탄성중합체의 경우 항복을 정의하는 명확한 개념이 없기 때문에 본 시험에서는 평면변형을 파괴인성 K_{IC} 가 아닌 파괴인성 K_C 만을 계산하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 시험 결과

Table 1은 각 온도에 대한인장시험 및 파괴인성시험 결과와 함께 Eq. 8의 m 및 K_f 값을 보여 준다. 온도가 증가함에 따라 인장강도 및 파괴인성값은 감소하는 것으로 나타났다. 또한 시험결과로부터 계산한 m 값은 모든 온도에 대하여 0으로 나타났으며 Eq. 8의 관계에서 볼 수 있듯이 모든 온도에 대하여 K_C 값과 K_f 값이 같게 된다.

Table 1 Experimental results and values of two-parameter(m and K_f) of a highly filled elastomer at various temperature

| Temp. (°C) | σ_u (kPa) | K_C (kPa \sqrt{m}) | m | K_f (kPa \sqrt{m}) |
|------------|------------------|-------------------------|-----|-------------------------|
| 20 | 826.66 | 46.66 | 0 | 46.66 |
| 40 | 801.02 | 42.88 | 0 | 42.88 |
| 60 | 706.83 | 38.13 | 0 | 38.13 |

4.2 파손평가선도 작성

스트립 항복 모델로부터 도출된 파손평가선도 함수식 Eq. 4를 이용한 파손평가선도는 Fig. 6에 나타나 있다. 결과에서 볼 수 있듯이 선도의 가로 및 세로축은 정규화된 값인 응력비 및 응력확대계수비로 나타내기 때문에 모든 온도에 대하여 동일한 형상을 갖게 된다. 모든 온도에 대한 파손평가선도를 동시에 나타내기 위해 정규화된 값이 아닌 작용응력 σ , 응력확대계수 K_I 에 대하여 다시 선도를 작성하면 Fig. 7과 같이 나타낼 수 있다.

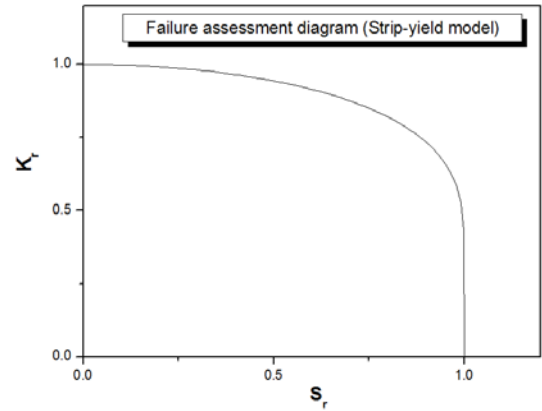


Fig. 6 Failure assessment diagram generated by the strip-yield model

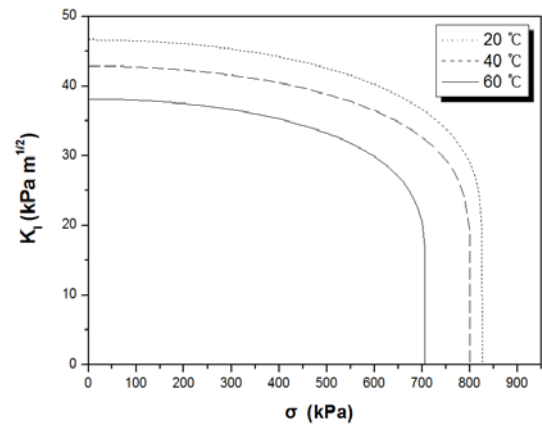


Fig. 7 Failure assessment diagrams generated by the strip-yield model at all temperatures

내재결함 모델로부터 도출된 파손평가선도 함수식 Eq. 11을 이용하여 파손평가선도를 작성할 경우 세로축은 응력확대계수비 K_I 이 아닌 응력확대계수 K_I 에 대하여 도시되며 가로축은 응력비 S_r 에 대하여 도시된다. 위의 과정에서와 동일하게 모든 온도에 대하여 파손평가선도를 도시하기 위해 정규화 되어있는 응력비 S_r 이 아닌 작용응력 σ 에 대하여 도시할 수 있으며 그 결과는 Fig. 8에 나타나 있다.

내재결함 모델로부터 작성된 파손평가선도의 정규화과정을 통해 세로축 및 가로축을 응력확대계수 K_I 및 S_r 로 표현할 수 있다. 따라서 두 모델로부터 작성된 파손평가선도들을 비교할 수 있게 된다. 이 결과는 Fig. 9에 나타나 있다.

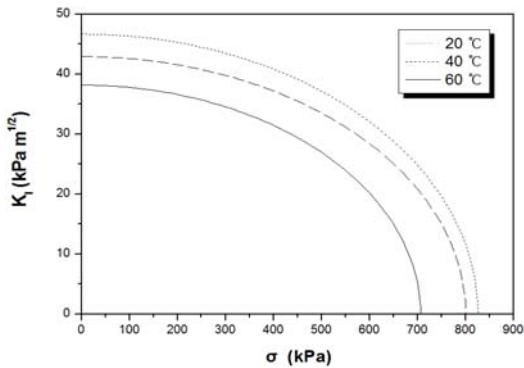


Fig. 8 Failure assessment diagrams generated by the inherent flaw model at all temperatures

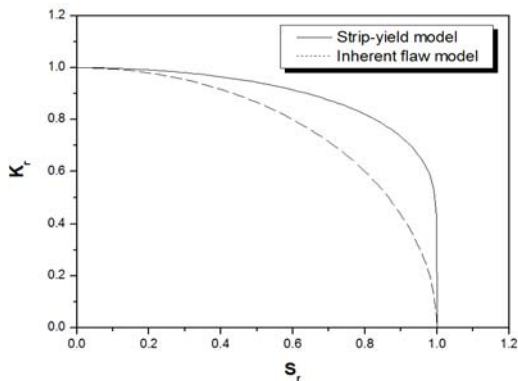


Fig. 9 Comparison of failure assessment diagrams generated by two models

Figure 9에서 볼 수 있듯이, 두 파손평가선도의 비교를 통해 내재결함 모델을 이용하여 작성된 파손평가선도가 스트립 항복 모델을 이용하여 작성된 파손평가선도보다 더 보수적인 평가를 하는 것을 알 수 있다. 또한 내재결함 모델을 이용하는 경우 시험결과에 따라 결정되는 Eq. 11의 m 값이 달라지므로, 파손평가선도의 형상이 달라질 것으로 예상된다.

따라서 위의 결과를 통해 본 연구에서 고려된 고충전 탄성중합체의 파손에 대한 평가는 스트립 항복 모델보다 내재결함 모델이 더 보수적인 것으로 판단할 수 있다.

5. 결 론

본 논문은 고체로켓연료인 고충전 탄성중합체의 파손거동 묘사에 적합한 파괴역학적 파손모델들을 고려하여 파손평가선도 작성에 필요한 함수식들을 도출하였으며, 인장시험 및 파괴인성 시험 결과를 이용한 파손평가선도 작성을 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 고충전 탄성중합체의 파손거동 묘사는 스트립 항복 모델 및 내재결함 모델이 적합하다.
- (2) 인장강도 및 파괴인성은 온도가 증가함에 따라 감소한다.
- (3) 두 모델로부터 작성된 파손평가도는 정규화를 통해 모든 온도에 대하여 도시될 수 있다.
- (4) 내재결함 모델을 이용한 파손평가선도의 정규화를 통해 두 선도가 비교되었으며, 그결과 내재결함 모델을 이용한 파손평가가 더 보수적인 것임을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

1. 한국추진공학회, 항공우주 추진기관 개론, 한티미디어, 2008
2. Schapery, R. A., "A Theory of Crack Initiation and Growth in Viscoelastic Media: I. Theoretical Development," International Journal of Fracture, Vol. 11,

- No. 1, February, 1975, pp.141-159
3. Anderson, T. L., Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, 3rd ed., CRC Press, 2005
 4. Waddoups, M. E., Eisenman, J. R. and Kaminski, B. E., "Macroscopic Fracture Mechanics of Advanced Composite Materials," Journal of Composite Materials, Vol. 5, No 4, October, 1971, pp.446-454
 5. Newman, J. C., "Fracture Analysis of Surface- and Through-Cracked Sheets and Plates," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, February, 1973, pp.667-689
 6. ASTM E399, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials, ASTM, 2009