

## 성형효과를 고려한 박판 부재의 유한요소 극한해석을 이용한 붕괴거동해석

### Collapse Simulation with a Finite Element Limit Analysis for Thin-walled Structures Considering Forming Effects

김기풍\*, 허훈\*\*  
Keepoong Kim, Hoon Huh

#### ABSTRACT

This paper is concerned with a collapse behavior analysis for a thin-walled structure considering forming effects. Numerical simulation is carried out with a finite element limit analysis in order to identify forming effects on collapse behavior of a thin-walled structure such as an S-rail. The formed S-rail contains fabrication histories such as residual stress, work hardening, non-uniform thickness distribution and geometric changes resulted from the forming process. The collapse behavior analysis of an S-rail with forming effects leads to different results from that without such effects. The present study deals with the collapse analysis of the S-rail fabricated with the typical forming, trimming and springback processes. Collapse properties such as the collapse load, the collapse mode and the energy absorption are calculated and investigated in order to identify forming effects. It is fully demonstrated that the design of thin-walled structures needs to consider the forming effects for a proper assessment of the load-carrying capacity and the deformation of the formed structures.

주요기술용어 : Collapse behavior analysis(붕괴 거동 해석), Finite element limit analysis(유한요소 극한 해석), Forming effects(성형 효과), Thin-walled structures(박판 부재)

#### 1. 서론

자동차 구조부재는 충돌 사고시 인명의 보호를 위하여 차체의 변형에 의한 충돌에너지의 적절한 흡수를 유도하도록 설계함으로써 충돌안전성을 확보하는 역할을 한다. 자동차의 충돌 안전성을 향상시키기 위하여는 설계의 초기 단계에서부터 차체 구조부재의 붕괴 특성을 파악하

는 것이 중요하다. 자동차 구조용 박판 부재들의 붕괴 특성은 단면형상 및 두께 등의 기하학적 형상뿐만 아니라 부재의 초기잔류응력이나 변형경화의 영향을 받기 때문에,<sup>1,2)</sup> 이런 인자들의 영향을 평가할 필요가 있다.

자동차 구조용 박판부재들은 성형 공정으로 생산되기 때문에 부재의 형상과 성형 조건에 따라 주름, 파단 등이 발생할 수 있고 변형이 집중되어 변형률 및 두께 등의 분포가 불균일해진다. 현재까지의 많은 연구들은 부재의 성형과정에

\* 회원, 한국과학기술원 기계공학과 대학원

\*\* 회원, 한국과학기술원 기계공학과

서 발생하는 불균일한 변형률 및 두께 분포 등과 같은 부재의 성형이력을 고려하지 않고 최종 형상만을 이용하여 붕괴 거동을 평가하고 있다. 여러 박판 구조 부재들의 합리적인 설계를 위하여는 성형효과를 고려한 붕괴 해석이 기본적으로 수행되어야 한다.<sup>3)</sup>

본 논문에서는 S-rail의 성형에 따른 부재의 변형률 및 두께 분포 등을 계산하고, 이를 붕괴해석에 적용하여 성형 효과에 따른 박판 구조 부재의 붕괴 해석을 수행하였다. S-rail은 자동차 충돌시에 에너지 흡수에 중요한 역할을 하는 프론트 사이드 멤버(front side member)를 단순화한 것으로, 박판 성형 공정에서 생산되는 박판 구조 부재이다. S-rail은 굴곡이 있는 형상을 가지고 있기 때문에 성형과정에서 주름이 발생하고, 불균일한 변형률 및 두께의 분포가 나타난다. 성형해석은 외연적 탄소성 유한요소 상용 프로그램인 LS-DYNA3D4)를 이용하여 수행하였다. 성형해석은 펀치 성형, 블랭크(blank)의 트리밍(trimming), 스프링백(spring-back)의 과정으로 수행하였고, 부재의 유효변형률과 두께의 분포를 계산하였다.

S-rail의 붕괴해석은 유한요소 극한해석을 이용하여 수행하였다. 유한요소 극한해석은 내연적 수치 방법으로 소성 붕괴 하중 및 에너지 흡수 능력 평가에 용이하므로 초기 설계 단계에서의 안전성 평가에 유용한 도구이다. 성형해석에서 계산한 성형효과를 고려하여 S-rail의 붕괴해석을 수행하고, 성형효과를 고려하지 않은 경우와 비교하였다. 또한, 성형 후의 형상만 고려한 경우와 성형 형상뿐만 아니라 변형률, 두께의 분포를 고려한 경우에 관하여 붕괴해석을 각각 수행하여 붕괴특성을 비교, 평가하였다. 이를 통하여 박판부재의 설계 과정에는 성형이력을 고려하는 것이 필요하다는 것을 보였다.

## 2. 유한요소 극한해석의 이론적 수식화

극한해석의 수식화는 하계해석과 상계해석으로 이루어져 있다. 하계해석은 평형방정식과 정

역학적 경계조건 및 항복조건식으로부터 함수값 또는 매개변수의 최대값과 그에 상응하는 응력분포를 구하는 방법이다. 하계해석을 수식화하면 다음과 같은 제약 최적화 문제(constrained maximization problem)의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \text{maximize } q(\sigma) \\ & \text{subject to } \quad \nabla \cdot \sigma = 0 \text{ in } D \\ & \quad \quad \quad \sigma \cdot n = q \text{ on } \partial D_s \\ & \quad \quad \quad \|\sigma\|_{(v)} \leq \sigma_0 \text{ in } D \end{aligned} \quad (1)$$

여기에서  $\sigma$ 는 영역 내에서의 응력텐서이고  $t$ 는 경계면  $\partial D_s$ 에서의 분포하중이며  $q$ 는 비례하중 계수이고,  $\|\cdot\|_{(v)}$ 는 von-Mises norm을 의미한다.

하계해석은 응력공간에서 해를 구하여야 하므로 실용적이지 않아서 쌍대정리(duality theorem)을 이용하여 상계해석 수식화를 하는 것이 유리하다. 가상일의 원리를 이용하여 평형방정식을 적분방정식 형태의 약형으로 만들고 여기에 부분적분, 발산정리, 확장된 Hölder 부등식을 적용하면 다음과 같은 상계해석 수식화를 얻을 수 있다.<sup>5)</sup>

$$\begin{aligned} & \text{minimize } \tilde{q}(u) \\ & \text{subject to } \quad \tilde{q} = \bar{\sigma} \int_D \|\epsilon\|_{(-v)} d\Omega \\ & \quad \quad \quad \int_{\partial D_s} t \cdot u d\Gamma = 1 \\ & \quad \quad \quad T_r(\epsilon) = 0 \\ & \quad \quad \quad \text{kinematic boundary conditions} \end{aligned} \quad (2)$$

여기에서  $\bar{\sigma}$ 는 재료의 초기항복응력이나 현재의 항복응력이다. 변형경화 재료에 대해서는 응력-변형률 곡선을 계단형태의 상수함수로 가정하고 각 요소에서 계산된 유효변형률을 이용하여 다음과 같은 이분법(bisection method)에 의해 각 단계에서의 현재의 유효응력을 계산한다.

$$\bar{\sigma}^{(k+1)} = \frac{\bar{\sigma}^{(k)} + \bar{\sigma}_0}{2} \quad (3)$$

여기에서  $\bar{\sigma}_0$ 는 이전 단계에서의 항복응력이고,  $\bar{\sigma} = H(\bar{\epsilon}^p)$ 이다.  $H(\bar{\epsilon}^p)$ 는 변형률 경화 함수로 유효변형률  $\bar{\epsilon}^p$ 를 이용하여 계산한다.<sup>6)</sup>

### 3. 쉘요소를 이용한 유한요소 근사화

상계수식화는 쉘요소를 이용하여 유한차원 근사화 한다. 쉘요소의 수직방향응력이 없다는 것을 고려하고 비압축성 조건을 적용하면 식 (2)의 목적함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tilde{q}(u) = \sum_{e=1}^E \bar{\sigma}_e \int_{D_e} \|\epsilon\|_{(-)} d\Omega \quad (4)$$

식 (4)의 유효변형률 항은 다음과 같은 행렬식의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\|\epsilon\|_{(-)} = \bar{\epsilon} = \left[ \frac{2}{3} \hat{E}^T G \hat{E} \right]^{1/2} \quad (5)$$

여기에서 변형률 벡터는 각 쉘요소의 국지좌표계에서 정의되어,

$$\hat{E} = \{ \hat{\epsilon}_{xx} \quad \hat{\epsilon}_{yy} \quad \hat{\epsilon}_{xy} \quad \hat{\epsilon}_{yz} \quad \hat{\epsilon}_{zx} \}^T \quad (6)$$

이고, von-Mises 항복조건을 사용하면

$$G = \begin{bmatrix} 2 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (7)$$

이다. 식 (5)의 유효변형률은 다음과 같이 행렬들의 곱의 형태로 다시 쓸 수 있다.<sup>7)</sup>

$$\begin{aligned} \|\epsilon\|_{(-)} &= \left[ \frac{2}{3} \hat{E}^T G \hat{E} \right]^{1/2} \\ &= \left[ \frac{2}{3} \hat{U}^T \hat{B}^T G \hat{B} \hat{U} \right]^{1/2} \\ &= [ \hat{U}^T \hat{K} \hat{U} ]^{1/2} \end{aligned} \quad (8)$$

여기에서  $\hat{U}$ 는 절점에서의 변위벡터이고,  $\hat{K}$ 는 강성행렬을 나타낸다. 국지좌표계에서 계산된 강성행렬과 변위벡터는 변환행렬을 이용하여 전체좌표계로 변환한다. 강성행렬의 계산에서는 계산의 효율성을 위하여 감차적분을 수행하고 그에 따른 가상에너지 모드의 발생을 막기 위하여 안정화 행렬을 추가하는 방법을 사용하였다.<sup>8-10)</sup>

유한요소 근사화된 상계수식은 다음과 같은 행렬식의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{minimize } \tilde{q}(u) &= \sum_{e=1}^E \bar{\sigma}_e \int_{D_e} \sqrt{U^T \bar{K}_e U} d\Omega \\ \text{subject to } C^T U &= 1 \end{aligned} \quad (9)$$

여기에서  $\bar{K}_e$ 는 전체좌표계에서 나타낸 요소 강성행렬이고,  $C^T U = 1$ 는 표준화 조건으로  $C$ 는 하중벡터이다.

식 (9)의 제약 최적화 문제는 라그랑지 승수법을 이용하면 다음과 같은 비제약 최적화 문제로 변환시킬 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{minimize } \Phi(U) &= \sum_{e=1}^E \bar{\sigma}_e \int_{D_e} \sqrt{U^T \bar{K}_e U} d\Omega \\ &\quad - \lambda (C^T U - 1) \end{aligned} \quad (10)$$

식 (10)을 변위와 라그랑지 승수에 대하여 각각 미분하면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$\begin{aligned} \sum_{e=1}^E \bar{\sigma}_e \int_{D_e} \frac{\bar{K}_e U}{\sqrt{U^T \bar{K}_e U}} d\Omega &= \lambda C \\ C^T U &= 1 \end{aligned} \quad (11)$$

식 (11)에서 강성행렬은 이전 반복단계에서의 속도장을 이용하여 다음과 같이 근사화 한다.

$$K_i = \sum_{e=1}^E \bar{\sigma}_e \int_{D_e} \frac{\bar{K}_e}{\sqrt{U_{i-1}^T \bar{K}_e U_{i-1}}} d\Omega \quad (12)$$

따라서 현재의 반복단계에서는 다음과 같은 식을 계산하여야 한다.

$$\begin{aligned} K U &= \lambda C \\ C^T U &= 1 \end{aligned} \quad (13)$$

여기서 기하학적 경계조건(kinematic boundary conditions)은 근사화된 강성행렬  $K$ 와 하중벡터  $C$ 에 포함된다. 이와 같은 최소화 반복기법을 통하여 수치해석으로부터 최소값을 구하여 박판 구조물의 붕괴하중을 계산하고 상응하는 붕괴 모드를 계산한다.

### 4. S-rail의 성형해석

붕괴기동해석에 적용할 성형효과를 계산하기 위하여 S-rail의 박판성형해석을 수행하였다. S-rail의 모델은 NUMISHEET'96<sup>11)</sup>에서 성형해석 예제로 제시된 것으로 Fig. 1은 성형해석에서 사

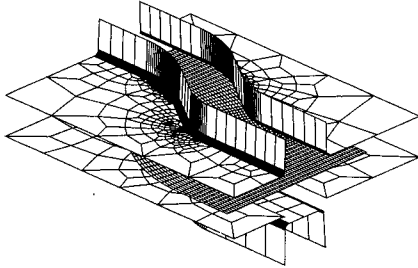


Fig. 1 Finite element mesh system for the blank and the tool of a S-rail forming process

용된 블랭크(blank)와 다이(die)의 유한요소격자를 도시한 것이다. 해석은 복잡한 접촉의 고려가 필요하여 외연적 탄소성 유한요소 상용 프로그램인 LS-DYNA3D를 이용하여 수행하였다.

해석은 편차성형, 트리밍, 스프링 백의 순으로 이루어지며, 본 해석에서는 트리밍을 위하여 격자 재구성 및 격자 수정법을 이용하였고, 스프링 백 시에는 내연적 유한요소법을 이용하여 빠른 시간에 정확한 최종형상을 결정할 수 있도록 하였다. 성형해석에서 사용한 블랭크는 초기 두께 1mm의 수직이방성 탄소성으로 가정한 IF(interstitial free) 강판으로 식 (14)와 같은 유동응력곡선으로 표현되고, 접촉면에서의 쿨롱 마찰계수는 0.15, 블랭크 홀딩력은 10 kN으로 부과하였다.

$$\bar{\sigma} = 158 + 526 \bar{\epsilon}^{0.233} \text{ MPa} \quad (14)$$

Fig. 2는 각 성형단계에서의 변형형상과 최종 용접 조립된 S-rail을 나타내는 그림이다. Fig. 2(a)에서 볼 수 있듯이 성형된 블랭크의 윗면이 평평하지 않고 주름이 발생하여 이 부분이 붕괴 특성에 영향을 줄 것으로 예측할 수 있다. 편차성형 후의 트리밍은 Fig. 2(b)의 선을 따라서 수행하여 플랜지(flange)가 다이 어깨부로부터 10mm가 남아 있게 재단하였다. Fig. 2(c)는 스프링 백을 포함한 모든 박판성형공정해석으로 구한 블랭크의 최종 형상이며, Fig. 2(d)는 블랭크를 용접조립하여 구성한 S-rail의 최종형상이다. 실제에서는 플랜지 부분에 점용접을 수행하여 조립하지만, 본 논문에서는 플랜지 부분이 완전히 접촉되어 있다고 가정하여 해석에 적용하였다.

Fig. 3에는 최종 성형 후에 S-rail의 두께 분포와 유효소성변형률의 분포를 도시하였다. 두께

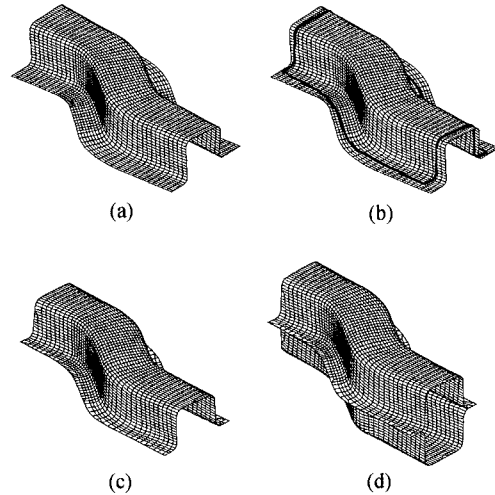


Fig. 2 Forming process of the S-rail: (a) after punch forming; (b) trimming line; (c) after trimming and springback; (d) final assembled structure

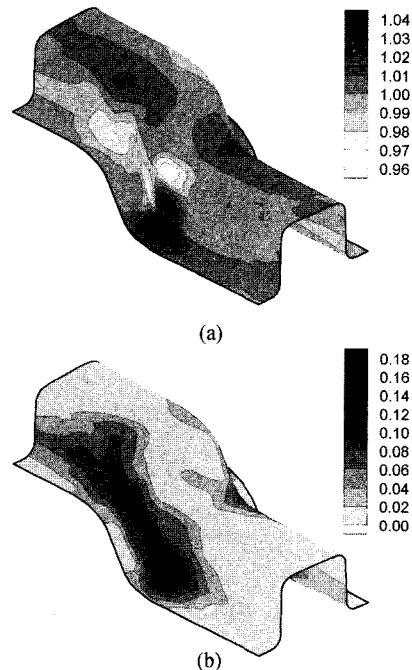


Fig. 3 Forming results of the S-rail: (a) thickness distribution; (b) effective plastic strain distribution in the mid-surface

의 변화는 대략 5% 미만으로 나타났으며, 변형률은 편치의 평면부에서는 거의 발생하지 않고 주로 수직벽면의 곡률부에서 발생하는 것으로 나타났으며, 중립면에서의 최대 소성 변형률은 약 0.18로 나타났다. 위의 성형해석과정에서 구한 S-rail의 최종성형형상과 두께분포, 유효소성 변형률 분포는 성형효과를 고려하는 경우에 관한 붕괴거동 해석에 적용하게 된다.

### 5. S-rail의 붕괴 해석

S-rail의 붕괴해석은 셸요소를 이용한 유한요소 극한해석을 이용하여 수행하였다. 해석에서 사용된 S-rail의 기하학적 형태와 경계조건은 Fig. 4와 같다. 성형효과를 고려하지 않는 경우에 대해서는 Fig. 4의 기하학적 형태에 의해 모델링을 수행하여 S-rail을 구성하였고, 성형효과를 고려하는 경우에 대해서는 최종성형 후 조립된 구조물을 붕괴해석에 이용하였다. Fig. 5는 성형효과를 고려하지 않는 경우에 적용하기 위하여 주어진 기하학적 형상으로 모델링 된 설계모델과, 성형 후의 형상을 성형효과로서 고려하는 경우의 해석에 사용하는 성형모델을 비교하여 나타낸 그림이다. 설계모델은 정해진 기하학적 형태대로 S-rail의 옆면이 평평한 상태이지만, 성형모델에서는 성형과정에서 나타난 주름이 존재한다. 이런 형상의 차이는 붕괴특성에 영향을 주게 된다. 설계모델은 절점 4950개, 요소 4860개로 구성하여 절점 4994개, 요소 4812개로 구성된 성형모델과 유한요소격자의 수를 비슷하게 하였다. 요소의 수를 유사하게 하여 요소의 수의 차이에 의한 붕괴특성의 차이가 최소화 되도록 하였다. 접합부인 플랜지 부분은 실제로는 점용접을 하여 사용하지만 본 논문에서는 완전히 접착되어 있다고 가정하고 해석하였다.

두 가지 모델 모두 셸요소를 사용하여 구성하였고, 초기두께는 1mm로 가정하였으나 성형효과로서 두께의 불균일한 분포를 고려하는 경우에는 Fig. 3(a)의 성형해석결과를 이용하였다. 재

료의 물성은 성형해석에서와 달리 등방성 재료로 가정하였고, 항복응력곡선은 성형해석에서와 같은 식 (14)로 가정하였다. 유효소성 변형률의 분포를 성형효과로서 고려하는 경우에는 Fig. 3(b)의 결과를 이용하여 각 부분의 항복응력을 계산하여 적용하였다. 경계조건은 Fig. 4에서처럼 S-rail의 한쪽 끝단을 고정하고 다른 끝단에 축방향 변위경계조건을 부과하여 최대변위가 50 mm가 될 때까지 해석을 수행하였다.

Fig. 6은 모든 성형효과를 고려하지 않은 설계 모델로 구성된 S-rail의 변형형상을 나타낸 그림이다. 대부분의 변형은 굴곡부에 집중되어 플랜지 부분과 측면부가 접히는 것을 볼 수 있다. 측면부는 바깥방향으로 접히는 변형이 발생하였고, 플랜지 부분도 한쪽 방향으로 접히게 변형하

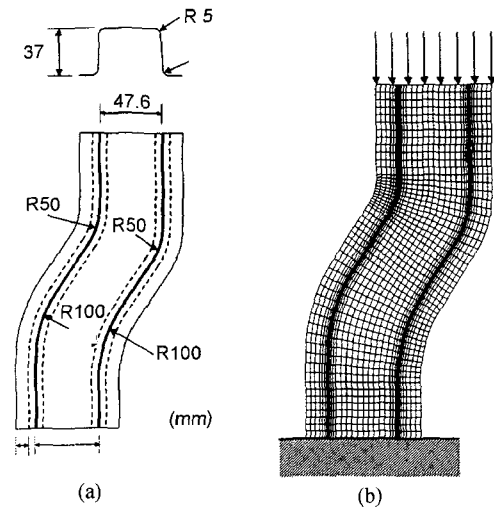


Fig. 4 Geometry and boundary conditions of an S-rail

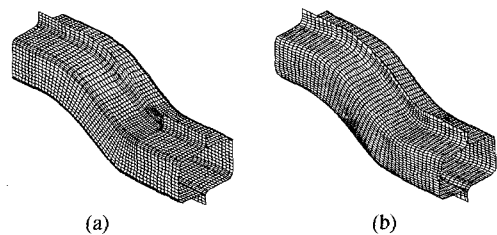


Fig. 5 Finite element mesh for designed model and formed model: (a) designed model without forming effects; (b) formed model considered the shape from forming results

였다. 플렌지 부분은 해석과정 중에서 수치적인 차이에 의해 접히는 방향이 결정되기 때문에 접히는 방향이 해석의 조건에 따라서 달라질 수 있다.

Fig. 7에서는 성형 후의 형상만을 성형효과로서 고려하였을 때의 S-rail의 변형형상을 도시하였다. 이 경우에도 대부분의 변형은 굴곡부에 집중되어 플렌지 부분과 측면부가 접히는 현상이 발생하였다. S-rail의 초기형상은 성형 후의 형상을 이용하였기 때문에, Fig. 6의 성형효과를 고려하지 않은 경우와 비교하면 접힘의 형상이 다르게 나타났다. Fig. 6에서는 굴곡부의 측면부분이 바깥쪽으로 나오면서 접히는 현상이 나타났으나 Fig. 7에서는 측면부분이 포개지면서 접히는 현상을 보였다. 성형형상을 고려한 성형모델은 성형효과가 없는 설계모델과는 다른 변형모드를 발생시킨다는 것을 알 수 있었다.

Fig. 8은 성형형상뿐만 아니라 유효소성변형을 및 불균일한 두께의 분포 등을 성형효과로서 고려한 경우의 S-rail의 변형형상을 도시한 그림이다. Fig. 6~7과 비교하여 살펴보면, 모든 성형효과를 고려한 경우의 변형형상도 성형효과를 고려하지 않은 경우와는 다르지만 성형형상만을 성형효과로서 고려한 경우와는 유사한 변형모드를 보인다는 것을 알 수 있다. 모든 성형효과를 고려한 경우에도 측면부분에서 접히는 현상이 포개지는 형태로 나타나는 것을 볼 수 있다. 모든 성형효과를 고려한 경우가 성형형상만 고려한 경우와 비교하여 다른 것은, 접히는 부분의 변형이 집중되어 있다는 것이다. 성형형상만 고려한 경우에는 측면부에서 접히는 부분이 완만하게 변형되어 있지만, 모든 성형효과를 고려한 경우에는 측면부분에서의 변형이 집중되어 접히면서 밖으로 나와 있는 것을 볼 수 있다.

성형형상만 고려한 경우와 모든 성형효과를 고려한 경우는 작은 차이가 있지만 서로 비슷한 변형모드를 보이고, 성형효과를 고려하지 않은 경우와는 다른 변형모드를 보였다. 성형효과 중에서 성형형상이 S-rail의 변형모드에 영향을 준다는 것을 알 수 있다. 초기형상으로 성형형상

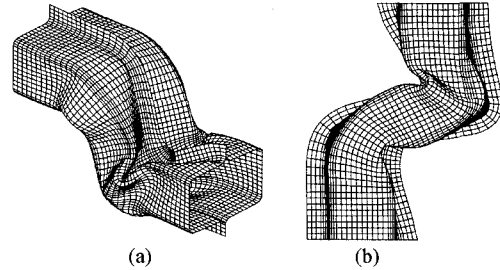


Fig. 6 Deformed shapes of an S-rail without forming effects: (a) isometric view; (b) front view

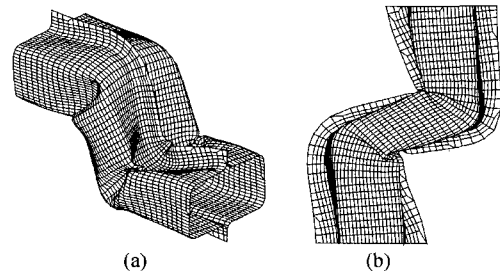


Fig. 7 Deformed shapes of an S-rail with only formed shape: (a) isometric view; (b) front view

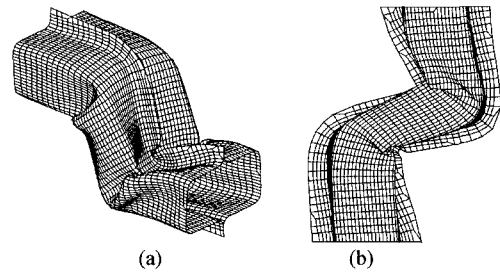


Fig. 8 Deformed shapes of an S-rail with all forming effects: (a) isometric view; (b) front view

을 고려한 경우는 성형형상을 고려하지 않은 경우와 다른 변형모드를 나타냈고, 성형공정을 거쳐 제작되는 S-rail의 변형모드를 예측하기 위하여는 성형후의 형상을 붕괴거동 해석에 고려하는 것이 필요하다고 판단할 수 있다.

Fig. 9는 변형량에 따른 S-rail의 붕괴하중을 초기변형률, 두께 변화 등 모든 성형효과를 고려한 경우, 성형형상만 고려한 경우와 성형효과를 고려하지 않은 경우를 비교하여 나타낸 그림이다. 성형형상만 고려한 경우와 성형효과를 고려하지 않은 경우는 변형 초기에 재료의 변형경화에

의해 하중이 증가하는 영역이 나타난다. 변형 초기에는 변형경화에 의한 하중의 증가가 기하학적 형상에 의한 하중의 감소보다 크게 나타나는 것이다. 반면에 모든 성형효과를 고려한 경우에는 처음부터 하중의 감소가 나타나는데, 이는 기하학적 형상에 의하여 나타나는 하중의 감소효과가 재료의 변형경화 효과보다 크게 나타나기 때문으로 생각된다.

최대하중을 비교하면 모든 성형효과를 고려한 경우가 가장 크고, 성형형상만을 고려한 경우가 가장 작게 나타난다. 모든 성형효과를 고려한 경우에는 성형과정에서 발생한 소성변형률을 붕괴 해석의 초기변형률로 고려하였기 때문에 초기 항복응력이 크게 되어, S-rail의 변형초기의 붕괴하중이 크게 나타나게 된다. 성형형상만 고려한 경우에는 성형 후 생성된 측면부의 주름이 초기형상결합의 역할을 하여 붕괴하중이 성형

효과를 고려하지 않은 경우보다 작게 나타나게 된다. 변형이 진행되면 하중의 저하가 발생하는데 성형형상만 고려한 경우가 성형효과를 고려하지 않은 경우보다 하중의 저하가 작게 나타난다. 성형모델은 측면부의 주름에 의하여 변형이 작은 하중에서 시작되지만 Fig. 10에서처럼 초기부터 측면부분에서의 변형이 크고 넓게 나타나기 때문에 하중의 저하는 작게 나타난다.

Fig. 11은 변형량에 따른 에너지 흡수량을 각 경우에 대하여 비교하여 나타낸 그림이다. 하중지지능력과 마찬가지로 모든 성형효과를 고려한 경우가 다른 두 가지 경우에 비하여 에너지 흡수능력이 우수하게 나타난 것을 볼 수 있다. 에너지 흡수능력도 성형과정에서 발생한 소성변형률이 초기변형률로 고려되어 모든 성형효과를 고려한 경우에서 높게 나타났다. 성형형상만 고려한 경우와 성형효과를 고려하지 않은 경우는 서로 거의 비슷한 에너지 흡수능력을 보였다.

위의 결과들을 살펴보면 하중지지능력과 에너지 흡수능력은 초기변형률, 불균일한 두께 분포 등 모든 성형효과를 고려한 경우에 가장 우수하게 나타나는 것을 알 수 있다. 성형형상만 고려한 경우와 성형효과를 고려하지 않은 경우는 서로 비슷한 하중지지능력, 에너지 흡수능력을 나타내었다. 즉, S-rail의 붕괴하중 및 에너지 흡수량에는 초기변형률, 두께 분포 같은 성형효과들이 영향을 준다고 판단할 수 있다.

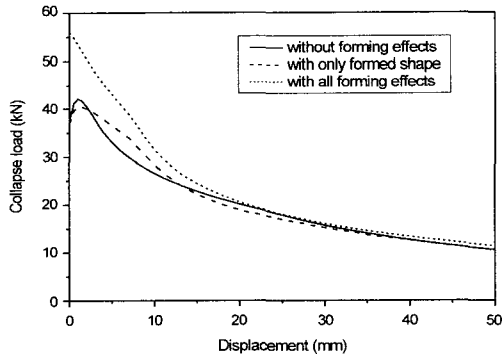


Fig. 9 Collapse load of S-rails considering forming effects with respect to the displacement

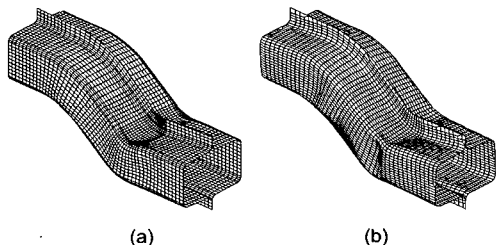


Fig. 10 Comparison of 5 mm deformed shape of S-rails: (a) without forming effects; (b) with only formed shape

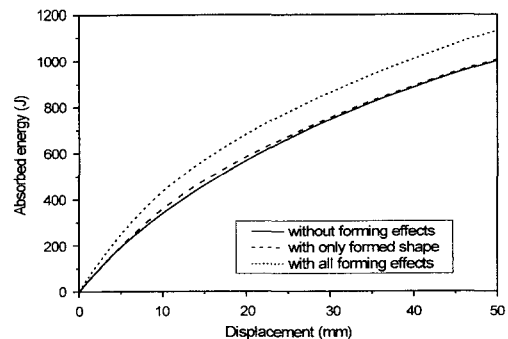


Fig. 11 Absorbed energy to S-rails considering forming effects with respect to the displacement

## 6. 결 론

차체구조용 박판부재는 성형공정을 통해 제작되며 성형공정에서 유발되는 성형의 영향에 의하여 붕괴특성이 영향을 받는다. 따라서 이런 성형의 영향을 고려하여 차체구조용 박판부재의 붕괴특성을 파악하는 것이 요구되며 이를 고려한 설계가 필요하다.

본 논문에서는 S-rail의 성형해석을 수행하여 성형의 영향을 조사하고, 이를 고려하여 붕괴거동해석을 수행하였다. 붕괴모드에는 성형에 의한 부재의 초기형상이 영향을 주고, 붕괴하중 및 에너지 흡수량은 성형과정에서 유발되는 초기 변형률과 두께의 불균일한 분포 등의 영향을 받는 것으로 나타났다.

성형효과는 박판부재의 붕괴거동에 많은 영향을 주며 유한요소 극한해석을 이용하여 그 영향을 살펴보았다. 따라서 박판 부재로 구성된 차체 구조물 등의 설계에는 성형이력을 고려하는 것이 필요하고, 이를 고려하는 기법으로서 유한요소 극한해석이 유용하고 효과적으로 사용될 수 있다.

## 참 고 문 헌

- 1) J. D. Reid, "Crashworthiness of Automotive Steel Midrails: Thickness and Material Sensitivity," *Thin-Walled Structures*, Vol.26, No.2, pp.83-103, 1996.
- 2) J. D. Reid, "Towards the Understanding of Material Property Influence on Automotive Crash Structures," *Thin-Walled Structures*, Vol.24, pp.285-313, 1996.
- 3) T. Dutton, S. Iregbu, R. Sturt, A. Kelicut, B. Cowell, K. Kavikondala, "The Effect of Forming on the Crashworthiness of Vehicles with Hydroformed Framed Siderails," SAE 1999-01-3208, 1999.
- 4) J. O. Hallquist, *LS-DYNA3D Keyword User's Manual*, Livermore Software Technology Corporation, 1999.
- 5) H. Huh, W. H. Yang, "A General Algorithm for Limit Solutions of Plane Stress Problems," *Int. J. Solids Structures*, Vol.28, No.6, pp.727-738, 1991.
- 6) H. Huh, C. H. Lee, W. H. Yang, "A General Algorithm for Plastic Flow Simulation by Finite Element Limit Analysis," *Int. J. Solids Structures*, Vol.36, pp.1193-1207, 1999.
- 7) H. Huh, K.-P. Kim, H. S. Kim, "Collapse Simulation of Tubular Structures Using a Finite Element Limit Analysis Approach and Shell Elements," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.43, No.9, pp. 2171-2187, 2001.
- 8) Y. Zhu, T. Zacharia, "A New One-point Quadrature, Quadrilateral Shell Element with Drilling Degrees of Freedom," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol.136, pp.165-203, 1996.
- 9) T. Belytschko, I. Leviathan, "Physical Stabilization of the 4-node Shell Element with One Point Quadrature," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol.113, pp.321-350, 1994.
- 10) T. Belytschko, I. Leviathan, "Projection Schemes for One-point Quadrature Shell Elements," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 115, pp.277-286, 1994.
- 11) J. K. Lee, G. L. Kinzel, R. H. Wagoner, *Proceedings of the 3rd International Conference -NUMISHEET'96*, Dearborn, Michigan, 1996.