

성형 효과를 고려한 차체 구조 부재의 충돌 특성

김기풍¹⁾ · 송정한²⁾ · 허훈^{*2)} · 김현섭³⁾ · 홍석길³⁾

포스코 자동차가공연구그룹¹⁾ · 한국과학기술원 기계공학과²⁾ · 기아자동차³⁾

Crashworthiness of an Auto-body Member with the Forming Effect

Keepoong Kim¹⁾ · Junghan Song²⁾ · Hoon Huh^{*2)} · Hyunsup Kim³⁾ · Seokgil Hong³⁾

¹⁾Automotive Steels Application Research Group, POSCO, 1 Goedong-dong, Nam-gu, Pohang, Gyeongbuk 791-785, Korea

²⁾Department of Mechanical Engineering, KAIST, Science Town, Daejeon 305-701, Korea

³⁾Kia Motor Corporation, 772-1 Jangduk-dong, Whasung, Gyeonggi-do 445-706, Korea

(Received 11 July 2003 / Accepted 9 October 2003)

Abstract : This paper is concerned with crash analysis for an auto-body member with the forming effect. Auto-body members such as a front frame assembly are fabricated with sheet metal forming processes that induce forming histories such as the plastic work hardening and non-uniform thickness distribution. Numerical simulation is carried out with LS-DYNA3D in order to identify the forming effect on the crashworthiness. The crash analysis of the front frame assembly with the forming effect leads to a different result from that without the forming effect. Crashworthiness such as the load-carrying capacity, the crash mode and the energy absorption are calculated to investigate and identify the forming effect. It is fully demonstrated that the design of auto-body members needs to consider the forming effect for accurate assessment of the load-carrying capacity and the deformation mechanism of the formed members.

Key words : Crashworthiness(충돌특성), Forming effect(성형 효과), Auto-body member(차체 구조 부재), Strain hardening(변형경화), Thickness distribution(두께 분포)

1. 서론

자동차의 구조 부재는 충돌 사고 시에 적절한 변형에 의하여 충돌에너지를 흡수하여 인명을 보호할 수 있도록 설계되어야 한다. 최근의 차체 설계 동향은 연비의 향상과 배기 가스의 감소를 위하여 경량화를 지향하고 있다. 차체의 경량화는 충돌 안전성을 확보한 상태에서 이루어져야 하므로 최적설계를 통하여 각각의 성능을 최대화할 수 있는 설계안을 도출해 내는 것이 필요하다. 따라서 경량화를 위한 차체설계에서는 충돌 안전성에 관한 해석의 신뢰도

를 높이는 것이 매우 중요하다.

자동차 구조용 박판 부재들은 그 기능상 복잡한 형상으로 이루어져 있다. 복잡한 형상을 갖는 자동차 구조용 박판 부재들은 대부분 박판 성형 공정에 의하여 생산된다. 성형과정에서는 부재의 형상과 성형 조건에 따라 주름, 파단 등이 발생할 수 있고 변형이 집중되어 물성의 변화가 발생하고 두께 및 변형률 등의 분포가 불균일해진다. 따라서 신뢰도가 높은 자동차 충돌해석을 수행하기 위하여는 자동차 구조 부재들의 단면형상 및 두께 등의 정확한 기하학적 형상이나 재료의 동적 물성 특성뿐만 아니라 성형 공정에서 유발되는 부재의 잔류응력, 두께의 변화, 변형경화의 영향 등의 인자를 고려하여

*To whom correspondence should be addressed.
hhuh@kaist.ac.kr

야 한다. 성형과정에서 발생한 성형결과들은 박판 부재의 충돌특성에 영향을 주고, 성형효과를 고려하지 않은 부재의 충돌특성과는 큰 차이를 보이게 된다. 그러나 기존의 많은 연구들은 부재의 성형과정에서 발생하는 불균일한 변형률 및 두께 분포 등과 같은 부재의 성형이력을 고려하지 않고 부재의 설계단계에서 주어진 최종 형상만을 이용하여 충돌 해석을 수행하여 왔다. 따라서 정확한 충돌해석을 수행하기 위하여는 성형과정에서 발생하는 불균일한 두께와 같은 기하학적 형상과 변형경화 및 변형률 분포의 변화를 고려하여야 한다. 최근에 들어서 성형 이력을 고려하는 자동차 구조부재의 충돌해석에 관한 연구가 수행되었고,¹⁻⁶⁾ 이들 연구들은 신뢰도가 높은 연구결과를 얻기 위해서는 부재의 성형 이력을 고려하여야 한다고 주장하고 있다.

본 논문에서는 Front Frame Assembly의 성형해석을 수행하여 각 부재의 성형이력을 계산하고, 계산된 성형 결과들을 충돌해석에 적용하여 Front Frame Assembly의 에너지 흡수능력 및 변형거동 등의 충돌특성을 평가하였다. Front Frame Assembly의 각 부재에 관하여 박판 성형해석을 수행하여 성형 과정에서 나타나는 불균일한 유효소성변형률과 두께 분포와 같은 성형이력을 계산하였다. Front Frame Assembly의 각 부재의 성형해석은 외연적 탄소성 유한요소 프로그램인 LS-DYNA3D를 이용하여 수행하였다. 해석 조건으로 적용할 등가 드로오 비드력의 계산은 내연적 유한요소 탄소성 프로그램인 ABAQUS/Standard를 이용하여 수행하였다. 비드 성형과정 후에 인발 공정 시의 등가 구속력을 계산하고, 이를 부재의 성형해석에서의 등가비드력으로 적용하였다. 계산된 성형해석 결과는 현품의 성형 결과와 비교하여 성형 해석 결과의 타당성을 검증하였다.

성형효과를 고려한 Front Frame Assembly의 충돌 해석은 성형해석 결과를 초기조건으로 고려하여 수행하였다. 충돌 해석은 LS-DYNA3D를 이용하여 수행하였고 재료의 동적 물성을 고려하였다. 충돌해석을 수행하기 위한 Front Frame Assembly의 유한요소 모델링을 수행하고, 성형해석에서 계산된 부재의 불균일한 두께 및 유효소성변형률 분포는 충돌

해석을 위한 유한요소 모델에 사상하여 적용하였다. 성형효과를 고려하지 않은 부재의 충돌해석도 수행하여 성형효과가 충돌에 미치는 영향과 비교·분석하였다. 변형형상, 충돌하중, 에너지 흡수량 등을 비교하여 성형과정에서 발생한 불균일한 유효소성변형률과 두께 분포의 영향을 평가하였다. 성형효과를 고려한 충돌해석으로 박판부재의 충돌특성을 정확히 파악하면 설계단계에서부터 성형이력의 영향을 고려할 수 있으므로 충돌부재의 정확한 설계를 바탕으로 한 차체의 경량화를 달성할 수 있다.

2. Front Frame Assembly의 성형해석

Front Frame Assembly는 정면충돌시에 에너지를 흡수하여 인명을 보호하는 부재로서 Fig. 1와 같이 7개의 부재로 구성되어 있다. Table 1에는 Front Frame Assembly를 구성하는 각 부재의 재료와 초기 두께를 나타내었다. 성형해석에서는 충돌특성에 직접적인 영향을 주는 4개의 부재에 관하여 성형이력을 계산하였다. 성형해석을 수행한 부재는 frame-frt-in, frame-frt-out-A, reinf-frt-frame-A, reinf-frt-frame-C이다. 우선, 효율적인 해석을 수행하기 위하여 Front Frame Assembly의 각 부재 성형해석의 경계조건으로 부가되는 드로오비드의 구속력을

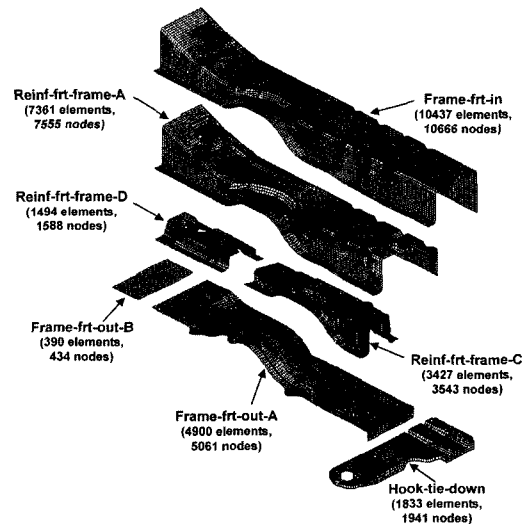


Fig. 1 Finite element model of seven parts of the front frame assembly

Table 1 Materials and initial thickness of panels in the front frame assembly

Part	Material	Thickness (mm)
Frame-frt-in	SPRC40	1.6
Frame-frt-out-A	SPRC40	1.2
Frame-frt-out-B	SPRC40	1.2
Reinf-frt-frame-A	SAPH38	0.9
Reinf-frt-frame-C	SPRC45	2.0
Reinf-frt-frame-D	SPRC45	1.6
Hook-tie-down	SPRC45	2.0

ABAQUS/Standard를 이용하여 계산하였다. 계산된 드로오비드의 구속력은 등가 드로오비드력으로 부가하여 직접 성형해석을 수행하였다.⁷⁻¹⁰⁾ LS-DYNA3D를 이용한 직접 성형해석은 바인더랩 공정과 펀치 성형공정 2단계로 나누어 해석을 수행하였으며, 해석에서 얻은 성형이력은 충돌해석의 초기 조건으로 적용하였다.

2.1 드로오비드 해석

드로오비드 성형 공정에 관한 유한요소 해석을 수행하기 위하여 4개 부재의 금형 모델로부터 비드의 형상데이터를 추출하고 이를 이용하여 드로오비드 펀치와 다이의 모델링을 수행하였다. 각 부재의 성형특성에 따라 각각 다른 크기와 형상의 드로우비드가 사용되었다. Fig. 2는 frame-frt-in의 성형해석에서 적용하는 등가 드로오비드의 위치를 나타낸 것이다. 정확한 드로오비드 성형 해석을 위하여 바인더랩 공정과 인발공정을 모두 해석하여 등가 드로우비드의 구속력을 계산하였고, 계산된 등가 드로우비드력은 Front Frame Assembly의 성형 공정 해석의 경계조건으로 적용되었다. 각 성형부재에 사

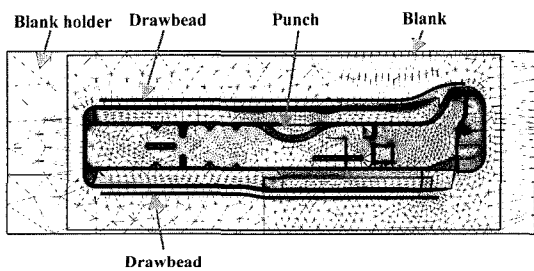


Fig. 2 Location of drawbead in the sheet metal forming for the frame-frt-in

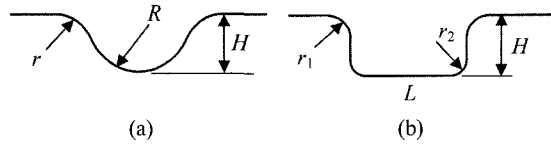


Fig. 3 Geometric shapes of drawbeads in the front frame assembly: (a) circular drawbead; (b) rectangular drawbead

Table 2 Dimensions of circular drawbeads in the front frame assembly (unit = mm)

Part	Bead type	R	r	H
Frame-frt-in	Circular bead	4.8	6.2	3.0
Frame-frt-out-A	Circular bead	4.0	5.2	6.0
Reinf-frt-frame-A	Circular bead 1	4.5	3.8	3.2
	Circular bead 2	4.5	3.8	5.2
Reinf-frt-frame-C	Circular bead 1	6.5	4.7	3.0
	Circular bead 2	6.5	4.7	5.0
	Circular bead 3	6.5	4.7	6.0

Table 3 Materials and initial thickness of panels in the front frame assembly

Material	Flow stress curve
SPRC40	$\bar{\sigma} = 734.7 (0.01 + \bar{\epsilon}^{0.245})$ (MPa)
SAPH38	$\bar{\sigma} = 768.5 (0.023 + \bar{\epsilon}^{0.285})$ (MPa)
SPRC45	$\bar{\sigma} = 823.8 (0.012 + \bar{\epsilon}^{0.229})$ (MPa)

Table 4 Restraining forces of drawbeads in the front frame assembly

Part	Bead type	Restraining force
Frame-frt-in	Circular bead	226 N/mm
Frame-frt-out-A	Circular bead	243 N/mm
Reinf-frt-frame-A	Circular bead 1	246 N/mm
	Circular bead 2	271 N/mm
	Rectangular bead	294 N/mm
Reinf-frt-frame-C	Circular bead 1	217 N/mm
	Circular bead 2	235 N/mm
	Circular bead 3	278 N/mm

용된 원형비드 및 사각비드의 기본형상은 Fig. 3과 같으며 원형비드의 형상 치수는 Table 2에 정리하였다. Reinf-frt-frame-A에서 사용되는 사각비드의 치수는 $H = 6$ mm, $L = 7.65$ mm, $r_1 = 2.18$ mm, $r_2 = 1.5$ mm이다. 드로우비드 성형해석을 위한 판재의 유한요소 모델은 굽힘을 잘 묘사할 수 있도록 4개의 층으로 구성하였으며 해석에 사용한 각 판재 재료의 물성은 Table 3에 나타내었다. 각 부재의 드로우비드 해석에서 계산된 드로우비드의 등가 구속력은

Table 4에 정리하였다. Reinf-frm-frame-A의 성형에서 사용되는 사각비드는 큰 구속력을 가지고 판재의 유입을 억제하는 역할을 하는 것으로 나타났다.

2.2 성형해석

성형이력을 계산하기 위하여 Front Frame Assembly를 구성하는 4개의 부재에 관하여 직접 성형 해석을 수행하였다. 각 부재의 직접 성형해석은 LS-DYNA3D를 이용하였다. 해석에서 사용된 재료의 물성은 Table 3과 같다. 판재와 금형사이의 마찰계수는 0.15으로, 블랭크 홀딩력은 100 kN으로 부과하였다. Table 4에 표시한 드로우비드의 구속력은 등가 드로우비드의 경계조건으로 적용하여 각 부재의 바인더랩 공정과 성형공정의 해석을 수행하였다.

각 부재의 유한요소 성형해석을 수행하기 위하여 다이, 펀치, 블랭크홀더를 각각 구성하였다. Fig. 4는 frame-frm-in의 금형시스템을 나타내는 그림이다. 블랭크홀더의 일부인 드로우비드는 선으로 표시되어 있다. 성형과정에서는 각 부재의 성형형상을 정밀하게 표현하기 위하여 적응형 격자 기법을 이용하였다. Fig. 5는 frame-frm-in의 성형 후의 유효소성변형률 분포와 두께 분포를 도시한 것이다. 성형 해석의 결과를 검증하기 위하여 계산된 두께 분포는 실제 생산품의 두께 측정결과와 비교하였다. Fig. 6은 frame-frm-in에 관하여 3개의 단면에서 두께를 정량적으로 비교하여 도시한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 전체적으로 해석결과와 측정 결과가 거의 일치하였다. 이는 본 논문에서 수행한 Front Frame Assembly 각 부재의 유한요소 성형해석의 결

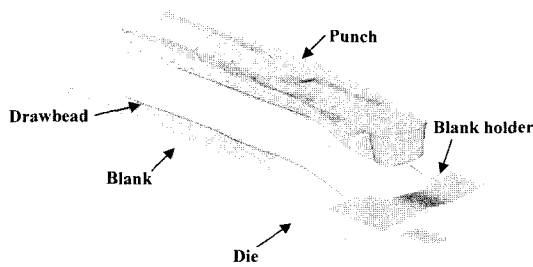


Fig. 4 Initial setting of tools and the blank for the numerical analysis of the frame-frm-in in the front frame assembly

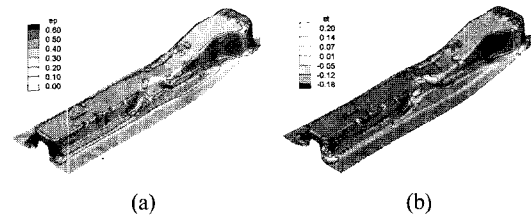


Fig. 5 Final forming results of the frame-frm-in: (a) distribution of the effective plastic strain; (b) distribution of the thickness strain

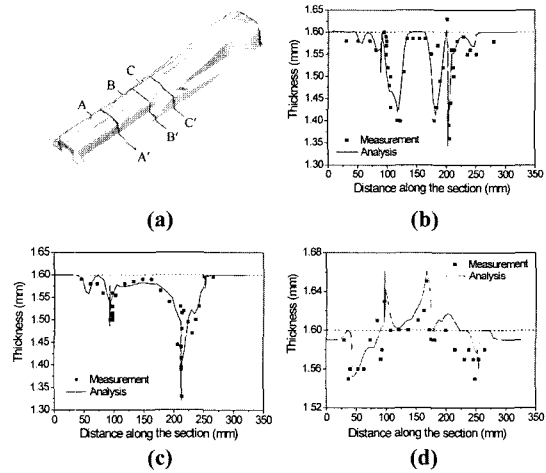


Fig. 6 Comparison of thickness distribution of the frame-frm-in: (a) measured section; (b) section A-A'; (c) section B-B'; (d) section C-C'

과의 신뢰도가 높다는 것을 설명한다. 다른 부재들도 위와 같은 방법을 이용하여 직접 성형해석을 수행하였으며, 각 부재에 관하여 계산된 유효소성변형률 분포와 두께 분포는 충돌해석을 위한 유한요소 모델에 사상하여 충돌해석의 초기조건으로 고려되었다.

3. Front Frame Assembly의 충돌해석

충돌해석을 위한 Front Frame Assembly의 유한요소 모델은 Fig. 7과 같다. 전체적으로는 29842개의 쉘 요소와 30788개의 절점으로 구성되어 있고 93개의 지점에서 용접되어 있다. 성형해석에서 계산된 4개 부재의 성형 결과들은 각 부재의 충돌해석을 위한 유한요소 모델에 대하여 각각 사상하여 적용하였다. Fig. 8은 frame-frm-in에 관한 사상결과를 나타낸 것이다. 사상하여 얻은 유효소성변형률 분포와

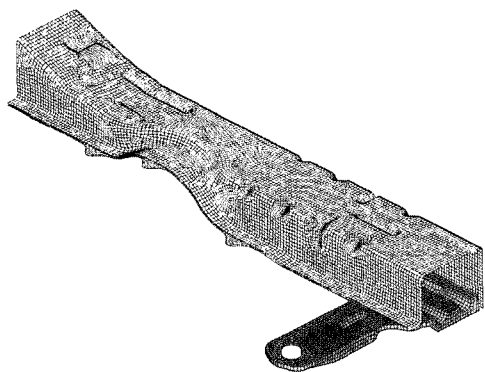


Fig. 7 Finite element model of the front frame assembly for crash analysis

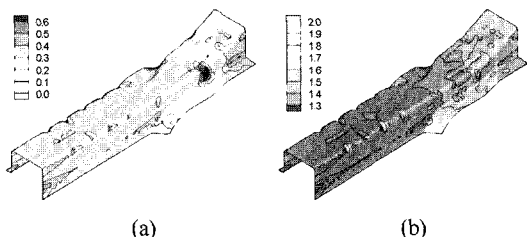


Fig. 8 Mapping of forming results on the frame-frit-in: (a) distribution of the effective plastic strain; (b) distribution of the thickness

두께의 분포는 정확한 충돌해석을 위한 초기조건으로 고려하였다.

Front Frame Assembly의 충돌해석에 적용된 재료의 물성은 다음과 같은 Johnson-Cook 물성모델로 표현하였고 A, B, n, C, m 은 재료 상수이다.¹¹⁻¹³⁾

$$\bar{\sigma} = [A + B \bar{\epsilon}^n] \left[1 + C \ln \frac{\bar{\dot{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_0} \right] [1 - T^{*m}] \quad (1)$$

여기에서,

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}, \quad \bar{\dot{\epsilon}}_0 = 1 / \text{sec} \quad (2)$$

이다. 각 재료에 관한 물성 상수는 Table 5에 나타내었다. Front Frame Assembly의 충돌해석에 관한 경계조건은 Fig. 9와 같다. Front Frame Assembly의 한쪽 끝단은 고정하고 다른 끝단에는 200 kg의 강체벽이 13.3 m/s의 초기속도로 30 msec동안 충돌하는 해석을 수행하였다.

Front Frame Assembly의 충돌해석은 4가지 경우에 관하여 수행하였다. 먼저 성형해석에서 계산된

Table 5 Materials and initial thickness of panels in the front frame assembly

Material constant	SAPH38	SPRC40	SPRC40
A (MPa)	295.5	294.1	345.1
B (MPa)	550.39	667.5	703.2
n	0.576	0.662	0.6
C	0.039	0.06	0.046
m	0.43	0.375	0.33

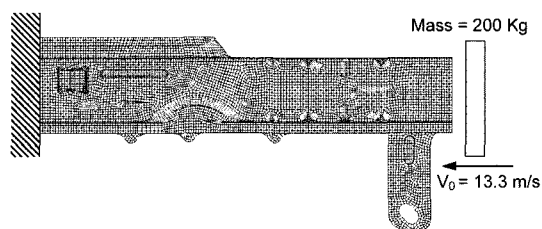


Fig. 9 Schematic diagram for crash analysis of the front frame assembly

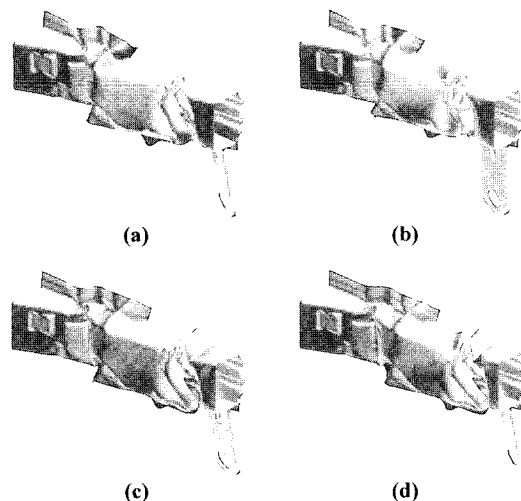


Fig. 10 Deformed shapes of the front side member at 30 msec: (a) without forming effect; (b) with the thickness distribution; (c) with the effective plastic strain distribution; (d) with all forming histories

성형이력을 고려하여 충돌해석을 수행하고, 성형효과를 고려하지 않은 경우와 비교하였다. 또한 유효소성변형률만 고려한 경우와 두께 분포만을 적용한 경우에 관하여 각각 충돌해석을 수행하고, 각각의 성형결과가 충돌해석에 미치는 영향을 비교, 평가하였다.

Fig. 10는 성형효과를 고려하지 않은 경우, 성형효과로서 두께분포만 고려한 경우, 유효소성변형률만 고려한 경우, 모든 성형효과를 고려한 경우의 4가지 조건에 따른 Front Frame Assembly의 변형형상을 비교하여 도시한 것이다. 초기에는 충돌면으로부터 변형이 진행하여 홈이 있는 영역에서 축방향의 접힘이 발생하였다. 홈이 있는 영역이 압괴된 후에는 중간영역에서 변형이 발생하여 더욱 많은 에너지를 흡수하였다. 유효소성변형률을 성형효과로서 고려한 경우에는 중간영역의 굽힘 변형이 작게 발생하였고, 두께의 분포를 성형효과로서 고려한 경우에는 홈이 있는 영역에서의 변형이 더욱 집중되었다.

Fig. 11, 12와 13은 성형효과를 고려하지 않은 경우와 유효소성변형률과 두께 분포의 모든 성형효과를 고려한 경우의 변형형상을 각각 10 msec, 20 msec, 30 msec의 시간에서 비교하여 나타낸 것이다. 10 msec에서는 성형효과를 고려한 경우와 성형효과

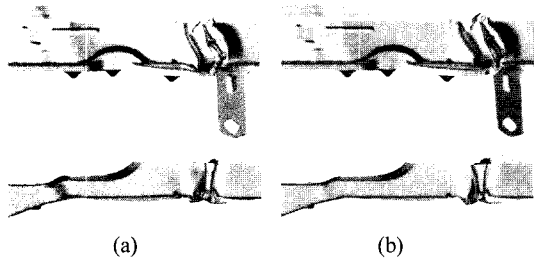


Fig. 11 Comparison of deformed shapes of the front frame assembly at 10 msec: (a) without forming effects (crushing distance = 117.66 mm); (b) with all forming effects (crushing distance = 116.40 mm)

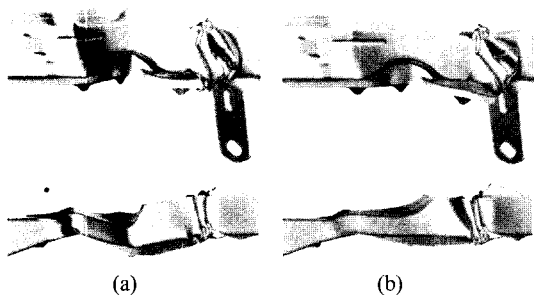


Fig. 12 Comparison of deformed shapes of the front frame assembly at 20 msec: (a) without forming effects (crushing distance = 206.78 mm); (b) with all forming effects (crushing distance = 203.98 mm)

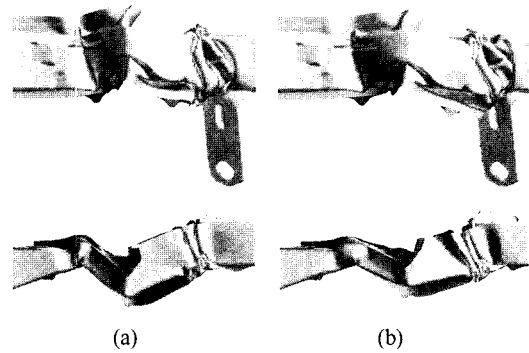


Fig. 13 Comparison of deformed shapes of the front frame assembly at 30 msec: (a) without forming effects (crushing distance = 275.23 mm); (b) with all forming effects (crushing distance = 261.62 mm)

를 고려하지 않은 경우 모두 홈이 있는 영역에서 접힘이 발생하여 변형모드가 유사하였다. 시간이 경과하면 성형효과를 고려한 경우에는 홈이 있는 영역의 접힘이 넓게 발생하고 중간부분의 굽힘변형은 작게 나타나지만, 성형효과를 고려하지 않은 경우에는 중간부분의 굽힘이 크게 발생하여 압괴거리도 성형효과를 고려한 경우보다 커졌다. 20 msec의 시간에서는 성형효과를 고려한 경우와 성형효과를 고려하지 않은 경우의 압괴거리의 차이가 2.8 mm이었고, 30 msec의 시간에서는 13.6 mm의 차이가 나타났다. 이 결과는 성형공정에서 나타나는 성형이력은 Front Frame Assembly의 충돌 변형에 영향을 주고 변형모드와 압괴거리를 다르게 한다는 것을 설명한다. 따라서 정확한 충돌 변형모드와 압괴거리를 계산하기 위하여는 성형이력을 고려하여야 한다.

Fig. 14는 압괴거리에 따른 충돌하중을 도시한 것이다. 이 충돌하중 곡선은 충돌해석에서 직접 계산된 결과를 SAE600 필터로 보정한 것이다. 초기 최대하중은 유효소성변형률만을 고려하였을 때에는 18%가 증대되지만, 불균일한 두께 분포만이 고려되었을 때에는 약간 감소하였다. 변형이 진행된 후의 충돌하중은 유효소성변형률이 고려되었을 때에 증대되는 경향을 보였다. 이와 같은 결과는 성형공정에서 나타난 변형률 경화에 의하여 최대하중이 증가하고, 불균일한 두께 분포는 초기 결함의 역할을 한다는 것을 설명한다.

압괴거리에 따른 에너지 흡수량은 Fig. 15에 도시

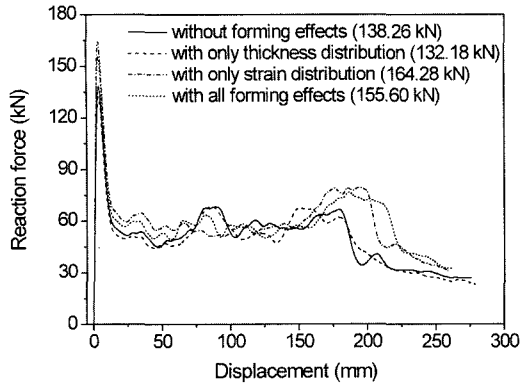


Fig. 14 Reaction force during the crash of the front frame assembly

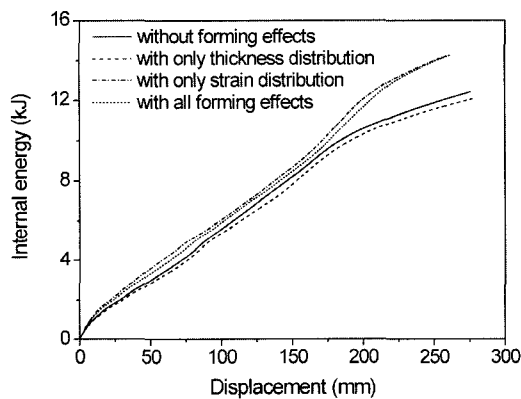
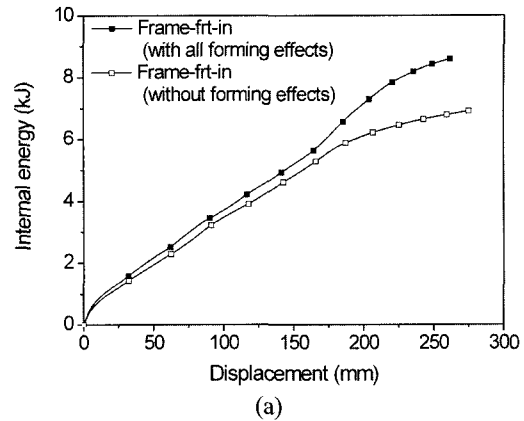


Fig. 15 Comparison of energy absorbed in the front frame assembly during the crash for 30 msec

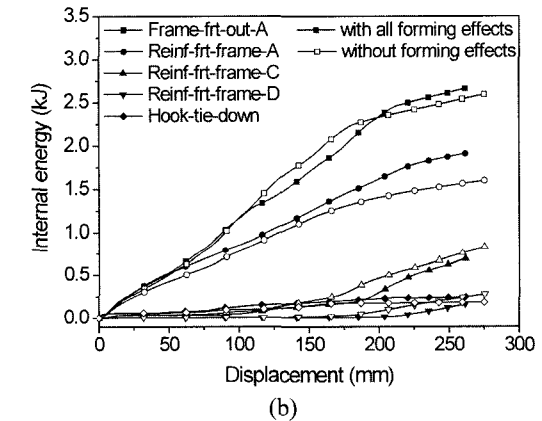


Fig. 16 Comparison of energies absorbed in each panel between with all forming effects and without forming effect: (a) frame-frt-in; (b) the other panels

하였다. 에너지 흡수량도 유효소성변형률을 성형효과로서 고려한 경우에 크게 나타나지만, 불균일한 두께분포를 고려할 때에는 약간 감소하였다. 모든 성형효과를 고려한 경우의 에너지 흡수량은 성형효과를 고려하지 않은 경우에 비하여 크게 나타났다. 압괴거리가 100 mm일 때는 성형효과를 고려한 경우의 에너지 흡수량이 성형효과를 고려하지 않은 경우에 비하여 약 5.3% 증대되었고, 200 mm 변형에서는 약 10.2%, 250 mm 변형에서는 약 17.3%의 에너지 흡수량의 증대가 나타났다. 충돌하중과 마찬가지로 에너지 흡수량도 유효소성변형률을 고려하였을 때 크게 증대되었다.

Fig. 16은 각 부재에 흡수된 에너지를 모든 성형효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우를 비교하여 도시한 것이다. 성형효과를 고려하면 frame-

frt-in과 reinf-frt-frame-A의 에너지 흡수량은 증대되었지만, reinf-frt-frame-C와 reinf-frt-frame-D의 에너지 흡수량은 감소하였다. 이는 성형효과를 고려한 경우에는 홈이 있는 영역에서 변형이 집중되지만 성형효과를 고려하지 않은 경우에는 변형이 중간영역으로 분산되기 때문에 나타나는 현상이다. Reinf-frt-frame-C와 reinf-frt-frame-D는 중간영역과 고정단 부분에 위치하기 때문에 성형효과를 고려한 경우에는 변형이 크게 발생하지 않아 에너지 흡수량이 감소하였다. 위와 같은 결과들은 충돌하중과 에너지 흡수량뿐만 아니라 변형형상을 정확하게 계산하기 위해서는 성형과정에서 나타난 변형경화의 영향을 고려하여야 한다는 것을 설명한다.

4. 결론

본 논문에서는 성형효과를 고려하여 Front Frame Assembly의 충돌해석을 수행하고 변형형상, 충돌하중, 에너지 흡수량 등을 성형효과를 고려하지 않은 경우와 비교하였다. 성형이력을 계산하기 위하여 Front Frame Assembly의 성형해석을 수행하였고, 계산된 유효소성변형률과 두께 분포는 충돌해석의 초기조건으로 적용하였다. 성형효과를 고려하면 변형거동이 변화하고 충돌하중과 에너지 흡수량은 커지는 것으로 나타났다. 특히 변형률 경화를 나타내는 유효소성변형률은 변형모드, 충돌하중 및 에너지 흡수능력에 큰 영향을 주었다. 따라서 Front Frame Assembly와 같이 성형공정으로 제작되는 차체 구조부재의 충돌특성을 초기 설계단계에서 정확하게 예측하기 위해서는 충돌해석 시에 성형이력을 고려하는 것이 필수적인 것으로 평가되었다. 성형이력을 고려하여 충돌해석을 수행하면 해석의 정확도와 신뢰도를 향상시킬 수 있으므로 최적의 설계로 차체 경량화를 달성할 수 있음을 확인하였다.

References

- 1) T. Dutton, S. Iregbu, R. Sturt, A. Kellicut, B. Cowell, K. Kavikondala, "The Effect of Forming on the Crashworthiness of Vehicles with Hydroformed Frame Siderails," SAE 1999-01-3208, 1999.
- 2) S.-H. Lee, C.-S. Han, S.-I. Oh, P. Wriggers, "Comparative Crash Simulations Incorporating the Results of Sheet Forming Analyses," Engineering Computations, Vol.18, No.5/6, pp.744-758, 2001.
- 3) K. P. Kim, H. Huh, "Collapse Analysis of an Auto-Body Structure by a Finite Element Limit Method," Proc. 6th USNCCM, Dearborn, U.S.A., p.75, 2001.
- 4) K. P. Kim and H. Huh, "Collapse Analysis of Auto-Body Structures Considering the Effect of Fabrication," Key Engineering Materials, Vols. 233-236, pp.737-742, 2003.
- 5) H. Mikami, H. Suzuki, M. Ishizawa, Y. Mat-suoka, "Crash Simulation Considered Influence of Stamping," Proc. HANPAM'99, Seoul, Korea, pp.187-200, 1999.
- 6) H. S. Kim, S. O. Hong, S. G. Hong, K. P. Kim, H. Huh, "The Evaluation of Crashworthiness of Vehicle Parts with Forming Effect," Proc. KSAE Spring Conference, pp.757-762, 2003.
- 7) H. Huh, S. S. Han, "Numerical Simulation of Rectangular Cup Drawing Process with Drawbeads," Proc. NUMIFORM'95, Itacha, U.S.A., pp.723-728, 1995.
- 8) J. Cao, M. C. Boyce, "Drawbead Penetration as a Control Element of Material Flow," Detroit, U.S.A., SAE 930517, 1993.
- 9) T. H. Choi, H. Huh, B. K. Chun, J. H. Lee, "Draw-bead Simulation by an Elasto-Plastic Finite Element Method with Directional Reduced Integration," J. Mater. Process. Technol., Vol.63, pp.666-671, 1997.
- 10) T. Meinders, H. J. M. Geijselers, J. Huetink, "Equivalent Drawbead Performance in Deep Drawing Simulations," Proc. NUMISHEET'99, Besancon, France, pp.243-248, 1999.
- 11) G. R. Johnson, W. H. Cook, "A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures," Proc. 7th International Symposium on Ballistics, Hague, Netherlands, pp.541-547, 1983.
- 12) W. J. Kang, H. Huh, "Verification of Tension Split Hopkinson Bar to Identify the Dynamic Behavior of Sheet Metals," Experimental Mechanics, Vol.42, No.1, pp.8-17, 2002.
- 13) H. Huh, J. H. Lim, J. H. Song, K. S. Lee, Y. W. Lee and S. S. Han, "Crashworthiness Assessment of Side Impact of an Auto-Body with 60TRIP Steel for Side Members, Int. J. Automotive Technology, Vol.4, No.3, pp.149-156, 2003.