

3 차원 유한요소해석을 이용한 자유경계조건에서의 두께 1.7 mm DP 780 고강도 강판의 저속 충격 특성 분석

A Study on Low Velocity Impact Characteristics of DP 780 High Strength Steel Sheet with Thickness of 1.7 mm on the Free Boundary Condition Using Three-Dimensional Finite Element Analysis

안동규^{1,✉}, 남경흠², 성대용³, 양동열³, 임지호⁴
Dong-Gyu Ahn^{1,✉}, Gyeong-Heum Nam², Dae-Yong Seong³, Dong-Yol Yang³ and Ji-Ho Lim⁴

1 조선대학교 기계공학과 (Department of Mechanical Engineering, Chosun Univ.)

2 쉐인창전기 기술연구소 (Re& Center, Shinchang Electronics Co., Ltd.)

3 KAIST 기계공학과 (Department of Mechanical Engineering, KAIST)

4 ㈜POSCO 자동차 강재연구그룹 (Automotive Steel Research Group, POSCO)

✉ Corresponding author: smart@mail.chosun.ac.kr, Tel: 062-230-7043

Manuscript received: 2010.7.27 / Accepted: 2010.8.25

The present research works investigated into the low velocity impact characteristics of DP 780 high strength steel sheet with 1.7 mm in thickness subjected to free boundary condition using three-dimensional finite element analysis. Finite element analysis was carried out via ABAQUS explicit code. Hyper-elastic model and the damping factor were introduced to improve an accuracy of the FE analysis. An appropriate FE model was obtained via the comparison of the results of the FE analyses and those of the impact tests. The influence of the impact energy and nose diameter of the impact head on the force-deflection curves, impact time, absorption characteristics of the impact energy, deformation behaviours, and stress-strain distributions was quantitatively examined using the results of FE analysis. The results of the FE analysis showed that the absorption rate of impact energy lies in the range of the 70.7-77.5 %. In addition, it was noted that the absorption rate of impact energy decreases when the impact energy increases and the nose diameter of the impact head decreases. The local deformation of the impacted region was rapidly increased when the impact energy was larger than 76.2 J and the nose diameter was 20 mm. A critical impact energy, which occur the instability of the DP780, was estimated using the relationship between the plastic strain and the impact energy. Finally, characteristics of the plastic energy dissipation and the strain energy density were discussed.

Key Words: Low Velocity Impact Characteristics (저속충격특성), DP780 High Strength Steel Sheet (DP780 고강도 강판), Free Boundary Condition (자유경계조건), Three-Dimensional Finite Element Analysis (3 차원 유한요소해석)

기호설명

D = diameter of impact head (mm)

Δt_s = time increment for stable integration (sec)

L_c = minimum element size (mm)

E = Young's modulus of specimen (GPa)

ρ = density of DP specimen (m/s)

g = acceleration of gravity (m/s^2)

- H = impact height (m)
- E = impact energy (J)
- m = mass of impact head (m)
- ξ_{\max} = maximum absorbed energy by specimen (J)
- P = reaction force (N)
- P_{\max} = maximum reaction force (N)
- δ = vertical deflection of specimen (mm)
- δ_{\max} = maximum vertical deflection of specimen (mm)
- δ_p = permanent vertical deflection of specimen (mm)
- ψ = ratio of the absorbed impact energy (%)
- ξ_r = total restitution energy (J)
- λ = permanent deflection of the back face (mm)
- ω = contact diameter of nose of the impact head (mm)
- σ_p = maximum principal stress (MPa)
- $\bar{\sigma}$ = effective stress (MPa)
- $\bar{\sigma}_{\max}$ = maximum effective stress (MPa)
- ϵ_p = plastic strain
- $\epsilon_{p,\max}$ = maximum plastic strain
- A_i = Coefficients of the relationship between the maximum plastic strain and the impact energy
- E_c = critical impact energy (J)
- $\xi_{d,p}$ = plastic dissipation energy (mJ)
- $\xi_{d,\max}$ = maximum plastic dissipation energy (mJ)

1. 서론

최근 전세계적인 에너지 고갈과 환경규제 강화에 대한 자동차 산업계의 대처 방안 중 하나로 차체 경량화를 들 수 있다.^{1,2} 자동차의 차체 경량화 실현을 위하여 고강도 강판 (high strength steel sheet), 알루미늄 판재, 마그네슘 판재 및 샌드위치 판재 (sandwich plate) 등의 신소재들의 적용이 현저히 증가하고 있다.^{3,4} 그러나 자동차 승객 안정성 증대에 대한 법규도 강화되고 있어, 경량화와 안정성 증대 대한 두가지 모순적 요구조건을 해결하기 위한 자동차 산업계의 다양한 연구가 진행되고 있다.⁵ 이 같이 요구조건을 만족시키며, 현재 차체에 가장 넓게 사용되고 있는 재료중 하나가 210 ~ 275 MPa 이상의 항복강도를 나타내는 고강도 강판이다.^{6-8,10} 자동차 및 자동차 부품 산업계에서는 계속적으로 고강도 강판의 차체 적용 분야 활용 영역 확대를 계획하고 있다.^{8,9}

고강도 강판이 자체와 자동차부품에 많이 적용되면서, 자동차에서 자주 발생할 수 있는 충격/

충돌 현상에 대한 고강도 강판의 거동 및 에너지 흡수 특성에 대한 다양한 연구가 시작되고 있다.¹⁰

Tarigopula 등은 얇은 사각 튜브와 점 용접 (spot welding) 된 모자형 단면 (hat-top section) 을 가진 축부재에 600 kg 의 충격헤드가 15 m/s 의 충격속도를 부가하였을 때, 부재의 붕괴 거동, 변형 하중 및 에너지 흡수 특성에 대하여 축방향 충격 실험과 수치해석으로 고찰하였다.¹¹ Lach 등은 P900 재료에 대하여 변형을 속도 범위 $1 \times 10^3 \text{ S}^{-1}$ 에서 $5 \times 10^3 \text{ S}^{-1}$ 까지의 영역에서 고속 압축/인장시험을 수행하여 재료의 응력-변형을 특성변화를 분석하였다.¹² 또한, 탄도 충격실험 (ballistic impact test) 를 수행하여 P100 재료에 대한 탄도 침투 특성 및 충격부 정도 변화에 대한 고찰을 수행하였다.¹² Fyllingen 등은 두께 1.5 mm 의 DP800 고강도 강판으로 제작된 모자형 단면을 가진 시편에 985 kg 의 충격헤드로 10 m/s 의 충격속도를 부가 하였을 때, 시편의 변형 및 하중-변위 특성에 대한 분석을 수행하였다.¹³ Tai 등은 두께 0.6 ~ 1.0 mm 를 가진 원형 파이프 시편에 0.5 ~ 6.0 kJ 의 낙하 충격에너지가 부가 되었을 때, 시편의 변형 및 에너지 흡수 특성에 대하여 실험과 비선형 유한요소해석으로 분석하였다.¹⁴

EI Sayed 등은 고강도 강판과 폴리우레아 (polyurea)로 구성된 원형 복합재료 판의 충격 특성을 탄도 충격 시험과 유한요소해석을 통하여 고찰하였다.¹⁵ Børvik 등은 Weldox 500E, Weldox 700E, Hardox 400, Domex Protect 500 및 Armox 560T 에 대한 판통 저항 특성을 탄도 충격 시험과 3 차원 유한요소해석을 통하여 분석하였다.¹⁶ Lim 등은 60TRIP 강이 적용된 차체의 측면 충돌 특성을 3 차원 유한요소해석으로 분석하였다.¹⁷

본 논문에서는 고강도 강판중 내충격 부재로 사용되고 있는 DP 780 재료에 대한 자유 경계조건에서의 충격 특성을 3 차원 유한요소해석으로 분석하였다. 유한요소해석 결과와 충격 시험 결과를 비교하여 유한요소해석 모델의 적절성을 분석하였다. 유한요소해석으로 도출된 하중-치짐 선도, 재료 변형 거동, 충격에너지 흡수 및 소산 특성, 응력 분포, 변형을 분포, 소성 소산 에너지 분포 등을 분석하여 대상 재료의 충격 특성을 고찰하였다. 또한, 재료 불안정 현상이 나타나는 임계 충격 에너지를 예측하였다.

2. DP 780 판재 유한요소해석

2.1 유한요소해석 방법

충격 시험에서 정량적으로 분석하기 어려운 충격에너지에 따른 재료 내부 응력, 변형을 및 소산 에너지의 시간별 변화와 재료 변형 특성을 고찰하기 위하여 3 차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다.

본 충격해석에서는 외연적 시간적분 유한요소해석 기법을 사용하였다. 충격 해석을 위한 유한요소 모델은 충격 시험과 동일한 조건으로 모사하기 위하여 Fig. 1 과 같이 모델링 하였다. 유한요소해석은 ABAQUS V6.5 프로그램을 이용하였다.

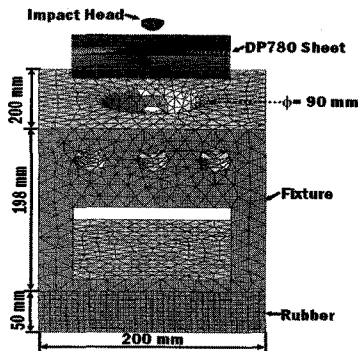


Fig. 1(a) Finite element modeling for the impact analysis

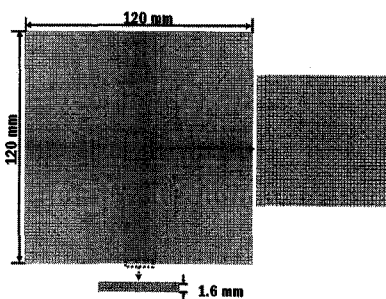


Fig. 1(b) Meshes of the DP 780 sheet

유한요소해석 모델에서 충격헤드는 분산형 강체 요소로 모델링 하였으며, 충격헤드의 직경은 20 mm 와 40 mm 를 사용하였다. 시편은 8 절점 육면체 요소로 모델링 하였으며, 충격후 변형과 응력변화를 고려하여 충격이 가해지는 부분에 Fig. 1 과 같이 조밀하게 유한요소 격자를 배치하였다. 시편의 두께는 1.7 mm 이다. 시험 치구는 4 절점 사면체 요소로 모델링 하였다. 또한 치구 바닥면의 고무

는 8 절점 육면체 요소로 모델링하였다. 각 해석 조건별 유한요소 절점과 격자수는 Table 1 과 같다.

Table 1 Number of nodes and elements

D(mm)		Sheet (EA)	Fixture (EA)	Rubber (EA)	Impact Head (EA)	Total (EA)
20	Node	58,564	3,313	18,491	1,163	81,531
	Element	43,200	13,313	16,000	1,176	73,689
40	Node	58,564	3,313	18,491	1,577	81,945
	Element	43,200	13,313	16,000	1,638	74,151

유한요소해석시 충격헤드와 시험치구는 Z 방향으로만 변형과 이동이 가능하도록 하였다. 방진 고무의 경우 바닥면을 모든 방향으로 고정시켰다. 시편, 충격헤드, 시험치구 및 방진고무에는 모두 접촉 (contact) 조건을 부가하여 각 구성요소들간 침투 (penetration) 이 생기지 않도록 하였다. 유한요소해석에서 충격헤드 강체로 가정하였다.

2.2 재료 물성 및 유한요소해석 조건

충격해석에 적용된 DP 780 고강도 강판의 주요 성분비는 Table 2 와 같다.

Table 2 Chemical composition of DP 780 (wt%)

C	Mn	Si	P	S	Nb	Mo	Cu	Cr	N	Fe
0.07	2.30	1.05	0.02	0.05	0.02	0.02	0.02	0.01	0.03	96.42

충격해석에 소요되는 재료 물성은 (주) POSCO 에서 제공된 정적 인장 시험과 고속 인장 시험 결과를 이용하였다. DP 780 재료의 밀도, 탄성 계수 및 포아송비는 각각 7,850 kg/m³, 205 GPa 및 0.28 이었다. 충격 해석시 변형을 속도의 영향성을 고려하기 위하여 고속 인장 시험으로 취득된 변형률 속도별 진응력 (true stress) - 소성 변형률 (plastic strain) 선도를 소성변형 구간 충격 해석시 적용하였다. 고속 인장 시험 결과 도출된 기본 데이터를 이용하여 구간별 선형 근사 모델 (piecewise linear model) 로 변형률 속도별 진응력-소성변형률 선도를 Fig. 2 와 같이 생성하고, 이 선도를 ABAQUS 상의 재료 물성 데이터로 입력하였다. 시험 치구는 탄성변형체로 가정하였다. 하단부의 고무는 연성 고무로 가정하여 Neo-Hookean 의 Hyper-elastic 모델¹⁸을 적용하였다.

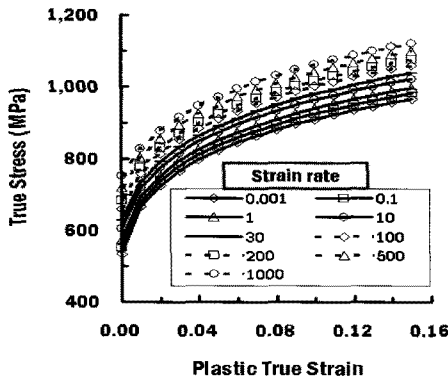


Fig. 2 True stress-plastic strain relationships for different strain rates

외연적 시간 적분 (explicit time integration)을 위한 안정적 시간 증분 (Δt_s)은 식 (1)과 같이 계산하였다. 또한 외연적 유한요소해석의 정확도를 높이기 위하여 강성 비례 감쇄 계수를 적용하였다. 충격 해석에 사용된 시편의 최소 임계요소 길이 (L_c)는 0.4 mm 이며, 식 (1)에 의하여 산출된 안정된 시간 증분은 7.85×10^{-8} sec 였다. 또한 해석에 적용된 감쇄 계수는 7.80×10^{-8} kg/sec 였다. DP 780 시편과 충격헤드 및 치구 사이의 마찰 계수는 0.12 를 적용하였다. 충격헤드의 낙하속도 (V)는 식 (2)와 같이 계산하였으며, 충격헤드의 무게는 11.1 kg 이었다.

$$\Delta t_s = \frac{L_c}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} \quad (1)$$

$$V = \sqrt{2gH} \quad (2)$$

2.3 충격 에너지 흡수 특성 분석 방법

DP 780 고강도 판재의 충격 에너지 흡수 특성 분석을 위하여 충격 흡수 에너지 및 충격 에너지 흡수율을 계산하였다. 시편에 투입되는 입력 충격 에너지 (ζ)는 식 (3)과 같이 충격 헤드의 최초 높이에서의 위치 에너지로 계산하였다. 하중-변위 선도에서 식 (4)와 같이 최대 변위까지 적분하여 시편에 의하여 흡수된 최대 흡수 에너지 (ξ_{max})를 산출하였다. 충격 에너지 흡수율 (ψ)은 식 (5)와 같이 입력 충격에너지에 대한 순수 흡수 충격에너지

(ξ)의 비로 계산하였다. 순수 흡수 충격에너지는 식 (5)와 같이 최대 흡수 충격에너지에 복원 에너지 (ξ_r)를 차감한 값으로 나타내었다. 복원 에너지는 식 (6)과 같이 계산되었다.

$$E = mgH \quad (3)$$

$$\xi_{max} = \int_0^{\delta_{max}} Pd\delta \quad (4)$$

$$\psi(\%) = \frac{\xi}{E} \times 100 = \frac{\xi_{max} - \xi_r}{E} \times 100 \quad (5)$$

$$\xi_r = \int_{\delta_p}^{\delta_{max}} Pd\delta \quad (6)$$

3. 결과 및 고찰

3.1 유한요소해석 모델 검증

DP 780 강판의 저속 충격 해석 모델의 타당성을 고찰하기 위하여 해석 결과를 충격 시험 결과와 비교/분석 하였다. 충격 시험은 Fig. 3 과 같은 낙하 충격 시험시스템을 이용하였다.

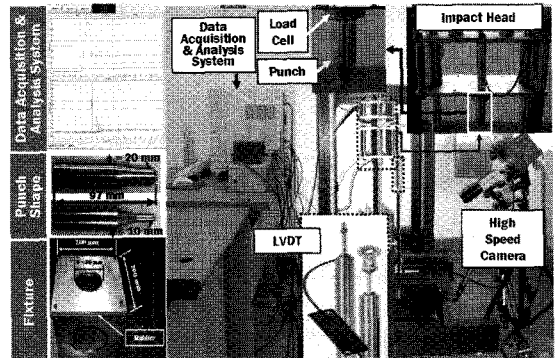


Fig. 3 Experimental set-up for drop impact tests

Fig. 4 는 유한요소 모델링에 따른 충격 헤드가 접촉하는 재료의 중앙부의 속도 변화이고, Table 3 은 유한요소모델링 따른 최대 접촉 하중, 최대 처짐 및 최대 흡수 에너지의 변화를 나타낸다. Table 3 의 실험결과는 동일 충격에너지와 충격헤드 직경에서 5 회 실험을 수행하여 최대/최소 데이터를 하나씩 제외하고 3 개의 데이터를 평균하여 산출하였다.

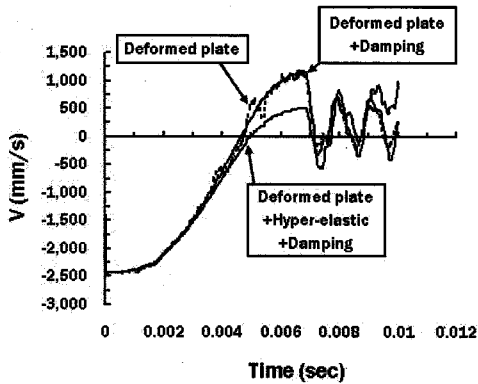


Fig. 4 Variation of the velocity history according to the FE model (D = 20 mm, E = 42.7 J)

Table 3 Maximum deflections and absorbed energies for different FE models (D = 20 mm, E = 42.7 J)

Condition	P _{max} (kN)	δ _{max} (mm)	ξ _{max} (J)
Deformed plate	10.5	7.8	34.3
Deformed plate + Damping	10.7	7.8	34.4
Deformed plate + Damping + Hyper-elastic	9.3	8.1	34.1
Experiment	8.4	8.4	32.1

초기 충격해석 모델에서는 판재의 감쇄계수와 하부 고무판 재료의 Hyper-elastic 모델이 고려되지 않았다. 그 결과 Fig. 4 와 같이 초기 충격헤드와 시편의 접촉 구간에서 시편 중앙부 절점속도의 과도 진동이 발생하고, 이로 인하여 Table 3 과 같이 접촉 하중이 다소 크게 계산되었다. 또한 시편의 처짐도 약간 적게 예측되는 것을 알 수 있었다. 그러나 판재와 하부 고무판에 각각 감쇄계수와 Hyper-elastic 모델이 적용되었을 때, Fig. 4 와 같이 시편과 충격헤드가 접촉하는 영역의 시편 중앙부 절점 속도에 진동이 거의 발생하지 않았다. 또한, 이 경우 Table 3 과 같이 실험 결과와 10 % 내외의 차이를 나타내는 접촉 하중이 계산될 수 있음을 알 수 있었다.

Table 4 와 Fig. 5 는 유한요소해석 결과와 충격 시험 결과를 비교한 결과이다.

최대 처짐량, 최대 흡수 에너지, 최대 변형부 영구 처짐량 및 시편과 충격헤드의 접촉 반경 측면에서 유한요소해석 결과와 충격 시험 결과를 비교한 결과, Table 4 와 같이 모든 비교 항목에서 6.5 % 이내의 오차를 나타냄을 알 수 있었다. 영구 변형형상과 시편-충격헤드 접촉영역 측면에서 유한요소해석 결과와 충격 시험 결과를 비교한

결과, Fig. 5 와 같이 유한요소해석으로 예측된 시편의 영구 변형 형상과 시편-충격헤드 접촉 영역이 실험결과가 거의 유사한 것을 알 수 있었다.

이 결과로부터 본 연구에서 사용된 3 차원 유한요소해석 모델이 DP 780 고강도 강판의 자유 경계조건에 대한 충격 특성을 적절히 묘사할 수 있음을 알 수 있었다.

Table 4 Comparison of the results of FE analyses and that of impact tests (E = 42.7 J)

D (mm)		δ _{max} (mm)	ξ _{max} (J)	λ (mm)	ϖ (mm)
20	Analysis	8.1	34.1	6.0	8.0
	Experiments	8.4	32.1	5.7	8.2
40	Analysis	8.1	33.9	5.8	11.9
	Experiments	7.7	34.9	5.6	11.5

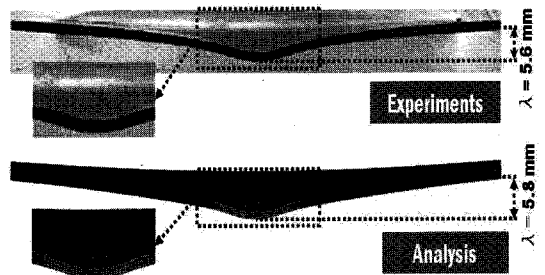


Fig. 5(a) Comparison of the deformed shape of the FE analyses with those of the impact tests (D = 40 mm, E = 42.7 J)

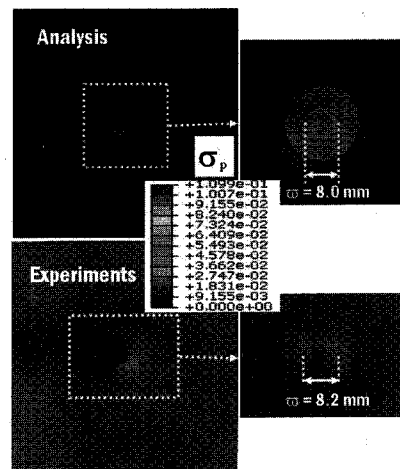


Fig. 5(b) Comparison of the contact area of the FE analyses with those of the impact tests (D = 20 mm, E = 42.7 J)

3.2 해석 결과 및 고찰

자유 경계 조건이 부가된 DP 780 고강도 강판에 대한 3 차원 유한요소 낙하 충격 해석을 수행한 결과 Table 5 및 Fig. 6, 7 과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

Table 5 Results of impact analysis

D (mm)	H (cm)	E (J)	ξ_{max} (J)	ξ (J)	ψ (%)	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)
20	34	37.2	28.1	26.5	75.9	8.2	7.4
	42	45.7	34.2	32.7	74.8	9.3	8.1
	60	65.3	47.8	46.6	73.2	11.2	9.1
	70	76.2	55.2	54.2	72.4	11.9	9.7
	100	108.9	77.0	76.4	70.7	13.9	11.1
40	34	37.2	28.7	27.2	77.5	8.9	7.2
	42	45.7	34.9	33.5	76.3	10.2	7.7
	60	65.3	48.5	47.5	74.2	11.8	8.7
	70	76.2	55.8	54.9	73.2	12.9	9.3
	100	108.9	78.4	77.9	72.0	15.7	10.5

Table 5 와 Fig. 6 을 관찰하면 동일 충격에너지를 시편에 부가하였을 때 충격헤드의 직경이 20 mm 인 경우가 직경 40 mm 인 경우보다 더 작은 접촉하중과 더 큰 시편 중앙부 처짐을 발생시킴을 알 수 있었다. 이 현상은 충격 헤드 직경이 감소할수록 시편의 충격헤드 접촉부에 높은 충격에너지 밀도를 부가시켜 국부 고 변형을 유도하기 때문으로 사료된다. Table 5 와 Fig. 7 을 고찰한 결과 충격헤드 직경이 증가할수록 충격 흡수에너지 및 충격에너지 흡수율이 증가하고, 시편과 충격 헤드 충돌 시간 및 시편 변형 시간이 감소하는 것을 알 수 있었다.

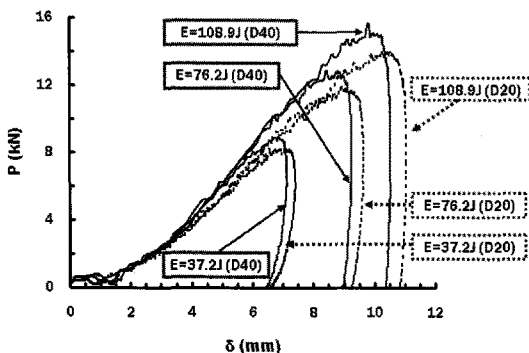


Fig. 6 Influence of the impact energy and the nose diameter of impact head on the force-deflection curves

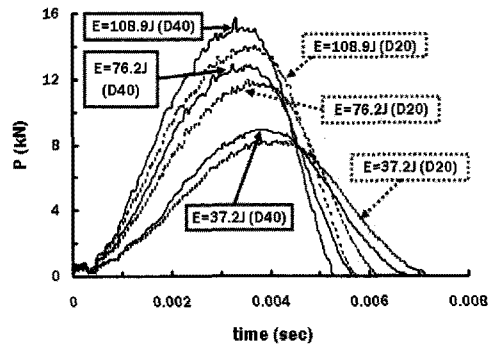


Fig. 7 Variation of force-time curves for different nose diameters of impact head and the impact energies

Table 5 및 Fig. 7 에서 입력 충격에너지가 증가할수록 접촉하중이 증가하는 것을 알 수 있었다. 이 현상은 입력 충격에너지가 증가할수록 시편에 부가되는 충격량이 커져 시편의 변형을 속도가 증가하고, 이로 인해 Fig. 2 와 같이 동일 변형율에서의 응력이 증가하기 때문으로 사료된다. Table 5 에서 충격에너지가 증가할수록 충격에너지 흡수율이 감소하는 것을 알 수 있었다.

Fig. 8 과 9 는 충격헤드 직경과 충격에너지가 재료 후면 영구 처짐량과 영구 변형에 미치는 영향을 나타낸다. Fig. 8 과 9 에서 충격헤드 직경이 작아질수록 DP 780 강판의 후면 영구 처짐량이 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한, 충격에너지 76.2 J 이상에서는 직경 20 mm 의 충격헤드로 재료에 충격을 부가하였을 때와 직경 40 mm 의 충격헤드로 재료에 충격을 부가하였을 때의 후면 영구 처짐량 차이가 현저히 발생하는 것을 알 수 있었다. 이 결과로부터 충격에너지 76.2 J 이상이고 충격헤드 직경 20 mm 에서 시편 충격부의 국부 변형이 급속히 증가되는 것을 알 수 있었다.

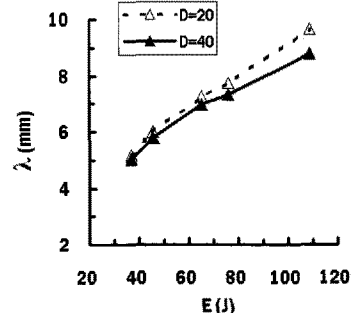


Fig. 8 Influence of the impact energy and the nose diameter of the impact head on the permanent deflection of the back face

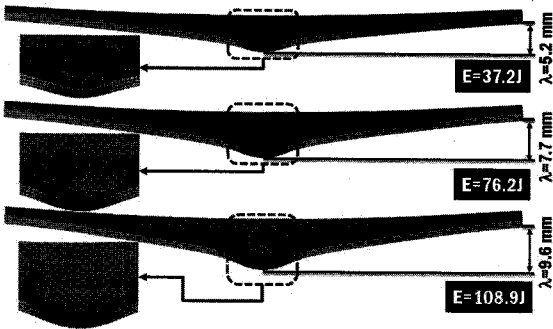


Fig. 9(a) Influence of the impact energy on the deformed shape (After rebound of the impact head, D = 20 mm)

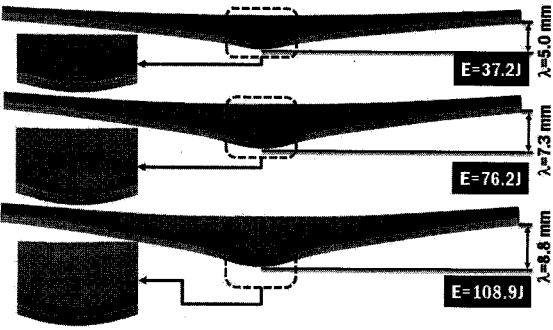


Fig. 9(b) Influence of the impact energy on the deformed shape (After rebound of the impact head, D = 40 mm)

Fig. 10 과 11 은 충격에너지와 충격헤드 직경에 따른 DP 780 강판 응력 변화를 나타낸다.

Fig. 10 과 11 에서 충격 헤드 직경이 감소할수록 재료 충격부의 유효응력과 주응력의 크기는 증가하고, 최대 응력 발생 영역은 감소하는 것을 알 수 있었다. Fig. 10(a)에서 충격에너지 증가할수록 DP 780 강판 내부의 최대 유효응력과 주응력은 거의 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있었다. 그러나 충격헤드 직경이 20 mm 인 경우 충격에너지 76.2 J 이상에서는 Fig. 10(b)와 같이 최대 주응력은 거의 증가하지 않고, 최대 소성 변형율은 Fig. 12 와 같이 계속적으로 증가하는 것을 관찰할 수 있었다. 이 현상은 Fig. 2 의 각 변형률 속도별 진응력-소성변형률 선도에서 최대 소성 변형율이 0.12 이상 될 경우 변형률 속도에 관계없이 변형율이 증가하여도 응력이 거의 증가하지 않는 DP 780 강판의 진응력-소성변형률 상관 관계 때문으로 사료 된다. 충격헤드 직경과 충격에너지가 각각 20 mm

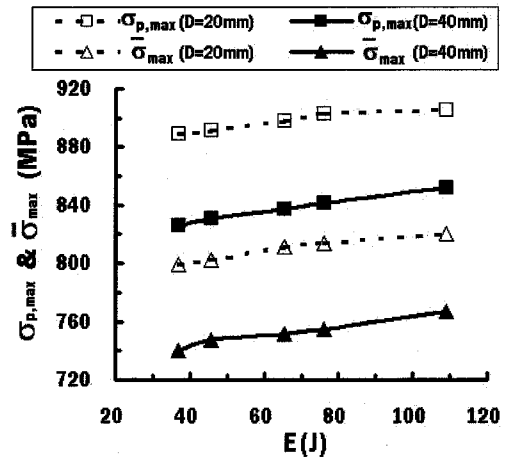


Fig. 10(a) Variation of the maximum principal stress and the maximum effective stress for different impact energies and nose diameters

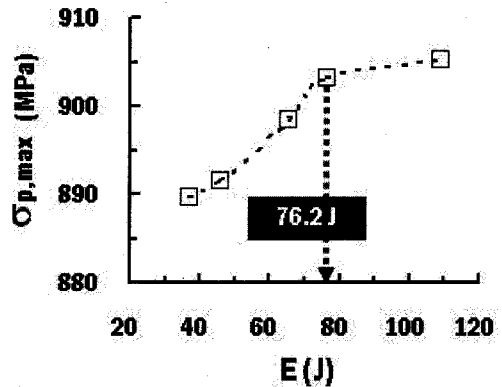


Fig. 10(b) Variation of the maximum principal stress for different impact energies (D = 20mm)

와 76.2 J 에 대한 최대 소성 변형률 예측한 결과 Fig. 12 와 같이 약 0.13 이었다.

Fig. 11 과 13 의 충격하중이 부가된 재료 내부의 주응력과 소성 변형률 분포를 고찰한 결과, 재료의 최대 주응력과 최대 변형률은 충격헤드와 시편의 접촉이 떨어지는 영역에서 발생하는 것을 알 수 있었다. 또한, 충격 헤드 직경이 감소할수록 최대 주응력 및 최대 변형률 발생 영역은 감소하고, 최대 주응력과 최대 변형률 크기는 증가하는 것을 알 수 있었다. 이 결과로부터 충격 헤드 직경이 감소할수록 좁은 영역에서 대변형이 집중되는 국부 변형 특성이 가속화됨을 알 수 있었다.

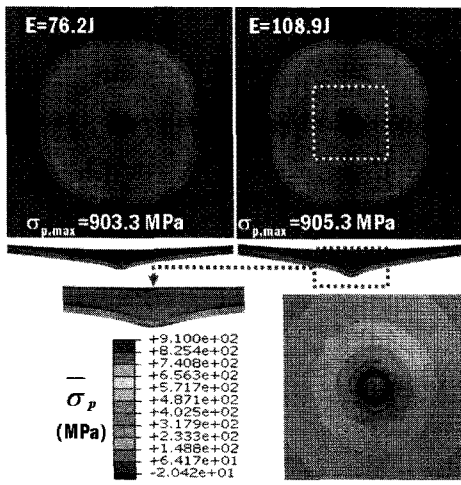


Fig. 11(a) Principal stress distributions (D = 20 mm)

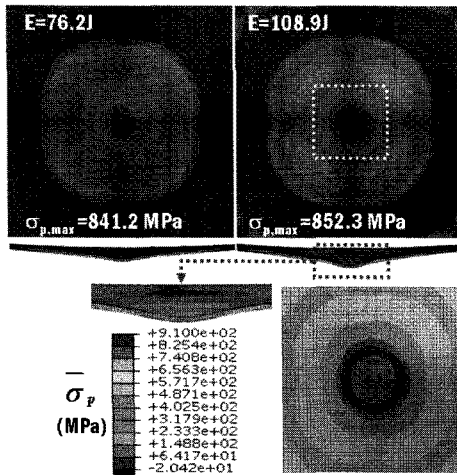


Fig. 11(b) Principal stress distributions (D = 40 mm)

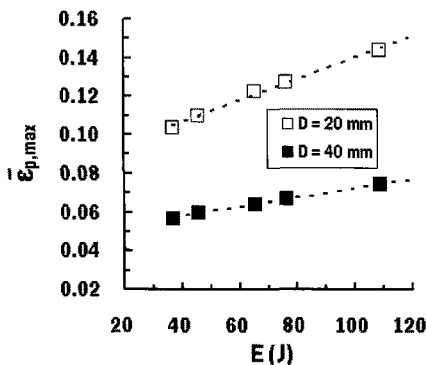


Fig. 12 Relationship between impact energy and the maximum plastic strain

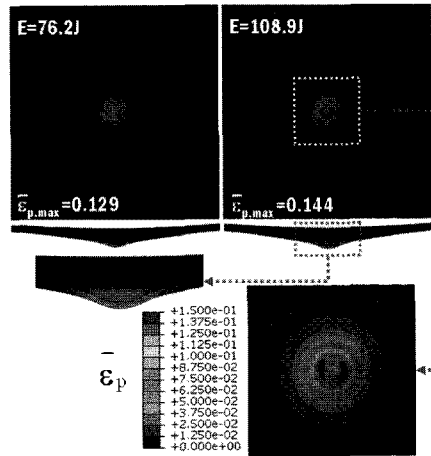


Fig. 13(a) Plastic strain distributions (D = 20 mm)

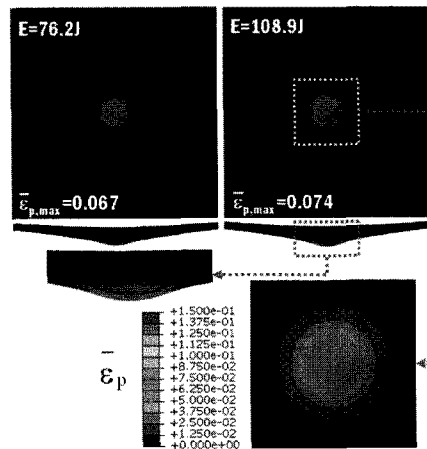


Fig. 13(b) Plastic strain distributions (D = 40 mm)

Fig. 12 와 같이 각 충격 에너지에 대하여 계산된 최대 소성 변형율을 선형 회귀 분석 (linear regression analysis) 하여 식 (7)과 같은 각 충격 헤드 직경별 충격에너지와 최대 소성 변형율의 상관 관계를 도출할 수 있었다. 식 (7)의 상수들은 최소 자승법 (least square method) 으로 산출하였으며, 그 결과는 Table 7 과 같았다.

$$\bar{\epsilon}_{p,max} = A_1 \times E + A_2 \quad (7)$$

Fig. 12 에서 충격헤드 직경이 20 mm 인 경우 최대 소성 변형율이 약 0.14 로 DP 780 강판의 불안정 현상 발생하는 소성 변형율에 가까워져 있는 것을 알 수 있었다. 그래서 식 (7)을 이용하여 재료의 불안정 현상이 발생하는 임계 충격 에너지

(E_c)를 Table 6 과 같이 예측하였다. DP 780 강판의 불안정 현상 발생 변형율은 Fig. 2 의 진응력-소성 변형을 선도에서 최대 변형율인 0.15 로 가정하였다. 예측 결과 충격 직경 20 mm 일 때, 1.7 mm 두께의 DP 780 강판은 충격 에너지 117.1 J에서 불안정 현상이 나타나며, 불안정 현상 발생부위는 충격헤드와 시편의 접촉이 떨어져 스트레칭 현상이 발생하는 영역임을 알 수 있었다.

Table 6 Coefficients of the linear regression equation and the estimated critical impact energy

D (mm)	$A_1 (\times 10^{-6} J^{-1})$	$A_2 (\times 10^{-6})$	E_c (J)
20	559.4	84,493.5	117.1
40	244.4	47,984.8	-

Fig. 14 와 15 는 충격헤드 직경과 충격에너지에 따른 DP 780 의 소성 소산 에너지 분포 및 최대 소성 소산 에너지 변화이다.

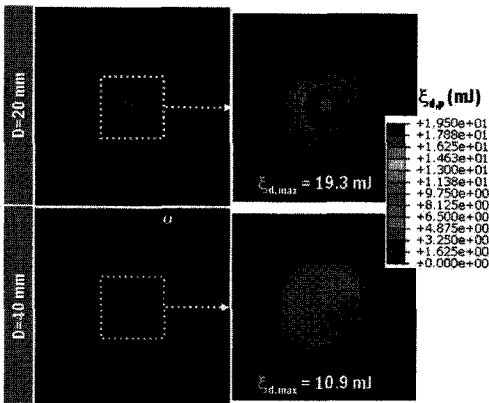


Fig. 14 Variation of the plastic dissipation energy distribution for different nose diameters of the impact head ($E = 108.9$ J, back face)

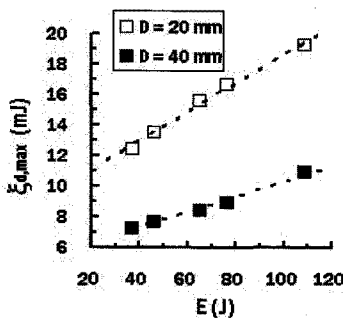


Fig. 15 Relationship between impact energy and the maximum plastic dissipation energy

Fig. 14 에서 충격헤드 직경이 감소할수록 재료의 소성 변형에 의하여 충격에너지가 소산되는 영역이 감소하고, 소성 소산 에너지의 크기가 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한, 큰 소성 소산에너지가 발생하는 영역은 Fig. 14 의 최대 소성 변형율이 발생하는 영역과 거의 유사함을 알 수 있었다. 충격에너지 증가에 따른 소성 소산에너지 발생 특성 변화를 고찰한 결과, 충격에너지가 증가할수록 충격헤드와 시편의 접촉이 떨어지는 영역에서의 소성 소산 에너지가 급격히 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한 충격에너지와 최대 소성 소산에너지의 상관관계를 회귀 분석한 결과 Fig. 15 와 같이 최대 소성 소산에너지는 충격에너지 증가에 따라 거의 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있었다. 이 선형 관계식과 Table 6 의 임계 충격에너지를 이용하여, 충격헤드 직경 20 mm 에 대한 최대 소성 소산에너지를 산출하였다. 그 결과 충격 헤드 직경 20 mm 에 대한 최대 소성 소산 에너지는 20.3 mJ 로 예측되었다.

Fig. 16 은 충격헤드 직경에 따른 DP 780 의 탄성 변형을 에너지 밀도 (elastic strain energy density) 분포 변화이다. Fig. 16 에서 충격헤드 직경이 증가할수록 재료의 탄성 변형을 에너지 발생 영역이 넓어짐을 알 수 있었다. 이 결과로부터 충격헤드 직경이 증가할수록 재료의 전체적인 탄성 회복량과 복원 에너지는 증가할 것으로 판단된다. 그러나 충격헤드 직경이 감소할수록 높은 탄성 변형을 에너지 밀도가 발생하는 영역은 감소하는 것을 알 수 있었다.

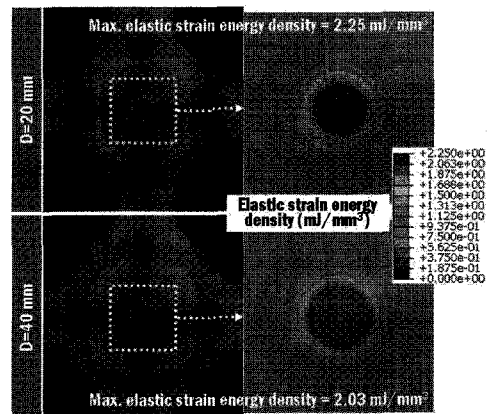


Fig. 16 Variation of the elastic strain energy density distribution for different nose diameters of the impact head ($E = 108.9$ J, back face)

4. 결론

본 연구에서는 DP 780 고강도 강판에 대한 자유 경계조건에서의 충격 특성을 3 차원 유한요소 해석으로 분석/고찰하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

첫째, DP 780 고강도 강판의 자유 경계조건에 대한 충격 해석용 3 차원 유한요소해석 모델을 취득하였으며, 유한요소해석 결과와 충격 시험 결과를 비교하여 유한요소해석 모델의 적절성을 확인하였다.

둘째, 유한요소해석 결과로부터 충격 에너지와 충격 헤드 직경이 DP789 강판의 하중-처짐 선도, 변형 거동, 충격에너지 흡수 및 소산 특성에 미치는 영향에 대하여 정량적으로 분석하였다. 그 결과 충격헤드 직경이 감소할수록 시편에 높은 충격 에너지 밀도가 부가되어 국부 변형의 급속한 증가와 접촉하중 증가를 발생시키는 것을 알 수 있었다. 또한 충격에너지가 증가하고 충격헤드 직경이 감소할수록 충격에너지 흡수율이 감소하는 것을 알 수 있었다.

셋째, 충격헤드 직경과 충격에너지에 따른 재료 내부 응력 분포, 소성변형을 분포, 소성 소산 에너지 분포 및 탄성 변형을 에너지 분포 변화를 고찰하였다. 그 결과 재료의 최대 응력/소성변형률/소성 소산에너지 발생부위는 충격헤드와 시편이 접촉이 떨어져 스트레칭 현상이 발생하는 영역임을 알 수 있었다. 또한, 충격에너지와 충격헤드 직경이 76.2 J 과 20 mm 일때 국부 대변형의 가속화가 시작되고, 충격 헤드 직경이 증가할수록 재료의 탄성 변형을 에너지 발생 영역이 넓어져 탄성 회복량이 증가하는 것을 알 수 있었다.

넷째, 충격에너지와 최대 소성변형을 상관관계와 최대 소성 소산에너지와 충격에너지 상관관계로부터 재료 불안정 현상이 나타나는 임계 충격 에너지와 이때의 최대 소성 소산에너지를 예측할 수 있었다. 충격 헤드 직경 20 mm 에 대한 임계 충격에너지와 최대 소성 소산에너지는 각각 117.1 J 과 20.3 mJ 이었다.

최종적으로 3 차원 유한요소해석을 통하여 DP 780 강판의 에너지 흡수특성과 변형, 응력, 에너지 분포 특성과 같은 내외적인 충격 거동이 예측 가능함을 알 수 있었다.

1. Schmidt, W. P., Dahlqvist, E., Finkbeiner, M., Krinke, S., Lazzari, S., Oschmann, D., Pichon, S. and Thiel, C., "Life Cycle Assessment of Lightweight and End-of-Life Scenarios for Generic Compact Class Passenger," *International Journal of Life Cycle Assessment*, Vol. 9, No. 6, pp. 405-416, 2004.
2. http://world.honda.com/CSR/pdf/2009/e_csr09_7.pdf
3. Kim, K. J., Sung, E., Finkbeiner, M., Krinke, S., Lazzari, S., Oschmann, C. W., Baik, Y. N., Lee, Y. H., Bae, D. S., Kim, K. H. and Won, S. T., "Hydroforming Simulation of High Strength Steel Cross-Members in an Automotive Rear Subframe," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Vol. 9, No. 3, pp. 55-58, 2008.
4. Ahn, D. G., Nam, G. H., Jung, C. G and Yang, D. Y., "Estimation of Young's and Shear Moduli of a Core in ISB Panel with Woven Metal as Inner Structures," *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, Vol. 26, No. 11, pp. 116-128, 2009.
5. Andersson, R., Schedin, E., Magnusson, C., Ocklund, J. and Persson, A., "The Applicability of Stainless Steel for Crash Absorbing Components," *SAE Transactions*, Vol. 111, No. 6, pp. 1918-1922, 2002.
6. <http://www.worldautosteel.org/>
7. Kim, S. J. and Chin, K. G., "Developments and Applications of High Strength Cold Rolled Steel Sheets for Automobiles," *Proceedings of the 5th Rolling Symposium*, pp. 45-52, 2004.
8. Mann, D., "On Materials for Lean Weight Vehicles," *Automotive Engineering*, Vol. 24, No. 3, pp. 44-56, 1998.
9. Bae, G., Huh, H., Song, J. and Kim, S., "Light-Weight Design with a Simplified Center-Pillar Model for Improved Crashworthiness," *Transaction of Korean Society of Automotive Engineering*, Vol. 14, No. 6, pp. 112-119, 2006.
10. Schneider, F. and Jones, N., "Impact of Thin-Walled High-Strength Steel Structural Sections," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, Vol. 218, No. 2, pp. 131-158, 2004.
11. Tarigopula, V., Langseth, M., Hopperstad, O. S. and Clausen, A. H., "Axial Crushing of Thin-Walled High-Strength Steel Sections," *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 32, No. 5, pp. 847-882,

참고문헌

2006.

12. Lach, E., Anderson, C., Schirm, V. and Koerber, G., "Hypervelocity Impact into a High Strength and Ductile Steel Alloy," *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 35, No. 12, pp. 1625-1630, 2008.
13. Fyllingen, Ø., Hopperstad, O. S. and Langseth, M., "Robustness Study on the Behaviour of Top-Hat Thin-Walled High-Strength Steel Sections Subjected to Axial Crushing," *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 36, No. 1, pp. 12-24, 2009.
14. Tai, Y. S., Huang, M. Y. and Hu, H. T., "Axial Compression and Energy Absorption Characteristics of High-Strength Thin-Walled Cylinders under Impact Load," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 53, No. 1, pp. 1-8, 2010.
15. El Sayed, T., Mock, W. Jr., Mota, A., Fraternali, F., and Ortiz, M., "Computational Assessment of Ballistic Impact on a High Strength Structural Steel/Polyurea Composite Plate," *Computational Mechanics*, Vol. 43, No. 4, pp. 525-534, 2009.
16. Brøvik, T., Dey, S. and Clausen, A. H., "Perforation Resistance of Five Different High-Strength Steel Plates Subjected to Small-Arms Projectiles," *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 36, No. 7, pp. 948-964, 2009.
17. Lim, J. H., Kim, K. P. and Huh, H., "Side Impact Analysis of an Auto-body with 60TRIP Steel for Side Member," *Transactions of the Korean Society of Automotive Engineers*, Vol. 11, No. 2, pp. 164-171, 2003.
18. http://en.wikipedia.org/wiki/Neo-Hookean_solid