

## 연속체요소 및 손상이론을 이용한 고강도강 차량부품의 변형기구와 파단 예측

곽종환<sup>1</sup> · 윤석주<sup>2</sup> · 김세호<sup>#</sup> · 박종규<sup>3</sup> · 한홍근<sup>3</sup>

### Prediction of Deformation Mechanism and Fracture for an Auto-Part with Advanced High Strength Steel using Solid Element and Damage Theory

J. H. Kwak, S. J. Yoon, S. H. Kim, J. K. Park, H. G. Han

(Received June 21, 2017 / Revised September 5, 2017 / Accepted September 6, 2017)

#### Abstract

In this paper, finite element stamping analysis was carried out for the front lower arm to examine the applicability of solid element with damage theory to predict shear fracture phenomena induced by sheared edge as well as deformation mechanisms. Mechanical properties related to deformation and damage theory were determined from tensile test. Shear fracture was predicted by normalized Cockcroft-Latham model with initial imposition of the damage value along the sheared edge. Simulation results illustrated that the analysis with solid element and damage theory predicted edge profile, strain distribution, and forming load more accurately than the analysis with shell element. Simulation with solid element can also predict the shear fracture more exactly comparing to analysis with shell element and forming limit curve.

**Key Words** : Solid Element, Damage Theory, Shear Fracture, Advanced High Strength Steel (AHSS)

## 1. 서 론

자동차용 새시(chassis) 부품의 경량화를 위하여 열연 고강도강판 적용이 지속적으로 증가하고 있다. 새시 부품을 생산하기 위한 소재로 차체부품 보다 상대적으로 두꺼운 열연강판이 주로 활용되고 있으며 성형공정 중 금형과의 과도접촉에 의한 아이어닝 현상 및 과도한 하중발생 등을 예측하여야 적절한 공정설계가 가능하다. 또한, 차체부품과 상이하계 성형공정 중 전단파단(shear fracture) 현상이 가장 중요한 불량으로 개선이 필요하다[1].

성형공정 상의 불량을 예측하기 위한 방법으로

유한요소법을 활용한 전산해석이 일반적으로 활용되고 있다. 자동차 차체 부품을 생산하기 위한 판재 성형공정의 해석에 소요되는 시간을 줄이고 적절한 결과를 얻기 위하여 일반적으로 쉘요소(shell element)를 활용하고 있다. 또한, 해석에서 파단을 예측하기 위하여 요소 단위로 주변형률의 분포를 계산하고 재료 시험이나 경험식에서 얻은 성형한계도(forming limit diagram)를 이용하여 적절한 결과를 도출하고 있다. 그러나, 새시 부품의 경우 소재가 두꺼워 두께방향의 변형을 무시할 수 없으며, 금형과의 접촉에서 발생하는 소재변형 및 아이어닝 현상에 의한 블랭크 유입 등의 기본적인 변형기구를 예측하는데

1. 오토폼 엔지니어링 코리아

2. ㈜아산 기술연구소

3. ㈜화신

# Corresponding Author : School of Mechanical Engineering, Daegu University, E-mail: mvksh@daegu.ac.kr

한계를 보이고 있다. 이의 해결을 위하여 연속체 요소(solid element)를 적용하는 시도가 계속되고 있다[2, 3]. 그러나, 연속체 요소의 경우 과도한 계산시간의 문제로 제한적으로 활용되고 있는 실정이며 현시점에서 양산부품의 성형해석에 적용하기는 무리인 것으로 판단된다.

새시부품의 경우 타 부품과 결합하기 위한 버링(burring) 공정 등 신장플랜지(stretch flange) 모드가 지배적인 변형이 많다. 신장플랜징 공정 중에서 발생하는 전단파단은 블랭킹 및 피어싱 등 전단공정에서 발생한 절단면(sheared edge)에 누적된 손상으로부터 생긴 크랙이 판재 두께방향으로 전파하며 발생하게 된다. 전단파단은 박판성형공정에서 일반적으로 발생하는 연성파단(ductile fracture)과는 변형기구가 달라 쉘요소와 성형한계도를 이용한 파단예측이 어렵다. 이에 대한 대안으로 체적성형공정의 해석과 유사하게 손상의 개념을 적용한 파괴 예측이론(damage theory)[4]을 이용하여 파단을 예측하는 시도가 계속되고 있다.

본 논문에서는 연속체 요소를 활용한 해석기법을 양산 새시부품에 적용하기 위한 초기 연구를 실시하였다. 프론트 로워암의 성형해석 시 연속체 요소를 적용하여 변형기구의 예측 정확도를 쉘요소의 결과와 비교하였다. 연속체 요소와 손상이론을 적용한 결과와 쉘요소와 성형한계도를 이용한 결과의 파단 예측 정확도를 비교하였다. 변형기구와 파단예측 정확도 및 해석시간의 비교를 통하여 양산 공정에 활용 가능 여부를 파악하였다.

## 2. 성형해석 조건

### 2.1 대상 부품

본 논문의 대상부품은 단판형 프론트 로워암(front lower arm)으로 제품의 형상과 치수를 Fig. 1에 도시하였다. 제작에 사용되는 소재는 고강도 열연 강판인 SPFH780 소재이며 두께는 4.2mm이다. 대상부품은 폼(form) 공정 2회, 캠커팅, 피어싱, 리스트라이킹, 플랜징, 버링 등이 복합된 총 7단계의 프레스 성형 공정으로 제작된다.

### 2.2 기계적 물성 및 손상계수 도출

블랭크 소재의 기계적 물성을 얻기 위하여 인장시험을 수행하였다. 소재의 변형을 정밀하게 측정할

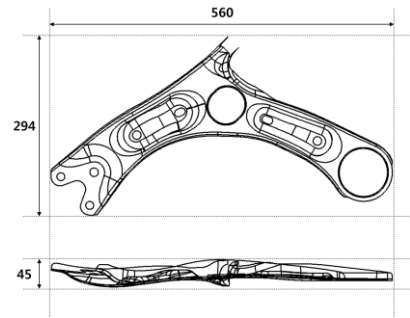


Fig. 1 Shape and dimension of the target part



Fig. 2 Schematic view of the equipment for the tensile test

Table 1 Mechanical properties of SPFH780

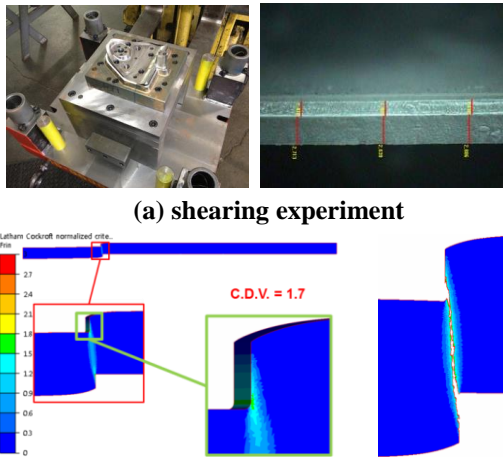
YS(MPa)	742.02	$e_f$	0.189
$r_0$	0.53	K(MPa)	1167.94
$r_{45}$	1.33	$\epsilon_0$	0.0445
$r_{90}$	0.73	$n$	0.147

수 있도록 ARAMIS 장비[5]를 이용하여 시편의 변형률을 측정하였다. 시험에 사용된 장비와 도출된 기본 물성을 Fig. 2와 Table 1에 각각 도시하였다.

본 논문에서는 해석에서 각 요소의 파단여부를 결정하기 위하여 식(1)과 같이 표현되는 Normalized Cockcroft-Latham 모델[6]을 이용하였다. 여기서  $\bar{\sigma}$ ,  $\sigma_{\max}$ ,  $\bar{\epsilon}_f$ , C.D.V.는 각각 유효응력, 최대 주응력, 파단 시의 유효변형률과 임계손상계수(critical damage value)를 나타낸다.

$$\frac{1}{C_1} \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} = C.D.V. \quad (1)$$

임계손상계수는 전단시험의 유한요소해석을 수행하고 시험과 해석의 상관법(correlation method)을 이용하여 1.7의 값을 도출하였다. 인장시험에서 구한



**Fig. 3 Procedure of obtaining the critical damage value (C.D.V.) with the correlation method**

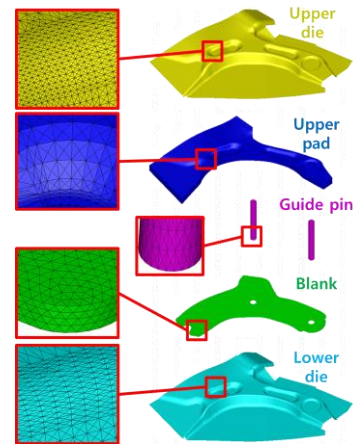
물성값을 입력하고 임계손상계수를 변화시켜 가며 해석을 수행하여 Fig. 3에 도시한 바와 같이 전단시험에서 발생한 눌림면, 전단면, 파단면 등의 절단면 구성요소의 길이가 일치되도록 하는 계수를 구하여 임계손상계수로 활용하였다[7].

### 2.3 성형해석 조건

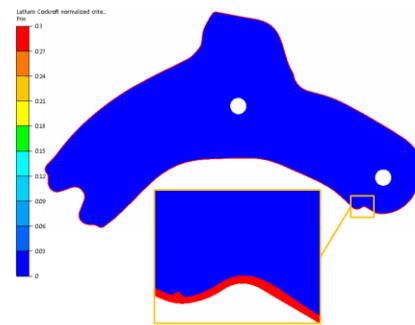
대상부품은 총 7단계의 성형공정을 거치며 다양한 변형 및 접촉현상에 의한 복잡한 변형기구가 발생하여 정확한 성형해석이 매우 어렵다. 또한, 전단면에 발생한 손상에서 발생한 크랙이 신장 플랜징 모드 등의 과도한 국부변형에 의하여 전단파단으로 연결될 확률이 높아 불량률의 예측이 매우 어렵다.

본 논문에서는 연속체 요소와 손상이론을 활용한 해석을 수행하고 쉘요소를 활용한 해석의 변형기구 및 파단의 예측 정확도와 비교하였다. 연속체 요소 및 쉘요소를 활용한 성형해석은 각각 FORGE NxT 1.0[8]과 PAM-STAMP[9]를 활용하였다. 비선형 방정식의 해를 구하기 위한 시간적분법은 연속체 요소를 활용한 해석에서 정적 음해법(static implicit)을 사용하였으며, 쉘요소를 활용한 해석에서는 동적 양해법(dynamic explicit)을 사용하였다.

Fig. 4에 제1공정인 폼(form)공정의 해석에 필요한 금형과 블랭크의 형상을 도시하였다. 제1공정은 블랭크 상하면을 굽힘으로 성형하는 공정이다. 연속체 요소를 이용한 성형해석에서 블랭크는 사면체 선형요소(tetrahedral linear element)로 이루어진 3 차원 요



**Fig. 4 Finite element model for the forming analysis of the lower arm**



**Fig. 5 Imposition of the initial damage value along the sheared edge**

소를 사용해 모델링하였다. 판재 두께방향 세분화로 인해 계산시간이 과도하게 증가하는 것을 방지하기 위하여 두께방향 요소분할은 4층으로 설정하였다. 쉘요소의 경우 사각 요소를 사용하였다. 격자분할(refinement) 과정에서 발생할 수 있는 응력 및 변형률의 변화를 방지하기 위해 해당 기능을 사용하지 않았다. 계산시간의 효율을 고려하여 공정 중 트리밍, 피어싱, 커팅 등의 전단공정은 요소 제거 기능을 사용하였다. 블랭크 소재의 항복함수는 평면이방성을 고려한 Hill의 1948 항복이론[10]을 사용하였다. 본 논문에서 예측하고자 하는 주요 변형기구는 블랭크의 변형 및 파단이므로 등방경화(isotropic hardening) 조건으로 가정하였다. 블랭크 소재와 금형 사이의 쿨롱 마찰계수는 0.12를 부과하였다.

연속체 요소를 활용하여 전단파단을 정확하게 모사하기 위해서는 블랭킹 및 피어싱 공정의 전단해석을 모두 수행하고 요소에 발생한 손상계수를 이

용하여 이후 단계의 성형해석을 수행하여야 한다. 이 경우 요소의 조밀화로 인하여 해석시간이 급증하므로 실제적인 적용이 매우 어렵다. 본 논문에서는 Fig. 5에 도시한 바와 같이 외곽선 및 구멍부에 0.3의 초기 손상계수를 균일하게 부과하였다. 요소의 손상값이 임계 손상계수 보다 커지게 되면 파단이 발생한 것으로 간주하여 해당요소를 삭제하였다. 두께방향으로 크랙이 전파되어 제거된 요소를 육안으로 판단하여 파단을 예측하였다. 반면 셸요소를 사용한 경우 손상이론을 적용하더라도 크랙의 두께방향 전파를 예측할 수 없기 때문에 손상계수를 부과하지 않고 성형한계도 상의 주변형률 분포가 주어진 임계곡선 보다 커지면 파단으로 판단하였다.

이상의 조건을 활용하여 연속체 요소와 셸요소를 활용한 해석을 실시하고 변형기구 및 전단파단 발생을 예측하고 비교하였다.

### 3. 사용 요소에 따른 성형결과 예측 비교

#### 3.1 변형기구 비교

제2장의 해석조건을 바탕으로 성형해석을 수행하였으며, 그 결과로부터 얻어진 블랭크 형상을 Fig. 6에 도시하였다. 연속체 요소를 사용한 결과 및 셸요소를 사용한 결과가 거의 유사함을 확인할 수 있다. 최종 제품의 변형정도를 비교하기 위하여 Fig. 7과 같이 총 6개소의 플랜지 길이를 측정하였으며, 두가지 해석결과와 시험결과를 Fig. 8에 비교하였다. 그래프에서 알 수 있듯이 연속체 요소를 사용한 경우 최대 10% 미만의 오차로 시험과 유사한 결과를 보

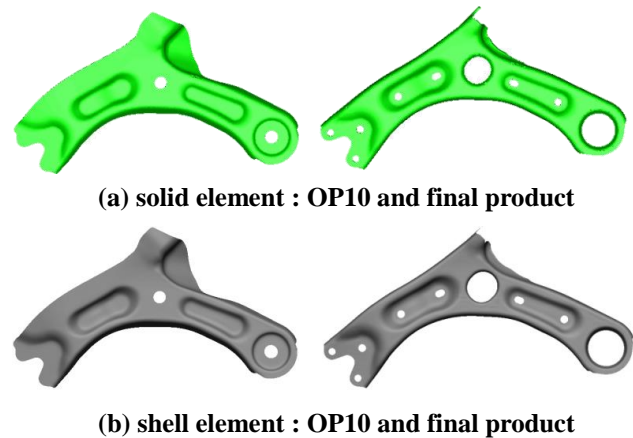


Fig. 6 Comparison of the blank shapes in each stage according to the element types

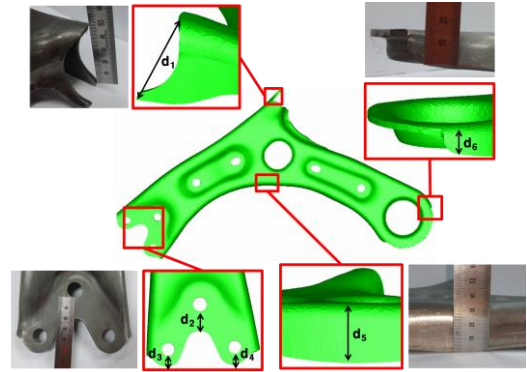


Fig. 7 Measurement points of the flange height

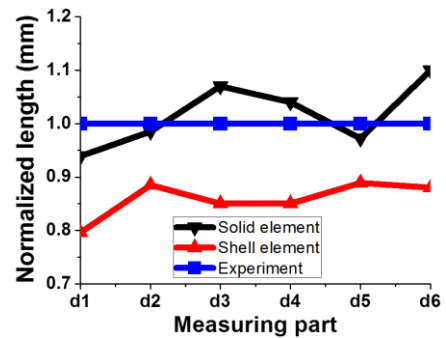


Fig. 8 Comparison of the flange height according to the element types

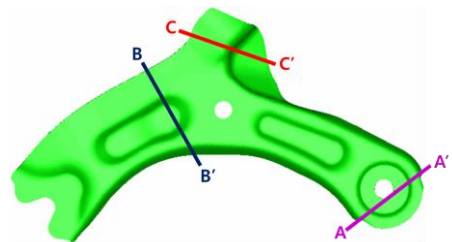


Fig. 9 Measurement sections for the thickness distribution of the blank

이는 반면 셸요소의 경우 최대 20% 정도 과소예측하고 있다. 셸요소를 적용한 경우 접촉처리 시 금형의 간극(clearance)을 고려하지 못하여 아이어닝(ironing) 효과를 표현할 수 없다. 이로 인하여 변형 중 두께가 증가하는 것을 방지하지 못하고 연속체 요소에 비하여 플랜지 길이가 짧게 예측된다. 공정 설계 시 해석을 이용하여 블랭크 형상을 예측하기 위해서는 셸요소보다는 연속체 요소를 활용하는 것이 더 정확한 결과를 보임을 확인할 수 있었다.

사용한 요소에 따른 변형기구의 예측 정확도를 검증하기 위하여 제1공정 이후 주요 단면에서의 두

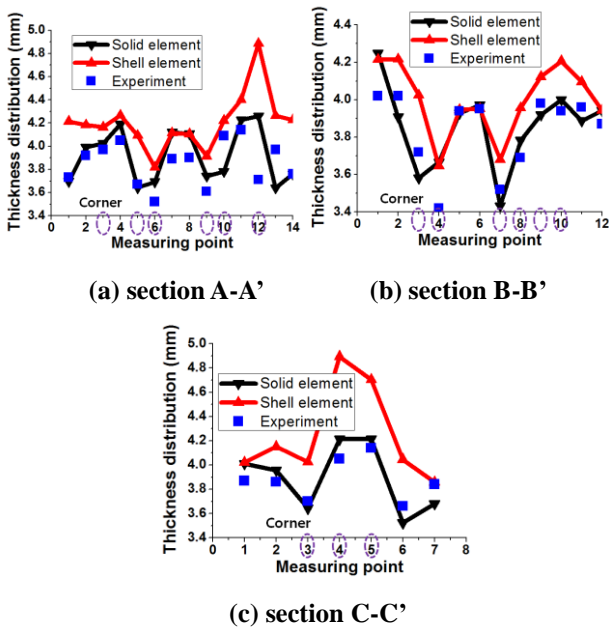


Fig.10 Comparison of the thickness distribution between the analysis and the experiment according to the element types

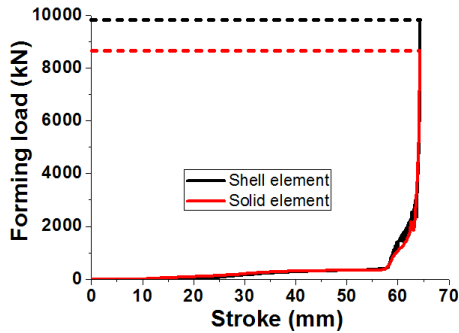
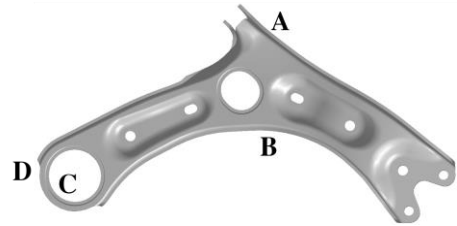
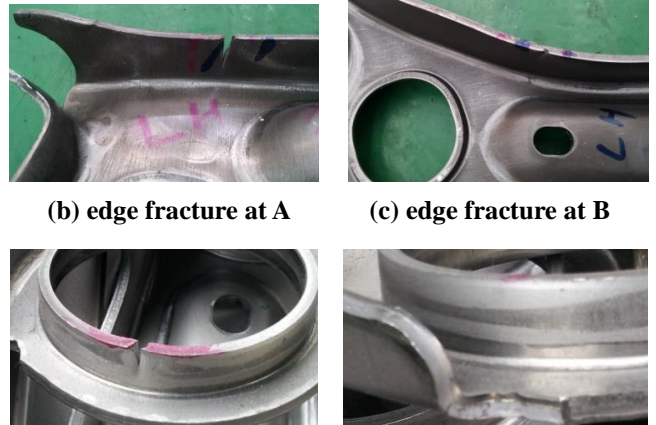


Fig.11 Comparison of the forming load according to the element types

께 예측 결과를 비교하였다. Fig. 9에 도시한 3개의 단면에서 두께를 측정하고 비교하였다. Fig. 10에 도시한 바와 같이 평면부의 경우 각 단면에서 값의 차이가 크지 않으며 최대 오차는 단면 A-A'의 약 0.3mm로 나타났다. 반면 곡률부에서는 단면 C-C'의 결과에서 알 수 있듯이 셸요소를 이용한 경우 주로 플랜지부에서 최대 1mm 정도 과대평가하고 있으나, 연속체 요소를 사용한 경우에는 최대 0.2mm 정도의 오차를 보였다. 셸요소를 사용한 경우에 펀치-블랭크-다이 사이의 접촉처리에서 요소의 두께를 정확하



(a) location of fracture



(b) edge fracture at A (c) edge fracture at B (d) burring fracture at C (e) edge fracture at D

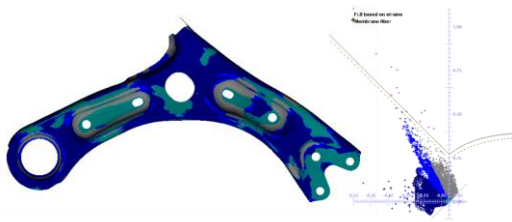
Fig.12 Typical fracture phenomena during the forming process of the front lower arm

게 고려하지 못하였기 때문에 플랜지부에서 두께가 증가하는 현상을 막을 수 없었다. 반면 연속체 요소를 사용한 경우 성형과정 중에 변화하는 블랭크 두께를 정확하게 고려하여 접촉처리가 가능하므로 정확한 두께변화의 고려가 가능하다.

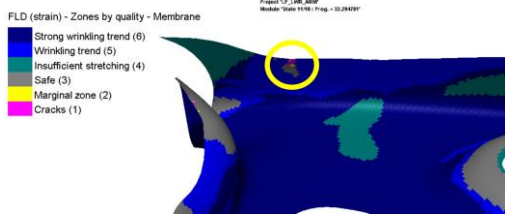
전반적인 변형을 판단하기 위하여 성형과정 중의 펀치하중을 Fig. 11에 비교하였다. 두 요소가 모두 비슷한 하중을 보이고 있다. 그러나, 하사점 부근에서 셸요소의 경우 양방향 접촉(double contact)을 적절하게 모사하기 어려워 연속체 요소에 비하여 15% 정도 높게 예측하였다.

### 3.2 전단파단 예측 정밀도 비교

요소 특성에 따른 전단파단 예측 정밀도를 비교하기 위해 Fig. 12에 제품 성형 중 발생한 전단파단 관련 불량 위치와 형태를 종합하여 도시하였다. 블랭킹된 외곽선에서부터 크랙이 전파된 3개 지점과 버링 파단이 발생한 1개 지점이 주요 불량 위치였다. 이는 전단공정에서 발생한 크랙이 버링 등의 신장 플랜지 모드의 변형을 받아 전파되어 발생한 전단파단의 대표적인 사례이다.



(a) distribution of the principal strain on FLD

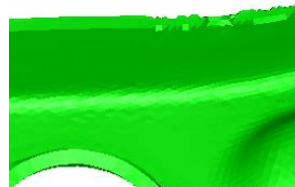


(b) fracture at A

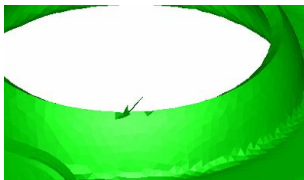
**Fig.13 Prediction of the fracture in the front lower arm with the shell element and the forming limit diagram**



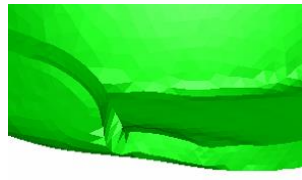
(a) edge fracture at A



(b) edge fracture at B



(c) burring fracture at C



(d) edge fracture at D

**Fig.14 Prediction of the shear fracture in the front lower arm by the damage theory with the solid element**

셸요소 및 성형한계도를 이용한 파단예측 결과를 Fig. 13 에 도시하였다. 파단 예측부위는 A 부 외측 플랜지 한 곳이었다. 셸요소를 활용한 경우 주변형을 분포를 계산하여 파단을 예측하므로 평면방향의 과도변형에 의한 두께의 국부감소에 의한 네킹파단만을 예측하게 되어 전단파단을 적절히 예측할 수 없었다. 연속체 요소를 활용한 해석결과에서는 Fig. 14 에 도시한 바와 같이 시험에서 파단이 발생하는 모든 영역에서 파단을 예측하였다. 연속체 요소의

경우 초기 손상값에 의하여 발생하는 크랙이 신장 플랜지 모드의 변형에 의하여 취약부에서 두께방향으로 전파되는 과정을 육안으로 판단하였기 때문에 실제의 변형모드 및 파단 전파과정을 정확하게 예측한 것으로 판단된다.

연속체 요소의 활용 시 가장 큰 문제인 해석시간을 검토하였다. 셸요소의 경우 전체 7 공정의 해석을 위하여 6.5 시간이 소요된 반면, 연속체 요소의 경우 약 14 배 정도인 90 시간이 필요하였다. 추후 양산공정의 적용을 위해서는 해석시간의 최적화가 필요함을 확인할 수 있었다.

#### 4. 결론

본 논문에서는 복잡한 변형과 접촉 및 전단파단이 발생하는 고강도 열연강판을 이용한 새시부품 성형공정해석에 연속체 요소를 적용하기 위한 기초 연구를 수행하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 차량 프론트 로워암 성형해석을 위하여 인장 시험을 통한 기계적 물성값 및 손상이론에 사용되는 임계손상계수를 구하였다. 이를 바탕으로 기존의 셸요소 및 연속체 요소를 사용하는 성형해석을 수행하였다.

(2) 연속체 요소를 활용한 결과 셸요소를 사용한 경우에 비하여 플랜지 길이, 두께변형을 분포, 성형하중 등의 변형기구의 예측 정확도가 크게 향상된 것을 확인하였다. 이는 두께방향 응력의 고려, 양방향 접촉처리의 정확성에 의한 것으로 판단된다.

(3) 연속체 요소를 적용한 경우 블랭킹, 피어싱 등의 전단면에 초기 손상계수를 부과하고 성형해석을 수행하였으며, 크랙의 전파를 육안으로 확인하여 전단파단을 예측하였다. 기존의 성형한계도를 활용한 예측방법보다 정확하게 파단을 예측하였다.

(4) 연속체 요소를 사용한 경우 셸요소보다 해석시간이 약 14배 증가하여 복잡한 양산부품의 성형해석을 위해서는 해석시간을 감소시키는 기법이 추가적으로 필요함을 확인하였다.

#### REFERENCES

[1] B. C. Park, K. U. Bae, S. M. Gu, S. H. Jang, S. H. Hong, Y. S. Kim, 2010, A Study of Automobile Product Design using Hole Expansion Testing of High

- Strength Steels, Trans. Mater. Process., Vol. 19, No. 6, pp. 337~343.
- [2] D. W. Lee, D. Y. Yang, 1997, Consideration of Geometric Nonlinearity in Rigid-Plastic Finite Element Formulation of Continuum Elements for Large Deformation, Int. J. Mech. Sci., Vol. 39, No. 12, pp. 1423~1440.
- [3] L. F. Menezes, C. Teodosiu, 2000, Three Dimensional Numerical Simulation of The Deep Drawing Process Using Solid Finite Elements, J. Mater. Process. Technol., Vol. 97, No. 1, pp. 100~106.
- [4] F. A. McClintock, S. M. Kaplan, C. A. Berg, 1966, Ductile Fracture by Hole Growth in Shear Bands, Int. J. Fracture, Vol. 2, No. 4, pp. 614~627.
- [5] GOM mbH, 2011, ARAMIS v6.3.0, User's Manual.
- [6] M. G. Cockroft, D. J. Latham, 1968, Ductility and Workability of Metals, J. Inst. Met., Vol. 96, pp. 33~39.
- [7] J. H. Kwak, 2015, Prediction of the Shear Fracture and Parameter Study for an Auto-Part with AHSS using the Finite Element Forming Analysis considering Sheared Edge, M. S. Thesis, Daegu University, Gyeongbuk, Korea.
- [8] Transvalor, 2011, FORGE NxT 1.0, Users' Manual.
- [9] ESI Group, 2012, PAM-STAMP<sup>TM</sup>, User's Manual.
- [10] R. Hill, 1948, A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, Proc. R. Soc. London, Ser. A, Vol. 193, No. 1033, pp. 281~297.