

판재성형 정적해석에서 유한요소의 영향에 대한 비교연구

윤용석* · 박종진**

(1999년 4월 16일 접수)

A Comparative Study on Effect of Finite Element in Static Analysis of Sheet Metal Forming

Y.S. Yoon and J.J. Park

Abstract

A series of parametric study was performed for the investigation on the influence of analysis parameters to the solution behavior in the elastic-plastic-static analysis of several sheet metal forming processes, such as deflection by a point force under plane strain and axisymmetric conditions, plane strain bending by a punch, axisymmetric stretching by a punch, axisymmetric bulging by hydraulic pressure, and axisymmetric deep drawing by a punch. The parameters considered are kind of element, number of elements, integration scheme for elemental equation and friction coefficient. Results obtained for different selections of those parameters were compared with each other, experimental measurements and analytical solutions.

Key Words : Sheet Metal Forming, Finite Element Method, Static Analysis, Analysis Parameters

1. 서론

판재성형에서 사용된 금형과 공정조건이 적합하지 않으면 성형된 부품이 주름, 균열, 부정확한 치수 등의 결함을 갖게 된다. 일반적으로 금형과 공정조건은 경험이 많은 성형전문가에 의하여 몇 번에 걸친 시행착오를 거쳐 완성된다. 최근에는 이러한 시행착오를 최소화하기 위하여 유한요소해석 기술을 많이 응용하고 있다. 일반적으로 판재변형 유한해석에 대한 이론은 판재재료에 대

한 가정, 가속도항의 고려여부, 시간적분 방법, 유한요소 선택, 수치적분 방법 등에 따라 다르게 구분할 수 있다. 재료에 대한 가정은 탄성변형의 고려여부에 따라 강소성과 탄소성으로 구분되며,^(1,2) 이방성의 고려여부에 따라 등방성과 이방성으로 구분되며,^(3,4) 또한 사용된 항복조건에 따라 구분된다.⁽⁵⁾ 가속도 항의 고려여부에 따라 동적과 정적으로, 시간적분 방법에 따라 내연적과 외연적 해석으로 구분된다.⁽⁶⁾ 요소선택은 박막, 쉘, 연속체 등으로 구분되며 수치적분은 정규적분과 감차적분으로 구분된다

* ATES 연구원

** 홍익대학교 기계공학과

(7,8) 따라서 사용된 이론에 따라 유한요소해석 결과는 다르게 나타나며 현재에도 최선의 이론을 개발하기 위하여 많은 연구가 진행되고 있다. 최근에는 판재성형의 주요 특징인 탄성회복의 중요성이 부각됨에 따라 많은 연구가 탄소성 정적해석과 탄소성 동적해석의 두 방향으로 연구가 진행되고 있다.

위와 같은 이론적인 연구에 반하여 산업체에서는 현재 까지 개발된 해석기법을 최선의 방법으로 현장문제에 적용하고자 하고 있다⁽⁹⁾. 이를 위해서는 해석기술자들이 해석시 선택하여야 할 여러 해석인자들이 해에 미치는 영향을 잘 이해하여야 할 필요가 있다. 이를 위하여 본 연구에서는 탄성회복에 대한 해석이 상대적으로 우수하다고 알려져 있는 탄소성 정적해석 기법을 사용하여 요소 종류, 요소 수, 수치적분 방법, 마찰계수 등의 해석인자가 해에 미치는 영향을 비교하고 분석하였다. 이를 위하여 상용 ABAQUS 탄소성 정적해석 프로그램⁽¹⁰⁾을 사용하였으며, 접촉문제가 없는 집중하중의 경우에서부터 시작하여 비교적 복잡한 변형인 축대칭 디이프 드로잉까지를 대상으로 하였다.

본 연구에서 수행한 연구내용은 다음과 같이 요약된다. 첫째, 평면변형을 조건과 축대칭 조건하에서 판재 중심부에 집중하중을 가하여 발생하는 처짐을 해석하고 이론치⁽¹¹⁾와 비교하였다. 둘째, 평면변형을 조건하에서 중심부에서 펀치에 의한 굽힘을 해석하고 문헌의 실험결과⁽¹²⁾와 비교하였다. 셋째, 축대칭 조건하에서 펀치에 의한 스트레칭을 해석하고 문헌의 실험결과⁽¹³⁾와 비교하였다. 넷째, 축대칭 유압 벌지 성형을 해석하고 문헌의 해석결과⁽¹⁴⁾와 비교하였다. 그리고 다섯째, 축대칭 디이프 드로잉을 해석하고 문헌의 해석결과 및 실험결과⁽¹⁵⁾와 비교하였다.

2. 집중하중에 의한 굽힘 해석

2.1 평면변형을 조건

Fig.1에 도시되어 있듯이 판재의 양단은 고정되어 있고 중심부에 단위 폭 당 집중하중이 가하여 진다. 판재 폭은 매우 커서 평면변형을 조건이 만족된다고 가정하였다. 판재는 A-K 강이며, 두께 $t=1.5\text{mm}$, 길이 $L=200\text{mm}$, 탄성계수 $E=211\text{GPa}$, 포아송 비=0.3이다. 판재의 항복강도는 91.3MPa 이고 유동응력식은 $\sigma = 513 \epsilon^{0.223}(\text{MPa})$ 이다. 이러한 변형은 판재중심에 대하여 좌우대칭이므로 판재의 오른쪽 반만을 해석에 사용하였다. 판재에 각각 탄성변형과 탄소성변형이 발생하는 경우를 고려하기 위

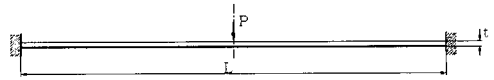


Fig. 1 Model of bending analysis by concentrated load(plane strain condition)

하여 두 가지 집중하중을 적용하였다. 즉, 탄성해석에서는 $P=1.2\text{N/mm}$, 탄소성해석에서는 $P=200\text{N/mm}$ 를 적용하였다.

우선 탄성변형 해석결과를 비교하기 위하여 다음과 같은 집중하중에 의한 양단지지 보 중앙부의 처짐량을 나타내는 근사식⁽¹¹⁾을 이용하였다.

$$y_{\max} = \frac{Pl^3}{192EI} \quad (1)$$

여기서 P 는 하중, l 은 길이, E 는 탄성계수, 그리고 I 는 단면 2차 모멘트를 의미한다. 해석에 사용된 요소 및 요소망 구성은 Table 1에 나타내었다. 이 표에서 l, t, w 는 각각 길이방향, 두께방향, 폭방향으로 배치된 요소의 수를 의미한다. 여러 요소중 4절점 요소에서는 정규적분과 감차적분의 경우를 고려하였다.

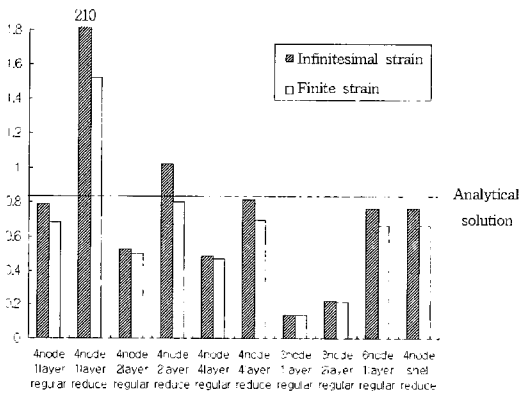
Fig.2a에 탄성변형 시 판재 중심부의 처짐량에 대한 해석결과를 위의 근사식으로 구한 이론치 0.85mm 와 비교하였다. 우선 동일한 조건하에서 대변형률(finite strain)의 경우와 미소변형률(infinitesimal strain)의 경우를 비교하였다. 전자의 경우가 비선형 변형을 고려하였기 때문에 더 정확하게 계산하였으나 계산시간에 비하여 차이가 미미하게 나타났다. 여러 요소 중 3절점-삼각형 요소의 경우에는 요소의 과대강성 현상으로 인하여 처짐량이 매우 작게 나타났으며, 두께 방향으로 요소 수를 두 배로 증가시켜도 결과가 크게 향상되지 않았다. 4절점-사변형-1요소층-정규적분의 경우도 과대강성 현상으로 처짐량이 작게 나타났으며, 두께방향으로의 요소 수를 증가시킬수록 결과는 더욱 나빠졌다. 4절점-사변형-1요소층-감차적분의 경우는 과대한 처짐량을 보이고 있는데, 이는 비선형 변형이 클수록 인공강성(artificial stiffness)방법에 의한 무에너지 변형모드(hourglass mode) 제어의 효과가 작아지기 때문이다⁽¹⁰⁾. 하지만 두께 방향으로의 요소 수가 증가할수록 이론치에 접근하고 있음을 볼 수 있다. 따라서 4절점-사변형-4요소층-감차적분, 6절점-삼각형, 4절점-웰 요소가 비교적 우수한 결과를 나타내었다.

Fig.2b에 탄소성변형시 판재 중심부의 처짐량 (w_{\max})과 하중제거 후 탄성회복된 처짐량 (w'_{\max})을 비교하였

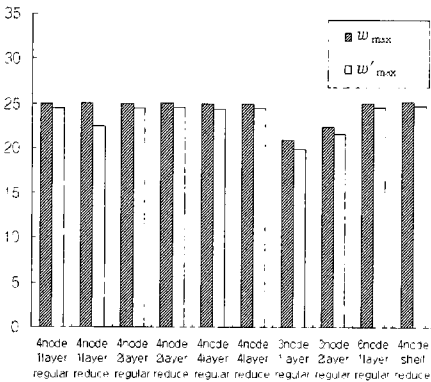
다. 사용된 요소와 요소망 구성은 Table 1과 동일하다. 3절점-삼각형 요소를 제외하고는 치짐량은 약 25mm로써 서로 유사하게 나타났다. 이 역시 과대강성에 기인하기 때문이다. 4절점-사변형-1요소층-감차적분의 경우에는 탄성회복량이 다른 경우에 비하여 크게 나타났다. 이외의 다른 경우에는는 두께 방향으로의 요소 수의 증가에도 해석결과에는 별 차이가 나타나지 않았다. 판재성형에는 탄소성변형과 탄성변형이 복합적으로 나타나므로 위의 결과로부터 4절점-사변형-4요소층-감차적분, 6절점-삼각형, 그리고 4절점-셸 요소 등이 보다 타당한 선택임을 알 수 있다.

Table 1 Selections of mesh, element and integration scheme

$l \times t \times w$	Element	Integration
50 × 1(2,4) × 1	4-node bilinear quadrilateral	regular
50 × 1(2,4) × 1	4-node bilinear quadrilateral	reduced
100 × 1(2) × 1	3-node linear triangle	regular
100 × 1 × 1	6-node quadratic triangle	regular
20 × 1 × 1	4-node linear shell	reduced



(a) Elastic Deformation



(b) Elastic-Plastic Deformation

Fig. 2 Deflection at the center under plane strain condition (mm)

2.2 축대칭 조건

Fig. 3에 도시되어 있듯이 원형판재의 둘레가 고정되어 있고, 중심부에 집중하중이 적용되는 경우이다. 집중하중 $P=20N$, 두께 $t=0.889mm$, 반경 $R=33.02mm$ 이며 소재는 구리로써 탄성계수 $E=117GPa$, 포아송 비=0.3, 항복강도는 $93.6MPa$ 그리고 유동응력식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 422.3 \bar{\epsilon}^{0.504} + 82 \text{ [MPa]} (\bar{\epsilon} < 0.36) \tag{2}$$

$$\bar{\sigma} = 370.6 \bar{\epsilon}^{0.375} + 82 \text{ [MPa]} (\bar{\epsilon} \geq 0.36) \tag{3}$$

해석결과를 비교하기 다음과 같은 이론해⁽¹¹⁾를 사용하였다.

$$w = \frac{Pr^2}{8\pi D} \log \frac{r}{a} + \frac{P}{16\pi D} (a^2 - r^2) \tag{4}$$

여기서 $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$, a 는 판재반경, r 은 판재중심으로부터 임의의 점까지의 거리이다. 해석에 사용된 요소 및 요소망 구성은 Table 1과 동일하다($l=R$ 와 링 요소로 간주함).

Fig. 4에 판재 중심부의 치짐량에 대한 해석결과를 이론치와 비교하였는데 2.1 절의 경우와 유사한 현상이 나타났다. 우선 4절점-사변형 1요소층 감차적분의 경우를 보면 판재 중심부의 치짐량 (w_{max})이 과다하게 나타났으며 하중제거 후 탄성회복된 치짐량 (w'_{max})을 보면 영구변형이 존재하는 것으로 나타났다. 하지만 이 경우 두께방향을의 요소 수를 증가시키에 따라 이론치에 매우 근접하며 하중에 의한 변형은 탄성변형이며 탄성회복 후 원래의 위치로 복원하는 것을 볼 수 있다. 반면에 4절점-사변형-정규적분의 경우에는 두께방향 요소 수의

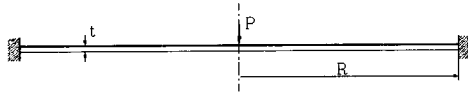


Fig. 3 Model of bending analysis by concentrated load (axisymmetric condition)

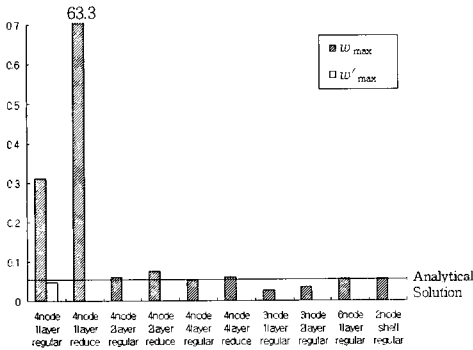


Fig. 4 Deflection at the center under axisymmetric condition (mm)

증가에 따라 이론치에 접근하다가 열악하게 나타났다. 3절점-삼각형 요소는 역시 과대강성을 나타냈으며 두께 방향 요소 수의 증가에도 해석결과는 큰 영향을 받지 않았다. 따라서 축대칭의 경우에도 4절점-사변형-4요소층-감차적분, 6절점-삼각형, 그리고 쉘 요소 등이 보다 타당한 선택임을 알 수 있었다. 참고로 축대칭의 경우 집중하중에 의한 탄소성 변형은 수렴문제로 인하여 해석이 불가능하였다.

3. 펀치에 의한 굽힘 해석

Fig. 5에 도시되어 있듯이 판재를 자유롭게 회전할 수 있는 로울(다이)에 올려놓고 중심부에 단면이 일정한 펀치를 사용하여 굽힘변형을 발생시켰다. 판재 두께 $t = 2.5\text{mm}$, 길이 $L_2 = 200\text{mm}$, 펀치반경 $R_2 = 6.25\text{mm}$, 로울반경 $R_1 = 12.5\text{mm}$, 로울간의 거리 $L_1 = 100\text{mm}$ 이다. 판재의 재료는 Al 2024-T3로 물성치는 Table 2에 나타내었으며 평면변형으로 가정하여 해석을 수행하였다. 해석결과는 기존의 실험결과⁽¹²⁾와 비교하였다. Fig. 6에 판재의 초기형상, 탄성회복 전과 후의 변형양상을 도시하였으며 탄성회복각 $\Delta\theta$ 는 $\theta - \theta'$ 로 정의하였다. 요소망 구성은 길이방향으로 100개 요소를 배치하였으며 두께방향으로는 변화를 주었다.

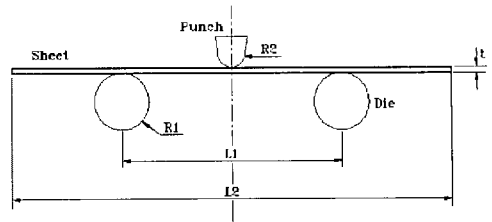


Fig. 5 Model of bending analysis (plane strain condition)

Fig. 7에 알루미늄의 경우 해석으로부터 구한 굽힘각에 대한 탄성회복각을 실험결과와 비교하였다. 4절점-사변형-1요소층-정규적분, 4절점-사변형-4요소층-감차적분과 쉘 요소의 경우가 양호한 결과를 나타내었다. 그러나 4절점-1요소층-감차적분의 경우는 변형시 발생한 응력이 항복강도보다 작게 평가되어 펀치제거 시 원상태로 완전히 탄성회복되는 것으로 나타났다.

Table 2 Material properties of Al-2024-T6

Al-2024-T3	
Young's modulus(GPa)	87
Poisson's ratio	0.33
Yield stress(MPa)	281
Flow stress(MPa)	$\bar{\sigma} = 879.5 (0.0001 + \bar{\epsilon})^{0.1}$

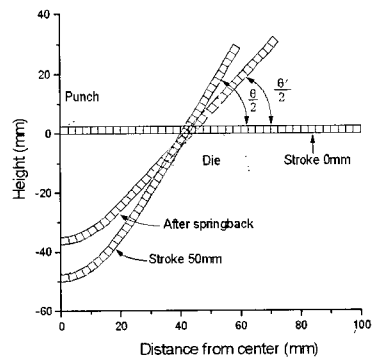


Fig. 6 Schematic drawing of deformed shapes for loading and unloading

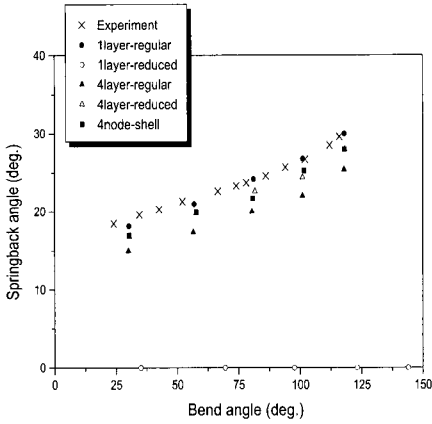


Fig. 7 Comparison of predicted springback angle for bend angle with experimental measurement (Al-2024-T3)

4. 축대칭 스트레칭 해석

Fig. 8에 도시되어 있듯이 원형판재의 둘레를 고정시키고 반구형 펀치를 이용하여 스트레칭을 가한 경우를 해석하였다. 소재는 2.2의 경우와 동일하다. 펀치반경 $R1 = 25.4\text{mm}$, 판재반경 $R2 = 33.02\text{mm}$, 다이의 코너반경 $R3 = 7.62\text{mm}$, 다이구멍의 반경 $R4 = 25.4\text{mm}$, 판재두께 $t = 0.889\text{mm}$ 이다. 펀치와 판재, 다이와 판재 사이의 마찰 계수는 0.04로 가정하였다. 해석결과를 비교하기 위하여 기존의 실험결과⁽¹³⁾를 이용하였다. 요소망 구성은 반경방향으로 50개 요소를 배치하였으며 두께방향으로는 변화를 주었다.

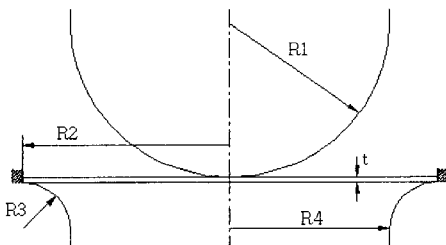
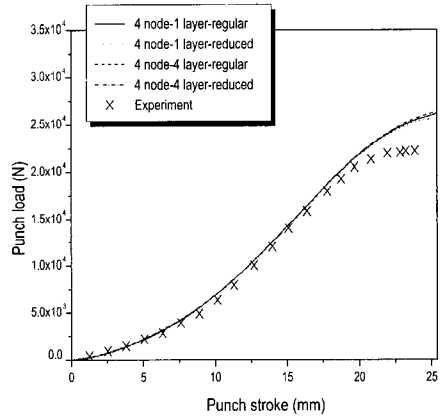
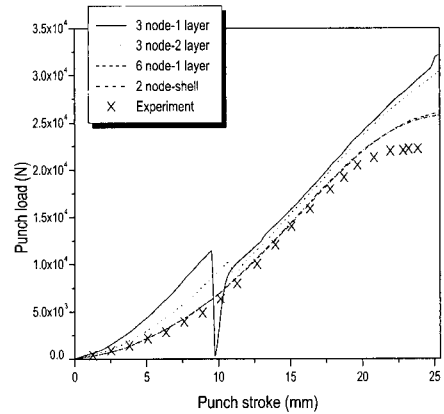


Fig. 8 Model of punch stretching analysis (axisymmetric condition)

Fig. 9 a와 b에 해석으로부터 구한 하중-스트로크 곡선을 실험결과와 비교하였다. 3절점-삼각형 요소를 제외하고는 실험결과와 유사한 것으로 나타났다. 스트로크 18mm까지는 실험결과와 해석결과가 거의 일치하였다. 또한 3절점-삼각형-1요소망의 경우에는 스트로크 9.4mm에서 수렴문제가 있었으며, 이로 인하여 하중이 급격히 하강한 후 다시 상승하는 것을 볼 수 있다. Fig. 10 a~c에 도시된 두께 변형률에서도 3절점-삼각형 요소는 실험결과와 차이가 크게 났으며 나머지 경우들은 서로 비슷하였다. 전반적으로 해석결과가 크게 나타났는데 이에 대한 여러 가지 원인 중 판재 이방성과 마찰계수의 영향이 큰 것으로 생각된다.

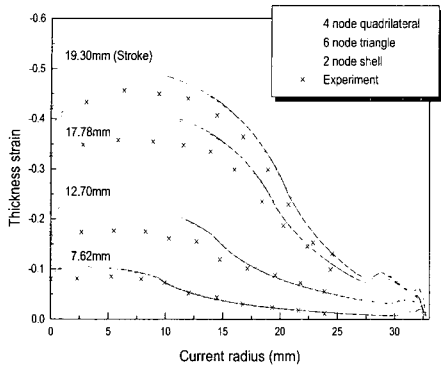


(a)

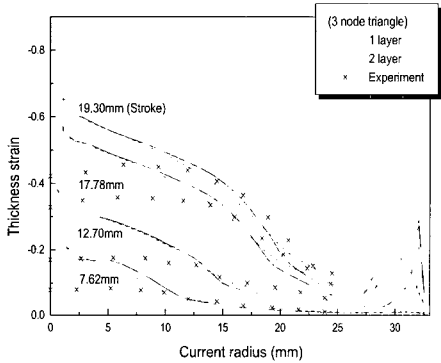


(b)

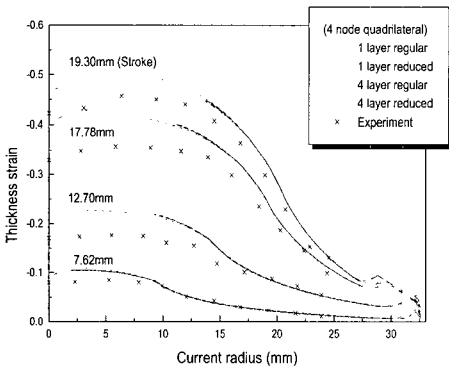
Fig. 9 Comparison of predicted load vs stroke curves with experiment



(a)



(b)



(c)

Fig. 10 Comparison of predicted strain in thickness with experiment

Table 3에는 스트로크 25.4mm에서 펀치제거시 발생하는 판재 중심부의 탄성회복량을 나타내었다. 4절점-1요소층-감차적분과 3절점-삼각형의 경우는 다른 경우에 비하여 탄성회복량이 크게 나타났다. 나머지 경우는 약 0.1mm정도로 나타났는데, 이와 같은 작은 탄성회복량은 축대칭 변형이며 더구나 판재의 둘레가 고정되어 있기 때문이다.

Table 3 Elastic recovery at the center after punch removal (mm)

	4node 1layer regular	4node 1layer reduced	4node 4layer regular	4node 4layer reduced	3node 1layer regular	3node 2layer regular	6node 1layer regular	2node shell
w'	0.09	0.15	0.09	0.1	0.23	0.18	0.1	0.11

5. 유압에 의한 벌지 해석

Fig. 11에 도시되어 있듯이 원형판재의 둘레를 고정시키고 판재의 한 면에 유압을 가하여 반구형 용기로 변형시키는 경우이다. 판재반경 $R=24\text{mm}$, 두께 $t=0.3\text{mm}$ 이다. 소재는 A. K. 강이고 탄성계수는 210GPa , 포아송 비는 0.27 그리고 항복응력은 334.16MPa 이다. 유동응력식 및 적용된 유압은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 1036 (0.0019 + \bar{\epsilon})^{0.2} \text{ (MPa)}$$

$$\text{Pressure(MPa)} = 0.345 \times \text{forming time(sec)} \quad (5)$$

요소망 구성은 길이방향으로 50개의 요소를 배치하였으며 두께방향으로는 변화를 주었다. Fig. 12에 압력 9.3MPa 와 12.1MPa 에서 발생한 판재의 두께변형률을 초기 반경에 대하여 나타내었다. 3절점-삼각형 경우는 요소층의 증가와 무관하게 기존의 해석결과⁽¹⁴⁾와 많은 차이를 보였다. 반면에 4절점-사변형 경우는 요소층의 증

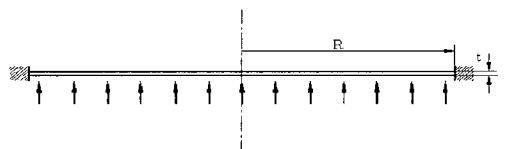
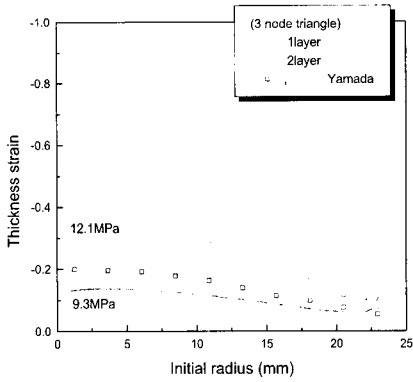
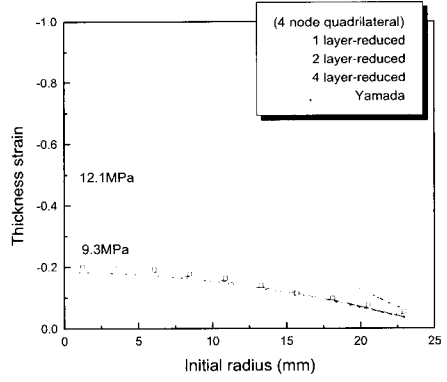


Fig. 11 Model of bulge analysis (axisymmetric condition)

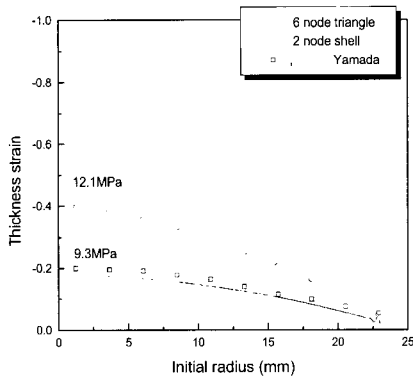


(a)



(d)

Fig. 12 Comparison of predicted strain in thickness with Yamada's result

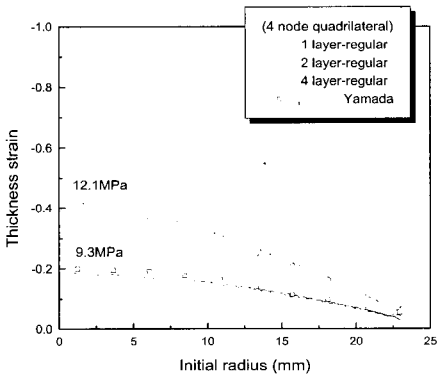


(b)

가나 적분방법에 따른 변화가 매우 적었으며 기존의 해석결과와 잘 일치하였다. 또한 6절점 삼각형, 2절점 쉘의 경우도 양호하였다. 탄성회복의 해석결과에서는 판재 중심부에서의 탄성회복량으로 비교하여 볼 때, 4절점 1요소망-감차적분의 경우가 0.15mm로써 다른 경우의 0.08~0.09mm에 비하여 크게 나타났다.

6. 축대칭 딥드로잉 해석

Fig. 13에 도시되어 있듯이 평면 펀치를 사용한 원형 판재의 축대칭 딥드로잉을 해석하였다. 펀치반경 $R1 = 30\text{mm}$, 판재반경 $R2 = 60\text{mm}$, 판재두께 $t = 0.8\text{mm}$, 다이구멍의 반경 $R3 = 31.25\text{mm}$, 펀치 코너 반경 $R4 = 5\text{mm}$, 그리고 다이 코너 반경 $R5 = 5\text{mm}$ 이다.



(c)

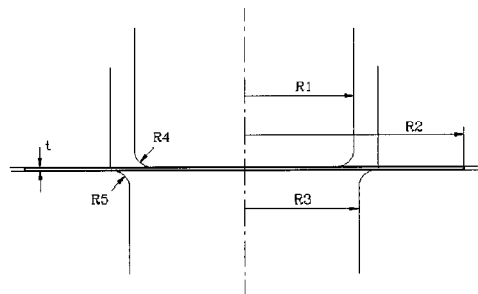


Fig. 13 Model of deep drawing analysis (axisymmetric condition)

마찰계수는 펀치측은 0.24, 다이측은 0.12로 하였으며 블랭크 홀더에 9800N의 압력을 가하였다. 해석에 사용된 재료는 A. K. 강이며 탄성계수는 200GPa, 항복응력은 330MPa, 포아송 비는 0.3, 소성비 r은 1.867이다. 유동응력식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 508.79 (0.001 + \bar{\epsilon}_p)^{0.247} \text{ (MPa)} \quad (6)$$

3절점-삼각형 요소는 과대강성을 나타내며, 6절점-삼각형 요소는 접촉문제를 발생시키므로 디이프 드로잉 해석에서는 4-절점-사각형-감차적분과 정규적분 요소를 사용하였다. 요소망 구성은 길이방향으로 100개의 요소를 배치하였으며 두께방향으로 변화를 주었다. Fig. 14에 해석결과로부터 구한 하중-스트록 곡선을 나타내었다. 스트록 13mm까지는 실험치와 유사하지만 이후에는 요소의 종류나 요소망의 구성에 관계없이 차이가 크게 나타났다. Fig. 15에는 두께방향 변형률의 분포를 초기반경에 대하여 도시하였다. 전반적으로 실험결과⁽¹⁵⁾와 유사한 경향을 나타내고 있으나 감차적분과 정규적분의 경우 모두 1요소층을 사용한 경우는 굽힘변형을 충분히 나타내지 못하고 있음을 볼 수 있다. 특히 1요소층-감차적분의 경우는 낮은 굽힘강성으로 인하여 차이가 크게 나타났다. Fig. 14에 나타난 하중-스트록 곡선의 차이점의 원인을 구하기 위하여 마찰계수를 변화시켜 보았다.

Fig. 16에는 가장 거동이 우수한 것으로 판단되는 4절점-4요소층-감차적분을 사용하여 마찰계수의 변화에 따른 하중-스트록 곡선을 도시하였는데 마찰계수가 증가

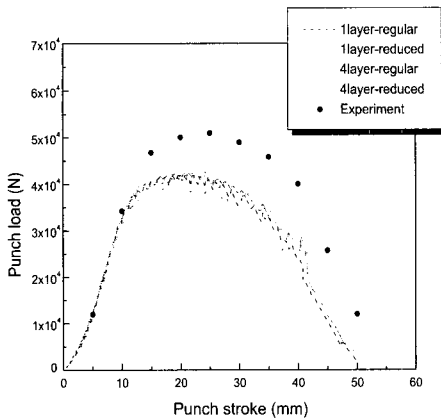
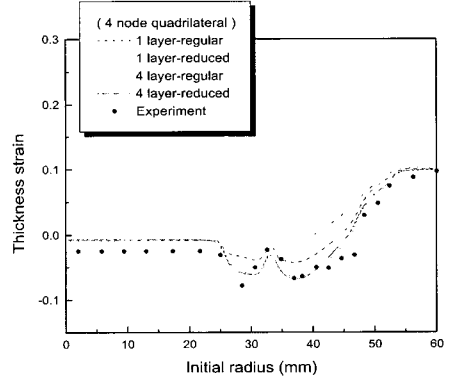
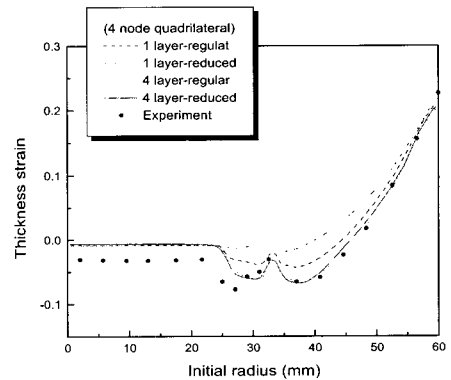


Fig. 14 Comparison of predicted load vs stroke curves with experiment

할 수록 실험결과에 접근하고 있음을 볼 수 있다. Fig. 17에는 마찰계수의 변화에 따른 두께방향 변형률의 분포를 도시하였는데 하중-스트록 곡선의 경우와 마찬가지로 마찰계수가 커질수록 실험결과에 근접하는 경향을 나타내고 있다. 따라서 해에 미치는 영향은 다른 해석인자에 비하여 마찰계수가 훨씬 크다는 사실을 알 수 있었다.



(a) h = 30.4 mm



(b) h = 46mm

Fig. 15 Comparison of predicted strain in thickness with experiment

7. 결론

본 연구에서는 판재성형의 정적 탄소성 해석 시 요소의 종류, 요소망 구성, 수치적분, 마찰계수 등의 해석인자가 해석결과에 미치는 영향을 알아보았다. 이를 위하여 가장 간단한 변형모드인 집중하중에 의한 변형으로부터 시작하여 유압성형, 부드러운 편치형상이 부과되는 스트레칭 변형과 굽힘변형, 그리고 최종적으로 비교적 복잡한 접촉문제를 포함하는 디이프 드로우잉을 대상으로 하였다. 본 연구에서 얻은 결과는 다음과 요약할 수 있다.

(1) 3절점-삼각형 요소는 과대강성 현상을 나타내는 것으로 알려져 있다. 본 연구에서도 이러한 현상으로 인하여 이 요소에 의한 해석결과는 실험결과 및 이론치와 매우 상이하게 나타났다. 특히 유압성형보다는 집중하중과 편치 스트레칭의 경우에서 더욱 열세하게 나타났다. 이는 굽힘변형이 많이 포함될수록 이 요소의 효율성을 저하되기 때문이다. 이 요소의 경우에는 요소층을 증가시켜도 과대강성의 영향을 별로 저하되지 않았으며 따라서 해의 정확도도 크게 개선되지 않았다.

(2) 반면에 6절점-삼각형 요소는 양호한 결과를 나타내었다. 이 요소는 3절점-삼각형-2요소층의 경우와 유사하게 보이나 과대강성 문제가 없고 훨씬 유연한 자유도로 인하여 매우 양호하게 거동하였다. 다만 이러한 고차원 요소는 복잡한 굽힘과의 접촉시 발생하는 형상함수의 부적합성 문제를 내포하고 있다. 또한 쉘 요소도 매우 양호하게 거동하였으며 6절점-삼각형 요소와 비교할 때 계산결과와 정확도는 유사하였지만 계산시간에서는 우세하였다.

(3) 4절점-1요소층-정규적분 요소는 편치굽힘해석에서 실험결과와 가장 근접한 결과를 나타내었으나, 과대강성으로 인하여 다른 해석에서는 열세하였다. 과대강성을 해소하기 위하여 요소층을 증가시켜 보았으나 집중하중의 경우에는 오히려 해의 정확도가 저하하는 것으로 나타났다. 반면에 4절점-1요소층-감차적분 요소는 과대강성 문제는 없으나 hourglass 문제가 발생하는 사실을 알 수 있었으며, 특히 굽힘변형이 포함되는 경우에 1요소층은 매우 열세하였다. 즉 인공강성은 굽힘변형이 증가할수록 효과가 저하되었다. 하지만 요소층을 증가시키면 해의 정확도는 향상되었으며 본 연구의 결과로 보면 최소 4요소층을 사용하면 굽힘변형에 대해서도 우수한 거동을 나타내는 것으로 판단된다.

(4) 디이프 드로우잉 해석에서 예측된 성형하중은 요

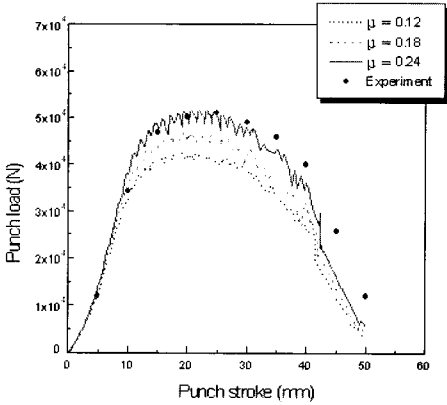
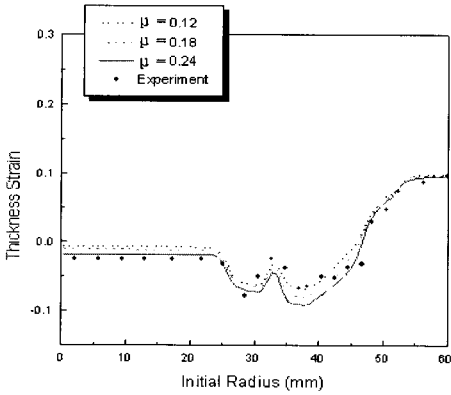
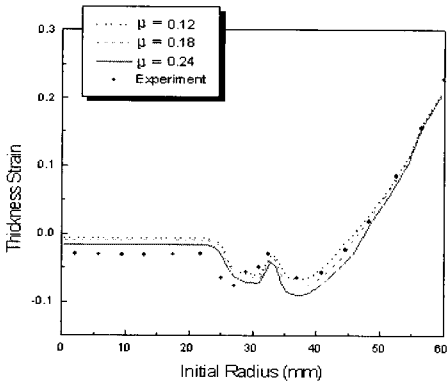


Fig. 16 Predicted load vs stroke curves for different friction coefficients



(a) $h = 30.4\text{mm}$



(b) $h = 46\text{mm}$

Fig. 17 Predicted strain in thickness for different friction coefficients

소의 종류 및 요소망 구성과 무관하게 실험결과와 매우 상이하였다. 이러한 상이한 결과는 마찰계수를 조절함으로써 실험결과에 근접한 예측결과가 나타났다. 또한 성형하중이 근접하게 예측될수록 두께변형률도 실험결과에 근접하게 나타남을 볼 수 있었다. 즉, 접촉문제가 많이 포함될수록 해의 정확도는 다른 해석인자보다 마찰계수에 크게 의존함을 알 수 있었다.

본 연구에서 다른 해석인자 이외에 판재 이방성, 블랭크 홀딩력, 항복함수의 종류, 가공경화의 종류, 성형공정의 복잡성, 셸 요소의 종류 등 고려하여야 할 해석인자가 더 많이 있다. 이에 대한 연구는 추후 점차적으로 진행할 계획이다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단 우수연구센터 지원금에 의한 것입니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) Y. Germain, K. Chung and R. H. Wagoner, 1989 "A rigid-visco plastic finite element program for sheet metal forming analysis", Int. J. Mech. Sci., Vol.31. p.1.
- (2) E. Nakamachi, 1993, Sheet forming process characterization by static-explicit anisotropic elastic-plastic finite element simulation," Proc. NUMISHEET'93, p.109.
- (3) 윤정환, 김종봉, 양동열, 정관수, 1998, "탄소성 내연적 유한요소법을 이용한 평면 이방성 박판의 성형 공정해석", 한국소성가공학회지, 7권, 3호, p.233.
- (4) K. Chung, S. Y. Lee, F. Barlat, Y. T. Keum and J. M. Park, 1996, "Finite element simulation of sheet forming based on a planar anisotropic strain-rate potential", Int. J. Plasticity, Vol.12, p.93.
- (5) F. Barlat, D. J. Lege and J. C. Brem, 1991 "A six-component yield function for anisotropic metals", Int. J. Plasticity, Vol.7, p.693.
- (6) D. Y. Yang, D. W. Jung, I. S. Song, D. J. Yoo and J. H. Lee, 1993 "Comparative investigation into implicit, explicit and iterative implicit/explicit schemes for simulation of sheet metal forming processes," Proc. NUMISHEET'93, p.35.
- (7) M. Kawka and A. Makinouchi, 1992 "Finite element simulation of sheet metal forming processes by simultaneous use of membrane, shell and solid elements", Proc. NUMIFORM'92, p.491.
- (8) J. Hambrecht, S. Choudhry, J. K. Lee and R. H. Wagoner, 1989, "Numerical study of two dimensional sheet forming processes using bending, membrane, and solid finite element models", NUMIFORM 89, Thompson et al., p.451.
- (9) 이동호, 이승열, 금영탁, 1998, "유한요소법을 이용한 축대칭 다단계 딥드로잉 금형설계 해석", 한국소성가공학회, 7권, 6호, p.594.
- (10) Hibbitt, Karlsson & Sorensen, ABAQUS Theory Manual, Rev.5.5.
- (11) S. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger, 1997, "Theory of Plate and Shells," McGraw-Hill International Editions, p.63.
- (12) 부산대학교, ERC/NSDM 최종보고서, 1997, "금속판재를 이용한 정밀성형에 대한 연구".
- (13) D. M. Woo, 1965 "The stretch forming test," The Engineer, Vol.220, p.876.
- (14) Y. Yamada and Y. Yokouchi, 1969, "Elastic-Plastic Analysis of the Hydraulic Bulge Test by the Membrane Theory," Manuf. Res., 21, p.26 (in Japanese).
- (15) D. Y. Yang, W. J. Chung and H. B. Shim, 1990 "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Processes with Initial Guess Generation," Int. J. Mech. Sci., Vol. 32, p.687.