

레이디얼 압출에서 플랜지의 성형한계

고병두*·장동환*·최호준*·임중연**·황병복***

(2002년 12월 30일 접수)

The Forming Limit of Flange in the Radial Extrusion

B. D. Ko, H. J. Choi, J. Y. Lim and B. B. Hwang

Abstract

In this paper, the workability of flange in the radial extrusion is analyzed in terms of the deformation pattern, the punch load and the forming limit by using simulation and experiment. A single action pressing is applied to both simulation and experiment. The analysis in this study is focused on the transient extrusion into the gap in radial direction with various gap heights and die corner radius. Based on the surface strains where surface cracking occurs, the forming patterns and strain-fracture relationships in producing radially extruded flange are obtained.

Key Words : Radial Extrusion, Rigid-Plastic FEM, Forming Limit, Circumferential Strain, Flange

1. 서론

레이디얼압출은 펀치의 운동방향에 대하여 수직방향으로 소재의 유동이 일어나는 압출을 말하며 차동기어(differential gear)나 축 이음면과 같은 다양한 형상을 갖는 플랜지 부품을 생산하는데 많이 사용된다.⁽¹⁾ 또한 업세팅(upsetting)이나 헤딩(heading)의 단조공정도 플랜지 부품의 성형에 이용되고 있다.^(2~3) 이전의 연구결과에 따르면 레이디얼 압출공정에서 주요 설계변수는 갭높이, 다이코너반경, 초기 소재형상, 마찰 등이다.^(4~7) 이와 같은 변수는 소재의 유동이나 변형 양상을 다르게 하여 플랜지의 성형형태에 영향을 미치게 된다.

일반적으로 냉간성형공정에서 나타나는 결함은 그 형태에 따라 불안정한 소재유동에 의한 성형결함, 응력상

태와 변형이력에 의한 연성파괴, 금형의 형상 및 윤활 조건에 의한 치수정밀도 불량 등으로 나눌 수 있다.⁽⁸⁾ 이와 관련하여 플랜지성형시 나타나는 결함은 업세팅이나 헤딩공정 및 압출공정에 따라 다소 다르게 나타나며⁽⁹⁾ 같은 최종 형상을 가지는 같은 재료의 제품이라도 변형된 경로에 따라 제품의 결함 유무가 결정될 수 있다.⁽³⁾ 주로 압출에 의한 플랜지 성형시 결함은 플랜지 끝단의 표면에서 발생하는 연성파괴이다.⁽¹⁰⁾ 플랜지 성형시 갭으로 유동되는 소재는 펀치가 축 방향으로 이동함에 따라 원주방향의 변형률(circumferential strain)이 증가하여 어느 임계점에서 파손(crack)이 발생된다. 이와 같은 플랜지의 파손 및 결함은 설계된 금형 형상이나 공정조건을 제한할 뿐만 아니라 최종 제품의 신뢰성에도 영향을 준다. 따라서 금속성형공정에 많이 사용되고 있는 레이

* 인하대학교 자동화공학과 박사과정
** 동국대학교 기계공학과 부교수
*** 인하대학교 기계공학부 부교수

디얼압출을 통한 플랜지의 성형한계를 찾기 위해 모의 실험이나 실제 성형실험을 통한 많은 연구가 진행되어 왔다.⁽¹¹⁻¹³⁾ Schätzle⁽¹⁴⁾은 AISI 1006 재료의 실험을 통해 복동 프레스에 의한 레이디얼 압출에서의 플랜지 성형한계를 제시하였다. Gouveia⁽¹⁵⁾는 유한요소해석을 이용하여 중공축의 레이디얼 압출에서 발생하는 자유표면의 변형과괴를 예측하고 그 결과를 압출실험과 비교하였다.

본 논문에서는 레이디얼압출에 대한 시뮬레이션과 실험을 통하여 플랜지의 성형한계를 분석하였다. 또한, 다이코너반경과 갭높이 등의 변수가 플랜지의 성형형태와 성형하중에 미치는 영향을 분석하여 유한요소 해석결과와 비교하였다. 유한요소해석을 통해 변형경로에 따라 플랜지 표면의 특징요소에 대한 변형률을 측정하여 성형형태에 따른 성형한계를 분석하고 압출실험에서와 비교하였다.

2. 실험 방법 및 유한요소 해석

2.1 물성실험

본 논문에서 레이디얼압출 실험의 소재는 상용 알루미늄합금인 AA 3105 로, 열처리하지 않은 상태로 실험을 하였다. Power law⁽¹⁶⁾에 의한 재료상수인 강도계수와 가공경화지수를 결정하기 위하여 압축실험을 하였다. 실험은 상온에서 수행하였으며, 그 결과는 다음 식과 같다.

$$\sigma = 280.3 \epsilon^{0.17} \quad (\text{MPa}) \quad (1)$$

금형과 소재의 마찰인자 값을 측정하기 위하여 링 압축실험을 수행하였다. 링 압축실험으로부터 높이감소율과 최소 내경 변화율의 보정곡선을 비교하여 결정한 마찰인자 값(m)은 0.1 이다.

2.2 레이디얼압출 실험

압출실험은 50tonf의 단동 유압프레스를 이용하였으며, 프레스 램의 속도는 5mm/sec로 하였다. 성형형태를 파악하기 위해 소재의 높이감소율 매 25%의 행정거리마다 단계를 나누어 실험을 진행하였다. 측정장치로는 압력센서를 이용하여 압출하중을 측정하였고, 선형 변위변환기(linear displacement transducer)와 리미트 스위치를 이용하여 펀치행정을 조정하였다. 윤활제는 물성실험에서와 동일한 것으로 상용그리스에 MoS₂를 혼합하여 사용하였으며, 실험에 사용된 소재는 직경이 16mm, 높이가 40mm의 원통형상으로 선반가공 하였다. Fig. 1은 실험에

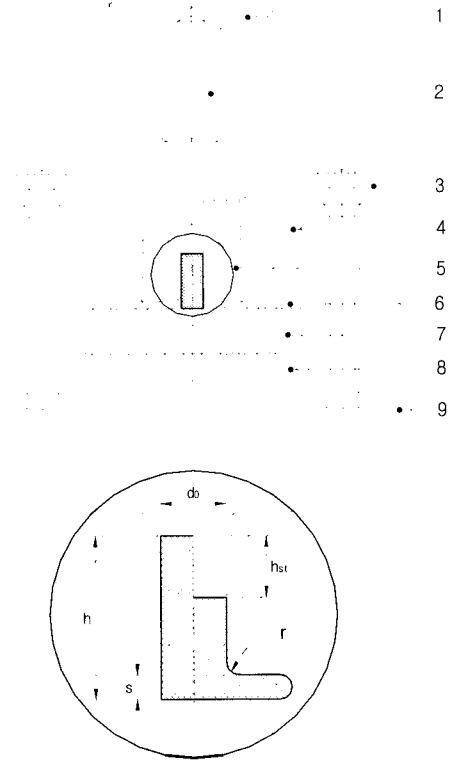


Fig. 1 Schematic illustration of the details of the tool utilised in experiment

Table 1 Tool Materials

No	Part Name	Material
1	Punch Holder	SM 45C
2	Punch	STD 11
3	Die Holder	SM 45C
4	Pre-Stressed Ring	STD 11
5	Upper Die	STD 11
6	Spacer	SM 45C
7	Lower Die	STD 11
8	Pressure Plate	STC 3
9	Die Holder	SM 45C

사용된 금형의 형상을 나타내고 있다. 금형의 설계에서는 성형하중에 의한 금형의 탄성변형 제어에 중점을 두었으며, 성형후 취출은 고려하지 않았다. 일반적으로 냉간단조에서는 높은 성형 압력 때문에 공구 및 금형의 수명이 크게 제한 받거나 금형 제작비용이 높아질 수 있

으므로 급형의 파손을 방지하기 위하여 보강링④을 사용하여 상부 다이(다이인서트)⑤를 예압하여 사용한다.^(17~18) 따라서 본 급형에서는 테이퍼 면접촉을 갖는 보강링④를 사용하여 인장볼트의 체결력에 의해 상부다이 ⑤에 예압을 부여하였다. 또한 테이퍼의 축방향 분력을 이용하여 플랜지 유동시 상부다이에 작용하는 압력에 의해 갭높이가 변하는 것을 방지하도록 하였다. 펀치는 프레스램에 고정되는 펀치홀더와 열박음하여 고정하였다. 펀치는 좌굴의 영향을 방지하기 위해 길이를 분할하였으며, 다이 인서트와의 틈새를 0.01mm 이하로 유지되도록 연마하였다. 하부다이에 받는 성형하중을 지지하고 분산시키기 위해 압력판 ⑧을 사용하였다. Table 1은 급형에 사용된 부품과 재질을 나타내고 있다. 보강링의 강성은 예압된 급형의 보강효과에 중요한 인자⁽¹⁹⁾이기 때문에 다이 및 펀치와 함께 합금공구강(STD 11)을 사용하였고 열처리 후 경도는 H_{RC}로 58이상⁽²⁰⁾으로 연마(grinding)를 하였다. 압력판⑧은 탄소공구강(STC 3), 그 밖의 재질은 탄소강(SM 45C)으로 모두 열처리하여 사용하였다.

2.3 유한요소 해석조건

시뮬레이션은 물성실험을 통해 얻어진 식 (1)의 조건과 마찰인자 값을 강소성 유한요소코드로 되어있는 ALPID⁽²¹⁾ 프로그램에 동일하게 적용하여 해석하였다. Fig. 1의 상세도와 Table 2에 시뮬레이션에서 사용된 설계변수의 값들이 나타나있다. 이러한 설계변수들은 실제 공정에 적용 가능한 범위 내에서 여러 가지로 변화시켜가면서 모의실험을 수행하였다.

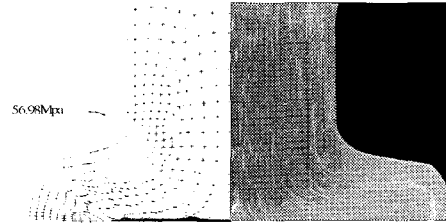
Table 2 Parameters used in experiment and simulation

Parameters	Values
Friction Factor(m)	0.1
Gap Height(s)	2, 4, 6, 8 (mm)
Die Corner Radius(r)	1, 3, 5 (mm)
Relative Deformation(h _{st} /d _b)	1.25

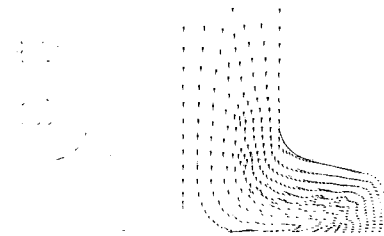
3. 유한요소 해석 및 실험결과

3.1 성형형태

일반적으로 레이디얼압출에서는 초기에 원통소재가 이동펀치의 하강에 따라 평균형 위에서 업셋팅 형태로 성형된다. 성형이 진행됨에 따라 소재는 상부급형과 하부 평다이 사이의 공간(cavity)에서 펀치 운동방향에 수직인 반경방향으로 유동되어 플랜지의 성형이 이루어진다.⁽²²⁾



(a) Comparison of plastic flow between simulation(left) and experiment(right)



(b) Effective strain(left) and velocity vector plots(right)

Fig. 2 Flange forming in the radial extrusion at relative stroke 1.07 with s=6, r=3

Fig. 2 (a)와(b)는 각각 상대행정거리 1.07에서 시뮬레이션으로부터 얻어진 다이압 분포, 유효변형률 분포, 속도벡터와 실험에 의해 성형된 시편의 단면을 나타낸다. Fig. 2(a)의 좌측에 나타난 다이압은 소재와 급형의 접촉면에서 마찰의 증가를 초래하여 소재의 유동을 어렵게 하는 요인이 된다. 플랜지가 성형되면서 반경 방향으로 갈수록 하부다이와의 접촉압력은 점차적으로 줄어들고 있음을 알 수 있다. 이것은 플랜지의 끝단으로 갈수록 유동소재가 하부 다이로부터 떨어지는 경향을 보이기 때문이다. Fig 2(a)의 오른쪽과 같이 압출실험한 시편은 소성유동선을 보기 위하여 밀링가공으로 중심을 분할하고, 연마 후 부식을 시켰다. 그림으로부터 하부급형과 접촉된 축 중심에서 압축변형이 매우 크게 일어남을 알 수 있다. 실험에 의한 소재의 유동과 성형형태는 시뮬레이션에 의한 결과와 거의 유사하게 나타나고 있다.

Fig. 2(b)는 시뮬레이션에 의한 유효변형률 분포와 속도벡터 분포를 나타낸다. 변형률은 하부급형과 접촉한 플랜지의 중심면에서 가장 크게 나타났으며, 플랜지 넥(neck)의 윗 부분에 위치한 소재의 변형률은 다른 곳에 비해 상대적으로 매우 작은 값을 나타내고 있다. 이와 같은 영향에 의해 플랜지 중심의 급형 접촉면에서는 마찰이 증가하여 비유동 양상을 보인다.

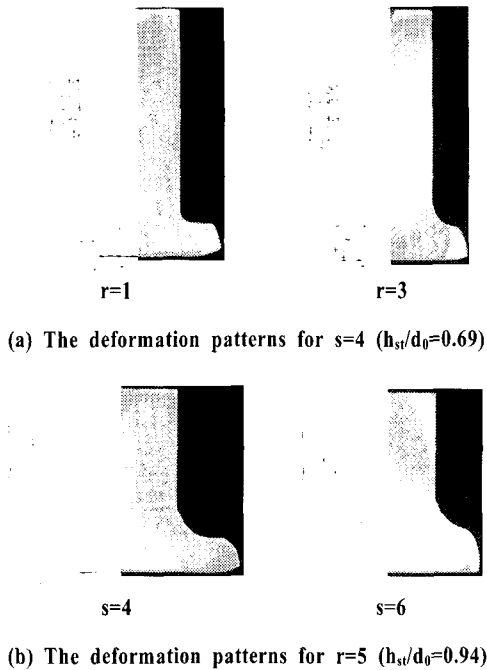


Fig. 3 Comparison of deformation patterns between simulation(left) and experiment(right)

Fig. 3은 시뮬레이션에서의 성형형태와 밀링가공하여 중심을 분할한 압출시편의 단면사진을 비교한 것이다. 실험과 시뮬레이션을 비교한 성형형태가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. Fig. 3(a)에 나타나듯이 동일한 갭높이(s)와 상대행정거리에서 플랜지의 끝부분은 다이코너반경(r)에 관계없이 다이와 분리(separation)되어 유동하고 있으며, 각각의 성형형태도 유사하게 나타나고 있다. Fig. 3(b)는 동일한 다이코너반경(r)과 상대행정거리에서 갭높이(s)를 다르게 했을 때 나타나는 성형형태이다. 그림에서 갭높이(s) 4mm인 경우는 소재 끝 부분이 다이에서 떨어져 유동하는 반면에 갭높이(s) 6mm인 경우는 다이에 붙어서 고착(sticking)형태로 유동하고 있다. 이러한 이유는 플랜지의 상하면에서의 유동저항이 다르기 때문에 나타나는 것으로 생각된다. 갭높이(s)가 클수록 소재는 다이코너반경(r) 부분을 완전히 채우지 않은 상태로 반경방향의 유동이 이루어진다. 따라서 플랜지 윗면은 하부접촉면에 비해 상대적으로 유동이 원활하여 고착형태로 성형이 이루어진다. 이러한 현상에 의해 고착형태의 성형에서는 갭높이 중간부분의 플랜지 직경이 더 커지는 베럴링(barreling) 현상이 나타나기도 한다.

Fig. 4는 실험에서 적용된 설계변수가 플랜지의 성형형태에 미치는 영향을 상대행정거리에 따라 나타내고 있

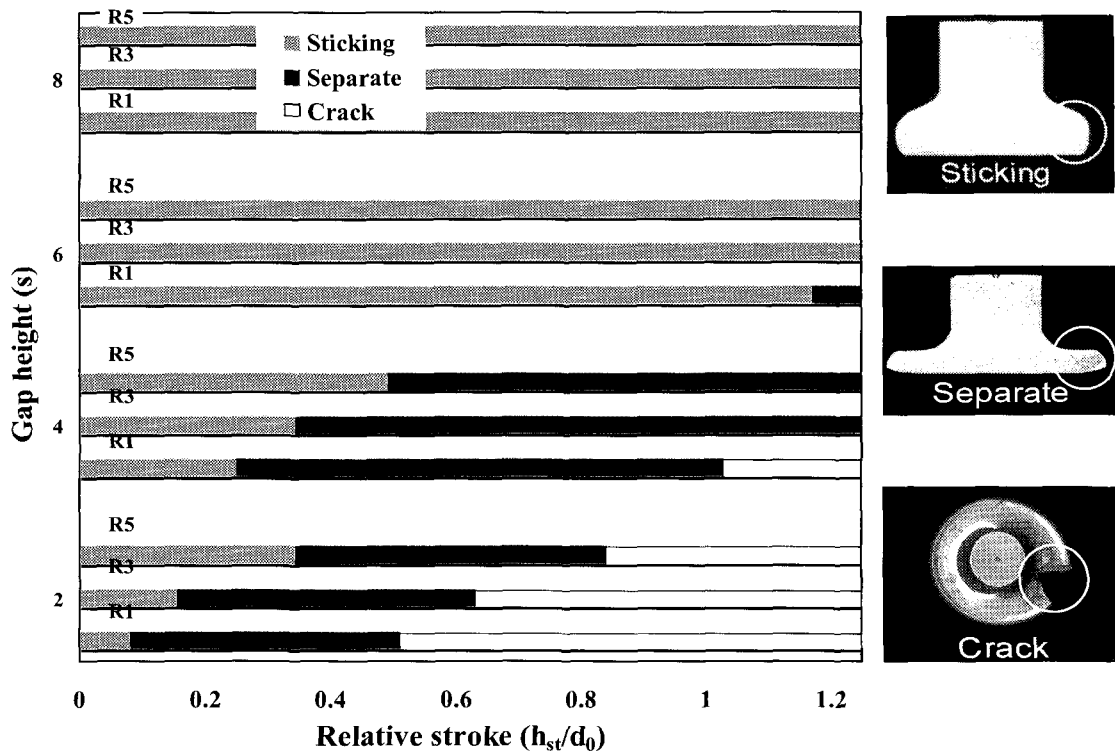


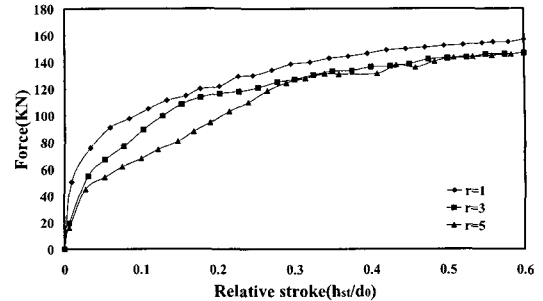
Fig. 4 Sticking, separation and cracking according to the relative stroke

다. 다이와 분리될 때의 행정거리는 시뮬레이션을 통해 확인하였고 파손이 발생한 행정거리는 압출실험의 결과로 나타난 것이다. 그림의 우측에 나타난 플랜지 사진은 압출실험에 의한 시편의 단면사진이다. 본 논문에서는 앞에서 설명한 것과 같이 플랜지의 성형형태를 고착(sticking), 분리(separation), 파손(cracking)으로 구분하였다. 그림에서 알 수 있듯이 플랜지는 공정이 진행됨에 따라 고착, 분리, 파손의 단계를 거치며 성형이 이루어진다. 동일한 갭높이에 대해 다이코너반경이 클수록 더 긴 상대 행정거리에서 분리 및 크랙이 발생되며, 다이코너반경에 의한 성형형태의 차이는 크게 나타나지 않았다. 그러나 동일한 다이코너반경에 대해 각각의 갭높이에서의 성형형태는 큰 차이를 보이고있다. Fig. 4로부터 갭높이가 플랜지 성형형태에 더 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

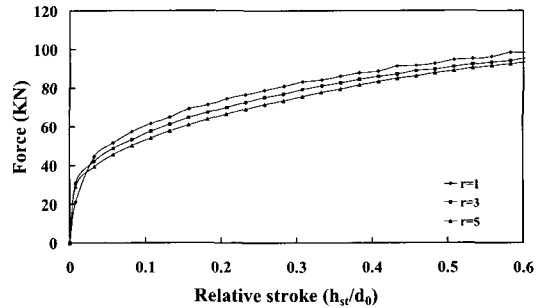
3.2 성형 하중

Fig. 5는 시뮬레이션에서의 성형하중을 상대행정거리에 따라 나타낸 그림이다. Fig. 5(a)는 분리형태로 유동되는 경우의 성형하중을 나타낸다. 그림에서 보듯이 초기 성형하중은 다이코너반경에 따라 차이를 보이며 급격히 상승하고 있다. 그러나 행정이 진행됨에 따라 하중증가가 완만해지고 성형하중의 차이가 줄어들어 가는 경향을 보이고 있다. Fig. 4에서 알 수 있듯이 하중증가가 완만해지는 지점의 상대행정거리는 유동되는 소재가 다이에서 분리되는 시점이다. 이러한 현상이 나타난 것은 행정초기의 성형하중은 다이코너반경을 성형하는데 소요됨에 따라 다이코너반경의 크기에 따라 차이가 있지만, 소재가 갭속으로 유동되는 시점부터는 갭높이에 따른 압출구의 단면적이 성형하중에 더 영향을 미치기 때문인 것으로 생각된다. Fig. 5(b)는 고착형태로 유동될 때의 성형하중을 나타낸 것이다. 다이와 분리되어 유동되는 경우와는 다르게 초기 성형하중의 차이가 크지 않음을 알 수 있다. 성형형태와 관계없이 공정이 진행되면서 성형하중은 유동소재와 금형의 접촉면이 커짐에 따라 마찰의 영향으로 조금씩 증가하고 있다.

Fig. 6은 상대행정거리 1.25까지의 최대 성형하중에 대해 시뮬레이션과 압출실험의 결과를 나타낸 것이다. 압출실험에서 파손이 발생한 경우의 성형하중은 제외하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 각각의 다이코너반경에서 갭높이(s)가 커질수록 최대 성형하중이 감소한다. 또한 각각의 갭높이(s)에서 다이코너반경이 커질수록 최대 성형하중은 작게 나타난다. 갭높이(s) 2mm와 4mm의 분리되는 성형형태에서는 갭높이가 커짐에 따라 최대 성형하중



(a) separate (s=2)



(b) sticking (s=6)

Fig. 5 Load-stroke relationships

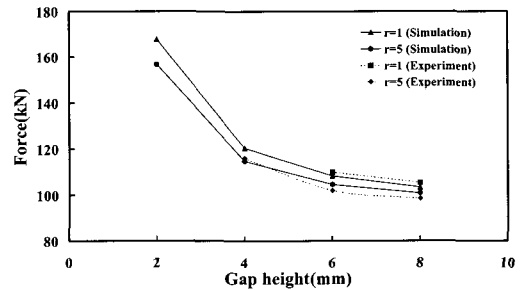


Fig. 6 The maximum force requirement with various design parameters

이 큰 폭으로 증가하고 있다. 그러나 고착되는 성형형태에서는 갭높이에 따른 성형하중의 차이가 크지 않다.

Fig. 5와 Fig. 6으로부터 분리되는 성형형태에서는 다이코너반경에 비해 갭높이가 최대 성형하중에 더 많은 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 그러나 고착되는 성형형태인 경우 갭높이의 영향은 다이코너반경과 비슷하게 나타난다.

3.3 플랜지의 성형한계

급속성형에서 성형성은 특정한 공정에 대해 결함의 발생 없이 소재를 성형할 수 있는 정도를 말하며, 일반적

으로 변형률이 높은 부분에서 연성파괴의 발생시점에 의해 결정된다.⁽²³⁾ 이러한 연성파괴를 판단하는 기준식은 응력과 변형률의 적분형태로 나타내며, 적분된 값이 임의의 값(critical damage value)을 초과했을 때를 연성파괴의 시작점으로 본다.⁽²⁴⁾ 연성파괴는 파괴의 기점에 따라 내부에서의 파괴와 표면에서의 파괴로 구분된다. 레이디얼압출에 의한 플랜지 성형에서 소재와 평균형이 접촉한 중심부분에서는 높은 압축응력에 의해 비유동 현상이 나타나며, 표면 부근과의 유동차이에 의해 전단응력이 발생된다. 전단응력은 플랜지 내부의 파괴를 유발할 수 있다. 그러나 이와 같은 것은 전방압출 등의 급속성형공정에서 나타나는 현상과 유사한 것으로써 레이디얼 압출의 성형조건을 크게 제한하는 요인은 아니다.⁽¹¹⁾ 본 논문에서는 원주방향의 변형률에 중점을 두고 시뮬레이션을 통해 플랜지의 특정한 표면요소에 대해 압축성형에 따른 원주방향의 변형률을 분석하였다.

Fig. 7은 플랜지 표면의 변형률을 측정할 유한요소의 위치를 나타내고 있다. 변형률은 압출실험에서 플랜지의 파손이 발생한 편치행정까지 시뮬레이션을 통해 측정하였다. 변형경로를 파악하기 위해 편치행정거리를 매 0.5 mm마다 단계별로 나누어 측정하였으며, 파손이 발생한 행정거리에서의 변형률을 성형한계로 설정하였다.

Fig. 8은 압출 실험에서 플랜지 표면에 파손이 발생한 행정거리까지 최 하단에 위치한 요소에서 측정된 변형률 선도($\epsilon_z - \epsilon_\theta$)를 나타내고 있다. 파손이 발생한 임계점까지의 변형률선도는 매우 유사한 기울기를 갖고 있다. 임계점에서의 원주변형률은 동일한 갭높이에서 다이코너 반경이 클수록 크게 나타난다. 플랜지 파손이 발생한 변형률의 임계점은 그림의 점선과 같이 직선 위에 분포하고 있으며, 원주방향의 변형률에 의존하고 있음을 알 수 있다. 본 논문에서는 이 선을 플랜지의 성형한계선으로 설정하였다.

Fig. 9는 플랜지가 분리되어 성형되는 경우 플랜지 표면의 최하단과 갭높이의 중간에 위치한 요소가 상대행정거리 1.25까지 나타내는 변형률선도이다. 요소의 위치에 관계없이 동일한 압축변형률에서 다이코너반경이 작을수록 원주방향의 변형률이 크게 나타났다. 그림에서 A와 B점은 상대행정거리 0.6일 때의 변형률을 나타내고 있다. 이 점에서 갭높이 하단에 위치한 요소와 중간에 위치한 요소의 원주방향 변형률은 큰 차이가 없다. 그러나 공정의 끝 지점에서는 하단에 위치한 요소의 원주방향 변형률이 더 커졌음을 알 수 있다. 이를 통해 성형 후반부에 하단요소의 유동이 반경방향으로 더 많이 이루어졌으며, 분리된 형태로 성형되고 있음을 알 수 있다.

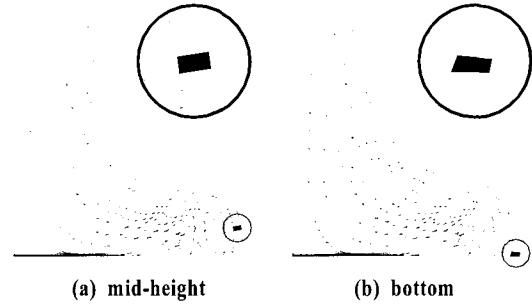


Fig. 7 The element locations for measuring the surface strain in simulation

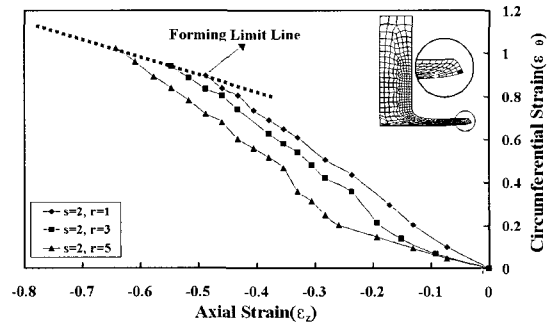


Fig. 8 The evolution of surface strains with the deformation for the finite element located in the region where surface cracking occurs

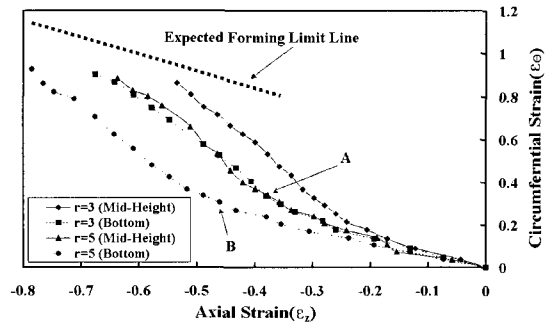


Fig. 9 Surface strain with the separated deformation (s=4)

Fig. 10은 고착형태의 성형에서 갭높이의 최하단과 중간에 위치한 요소가 변형경로에 따라 상대행정거리 1.25까지 나타내는 변형률선도이다. Fig. 9와는 반대로 상대행정거리 1.25에서 중간에 위치한 요소의 원주방향 변형률은 하단에 위치한 요소에 비해 크게 나타나고 있으며, 이를 통해 고착형태로 성형되고 있음을 알 수 있다. 하단에 위치한 요소는 동일한 압축변형률에서 갭높

이가 클 수록 원주방향의 변형률이 작게 나타나고 있다. 그러나 중간에 위치한 요소에서는 이러한 갭높이에 의한 변형률 차이가 하단요소에 비해 크게 나타나지 않았다. 이러한 이유는 갭 높이가 클수록 접촉면에서의 마찰이 상대적으로 더 크게 작용하여 반경방향의 소재유동을 어렵게 하기 때문인 것으로 판단된다. 고착형태의 경우 하단요소와 중간요소는 하중조건이 서로 다르다. 따라서 본 논문에서의 파단예측은 중간요소를 기준으로 하였다. 공정이 진행됨에 따라 다이코너반경과 갭높이가 작을수록 더 짧은 행정거리에서 플랜지 표면의 중간요소에 크랙이 발생될 것으로 예측된다.

Table 3은 파손이 발생될 때까지 유도된 플랜지직경에 대한 실험의 결과를 정리한 것이다. 시뮬레이션과 실험을 비교한 것이다. 플랜지 파손은 유도방향에 수직의 형태로 나타났으며, 공정이 진행됨에 따라 성장되어 큰 조각으로 파단되었다. Table 3에서 볼 수 있듯이 일정한 갭 높이에서 다이코너반경이 클수록 파손 없이 상대적으로 더 큰 플랜지직경을 성형할 수 있다. 또한 동일한 다이 코너반경에서 갭 높이가 클수록 더 큰 플랜지직경을 성형할 수 있다. 실험의 결과에서 알 수 있듯이 플랜지 직경의 성형한계는 약 $2.5d_0$ 로 나타났다.

4. 결 론

본 논문에서는 레이디얼 압출에 대한 시뮬레이션과 실험을 통하여 플랜지의 성형형태 및 성형한계를 분석하였으며 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 분리된 성형형태에서 성형하중에 큰 영향을 미치는 설계변수는 갭높이이나, 고착된 성형형태에서는 그 영향이 크지 않다.
- (2) 플랜지는 공정이 진행됨에 따라 고착, 분리, 파손의 단계를 거친다.
- (3) 플랜지 파손이 발생하는 변형률의 임계점은 직선 위에 분포하며 원주 방향의 변형률에 주로 의존된다
- (4) 플랜지 표면의 연성 파괴는 고착된 성형형태에서는 갭높이의 중간에서 발생되며, 분리된 성형형태는 하단에서 발생된다.
- (5) 플랜지직경의 성형한계는 약 $2.5d_0$ 로 나타났다.

후 기

이 논문은 2003년도 인하대학교의 교수연구진흥비의 지원에 의하여 연구되었음.(INHA-30245)

참 고 문 헌

- (1) M. Arentoft, S. B. Petersen, J. M. C. Rodrigues, P. A. F. Martins, R. Balendra and T. Wanheim, 1995, "Review of Research into injection Forming of Tubular Materials", J. of Material Processing Tech., Vol. 52, pp. 460~471.
- (2) Takaji Mizuno, Toshihiro Mizuno and K. Kitamura, 1999, "An Experiment on Injection Upsetting", J. of Material Processing Tech., Vol.

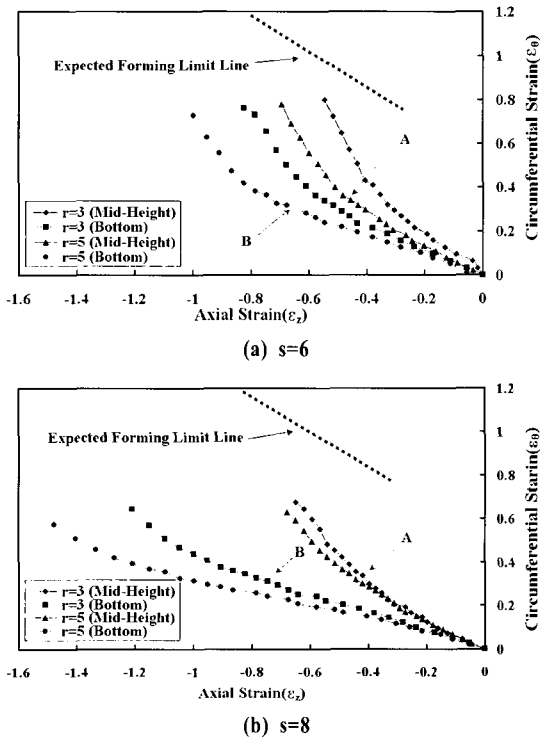


Fig. 10 Surface strain with the stuck deformation

Table 3 Flange diameters at cracking

Parameters(mm)		Flange Diameters(mm) [Experiment]
s	r	
2	1	40.1
	3	41.6
	5	42.7

- 96, pp. 234~239.
- (3) A. S. Wifi, A. Abdel-Hamid and N. El-Abbasi, 1998, "Computer-Aided Evaluation of Workability in Bulk Forming", J. of Material Processing Tech., Vol. 77, pp. 285~293.
- (4) B. D. Ko, S. H. Lee, D. J. Kim and B. B. Hwang, 2001, "The influence of die geometry on the radial extrusion processes", J. of Material Processing Tech., Vol. 113, pp. 109~114.
- (5) Y. S. Lee, S. K. Hwang, Y. S. Chang, B. B. Hwang, 2001, "The forming characteristics of radial-forward extrusion", J. of Material Processing Tech., Vol. 113, pp. 136~140.
- (6) D. H. Jang, H. J. Choi, J. H. Choi, H. Y. Lee and B. B. Hwang, 2000, "A Study on the Forming Characteristics of Radial Extrusion Combined with Backward Extrusion", Trans. of Material Processing, Vol. 9, No. 7, pp. 754~760.
- (7) H. J. Choi, J. H. Choi and B. B. Hwang, 2001, "The forming characteristics of radial-backward extrusion", J. of Material Processing Tech., Vol. 113, pp. 141~147.
- (8) T. Okamoto, T. Fukuda and H. Hagita, 1973, "Material Fracture Methode in Cold Forging-Systematic Classification of Working Methods and Type of Cracking in Cold Forging", The Sumitomo Search, No. 9, pp. 216~226.
- (9) D. C. Ko, D. H. Kim and B. M. Kim, 1999, "Application of Artificial Neural Network and Taguchi Method to Preform Design in Metal Forming Considering Workability", J. of Machine Tools & Manufacture, Vol. 39, pp. 771~785.
- (10) J. A. Paul, R. Shivpuri and T. Altan, 1989, Development of equipment and capabilities for investigation of multy-action forming of complex parts, ERC/NSM Report, No.B8928, p. 11.
- (11) T. Nishimura, T. Sato, Kyn Hoke and Y. Tada, 1995, "A method for the evaluation of lubrication using injection upsetting", J. of Material Processing Tech., Vol. 53, pp. 712~725.
- (12) J. M. C. Rodrigues, S. B. Petersen, P. A. F. Martins and M. J. M. Barata Marques, 1996, "Towards net-shape of tubular components", Int. J. of Mach.Tools Manufact., Vol. 36, pp. 399~409.
- (13) M. Arentoft, H. Bjerregaard, C. B. Andersen and T. Wanheim, 1998, "The influence of constitutive behaviour of materials on the formability in radial extrusion of tubular components", J. of Material Processing Tech., Vol. 75, pp. 122~126.
- (14) W. Schätzle, 1987, Radial extrusion of flanges on steel cylindrical workpiece, Technical report, No. 93, Institute for Metal forming, University of Stuttgart.
- (15) B. P. P. A. Gouveia, J. M. C. Rodrigues and P. A. F. Martins, 2000, "Ductile Fracture in Metal Working : Experimental and Theoretical Research", J. of Material Processing Tech., Vol. 101, pp. 52~63.
- (16) Air Force Material Laboratory, 1973, Forming Equipment, Materials, and Practices, Metal and Ceramics Information Center, p. 164.
- (17) 여흥태, 최영, 허관도, 1999, "유한요소법을 이용한 예압된 금형의 응력해석," 한국정밀공학회지, 제 16 권, 제 6 호, pp. 114~122.
- (18) 여흥태, 최영, 허관도, 2001, "정밀 냉간단조 금형설계를 위한 보강링의 영향," 한국정밀공학회지, 제 18 권, 제 12호, pp. 145~151.
- (19) 허관도, 여흥태, 예상돈, 2000, "이중 보강링으로 예압된 냉간압출 금형의 설계," 한국정밀공학회지, 제 17권, 제 10 호, pp. 77~82.
- (20) (사) 한국공업표준협회, 1984, KS D 3753 합금 공구 강재(Alloy Tool Steels), p. 6
- (21) S. I. Oh, G. D. Lahoi and T. Altan, 1981, "ALPID-a general purpose FEM program for metal forming", Proceeding of NAMRC. IX, State college, pennsylvania.
- (22) S. B. Petersen, R. Balendra, J. M. C. Rodrigues and P. A. F. Martins, 1997, "The avoidance of defects in radially extruded tubular parts by preforming", J. of Material Processing Tech., Vol. 69, pp. 155~161.
- (23) A. S. Wifi, N. El-Abbasi and A. Abdel-Hamid, 1995, A Study of Workability Criteria in Bulk Forming Process, p. 334.
- (24) T. Altan, H. Kim and M. Yamanaka, 1995, "Prediction and Elimination of Ductile Fracture in Cold Forging using FEM Simulation", Proceeding of NAMRC. MI, pp. 63~72.