

레이디얼-전방압출에서 튜브성형에 관한 해석 및 실험

고병두*, 장동환*, 최호준*, 황병복*

Numerical and Experimental Investigation on the Tube Forming in the Radial-Forward Extrusion

Beong Du Ko*, Dong Hwan Jang*, Ho Joon Choi* and Beong Bok Hwang#

ABSTRACT

In this paper, the tube forming by radial-forward extrusion is analyzed by numerical simulation and experiments. The paper discusses the effects of process variables such as gap height, relative gap width and die corner radius on tube forming. The influence of deformation patterns of flange in radial extrusion on forward extrusion for tube forming is investigated and summarized in terms of the maximum forming force and hardness variations along the extrusion path. Furthermore the external defects are shown experimentally during the forming operation. Based on finite element analysis in conjunction with experimental test in Al alloy, analysis is performed for important parameter combination in order to reduce forming defects. Eventually, the process parameters for safe forming are suggested in order to reduce the forming defects.

Key Words : Combined extrusion (복합압출), Radial-forward extrusion (레이디얼-전방압출), Tube forming(튜브성형), Tool geometry (공구형상), Forming defect (성형결함)

1. 서론

일반적으로 튜브의 성형은 하이드로포밍(hydro-forming), 인발, 웰딩챔버(welding chamber) 방식의 압출, 스웨이징(swaging)과 같은 점진형 성형공정(increment forming process)과 맨드렐(mandrel)을 이용한 압출성형 등에 이용되고 있다. 이에 비해 레이디얼 압출과 연계된 전방압출에 의한 튜브성형은 압출구가 1개이면서 2가지의 공정이 결합된 중실 소재의 복합압출 형태를 띠고 있다. 따라서 레이디얼 압출이나 전방압출 등의 단일 공정에 비해 성형조건이 제한적이며, 다이의 설계조건에 따라 소재

의 유동이나 변형양상에 큰 차이가 있다. 특히 레이디얼압출에서의 플랜지 성형형태와 다이형상은 후공정인 전방압출의 튜브 성형형태와 코너채움(corner filling)에 많은 영향을 미치게 되며 튜브의 성형결함을 유발할 수 있다. 레이디얼과 연계된 전방압출에 관한 연구는 주로 맨드렐의 직경변화가 소재의 유동 및 성형하중에 미치는 영향에 대하여 수행되었다.^{1,2}

본 논문에서는 레이디얼압출과 연계된 전방압출에 의한 튜브성형에 대하여 강소성 유한요소법을 이용한 해석과 압출실험을 수행하였다. 이를 통해 레이디얼압출의 플랜지 성형형태와 다이형상이 튜

2003년 5월12 일 접수; 게재승인일:2003년 11월 14일

* 인하대학교 자동차공학과 박사과정

교신저자, 인하대학교 기계공학부

Email: bbhwang@inha.ac.kr Tel: (032) 860-7387

브성형에 미치는 영향과 튜브의 성형결함을 분석하고 안전한 공정범위를 제시하였다.

2. 유한요소해석 및 실험방법

2.1 유한요소해석

단축 압축실험을 통하여 Power law³에 의한 재료상수인 강도계수(strength coefficient, K)와 가공경화지수(strain-hardening exponent, n)를 결정하였다. 실험은 상온에서 압축실험 소재인 상용 알루미늄합금 AA 3105을 대상으로 하여 수행하였으며, 그 결과는 다음 식과 같다.

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

제품 가공공정 중 마찰은 금속유동, 표면결합과 내부결합의 형성, 금형에 미치는 응력 등에 큰 영향을 미치므로 마찰을 정확히 제어하기 위해서는 주요 공정변수와 윤활조건에 대한 정량적인 데이터가 필요하다.⁴ 따라서 마찰현상을 정량적으로 수치화 하는 것이 요구되며, 정확한 마찰조건 적용은 소성변형을 해석하는데 있어 수치적 접근방법의 수렴성과 신뢰성에 영향을 미친다.⁵⁻⁷

본 논문에서는 일반적으로 부피성형가공(bulk forming processes)의 해석에 주로 사용되는 마찰인자 값(friction factor, m)을 측정하기 위하여 링압축 실험을 수행하였다. 램속도는 압축실험과 동일하게 1 mm/sec로 하였으며, 시편은 외경이 30 mm로서 외경:내경:높이의 비가 각각 6:3:2이다. 실험에 사용된 윤활제는 상용그리스에 MoS₂를 혼합하여 사용하였다. 이와 같은 링압축실험으로부터 높이감소율과 최소 내경변화율의 보정곡선을 비교하여 결정한 마찰인자 값은 0.1 이다. 모의실험은 물성실험을 통해 얻어진 식으로부터 강도계수와 변형경화지수, 마찰인자 값을 강소성 유한요소코드로 되어있는 ALPID⁸프로그램에 동일하게 적용하여 해석하였다.

2.2 압출 실험

압출실험은 50 tonf의 단동 유압프레스에서 수행하였으며, 프레스 램의 속도는 1 mm/sec로 하였다. 변위지시계 및 엔코더를 이용하여 펀치의 변위를 측정하였고, 로드셀을 이용하여 성형하중을 측정하였다. 압출실험을 위하여 Fig. 1과 같이 금형을 제작하였다. 맨드릴^⑥은 편심이 발생되지 않도록 중심을 고정하였으며 보강링^④을 사용하여 다이인

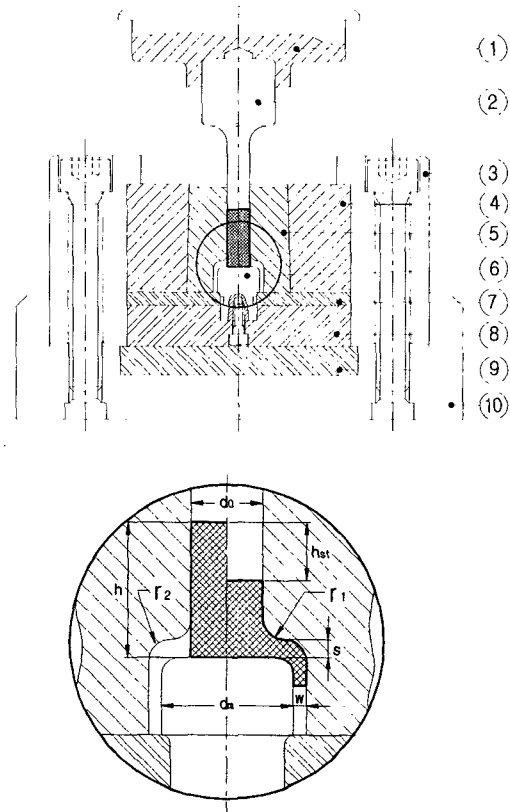


Fig. 1 Schematic illustration of the details of the tool used in the metal experiment

Table 1 Tool Materials

No	Part Name	Material
1	Punch Holder	SM45C
2	Punch	STD11
3	Die Holder	SM45C
4	Pre-Stressed Ring	STD11
5	Die Insert	STD11
6	Mandrel	STD11
7	Spacer	SM45C
8	Lower Die	STD11
9	Pressure Plate	STC3
10	Die Holder	SM45C

서트^⑤에 강성을 부여하였다. Fig. 1의 금형의 상세도를 나타내었으며 Table 1 에는 각 부품의 명칭과

소재들이다. Table 2에는 실험에 사용된 주요변수이다. 실험조건에 따라 다이의 형상을 바꾸어 가며 압출실험을 수행하였으며 주요 변수와 마찰은 해석과 동일하게 수행하였다. 또한 본 논문의 실험소재의 단면그림(Fig.2-Fig.5)들은 원하는 단면형상의 압출 성형품을 밀링 가공한 후, 가공한 단면을 폴리싱 처리하고 스캐닝하여 얻었다.

Table 2 Parameters used in experiment and simulation

Parameters		Values
Material condition	Material	AA 3105
	Billet size($d_0 \times h$)	$\phi 16 \times 45$
Friction factor(m)		0.1
Geometric condition	Gap height(s)	2, 4, 6 (mm)
	Die corner radius(r)	3, 5 (mm)
	Mandrel radius	2 (mm)
	Mandrel diameter(d_m)	26, 28, 30 (mm)
	Gap width(w)	2, 3, 4, 5, 6, 7.5 (mm)

3. 결과

3.1 튜브성형 형태

튜브성형에서 펀치에 의해 압축응력을 받은 소재는 펀치의 운동방향에 대하여 수직방향의 갭으로 유동하는 레이디얼압출이 일어난다. 플랜지는 직경이 증가함에 따라 외부다이(container)와 접촉하게 되며 소재의 유동은 90°로 바뀌게 된다. 이후 다이 내경면을 따라 전방압출이 진행되면서 튜브의 성형이 이루어진다. 이와 같은 복합압출에서 레이디얼 압출의 성형형태는 튜브의 성형과 코너채움에 많은 영향을 미치게 된다.

Fig. 2는 플랜지 성형형태를 레이디얼압출과 전방압출이 안내되는 외부다이가 있을 때의 상태를 비교하여 각각 보여주고 있다. 실험소재의 단면그림은 레이디얼 압출이 이루어질 때, 플랜지 성형 형태를 갭높이(s)에 따라 나타낸다.⁹ 갭높이(s)가 4.0 mm인 경우 플랜지 끝단은 맨드릴과 떨어져 유동하고 있으나 8.0 mm인 경우 플랜지는 맨드릴과 붙어 유동하면서 끝단에 베럴링(barreling)현상을 보이고 있다. 이와 같이 레이디얼 압출에서의 플랜지 성형 형태는 우측의 시뮬레이션에서 처럼 외부다이와 접

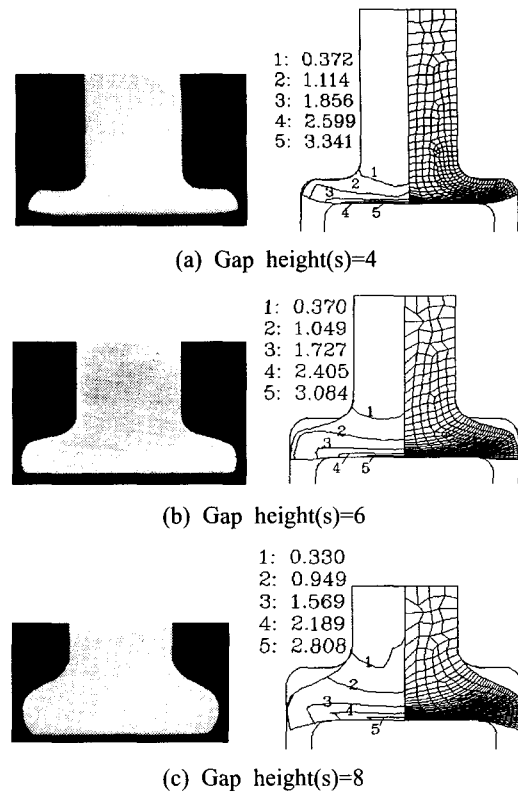


Fig. 2 Effect of deformation patterns : Experiment (left) and simulation(right)

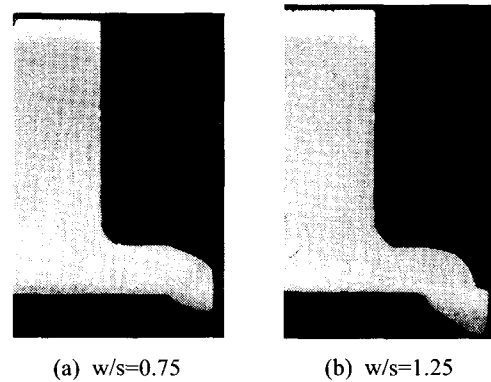


Fig. 3 Effect of relative gap width(w/s) on tube forming (stroke=20 mm)

촉하여 플랜지가 성형되는 형태와는 차이를 보이고 있다. 플랜지의 유동이 90°로 바뀌는 휨 영역(deflection area)에서 갭높이 4.0 mm인 경우 상대적으로 전방압출의 유동이 구속받을 가능성이 크나

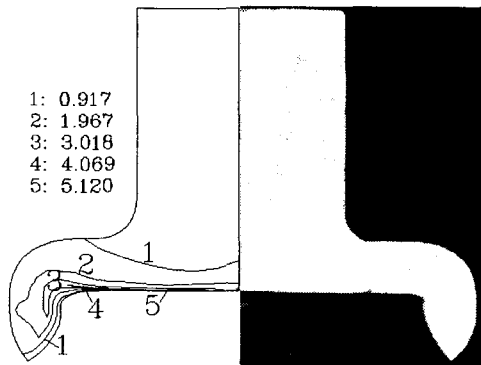
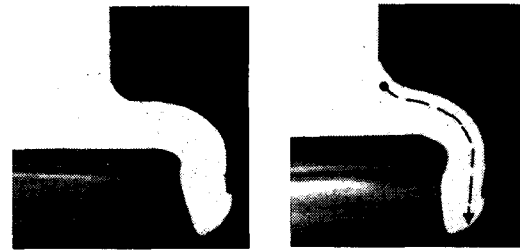


Fig. 4 Comparison of tube forming patterns between simulation(left) and experiment(right)

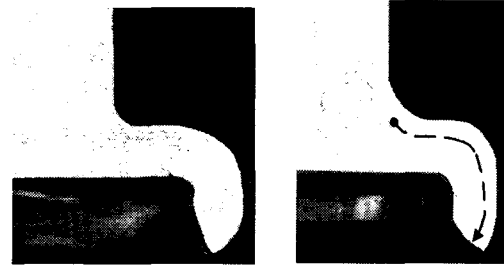
이에 비해 겹높이 8.0 mm인 경우는 전방압출의 소재유동이 비교적 원활하게 이루어 질 것으로 예측된다. 또한 튜브외벽의 코너채움도 플랜지 성형형태에 따라 다르게 나타나게 될 것이다. 그림의 유효변형률 분포는 겹높이에 따라 유사한 분포를 보이고 있으나 겹높이가 작을수록 각 부분의 변형률이 크게 나타난다. 또한 맨드렐의 접촉면을 따라 유효변형률이 상대적으로 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3은 겹높이(s) 4.0 mm, 펀치행정(h_{st}) 20 mm에서 튜브성형이 시작되는 공정의 시편을 상대겹폭(w/s)에 따라 비교한 것이다. 앞에서 설명한 것과 같이 겹높이 4.0 mm에서 플랜지는 다이와 분리되어 성형되고 있다. Fig. 3(a)에 나타나듯이 겹높이에 비해 겹폭(w)이 작은 상대겹폭(w/s) 0.75인 경우 원활하게 전방압출이 안내되고 있다. 튜브의 코너채움은 전방압출구의 소재 유입저항에 의해 이루어지며, 상대겹폭 1.25인 경우 외부다이와 접촉한 플랜지 끝단에서 접힘(folding)현상이 발생하고 있다. 이로 인해 전방압출의 유동이 구속되어 플랜지가 큰 휨반경으로 변형되면서 코너채움을 하고 있다. Fig. 3은 동일한 플랜지의 성형형태에서도 겹폭에 따라 튜브성형이 영향을 받고 있음을 보여주고 있다.

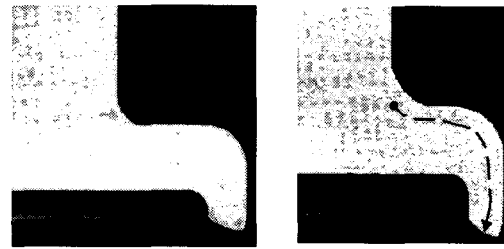
Fig. 4는 상대겹폭(w/s) 1.0, 다이코너반경(r) 3.0 mm, 펀치행정거리(h_{st}) 23 mm에서의 튜브성형을 시뮬레이션과 실험을 비교한 것이다. 시뮬레이션에 의한 소재의 변형과 유동은 실험에 의한 결과와 유사하게 나타나고 있다. 유효변형률 분포에서 볼 수 있듯이 맨드렐과 접촉한 플랜지의 축중심에서 유효변형률이 가장 크게 나타나고 있다. 성형된 튜브는



(a) Relative gap width(w/s)=1.25



(b) Relative gap width(w/s)=1.0



(c) Relative gap width(w/s)=0.5

Fig. 5 The deformation patterns of tube, $r=3$ (left) and $r=5$ (right)

외벽으로 갈수록 낮은 변형률을 보이고 있으며 플랜지 넥(neck)의 윗 부분에서의 변형률은 상대적으로 매우 작은 값을 나타내고 있다. 또한 외부다이와 접촉한 외벽면이 맨드렐과 접촉한 튜브의 내벽면에 비해 유동이 잘 이루어지고 있음을 알 수 있다. 이는 금형의 구조와 관련되는 것으로써 수직압력을 받는 맨드렐의 정면과 코너반경에서의 유동저항이 상대적으로 외부다이에서의 유동저항에 비해 크기 때문이다. 이로 인하여 튜브단면을 따라서 유효변형률 분포가 다르게 나타나고 있으며 튜브 끝이 날카롭게 성형되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5는 설계변수에 따른 튜브의 성형형태에 대한 실험결과를 나타낸 것이다. 그림에서 각각의 성형형태는 상대겹폭(w/s), 다이코너반경(r) 등 설계

변수에 따라 많은 차이를 보이고 있다.

Fig. 5(a)는 상대갭폭(w/s) 1.25에서 나타난 튜브의 성형형태이다. 앞에서 설명한 것과 같이 플랜지의 성형형태와 상대갭폭의 영향으로 인해 다이코너 반경(r)의 크기에 관계없이 튜브의 외벽에 접힘현상이 나타나고 있다. 접힘현상은 다이코너반경 3.0 mm에서 더 뚜렷하게 보이고 있다. 다이코너반경이 클수록 튜브외벽의 소재유동이 더 원활하게 이루어지고 있음을 알 수 있다. 다이코너반경 5.0 mm인 경우 튜브 내벽면의 코너반경이 다이와 떨어져서 성형이 이루어지고 있으며 내벽의 원주면을 따라 전단응력이 작용하고 있음을 알 수 있다. 접힘이 발생하여 전방압출의 유동저항이 증가한 후에 코너채움이 이루어지고 있다.

Fig. 5(b)는 상대갭폭(w/s) 1.0에서의 튜브성형형태를 나타내고 있다. 다이코너반경(r) 3.0 mm인 경우 맨드렐과 접촉하고 있는 튜브내벽의 코너채움은 이루어 졌으나 튜브외벽의 코너채움이 원활하지 않음을 알 수 있다. 또한 전방압출된 튜브끝단의 단면이 얇아지면서 크랙이 발생하고 있다. Fig. 5(a)와 같이 동일한 형태의 플랜지가 성형되었으나 접힘의 영향을 받지 않아 내벽면에 비해 외벽면의 유동길이가 더 많으며 튜브끝단의 살두께가 얇게 성형되고 있다. 다이코너반경 5.0 mm인 경우 튜브외벽의 코너채움이 비교적 원활하게 진행되고 있다.

Fig. 5(c)는 상대갭폭(w/s) 0.5에서의 튜브성형형태를 나타내고 있다. 다른 경우와 마찬가지로 내외벽의 유동차이가 발생하고 있으나 상대적으로 그 차이가 작으며 코너채움과 튜브성형이 원활하게 이루어지고 있다. Fig. 5를 통해 상대갭폭이 작고 다이코너 반경이 클수록 코너채움과 튜브의 성형이 비교적 원활하게 이루어지고 있음을 알 수 있다.

3.2 성형하중 및 경도분포

개방형 금형(open die)을 이용한 금속성형공정에서의 성형하중은 주로 공정조건과 성형소재에 의해 영향을 받는다.¹⁰ Fig. 6은 갭높이(s) 4.0 mm, 다이코너반경(r) 3.0 mm에서 행정거리에 따른 펀치 및 맨드렐의 시뮬레이션하중을 상대갭폭(w/s)에 따라 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 상대갭폭이 작을 수록 성형하중이 더 높게 나타나고 있다. 행정거리 약 13 mm에서 전방압출이 이루어짐에 따라 하중이 크게 증가하고 있음을 알 수 있다. 펀치에 비해 맨드렐에서 갭폭(w)에 따른 하중의 차

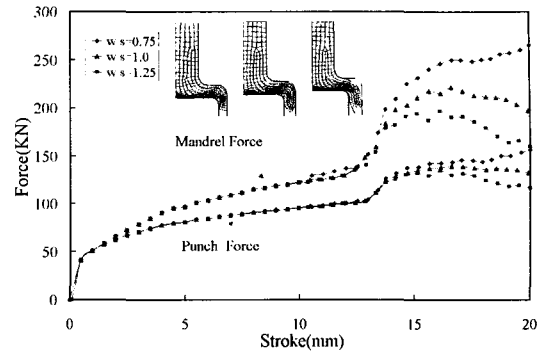


Fig. 6 Comparison of load-stroke relationships for relative gap width

이가 더 크게 나타나고 있으며, 상대갭폭 1.0과 1.25인 경우는 전방압출의 행정이 진행되면서 하중이 감소하고 있다. 상대갭폭이 1.0보다 클 경우 전방압출부의 갭에서 소재는 자유압출(free extrusion)로 유동된다. 따라서 성형하중은 레이디얼압출에 대부분 소요되며 튜브의 벽두께는 레이디얼압출부의 갭높이에 의해 결정된다. 이와는 반대로 상대갭폭이 1.0보다 작을 경우 소재는 갭폭사이에서 압축응력을 받으면서 유동하여 금형벽면에서 마찰(die-wall friction)의 증가에 따라 성형하중이 증가한다. 또한 튜브의 벽두께는 전방압출부의 갭폭에 의해 결정된다.

냉간압출품의 경도분포는 유효변형률분포와 일정한 관계가 있다.^{11,12} 앞에서 설명한 것과 같이 상대갭폭(w/s)이 작을수록 튜브의 조직이 치밀해지고 성형성이 개선된다. 이와 같은 성형조건의 차이로 인해 상대갭폭에 따라 유동소재의 경도분포가 다르게 나타난다.

Fig. 7은 압출된 튜브의 미소경도를 상대갭폭

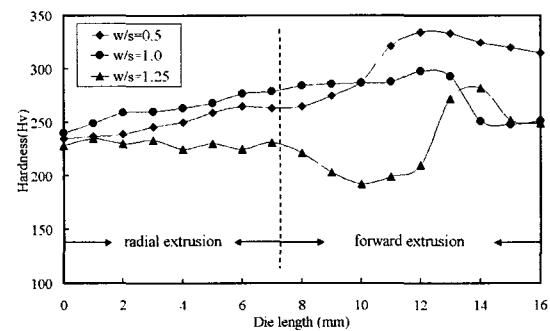


Fig. 7 Hardness variations along the extrusion path

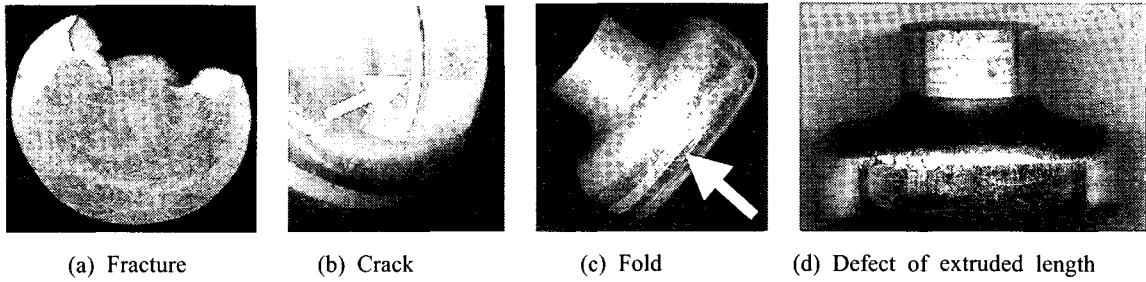


Fig. 8 Defects during tube forming processes

(w/s)에 따라 나타낸 것이다. 경도는 Fig. 5에 점선으로 나타낸 것처럼 다이코너반경 5.0 mm일 때, 압출된 소재단면의 외벽면으로부터 1 mm 깊이에서, 마이크로 비커스경도시험기(micro vickers hardness tester)를 이용하여 측정하였다. 측정 위치는 플랜지 벽의 코너반경중심을 0으로 하여, 변형경로를 따라 튜브의 끝단까지 1 mm씩 증가시켰으며, 이를 X축으로 하였다. 그림에서 알 수 있듯이 상대갭폭이 작을수록 경도가 증가하는 경향을 보이고 있다. 상대갭폭 0.5인 경우 레이디얼압출부의 경도가 상대갭폭 1.0에 비해 낮은 것은 갭높이가 크므로 인해 변형률이 상대적으로 낮았기 때문이다. 상대갭폭 0.5인 경우 전방압출이 이루어지면서 압축응력에 의해 변형률이 상대적으로 많음에 따라 경도가 증가하고 있음을 알 수 있다.

다른 경우에 비해 상대갭폭(w/s) 1.25인 경우는 비교적 경도의 변화가 크게 나타나고 있다. 이는 튜브의 코너채움의 불안정과 접힘현상에 의해 변형이 균일하지 않았기 때문으로 판단된다. 모든 갭폭(w)에서 살두께가 얇은 튜브끝단의 경도는 낮아지는 경향을 보인다.

3.3 튜브 성형결합

냉간압출시 발생하는 결합은 제품의 형상에 따른 소재의 변형이력, 성형 공정조건의 부적합 등이 원인이 될 수 있으며, 이러한 결합은 크게 내부결합과 표면결합으로 나누어진다.¹³

Fig. 8은 압출실험을 통해 나타난 튜브의 성형결합을 보여주고 있다. 튜브성형시 나타난 결합은 주로 표면결합이었으며 과도한 변형에 의한 연성과 파괴와 소재의 유동결합으로 크게 구분할 수 있다.

Fig. 8(a)는 레이디얼압출 후 전방압출이 진행되는 공정에서 발생한 플랜지의 연성과파괴이다. 일반적인 플랜지의 연성과파괴는 원주방향의 응력(circu-

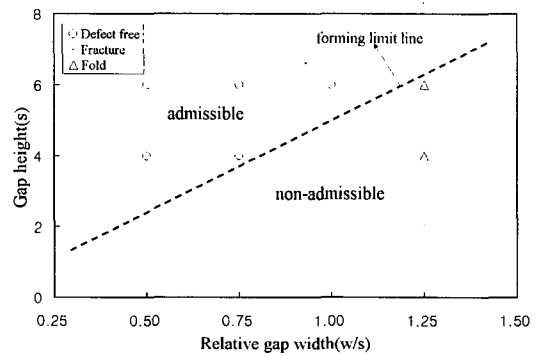


Fig. 9 Proposed forming limit diagram(r=3)

mferential stress)에 의해 주로 플랜지 끝단에서 발생하는 것으로 알려져 있다.² 플랜지의 결합은 갭높이(s) 2.0 mm, 펀치행정거리(h_{st}) 8 mm에서 끝단이 파단되는 형태로 나타났다. 파단의 원인은 다이와 떨어져 유동한 플랜지가 다이의 외부코너반경과 접촉한 후 전방압출이 이루어질 때 얇은 살 두께에 전단변형이 집중되어 발생한 것으로 생각된다. 다른 갭높이에서는 플랜지의 파단이 발생하지 않았다.

Fig. 8(b)는 상대갭폭(w/s) 1.25, 다이코너반경(r) 5.0 mm에서 튜브의 코너채움시 발생한 내벽면의 크랙을 보여주고 있다. 이러한 현상은 접힘현상이 나타난 경우 2차 결합의 형태로 금형과 접촉하지 않은 자유면에서 발생하였다. Fig 5(a)의 우측그림과 같이 접힘에 의해 전방압출이 구속된 상태에서 코너를 채울 때 코너반경의 원주면을 따라 과도한 전단응력이 작용하여 발생한 것으로 판단된다.

Fig. 8(c)는 튜브의 외벽 원주면에 나타난 접힘현상을 보여주고 있다. 이러한 현상은 상대갭폭(w/s) 1.0 이상에서 플랜지가 다이와 떨어져 유동한 경우에 발생되었다. 앞에서 설명한 것과 같이 플랜지 끝단과 다이인서트와의 간섭에 의해 발생한 것으로서 일반적인 금속성형공정에서 나타나는 접촉

면의 마찰 등에 의한 접힘현상과는 구별된다.¹⁴⁻¹⁶

Fig. 8(d)는 상대갭폭(w/s) 1.0 이하에서 일부 실험에 발생된 튜브의 유동길이 결함을 보여주고 있다. 일반적으로 금속의 유동은 윤활조건의 영향을 많이 받는다. 특히 소재의 크기가 작을 경우 피막의 불균형이 마찰에 영향을 미칠 수 있다.¹⁷ 갭폭(w)이 갭높이(s)에 비해 작을 경우 전방압출부의 소재는 압축응력이 매우 크게 작용하여 윤활제의 피막두께가 얇아지게 된다. 그림에서 볼 수 있듯이 결함이 발생한 튜브원주면의 외관에서 버닝(burnishing)가공에서와 같은 금속광택이 나타나고 있으며 윤활막의 부분적인 파손이 금속간의 접촉을 유발하여 유동길이에 영향을 미친 것으로 판단된다.

Fig. 9는 결함발생에 따른 성형한계를 정리한 그림을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 상대갭폭(w/s) 1.25에서만 접힘현상이 나타나며, 파단은 주로 갭높이(s) 2.0 mm에서 발생되고 있다. 갭높이가 크고 상대갭폭이 작을수록 튜브의 성형이 원활하게 이루어지고 있음을 알 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 레이디얼압출과 연계된 전방압출의 튜브성형에 대하여 강소성 유한요소법을 이용한 해석과 압출금형을 이용한 실험을 수행하였으며 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 플랜지의 성형형태와 다이코너반경(r)은 튜브끝단의 성형형태에 큰 영향을 미친다.
- (2) 상대갭폭(w/s)이 작을수록 성형하중과 성형된 튜브의 경도가 증가한다.
- (3) 갭폭(w)에 따라 펀치에 비해 맨드릴의 하중 변화가 더 크다.
- (4) 상대갭폭(w/s) 1.0이상에서 플랜지가 다이와 분리 성형될 경우 튜브에 접힘현상이 발생하며, 접힘의 2차 결함으로 튜브내벽면에 크랙이 발생한다.
- (5) 갭높이(s)가 크고 상대갭폭(w/s)이 작을수록 튜브의 결함이 없는 성형이 가능하다.

참고문헌

1. Y, S, Lee., S, K, Hwang., Y, S, Chang., B, B,

Hwang., "The Forming Characteristics of Radial-Forward Extrusion," J. of Material Processing Tech., Vol. 113, pp. 136-140, 2001.

2. Pale, J, A., Shivpuri, R., Altan, T., "Development of Equipment and Capabilities for Investigation of Multi-action Forming of Complex Parts," ERC/NSM Report, No. B8928, pp. 17-19, 1989.
3. Air Force Material Laboratory, Forming Equipment, Materials, and Practices, Metal and Ceramics Information Center, p. 164, 1973.
4. Choi, Y. M., Kim, N. S., Determination of Flow Stress and Friction Factor by the Ring Compression Test(II),"J. of KSTP, Vol. 3, No. 2, pp. 215-228, 1994.
5. Lee, C, H., Altan, T., "Influence of Flow Stress and Friction upon Metal Flow in Upset Forging of Rings and Cylinders," Trans. ASME, J. of Engr. for Industry, Vol. 94, No. 3, p.775, 1972.
6. Altan, T., S, I, Oh., Gegel, H, L., "Metal Forming : Fundamentals and Applications," ASM, P. 48, 1983.
7. Butt, P, R., Semiatin, S, L., Altan, T., "Measurement and Analysis of Heat Transfer and Friction during Forging," ERC/NSM Report, No. B8920, 1989.
8. S, I, Oh, Lahoi, G, D., Altan, T., ALPID-a General Purpose FEM Program for Metal Forming, Proceeding of NAMRC. IX, State College, Pennsylvania, 1981.
9. B, D, Ko., S, H, Lee., D, J, Kim., B, B, Hwang., "The Influence of Die Geometry on the Radial Extrusion Processes," J. of Material Processing Tech., Vol. 113, pp. 109-114, 2001.
10. Walters, J., Kurtz, S., Wu, W, T., Tang, J., "The 'State of art' in Cold Forming Simulation" J. of Material Processing Tech., Vol. 71, pp. 64-70, 1997.
11. Rodrigues, J, M, C., Petersen, S, B., Martins, P, A, F., Barata Marques, M, J, M., "Towards Net-shape of Tubular Components," Int. J. of Mach. Tools Manufact., Vol. 36, pp. 399-409, 1996.
12. Gouveia, B, P, B, A., Rodrigues, J, M, C., Martins, P, A, F., "Steady-State Finite-Element

- Analysis of Cold Forward Extrusion," J. of Mater. Proc. Tech., Vol. 73, pp. 281-288, 1998.
13. Okamoto, T., Fukuda, T., Hagita, H., "Material Fracture in Cold Forging-Systematic classification of Working Methods and Types of Cracking in Cold Forging," Source Book on Cold Forging, ASTM, pp. 216-226, 1997.
 14. Balendra, R., Qin, Y., "Identification and Classification of Flow-Dependent Defects in the Injection Forging of Solid Billets," J. of Material Processing Tech., Vol. 106, pp. 199-203, 2000.
 15. Wang, Z., Lu, J., Wang, Z, R., "Numerical and Experimental Research of the cold Upsetting-Extruding of Tube Flanges," J. of Mater. Proc. Tech., Vol. 110, pp. 28-35, 2001.
 16. Colla, D., Petersen, S, B., Martins, P, A, F., "An Investigation into the Preforming of Tubes," Int. J. of Mach. Sci. Vol. 39, No. 5, pp. 507-520, 1997.
 17. Lee, Y. S. and Lee, J. H., The Effects of the Process and Die Design for Precision Forging of Al Alloys,"J. of KSPE, Vol. 16, No. 11, pp. 166-173, 1999.