

냉간압출을 이용한 롱넥 플랜지 성형에 대한 공정설계

임중연* · 황병복** · 김철식***

(1998년 11월 11일 접수)

Process Sequence Design of Longneck Flange by Cold Extrusion Process

Joong-Yeon Lim, Beong-Bok Hwang and Chul-Sik Kim

Abstract

This paper is concerned with the process sequence design of longneck flange forming by using cold extrusion with thick hollow pipe. The conventional hot forming process to produce a longneck flange is investigated by thermo-viscoplastic finite element method to observe the metal flow in detail and evaluate design requirements. Based on the results of simulation of the current hot forming process, design strategy for improving the process sequence are developed using the thick hollow pipe. The main goal is to obtain an appropriate improved process sequence which can produce the required product most economically without tensile cracking, workpiece buckling, and overloading of tools. Newly designed process can produce the longneck flange by employing cold extrusion process according to the process condition such as semi-die angle, reduction ratio of cross-sectional area of axisymmetrical extrusion process. The final designed process can provide very useful guidelines to other flange forming industries.

Key Words : Longneck Flange, Process Sequence Design, Cold Extrusion

1. 서론

단조공정의 해석을 위하여 Kobayashi 등⁽¹⁾은 탄성부분을 무시하고 모든 소성변형을 유동문제로 간주하는 강소성 문제에 유한요소법을 적용하였고 또한 Rebelo와 Kobayashi⁽²⁻³⁾는 증실 실린더와 링 업셋팅에서 비정상 상태의 점소성 변형과 열전달의 효과적인 연계해석 유한요소모델을 개발하였다. 이를 바탕으로 단조성형의 공정설계에 관한 연구가 다양하게 진행되어 오고 있다. Lange

와 Du⁽⁴⁾는 축대칭 부품들의 가공공정을 설계하는 방법을 소개하였고 이 방법은 비교적 간단한 초기의 형상을 유추해 내는 것이다. Al-Sended⁽⁵⁾ 등은 헤드포밍공정을 유한요소법으로 해석하여 4개의 가공단계에 대한 최적의 형상과 치수를 구하였다. Lim 등은⁽⁶⁻⁸⁾ 다단계 냉간 압출공정에 대해 소재의 새로운 형상과 적절한 다이모양의 설계를 통하여 다양한 공정설계를 수행하였으며 자동차 부품 공정설계를 수행하였다. 또한 주요 설계 변수로서 압출공정에서 내부결함 발생의 예측을 할 수 있

* 동국대학교 기계공학과
** 인하대학교 자동차공학과
*** 동국대학교 기계공학과

는데 Chen, Oh, Kobayashi⁽⁹⁻¹⁰⁾ 등은 압출 및 인발가공에서 중심축 선상에 인장상태의 정수압 응력이 생길 때 내부결합이 발생한다고 제안하였으며 Aravas⁽¹¹⁾는 두 종류의 다이반각에 대해 중심축 선상의 정수압응력이 음에서 양의 값으로 변할 때 내부결합이 발생한다고 하였다. C. H. Lee and S. Kobayashi⁽¹²⁾는 축방향 변형률과 원주방향의 변형률 관계로서 표면결합 발생 조건을 제안하였다.

롱넥 플랜지는 산업용 배관 이음으로 그 용도 및 수요가 매우 다양하며 특히 파이프간의 이음 시에 일정한 거리를 두고 결합시켜야 할 필요가 있는 정유회사나 유조선의 배관에 쓰이고 있다. 플랜지의 넥 부분이 길수록 파이프 선단의 이음효율이 좋아 선호하고 있지만 제작이 어려운 실정이다. 기존의 플랜지 생산공정은 소재를 헤딩과정을 거쳐 가운데의 중공부위를 많은 시간의 후속 기계가공을 거쳐 생산해 내므로 가공시간이 길고 재료 손실이 많아 생산비가 높은 실정이다. 따라서 본 논문에서는 기존의 열간 헤딩공정 및 기계가공을 거쳐 생산되고 있는 롱넥 플랜지 성형공정을 열-점소성 유한요소법을 이용하여 해석해 보고, 이를 토대로 냉간 압출성형 공정으로 중공축 예비성형체를 적용시켜 결합이 없고 설계조건을 만족시키는 최종제품을 성형할 수 있는 새로운 공정을 설계하였다.

2. 기존 열간 공정 해석

2.1 해석 조건 및 방법

Fig. 1은 이번 연구에서 해석할 롱넥 플랜지의 형상을 나타내고 있다. 설계전문가의 경험에 의하여 생산되고 있는 기존 성형공정의 특성을 해석하기 위하여 열-점소성

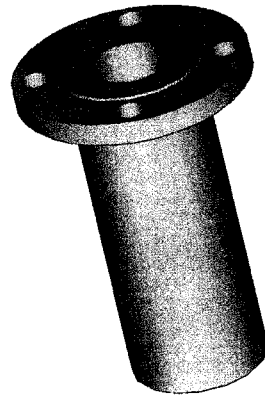


Fig. 1 Schematic configuration of longneck flange

유한요소법 코드로 되어있는 DEFTEM 프로그램을 이용하여 시뮬레이션을 수행하였다.

롱넥 플랜지의 초기 소재는 직경 82.55 mm, 높이 274.58 mm의 AISI 1015를 사용하였고 마찰은 강의 열간 성형공정에서 사용되는 흑연-오일 윤활로 가정하여 마찰인자 값을 0.2로 해석하였다.⁽¹³⁾ 해석에 사용된 강의 유동응력과 변형률 속도에 대한 관계식은 아래와 같다.

$$\bar{\sigma} = C \dot{\bar{\epsilon}}^m$$

여기서 C 와 m 은 Table 1⁽¹³⁾에서와 같이 온도와 변형률 속도 범위에 따른 실험 데이터 값으로 주어졌다. 또한 소재온도, 다이온도 등은 Table 2에 요약되어 있으며 Table 3⁽⁹⁾에는 소재의 재료인 AISI 1015, 펀치와 다이의 재료인 공구강(H13)의 열적 물성치와 열전달 계수 값을 나타내었다.

Table 1 Flow stress data for AISI 1015 carbon steel ($\bar{\sigma} = C \dot{\bar{\epsilon}}^m$)

Range of strain rate	Range of strain	600 °C		800 °C		1000 °C		1200 °C	
		C	m	C	m	C	m	C	m
0.2~30	0.20	36.8	0.112						
	0.25			19.9	0.105	17.0	0.045	7.2	0.137
	0.40	40.6	0.131						
	0.50			21.5	0.104	18.8	0.058	6.8	0.169
	0.60	40.0	0.121						
	0.70	39.5	0.114	21.1	0.109	18.3	0.068	5.7	0.181

Table 2 Process condition in hot forging

Initial billet temperature	850 °C
Initial die temperature	230 °C
Air temperature	20 °C
Ram speed	25.4 mm/s

Table 3 Constant for heat transfer in hot forging

Conductivity of workpiece	36N/s °K
Conductivity of dies	19N/s °K
Heat capacity of workpiece	3.77 N/mm ² °K
Heat capacity of dies	3.77 N/mm ² °K
Radiation*stefann-Boltzman constant	85 * 10 ⁻¹³ N/mms ² (°K) ⁴
Heat convection coefficient	0.00295 N/s mm °K
Heat transfer coefficient from lubricant	4 N/s mm °K
Conversion rate of plastic work-rate into heat	0.95

2.2 기존 열간 헤딩 공정에 대한 분석

Fig. 2는 기존의 롱넥 플랜지 제작과정과 초기 소재의 형상을 보여주고 있다. 그림에서와 같이 첫 단계에서는 중실 소재를 가지고 헤딩(heading) 가공작업을 통하여 먼저 머리부분을 성형한다. 그리고 두 번째 단계에서는 롱넥의 몸체부분의 증공과 나사이음부분을 기계가공에 의한 피어싱(piercing)으로 제작하는 공정을 보여주고 있다. 이에 대하여 앞에서 기술한 바와 같은 해석조건에 따라 열-점소성 유한요소법을 이용하여 시뮬레이션을 수행하였다.

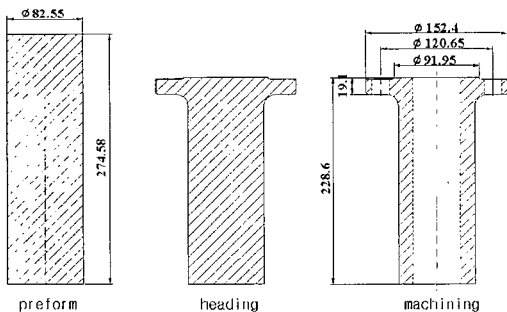
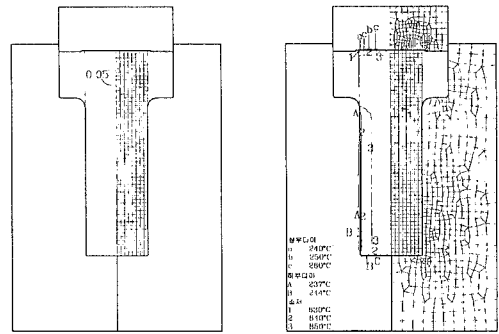


Fig. 2 Process sequence of a longneck flange by conventional method

Fig. 2와 같이 2단계를 통하여 제작되는 롱넥 플랜지를 밀폐형 금형을 사용하여 Table 2에서와 같은 조건으로 단공정에 대한 시뮬레이션을 시도하였고 그 결과를 재료의 변형양상, 유효변형을 분포, 온도분포, 다이압력 분포로 나타내고 행정-하중선도, 및 성형에너지를 구하였다.

Fig. 3은 열간 업셋팅 공정에 대해 초기상태의 격자 구성과 온도상태를 보기 위한 것으로 전체행정의 5.5%일 때에 대해서 나타내고 있다. 이때 최대 유효변형율이 0.05이었고 소재의 내부 온도변화는 거의 발생하지 않았지만 다이와 소재가 접하는 부분에서는 접촉면을 통한 전도현상 때문에 온도변화가 일어났음을 알 수 있다.(Fig. 3의 ①, ②)



(a)Effective strain distribution (b)Temperature distribution

Fig. 3 Effective strain and temperature distributions at initial stroke 5.5% of hot heading process

Fig. 4는 시뮬레이션이 완료된 후 소재에 나타난 유효 변형율의 분포와 다이압력 분포 그리고 소재와 다이사이의 온도 분포를 나타내고 있다. 소재의 변형은 플랜지 부분을 형성하면서 많은 변형이 발생하였고, 이 부분에서 최대 유효변형율은 2.9이다. 넥 아래 부분에서의 변형은 거의 발생하지 않았는데 이곳에서 다이 압력은 일정한 값을 가지고 있고 플랜지 부분을 형성하는 곳에서는 높은 다이 압력 분포를 나타내고 있다. 최고 다이압력은 795 MPa로 플랜지 부분을 형성하는 곳에서 발생하였고, 또한 소재와 상부 다이가 접하는 부분에서 높은 다이압력 분포를 나타내고 있다. 공정을 끝마치고 난 후의 소재의 최고 온도는 상부다 이와 접하는 부분에서 897 °C로써 초기 소재 온도보다 약 49 °C 상승하였다.(Fig. 4의 ④) 또한 소재의 최소 온도는 소재와 하부다이가 접하고 있는 부분에서 발생하였는데 이때의 온도는 644 °C로 온도가 206 °C 하강하였다. 대부분

의 소재표면과 접하고 있는 다이의 온도 변화는 소재와 다이의 접촉면을 통한 전도현상에 의해 발생한다. 이것은 그림에서도 잘 나타나고 있는데, 접촉면에서 소재온도가 가장 낮고 다이의 온도는 가장 높게 나타나고 있다. 또한 소재가 대변형을 하면서 열 발생으로 인하여 온도가 상승하였다. 이것은 소재와 접하고 있는 다이의 열 손실로서 초기의 상, 하부다이 온도가 230 ℃였던 것이 상부다이는 최고 498 ℃이고, 하부다이는 417 ℃까지 상승하였다.

을 거쳐 중공부위를 만들던 기존의 방법을 해석을 통해 얻은 정보를 바탕으로 초기소재를 상업용으로 생산되고 있는 두께가 두꺼운 중공축 파이프를 사용하게 하면 이 공정을 줄일 수 있고 생산단가, 제품 생산시간, 재료의 손실을 줄일 수 있어 생산효율을 크게 향상시킬 수 있다. 또한 냉간 단조공정을 적용시킬 수 있으며 가공경화로 인해 기계적 성질이 개선되고 가공오차의 조절이 양호하므로 후속되는 절삭 또는 마무리작업 공정도 대폭 줄일 수 있다.

3. 냉간 단조를 이용한 새로운 공정설계

3.1 예비 성형체의 선정 및 설계조건

기존의 공정을 개선시키기 위하여 새로운 공정을 시도할 때 금형의 설계, 초기 소재의 선정, 공정 조건 및 장비의 선택, 기존의 공정에 비하여 제작공정이 간단하여야 하고 가공시간과 같이 많은 분야를 고려해야 한다. 기존의 플랜지 생산공정에 대한 해석을 바탕으로 새로운 공정을 설계할 시에 가장 중요한 것이 초기 소재의 선정이다. 기존의 제작공정에서 중공부위를 만들기 위해 머시닝작업을 사용하였으나 상업용으로 생산되는 살두께가 두꺼운 중공축 형상의 소재를 사용함으로써 이 공정을 줄일 수 있을 것으로 생각된다. 또한 이러한 중공축 형상의 소재를 사용할 경우 재료의 손실을 막을 수 있으며 가공설비의 절약도 기대할 수 있다.

새로운 공정에서 초기소재는 좌굴 및 균열의 가능성이 있는 파이프를 제외시켜야 한다. 즉 파이프 외경 및 살두께에 비하여 높이가 너무 크면 가공 시 좌굴이 일어날 가능성이 있으며, 높이 감소율이 너무 크면 소재의 배럴링(barrelling) 부분에서 표면균열이 일어날 수 있다. 본 논문에서는 좌굴에 대한 판단기준으로서 파이프가 봉에 비하여 좌굴 발생에 대해 더 안전하므로 다음과 같이 봉에 대한 좌굴 식을 파이프에 적용하였다.⁽¹⁴⁾

$$\frac{l}{\gamma} = \pi \sqrt{\frac{E_p}{\sigma_{cr}}}, \quad \text{여기서 } E_p = \frac{d\sigma}{d\epsilon_p}$$

여기서, l 은 봉의 길이, γ 은 반경, E_p 는 σ_{cr} 에서의 접선계수(tangent modulus), σ_{cr} 은 인장강도를 나타내고 있다. 따라서 위 식과 AISI 1015 강재의 유동응력과 변형률의 관계식은 다음과 같으며 소성변형동안 좌굴이 일어나지 않기 위해서는 (l/γ) 의 비율이 4.68보다 작아야 한다. Table 4⁽⁸⁾은 현재 시중에서 쉽게 구할 수 있으며

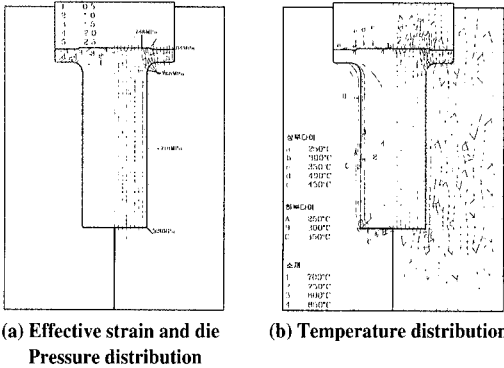


Fig. 4 Effective strain, temperature and die pressure distributions of hot heading process

Fig. 5는 하중-행정의 관계를 나타내는 그림으로 최대 하중은 5.5 MN, 소요에너지는 25.5 kJ이다. 공정 중 상부다이의 왼쪽 부분에 소재가 채워지기까지 점차적으로 증가하다가 이 부분을 지나면서 높은 하중을 필요로 하고 있다. 또한 공정이 거의 끝날 무렵에서 격자의 경계점들이 다이에 모두 닿을 때쯤 급격한 증가를 보이고 있다. 기존 공정에서 헤딩공정이 끝난 후 많은 시간을 들여 기계가공

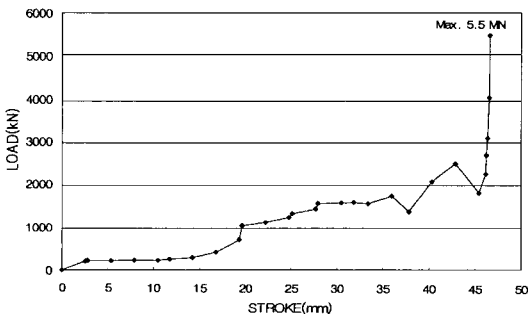


Fig. 5 Load-stroke relationship of hot heading process for conventional method

좌굴의 가능성이 적으므로 초기소재로서 본 논문의 해석에 적용 가능한 파이프들을 보여주고 있다. 표에서 압출비가 12 이상이 되는 파이프는 좌굴(buckling)이 발생할 가능성이 있어 제외되었다.

$$\bar{\sigma} = 275 \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad \bar{\epsilon} < 0.02512$$

$$\bar{\sigma} = 722 * \bar{\epsilon}^{0.116} \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad \bar{\epsilon} \geq 0.02512$$

Table 4 Commercially available thick-hollow pipe(mm)
(● : Pipes that are used in simulation)

Thk OD.	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	27	30	32	35	38
114.3	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	●	○	○
120.0	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
127.0	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
130.0	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
139.8	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

내부결함 발생에 영향을 주는 가공조건으로는 압출각, 면적감소율, 마찰계수 등을 들 수 있다. 마찰계수에 의한 변화는 거의 없다고 보고⁽¹⁵⁾ 압출각과 면적감소율에 대하여 검토하였다. 전방압출은 개방형 다이 압출(open-die extrusion)과 트랩다이(trapped-die) 압출로 구분되어질 수 있다. 개방형 다이 압출에서 저탄소강의 경우에 대한 한계 면적감소율이 최대 35% 이고 알루미늄은 25%, AISI 4140은 40% 정도이다. 트랩 다이를 이용한 압출의 경우는 탄소강에 대해 제시된 최대 70~75% 최소 20~25%⁽¹⁶⁾이내로 개방형 다이 압출의 경우보다 높고 본 해석

에서 소재의 면적감소율이 59.6%이므로 트랩다리로 압출을 사용하였다. Fig. 6은 압출각(extrusion angle)과 면적감소율의 관계를 나타내는 그림으로⁽¹⁶⁾ 일반적 유탄제를 사용한 비 변형 경화재료에 있어서 내부균열 방지를 위한 압출각을 찾는데 산업현장에서 많이 사용되어지고 있는 것이다.⁽¹⁷⁻¹⁹⁾

업셋팅 공정에 대한 좌굴에 대한 판단 기준으로서 소재의 지름 대 업셋팅의 길이의 비는 최대 0.448로서 전문가에 의해 제시된 2.0을 초과하지 않으므로⁽¹⁶⁾ 해석에 사용되었다.

새로 시도되는 공정에서 소재의 면적감소율은 59.6 %로서 트랩다이 압출의 면적감소율 보다 작았다. 또한 다이 압출반각이 작을수록 면적 감소부분의 길이가 증가하여 소재가 외경보다 줄어들게 되므로 압출반각(semi-extrusion angle)을 안전한 범위 내에서 선택하여 해석을 수행하였다. 중공축 형상의 초기 소재를 사용하여 냉간가공으로 모의실험을 수행하는데 있어서 실제 현장에서 사용되고 있는 프레스의 최대 허용능력은 39.1 MN이므로 새로운 공정에서 최대하중이 이 범위 내에 존재하도록 설계하였다. 마찰은 비누로 완전 유탄할 때 일정한 전단마찰을 가정하여 마찰인자 값을 전공정에 대하여 0.1로 가정하였다.⁽²⁰⁾ 초기 소재의 크기는 내경 50.3 mm, 외경 114.3 mm, 높이 123.0 mm로서, 다이속도, 마찰인자 값은 전공정에 대하여 같은 조건으로 하여 강소성 유한요소법 코드로 되어있는 ALPID (Analysis of Large Incremental Deformation)를 이용하여 시뮬레이션을 수행하였다.

3.2 다이 압출반각을 고려한 냉간압출 설계 방법의 제안

Fig. 7은 살두께가 두꺼운 파이프를 이용하여 다이 압출반각이 15°인 경우에 대한 시뮬레이션 결과를 보여주고 있다. 그림에서도 알 수 있듯이 새로 시도되는 공정에서는 기존공정의 머시닝작업을 생략하기 위해 전방 압출공정을 수행하였고 하부다이와 소재의 외면이 접촉하지 않으나 그 간격이 극히 작으므로 좌굴이 일어나지 않을 것으로 생각되며 밀폐형 다이를 사용하여 넥 부분을 생성할 수 있도록 하였다. 변형률의 분포는 전방압출로 인하여 하단부의 외면에서 크게 나타났으며 이때 최대 유효 변형률은 2.2까지 나타나고 있다. 또한 행정-하중의 관계는 소재의 바깥쪽 부분이 다이 사이를 꽉 채우고 면적감소가 최대가 되기 전까지 하중이 일정하게 증가하고 있다. 소재가 다이의 경사진 부분을 지나면서부터 하중의 변화가 거의 없이 일정하게 진행되다가 소재가 하부다이의 아랫부분과 접하면

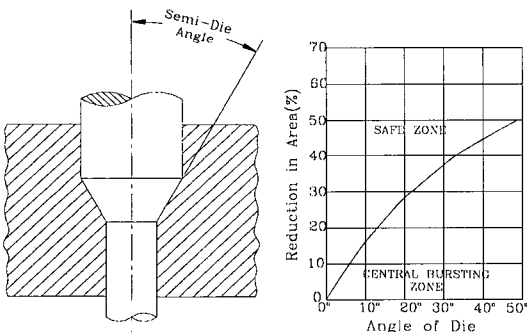


Fig. 6 Relationship between extrusion angle and percentage reduction in area for cold extrusion

서 다소 감소하다가 급상승하고 있다. 이것은 상, 하부급형 사이를 소재가 채우고 나서 발생하는 현상으로 실제 이 공정에서 걸리는 최대 하중은 25.6 MN이고 소비된 에너지는 491 kJ이다.

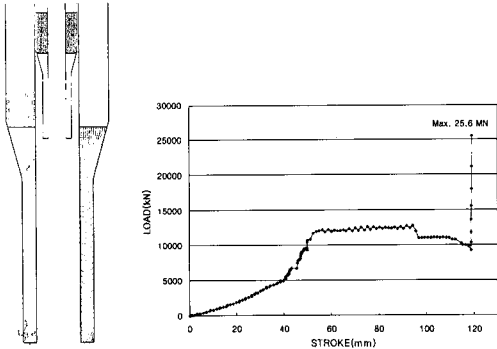


Fig. 7 Deformation pattern, effective strain and load-stroke relationship for the extrusion operation of the first proposed process with semi-die angle of 15°

Fig. 8은 마지막 공정인 두 번째 업셋팅 공정으로 그림에서도 알 수 있듯이 플랜지 부분을 성형하는 공정에 대해 시뮬레이션을 수행하였다. 유효변형률의 분포는 플랜지 부분에서는 기존공정과 거의 유사한 분포를 보이고 있지만 넥의 하단부에서는 크게 나타나고 있다. 행정-하중의 관계는 상부다이가 내려감에 따라 점차적으로 하중이 증가하여 공정이 끝났을 때 하중이 최고에 도달했으며 이 때의 최대 하중은 28.2 MN으로 최대 프레스 허용능력보다 작은 결과를 나타냈으며 소비된 에너지는 163 kJ이었다.

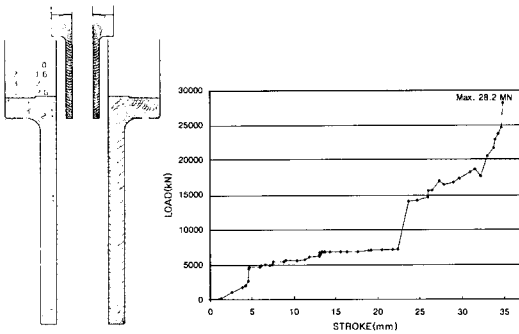


Fig. 8 Deformation pattern, effective strain and load-stroke relationship for the upsetting operation of the first proposed process with semi-die angle of 15°

또 다른 2단계 제작공정의 예로서 Fig. 9는 다이 압출 반각을 20°로 하여 공정 해석을 시도한 결과를 보여주고 있다. 첫 번째 방법과 같은 소재 크기 및 해석 조건하에서 다이 압출반각을 변화시켜 해석하였으며 변형률의 분포는 소재의 하단부가 벽면을 따라 크게 나타났다. 행정-하중의 관계는 전방압출의 일반적인 경향으로서 하중이 점차 증가하다가 소재가 넥 부분을 채우기 시작하면서 급상승하였고 또한 이 공정에서 최대하중은 13.6 MN이고 소비된 에너지가 289 kJ이었다.

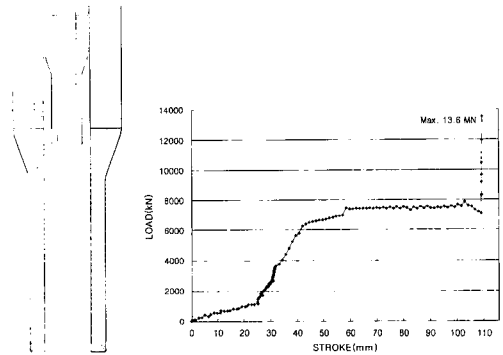


Fig. 9 Deformation pattern, effective strain and load-stroke relationship for the extrusion operation of the second proposed process with semi-die angle of 20°

Fig. 10은 업셋팅 공정에 대한 해석결과를 보여주고 있다. 유효 변형률의 분포는 기존공정의 플랜지 부분과 유사한 분포를 나타냈으며 행정-하중의 관계는 편치가 내려감에 따라 점차적으로 하중이 증가하여 공정이 끝났을 때 최

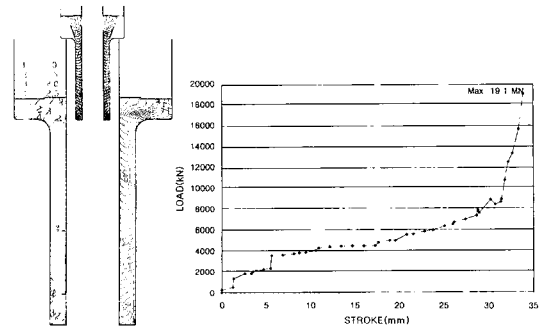


Fig. 10 Deformation pattern, effective strain and load-stroke relationship for the upsetting operation of the second proposed process with semi-die angle of 20°

고에 도달하였다. 이때의 하중은 19.1 MN으로서 앞서 시도된 공정과 마찬가지로 프레스 허용능력에 비하여 아주 작은 값이고 에너지는 더 작게 소비되었음을 알 수 있다.

4. 최종 설계

제안된 공정에서는 초기 소재를 중공축 형상의 소재를 사용하여 열간해당 공정을 냉간단조에 의해 프레스 하중 범위 내에서 생산 할 수 있다는 것을 알 수 있었다. 앞서 다이 압출반각에 따른 해석 결과를 분석해보면 압출반각이 증가하면 하중, 성형에너지가 감소하지만 다이 압출반각이 너무 크면 압출공정에서의 하중, 소요에너지 그리고 다이압력이 높게 된다. 다음 단계의 업셋팅 공정에서는 압출반각과 하중, 성형에너지는 반비례하는 것도 앞의 결과를 통해 알 수가 있었다. 앞의 결과를 바탕으로 압출공정과 업셋팅으로 이루어진 새로운 공정에서는 각 공정의 최대하중이 프레스의 하중능력 범위내에 존재하면서 소재에 결함없는 제품을 만들기 위하여 압출반각을 25°로 선택하여 최종설계 하였다.

Fig. 11은 다이 압출반각을 25°로 하여 넥 부분을 형성하는 공정에 대한 결과를 보여주고 있다. 그림을 보면 앞의 공정과 유사하게 소재가 하부다이 벽면을 타고 내려가면서 하단부에 변형률 분포가 크게 나타났다. 이것은 소재가 하단부에서 넥의 형상을 형성하기 위해 안쪽을 채우고 바깥쪽을 채우면서 주로 발생하였으며, 이때 최대 유효변형율은 2.97이었다. 기존 공정 및 앞의 공정과 비교해서 플랜지 부분에서 변형률의 분포는 거의 유사하게 나타났다. 다이압력의 분포는 소재가 다이를 가장 늦게 채우는

곳에서 최소값을 나타냈으며, 소재의 단면적이 감소되는 부분의 안쪽 다이벽면에서 최대 3213 MPa을 나타내었다. 행정-하중의 관계는 다이의 경사진 면을 통과하기 직전까지 하중이 계속 증가하다가 소재가 이 부분을 통과하면서 일정하게 유지되고 있다. 소재가 밀폐된 공간을 채우기 시작하면서 약간 감소하는 경향을 나타내다가 다시 급증하였다. 이것은 소재가 상, 하부다이 사이를 채우고 발생하는 현상으로 최대 하중은 11.7 MN이고 이때 소요된 에너지는 301 kJ이다.

Fig. 12는 업셋팅에 의하여 최종 플랜지 모양을 성형하는 공정을 해석한 결과를 보여주고 있다. 그림에서 유효변형률은 주로 다이의 벽면을 따라 크게 나타났고 플랜지부분에서는 기존공정의 유효변형률과 유사한 분포를 보이고 있다.

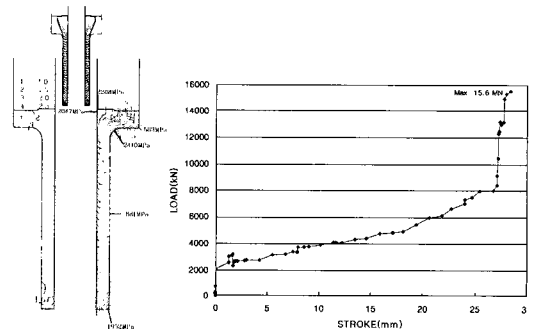


Fig. 12 Deformation pattern, effective strain, die pressure and load-stroke relationship for the upsetting operation of the final designed process with semi-die angle of 25°

업셋팅 공정에 의해 플랜지를 형성하는 곳에서 가장 많은 변형이 발생하였고, 최대 유효변형율은 2.97로서 기존 공정과 비교해서 거의 유사한 값을 나타냈으나 소재의 많은 부분에서 유효변형율이 다소 크게 나타났다. 소재가 다이를 가장 늦게 채우는 곳에서 다이압력이 최소 값을 나타냈으며 플랜지를 형성하면서 최대 2410 MPa을 나타내었다. 행정-하중 관계에서 전체적인 소재의 유동이 상부다이의 움직임에 오른쪽 방향으로 흐르기 때문에 초기에 소재의 유동이 시작하기까지 큰 값의 하중을 필요로 하고 있다. 따라서 그림에서 알 수 있듯이 초기에 2000 kN에 가까운 하중이 가해진 후 재료의 유동이 시작되었다. 그 이후에 소재의 플랜지 부분을 채워가면서 하중이 꾸준히 증가하다가 플랜지의 바깥쪽 부분을 형성하기 위해 소재

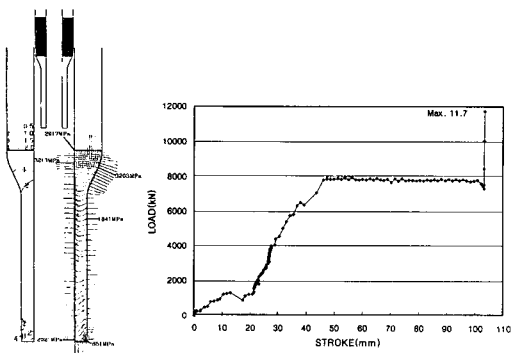


Fig. 11 Deformation pattern, effective strain, die pressure and load-stroke relationship for the extrusion operation of the final designed process with semi-die angle of 25°

가 하부다리와 접하면서 하중이 일정하게 상승하였다. 최대 하중은 프레스 허용능력 39.3 MN 보다 작은 16 MN 을 나타냈고 이때 소요 에너지는 72 kJ이다.

Fig. 13은 새로운 공정의 성형에너지를 비교한 것으로서 전방압출 공정은 다이반각이 20°일 때 289 kJ로 가장 적고, 업셋팅 공정에서는 다이반각이 25°일 때 72 kJ로서 가장 적게 나타났으나 플랜지 생산공정에서 소비된 전체 성형에너지는 다이반각이 25°일 때 가장 적게 나타났다.

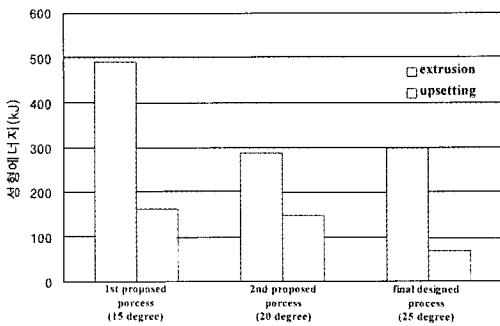


Fig. 13 Comparison of forming energy between proposed processes and final designed process

5. 결론 및 고찰

롱넥 플랜지의 제작에 사용되는 기존의 열간 성형공정과 새로이 제안된 냉간 성형공정에 대하여 각각 열-점소성 및 강소성 유한요소법을 이용하여 시뮬레이션을 수행하여 새로 설계된 공정의 적합성을 판단하였다. 기존 공정

과 새로운 공정에 대한 결과를 종합해 보면 다음과 같다.

기존공정에서 플랜지 부분과 최종 설계에 의한 플랜지 부분의 유효변형률은 거의 유사하게 나타났고 기존 열간공정과 새로운 냉간공정에서 소재가 플랜지 부분을 형성하기 위해 다이의 벽면을 타고 올라가는 곳에서 최대 2.9까지 나타났다. 롱넥 플랜지를 성형하는데 필요한 최대 하중은 다이 압출반각이 증가할수록 감소하여 최종 설계공정에서는 11.7 MN, 16 MN로 가장 적게 나타났으며 모두 프레스 허용능력 39.24 MN보다 작은 결과를 나타냈다.

Table 5에서 기존 공정과 새로 시도된 공정의 해석결과를 비교한 것으로 유효변형률의 분포는 거의 유사하게 나타났다. 또한 하중과 다이압력 그리고 성형에너지는 다이 압출반각이 25°일 때 가장 좋은 결과를 나타냈다.

압출 공정에서 단면적 감소율과 마찰조건이 동일한 경우 주요 설계변수는 다이 압출각이라는 것을 알았고, 다이 각이 작을수록 소재-다이의 접촉길이가 길게 되어 마찰일이 증가하게 된다. 반면 너무 클수록 불균질 변형에 따른 과잉일이 증가하게 되어 높은 하중을 필요로 한다. 또한 기존의 열간 헤딩과 머시닝 작업에 의해 제작되던 롱넥 플랜지를 새로운 공정에서는 살두께가 두꺼운 중공 파이프를 사용함으로써 새로운 공정에서는 재료손실, 제작비, 제품 제작시간을 크게 줄일 수 있다. 또한 초기의 소재와 금형을 가열하지 않아도 되므로 장비의 수명을 늘릴 수 있는 잇점이 있다. 또한 기존의 열간 공정에 비해 냉간 공정을 통하여 제작 가능하게 됨으로써 기계적 성질이 개선되고 가공오차의 조절이 양호하므로 후속되는 절삭 또는 마무리작업 공정을 대폭 줄일 수 있게 되었다.

Table 5 The comparison data of conventional process, proposed processes and final designed process

analysis result	process	proposed process		final designed process(semi-die angle 25°)
		Conventional process	(semi-die angle 15°)	
Type of forming	hot	cold		
Max. die load(MN)	5.5	28.2	19.1	16
Max. effective strain	2.90	2.90	2.93	2.97
Max. die pressure(MPa)	795	11,367	4,681	3,213
Forming energy(kJ)	25.5(only for heading)	654	439	373
Material waste	large	small		
Process time	long	short		

후 기

본 연구는 1998년 한국과학재단의 지원(과제번호 : 981-1008-056-2)에 의하여 이루어 졌으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) C. H. Lee, and S. Kobayashi, "New solution to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a matrix Method", J. Eng. Ind. Trans. ASME, 95, p. 865, 9143
- (2) N. Rebelo, and S. Kobayashi 1980, "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer- I , Theoretical Considerations", Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, p. 699.
- (3) N. Rebelo, and S. Kobayashi 1980, "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer- II , Applications", Int. J. Mech. Sci., Vol. 22, p. 707.
- (4) K. Lange and G. Du 1989, "A formal approach to designing forming sequences for cold forging", Proceedings of NAMRC, p. 17.
- (5) A.A.K. Al-Sended, P. Hartley, C.E.N. Struges and G.W. Rowe 1987, "Finite element analysis of a five stage colding heading process," J. Mech. Working Tech, Vol. 14, p. 225.
- (6) Joong-Yeon Lim and S. Kobayashi 1995, "Process Sequence Design in Cold Extrusion to Form Axisymmetric Shell Body", Int. J. of machine Tools and Manufacture, Vol. 35, No. 7.
- (7) 강범수, 임중연, 배진영 1997, "스트레치포밍을 이용한 랜딩기어의 내면벽에 대한 공정설계", 한국소성가공학회, 제6권 4호.
- (8) 박철, 임중연, 황병복 1998, " A Process Sequence Design of an axle-housing by cold extrusion using thick-walled pipe", J. of Material Processing Technology Vol. 75, No. 1.
- (9) C. C. Chen, Oh S. I. and S. Kobayashi 1979, "Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing, Part 1", J. of Engineering for Industry, Vol. 101, pp. 23~35.
- (10) C. C. Chen, Oh S. I. and S. Kobayashi 1979, "Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing, Part 2", J. of Engineering for Industry, Vol. 101, pp. 36~44.
- (11) N. Aravas 1986, "The Analysis of Void Growth that leads to Central Bursts During Extrusion", J. Mech. Phys. Solids, Vol. 34, No. 1, pp. 55~79.
- (12) S. Kobayashi and C. H. Lee 1973, "Deformation mechanics and workability in upsetting solid circular cylinder", Proc. North America Metalworking Res. Conf., Vol. 1, p. 185.
- (13) T. Altan, S. I. Oh and Gegel, H. L. 1983 : Metal Forming : Fundamentals and Applications, ASM, p. 60, 85.
- (14) Peter Hartley, Ian Pillunger and Clive Struges 1992, "Numerical Modelling of Material Deformation Processes", Springer-Verlag, pp. 17~18.
- (15) 최영순, 이정환 1997, "냉간압출시 Chevron Crack 방지에 대한 고찰", 한국소성가공학회지, 제6권, 제3호, pp. 221~226.
- (16) K. Sevenler, P. S. Raghupath, and T. Altan 1987, "Forming-sequence design for multistage cold forging", J. Mech. Working. Tech. 14., pp. 121~135.
- (17) B. Avitzur 1968, "Analysis of Central Bursting Defects in Extrusion and Wire Drawing", Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, Series B, pp. 79~91.
- (18) "Prevention of Central Bursting in Cold Extrusion", A Technical Report(booklet 2913) from Bethlehem Steel's Homer Research Laboratories, Bethlehem, Pennsylvania.
- (19) 김태형, 이진희, 권혁홍, 김병민, 강범수, 최재찬 1992, "유한요소법을 이용한 전방 압출공정의 내부 결함에 관한 연구", 한국소성가공학회지, 제1권, 제1호, pp. 66~74.
- (20) S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan, Metal Forming and the Finite-Element Method, Oxford Uni. Press, 1989, pp. 39~41.