

커먼레일 파이프 헤딩공정의 접힘결함 방지에 관한 연구

A Study for Preventing Folding Defect of the Common Rail Pipe in Heading Process

송명준¹, 우타관², 정성윤³, 허관도⁴, 김철^{3,✉}
 Myung-Jun Song¹, Ta-Kwan Woo², Sung-Yuen Jung³, Kwan-Do Hur⁴ and Chul kim^{3,✉}

1 부산대학교 창의공학시스템 (Creative Engineering System, Pusan National Univ.)

2 부산대학교 기계공학부 대학원 (School of Mechanical Engineering, Pusan National Univ.)

3 부산대학교 기계기술연구원 (Research Institute of Mechanical Technology, Pusan National Univ.)

4 동의대학교 기계공학부 (Department of Mechanical Engineering, Dongeui Univ.)

✉ Corresponding author: chulki@pusan.ac.kr, Tel: 051-510-2489

Manuscript received: 2009.4.27 / Accepted: 2009.10.13

With the latest automobile technology, though the third generation common rail system requires high injection pressures up to 1,800bar, the next generation diesel engine is expected to require more higher pressures than the third generation. The common rail pipe requires higher strength because it is one of the parts in the common rail system, which is influenced directly by fuel under high pressure. Preform design is very important for preventing head of the common rail pipe from folding in the heading process. In this study, die angle, curvature, outer diameter of die and length of trapped part are selected as main parameters to obtain best preform shape minimizing radius of folding. Therefore optimal design is carried out by finite element analysis and Taguchi method through main parameters. Results of the finite element analysis have good agreements with those of the experiments in the actual field.

Key Words: Heading Process (헤딩공정), Folding defect (접힘결함), Preform (예비성형체), Process Design (공정설계), Design of Experiments (실험계획법)

1. 서론

연료 직접분사방식의 디젤엔진은 가솔린엔진에 비해 효율은 좋지만 마력당 중량이 크고 배기가스의 스모그 현상 및 소음·진동이 심하므로 성능향상을 위해 1990년대 이후 수많은 연구가 진행되어 왔다. 그 중 CRDI(Common Rail Direct Injection) 방식은 엔진출력 증대, 연비향상, 소음·진동 및 배기가스 저감 측면에서 뛰어난 성능을 가지며 1997년에 R.Bosh가 최초로 HSDI(High Speed Direct Injection)용 디젤엔진에 이 방식을 적용시켰고 이후 지속적인 연구를 통해 제품을 양산하고 있다.¹

CRDI 방식의 경우 레일(Rail)이라 불리는 축압

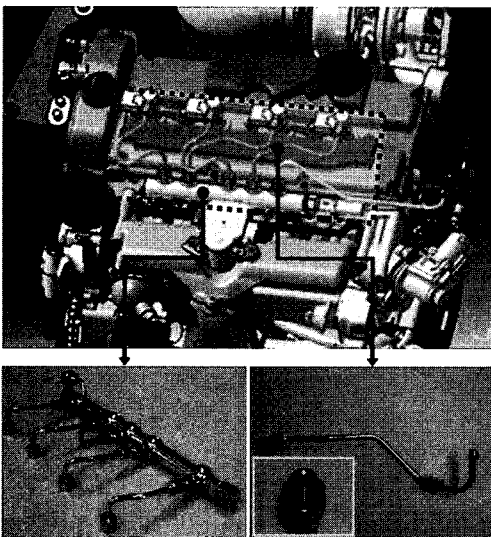
기에서 분사기로 고압연료가 분배될 때 커먼레일 파이프(Common Rail Pipe)에는 160MPa 이상의 고압이 작용한다. 고압에 사용되는 커먼레일 파이프의 체결부는 냉간단조 공법 중 헤딩공정에 의해 제작된다. 이러한 중공 업세팅 또는 중공 헤딩공정과 관련해서 초기형상의 두께에 따른 최종형상의 결합 분석과 소재-다이간 마찰값의 변화에 따라 소재의 유동에 미치는 영향에 관한 연구가 일부 진행되고 있다.^{2,4} 헤딩공정 중 표면균열 등의 외부결함 발생시에는 제품불량으로 처리되어 사고를 예방할 수 있지만 변형부 중심의 미소결함 등의 내부결함은 장착 후 고압연료에 의해 균열이나 파손을 야기시킨다. 이에 현장에서는 시행착오법으로

커먼레일 파이프의 내부결함인 접힘을 줄이고자 노력하고 있다.

이에 본 연구에서는 커먼레일 파이프의 헤딩공정시 최종형상의 내부에 발생하는 접힘결함을 방지하기 위하여 최적의 헤딩공정설계를 수행하고자 한다. 최적설계를 위해 경험적 해석을 기반으로 예비성형체의 설계인자를 선정하고 이에 따른 유한요소해석을 실시하여 기하학적 특징을 파악한 후 실험계획법에 적용될 예비성형체의 형상을 선정했다. 선정된 예비성형체의 주요치수를 설계변수로 다루어 기법을 도입하여 최적의 예비성형체 형상을 찾은 후 헤딩공정을 설계하였다. 이를 토대로 금형을 제작하고 단단포머에 의한 성형시험을 수행하여 유한요소해석에 의한 최적공정의 타당성을 입증했다.

2. 커먼레일 파이프의 공정결함

커먼레일 파이프의 재질은 DIN ST52 로 외경 8mm, 두께 2.5mm 이다. 파이프 체결부의 형상은 경사각 및 직각부를 가지는 축 대칭 형태로 전체 길이가 396mm 이다. 커먼레일과 인젝터 사이에서 연료의 이동통로 역할을 하는 파이프는 고압연료의 직접적인 영향을 받으며 볼트 및 너트에 의해 체결된다. Fig. 1 은 디젤엔진에서의 커먼레일 시스템 및 파이프 체결부의 실제 모습을 보여준다.



(a) Common rail (b) Common rail pipe
Fig. 1 The head-part of a common rail pipe

커먼레일 파이프의 헤딩공정에서 발생하는 결함에는 소재 미충진(unfilling), 접힘결함(folding defect), 좌굴(buckling), 플래쉬(flash) 등이 있다.⁵ 커먼레일 파이프의 제작을 위하여 현장에서는 1 단 헤딩공정을 수행하는데 이때 발생하는 대부분의 결함은 파이프 내부의 접힘결함이다. 접힘결함의 기준은 커먼레일 파이프가 엔진에 장착되었을 때 작용되는 고압연료의 영향을 고려하여 KS 규격에 명시되어 있으며 파이프 내경의 1.5 배인 4.5mm 이하가 되어야 한다.⁶ Fig. 2 는 현 제조공정에서 발생한 접힘결함을 보여준다. Fig. 2 로 부터 파이프 단면의 내부형상에서 가장 큰 직경을 가지는 접힘부 직경은 4.66mm 로 KS 규격을 초과하므로 커먼레일 시스템에 체결되어 사용될 때 파이프 내부에 작용하는 고압연료의 영향에 의해 파손 또는 균열발생의 시작점이 된다.

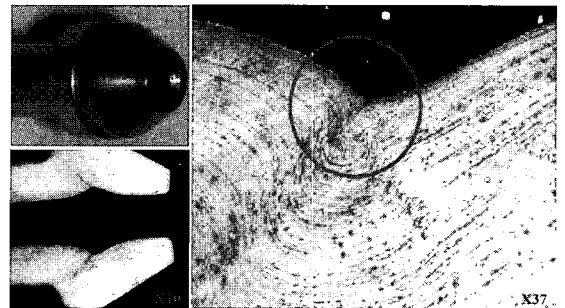
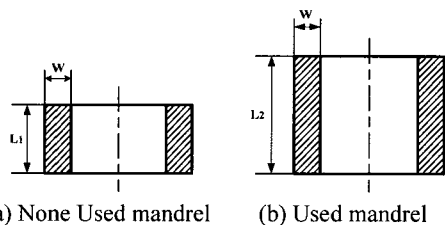


Fig. 2 Folding defect of the heading process

3. 커먼레일 파이프의 공정 및 금형설계

중실 업세팅의 일반적 규칙과 중공 업세팅시의 규칙에 근거하여 중실업세팅시 소재의 직경 대 높이 비가 2.25 이하이면 1 회 업세팅, 2.25~4.5 이면 2 회 업세팅으로 가공하는 것이 일반적이다. 헤딩공정에 적용되는 규칙은 식 (1), (2)로 결함이 발생하지 않는 최대길이는 두께의 1.75 배~2 배까지 가능



(a) None Used mandrel (b) Used mandrel
Fig. 3 Influence on the mandrel in tube upsetting criteria

하며 맨드릴을 사용하는 경우 소재두께의 3.3 배까지 가능하다.⁷ 이에 커먼레일 파이프의 헤딩공정에서는 Fig. 3(b)에 의해 식(2)를 사용한다.

$$L_1 = 1.75 \times W, L_1 = 2 \times W \quad (1)$$

$$L_2 = 3.3 \times W \quad (2)$$

최종형상의 체적으로부터 헤딩공정을 위한 초기소재의 가공영역 길이는 14.37mm 로 계산되지만 식 (2)에 의하면 헤딩공정시 결합이 발생하지 않는 가공영역 길이는 8.25mm 로 제한된다. 이에 현장에서 수행되는 1 단 헤딩공정은 결합을 최소화할 수 있는 2 단 헤딩공정으로의 변경이 필요하고 또한 접합직경을 줄이기 위해 첫번째 프리업세팅 공정에 의한 최적의 예비성형체형상이 요구된다.^{8,9}

3.1 성형해석

본 연구를 위한 성형해석에는 강소성 유한요소 해석 코드인 DEFORM-3D™ 가 사용되었다. 유한요소 해석 수행시 해석시간의 효율성을 위해 1/4 단면 모델을 채택하였으며 그 형상을 Fig. 4 에 나타내었다. 해석에서는 2 단 헤딩공정을 적용하기 위해 편치모델을 구분하여 적용하였다.

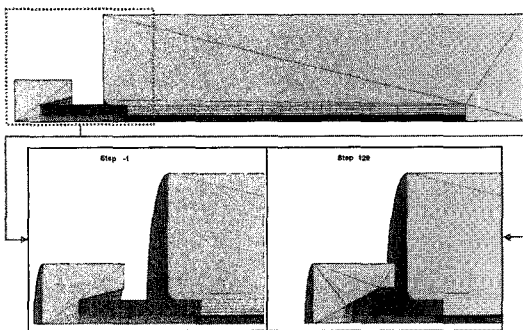


Fig. 4 Modeling for two step heading processes

첫번째 프리업세팅 공정(Pre-Upsetting Process)은 예비성형편치의 형상을 적용했고 두번째 헤딩공정에서는 최종형상의 편치모델을 적용하였다. 실제 공정에서 클램프는 파이프와 결합 후 마찰에 의해 고정되는 역할을 수행하지만 유한요소해석에서는 이를 단순화하여 일체형 클램프를 적용하였고 클램프의 하부는 소재를 지지할 수 있도록 모델링하

였다. 헤딩공정의 성형해석시에 프리업세팅 소재의 변형이력을 유지하였으며 동일한 클램프 모델이 적용되었다.

유한요소해석시의 경계조건은 Fig. 5 에 나타내었다. 이때 소재의 길이는 100mm 로 단순화 하였고 헤딩부 격자의 밀도는 다른 부분에 비해 상대적으로 크게 높여 생성하였다.

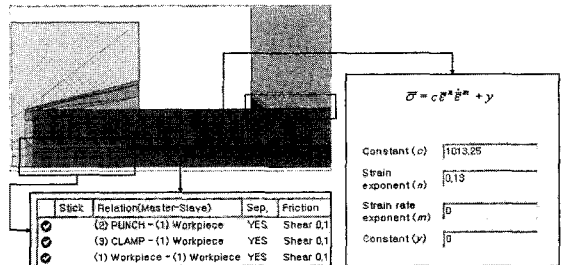


Fig. 5 Boundary condition for the first step, pre-upsetting

접합부는 격자의 밀도에 따라서 최종 내부형상에 크게 영향을 받으므로 적절한 격자생성은 유한요소해석에 있어서 매우 중요하다. 또한 편치와 클램프는 강체로 설정하였으며 클램프는 고정된 상태이다. 이때 편치의 이동은 성형시 소재의 미세한 변형을 세밀하게 관찰하기 위해 한 스텝당 0.05mm 로 이동량을 설정하였다. 유한요소해석시 적용되는 마찰값은 편치-소재-클램프 간에 각각 전단마찰상수 값으로 0.1 을 적용하였다. 또한 유동응력곡선(Flow stress curve)은 커브피팅(Curve fitting)을 통해 식 (3)을 얻었고 이를 성형해석에 적용하였고 소재의 물성치는 Table 1 과 같다.

$$\bar{\sigma} = 1013.25 \epsilon^{0.13} \text{ [MPa]} \quad (3)$$

Table 1 Mechanical property of ST52

Young's Modulus	2.12 X 10 ⁵ MPa
Poisson's Ratio	0.285
Mass Density	7.85 X 10 ⁻⁶ kg/mm ³
Tensile Yield Strength	600 MPa
Tensile Ultimate Strength	700 MPa
Plastic coefficient	1013.25 MPa
Strain hardening coefficient	0.13

3.2 예비성형체를 위한 업세팅공정

현장에서 수행되고 있는 1 단 헤딩공정의 펀치는 Fig. 6 과 같이 경사각과 직각부를 가지는 축대칭 형상이다. 이에 Fig. 6 의 기하학적 형상을 고려하여 예비성형체를 설계하고자 한다.

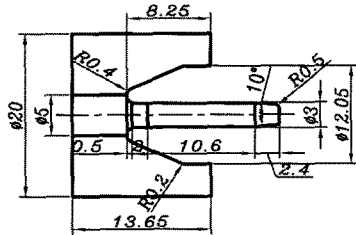
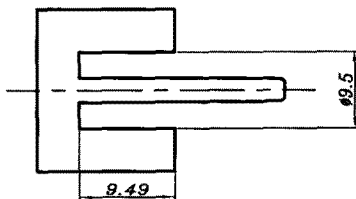
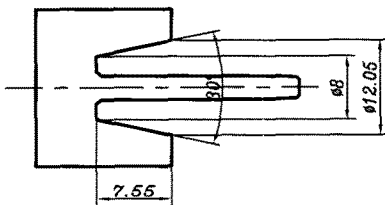


Fig. 6 Dimensional specification of the punch carried out in the actual field

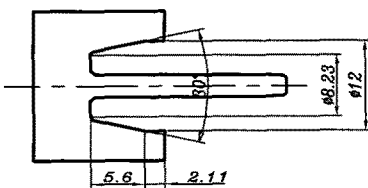
식 (1), (2)에 의해 접힘결함이 발생하지 않는 요인은 소재의 두께이므로 이를 토대로 예비성형 펀치(-1, 2, 3)를 설계했다.



(a) The preform punch-1



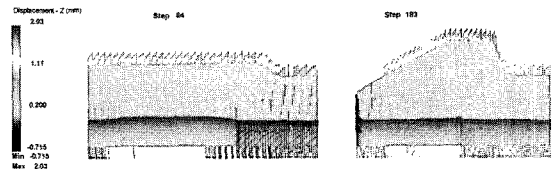
(b) The preform punch-2



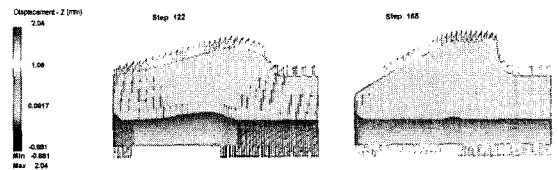
(c) The preform punch-3

Fig. 7 Dimensional specifications of the preform punches

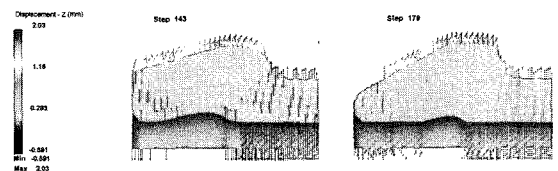
펀치 설계시 최종형상의 접힘결함을 방지하기 위하여 유한요소해석을 수차례 반복하여 결함을 방지할 수 있는 펀치형상을 결정했다. 예비성형펀치-1 은 소재가 최소범위로 확장될 수 있는 두께를 한계로 설정한 것으로 Fig. 7(a)와 같다. 예비성형펀치-2는 Fig. 7(b)와 같이 단순히 경사각만을 가지는 형상을 고려하였고 최종제품의 외부형상을 성형하는데 주안점을 두어 경사각을 30° 로 했다. 예비성형펀치-3 은 Fig. 7(c)와 같이 경사각 및 2.11mm 의 직각부를 적용했다. 이는 프리업세팅 공정이 완료되었을 때 외부결함의 방지 및 소재의 전체적인 변형을 고려하기 위함이다.



(a) Preform-1



(b) Preform-2



(c) Preform-3

Fig. 8 Results carried out by finite element analysis regarding the punches(-1, 2, 3)

예비성형펀치(-1, 2, 3)에 대한 유한요소해석 결과를 Fig. 8 에 나타내었다. 각기 다른 예비성형펀치의 적용에 따라 최종접힘부의 형상이 다르게 나타남을 알 수 있었고 예비성형체-2 의 접힘부 직경은 세 가지 경우 중 가장 작은 값인 3.22mm 로 측정되었다. 예비성형펀치의 결과분석을 통해 설계시 고려해야 하는 주요인자로는 다이 각도, 구속단 길이, 다이 곡률반경, 다이 최외경 등이 있음을

알 수 있었다.

세 가지 예비성형펀치에 대한 유한요소해석결과와 분석을 토대로 기하학적 특징을 접목하여 실험계획법에 적용될 형상은 Fig. 9 와 같다. Fig. 9 의 예비성형펀치 주요치수를 설계변수로 선정 한 후 다구찌 기법(Taguchi method)으로 최적설계를 수행하였다.¹⁰ 결합부위의 변형을 방지할 수 있어야 하므로 목적함수는 반경방향의 변형률로 선정하였다.

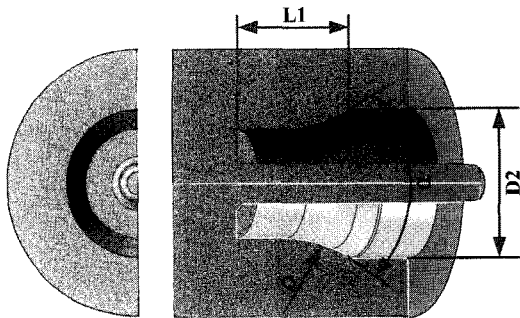


Fig. 9 Design variables of preform punch for design of experiment

다구찌 기법에서는 잡음인자의 영향으로부터 각각의 제어인자들을 강건하게 유지하기 위해 S/N 비(Signal to noise Ratio)의 개념을 도입하여 적용하였으며 S/N 비는 신호 대 잡음의 비율을 의미한다. 변형률값이 작을수록 접힘결함 개선에 유리하므로 망소특성(Smaller-the-better-characteristic)을 손실 함수로 정하였고 이때 S/N 비는 식 (4)에 의해 구할 수 있다.¹¹

$$S/N = -10\text{Log}\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2\right) \quad (4)$$

여기서 n 은 데이터의 수, y 는 측정치를 의미하며 실험계획법을 수행하기 위한 제어인자는 3 수준으로 선정하였다. 이는 유한요소해석시의 경험치에 근거한 것으로 가공부의 체적일정 조건을 위배하지 않고 식 (2)의 기준을 만족하는 범위 내에서 정한 것이다. 이를 기준으로 실험계획을 세우고 유한요소해석을 총 9 회 수행하여 측정된 결과값을 Table 2 에 나타내었다.

직교배열표의 결과값을 기준으로 변형률의 망

소특성에 대한 S/N 비를 구하고 이를 그래프로 나타내면 Fig. 10 과 같다.

Table 2 L9(3⁴) orthogonal array for design of experiments

Case	L1(mm)	D2(mm)	α(°)	ρ(mm)	Strain
1	5.62	11.0	42	6	0.844
2	5.62	11.2	46	8	0.822
3	5.62	11.4	50	10	0.840
4	5.87	11.0	46	10	0.816
5	5.87	11.2	50	6	0.867
6	5.87	11.4	42	8	0.841
7	6.12	11.0	50	8	0.844
8	6.12	11.2	42	10	0.825
9	6.12	11.4	46	6	0.834

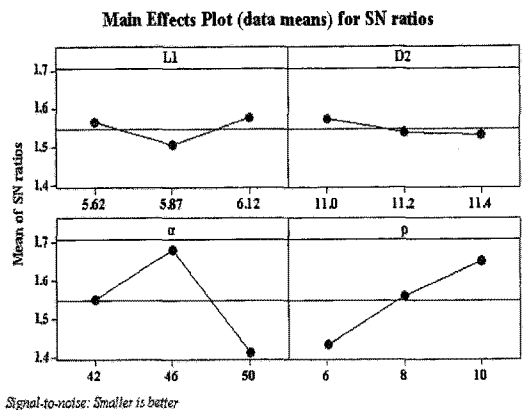


Fig. 10 Effect of design variables on the strain

S/N 비를 크게 하는 최적의 조합은 L1=6.12mm, D2=11.0mm, α=46°, ρ=10mm 이며 이에 따라 설계된 예비성형펀치의 형상(Preform punch-4)을 Fig. 11 에 나타내었고 이를 이용하여 최종 해딩공정을 수행하는 결과를 Fig. 11 에 나타내었다.

Fig. 11 에는 각 구간별 최대변형이 나타난 지점을 표시하였고 변형률이 일정한 구간은 예비성형체의 성형 완료 후 최종형상으로의 변형 과정에서 영향을 끼치지 않는 구간임을 의미한다. 성형완료 시 접힘부의 변형률은 0.809 로써 Table 2 의 값들과 비교해 볼 때 접힘결함의 방지를 위한 안전설계가 이루어졌다고 할 수 있으며 소재유동 측면에서도 예비성형펀치(-1, 2, 3)의 형상보다 만족하는 결과를 얻을 수 있었다.

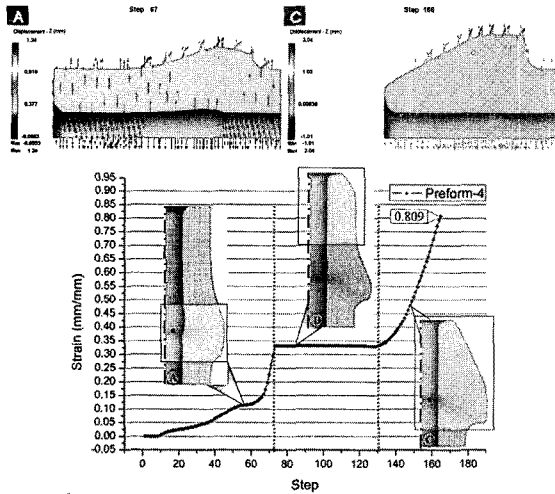
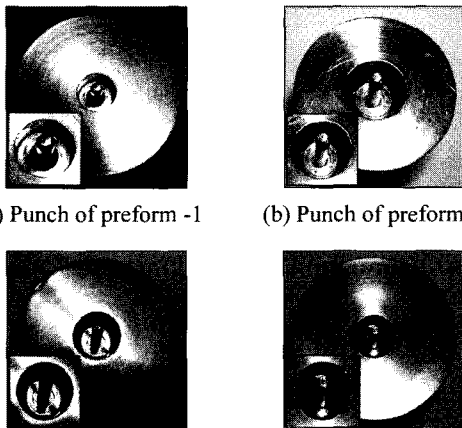


Fig. 11 The results carried out by finite element analysis with the optimal design values

4. 해석 및 시험결과의 비교 및 고찰

예비성형체의 기하학적 특징을 고려하기 위해 맨드릴의 형상은 동일하게 하였다. 또한 해석결과와 실험계획법을 토대로 제작된 예비성형펀치의 형상을 Fig. 12 에 나타내었다.

운전중 클램프가 작동하여 커먼레일 파이프를 조여 고정시키고 스톱퍼에 의해 가공부의 길이를 제어하는 다단포머에 의한 헤딩공정을 Fig. 13 에 나타내었다. 파이프가 고정된 후 유압프레스에 장



(a) Punch of preform -1 (b) Punch of preform -2
(c) Punch of preform -3 (d) Punch of preform -4

Fig. 12 Four types of preform punches manufactured by the finite element analysis and the design of experiment

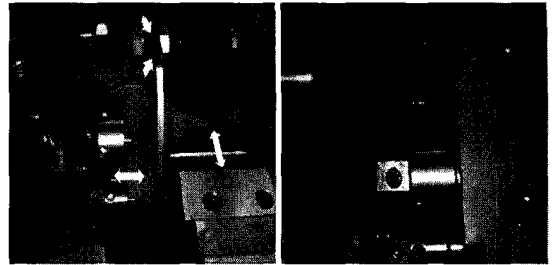


Fig. 13 The equipment of heading process

착된 첫번째 펀치가 작동하여 예비성형체를 성형하고 두번째 펀치에 의해 예비성형체가 최종제품으로 성형된다.

Fig. 14 의 하부는 실험결과를 상부는 유한요소 해석결과를 보여주며 좌측은 프리업세팅 공정에서 예비성형펀치 적용시 접힘부 및 외부형상의 반 단면이고 우측부분은 헤딩공정이 완료된 후의 형상을 나타낸다. 또한 접힘형상의 특징을 세밀하게 나타내기 위해서 최종형상내부를 확대하여 표현하였다.

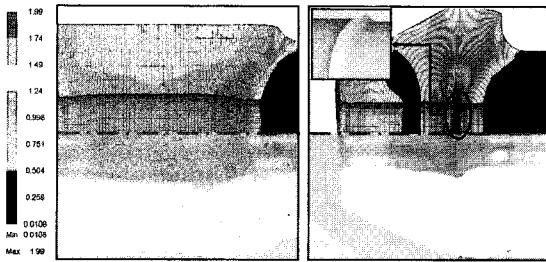
예비성형체-1 의 접힘부에서는 국부적으로 급격히 접히는 결함이 발생하는데 이는 프리업세팅 공정에서의 파이프두께 확장에 따른 가공경화가 최종 헤딩공정에 영향을 미친것으로 사료된다. 또한 결함부에 변형이 집중되므로 상당변형률값이 다른 변형부보다는 상대적으로 높음을 확인할 수 있다.

예비성형체-2 에서는 경사각의 영향에 의해 변형이 직각부에 치우쳐 발생하였다. 이는 프리업세팅 공정시 하부성형에 치중하여 헤딩공정 중 최외경이 12.05mm 보다 커지므로 외부 결함 발생의 주원인이 됨을 확인하였다. 실험결과에서는 접힘결함이 두 곳에 걸쳐 발생함을 확인하였다.

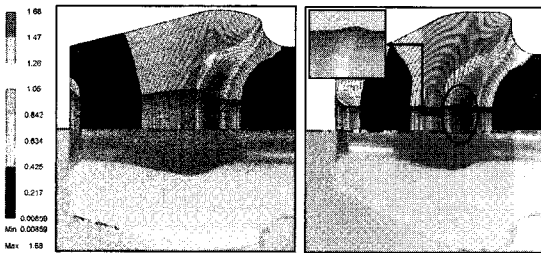
예비성형체-3 에서 소재의 변형은 예비성형체-2 의 경우와는 달리 두께가 고르게 확장된다. 이 때문에 헤딩공정시 경사가 시작되는 부분에서의 소재 미충진으로 인한 외부결함이 발생했지만 예비성형체-2 에서 발견된 외부형상결함은 없었다.

예비성형체-4 의 프리업세팅공정 성형시 소재변형은 직선구속단에서는 발생하지 않고 경사부에서만 발생하였다.

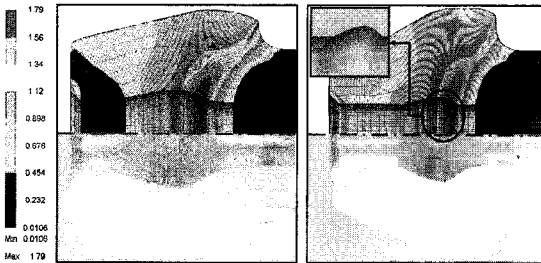
유한요소해석과 실험결과에서의 접힘부 직경을 비교하여 Fig. 15 에 나타내었다. 유한요소해석과 실험결과에서의 접힘부 직경은 유한요소해석시 소재격자변형에 의해 약간의 오차가 발생하였지만 예비성형체의 설계형상에 따른 접힘직경의 발생



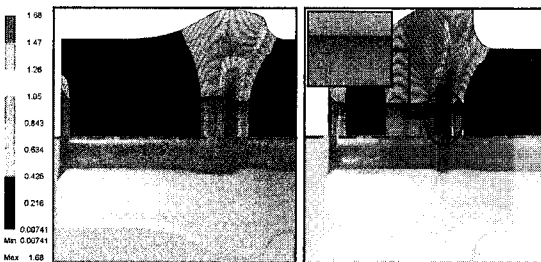
(a) Preform-1



(b) Preform-2



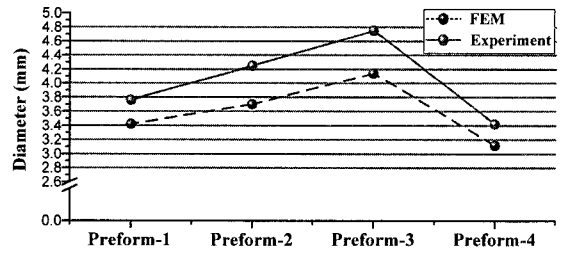
(c) Preform-3



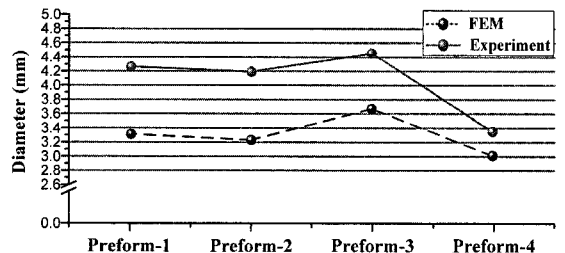
(d) Preform-4

Fig. 14 Comparison of equivalent strain of FEM in with those of experiments

경향성은 유한요소해석 및 시험결과가 서로 유사함을 알 수 있었다. 또한 소재유동양상 및 접힘부 직경의 최소화에 있어서는 예비성형체-4의 형상이 가장 안정적인 설계인 것으로 확인되었고 이로 인해서 직선구속단의 선정에 적용된 식 (1), (2)의 이론적 타당성 또한 검증되었다.



(a) Pre-upsetting process



(b) Heading process

Fig. 15 Comparison of folding diameters by FEM with those of experiments

5. 결론

본 연구에서는 커먼레일 파이프의 헤딩공정을 분석하여 KS 규격을 만족하는 접힘부의 직경이 되도록 기존의 1 단 헤딩공정을 2 단 헤딩공정으로 변경하였다. 이를 위한 최적의 예비성형편치는 유한요소해석과 다구찌 기법을 도입하여 얻었고 이를 통해 얻어진 예비성형체를 가지고 최종헤딩공정의 유한요소해석을 수행함으로써 현장에서 발생하는 접힘직경 치수(4.66mm)보다 작은 접힘직경(3.00mm)을 얻을 수 있었다.

또한 해석결과를 토대로 설계된 예비성형편치를 금형으로 제작한 후 성형실험으로 얻은 접힘직경의 치수는 3.34mm로 이는 KS 규격에 의한 접힘직경의 기준값(4.5mm)보다 작음을 알 수 있다. 유한요소해석시 소재격자변형에 의해 약간의 오차가 발생하였지만 예비성형체의 설계형상에 따른 접힘직경의 발생 경향성은 유한요소해석 및 시험결과가 서로 유사함을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서 제시한 최적 설계방안은 직경과 두께가 다른 소재를 사용하는 헤딩공정의 접힘결함 방지에도 도움을 줄 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 교육과학기술부와 한국산업기술진흥원의 지역혁신인력양성사업으로 수행된 연구결과임. 또한 산업자원부의 대학전력연구센터 지원사업의 지원으로 이루어졌으며, 이에 관계자 분들께 감사드립니다.

참고문헌

1. Flaig, U., Polach, W. and Ziegler, G., "Common rail system(CR-system) for passenger car DI diesel engines - Experiences with applications for series production projects," SAE, Paper No. 1999-01-0191, 1999.
2. Wang, Z., Lu, J. and Wang, Z. R., "Numerical and experimental research of the cold upsetting-extruding of tube flanges," Journal of Material Processing Technology, Vol. 110, No. 1, pp. 28-35, 2001.
3. Hua, X. L. and Wang, Z. R., "Numerical simulation and experimental study on the multi-step upsetting of a thick and wide flange on the end of a pipe," Journal of Material Processing Technology, Vol. 151, No. 1-3, pp. 321-327, 2004.
4. Lin, S. Y. and Lin, F. C., "Prediction of fold defect in barreling formations of cylinder upsetting," Journal of Material Processing Technology, Vol. 39, No. 4, pp. 325-341, 2003.
5. Balendra, R. and Qin, Y., "An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging," Journal of Material Processing Technology, Vol. 145, No. 2, pp. 153-162, 2004.
6. ISO/NP 13296, "Diesel engines-High pressure fuel injection pipe assemblies-General requirements and dimensions," 2005.
7. National Machinery Company, "Part Shape Development and Tool Design for Multi-die Cold Forming," Tiffin, p. 105, 1981.
8. Poursina, M., Parvizian, J. and Antonio, C. A. C., "Optimum pre-form dies in two-stage forging," Journal of Material Processing Technology, Vol. 174, No. 1-3, pp. 325-333, 2006.
9. Gökler, M. I., Darendeliler, H. and Elmaskaya, N., "Analysis of tapered preforms in cold upsetting," International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 39, No. 1, pp. 1-16, 1999.
10. Park, J. H., Kim, S. G., Kang, J. H., Park, Y. C., Kim, S. H., Seo, S. R. and Park, K. H., "Preform Design for Manufacturing of Automobile Drum Clutch Hub Products," Journal of the Korean Society for Precision Engineering, Vol. 25, No. 12, pp. 33-38, 2008.
11. Ross, P. J., "Taguchi techniques for quality engineering: loss function, orthogonal experiments, parameter and tolerance design (2nd Edition)," McGraw-Hill, 1996.