

선박엔진용 배기캠의 정밀성형설계

염종택[#]· 김지훈¹· 김정환¹· 홍재근¹· 이재식²

Near Net Shape Design of an Exhaust CAM for Vessel Engine

J. T. Yeom, J. H. Kim, J. H. Kim, J. K. Hong, J. S. Lee

(Received August 5, 2009 / Revised November 27, 2009 / Accepted November 27, 2009)

Abstract

The hot forming process of an exhaust CAM for vessel engine was designed by finite element(FE) simulation and experimental analysis. An aim of process design was to achieve the near-net shaped CAM forgings by hot forging process. Based on the compression test results of the low alloy steel, power dissipation map was generated using the the dynamic materials model(DMM). From the map, the initial heating temperature was determined as 1200°C. FE analysis was simulated to predict the formation of forging defects and deformed shape with different forging designs. Optimum process design suggested in this work was made by comparing with the CAM for vessel engine manufactured by actual forging process.

Key Words : Exhaust CAM, Vessel Engine, Process Design of Hot Forming, Near-Net Shape, Finite Element Simulation, Power Dissipation Map

1. 서 론

선박엔진용 캠(CAM)은 강한 면압 및 높은 충격 하중에 노출되어 있고, 전달마력이 크기 때문에 중량물이 필요하다. 또한, 대형 선박엔진용 캠은 표면 경도 Hv750이상, 유효 경화 깊이 2.0~2.5mm(Hv550)가 요구되며, 진원도 0.05이하, 직각도 0.05이하의 정밀가공을 필요로 하는 선박엔진용 핵심부품이다[1]. 이러한 선박엔진용 캠(CAM)이 대형화됨에 따라 기술적 측면과 가격 경쟁력 측면에서 국내 제조업체는 일본과 유럽 등의 국외업체에 뒤처지고 있어 대부분 수입에 의존하고 있기 때문에 기술의 종속성을 탈피함과 함께 독자적인 기술확보가 절실히 요구되고 있다. 이러한 대형 캠부품의 수입 의존도가 증가하는 직접적인 이유는 대형화에 따라 생산단가에서 원소재 가격의존성이 높아

지며, 이로 인해 개발과정에서 단조 및 열처리시 조직불균일, 균열 등 불량 발생 시 막대한 손해를 야기할 수 있고, 정밀가공상의 어려움이 극대화되기 때문이다. 따라서, 이러한 제조상의 문제점을 극복하기 위해서는 원소재 절감을 위한 단조 금형과 공정설계 및 개발과 함께 가공손실을 최소화할 수 있는 저비용 생산기술 즉, 정밀정형(Near-Net Shape) 단조기술[2, 3]의 개발이 시급하다.

현재, 국내에서 선박엔진용 캠을 제조하는 단조 공정은 배기캠 및 연료캠 모두 외각형상에 맞춘 금형을 이용하여 소재를 채운 후 샤프트와 연결되는 홀부분은 모두 산소절단에 의해 제거하는 방법을 이용하고 있다. 이 경우 홀부분을 산소절단하고 남은 중량만큼 소재손실이 있으며, 캠이 대형화됨에 따라 이러한 소재손실은 더욱 크게 나타나게 된다. 이러한 소재손실을 최소화하기 위

1. 재료연구소, 특수합금연구그룹
2. (주)성도, 부설연구소
교신저자: 재료연구소, E-mail: yjt96@kims.re.kr

해서는 단조공정후 피어싱(piercing)공정을 수행하여 샤프트와 연결되기 위한 캠의 홀부분을 직접적으로 성형함으로써 소재손실을 최소화하기 위한 공정설계가 필수적이라 할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 선박엔진용 배기캠의 소재손실을 최소화하기 위한 정밀정형 단조공정설계의 일환으로, 열간 단조중 선박엔진용 캠소재의 성형성 평가를 통해 단조구간을 선정하였으며, 최종적으로, 공정조건에 따른 변형과 손상분포의 유한요소해석을 통해 최적의 공정설계가 이루어졌다. 이러한 최적 공정설계는 실제 선박엔진용 배기캠을 제조하는데 반영하였다.

2. 선박용 캠 소재의 고온 성형성 평가

2.1 고온 성형성 평가

선박엔진용 캠 소재인 Cr-Mo강(KS: SCM415)에 대한 고온 성형성을 분석하고, 온도, 변형속도 등의 공정변수에 따른 미세조직적 변화를 조사하기 위하여 고온압축시험이 수행되었다. 고온 압축시험은 지름 $\phi 8\text{mm}$, 높이 12mm인 원통형 시편을 활용하여, 850~1250°C의 온도구간과 변형속도 0.001~10s⁻¹에서 진변형량 0.7정도까지 압축하였다. Fig.1은 Cr-Mo강에 대한 0.1s⁻¹ 변형속도에서 얻어진 여러 온도별 응력-변형량곡선을 나타낸 것으로, 900°C의 온도조건부터 가공연화(flow softening)현상이 관찰되며, 이는 이 온도구간부터 동적재결정이 발생함을 나타내는 결과이다.

2.2 에너지분산효율지도

Cr-Mo강의 최적 단조조건을 도출하기 위해 동적재료모델(Dynamic Materials Model)[4-5]을 활용한 에너지분산효율지도가 작성되었다. 동적재료모델에서 성형조건을 결정하기 위한 기준으로 에너지분산 효율(Efficiency of dissipation, η)을 활용하며, 결국, 이 효율치가 높은 구간이 최적의 성형구간으로 결정하게 된다.

$$\eta = 2m / (m + 1) \quad (1)$$

여기서, m 은 변형속도 민감도 지수를 의미하며, $m = \partial \log \sigma / \partial \log(\dot{\epsilon})$ 으로 표현할 수 있다. 이러한 변형속도 민감도 지수 m 은 압축시험으로부터 얻어진 유동응력곡선의 분석을 통해 도출할 수 있다. 즉, 각 온도별 변형속도와 유동응력의 관계곡

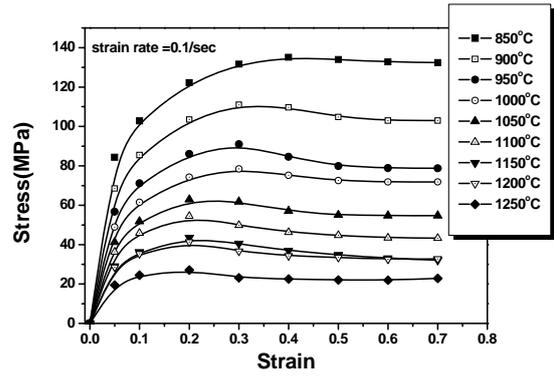


Fig. 1 Strain-stress curve at different temperatures and strain rate of 0.1s⁻¹ for Cr-Mo steel

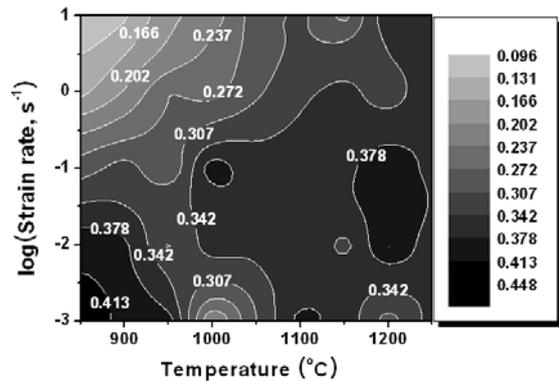


Fig. 2 Power dissipation map of Cr-Mo steel

선을 나타낸 후 각 구간별 기울기를 fitting하여 m 값을 구할 수 있다. 이때 fitting방법으로는 “Cubic Spline”보간법을 활용하였다. 본 연구에서 고온압축시험으로부터 얻어진 유동응력 곡선으로부터 온도 및 변형속도별 m 값을 구하였고, 얻어진 m 값을 대입하여 Cr-Mo강에 대한 에너지 분산효율지도를 완성하였다. Fig.2는 Cr-Mo강에 대한 에너지 분산효율지도를 나타낸 것으로 이 지도에 포함된 숫자들은 에너지 분산효율치(η)를 나타낸다.

이러한 에너지 분산효율지도로부터 최대 에너지효율치를 나타낸 영역은 900°C이하의 변형속도가 느린 10⁻³s⁻¹구간과 함께 1200°C의 온도부근, 0.1s⁻¹의 변형속도조건에서 관찰되었다. 그러나, 유압프레스에서 통상적으로 수행하는 변형속도가 0.1 ~ 10s⁻¹ 구간임을 감안하면, 1200°C, 0.1s⁻¹ 변형속도구간이 적합한 성형구간임을 알 수 있다. 결국 이러한 영역이 동적 재결정에 의한 결정립 미세화가 가장 활발한 최적의 성형구간으로 평가되며,

이에 따라 공정 해석시 소재가열온도는 1200°C로 선정하였다.

3. 선박용 캠의 열간 단조공정 설계

3.1 선박용 캠의 하부 금형설계

Fig. 3은 배기캠의 최종 형상을 나타낸 것으로, 배기캠과 샤프트가 연결되는 홀의 직경은 $\phi 200\text{mm}$ 이다. 기존에 선박엔진용 캠의 단조는 외각형상을 고려한 금형을 이용하여 초기 원통형 빌렛을 연속 단조로 채운 후 샤프트와 연결되는 홀부분은 산소절단에 의해 제거하는 방법을 이용하였다. 이 경우 홀부분이 모두 제거되어야 하기 때문에 상당한 소재손실을 가지게 된다. 이러한 기존 공정을 개선하기 위하여 배기캠의 홀을 함께 단조하기 위한 방법론을 제시하고자 하였다.



Fig. 3 Schematic illustration of exhaust CAM for vessel engine

가장 먼저 시도된 방법으로, 하부금형에 펀치형태의 분리형 금형을 준비한 후 기존 단조공정과 동일하게 형상 금형에 소재를 채우는 공정을 수행하고, 그 후 피어싱공정을 거쳐 홀부분을 형성시키는 공정으로 배기캠의 정밀정형 공정을 수행하고자 하였다. Fig. 4는 1차 설계방안을 기초로, 소성가공 전용 유한요소해석 상용코드인 DEFORM-2D/3D를 활용하여 공정해석을 수행한 후 최종단계에서 얻어진 변형량과 손상분포를 나타낸 것이다. 이때 유한요소해석은 배기캠의 옆면을 기준으로 평면변형(plane strain)조건으로 해석하였고, 손상을 계산하기 위해서 수정 Cockcroft-Latham 기준[6]이 활용되었다.

$$D_{crit} = \int_0^{\bar{\epsilon}} f \left(\frac{\sigma_{max}}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} \quad (2)$$

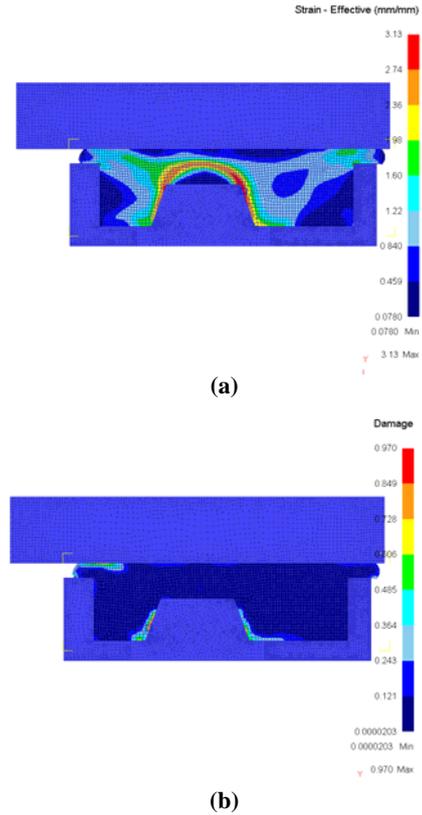


Fig. 4 Simulation results of the first process design for exhaust CAM; (a) Strain and (b) damage distributions

여기서, σ_{max} 는 최대 주응력이며, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, $\bar{\epsilon}$ 는 유효변형량, $\bar{\epsilon}_f$ 는 유효 파괴변형량을 나타낸다. Ozturk 등[7]에 따르면, 철계 합금에 대한 상온 D_{crit} 은 약 0.74 정도인 것으로 보고하고 있으며, 온도가 상승함에 따라 D_{crit} 값이 증가함을 감안하면, 실제 선박용 캠의 성형온도에서는 D_{crit} 값이 0.74이상을 나타낼 것으로 판단된다.

유한요소해석결과에서 알 수 있는 바와 같이 하부금형에 펀치형태의 분리형 금형과 함께 성형을 수행한 결과, 과도한 변형이 하부 펀치 모서리부위에서 나타나며, 이 부위의 손상은 거의 1에 가까운 것으로 해석되었다. 이러한 결과는 결국 이 부위에서 접힘(fold)이나 균열 등의 단조 결함이 발생할 수 있는 가능성이 높다는 것을 의미한다.

따라서, 이러한 국부적인 부위의 결함발생 및 비대칭형상에서 초래되는 문제점을 극복하기 위

한 방법으로 하부금형에 펀치가 포함되지 않은 금형설계가 수행되었다. Fig. 5는 1차 선박용진용캠의 성형공정 설계중 피어싱공정에 대해 수정·보완한 것으로, 다음과 같은 세가지 경우에 대해 공정설계 및 해석이 함께 수행되었다.

- (i) Case I: 하부금형의 구속이 있는 상태(또는 금형이 있는 상태)에서 피어싱하는 경우
- (ii) Case II : 하부금형의 구속이 없는 상태에서 하부 바닥부분이 막혀있는 경우
- (iii) Case III : 하부금형의 구속이 없는 상태에서 하부 바닥부분이 개방된 경우

피어싱 공정해석시 소재의 가열온도는 1200°C, 금형온도는 150°C로 가정하여 해석하였다.

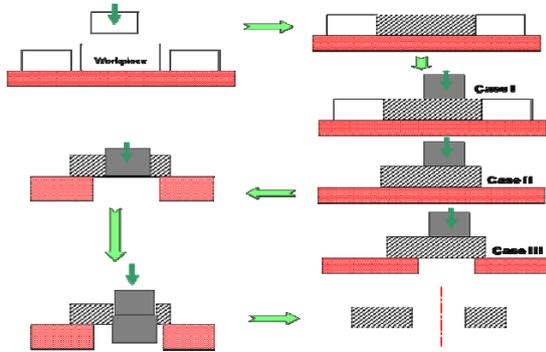
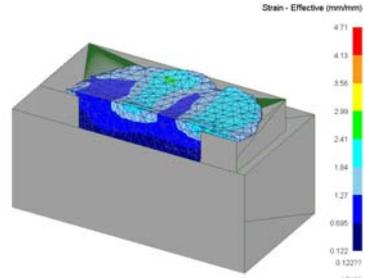
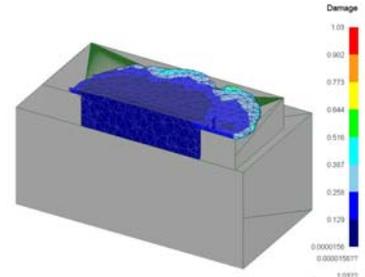


Fig. 5 Some design concepts for hot forging process of exhaust CAM

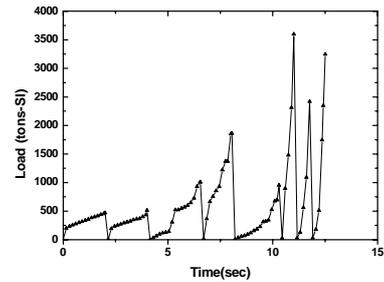
Fig. 6은 배기캠의 1단계공정인 하부금형에 초기 빌렛(pre-form)을 채우는 단조공정에서 최종단계에서의 변형량, 손상분포 및 하중변화를 나타낸 것이다. 단조 공정시 시간에 따른 하중변화를 살펴보면, 단조가 이루어지는 초기에는 500톤이하의 하중이 걸리는 것으로 해석되었고, 다만, 플래시가 형성되어 단조가 계속되는 순간에 3,000톤이상의 하중이 형성되는 것으로 해석되었다. 또한, 변형량분포의 해석결과를 일부 표면에 플래시가 형성되는 부분을 제외하고, 변형량분포(최대변형량: ~2.0)가 균일함을 알 수 있었고, 플래시부분을 제외한 거의 대부분의 영역이 0.1정도의 낮은 손상분포를 나타내었다. 결국, 이러한 결과는 수정된 성형 공정설계안의 1단계 단조공정에서 큰 문제 없이 성형이 가능한 것을 의미한다.



(a) Effective strain



(b) Damage



(c) load and time curve

Fig. 6 FE analysis results for the first forging process of exhaust CAM

3.2 선박용 캠의 피어싱공정설계

선박용 캠의 피어싱공정은 과거에 수행된 열간 단조방법에서 추가적으로 수행되는 공정으로, 피어싱시 하부금형의 구속이 있는 경우(Case I)와 없는 경우, 그리고 구속이 없는 경우에 피어싱공정시 하부 바닥부분이 막혀있는 경우(case II)와 개방된 경우(case III)에 대한 해석이 수행되었다.

Fig. 7은 피어싱공정의 각 조건별(case I, case II, case III)로 해석된 최종성형을 나타낸 것이다. 하부금형의 구속이 있는 상태에서 피어싱공정을 수행한 경우(Fig. 5(a) - Case I)와 구속이 없는 경우에서 하부 바닥부분이 개방된 경우(Fig. 5(c)- Case III)

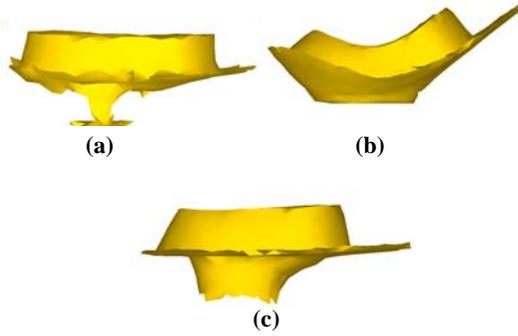


Fig. 7 Deformed shapes obtained at different process designs; (a) case I, (b) case II and (c) case III

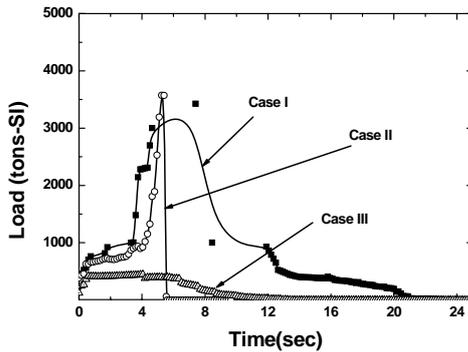


Fig. 8 Time vs load curve obtained at different process designs

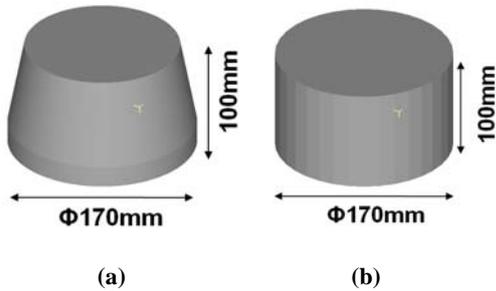


Fig. 9 Punch shapes for piercing process simulation of exhaust CAM, (a) punch I and (b) punch II

는 소재의 굽힘(bending)현상이 심하지 않은 반면, 하부금형의 구속이 없으면서 하부 바닥부분이 막혀있는 경우(Fig. 5(b)- Case II)는 소재의 굽힘변형이 상당히 크게 형성되는 것을 알 수 있다.

Fig. 8은 피어싱공정의 각 조건별 하중계산결과를 나타낸 것이다. case I과 case II의 경우 피어싱공정에서 약 3,000톤이상의 하중이 요구되는 것으로

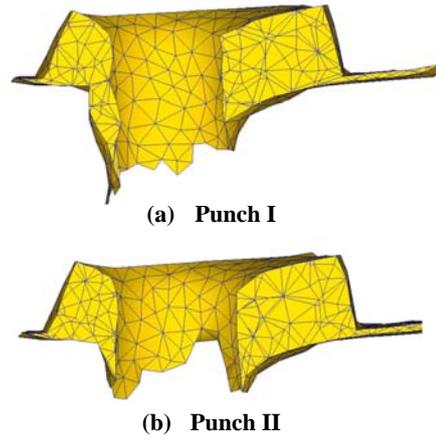
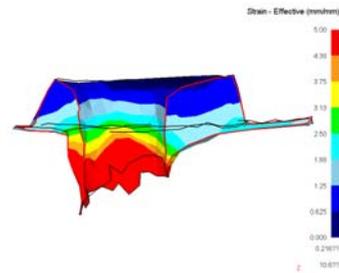
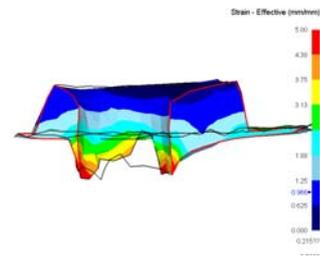


Fig.10 Deformation shapes for the piercing simulation performed with different punch designs



(a) Punch I



(b) Punch II

Fig.11 Strain distributions for the piercing simulation

해석되었고, 반면 case III의 경우 피어싱공정시 약 400톤정도의 하중이 요구되는 것으로 해석되었다. 결국, 이러한 결과는 하중최소화 및 균일변형측면에서 case III가 최적의 피어싱공정조건임을 나타내는 것이다.

한편, 피어싱공정에서 펀치의 형상은 소재의 손실, 캠형상 구현 등의 측면에서 중요한 역할을 하며, Fig. 9에 제시된 두가지 형상에 따른 피어싱공정 해석이 진행되었다.

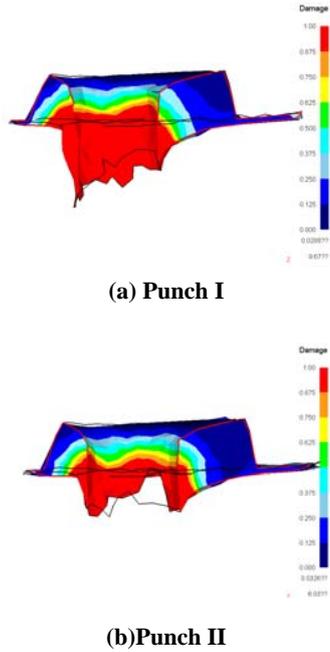


Fig.12 Strain distributions for the piercing simulation

Fig. 10에서 Fig. 12는 펀치형상에 따른 피어싱 공정 해석에서 펀치형상별 최종 캠 성형품의 단면, 변형량 및 손상분포를 나타낸 것이다. 단면형상 해석결과에서, taper가 되어 있는 펀치(punch I)는 원통형 펀치(punch II)에 비해 소재의 유동이 펀치 쪽으로 다소 치우치는 것을 관찰할 수 있다. 또한, 펀치형상별 변형량과 손상분포는 피어싱 되는 위쪽 부위에서 아래쪽 부위로 진행함에 따라 증가하는 경향을 보이고 있으며, 해석상의 절대적인 값은 거의 유사한 분포를 나타내고 있음을 관찰할 수 있다. 이상의 결과로부터 펀치의 형상은 피어싱 공정상의 소재변형에는 큰 영향을 미치지 않으나, 펀치자체의 가공 및 수급 등을 감안하면 원통형 펀치를 사용하는 것이 무난할 것으로 사료된다.

3.3 FE 공정설계의 검증

본 연구에서 제안된 선박엔진용 캠의 정밀정형 열간 성형공정설계의 검증을 위하여 실제 선박엔진용 캠의 열간성형이 수행되었다.

열간성형에 활용된 프레스는 500톤 유압프레스를 활용하였고, 소재가열온도는 약 1200°C로 앞서 언급된 공정설계 방안에 따라 열간단조 및 피어싱공정이 수행되었다.

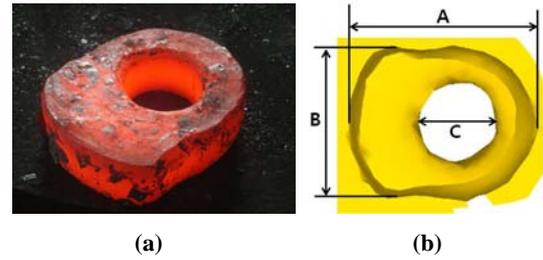


Fig.13 Comparison of (a) the actual exhaust CAM and (b) FE simulation results

Fig.13은 실제 성형된 배기캠과 해석으로부터 얻어진 형상을 나타낸 것으로, 실제 성형된 배기캠의 외관 및 조직을 관찰한 결과 성형결함이 없는 건전한 성형품임을 확인할 수 있었다. 또한, Table 1은 목표로 한 배기캠의 주요치수(Fig. 13(b)에 표시된 기호 참조)를 기초로, 최적 공정 설계 조건에 따라 수행된 해석결과와 실제 성형품에서 측정된 결과를 나타낸 것이다. 해석결과와 실제 성형품으로부터 측정된 주요치수간 평균 오차율은 1%이하(~0.8%)로 잘 일치하고 있음을 알 수 있으며, 특히 목표로 한 배기캠의 주요 치수와 실제 배기캠간의 평균 오차율은 약 1.3% 정도로 정밀정형 단조가 수행되었음을 알 수 있다.

Table 1 Comparison of main dimensions for the forged CAM

Main Dimensions	Target (mm)	E (mm)	S (mm)
A	380	389	393.4
B	320	323	322.0
C	170	171	173.7

E : Experimental data(or Measured data)

S : Simulation data

이상의 결과를 토대로, 본 연구에서 수행한 선박엔진용 캠의 열간 성형 및 피어싱 공정설계가 성공적으로 이루어진 것으로 판단되었다.

4. 결 론

본 연구에서는 선박엔진용 배기캠에 대한 정밀정형 열간성형공정설계를 수행하였으며, 여러 설계방안에 따른 유한요소해석을 적용한 결과, 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 선박엔진용 배기캠의 정밀정형 공정순서는 형금형에 소재충진단계→피어싱단계→형상 다듬질단계로 진행하는 것이 최적의 공정조건인 것으로 해석되었다.

(2) 피어싱단계에서 하부금형의 구속이 없고 하부 바닥부분이 개방된 상태에서 피어싱하는 것이 성형하중 및 굽힘변형 최소화, 균일 변형분포 측면에서 유리한 조건인 것으로 결과되었다.

(3) 펀치의 형상은 피어싱공정상의 소재변형에는 큰 영향을 미치지 않으나, 가공 및 수급상의 편리성을 감안하면 taper된 사다리꼴 형태에 비해 원통형의 펀치를 사용하는 것이 무난할 것으로 판단되었다.

(4) 최적 설계공정 및 금형설계 방안에 따라 열간성형을 수행한 결과, 성형결함이 발생되지 않은 건전한 성형품과 함께 특히, 목표로 한 캠의 치수와 실제 성형품에 대한 주요치수간 오차율이 1.3% 정도로 상당한 신뢰성을 나타내었으며, 이러한 결과는 본 연구에서 제시된 정밀정형 성형방법이 신뢰할 수 있음을 나타내는 결과이다.

후 기

본 연구는 지역산업기술개발사업(지식경제부)의 일환으로 수행되었으며(과제번호:70002966), 연구비지원에 감사드립니다. 또한, 열간성형공정에 도움을 주신 (주)비아이엠 관계자분들께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- [1] D. Woodyard, 2004, MAN B&W low speed engines, Pounder's Marine Diesel Engines(Eighth Edition), pp. 280~346.
- [2] N. A. Waterman, 1982, Review of Current Status and Future Prospects for Some Near Net Shape Forming Processes, Materials & Design, Vol. 3, pp. 552~557.
- [3] Y. S. Lee, J. H. Lee, S. Y. Lee, Y. D. Park, W. S. Lee, 2000, Hot Precision Forging with a Back-pressure of Al-Si Alloy for Scroll Type Compressor Parts, Trans. Mater. Process., Vol. 9, No. 1, pp. 52~ 58.
- [4] Y. V. R. K. Prasad, H. L. Gegel, S. M. Doraivelu, J. C. Malas, J. T. Morgan, K. A. Lark, D. R. Barker, 1984, Modeling of dynamic material behavior in hot deformation, Metal. Trans. A, Vol. 15A, pp. 1883~1892.
- [5] Y. V. R. K. Prasad, T. Seshacharyulu, 1998, Modelling of hot deformation for microstructural control, Int. Mater. Rev., Vol. 43, No. 6, pp. 243~258.
- [6] C. M. Sellars, W. J. McG. Tegart, 1972, Hot workability, Int. Metall. Rev., Vol. 17, pp. 1~24.
- [7] F. Ozturk, D. Lee, 2004, Analysis of forming limits using ductile fracture criteria, J. Mater. Process. Technol., Vol. 147, pp. 397~404.