

분말단조에 의한 베벨기어의 성형 기술 연구

이정환 · 이영선 · 이상용 · 정형식
 한국기계연구원

Development of Bevel Gear by Powder Forging Process

J. H. Lee, Y. S. Lee, S. Y. Lee, and H. S. Chung

Korea Institute of Machinery and Materials, Changwon 641-010, Korea

(Received October 31, 1997)

ABSTRACT The powder forging process is an attractive manufacturing route for bevel gears. It offers beneficial material utilization and the minimization of finishing operations over that of conventional hot forging. The paper describes the process conditions for the powder forging of bevel gear, for example, powder alloy design, preform design, deformation of sintered preform, forging processes. The characteristics of prototype gear are investigated with microstructure, the density distribution, surface roughness of tooth, bending strength test of tooth, etc. The results of the bending strength test may prove the mechanical properties of powder forged gear.

1. 서 론

분말단조란 일반적인 분말야금법으로 예비성형체를 만든 후 그것을 단조소재로하여 밀폐된 금형에서 정밀열간단조를 통하여 최종제품을 만드는 기술이다. 종래의 분말야금법에 의해 제조된 제품에서는 10~20%의 기공이 존재하므로 단조나 기계가공품에 비하여 충격에너지, 피로특성 및 연성이 낮기 때문에 고강도를 요구하는 구동부품에서는 그 적용이 제한되어 왔다. 이에 반해 분말단조법은 최종 정밀단조공정을 통하여 진밀도를 얻음으로써 분말야금 부품에서의 기계적 특성의 한계를 극복할 수 있고, 또한 기계가공에 비하여 분말야금의 장점인 합금조성 및 특성의 균일화와 후가공비의 절감 등을 회할 수 있다.¹⁾ 특히 베벨기어의 경우는 기계가공비가 많이 들고, 일반단조에서는 공정수가 증가하며, 링 형상으로 인한 피어싱공정이 분말단조에서는 생략될 수 있으므로 분말단조용 대상부품으로 적절하다.

본 연구에서는 베벨기어의 분말단조를 위해 분말 합금설계, 예비성형체 설계 및 제작, 소결 소재의 변형거동, 단조공정개발, 특성평가 등에 대한 연구를 수행하였다.

2. 실험 방법

승용차용 차동장치에 사용되는 그림 1과 같은 피니언기어를 분말단조 대상 부품으로 선정하여 스웨덴 Hoeganaes사의 Astaloy A에 흑연분말과 윤활제를 혼합하여 6.5 g/cc의 밀도로 예비성형체를 제작하였다. 예비성형체의 형상은 그림 2와 같은 3가지 형태를 선정하여 computer simulation과 실제 크기의

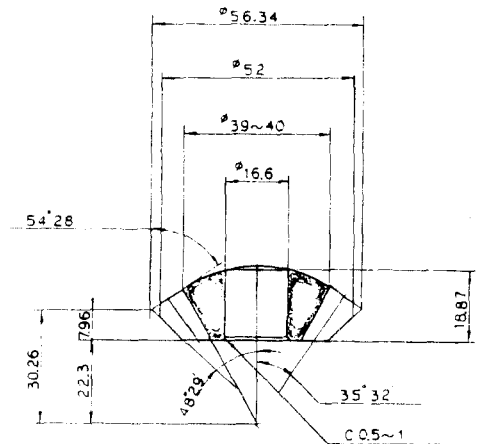


Fig. 1. Differential pinion gear.

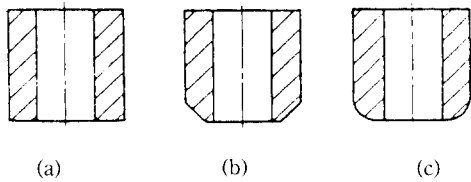


Fig. 2. Three different preforms for physical modeling: (a) straight cylinder, (b) partial bevel (C) round.

금형을 이용하여 physical modelling 실험으로 최적 형상을 결정하였다.²⁾

소결실험은 피로강도와 같은 동특성에 많은 영향을 미치는 산소농도의 변화를 관찰하기 위하여 소결 온도와 분위기를 변수로 하였고, 단조실험은 폐쇄 금형구조를 이용하여 윤활처리 공정과 단조온도를 800, 900, 1000°C로 변화시켜 각각의 가열조건에 따른 최적단조공정을 찾고자 하였다. 분말단조된 시제품은 침탄 온도, 유지시간, 템퍼링 온도를 변화시켜 요구특성을 만족시키는 침탄열처리를 수행한 후 밀도, 강도, 조직 등의 특성평가를 수행하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1. 예비 성형체 설계

분말단조의 경우 중요한 핵심 기술중의 하나가 분말 예비성형체의 설계이다. 예비성형체는 약 10~20%의 기공을 보유하고 있으므로 단조가공 도중에 파괴가 일어나기 쉽다. 그러므로 최종제품과 거의 같은 형상으로 예비성형체를 제조하여 소성변형량을 최소화시키면 성형결합의 발생확률이 적어지지만, 소성변형량이 적음에 따라 기계적 성질이 저하되므로 기계적 성질을 향상시키기 위해 재료유동은 증가시키고 결함을 방지하는 것이 예비성형체 설계의 기본 요건이다.

예비성형체 설계시 2가지 접근방법이 있는데 첫째는, 재료의 유동을 최소화시키는 재압축(repressing) 양식으로 예비성형체는 최종제품형상과 유사하여 대부분의 변형이 수직방향으로 이루어지므로 복잡한 형상을 가진 제품에 유리하다. 둘째는, 일반적인 열간단조공정과 유사하게 재료의 유동이 많은 단조(Forging)양식으로 예비성형체는 단순한 형태로 모든 방향으로 유동이 발생하여 다이를 채우게 되고, 예비성형체 자체가 단순한 형상이기 때문에 취급이 간편하며 가열시 예비성형체 전체에 균일한 가열을 할 수

있다. 또한, 메탈 플로우에 의한 강도향상 및 부위별 강도의 편차를 줄일 수 있다.

그림 2에서 a)의 경우는 단조가공시 성형 결함 발생의 확률이 높고 b)와 c)는 분말성형시 a)에 비해서는 불리한 점이 많다. 분말단조시 기어 성형과정중의 다이의 치형부분으로 금속의 흐름이 발생하면서 치형부에 결함이 생기면 비록 단조 스트로크의 마지막 과정에서 금형표면과의 접촉에 의해 성형결합이 압착이 된다 할지라도 윤활제에 의한 오염과 산화에 의해 기어 표면의 구조적 취약함을 유발시켜 결과적으로 기어강도를 저하시킨다. b)의 경우 밑면은 베벨(bevel)형상이고 윗면은 평면으로 설계한 것이고 c)는 b)의 베벨부분을 둥글게 윤곽을 주어 상면에 상편치의 형상과 같이 약간의 테이퍼를 주면 결함의 발생이 방지된다는 보고도 있다. 그 이유는 상편치와 예비성형체가 상호 접촉을 상면 전체에 걸쳐서 하게 됨에 따라 자유면에 압축변형을 유발시키고 압축변형은 파괴없이 치형표면에 상당히 큰 원주방향의 인장변형을 허용하기 때문이다.

최적의 예비성형체의 형상을 결정하기 위하여 그림 2의 a, b, c 세가지 서로 다른 형상의 예비성형체로 업세팅 실험을 한 후에 치선부의 압축변형률(CS)과 인장변형률(TS)을 측정한 결과는 그림 3과 같다. 전체적으로 볼 때 예비성형체의 형상에 관계없이 CS와 TS의 절대값은 초기 순수 업세팅량의 증가로 점차적으로 증가하다가 약 40%의 성형량 이후 치형부가 형성되면서 그 변형 방향이 반대가 됨을 알 수 있었다. 또한, 각 변형량의 변화 폭은 원통형상의 예

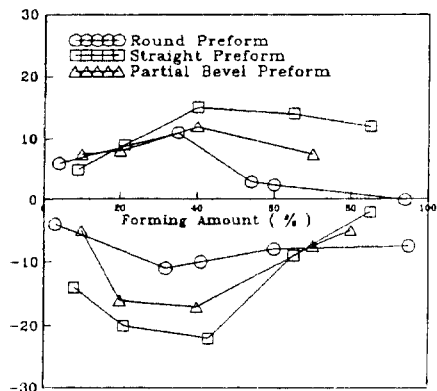


Fig. 3. Compressive and tensile strain according to forming amount of each preform shape.

비성형체의 경우가 가장 심하게 변화하였으며 둥근 형상의 예비성형체의 경우는 성형초기부터 말기까지 상대적으로 큰 변형량을 나타내지 않았다.

변형량 측정결과에서만 볼 때 치형부의 균열을 방지하기 위한 최적 예비성형체 형상은 둥근 형상의 예비성형체이지만, 이 경우 예비성형체를 제작하기 위한 금형 제작비가 많이 소요되고 실제 단조시 둥근 부위를 음각가공된 치형금형에 장착할 경우 위치선정이 바르지 않을 수 있으므로, 베벨형상이 적절한 예비성형체로 판단된다.

3.2. 예비성형체의 금형내 위치 선정

그림 4에는 분말단조시 가능한 예비성형체의 금형안에서의 모양 및 배열을 나타내는 것으로 a)는 다이 표면에 접촉하고 맨드렐과 예비성형체 사이는 틈새를 준 것으로 c)와 같이 맨드렐과 다이 표면에 예비성형체가 접촉함에 따른 마찰의 발생이 예비성형체 표면에 인장 변형에 의한 파괴를 유발시키는 것을 방지할 수 있다. b) 경우에는 맨드렐에 예비성형체 내경이 끼워짐에 따라 예비성형체와 맨드렐의 접촉시간이 길어지기 때문에 맨드렐의 온도가 상승하게 된다.

온도상승과 더불어 맨드렐로부터 단조품의 취출시에 발생하는 표면전단과 함께 맨드렐의 마모를 촉진시킨다. 그러므로 예비성형체와 맨드렐 사이에 틈새를 주면 접촉시간이 감소되고 맨드렐의 열흡수가 적어지기 때문에 마모를 줄일 수 있다. 그러나, 베벨기어의 경우에는 원주방향쪽으로 많은 메탈 플로우를 유발시켜 강도향상을 시켜야만 하므로 본 연구에서

는 b)의 경우를 선택하였다. d)의 경우에는 예비성형체를 다이표면과 맨드렐 양쪽에서 틈새를 준 것으로 예비성형체의 다이안에서의 위치를 정확히 제어하기 어려운 문제점이 있다. 이와 같은 이유로 인하여 예비성형체의 내경은 최종제품의 내경을 기준으로 하여 맨드렐(또는 코아로드)에 기울 수 있는 정도의 틈새만 주는 것으로 설계하였다.

3.3. 소결 실험

소결실험에서는 소결온도, 소결분위기 등을 변화시켜 소결시편의 표면과 내부의 산소농도와 탄소농도를 분석하여 최적의 소결조건을 찾는데 목적을 두었다. 소결온도는 1120°C, 1180°C, 1240°C, 1300°C로 변화시키고 소결시간은 모두 30분으로 고정시켰으며 분위기는 N₂:H₂비율을 85:15와 72:25로 변화시켰다. 소결로 내에서 H₂의 분압은 노점(dew point)과 밀접한 관계가 있는데 본 실험에서의 노점은 -24°C~25°C로 유지하였다.

산소농도 분석결과에는 1120°C에서 30분 소결시 N₂:H₂의 비율이 85:15에서 72:25로 증가됨에 따라 원료분말의 산소농도(1300 ppm)와 비교해서 약 800 ppm 정도의 산소가 환원되었다. 또한 1240°C와 1300°C 소결시 1120°C에 비하여 탄소함량에 관계없이 현저한 환원효과를 나타내었다. 즉, 1300°C에서는 소결온도가 환원의 주요 구동력으로 작용하고, 1120°C에서는 탄소함량 증가도 환원의 구동력에 영향을 미친 것으로 판단되었다. 또한, 소결온도가 1120°C일 경우에는 소결분위기에 관계없이 대략 0.3~0.4 mm 이상의 탈탄층이 생겼으며 시료내부에서는 약 0.28~0.29% C (0.33 wt% mixed carbon)로 수렴했다. 그러나 1240°C에서 소결시에는 뚜렷한 표면 탈탄층을 발견할 수 없었다. 전반적으로 볼 때 시료 내부의 탄소량은 혼합 탄소량에 비해 약 0.06~0.07 wt% 정도로 감소되어 있었다.

분말단조 제품의 기계적 특성에 영향을 주는 예비성형체의 주요 인자는 자체강도 및 경도보다는 잔류 탄소량 및 산소농도가 중요한 변수로 작용하기 때문에 이들의 화학성분을 분석하였으며 그 결과 산소의 경우 330~440 ppm, 전체 탄소농도는 0.15~0.17 wt%의 범위내에서 측정되었다.³⁾ 탄소의 경우 초기에 첨가한 0.22 wt%와 비교해서 약 0.06 wt% 탈탄되었음을 알 수 있었다. 특히 산소농도가 높을 경우 이는 제

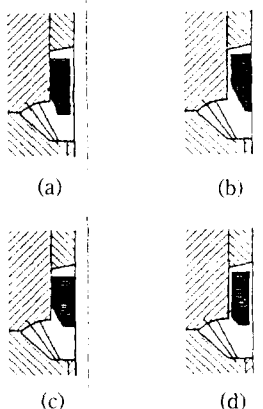


Fig. 4. Possible configuration of the preform for forging the straight bevel gear.

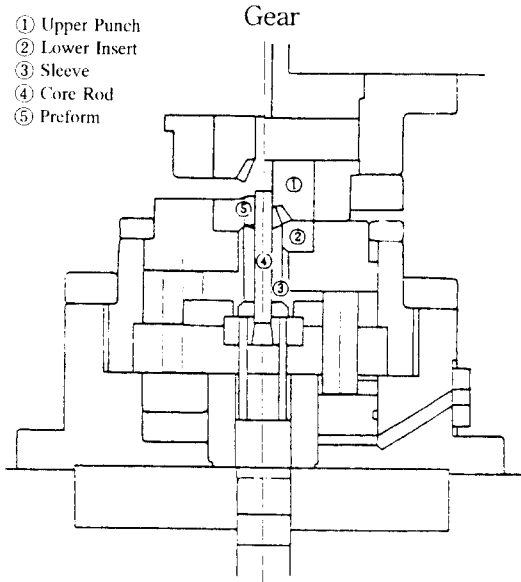


Fig. 5. Schematic diagram of a powder forging die set.

품내부에 금속산화물이 많이 존재함을 의미하고 제품의 충격치와 피로강도에 나쁜 영향을 주기 때문에 최종제품의 산소농도는 분말단조품에 있어서의 최대 산소 허용치로 알려진 500 ppm이하로 제어하였다.

3.4. 분말단조 금형 설계

분말단조용 금형재료는 고속도공구강인 AISI M2 (KS SKH51)가 열간 다이스강인 AISI H계열(KS STD계열)보다 열충격 저항은 떨어지지만 마모 특성이 우수하기 때문에 많이 사용된다.⁴⁾ 금형구조는 밀폐단조가 가능하도록 설계하였는데 그 이유는 분말단조의 특징 중의 하나가 예비성형체의 형상 및 중량을 정확하게 제어 할 수 있고 예비성형체 자체의 제작 수축이 가능하기 때문이다. 금형구조는 상하다이 및 펀치, 코아로드(또는 맨드릴), 노크 아웃(knock-out) 등으로 구성하였으며 단조프레스의 다이세트에 적합하게 그림 5와 같이 설계하였다.

예비성형체는 하부다이(floating die), 코아 로드 및 노크 아웃으로 구성된 공간에 장입하고 치형이 가공된 상부다이를 하강시켜 하부다이와 밀착되게 하여 상하 다이간 간격이 없도록 하였다. 상부다이가 하강함에 따라 하부다이는 링형상의 피스톤과 더불어 유압에 의해 일정 하중을 유지하면서 하강시켰다. 상하

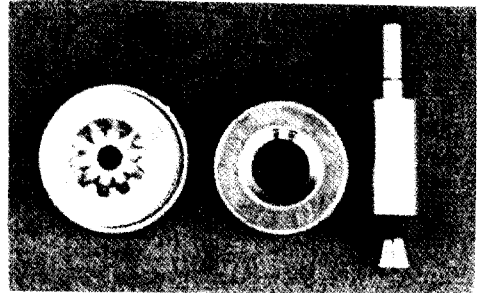


Fig. 6. Forging die insert.

다이가 밀착한 상태로 가공이 진행되므로 거스러미(burr)는 발생하지 않았다. 상부다이가 하사점에 도달하면 예비성형체는 금형내에 충만하게 되고 상부다이가 상승한 후 가공품이 취출되면 하강해 있던 하부다이는 공기압에 의해 원 위치로 복귀하도록 하였다. 금형의 최종 치수는 상온에서의 금형치수와 상온에서의 단조품치수간의 차이를 고려하여 완성된 금형치수로 설계하였다. 주된 금형 치수의 지배요인은 첫째, 다이 예열에 의한 다이 팽창율, 둘째, 단조온도에서 상온으로 냉각될 때 단조품의 수축량, 셋째, 가공압력으로 인한 다이의 탄성팽창(상펀치가 제하(unloading)된 후 단조품 취출 직전), 넷째, 단조품이 다이에서 취출될 때의 탄성회복 등으로 이러한 값들을 정량적으로 측정하여 금형설계를 하였다. 금형재료는 고온강도가 우수한 SKD61종을 사용하였고 상부 다이의 치형 음각 금형은 황동 선극을 이용하여 방전가공으로 제작하였으며 제작된 금형은 그림 6에 나타내었다.

3.5. 성형 실험

성형실험시 변수는 단조온도, 가열분위기, 단조후 냉각방법 등을 변화시켜 각각의 영향을 살펴보았다. 성형된 윤활처리시 시편온도는 200℃에서 수용성 혹은 윤활제인 Deltaforge 907(에치슨사 제품명)을 희석비 1:2로 25 g/m²의 피막층 중량을 기준으로 처리하였다. 그림 7은 시편온도와 희석비에 따른 피막 중량의 변화를 나타내고 있다.

성형에 사용한 프레스는 630 Ton 너클 프레스(Knu-ckle Press)에 100 Ton 용량의 유압보조 장치로 상하 금형을 폐쇄시킬 수 있도록 하였다. 단조시 예비성형체의 가열시간은 5분으로 하였고, 분위기 가열시 질소 주입량은 10 l/min.로, 가열온도는 950~1050℃, 단조

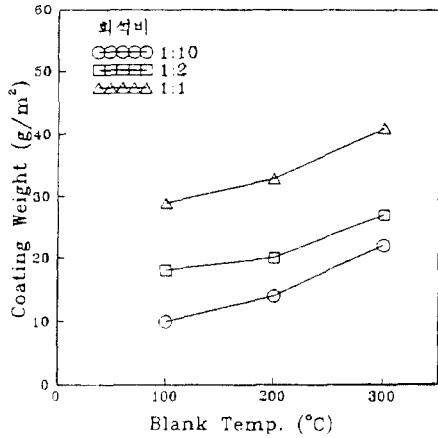


Fig. 7. Change in coating weight according to blank temperature and concentration of lubricant.

후 수냉, 공냉의 2가지 방법을 선택하였다. 급형의 예열온도는 다이칠링(die chilling)현상을 방지하면서 열화 및 수명등을 고려하여 200°C로 유지하였다.

성형량의 정의는 편의상 그림 8과 같은 방법으로 계산하였으며 측정된 각 시제품에서 파라인 함침법으로 밀도를 측정한 결과 표 1에서와 같이 성형량의 증가에 따라 밀도는 점차적으로 증가함을 알 수 있었다.

또한 성형량에 따른 소요하중변화를 관찰한 결과 그림 9와 같이 성형량이 90%이상으로 증가될 경우 소요하중은 급격히 증가함을 알 수 있었고, 100%에 접근한 성형량의 시제품을 제작할 때는 약 190톤의 소요하중이 요구됨을 알 수 있었다.

단조전의 가열시 가열방법은 유도가열과 분위기 가열을 들 수 있는데, 유도가열의 경우는 가열시간은 분위기가열과 비교해서 상당히 단축시킬 수 있는 장점이 있으나 대기중의 가열이므로 가열 중 표면산화가 우려되는 단점이 있고 분위기 가열시 사용되는 가

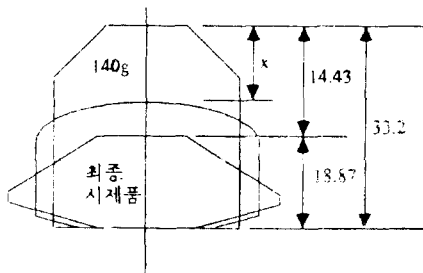


Fig. 8. Method of forging amount measurement.

Table 1. Variation of density according to forming amount

No.	A-1	A-2	A-3	A-4
Forming Amount (%)	69.8	83.7	95.8	96.3
Density (g/cc)	7.52	7.66	7.70	7.71

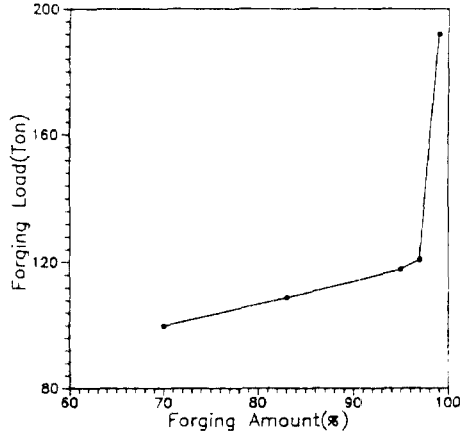


Fig. 9. Forging load with respect to forging amount.

스는 일반적으로 질소가스가 사용되는데 이 경우, 로내의 불활성 분위기에 의해 가열 중 표면산화는 방지되지만 가열시간이 비교적 길어지는 것이 단점이다.⁵⁾

단조 가열 조건을 선정하기 위해 가열로에서 승온속도를 측정한 결과 목표온도까지 예비성형체가 충분히 가열되기 위해서는 약 6분 이상의 시간이 소요되었기 때문에 분위기 가열로에서는 약 7~8분 가량 가열하였으며 유도가열로에서는 약 45초 만에 가열이 가능하였다. 그러나 성분 분석결과 표 2와 같이 유도가열의 경우는 최종 제품의 산소농도가 분위기 가열에 비해 상당히 높으므로 분말단조에서는 바람직하지 않은 방법으로 판단되었다. 즉 실제 양산체제에서의 가열로는 분위기 제어 및 가열시간을 단축하기 위하여 불활성 분위기에서의 유도가열방법이 가장 바람직할 것으로 생각되었다. 표 2에서 탄소농도의 경우는 가열 방법에 관계없이 0.13 wt% 함유되어 있는 것을 알 수 있다. 그림 10은 본 연구에서 설계한 공정을 통한 스트로크별 성형과정을 나타내고 있다.

3.6. 침탄열처리 실험

침탄 열처리 후 경화깊이와 경도는 분말 Astaloy A와 거의 같은 합금조성을 갖는 AISI 4620 또는

Table 2. Results of measurement of carbon and oxygen contents

No.	Oxygen (ppm)	Carbon (wt.%)
Induction Heating	640	0.13
Atmosphere Heating	463	0.13

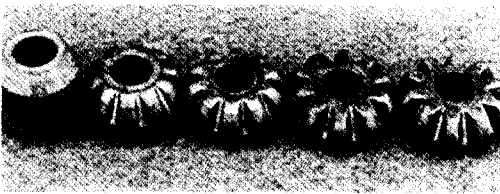


Fig. 10. Forming procedure with stroke.

4600을 기준으로 하여 유효 경화 깊이(case depth)는 0.8~1.0 mm 표면 경도는 HR_c 60 이상(Hv 700이상) 내부 경도(Core Hardness)는 HR_c 30 이상(Hv 300이상)으로 결정하였다. 이러한 사양을 만족시키기 위한 열처리 실험은 침탄 가열 및 템퍼링시 온도, 시간 등의 변수를 변화시켜 수행하였다. 침탄 질화 처리도 제품의 표면경화를 위하여 자주 사용되는 방법이지만, 질화를 위한 암모니아 가스의 분해 온도는 침탄 처리 온도(900℃~950℃)보다 낮은 870℃에서 최적이며, 이 온도에서 열처리할 경우 3시간 가열하여도 유효 경화 깊이가 0.5 mm이하밖에 얻을 수 없으므로 적절한 유효 경화 깊이를 요구하는 고강도 부품에는 적합하지 않다. 실제로 침탄 질화의 경우는 표면경도만을 요구하는 베어링 등의 부품에 적합하고, 본 개발 부품과 같은 기어류의 경우는 침탄처리(900~950℃)가 적용되고 있다. 열처리시 C₃H₈유량은 2.5~3 l/min의 범위내로 조절하여 탄소 포텐셜을 0.8~1.0으로 변화시켰으며, 침탄 온도와 시간의 경우 870~950℃와 1~3시간, 템퍼링 온도와 시간은 150~170℃, 1~2시간의 범위내에서 변화시켰다. 이와 같은 각각의 조건에서 침탄열처리 실험을 수행한 후에 얻어진 가장 양호한 열처리 공정 사이클을 그림 11에 나타내

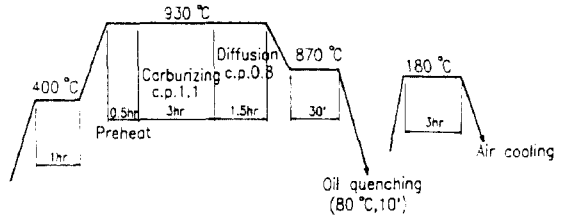


Fig. 11. Heat treatment cycle.

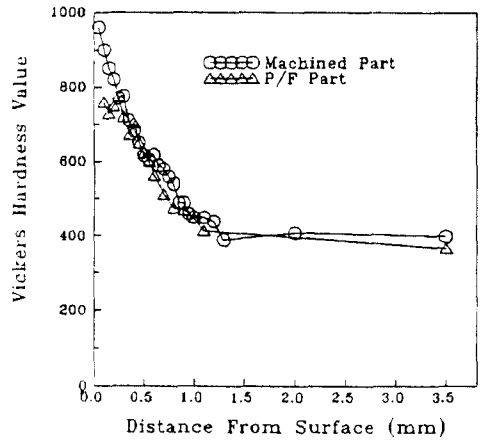


Fig. 12. Hardness as a function of distance from surface for machined part and carburized P/F part.

었다.

또한 그림 12에는 위의 조건에서 열처리를 수행한 후 거리에 따른 경도를 현재 질삭가공으로 제작된 기어에서의 특정 결과와 비교하였다. 전체적으로 볼 때 경도의 분포차이는 크게 다르지 않음을 알 수 있고, 분말단조 시제품의 경우 표면에서 약 0.2 mm의 깊이 까지 경도값이 약간 낮음을 관찰할 수 있는데, 이는 침탄 열처리시 표면 탄소 농도가 극부적으로 높아져서 플레이트 마르텐사이트(plate martensite)를 형성함으로써 잔류 오스테나이트의 양이 증가하여 경도를 하락시킨 것으로 생각된다. 표면에 이러한 현상이 심하게 발생되면 제품 표면과 내부 사이에서의 응력분포 차이로 충격 강도 및 피로 강도에 나쁜 영향을 미치는 것으로 알려져 있지만, 비커스 경도로 약 50~70 가량의 경도 저하는 큰 문제가 없는 것으로 판단된다.

3.7. 특성 평가

성형 후 특성평가는 일차적으로 압하율을 변화시킨 성형품을 제작하여 성형하중과 밀도변화를 관찰

Table 3. Change of forging amount and cooling method

No.	Forging Temp. (°C)	Forging Amount (%)	Cooling
C-1	1,025	95.8	Water
C-2	950	96.3	Water
C-3	960	99.9	Water
C-4	953	99.9	Air

하였고 이차적으로는 완제품의 시제품을 제작하여 미세조직, 부위별 밀도 등과 같은 금속학적인 기초분석과 경도 및 굴곡강도 등의 기계적 특성을 표 3에 나타난 공정변화에 따라 분석하였다.

3.7.1 굴곡강도 측정 및 미세조직 관찰

분말단조 직후 공냉과 수냉한 기어의 내부조직을 그림 13에 나타내었다. 수냉한 경우는 대부분 마르텐사이트 기지에 시멘타이트가 미세하게 분포한 조직을 나타내고 있었다. 분말단조 시제품의 굴곡 강도는 원칙적으로 침탄 열처리 후에 수행하여야 하지만 본 실험에서는 열처리 전·후의 경우 모두 비교 분석하고자 하였다. 이를 위하여 설계, 제작한 지그 및 펀치의 개략적인 구조를 그림 14에 나타내었고, 기어 고정용 지그는 음각의 형태로 방전가공하여 제작하였

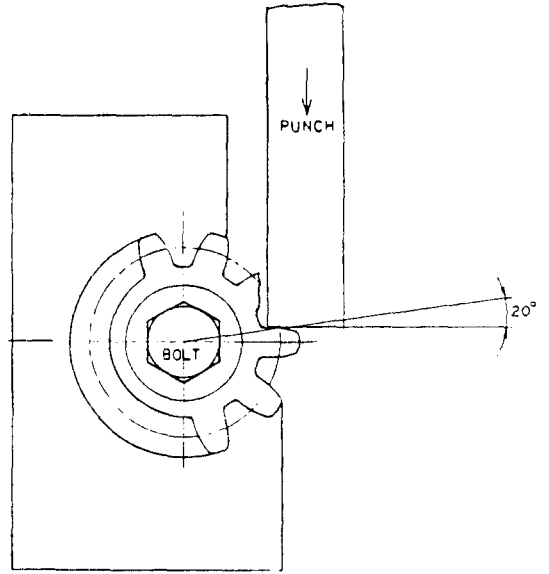


Fig. 14. Jig and punch for bending strength of a tooth.

으며 펀치와 기어치면은 선접촉이 되도록 제작하였다. 이러한 형태의 굴곡강도 측정법은 각 공정별의 굴곡강도를 상대적으로 비교하는데 적합하며 실제 사용되고 있는 기계가공품과도 비교 분석하였다.

굴곡강도의 측정은 120KN SCHENCK UTM에서 수행하였으며 그림 15와 같이 측정된 곡선에서는 최대하중 및 최대하중에서의 변형량을 측정하여 비교하였다.

굴곡강도 측정결과로서 수냉한 시제품의 경우 공

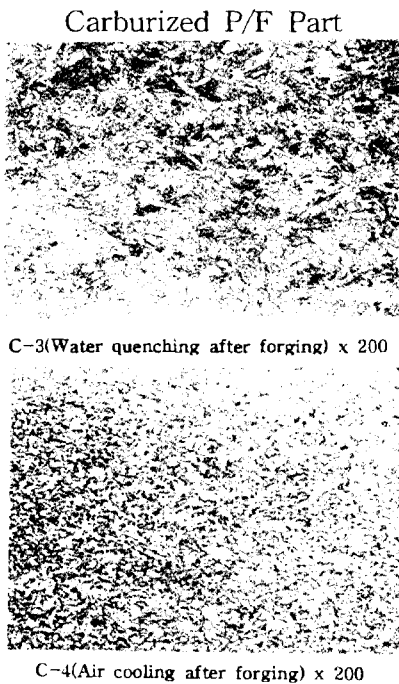


Fig. 13. Microstructure of powder forging for the different cooling method.

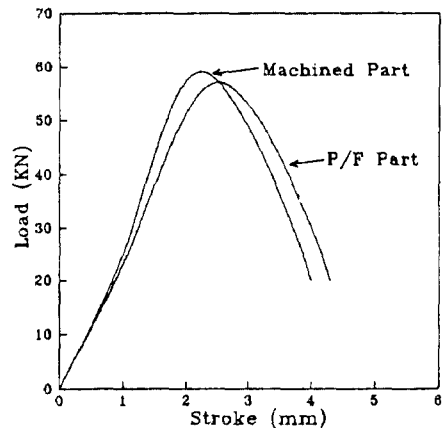


Fig. 15. Comparison of tooth bending strength of a prototype with a machined part after finishing heat treatment.

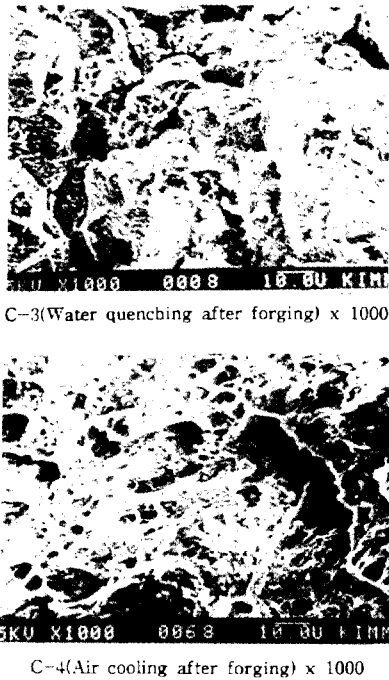


Fig. 16. SEM microstructure of fractured surface after tooth bending strength test.

랭한 시제품에 비하여 최대하중은 높지만 최대하중까지의 변형량은 적게 측정되었다. 즉 연성 및 취성 파괴의 차이로 판단되고 이를 확인하기 위해서 파단면을 SEM으로 관찰한 결과 그림 16과 같이 전형적인 취성, 연성파괴의 파단면을 볼 수 있었다. 또한 기계가공된 시제품의 경우는 최대하중이 약 59KN으로 비교적 높게 측정되었는데 이는 기계가공후 칩탄 열처리를 수행한 후의 측정결과로서, 본 시제품의 경우 칩탄 열처리후의 굴곡강도 측정에서 기계가공품과의 직접 비교가 가능하였다. 또한 공랭 및 수냉한 시제품에서의 산화정도를 측정하기 위하여 산소 농도를 측정한 결과, 수냉의 경우에 약 237 ppm, 공랭한 경우는 약 436 ppm이 높은 673 ppm으로 분석되었으며 이 결과는 에비성형체 가열 실험 결과와 거의 일치함을 알 수 있었다.

3.7.2 부위별 밀도 측정

시제품의 성형시 95%이상의 성형량 범위에서 부위별 밀도를 조사하기 위하여 표 3의 C-1, C-2, C-3의 시제품을 부위별로 등분한 다음, 파라핀 함침법으로 밀도를 측정한 결과는 표 4와 같다.

Table 4. Density in the parts after powder forging

Portion	No.	C-1(95.8)	C-2(96.3)	C-3(99.9)
1		7.85	8.05	7.92
2		7.83	8.01	7.90
3		7.67	7.78	8.25
4		7.69	7.59	7.93
5		7.89	7.72	7.94
6		7.75	8.15	7.91
Average		7.68	7.88	7.97

전체적으로 볼 때 C-1과 C-2의 경우 C-3에 비해 부위별로 다소의 밀도차가 있으며, 성형량의 증가에 따라 전체적으로 평균 밀도가 증가하고 있다. 이러한 결과는 파라핀 함침법에 의하여 측정된 것으로서 약

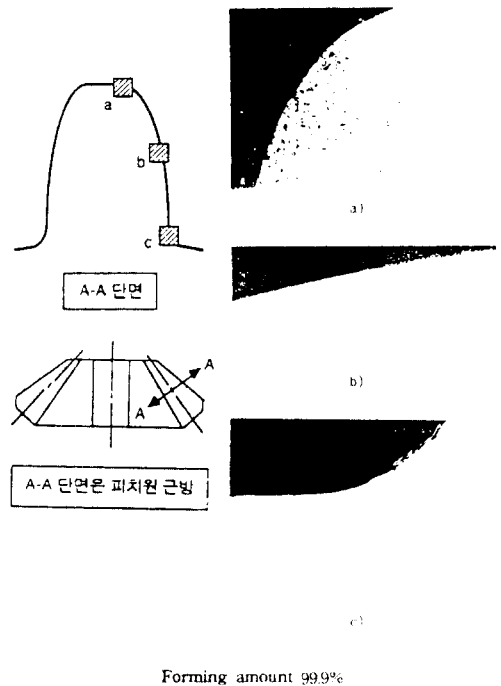
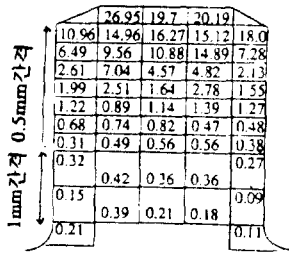
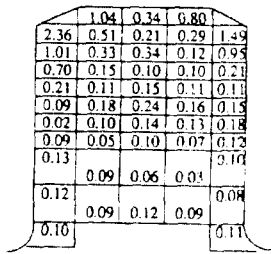


Fig. 17. Observed pore distributions for different forming amounts at different parts of a tooth.



Forming amount 95.8%



Forming amount 99.9%

Fig. 18. Volume percentages of pore at different parts of a tooth (result by image analysis).

간의 측정오차가 있을 것으로 생각되므로 기공분포량을 미세조직의 관찰로서 정량적으로 분석한 결과 그림 17과 같이 성형량의 증가에 따라 기공량의 감소 경향을 뚜렷하게 관찰할 수 있었다. 또한 95.8%와 99.9% 성형한 시제품에서 기공분포량을 관찰하기 위해 미세조직에서 image analyser를 이용하여 부위별 기공량을 분석한 결과 그림 18과 같았다.

그림 18의 결과를 살펴보면 95.8%로 성형한 부품의 경우는 국부적으로 치선부에 약 20%의 기공이 잔류함을 알 수 있었고, 99.9%로 성형할 경우 기공량은 1%이하로 감소되었음을 알 수 있다.

3.7.3 표면조도 측정

기어의 표면조도는 기어의 정밀도와 관련되며 곧 제품의 품질과 밀접하므로 각 조건별로 기어 표면의 조도를 측정하였다. 99.9%로 성형된 단조품과 칩탄 열처리후의 최종 제품에 대한 표면조도를 비교 분석하였다. 표면조도값의 결과는 냉각방법에 따라서, 즉 표면산화의 차이에 따라 그 값이 서로 다를것으로 판단되어 수냉 및 공냉한 C-3, C-4의 단조 시제품에서 측정하였다. 표 5는 표면조도의 측정부 위치와 측정치결과를 나타낸다.

Table 5. Surface Roughness measured at different positions

No.	Roughness (μm)	C-3(W.Q)	C-4(A.C)
Pitch Circle	Ra	6.580	9.426
	Rmax	17.087	28.187
	Rz	12.156	15.321
Tooth Root	Ra	10.447	10.079
	Rmax	17.130	22.142
	Rz	12.467	14.508

표 5의 결과를 볼 때 공냉한 시제품의 경우는 표면 산화에 의하여 측정부위에 관계없이 표면조도가 불량한 상태이었으며, 수냉한 시제품의 경우는 소성변형을 많이 일으킨 피치원부가 치면부보다 양호한 표면조도를 나타내었다. 일반적으로 열간 단조후 기계가공한 제품의 경우 모두 이 범위내에 있으므로 분말 단조제품의 표면조도는 열간단조품의 경우 보다는 우수함을 알 수 있었다.

4. 결 론

직선 베벨기어의 분말단조 기술을 개발하기 위하여 분말합금설계, 최적 예비성형체 설계 및 제작 기술, 윤활처리 및 단조기술, 금형설계 및 제작기술, 열처리 및 특성평가연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 분말합금 설계는 경화능과 인성을 고려하여 Fe-Ni-Mo-Mn-C계 합금으로 설계하였고, 컴퓨터 시뮬레이션과 모사실험을 통하여 결정된 예비성형체 형상은 부분 베벨을 갖는 원추형 중공 원통형상이 표면 균열 방지와 성형금형 제작비 측면에서 가장 유리하였다.
2. 단조전 윤활시 수용성 흑연윤활제로 윤활처리할 경우, 최적의 윤활조건은 소재온도 200℃, 윤활액 온도 20℃, 침적시간 1초이다. 이러한 조건으로 윤활처리할 경우 윤활층 무게와 두께는 각각 20 g/m²과 7~8 μm이었다.
3. 분말단조 가열시 유도가열할 경우 단조품의 산소농도는 640 ppm으로 측정되었고, 분위기 가열의 경우는 460 ppm으로 측정되었다. 즉 분위기 가열이 바람직하며 양산시 가열시간을 단축하기 위해서는 분위기 가열용 유도가열이 필요하다. 단조온도가 800℃ 이하로 낮거나 금형을 예열하지 않을 경우는 단조시

표면균열이 발생되었다. 단조성형 후 냉각시 제품의 산화를 방지하기 위해서는 공냉은 바람직하지 않으며 수냉 및 유냉을 하여야 한다.

4. 단조온도가 약 1000℃이고 금형온도가 200℃일 때, 상대밀도가 99.9%의 제품을 성형 할 경우 제품의 표면기공량은 표면부터 0.5 mm의 깊이에서 약 0.3~1 vol%의 기공분포를 나타내었으며, 이 때 단조하중은 79~83 Kg/mm²이 소요되었다.

5. 단조품의 표면조도 R_a는 제품의 부위에 관계없이 약 12~13 μm로 측정되었으며, 이는 열간단조품 (Ra 10~30)에 비해 양호한 수준이다.

6. 탄소농도 1.0, 칩탄온도 900~930℃, 칩탄시간 3.5 시간, 템퍼링 온도와 시간을 각각 180℃, 3시간으로 선정하여 열처리 할 경우 제품의 내부경도는 약 Hv 420, 표면경도는 Hv 800~850, 유효경화깊이는 약 0.8 mm로 분석되었고 모두 요구사항을 만족하였다.

7. 최종 열처리한 시제품의 굽곡강도를 측정할 결과 최대하중은 56KN, 최대하중까지의 변형량은 2.8 mm 이었고 이는 기존의 기계가공품에서의 측정결과(58 KN, 2.2 mm)와 거의 유사한 수준이었다.

참 고 문 헌

1. 서상기: 한국기계연구원 기술보고서, "분말단조기술

개발", 1988. 4.

2. 이정환: 한국기계연구원 기술보고서, 분말단조에 의한 자동차 부품개발(I,II), 1992.
3. Tohn, P. Cook: *Oxidation, Reduction and Decarburization of Metal Powder Preforms*, Hoeganaes Corporation, 1972.
4. G. Lusa: *Differential Gear by P/M Hot Forging*, Modern Developments in Powder Forging Vol.4, Plenum Press, NY, (1971) 425.
5. R. F. Halter: *Pilot Production System for Forging P/M Preforms*, 1970 Fall Powder Metallurgy Conference Proceedings, MPIF, New York, (1971) 119.
6. F. T. Lally and I. J. Toth: *Forging of Metal Powder Gears*, Final Report on Army Contract DAAE 07-72-C-0277, 1974.
7. Hoeganaes Brochure # 133 5M 7/63, 1963.
8. R Koos and S-E Grek: International Powder Metallurgy Conference at Florence, June, 1982, p. 58.
9. F. T. Lally and I. J. Toth: *Isothermal Forging of Precision Metal Powder Conference*, Final Technical Report on Contract DAA 01-72-C-0502, 1973.
10. C. L. Downey and H. A. Kuhn: "Application of a Forging Limit Concept to the Design of Powder Preforms for Forging", Trans. ASME, J. Eng., Mat. and Tech., **97H** (1975) 121.