

단조 금형의 수명 평가에 관한 연구

최창혁¹, 김용조[#]

A Study on Life Estimation of a Forging Die

C. H. Choi, Y. J. Kim

(Received June 8, 2007)

Abstract

Die life is generally estimated taking failure life and wear amount into consideration. In this study, the forging die life was investigated considering both of these two factors. The fatigue life prediction for the die was performed using the stress-life method, i.e. Goodman's and Gerber's equations. The Archard's wear model was used in the wear life simulation. These die life prediction techniques were applied to the die used in the forging process of the socket ball joint of a transportation system. A rigid-plastic finite element analysis for the die forging process of the socket ball was carried out and also the elastic stress analysis for the die set was performed in order to get basic data for the die fatigue life prediction. The wear volume of the die was measured using a 3-dimensional measurement apparatus. The simulation results were relatively in good agreement with the experimental measurements.

Key Words : Forging Die Life, Fatigue Life Prediction, Wear, Stress-life Curve, Goodman's and Gerber's Equation, Rigid-Plastic Finite Element Analysis, Socket Ball Joint

1. 서 론

소성가공에 의해 제작되는 많은 부품들이 차량이나 일반기계 등에 사용되고 있다. 이러한 부품들은 금형의 품질에 의해 직접적인 영향을 받는다. 그리고 그 제작비용은 다른 가공법에 비해 높다. 따라서 금형설계에서 금형의 수명평가는 설계자가 최종제품의 비용을 평가하는데 중요한 역할을 할 수 있다.

금형수명에 영향을 미치는 주요 원인에는 기계적 및 열적 피로, 파단, 마멸, 소성변형, 표면 용착 등이 있다. 금형파손의 주 원인은 단조 조건에 따라 다르게 나타나며, 금형수명의 판단 기준을 달리하고 있다. 일반적으로 냉간 단조금형에서는 순간적인 파파나 피로에 의한 파손의 위험이

중요하고, 온간 및 열간단조 금형에서는 마멸로 인해 표면상태와 공차에 영향을 준다[1].

본 논문에서는 단조에서 금형의 수명평가방법을 제시하고자 한다. 금형의 수명 평가기법을 제시하기 위하여 특히 차량용 부품인 볼조인트 소켓의 단조공정을 강소성 유한요소 해석하고, 이의 해석결과를 바탕으로 금형에 대한 탄성응력해석을 수행하였다. 금형의 피로수명 평가에는 응력-수명방법을 응용하고, 마멸량 평가에는 Archard 마멸모델[2]을 적용하였다.

2. 피로수명 평가

2.1 피로수명 평가 방법

피로수명 평가에는 일반적으로 응력-수명방법,

1. 경남대학교 기계설계학과 대학원
교신저자: 경남대학교 기계자동화공학부,
E-mail: yohngjo@kyungnam.ac.kr

변형률-수명방법과 파괴역학적 방법이 있다. 응력-수명방법은 작용응력이 재료의 탄성영역 내에 존재하고 수명이 긴 경우에 이용된다. 반면에 변형률-수명방법은 작용응력이 탄성을 벗어나고 수명이 짧은 경우에 이용되며 주로 초기 균열의 발생 시기를 예측한다. 파괴역학적 방법은 초기균열이 발생한 상태에서 균열의 전파수명 평가에 이용된다[3]. 단조금형은 작용응력이 일반적으로 탄성범위 내에 존재하기 때문에 피로수명 평가에 응력-수명방법을 적용하는 것이 바람직하다.

2.2 응력-수명 선도

Table 1 은 금형재료의 피로시험 조건이고, Fig. 1 은 금형재의 온도 변화에 따른 응력-수명선도이다 [4].

Table 1 Conditions for fatigue test[4]

Materials	AISI H 13
Hardness (HRC)	55
Heat treatment	Q & T
Diameter of specimen (mm)	12
Frequency (Hz)	16
Temperature (°C)	20 ~ 900
Stress ratio (R)	0

응력-수명선도는 식 (1)로 표현된다[3]. 그리고 Table 2 는 온도변화에 따른 응력-수명선도의 지수 c, b 의 값이다[4].

$$S = 10^c N^b (10^3 \leq N \leq 10^6) \quad (1)$$

여기서 S 는 교변응력, N 은 파괴 시까지의 반복수, c 및 b 는 응력-수명선도의 지수이다.

Table 2 Constants of regression line[4]

Temp.(°C)	c	b
20	3.71206	-0.23537
300	3.41794	-0.18467
500	3.24083	-0.15245
700	2.71815	-0.14839
900	2.00548	-0.17268

온도 변화에 따른 응력-수명선도의 함수는 Fig. 1 의 응력-수명선도를 이용하고, 10^6 사이클 수명에

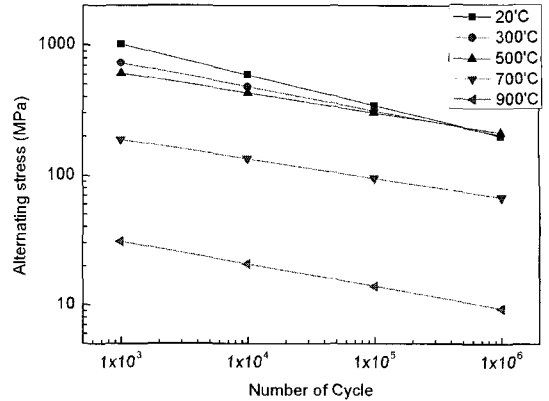


Fig. 1 S-N curve by experimental results to AISI H13[4]

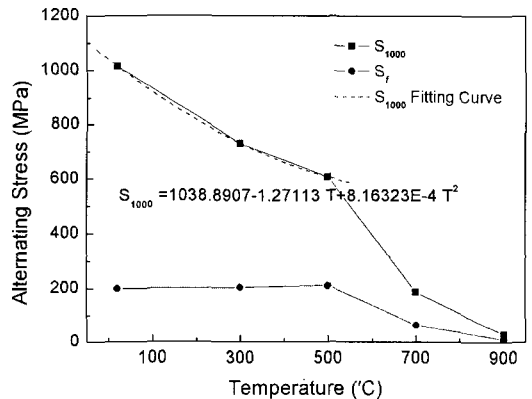


Fig. 2 Alternating stress according to temperature at 1000 cycles

상당하는 교변응력을 피로한도로 정한다.

Fig. 2 는 피로한도와 1000 사이클 수명에 상당하는 교변응력의 온도와의 관계를 나타낸다. 500°C 이하에서는 거의 비슷한 피로한도를 가지나 700°C 이상에서는 피로한도와 피로수명이 급격히 감소한다. 이는 온도 범위 500°C에서 700°C사이에서는 연성 취성 변이가 일어나기 때문이다[4]. 따라서 온도가 500°C이하에 대한 응력-수명선도의 함수를 구하였다.

피로한도의 값은 500°C이하의 값을 평균하여 상수로 가정하고, 1000 사이클 수명에 상당하는 교변응력을 온도에 대한 2 차 함수로 가정하여 회귀하였다. 식 (2)는 두 값의 결과이다.

$$S_f = 205.16 \text{ MPa}$$

$$S_{1000} = 1038.89 - 1.27T + 8.16 \times 10^{-4} T^2 \quad (2)$$

여기서 S_f 는 피로한도, S_{1000} 은 1000 사이클에서의 교번응력, T 는 온도이다.

응력-수명선도식에 관한 지수 c , b 의 값은 식 (3)과 같이 구할 수 있다.

$$c = \log_{10} \left(\frac{S_{1000}^2}{S_f} \right), \quad b = -\frac{1}{3} \log_{10} \left(\frac{S_{1000}}{S_f} \right) \quad (3)$$

따라서 응력-수명선도는 식 (4)와 같이 온도의 함수로 표현할 수 있다.

$$S(T) = 10^{c(T)} N^{b(T)} \quad (T \leq 500) \quad (4)$$

2.3 다축피로이론

응력-수명선도는 일반적으로 단축응력 시험의 결과로 표시한다. 이를 일반적인 응력상태에 적용하기 위해 다음의 상당응력들을 사용한다.

1. AMP (Absolute maximum principal stress) : σ_1
2. SVM (Signed von Mises stress) : 유효응력에 최대 크기의 주응력의 부호를 부여한 값

$$SVM = \frac{\sigma_1}{|\sigma_1|} \bar{\sigma} \quad (5)$$

3. ST (Signed Tresca stress) : 최대전단응력에 최대 크기의 주응력의 부호를 부여한 값

$$ST = \frac{\sigma_1}{|\sigma_1|} \tau_{\max} \quad (6)$$

4. Sines 법 : von Mises 응력에 정수압의 영향을 포함한 이론[5]

$$S_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(S_{a1} - S_{a2})^2 + (S_{a2} - S_{a3})^2 + (S_{a3} - S_{a1})^2 \right]^{1/2} + m(S_{m1} + S_{m2} + S_{m3}) \quad (7)$$

여기서 σ_1 는 최대 크기의 주응력, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, τ_{\max} 는 최대전단응력, S_e 는 상당응력, S_{a1} , S_{a2} 및 S_{a3} 은 교번 주응력의 진폭, S_{m1} , S_{m2} 및 S_{m3} 은 교번 주응력의 평균응력, m 은 재료상수이다.

일반적으로 다축피로를 설명하기 위해서 항복이론을 피로에 적용해왔다. 항복이론에서는 인장과 압축의 차이와 정수압응력의 영향이 없지만 피로에서는 이들 영향이 크게 작용한다. 따라서

항복응력에 인장과 압축의 효과를 포함하기 위해서 최대 크기의 주응력의 부호를 부여한 SVM, ST 그리고 정수압응력의 영향이 포함된 Sines 의 방법을 상당응력으로 적용하였다. 위의 네 가지 상당응력을 적용하여 단조금형의 피로 수명을 평가하기 위한 타당한 방법을 찾으려 하였다. 압축반복하중을 받는 금형의 상당응력에 대한 상당응력진폭(S_{qa})과 상당평균응력(S_{qm})을 Table 3 과 같이 나타낼 수 있다.

Table 3 Equivalent alternating and mean stresses for the forging die

	S_{qa}	S_{qm}
AMP	$1/2 \sigma_1 $	$1/2 \sigma_1$
SVM	$1/2 SVM $	$1/2 SVM$
ST	$1/2 ST $	$1/2 ST$
Sines' method	$1/2 \bar{\sigma}$	$S_{m1} + S_{m2} + S_{m3}$

2.4 평균응력의 효과

평활재 시험편의 단축 인장 및 압축시험에서 인장평균응력은 수명을 감소시키고 압축평균응력은 그 반대의 경향을 나타낸다. 인장 평균응력의 효과를 고려한 실험식으로는 식 (8)의 Goodman의 선도와 식 (9)의 Gerber 의 선도가 가장 많이 사용되어왔다.

Fig. 3 은 평활재 시험편에서 인장 및 압축평균응력에 대한 피로한도의 분포이다. 평균응력이 인장 응력일 때는 Gerber 선도의 경우 실험 결과에 접근하고 Goodman 선도는 보다 보수적인 설계에 이용될 수 있다[3,5].

$$\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_u} = 1 \quad (8)$$

$$\frac{\sigma_a}{S_e} + \left(\frac{\sigma_m}{S_u} \right)^2 = 1 \quad (9)$$

압축반복하중을 받는 단조금형은 많은 부분에서 압축주응력이 작용한다. 하지만 지금까지 피로 수명의 연구에서 압축평균응력의 영향은 많이 다루지 않았다. 인장평균응력에서의 Goodman 및 Gerber 선도를 압축평균응력에서 연장하여 사용하기 위

해 Gerber 식을 식 (10)과 같이 수정하였다.

$$\frac{\sigma_a}{S_e} - \left(\frac{\sigma_m}{S_u} \right)^2 = 1 \quad (\sigma_m < 0) \quad (10)$$

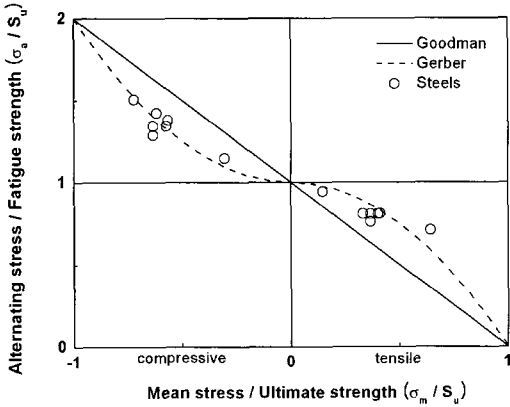


Fig. 3 Compressive and tensile mean stress effect (Goodman and Gerber lines)

Fig. 3 에서 압축평균응력이 주어졌을 경우 식 (10)의 수정된 Gerber 곡선은 피로수명의 양상을 비슷하게 따라가고 있지만 Goodman 곡선의 경우는 실험보다 긴 피로수명을 예상하고 있다. 따라서 압축평균응력이 작을 경우 평균응력의 영향은 식 (10)의 수정된 Gerber 곡선만을 사용하여 평균응력의 영향을 적용하였다.

식 (4)의 응력-수명선도는 응력비 0 에서의 결과다. 일반적인 응력상태에서 Table 3 을 이용하여 구해진 상당응력들은 각각 다른 응력비를 가진다. 따라서 Goodman 과 Gerber 의 식을 이용하여 각각의 상당응력을 응력비 0 에서의 값으로 수정하고, 식 (4)의 응력-수명선도에 적용하여 수명을 평가하였다.

(a) Goodman 식 방법

식 (8)에서 응력진폭(σ_a)과 평균응력(σ_m)의 항을 $\sigma_a = S_{qa}$, $\sigma_m = S_{qm}$ 와 같이 상당응력으로 대체하고 완전교번응력상태($R=-1$)하에서의 상당응력진폭(S_e)에 관한 식 (11)를 얻을 수 있다.

$$S_e = \frac{S_u S_{qa}}{S_u - S_{qm}} \quad (11)$$

여기서 R 는 응력비($\sigma_{min}/\sigma_{max}$), S_{qa} 는 상당 교

번응력(equivalent alternating stress), S_{qm} 는 상당평균응력(equivalent mean stress), σ_m 는 평균응력, σ_a 는 응력진폭, S_u 는 최대인장강도이다.

인장반복하중상태($R=0$)하에서 상당응력진폭을 S_{eq} 라고 하면 응력진폭과 평균응력은 $\sigma_a = \sigma_m = S_{eq}$ 와 같이 되고 S_{eq} 에 관한 식 (12)를 얻을 수 있다.

$$S_{eq} = \frac{S_u S_e}{S_u + S_e} \quad (12)$$

(b) Gerber 식 방법

상당평균응력이 0 보다 클 때 식 (9)를 적용하고, 작을 때 식 (10)을 적용하여 완전 교번응력상태($R=-1$)하에서의 상당응력진폭(S_e)을 식 (13)과 식 (14)와 같이 구할 수 있다.

$$S_e = \frac{S_u^2 S_{qa}}{S_u^2 - S_{qm}^2} \quad (S_{qm} \geq 0) \quad (13)$$

$$S_e = \frac{S_u^2 S_{qa}}{S_u^2 + S_{qm}^2} \quad (S_{qm} < 0) \quad (14)$$

그리고 인장반복하중($R=0$)하에서 상당응력진폭(S_{eq})에 관한 식은 식 (15)와 같다.

$$S_{eq}^2 + \left(\frac{S_u^2}{S_e} \right) S_{eq} - S_u^2 = 0 \quad (15)$$

인장반복하중($R=0$)하에서 상당응력진폭(S_{eq}) 은 식 (15)의 해에서 구해야 하고 식 (16)과 같이 표현된다.

$$S_{eq} = \frac{S_u^2}{2S_e} \left\{ -1 \pm \sqrt{1 + \left(\frac{2S_e}{S_u} \right)^2} \right\} \quad (16)$$

식 (16)에서 $S_{eq} \geq 0$ 조건을 만족하는 해는 식 (17)과 같이 얻을 수 있다.

$$S_{eq} = \frac{S_u^2}{2S_e} \left\{ -1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2S_e}{S_u} \right)^2} \right\} \quad (17)$$

2.5 인장강도

Fig. 4는 온도에 따른 인장강도의 변화이다. 500°C와 700°C사이에서는 재료의 연성화로 인장강도가 급격히 감소한다. 따라서 500°C이하에서 인장강도를 선형회귀 하였고, 식 (18)은 변형률속도 0.001에서 온도에 따른 인장강도를 나타낸 함수이다.

$$S_u = 1956.48 - 0.99T \quad (\dot{\epsilon} = 0.001) \quad (18)$$

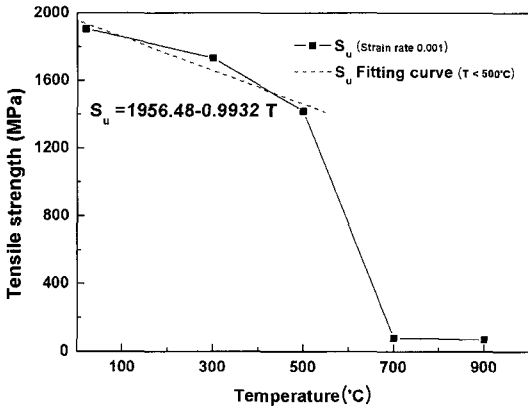


Fig. 4 Tensile strength of the AISI H13[4]

3. 마멸량 평가

3.1 마멸량 평가 방법

마멸량 평가에는 Archard의 마멸모델[2]을 사용하였다. 식 (19)는 Archard의 마멸식이고, 금형재의 경도와 마멸계수를 온도의 함수로 표현하면 식 (20)과 같다.

$$V = k \frac{FL}{3H} \quad (19)$$

$$V = k(T) \frac{FL}{3H(T)} \quad (20)$$

여기서 V는 마멸체적, k는 마멸계수, F는 접촉면에 수직인 힘, L은 미끄럼 길이, H는 비커스 경도이다.

총 마멸깊이는 식 (21)과 같이 시간의 적분형태로 표현할 수 있다.

$$w = \int k \frac{Pv}{3H} dt \quad (21)$$

여기서 w는 마멸깊이, v는 접촉면의 미끄럼 속도, P는 접촉면의 압력이다.

총 마멸량에 대한 유한요소해석에서는 식 (21)의 이산화를 통해 가능하다. 따라서 식 (22)에서는 총 스텝수가 n개일 때 i 요소에서의 총 마멸량은 각각의 j 스텝에서의 마멸량들을 합산하여 구할 수 있다.

$$w_i = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^n k_{ij}(T) \frac{P_{ij} v_{ij}}{H_{ij}(T)} \Delta t_j \quad (22)$$

3.2 마멸계수

Table 4는 마멸계수를 구하기 위한 마멸시험조건이다. Fig. 5에서와 같이 온도가 증가하면 마멸계수도 증가하는 경향을 보이다가 온도 400°C에서 마멸계수가 감소한다. 온도 400°C이상에서는 다른 마멸 모델이 작용하는 것으로 볼 수 있다.[6] 따라서 온도 400°C이하에서의 마멸계수를 함수로 나타내었다.

식 (23)은 온도에 따른 마멸계수의 함수로서 식 (19)의 Archard의 기본식을 만족하도록 마멸계수를 변환하여 나타내었다.

$$k(T) = \{86.11 \ln(273.15 + T) - 496.07\} \times 10^{-5} \quad (23)$$

Table 4 Conditions for the wear test[6]

Materials	AISI H 13
Temperature (°C)	100 ~ 400
Normal force (N)	300
Velocity (mm/s)	565
Slide length (mm)	1272344
Lubrication	None

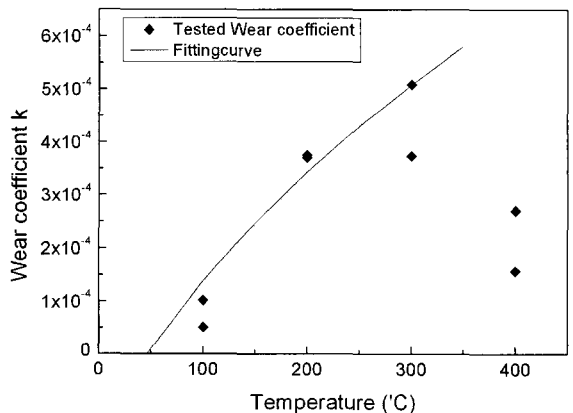


Fig. 5 Wear coefficient acquired from test [6]

3.3 경도

Fig. 6 은 온도에 따른 비커스경도의 변화이다. 경도는 온도가 증가함에 따라 점차 감소하며 온도가 600℃ 이상에서는 열연화로 인해 급격히 감소하는 성질을 보인다[7~8].

따라서 600℃ 이하의 온도에서는 열연화를 고려하지 않고 경도를 온도만의 함수로 나타낼 수 있다. 식 (24)은 온도(T)에 따른 비커스 경도(H)의 함수이다[6].

$$H(T) = 9216.4(273.15 + T)^{-0.505} \quad (24)$$

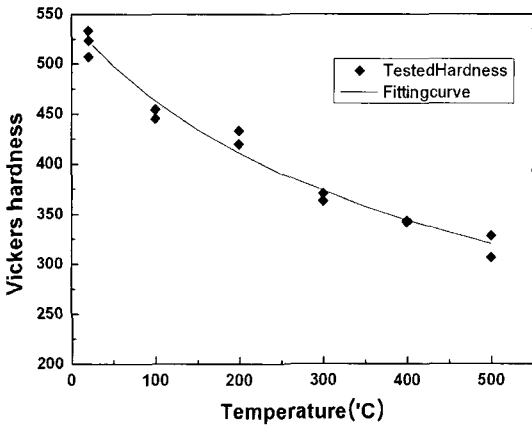


Fig. 6 The temperature hardness test result of AISI H13[6]

4. 볼조인트 소켓의 유한요소 해석

4.1 단조 공정 해석

볼조인트 소켓의 열간단조는 초기소재를 고온으로 가열하여 Blocker, Finisher 두 공정을 거친다. 이 때 열간단조공정해석에 Deform-3D 를 사용하였다. Table 5 는 단조공정해석에 이용되는 소재(AISI 1045) 및 금형재료(AISI H13)의 물성이다.

4.2 금형의 응력해석

금형의 응력을 유한요소해석하기 위하여 역시 Deform-3D 를 사용하였다. 소재와 금형의 접촉부에서 금형에 작용하는 절점하중을 구하고, 이 결과로 금형의 탄성응력해석을 수행하였다. Table 6 는 두 단조공정에서 상부와 하부금형의 최고 온도 및 최고 응력을 보여준다. 해석결과 Finisher 공정의 온도 및 유효응력이 높게 나타났으며, 특히 하부 금형에서 유효응력이 가장 크게 나타났

Table 5 Input data for the FE analysis

Materials (AISI)	H 13	1045
Flow stress(MPa)	-	Tested[9]
Young's modulus(MPa)	Tested[9]	-
Poisson's ratio	0.3	-
Heat capacity(N/mm ² °C)	3.24	4.3
Conductivity coefficient(N/s°C)	24.4	29
Initial temperature(°C)	105	1200
Emissivity	0.7	0.7
Environment temperature(°C)	20	
Convection coefficient(N/s mm°C)	0.02	

Table 6 Maximum effective stress and maximum temperature for blocker and finisher processing dies

Process	Blocker		Finisher	
	Top	Bottom	Top	Bottom
Max. temp.	424.5	417.3	455.0	434.0
Max. eff. stress	402.5	366.4	945.8	952.3

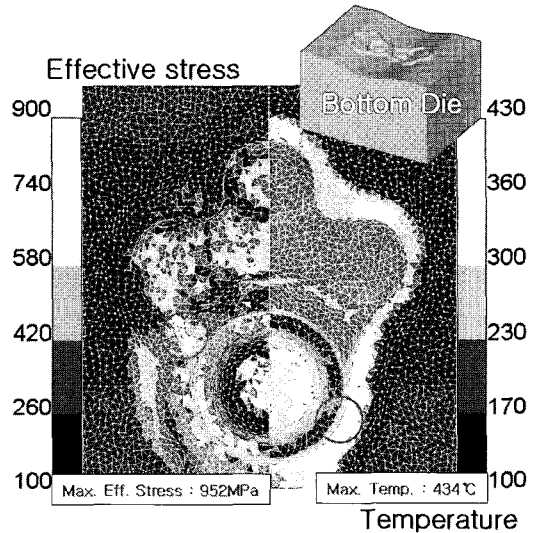


Fig. 7 Distribution of effective stress and temperature for the bottom die of the finisher process

다. Fig. 7 은 Finisher 공정 하부 금형의 온도 및 응력분포의 해석결과이다.

5. 금형의 마멸량 측정 및 수명해석결과

5.1 마멸량 측정

Fig. 8 은 접촉식 형상측정기를 사용하여 마멸량을 측정한 사진이다. 이때 사용된 금형은 7000 회의 단조공정을 거쳤다. Table 7 은 상부와 하부금형의 최대마멸량의 측정결과이다. 이것을 1cycle 의 값으로 환산하여 해석결과와 비교 하였다.

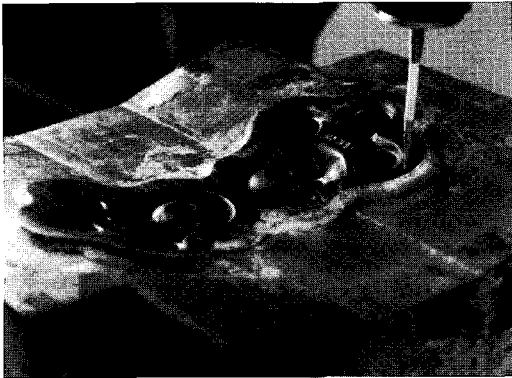


Fig. 8 Surface measurement

Table 7 Max. wear depth by measurement and FE simulation (unit: mm)

Die	Top	Bottom
Measurement(7000 cycle)	1.5823	1.8303
Measurement(1 cycle)	2.260E-04	2.615E-04
FE simulation	2.910E-04	2.980E-04

5.2 금형의 피로수명 해석

금형해석의 결과인 응력과 온도 분포를 사용하여 피로수명을 평가하였다. 해석결과에서 유효응력이 가장 높았던 Finisher 공정에서 하부금형의 수명을 평가하였다. 그리고 이 때의 상당응력을 구하기 위해 Table 3 의 방법들을 사용하였고, 또한 평균응력의 효과를 적용하기 위해 Goodman 과 Gerber 의 식을 사용하였다. Table 8 은 피로수명 해석결과이다. Fig. 9 에서 피로수명이 가장 낮았던 A 와 B 의 두 부분을 정하고 네 가지 상당응력의 적용 결과를 비교 검토 하였다. A, B 로 표시된 두 부분의 주응력과 유효응력을 Table 9 에 나타내었고, A 부분은 압축 주응력이, B 에서는 인장 주응력이 작용하였다.

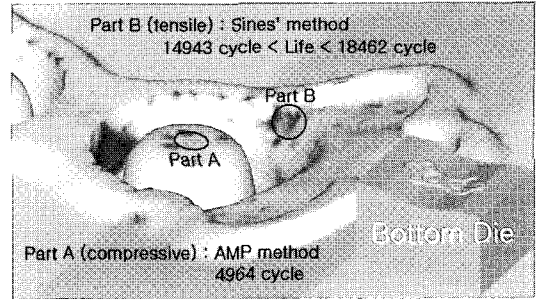


Fig. 9 Locations of the least fatigue life

Table 8 Fatigue life for bottom die of the finisher process(unit : cycle)

	A (Compressive)		B (Tensile)	
	Goodman	Gerber	Goodman	Gerber
AMP	not used	4964	13635	13635
SVM	not used	181833	23530	23530
ST	not used	147728	19275	19275
Sines	not used	Infinite	14943	18462

Table 9 Principal stresses and effective stress at the locations of A and B(unit: MPa)

Part	σ_1	σ_2	σ_3	$\bar{\sigma}$
A	-1516.40	-946.26	-886.79	602.08
B	964.11	139.02	64.15	864.95

Table 8에서 보는 바와 같이 압축주응력에서 Goodman 의 식은 실제보다 긴 수명을 평가하기 때문에 제외하였다. 최소 수명은 A 부분에 AMP 를 적용 했을 때 4964 사이클 이지만 같은 부위에 대하여 항복응력을 이용하는 SVM 과 ST 는 AMP 보다 긴 수명을 예상 하였고, 정수압응력의 효과를 포함하는 Sines 의 방법에 의하면 무한수명으로 까지 예상된다.

B 부위는 인장응력이 작용하므로 Goodman 과 Gerber 의 두식을 모두 사용하여 수명을 평가 하였다. Table 8 에서 AMP, SVM, ST 는 인장 시 응력 비가 0 이므로 평균응력 효과의 식을 필요로 하지 않으므로 Goodman 이나 Gerber 식에 상관 없이 동일한 수명을 가진다. 하지만 Sines 의 방법은 응력 비가 정수압응력에 따라 변하기 때문에 Goodman 은 14943 사이클이고, Gerber 는 18462 사이클의 수명을 예상하였다.

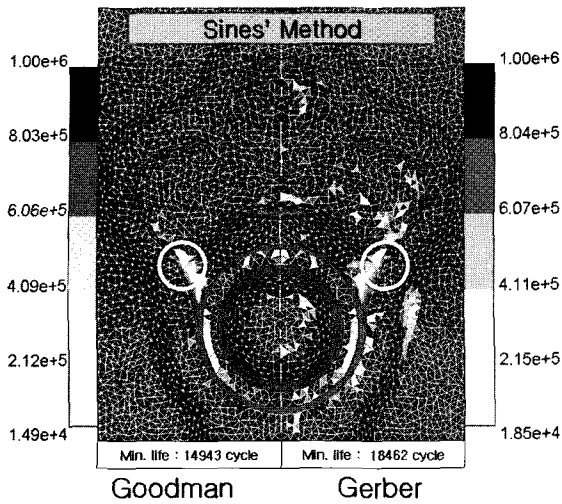


Fig.10 Distribution of fatigue life predicted using Goodman's and Gerber's equations in the Sines' method

따라서 압축응력이 크게 발생하는 A부위보다는 응력은 조금 낮지만 인장응력이 작용하는 B부위에서 피로수명에 끼치는 영향이 더 크다고 볼 수 있다. Fig. 10은 Sines의 방법으로 Goodman과 Gerber의 식을 이용한 수명분포를 보여준다.

5.3 금형의 마멸량 해석

식 (23)의 마멸계수는 상대재료가 SCM415일 때의 값이다. 하지만 본 논문에서는 고온에서의 연강의 거동은 거의 유사하다는 가정 하에 동일한 마멸계수를 적용하였다. Table 10은 각 공정에서의 금형 마멸에 대한 해석의 결과에서 최고 마멸량을 나타낸 것이며, Finisher 공정의 하부 금형에서 마멸량이 최대로 나타났다. Finisher 공정에서 상부 및 하부 금형의 마멸량 분포는 Fig. 11에 볼 수 있다. 역시 플래시 부분에서 금형의 마멸량이 가장 크게 나타난 것을 확인할 수 있다.

마멸에 관한 금형의 수명조건은 제품의 치수공차 1mm를 기준으로 하였다. Fig. 12는 플래시 부분을 제외하고 제품형상에 영향을 미치는 부분 중에서 마멸량이 가장 큰 부분을 나타낸 것이다. 그리고 Table 11은 마멸에 따른 금형의 수명을 평가한 결과이다. 여기서 유한요소해석에 의한 평가 결과는 실제 사용한 금형의 측정 값과 거의 유사함을 볼 수 있다.

Table 10 Maximum wear depth by the computer simulation(unit: mm)

Process	Blocker		Finisher	
	Top	Bottom	Top	Bottom
Wear depth	8.7E-05	9.9E-05	2.91E-04	2.98E-04

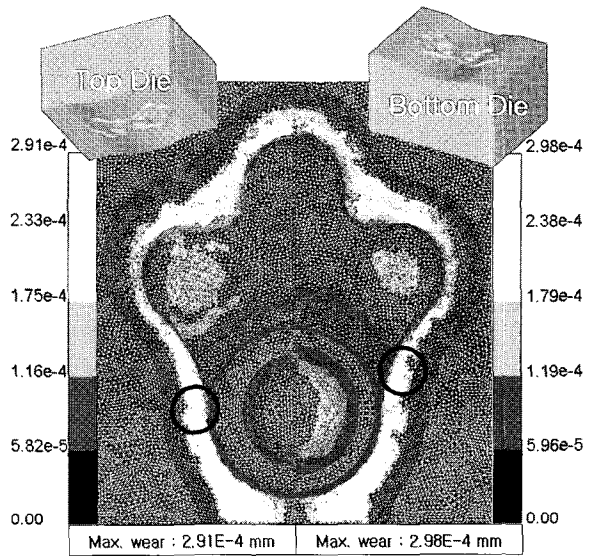


Fig.11 Wear depth by FE simulation

Table 11 Life for the bottom die of the finisher process (FE simulation and measurement)

	1 cycle	7000 cycle	Life (cycle)
FE simulation	1.370E-04	0.95872	7301
Measurement	1.365E-04	0.95528	7328



Fig.12 The most sensitive part for wear (FE simulation)

6. 결론

참고 문헌

본 연구는 단조금형의 수명평가에 대해 가장 타당한 해석방법을 제시하기 위한 기초 연구로서 피로수명 및 마멸 해석을 수행하였다. 금형의 수명평가에 대한 해석방법의 타당성을 검토하기 위해 자동차 부품인 볼조인트 소켓에 대한 강소성 유한요소 해석을 하였고, 그 결과를 이용하여 금형의 탄성 해석, 그리고 피로수명과 마멸량을 해석하였다. 이의 결과로 금형의 수명을 평가하였고, 실제 현장에서 사용된 금형과 비교 검토하여 금형의 수명해석결과의 신뢰성을 검토하였다. 해석 결과에 의하면 마멸량은 플래시 부위에서 가장 높게 나타났지만 이 부위는 제품의 치수공차와는 무관하므로 이를 제외하고 제품치수 공차에 직접 영향을 미치는 부위에서 치수공차 1mm 를 기준으로 하여 마멸량을 평가하였다.

(1) 볼조인트 소켓의 Finisher 공정에서 하부 금형의 수명이 가장 낮게 평가 되었다.

(2) 피로수명에서 일반응력의 상당응력식은 AMP, SVM, ST 와 Sines 의 방법을 비교하였다. 단조 금형의 경우 정수압 응력의 효과를 포함하는 Sines 의 방법이 가장 적절한 것으로 나타났다.

(3) Finisher 공정의 금형은 피로파괴보다 마멸에 의한 금형의 교체시기가 빠를 것으로 예측 되었다.

후 기

본 연구는 2007 학년도 경남대학교 학술연구장려금 지원으로 이루어졌음.

- [1] 최재찬, 김병민, 1994, 소성가공에 있어서의 금형수명, 한국소성가공학회지, 제 3 권 제 2 호, pp. 147~148.
- [2] J. F. Archard, 1953, Contacts and Rubbing of Flat Surface, Journal of Applied Physics, Vol. 24, pp. 981~988.
- [3] J. A. Bannantine, J. J. Comer, J. L. Handrock, 1990, Fundamentals of Metal Fatigue Analysis, Prentice Hall, New Jersey, pp. 232~238.
- [4] 이태문, 2002, STD 61 금형강의 온도에 따른 피로특성 연구, 석사학위논문, pp. 14~22.
- [5] H. O. Fuchs, R. I. Stephens, 1980, Metal Fatigue in Engineering, John Wiley & Sons, New York, pp. 69~76.
- [6] R. S. Lee, J. L. Jou, 2003, Application of numerical simulation for wear analysis of warm forging die, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 140, pp. 43~48.
- [7] J. H. Kang, I. W. Park, J. S. Jae, S. S. Kang, 1999, A study on a die wear model considering thermal softening: (I) Construction of the wear model, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 96, pp. 53~58.
- [8] J. H. Kang, I. W. Park, J. S. Jae, S. S. Kang, 1999, A study on a die wear model considering thermal softening: (II) Application of the suggested wear model, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 94, pp. 183~188.
- [9] Scientific Forming Technologies Corporation, Deform-3D, <http://www.deform.com>