

〈論 文〉

침탄치차의 쇼트피닝처리가 크랙진전억제에 미치는 영향

류성기* · 정인성**

(1994년 6월 8일 접수)

Effects of Shot Peening on Crack Growth Resistance in Carburized Gears

Sung-Ki Lyu and In-Sung Chung

Key Words : Residual Stress(잔류응력), Shot Peening(쇼트피닝), Carburized Gear(침탄치차), Stress Intensity Factor(응력확대계수), Influence Function Method(영향관수법), Fatigue Crack Growth Rate(피로크랙 성장률)

Abstract

This paper deals with an evaluation of the residual stress due to shot peening induced in a carburized gear tooth and its application to the fatigue crack propagation problem. A practical method is proposed on the basis of the assumption that the residual stress is caused by the difference of volume expansion in the case and the core, and the influence of both the reduction of retained austenite and the strain due to shot peening are considered. The evaluated residual stress is close to the measured stress, though the surface stress is rather overestimated. The stress intensity factor is computed by the influence function method, and it is shown that the factor is decreased by the residual stress in shot peened gear tooth. The shot peening is fairly effective to the reduction of fatigue crack growth rate. The crack propagation is simulated and the resistance due to shot peening is quantitatively demonstrated and discussed.

1. 서 론

침탄처리에 의해 생성되는 표면경화층과 압축 잔류응력은 치차의 굽힘피로강도 향상에 큰영향을 미친다. 침탄처리는 AGMA⁽¹⁾ 추천으로 항공기 치차 등에 많이 사용되는 일반적인 방법이다. Tobe와 Inoue는 굽힘피로강도에 미치는 경도와 잔류응력의 영향을 밝혔고, 강도 계산을 위해 실험적 추정식을 제안했다.^(2,3) 피로강도의 추정식은 AISI 9310 침탄치차⁽⁴⁾를 포함하여 많은 피로시험결과와 비교한 결과 입증되었다.

쇼트피닝처리는 표면층에 경도와 잔류응력을 증

가시키기 때문에 침탄치차의 강도를 더욱 향상시킨다. 침탄처리와 쇼트피닝 등 표면처리에서의 크랙진전문제는 열처리특성에 따른 잔류응력분포와 금속의 불균질 때문에 이를 해결하는 것은 매우 복잡하다. Ahmad와 Loo⁽⁵⁾는 치차의 응력확대계수를 계산하고 크랙진전의 방향을 예시하였다. 그러나 잔류응력과 금속조직의 불균질의 영향은 이들의 논문에서 거론되지 않았다. Inoue와 Deng은 잔류응력의 영향을 고려한 침탄치차의 피로크랙성장을 시뮬레이션하였다.^(6,7) 그리고 파괴역학에 의한 피로강도를 계산하였다.^(8,9) 쇼트피닝 치차의 크랙 성장에까지 시뮬레이션방법을 확장시키기 위해서는 쇼트피닝에 의한 잔류응력이 먼저 계산되어야 한다.

그러나, 잔류응력의 발생 메카니즘 및 해석에 관

*정회원, 전북대학교 기계설계학과

**정회원, 전북대학교 기계공학과

한 연구는 많이 보고되지 않았다. Al-Hassani⁽¹⁰⁾는 쇼트 피닝을 반복충격 문제로 생각하고, 단일구의 충격에 의한 소성역의 형성, 쇼트의 속도, 밀도의 영향 등을 구하였다. Tobe⁽¹¹⁾는 침탄치차에서 잔류응력의 추정방법을 개발하였다. 이것은 잔류응력을 중심부와 표면의 서로 다른 체적팽창에 의하여 생성된다는 가정에 의해 계산하였다.

본 연구에서는 쇼트피닝에 의해 잔류 오스테나이트가 마르텐사이트로 변태하는 영향과 치차표면에 생기는 스트레인의 효과를 고려하여 비교적 간단하게 쇼트피닝 침탄치차의 잔류응력 계산방법을 제시하고, 추정된 잔류응력과 X선 회절법에 의해 측정된 측정값을 비교하여 계산법의 타당성을 검토한다. 그리고 크랙진전문제를 취급하는 기초로서, 응력확대계수를 계산하고, 잔류응력이 피로 크랙 성장의 억제 등에 기여하는 영향을 확인하였다.

2. 침탄치차의 쇼트피닝처리

쇼트피닝처리의 영향을 고찰하기 위하여 침탄치차를 제작하였다. 침탄치차는 모듈(m)이 5, 이의 수(z)가 18, 이나비(b)가 8 mm이고 피로시험에 사용된 제원과 동일하다. SCM415 동근봉을 절단하여 브랭크를 만들어 기계가공으로 마무리 다듬질을 한다음, 침탄처리를 할때 치차양측면에서의 침탄을 방지하기 위하여 약 20 μ m의 동도금을 하였다. 동을 도금한 브랭크를 호브로 치차를 제작하여 AGMA의 추천 유효 침탄깊이(550 Hv에서의 깊이)를 참고하여 유효 침탄깊이 0.9 mm가 되는 침탄처리를 하였다. 쇼트직경은 쇼트피닝 강도의 계산과 SAE 표준⁽¹²⁾에 의해 결정된다. 쇼트피닝의 효과는 arc height와 coverage에 의해 나타내며 Almen strip에 의해 측정되어진다. Full coverage는 대부분 기계분야에서 추천되는데 치차와 같이 복잡한 형상에서는 Almen strip시험편에 기준을 둔 full coverage의 효과를 얻기 위해 照射時間의 3배의 시간동안 照射한다. 왜냐하면 치차와 같은 형상의 경우 이뿌리 위험단면에서는 쇼트 피닝이 어렵기 때문이다.

침탄치차의 굽힘강도의 향상을 위해 0.5~0.6 mm의 arc height와 300% coverage가 가장 적절하다⁽⁴⁾는 연구보고를 참고하여 300% coverage조건에서 0.52 mm arc height의 쇼트피닝처리를 행하였다. 이뿌리에서의 경도분포를 Fig. 1에 나타냈다. 침탄

처리에 의해 경도는 표면이상층에서 낮게 나타났다. 쇼트피닝에 의하여 약 0.3 mm깊이까지 표면경도가 변하였으며, 표면에서는 약 100~140 Hv 정도까지 증가하였다.

X선 회절법에 의해 얻어진 쇼트피닝 치차의 잔류 오스테나이트는 Fig. 2에 나타난 것처럼 침탄치차에 비해 감소하였다. 침탄치차의 경우 최대 잔류 오스테나이트 량은 표면에서 나타났으며 약 21%이었다. 잔류 오스테나이트는 쇼트피닝에 의해 마르텐사이트로 변태하기 때문에 표면에서는 감소하였다.

쇼트피닝후 잔류 오스테나이트 분포로부터 근사적으로 나타낼수 있는 식을 다음과 같이 얻었다.

$$\gamma = \begin{cases} \frac{\gamma_m}{d_m} \cdot d & d \leq d_m \\ \gamma_m \exp\left(-2.30 \frac{d-d_m}{1.5d_{eff}}\right) & d > d_m \end{cases} \quad (1)$$

여기에서, γ_m [%]과 d_m [mm]은 최대 잔류 오스테나이트의 량과 깊이이다. 식(1)에 의하여 얻어진 분포는 Fig. 2에 선으로 나타냈다.

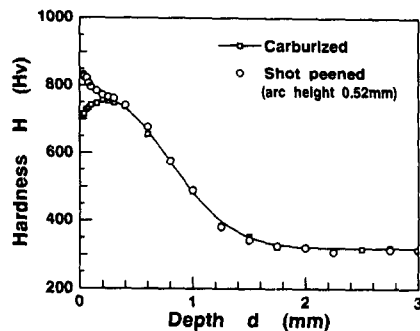


Fig. 1 Hardness distribution of test gears

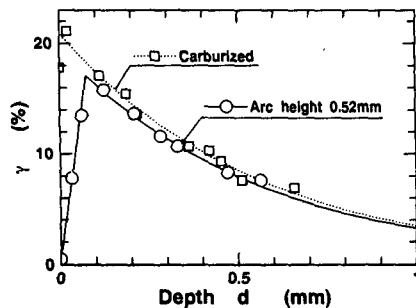


Fig. 2 Retained austenite distribution of carburizes and shot peened gears

3. 쇼트피닝에 의해서 생성되는 스트레인 계산

쇼트피닝은 이표면(凹表面)에서 스트레인을 생성시키며, 이것은 잔류응력의 계산에 필요하다. 정확한 분석을 하기위해 스트레인은 재료의 shake-down과 쇼트의 반발을 고려한 충격문제를 해결함으로써 계산할 수 있다. 그러나 그것은 매우 복잡하다. 그러므로 이 절에서는 치차대신에 Almen strip 시험편으로부터 스트레인을 계산하였다.

3.1 Almen strip 시험편의 스트레인 계산

쇼트피닝에 의해 가공경화가 일어남에 따라 재료 표면에 스트레인이 생성된다고 가정하였다. 이 스트레인은 다음과 같이 간단하고 근사적으로 추정하여 구할수 있다. Fig. 3에 Almen strip A 시험편의 형상을 도시하였다. 이 시험편 4곳의 가장자리를 나사로 고정하여 구속하고, 쇼트피닝처리를 하면, 표면의 신장이 구속되어 Fig. 4에 도시한 바와 같이 최대값 ϵ_0 가 깊이 δ [mm]까지 직선분포하는 압축 스트레인을 생성시킨다고 가정하였다. 그후 구속을 해방하면 시험편은 만곡상태로 된다. 그림의 4점 A, B, C, D를 기준으로 하여 E점의 높이가 arc height h [mm]를 의미한다.

시험편이 구면상태로 만곡한다고 가정하면 기하

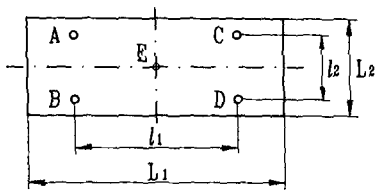


Fig. 3 Shape of almen strip

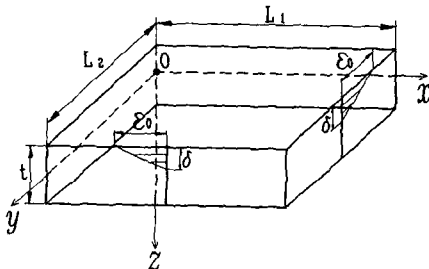


Fig. 4 Strain at the almen strip surface

학적 고찰로부터 arc height와 곡률반경 ρ [mm]의 관계는 다음식에 의하여 구해진다.

$$\rho = \frac{1}{2h} \left\{ \left(\frac{h_1}{2} \right)^2 + \left(\frac{h_2}{2} \right)^2 + h^2 \right\} \quad (2)$$

또 구속을 해방함에 따라 x, y 방향의 일정한 스트레인 ϵ_F 와 굽힘스트레인 $\epsilon_M = -z/\rho$ 가 생긴다고 가정하면 x, y 방향의 스트레인 ϵ_x 및 ϵ_y 는 다음식으로 나타내어진다.

$$\epsilon_x = \begin{cases} \epsilon_F - \frac{z}{\rho} - \frac{\epsilon_0}{\delta} \left(-z - \frac{t}{2} + \delta \right) & z \leq -\frac{t}{2} + \delta \\ \epsilon_F - \frac{z}{\rho} & z \geq -\frac{t}{2} + \delta \end{cases} \quad (3)$$

박판의 이론과 같이 $\sigma_z = 0$ 을 가정하면 응력과 스트레인의 관계식이 얻어진다.

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \\ \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} (\nu\epsilon_x + \epsilon_y) \end{cases} \quad (4)$$

식(3), (4)로부터 굽힘모멘트가 구하여진다. 이것을 0으로 등치시켜 스트레인 ϵ_0 를 구하는 다음식을 얻는다.

$$\epsilon_0 \rho (-3\delta t + 2\delta^2) + t^3 = 0 \quad (5)$$

본 연구에서는 깊이 δ 를 쇼트피닝에 의하여 경도가 증가되는 표면층에서의 깊이와 같다고 가정하였다. Fig. 5는 쇼트피닝조건을 구하기 위해 사용된 Almen strip 시험편의 경도분포를 보여주고 있다. 이 깊이 δ 는 본 연구에 선택된 쇼트피닝조건에서 약 0.6 mm로 나타났다.

3.2 이표면에서의 스트레인 추정

치차는 Fig. 6에 도시한 바와같이 회전시키면서

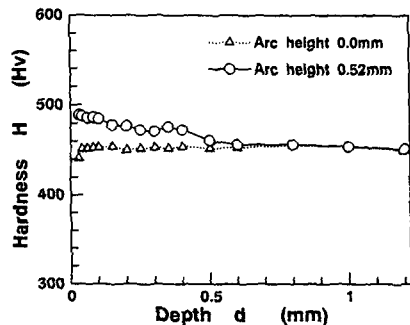


Fig. 5 Hardness distribution of almen strip

쇼트를 주기때문에 이표면에 대하여 쇼트가 경사지면서 닿는 효과를 고려하지 않으면 안된다. 피치점 P를 대표점으로 생각하고, 인접어의 이끝에서 쇼트가 구르는 상태(Fig. 6, (1))로부터 이면법선 n가 쇼트류에 직교하는 상태(Fig. 6, (2))까지 쇼트를 받는다고 가정한다. 치차중심을 원점으로 하여 쇼트류에 직교하는 x 축을 잡아 상태(1), (2)의 피치점을 통하는 반경의 직선과 x 축이 이루는 각 θ_1 ,

θ_2 그리고 이면법선과 쇼트류가 이루는 각 φ (Fig. 6, (3) 참조)의 평균치 $\hat{\varphi}$ 를 구하면,

$$\begin{cases} \theta_1 = \tan^{-1} \left[\cot(\chi + \kappa) - \frac{\gamma_0}{\gamma_a \sin(\chi + \kappa)} \right] \\ \theta_2 = \alpha_0 + \frac{\pi}{2} \\ \hat{\varphi} \equiv \frac{1}{\theta_2 - \theta_1} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \varphi d\theta = \frac{1}{\theta_2 - \theta_1} \int_{\theta_1}^{\theta_2} (\theta - \alpha_0) d\theta \\ = \frac{1}{2} (\theta_1 + \theta_2) - \alpha_0 \end{cases} \quad (6)$$

단, γ_0 : 피치원 반경, γ_a : 이끝원 반경, α_0 : 기준압력각이고, 각 χ , κ 는 다음식으로 얻어진다.

$$\begin{cases} \chi = \frac{\pi}{z} \\ \kappa = \text{inv} \alpha_a - \text{inv} \alpha_0 \end{cases} \quad (7)$$

여기에서, z는 이의수, α_a 는 이끝의 압력각이고 관수 $\text{inv} \alpha$ 는 $\text{inv} \alpha = \tan \alpha - \alpha$ 이다. 표준평치차에서 $(\theta_1 - \theta_2)/2\pi$ 와 식(6)으로 부터 얻어진 $\cos \hat{\varphi}$ 의 관계를 Fig. 7에 나타냈다. 이것들은 1장의 이에대한 쇼트의 照射率과 평균의 照射角을 나타낸다.

Mequid와 Duxbury⁽¹³⁾는 강표면에 S170의 쇼트를 φ 각도로 경사지게 照射하는 실험을 행하여 쇼트 피닝의 효과가 미치는 깊이 d_φ 를 구하였다. 수직으로 照射하는 경우의 깊이 $d_{\varphi=0}$ 에 대한 비를 Fig. 8에 나타냈다. 이들의 효과를 이용하면 이에 대한 쇼트피닝의 효과를 고려한 arc height h_c 를 다음식으로 추정할 수 있다.

$$h_c = h \cdot \left(\frac{\theta_2 - \theta_1}{2\pi} \times \frac{C}{100} \right) \cdot \frac{d_\varphi}{d_{\varphi=0}} \quad (8)$$

단, C(%)는 coverage이고, 치차는 Almen시험의 3배의 시간을 照射하는 것(C=300%)이 보통이다. $(\theta_1 - \theta_2)/2\pi \times (C/100)$ 는 이에 대한 쇼트피닝 시간을 나타내는 항이고 보통 C=100%에서 Almen시험편의 arc height가 포화하도록 照射條件을 정하니까 이항이 1이상이 될 경우에는 1을 채택하기로 한다. 이상으로부터 식(8)에서 얻어진 h_c 를 식(2)~(5)에 대입하면 침탄치차의 쇼트피닝에 의한 스트레인 ϵ_0 가 계산된다.

4. 잔류응력의 계산 및 고찰

이상의 절에서 설명한 사항을 기초로 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 계산의 흐름을 Fig. 9에 도

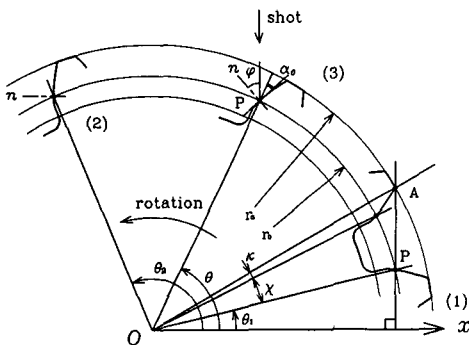


Fig. 6 Shot stream to a gear tooth

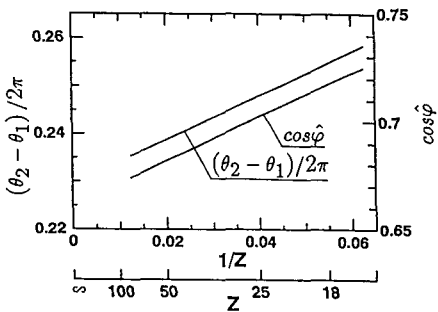


Fig. 7 Influence of shot obliquity on the shot peening effect

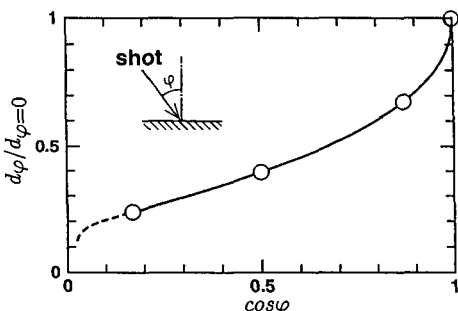


Fig. 8 Effect of shot peening on gear tooth

시하였다. Fig. 9의 왼쪽반절은 침탄치차에 대한 계산의 흐름이다. 경도로부터 체적팽창을 계산하기 위해 탄소함유량 C 의 길이방향분포를 경도 H 와 함께 Fig. 10(a)에 모식적으로 도시하였다. EPMA에 의한 측정결과⁽¹¹⁾를 기초로하여 표면에서 깊이 $50\ \mu\text{m}$ 의 점 d_1 까지의 함유량은 일정하다고 가정하였다. 이상층이 존재하는 본 치차에서는 탄소함유량이 표면에서 감소한다고 생각하였기 때문에,

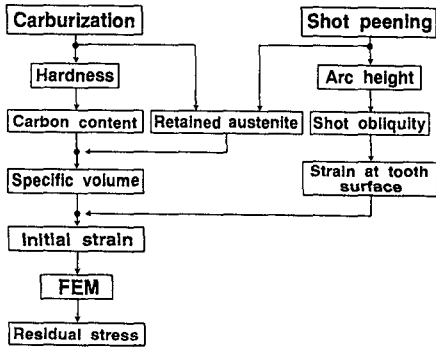
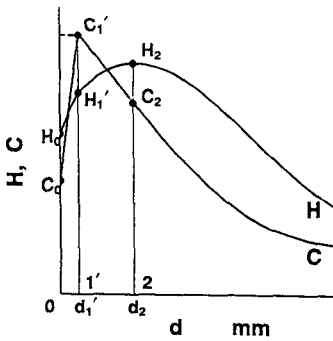
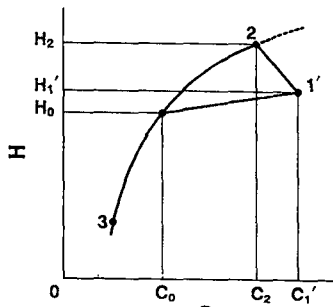


Fig. 9 Flow chart of calculation



(a)



(b)

Fig. 10 The assumed relation between hardness and carbon content

표면에서의 함유량 C_0 를 탄소함유량의 실험식⁽¹¹⁾에 표면경도 H_0 를 대입하여 구할 수 있다. 이 경우, 탄소함유량과 경도의 관계는 Fig. 10(b)에 도시한 곡선 3-2-1'-0과 같이 나타내어진다. 탄소관수로 나타낸 체적팽창은 잔류 오스테나이트의 영향을 고려하여 계산된다.

Fig. 9의 오른쪽 반절은 전절에서 설명한 잔류 오스테나이트 변화와 스트레인효과에 대하여 추가된 계산흐름이다.

Fig. 1에 나타난 것처럼 침탄치차의 쇼트피닝처리에 의한 경도는 약 $0.3\ \text{mm}$ 깊이까지 증가하였고, 계산된 표면스트레인은 이 깊이까지 일정하게 감소한다고 가정하여 잔류응력을 계산하였다. 잔류응력 계산에는 유한요소법이 사용되었으며 2차원 초기스트레인 문제로서 계산되었다. 계산에 사용된 이의 요소분할을 Fig. 11에 나타냈다.

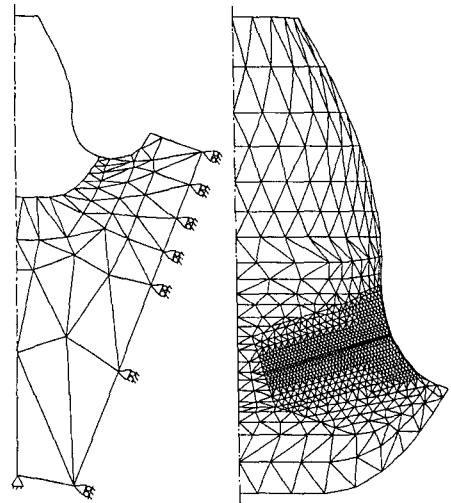


Fig. 11 Division of tooth

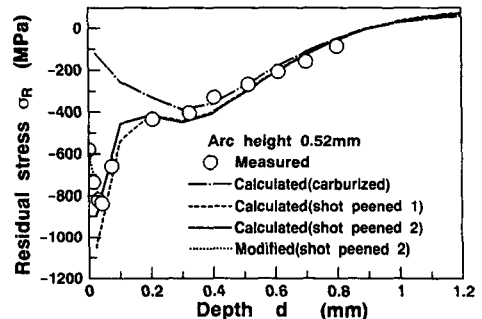


Fig. 12 Residual stress distribution

이뿌리 크랙위치에서 齒形方向의 잔류응력 계산 결과를 Fig. 12에 나타냈다. 단 arc height $h=0.52$ mm, coverage 300%이다. Fig. 12에는 잔류 오스테나이트의 감소와 표면의 스트레인의 영향을 포함하지않은 침탄치차의 계산값도 함께 나타내고 있다. Fig. 12에서 파선(쇼트피닝 1)은 위에서 설명한 ϵ_0 를 준 경우의 계산값이며, X선 회절법에서 구한 응력분포에 거의 일치하는 계산값이 얻어졌고, 침탄치차의 잔류응력과 비교해보면 표면에서 약 0.3 mm의 깊이까지 쇼트피닝에 의한 응력이 현저하게 증가하고 있는것을 알았다. 그러나 측정결과를 비교해 보면 표면에서의 응력계산값은 과대한 편이었다. 이것은 스트레인 ϵ_0 를 탄성학적 고찰에서 구했고, 부하 하중에 의한 Shake-down등의 영향을 포함하지 않았던 점과, 추정된 ϵ_0 가 Almen 시험편보다 강한 침탄치차에 대하여 과대하다는데 원인이 있다고 생각된다. 따라서, 침탄치차와 Almen 시험편의 경도시험결과 쇼트피닝처리에 의한 영향을 고려하여, Fig. 12에 스트레인을 $\epsilon_0/2$ 로 했을때의 계산결과를 실선(쇼트피닝 2)으로 나타내 보았다. 그 결과 표면근방의 응력값이 감소하고, 실험값과 근사하게 나타났다.

이상의 고찰결과와 표면근방에서 응력이 과대로 나타나는 점을 제외하면 본 추정법이 유효하다는 것을 알았다.

또한 역학적인 근거는 미흡하지만 $\epsilon_0/2$ 가 되는 스트레인을 이용하면 잔류응력 측정값에 보다 가까운 값을 얻을 수가 있었다. 다음절에서는 측정결과에 근접하도록 표면근방의 분포를 Fig. 12에 점선으로 나타낸 바와같이 수정한 잔류응력을 이용하여 응력확대계수를 계산하고 쇼트피닝의 영향을 고찰하였다.

5. 피로크랙진전에 대한 억제

Deng과 Inoue는 경도로부터 하한계 응력확대계수, 피로크랙 성장률을 계산하는 실험적공식 등을 얻었다.^(7,8) 이들 공식을 사용하여, 피로크랙진전의 억제에 미치는 쇼트피닝의 효과를 이 절에서 입증하고자 한다.

5.1 응력확대계수

본 치차는 이나비가 작고, 측면에 동도금을 하여 측면으로부터 침탄이 방지되었기 때문에 이나비방

향의 재질은 거의 균질하다.

실제, 피로시험에서 파손한 이를 관찰해 보면 크랙전후는 거의 직선과 근사하다. 따라서 2차원 선형파괴역학을 적용함으로써 본 연구에서는 영향관수법^(14,15)을 이용하여 응력확대계수를 계산하였다. Mode I의 응력확대계수 K_I 는 다음식에 의하여 구하여 진다.

$$K_I = \int_0^a f(x, a, \text{geometry}) \sigma_y(x) dx \quad (9)$$

여기에서, $\sigma_y(x)$ 는 크랙에 수직한 방향의 응력이며, 부하에 의한 응력과 잔류응력의 합을 이용한 다. 영향관수 f 는 크랙길이 a 와 기하학적 형상으로부터 얻어지는 스트레인 에너지를 이용하여 다음과 같이 나타내어진다.

$$f = \frac{1}{2} \left(\frac{1-U}{E} \frac{\partial U}{\partial a} \right)^{-1/2} \frac{\partial w}{\partial a} \quad (10)$$

단, U 는 임의하중에서의 크랙길이 a 를 가진 이의 스트레인 에너지이며, w 는 개구변위이다. 또한, E , ν 는 영률과 푸아송비이다. 크랙면에 수직 방향의 단위하중을 이끝에 가하는 경우의 개구변위 w 를 크랙길이로 바꾸어 계산하고, 식(10)을 차분 근사시켜 영향관수를 얻는다.

침탄치차 및 $h=0.52$ mm의 쇼트피닝 침탄치차의 응력확대계수 K_I 를 Fig. 13에 나타냈다. 응력레벨 1180 MPa은 쇼트피닝 침탄치차에서 얻어진 피로강도이다. 잔류응력에 의한 응력확대계수의 감소는 현저하고, 특히, 표면부근에서 쇼트피닝의 효과가 크게 나타나고 있었다.

몇 개의 응력레벨에 대응하는 쇼트피닝 침탄치차의 응력확대계수 계산값을 Fig. 14에 나타냈다. 이들의 결과는 크랙진전 시뮬레이션과 수명의 추정을 행하는데 기초가 된다.

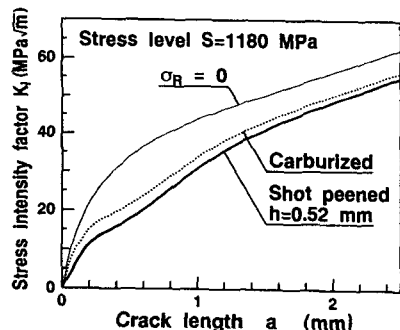


Fig. 13 Stress intensity factor K_I

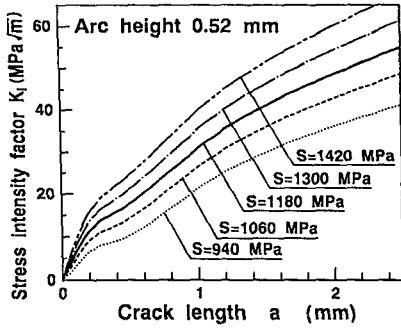


Fig. 14 Stress intensity factor for shot peening gear

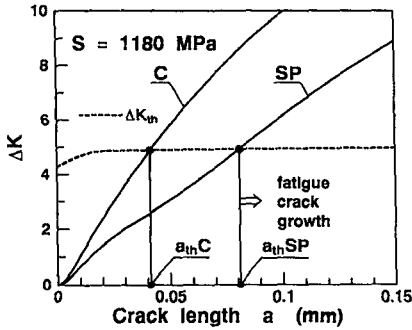


Fig. 15 Calculation method of threshold length

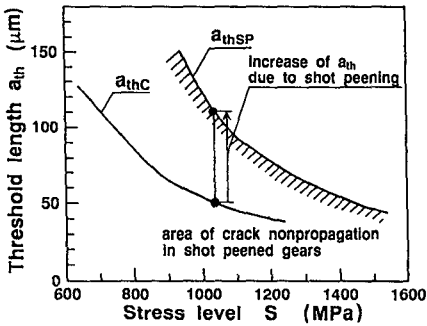


Fig. 16 Threshold length for various stress level

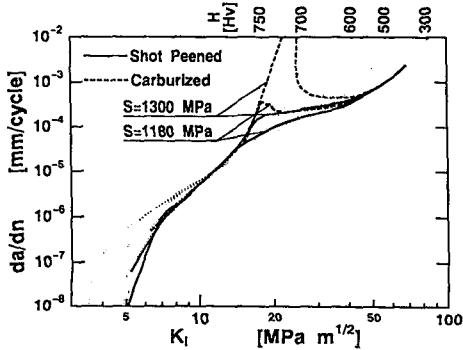


Fig. 17 Crack growth rates of test gears

5.2 크랙진전에 대한 임계 크랙길이

Fig. 13의 응력확대계수를 확대하여 Fig. 15에 나타냈다. 세로좌표는 반복하중에 대한 응력확대계수의 범위를 나타내고 있다. 하한계 응력확대계수 ΔK_{th} 는 침탄치차의 경도분포로서 얻어지며 Fig. 15에 파선으로 도시하였다. 크랙길이 a_{th} 는 이들 두 선의 교차점으로 부터 결정되며, 본 논문에서는 하한계 크랙길이라 부른다. 비록 크랙이 이뿌리 위험 단면에 존재할지라도 만약 크랙이 a_{th} 보다 작다면 크랙은 자연히 진전되지 않는다. 하한계길이는 Fig. 15에 나타난 바와같이 쇼트피닝에 의하여 약 $40 \mu\text{m}$ 증가하였다.

하한계길이는 Fig. 16에 나타난 바와같이 여러응력레벨에서 얻어진다. a_{thSP} 선 아래의 해칭면적은 쇼트피닝 침탄치차의 경우 크랙이 진전하지 않는 면적을 의미한다. a_{th} 의 증가는 쇼트피닝에 의해서 야기되는 잔류응력이 원인이 되고 있으며 낮은 응력레벨의 영역에서 표시된다. Fig. 16에서 응력레벨을 나타내는 횡축위에 피로실험에서 구한 피로강도 σ_u 를 플로트하면, 이것에 대응하는 하한계길이 a_{th} 값이 얻어지는데 이값을 임계 크랙길이 a_0 라한다. 피로굽힘에 대한 임계하한계 크랙길이는 재질, 열처리, 표면조건 등에 따라 다르며, 파괴역학을 기초로한 임계하한계 크랙길이는 치차강도의 정량적 좌표로 사용할 수 있다.

5.3 크랙 성장률

크랙길이 a 가 주어지면 크랙칩에서의 경도는 추정되어지며, ⁽¹¹⁾ 피로크랙 성장률 da/dN 은 실험적 공식으로부터 얻어진다. ^(7,9) 얻어진 크랙 성장률을 Fig. 17에 나타냈다. 경도의 관수로서 나타내어지는 강의 크랙 성장률을 Fig. 17의 가는 점선으로

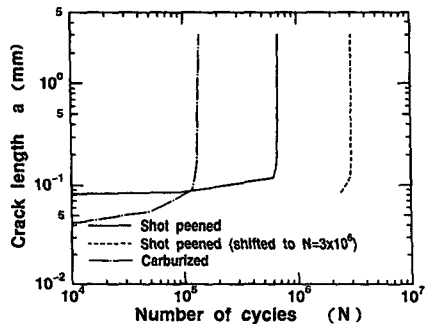


Fig. 18 Simulated results of crack growth

도시하였다. 만약 응력확대계수가 감소한다면 크랙 성장률은 선을 따라 감소한다. $S=1300$ MPa의 경우 침탄치차의 크랙 성장률은 표면에서 매우 높다. 그리고 그것은 보통 약 0.1 mm의 크랙진전후 완만한 값으로 감소하였다. 잔류응력이 응력확대계수를 감소시키고 크랙 성장률에 영향을 미치기 때문에 높은 크랙 성장률은 쇼트피닝 치차에서는 발견되지 않았다. 꽤 높은 크랙 성장률은 그림에 나타나지 않았지만 $S=1800$ MPa에 대한 침탄치차의 크랙 성장률은 쇼트피닝 치차보다 매우 높게 나타났다.

크랙 성장률은 두 치차에 대하여 계산되었으며 그 결과를 Fig. 18에 나타냈다. 이 시물레이션에서 초기크랙의 존재는 하한계 크랙길이보다 약간 길며 순차적으로 계산된다.

Fig. 18에서 쇼트피닝은 크랙성장에 상당히 영향을 미치며 피로수명을 연장시킨다는 것을 보여주고 있다. 파선에 의하여 나타낸 크랙성장은 $N=3 \times 10^6$ 에서 굵은 실선의 이동에 의하여 얻어지며 응력 레벨은 치차의 피로강도와 거의 일치하며 피로시험은 $N=3 \times 10^6$ 에서 결정되기 때문이다. 크랙진전후의 잔류수명은 피로수명의 약 1/3임이 제안된다.

6. 결 론

본 연구에서 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) 잔류응력이 침탄치차의 냉각과정에서 표면과 중심부에서 서로 다른 체적팽창에 의하여 생성된다는 가정과 쇼트피닝에 의해 잔류 오스테나이트가 감소하고 표면층에 스트레인이 생성된다는 가정을 기초로 침탄치차의 쇼트피닝에 의한 잔류응력계산 방법을 제안하였다.

(2) 잔류응력을 계산하는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 잔류응력 추정방법에 의한 계산값과 X-ray 회절법에 의해 측정된 잔류응력을 비교해보면, 표면에서 과대하게 나타나는 점을 제외하면 본 추정법이 유효하다는 것을 알았다.

(3) 쇼트피닝 치차의 응력확대계수는 잔류응력의 효과 때문에 침탄치차의 응력확대계수보다 작게 나타났다.

(4) 피로크랙진전에 대한 쇼트피닝의 효과는 정량적으로 입증되었고 토의되었다. 피로 크랙길이에 상당하는 임계하한계 크랙길이는 파괴역학을 기초로한 치차강도의 정량적 좌표로 사용할 수 있다.

참고문헌

- (1) AGMA, 1983, 246.02A.
- (2) Tobe, T., Kato, M., Inoue, K., Takatsu, N. and Morita, I., 1986, "Bending Strength of Carburized SCM420H Spur Gear Teeth," *Bull. JSME*, Vol. 29, pp. 273~280.
- (3) Inoue, K., Kato, M. and Yamanaka, M., 1989, "Fatigue Strength and Crack Growth of Carburized and Shot Peened Spur Gears," *ASME PTG-89*, Vol. 2, pp. 663~668.
- (4) Inoue, K., Kato, M., 1981, "Estimation of Fatigue Strength Enhancement for Carburized and Shot Peened Gears," *Propulsion and Power*, Vol. 10~3, pp. 583~589.
- (5) Ahmad, J. and Loo F. T., 1977, "On the Use of Strain Energy Density Fracture Criterion in the Design of Gears Using Finite Element Method," *ASME 77-DET-158*, pp. 1~8.
- (6) Inoue, K., Deng, G. and Kato, M., 1989, "Evaluation of the Strength of Carburized Spur Gear Teeth Based on Fracture Mechanics, 1st Report : Stress Intensity Factor Considering the Effect of Residual Stress Distribution on the Case," *Trans. JSME*, in Japanese, Vol. 55, C, pp. 1488~1493.
- (7) Deng, G., Inoue, K., Takatsu, N. and Kato, M., 1991, "Evaluation of the Strength of Carburized Spur Gear Teeth Based on Fracture Mechanics, 2nd Report : Characteristics of Crack Growth Rate in the Carburized Layer," *Trans. JSME*, in Japanese, Vol. 57, C, pp. 903~908.
- (8) Kato, M., Deng, G., Inoue, K. and Takatsu, N., 1991, "Evaluation of the Strength of the Carburized Spur Gear Teeth Based on Fracture Mechanics, 4th Report : Proposal of a Method for Evaluating the Bending Strength Based on the Fatigue Crack Growth Characteristics," *Trans. JSME*, in Japanese, Vol. 57, C, pp. 2296~3001.
- (9) Kato, M., Deng, G., Inoue, K. and Takatsu, N., 1993, "Evaluation of the Strength of Carburized Spur Gear Teeth Based on Fracture Mechanics," *JSME Int. J*, Vol. 36, C, pp. 233~240.

- (10) Al-Hassani, S. T. S., 1981, "Mechanical Aspects of Residual Stress Development in Shot Peening," *1st Int. Conf. on Shot Peening*, pp. 583~602.
- (11) Tobe, T., Kato. M. and Inoue, K., 1985, "A Method Estimating Residual Stresses from Hardness Distribution in View of Fatigue Strength of Carburized Gear Teeth," *Int. J. of Vehicle Design, IAVD Congress on Vehicle Design and Components*, Vol. D, D18, pp. 1~18.
- (12) *SAE Standard*, 1969, "Test Strip, Holder and Gage for Shot Peening"—*SAE J442*, 1968, "Procedures for Using Standard Shot Peening Test Strip—*SAE J443*, 1968, "Cast Shot and Grit for Peening and Cleaning".
- (13) Meguid, S.A. and Duxbury, J. K., 1981, "A Practical Approach to Forming and Strengthening of Metallic Components Using Impact Treatment," *Proc. 1st Int. Conf. on Shot Peening*, pp. 217~228.
- (14) Rice, J. R., 1972, "Some Remarks on Elastic Crack-Tip Stress Fields," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 8, pp. 751~758.
- (15) Besuner, P. M., 1976, "Residual Life Estimates for Structures with Partial Thickness Cracks," *Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials*, pp. 403~419.