

침탄치차의 잔류응력추정 및 잔류응력이 응력확대계수에 미치는 영향

류 성 기

경상대학교 기계설계학과

1. 서 론

항공기, 자동차, 선박, 농기계 등의 동력전달장치에 많이 사용되고 있는 치차는 근대 공업의 발달과 함께 출력 향상을 위한 동력전달의 향상과节省에너지의 관점으로부터 경량화가 요구되어지고 있다. 이들의 요구에 부응하기 위하여 고경도의 신뢰성이 높은 치차설계가 필요하다.

침탄처리에 의하여 생성된 표면경화층과 압축 잔류응력은 치차의 굽힘피로강도 향상에 큰 영향을 미친다. 침탄처리는 AGMA¹⁾의 추천으로 항공기, 자동차용 치차 등에 많이 사용되고 있는 일반적인 방법이다. Inoue²⁾ 굽힘피로강도에 미치는 경도와 잔류응력의 영향을 밝혔고, 강도계산을 위하여 실험적 추정식을 제안하였다. 상기의 실험식을 치차의 굽힘강도계산에 적용하기 위해서는 표면경도, 심부경도, 잔류응력등을 알아야 한다. 잔류응력은 X선회절법등으로 측정할 수 있다. 그러나, 치차이의 크기에 따라 인접 이를 제거하지 않으면 측정할 수 없는 경우가 많으며, 인접 이를 제거할 때 측정부위의 잔류응력이 영향을 받아 편차가 상당히 크게 나타나고 있다. 따라서 잔류응력에 미치는 침탄처리조건의 영향을 밝히고, 피로강도추정식을 이용하기 위하여 간편한 잔류응력추정법을 구하는 것이 중요할 것으로 사료된다.

강의 열처리에 의한 잔류응력은 냉각할 때 표면층조직과 내부조직의 열적수축과 변태팽창이 냉각속도에 따라 서로 다르기 때문에 야기되는 침탄처리조직의 비등적 상위 때문에 생성된 것으로 사료된다. Inoue^{3,4)}는 열처리 과정에서 일어나는 상변태의 체적변화를 선팽창계수의 온도·냉각속도에 의존한다고 가정하여 해석법을 제안하고 환봉의 잔류응력을 구하였다.

본 연구에서는 침탄치차의 잔류응력을 표면층조직과 심부조직의 비등적의 상위에 기인한다고 가정하여 SCM415 평치차의 경도와 탄소함유량의 관계를 구하였다. 이 관계를 이용하여 경도분포로부터 비등적을 추정하여 초기변형을 가지는 평면문제으로써 유한요소법을 이용하여 잔류응력을 계산하는 방법을 제안하고자 한다. 그리고 잔류응력의 추정값과 X선회절법에 의하여 측정한 추정값을 비교하여 본 연구에서 제안한 잔류응력 추정방법의 타당성에 대하여 고찰하고자 한다.

또한 크랙진전문제를 취급하는 기초로서, 침탄치차의 응력확대계수를 계산하고, 잔류응력이 응력확대계수에 미치는 영향을 고찰하고자 한다.

2. 탄소함유량의 추정

침탄경화층의 조직을 마르텐사이트와 잔류오스테나이트가 혼합된 상으로 가정한다. 마르텐사이트, 오스테나이트, 세멘타이트를 포함한 페라이트 비용적 v_a , v_γ , v_o [cm/g]는 탄소함유량 C [%]의 함수로 다음 식과 같이 나타내고 있다.⁵⁾

$$\begin{cases} v_a = 0.1271 + 0.0027C \\ v_\gamma = 0.1212 + 0.0033C \\ v_o = 0.1271 + 0.0005C \end{cases} \quad (1)$$

잔류오스테나이트 γ [%]를 포함한 마르텐사이트의 평균비용적은 다음 식으로 주어진다.

$$v = \frac{100-\gamma}{100} v_a + \frac{\gamma}{100} v_\gamma \quad (2)$$

열처리전의 비용적을 v_o 라 하면, 체적팽창율 δ 는 다음 식과 같다.

$$\delta = \frac{v}{v_o} - 1 \quad (3)$$

위의 식으로부터 $\delta/3$ 가 되는 초기변형을 갖는 평면문제에 해로써 침탄치차의 잔류응력분포를 구할 수가 있다.

비교적 측정이 용이한 경도로부터 치차내의 탄소함유량, 비용적의 분포를 추정하기 위하여 급형피로시험용 SCM415평치차 이뿌리 위험단면에서의 탄소함유량 C , 경도 H 를 EPMA와 마이크로비커스 경도계를 이용하여 측정하였다. 유효침탄 깊이 $d_{eff}=0.9$ mm의 치차에서 측정한 탄소함유량 C , 경도 H 의 측정결과를 Fig. 1에 나타냈다. Fig. 1의 굵은실선의 곡선 위를 지나는 다수 측정값의 깊이에서 탄소함유량 C 와 경도 H 값을 읽어 Fig. 2에 플로트하였다. 같은 방법으로 $d_{eff}=0.6(6A)$, $1.3(13A)$ 의 시험치차에서 측정한 결과²⁾도 Fig. 2에 플로트하였다.

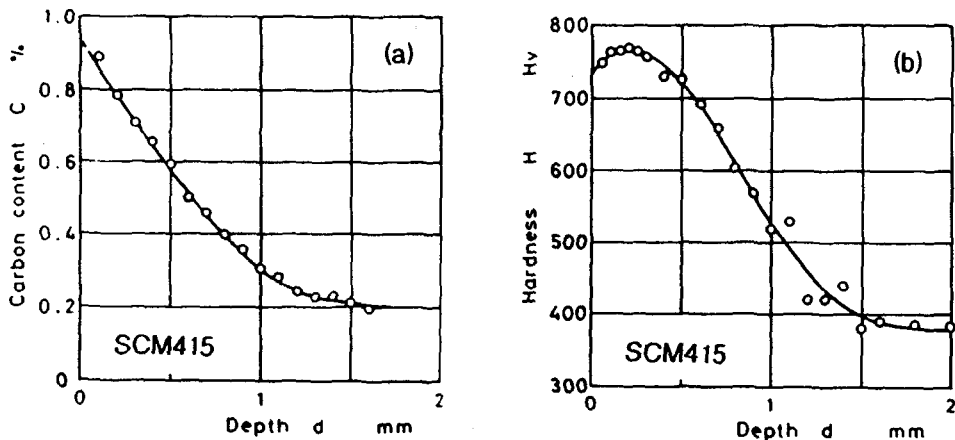


Fig. 1 Carbon content(a) and hardness(b) distribution of carburized gear tooth

탄소함유량과 경도의 관계에 미치는 유효침탄깊이는 크지 않기 때문에 이들의 관계를 Fig. 2에 굵은실선으로 나타내었고, 다음과 같은 관계식을 구하였다.

$$\begin{cases} C = 0.131 \exp(3.0 \times 10^{-6} H^2) & (H < 700) \\ C = 0.103 \exp(3.5 \times 10^{-6} H^2) & (H \geq 700) \end{cases} \quad (4)$$

Fig. 1(b)로부터 알 수 있듯이 본 연구에 사용한 시험편의 경도분포에서 표면으로부터 0.2~0.3mm의 깊이에서 최대경도값이 나타났고, 표면에서는 다소 감소하는 경향으로 나타났다. Fig. 2의 가는실선은 탄소함유량과 경도측정에서 오차의 범위를 나타내고 있다. 본 측정결과는 침탄처리 치차의 열처리 상태를 고려하면 AGMA¹⁾에서 나타난 95% 마르텐사이트의 곡선과 근사하게 나타났다. SCr22 침탄환봉을 이용한 Kojiya⁶⁾의 측정값은 $C < 0.6\%$ 에서는 본 실험값과 거의 일치하였다. Fig. 2에서는 100% 마르텐사이트 탄소강의 최고경도를 측정한 Burns⁷⁾의 결과도 함께 나타냈다.

Fig. 1(b)에 나타난 바와 같이 표면으로부터 깊이방향의 경도를 마이크로 비커스 경도계를 사용하여 측정된 결과 40~50 μ m 이하 극표면의 경도는 측정할 수 없기 때문에 시험치차의 이를 약 20° 경사로 절단하여 극표면의 경도를 측정해 본 결과 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 표면가까이에서는 표면이상층의 영향으로 사료되는 경도가 저하하는 영역 I이 확인되었다. 이와 같은 영향을 고려하여 경도 분포식을 Fig. 3에 도시한 바와 같이 I, II, III영역으로 나누어 경도 $H[Hv]$ 를 나타내는 식을 다음과 같이 구하였다.

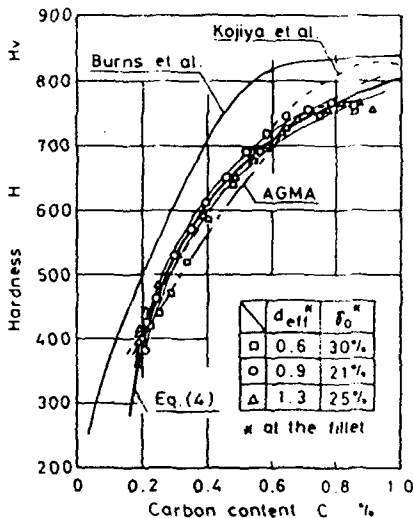


Fig. 2 Related between hardness and carbon content

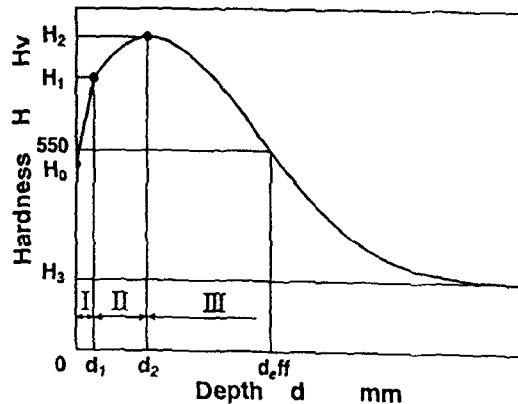


Fig. 3 Symbols in relation to the hardness distribution

$$\begin{cases} H = (H_1 - H_3) \exp[-A(d - d_1)^2] + H_3 \\ A = -\frac{1}{d_1^2} \ln\left(\frac{H_0 - H_3}{H_1 - H_3}\right) \end{cases} \quad (d \leq d_1)$$

$$\begin{cases} H = (H_1 - H_3) \exp[-A(d - d_2)^2] + H_3 \\ A = -\frac{1}{d_1^2} \ln\left(\frac{H_1 - H_3}{H_2 - H_3}\right) \end{cases} \quad (d_1 < d \leq d_2) \quad (5)$$

$$A = -\frac{1}{(d_{eff} - d_2)^2} \ln\left(\frac{550 - H_3}{H_2 - H_3}\right) \quad (d > d_2)$$

여기에서 H_0 는 표면경도, H_1 , d_1 은 이상층의 영향으로 경도가 저하하는 깊이와 그때의 경도, H_2 , d_2 는 최대경도와 최대경도를 나타내는 깊이, H_3 는 심부경도, d_{eff} [mm]는 유효침탄 깊이(550Hv)를 의미한다. 탄소함유량 C 의 깊이방향분포를 경도 H 와 함께 Fig. 4(a)에 모식적으로 나타냈다. 침탄처리의 경우 탈탄작용에 의하여 표면이상층이 생성되며, 탄소함유량은 표면에서 감소하므로 표면에서의 함유량 C_0 를 탄소함유량의 실험식에 표면경도를 대입하여 구하면 탄소량과 경도의 관계는 Fig. 4(b)에 나타낸 곡선(3(심부)-2-1'-0과 같이 나타낼 수 있다.

3. 잔류오스테나이트의 변화

유효침탄깊이 0.9mm의 침탄처리를 X선회절법으로 측정된 잔류오스테나이트 분포를 Fig. 5에 나타냈다. 최대 잔류오스테나이트값은 약 21%로 나타났다. 실험에서 측정된 잔류오스테나이트 분포는 근사적으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

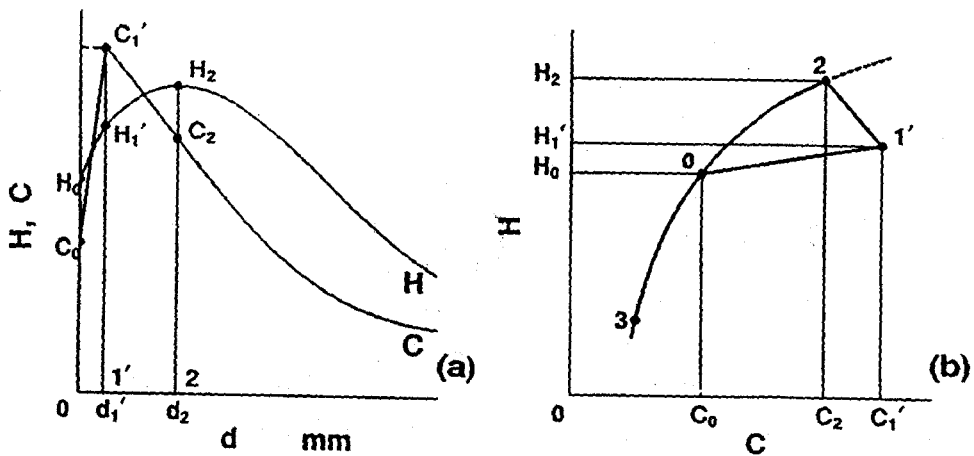


Fig. 4 Symbols in relation to the hardness distribution(a) and assumed relation between hardness and carbon content(b)

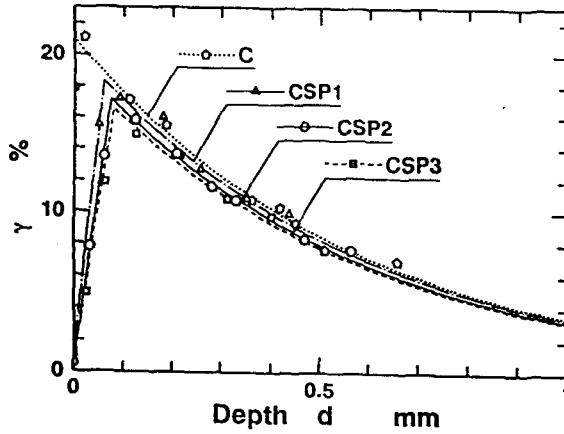


Fig. 5 Retained austenite distribution of carburized spur gear

$$\gamma = \begin{cases} \gamma_m \cdot \frac{d}{d_m} & d \leq d_m \\ \gamma_m \exp\left(-2.30 \frac{d-d_m}{1.5d_{eff}}\right) & d > d_m \end{cases} \quad (6)$$

여기에서 γ_m [%], d_m [mm]은 잔류오스테나이트의 최대값과 그때의 깊이를 의미한다. Fig. 5에는 쇼트피닝침탄치차(CSP1, CSP2, CSP3)의 측정값⁸⁾과 식(6)에 의한 잔류 오스테나이트 분포곡선도 함께 나타냈다.

4. 잔류응력 계산 및 고찰

크랙 진전해석등에서 필요로 하는 응력확대계수는 크랙이 발생하여 진전하는 곳에서 구하기 때문에 시험치차의 크랙 발생위치와 빈도를 분석해 본 결과 이뿌리위험단면에서 약 3mm의 깊이까지는 거의 직선으로 나타났기 때문에 요소분할은 Fig. 6과 같이 분할하였다. 잔류응력의 계산흐름도를 Fig. 7에 나타냈다.

계산에는 Fig. 7에 나타낸 바와 같이 $H_0, H_1, H_2, H_3, d_1, d_2, d_{eff}, \gamma$ 를 입력 데이터로써 식(5), (6)으로부터 요소 도심의 경도 및 잔류오스테나이트를 추정하고, 식(4)으로부터 구한 탄소함유량을 사용하여 비응력을 계산하였다. 본 연구에서 제안한 잔류응력 추정법에 의해 계산한 계산값과 X선회절법에 의하여 측정된 측정값의 비교를 Fig. 8에 나타냈다. Fig. 8에서 알 수 있듯이 계산값은 측정값에 근사한 값으로 나타났다. 다소 오차가 나타난 것은 전해연마를 해가면서 깊이방향의 잔류응력을 측정할 때 연마량과 연마의 정도에 따른 편차일 것으로 사료된다.

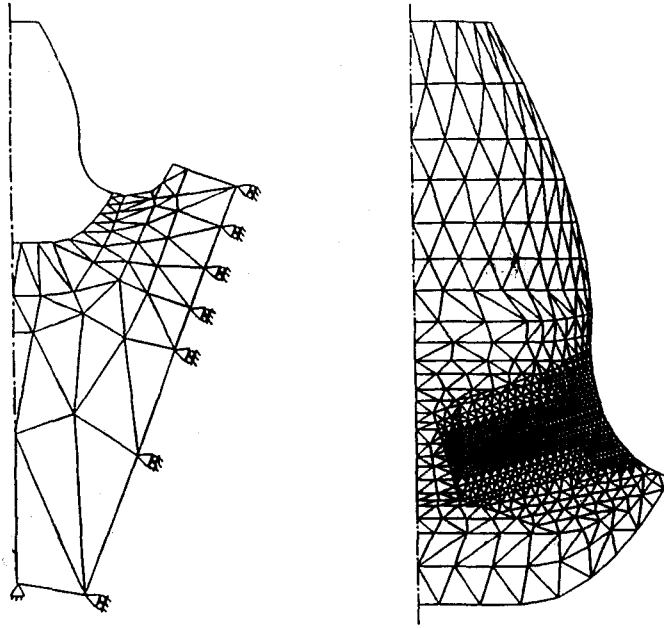


Fig. 6 Pattern of mesh and boundary conditions in the finite element

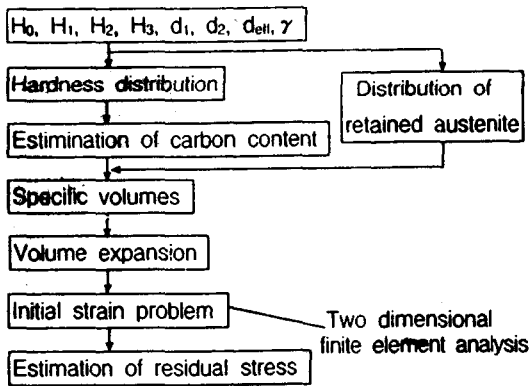


Fig. 7 Procedure of the calculation

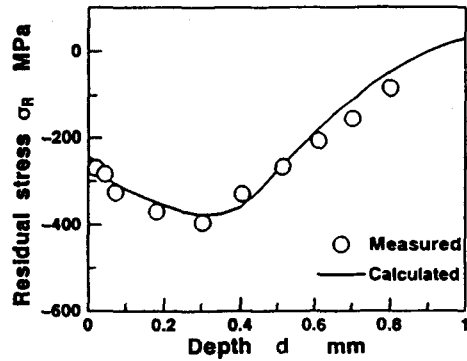


Fig. 8 Comparison of the estimated residual stress with the measured stress by X-ray method

5. 응력확대계수

본 연구에서 사용한 치차는 이나비가 작고, 측면에 동도금을 하여 측면으로부터 침탄이 방지되었기 때문에 이나비방향의 재질은 거의 균질하다.

실제, 피로시험에서 파손한 이를 관찰해 보면 크랙전후는 거의 직선과 근사하다. 따라서 2차원 선형과괴역학을 적용함으로써 본 연구에서는 영향함수법^{9,10)}을 이용하여 응력확대계수를 계산하였다. Mode I의 응력확대계수 ΔK_I 는 다음 식에

의하여 구하여 진다.

$$\Delta K_I = \int_0^a f(x, a, \text{geometry}) \sigma_y(x) dx \quad (7)$$

여기에서, $\sigma_y(x)$ 는 크랙에 수직인 방향의 응력이며, 부하에 의한 응력과 잔류 응력의 합을 이용한다. 영향함수 f 는 크랙길이 a 와 기하학적 형상으로부터 얻어지는 스트레인 에너지를 이용하여 다음과 같이 나타내어진다.

$$f = \frac{1}{2} \left(\frac{1-\nu}{E} \cdot \frac{\partial U}{\partial a} \right)^{-1/2} \frac{\partial w}{\partial a} \quad (8)$$

단, U 는 임의하중에서의 크랙길이 a 를 가진 이의 스트레인 에너지이며, w 는 開口變位이다. 또한, E , ν 는 영률과 포아송비이다. 크랙면에 수직방향의 단위하중을 이끝에 가하는 경우의 開口變位 w 를 크랙길이로 바꾸어 계산하고, 식(8)을 차분근사시켜 영향함수를 얻는다.

응력레벨 1040 MPa에서 구한 침탄치차의 응력확대계수 ΔK_I 를 Fig. 9에 나타냈다. 침탄처리를 하지 않는 치차와 비교해보면 잔류응력에 의한 응력확대계수의 감소가 현저하게 나타났는데 이것은 잔류응력의 효과가 크게 나타나고 있음을 의미한다.

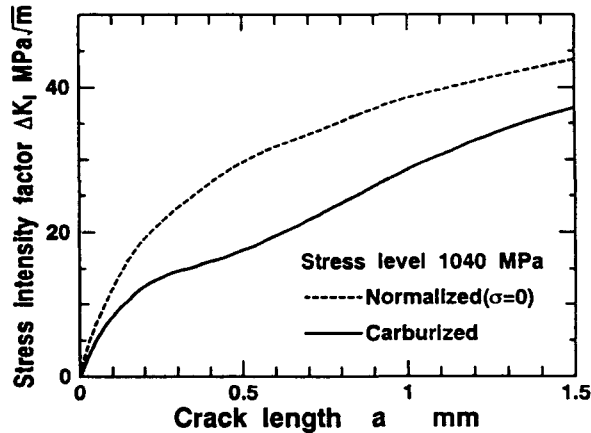


Fig. 9 Effect of residual stress on the stress intensity factor

6. 결 론

본 연구에서 얻어진 결론은 다음과 같다.

1. 잔류응력이 침탄처리의 냉각과정에서 표면층조직과 심부조직의 비균질의 상위에 의하여 생성된다는 가정을 기초로 침탄치차의 잔류응력추정법을 제안하였다.

2. 잔류응력을 추정하는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 잔류응력 추정방법에 의한 계산값과 X-선 회절법에 의해 측정된 잔류응력을 비교해 본 결과 추정법이 유효하다는 것을 알았다.
3. 침탄치차의 응력확대계수는 잔류응력의 효과 때문에 침탄처리를 실시하지 않는 치차의 응력확대계수보다 작게 나타났다.

참 고 문 헌

1. AGMA, 246.02A, 1983.
2. Inoue, K., Tobe, T., Kato, M., Takatsu, N. and Morita, I., "Bending Strength of Carburized SCM420H Spur Gear Teeth", Bull. JSME, Vol. 29, pp. 273-280, 1986.
3. Inoue, T. and Tanaka, K., "Elastic-Plastic Analysis of Quenching with Consideration of Transformation", J. Society of Materials Science, Japan, Vol. 22, No. 234, pp. 218-223 (in Japanese), 1973.
4. Yamaguchi, T., Wang, Z.-G. and Inoue, T., "Analysis of Temperature, Metallic Structure and Stress in The Course of Quenching of a Gear" , J. Society of Materials Science, Japan, Vol .33, No. 370, PP. 814-820 (in Japanese), 1984.
5. Lement, B. S., Distortion in Tool Steels, American Society for Metals, pp. 39-45, 1959.
6. Kojiya, M., Komura, J. and Awazu, S., "Estimation of Residual Stress Distribution in Case-Hardened Steel Bars", Trans. Japan society of Mechanical Engineers. Vol. 38, No. 312, pp. 1961-1967 (in Japanese), 1972.
7. Burns, J. L., Moore, T. L. and Archer, R. S., "Quantitative Hardenability", Trans. American Society for Metals, Vol. 26, pp. 1-22, 1938.
8. 柳晟基, 井上克己, 加藤正名, 浸炭齒車の曲げ疲勞強度に及ぼす表面處理の影響, 日本機械學會論文集, 60卷572號, pp. 1391-1396, 1993.
9. Rice, J. R., "Some Remarks on Elastic Crack-Tip Stress Fields", Int. J. Solids Structures, Vol.8, pp. 751-758, 1972.
10. Besuner, P.M., "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, 1976.