

고주파 표면경화에 의한 피로강도 특성과 예측에 관한 연구

송삼홍*, 최병호**

A Study on the Characteristics and the Prediction of the Fatigue Strength of the Induction Surface Hardened Steel

Sam-Hong Song* and Byoung-Ho Choi**

ABSTRACT

Induction surface hardening is widely used to enhance local strength and hardness. However, most research is only to have a focus on fatigue life and fatigue behavior is not so much studied. So, in this study, Cr-Mo steel alloy(SCM440) was used to show the effect of residual stress and micro hole on the fatigue strength for base metal and induction surface hardened specimen. In addition, the fatigue characteristic between surface hardened and fully hardened steel is somewhat different. It is caused by hardness distribution, residual stress and inclusions etc.. The modification of prediction equation of fatigue strength is proposed and predicted results show very good accuracy. A κ , which is calculated 1.46, is introduced to consider the effect of stationary crack with defect. A new method of modifying residual stress is proposed to examine the mean stress effect under fatigue loading.

Key Words: Induction Surface Hardening(고주파표면경화), Fish-eye(어안), Fatigue strength(피로강도), Internal Defects(내부결함), Fatigue Crack Initiatio(피로균열발생), Stationary Crack (정류균열)

1. 서론

공업적으로 흔히 사용되는 표면 경화법에는 물리적 표면 경화법(고주파 표면 열처리, 화염경화, 방전경화, 숏피닝 등)과 화학적 표면 경화법(침탄, 질화등)이 있다. 그 중에서도 고주파 표면 열처리는 원하는 부분의 경도를 효과적으로 향상시키고 압축잔류응력을 발생시키며 변형이 작고, 비용이 적다는 특징을 가지고 있다.

고주파 표면 열처리는 피로강도를 향상시키는

데 매우 유익하다. 고주파 표면 열처리와 피로강도와의 관련성에 있어서 피로강도의 향상은 근본적으로 급열 급냉에 따르는 재료의 강인화에 기인하는 것으로 알려져 있다. 특히 송⁽¹⁾은 고주파 표면 열처리에 의한 완전 마르텐사이트 조직에 있어서 미시조직과 피로거동을 고찰하고, 재료가 갖는 경도값이 비교적 낮은 조직에 있어서는 피로강도는 결정립과 밀접한 관계가 있고 최적피로한도를 표시하는데도 최적 결정립도의 존재를 지적하고 있다.

* 2001년 3월 15일 접수

* 고려대학교 기계공학과

** 고려대학교 차세대 기계설계기술 연구소

그러나 표면경화재의 경우에는 표면경화가공으로 인하여 발생하는 조직의 재결정과정에서 재료가 갖고 있는 결함의 존재가 보다 두드러지게 나타나게 된다. 따라서 표면경화재의 경우에는 일반 강재를 이용하는 것에 비하여 피로특성의 예측이 곤란하게 된다⁽²⁾. 中村 등⁽³⁾은 이러한 결함으로 인하여 발생하는 피로강도의 변화를 몇가지 모델을 설정하여 해석하였다. Melender 등⁽⁴⁾은 FEM 모델을 이용하여 개재물과 발생균열에 따라 4가지 모델을 가정하고 이를 이용하여 균열 진전을 검토하였다. 黒島 등⁽⁵⁾은 개재물의 치수와 개재물의 분포관계에 대하여 비교하였다. 송등⁽⁶⁾은 통계적 기법을 도입하여 피로특성 해석을 시도하였다. 따라서 이러한 결함에 대하여 정량적인 예측을 실시하는 것은 매우 중요하다고 생각된다⁽⁷⁾. 하지만 분포되어 있는 결함의 정량적인 예측이 실험을 통하여 사용시간에 따라 위험부위로 선정된 부분에 대하여 실시되면 보다 실용적이고 유연한 적용이 가능할 것이다.

따라서 본 연구에서는 고주파 표면경화처리한 Cr-Mo 합금강재(SCM440)에 대하여 피로실험을 실시하고 각 시험편에 따른 피로강도의 특성을 고찰한다. 또한 피로균열 발생원인 결함과 피로강도 특성의 관계를 비교한다. 그리고 이 파괴역학적인 파라미터를 이용하여 표면결합재의 피로강도의 예측식을 구성하였다.

2. 실험방법

본 실험에 사용한 시험편 재료로는 축재, 기어 등의 재료로 쓰이는 기계구조용 Cr-Mo합금강인 KS D 3711에 규정된 SCM440을 사용하였다. 본 재료의 화학적 성질과 기계적 성질을 각각 Table 1과 Table 2에 나타내었다. 시험편은 치수가공을 하기 전에 재료의 사전응력제거와 조직의 균일화를 위하여 전기로에서 850℃로 1시간 동안 어니일링처리한 후 Fig. 1과 같이 가공하고 연마지로 #100부터 #2000까지 표면연마를 실시하였다.

시험편의 크랙발생의 재현성과 표면결합의 형성을 위하여 설치한 원공결합은 원재와 고주파 표면경화재의 경우 깊이는 모두 0.5mm로 하고 원공지름을 0.2, 0.3, 0.5, 1.0mm로 변화시켜가며 가공하였다.

Table 1 The chemical composition of SCM440

SCM440 (Wt%)				
C	Si	Mn	Cr	Mo
0.41	0.25	0.68	1.05	0.23

Table 2 The mechanical property of SCM440

Yield stress (MPa)	Ultimate stress (MPa)	Hardness (Hv)
556.8	664.3	215

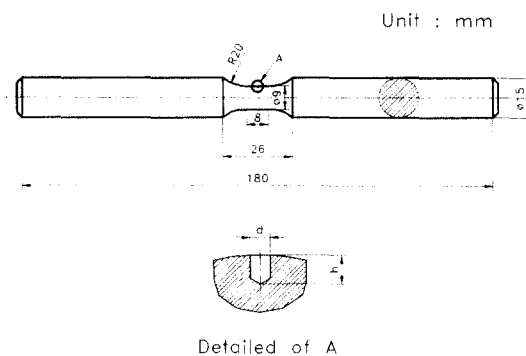


Fig. 1 Geometry of specimen

Table 3 Specimen Naming and treatment condition

Specimen Prefix	Effective case depth (mm)	Diameter of micro hole (mm)	Specimen name
BM	Not Hardened	No hole	BMSS*
		0.2	BM02
		0.3	BM03
		0.5	BM05
		1.0	BM10
H1	1.1	No hole	H1SS*
		0.5	H105
H6	1.6	No hole	H6SS*
		0.2	H602
		0.3	H603
		0.5	H605
HF	Full	1.0	H610
		No hole	HFSS*
		0.5	HF05

* SS means smooth specimen

반면에 표면경화재와의 비교를 위하여 사용한 전경화재의 경우에는 평활재와 지름 0.5mm인 원공을 가공하여 사용하였다. 위와 같이 가공된 원재에 표면 열처리로 고주파 경화를 실시하였다. 본 연구에 사용된 시편의 명칭은 Table 3에 정리하였다.

실험에 사용된 시험기는 최대굽힘 모우멘트 98N-m인 Shimadzu사의 Ono식 회전 굽힘 피로시험기를 사용하였고, 이 때 사용한 회전수는 3000rpm이며 응력비(R)는 -1이다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 고주파 경화에 의한 표면경화재와 전경화재의 경도 및 잔류응력의 분포

어니일링 처리한 원재의 경도값은 HV 215로 측정되었다. 그리고 Fig. 2는 고주파 열처리한 시험편 단면의 경도값을 나타낸다. 먼저 H6, H1의 표면경화재의 경우에는 표면에서 경도값이 HV 560이고 표면 바로 밑 0.1mm깊이에서 최대값 HV 570를 나타낸다. 이와 같이 경도값이 표면이 아닌 표면 직하에서 최대값을 가지는 것은 냉각 중에 불완전 담금질층이 발생되기 때문이다. 그리고 심부로 갈수록 경도값이 완만한 감소를 하는 것은 비마르텐사이트조직이 발생하기 때문이다. 반면에 FH 전경화 시험편의 경우에는 심부까지 경도값은 거의 일정하며 그 값은 약 HV 560정도가 된다. 그림에서 점선으로 표시한 부분은 원재의 경도를 나타낸다.

KS D 0027에 따르면 유효 경화층 깊이(ECD)는 본 실험재의 경우에 HV 400까지의 거리이다. 따라서 본 실험에서 사용한 H6재의 유효경화층(ECD)의 깊이는 1.6mm이며 전경화층의 깊이는 2.4mm이다. 그리고 경화비(시험편 반경에 대한 ECD의 비)는 0.35로 나타났다. H1재의 경우에는 유효경화층 깊이는 1.1mm이며 전경화층은 2.0mm이며 경화비는 0.24이다. 물론 전경화의 경우에는 시편의 경화비는 1이 된다.

또한 금속 내부에 존재하는 잔류응력은 기계적 가공 등의 직접적인 소성변형 이외에도 절삭나침탄, 침탄 질화, 그리고 상변태를 수반하는 열처리 과정에서 금속 격자의 국부적인 영구적 탄성

팽창이나 수축에 의해서도 발생한다.

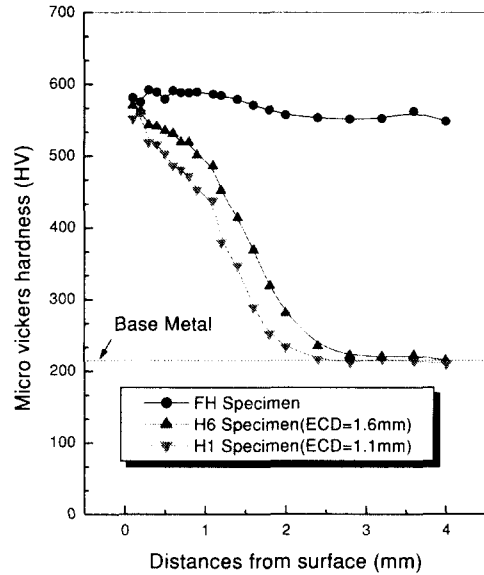


Fig. 2 The distribution of hardness in transverse section

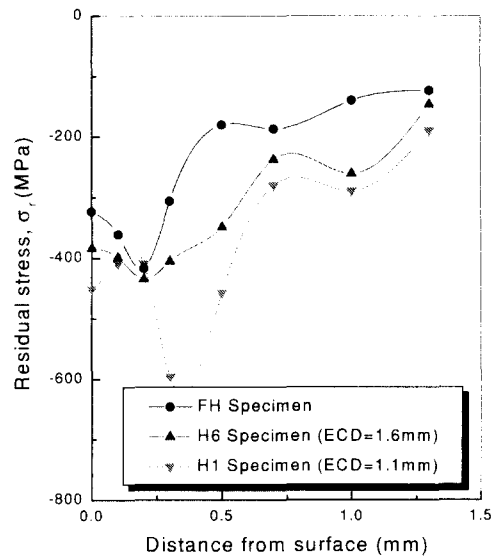


Fig. 3 The distribution of measured residual stress in transverse section

고주파 표면 열처리한 시편의 잔류 응력 분포를 Fig. 3에 나타내었다. 평활재 시편으로 시험편의 축방향 잔류응력을 측정하였다. 우선 H6재와 H1재는 각각 표면에서 측정된 잔류응력값은 -383.4, -451.1MPa이고 표면에서 약 0.3mm까지 증가한 후 내부로 갈수록 완만하게 감소함을 알 수 있다. 반면에 전경화재는 표면에서 -322.8MPa을 나타내며 완만하게 감소하는 표면경화재와는 달리 상당히 빠르게 잔류응력값이 감소하는 경향을 보인다. 이는 심부와 표면부의 수축량 변화의 차이가 적으므로 인해 발생하는 현상으로 생각된다.

두 경화재의 경우에 잔류응력분포와 경도분포를 비교하면 경도 표면경화재의 경우 0.1mm에서 최대치를 보이며 이후 완만한 경사를 보이며 감소하였고, 잔류응력은 두 경우 모두 0.2mm내외에서 최대치를 보이며 이후 형태는 약간 다르지만 계속 감소하는 경향을 나타낸다.

3.2. 고주파 경화에 의한 표면경화재와 전경화재의 피로특성

피로한도의 결정은 평활재와 미소 원공 결함재의 경우에 시험편이 10^7 cycle 이후에도 파단 되지 않는 응력을 피로한도로 채택하였다. Fig. 4에 원재의 S-N곡선을 나타내고, Fig. 5에는 고주파 경화에 의한 표면경화재와 전경화재의 S-N곡선을 나타내었다.

Fig. 4와 Fig. 5에서 H6재의 피로한도는 원재의 피로한도에 비해 각각 평활재에서 2.09배, 원공 지름이 0.2mm인 경우 2.52배, 0.3mm인 경우 2.55배, 0.5mm인 경우 2.61배, 1.0mm인 경우 2.69배로 나타났다. 그리고 H1재와 FH재의 경우에는 각각 원재에 비하여 평활재의 경우에는 1.93, 2.70배 증가를 보이며, 반면 0.5mm노치재의 경우에는 2.67, 2.45배 증가하였다.

그리고 H1재와 FH재의 경우에는 각각 원재에 비하여 평활재의 경우에는 1.93, 2.70배 증가를 보이며, 반면 0.5mm노치재의 경우에는 2.67, 2.45배 증가하였다. 관찰된 고주파 열처리재의 피로강도 향상의 주원인이 바로 표면층의 높은 경도와 압축 잔류 응력장이며 노치재와 평활재의 피로한도의 변화는 내부에서 발생한 균열로 인한 파괴가 평활재의 경우 피로한도를 결정하기 때문이다.

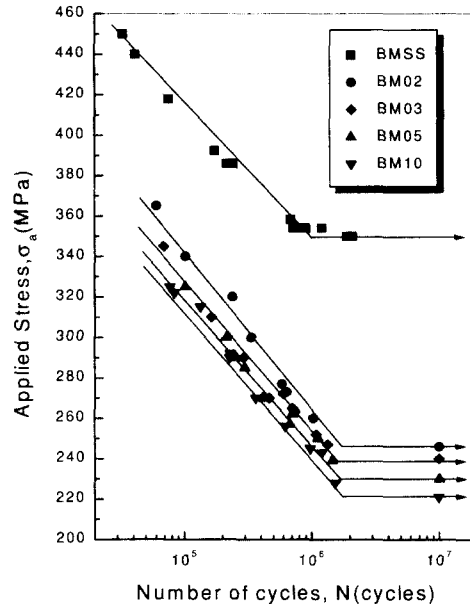


Fig. 4 S-N Diagram of base metal

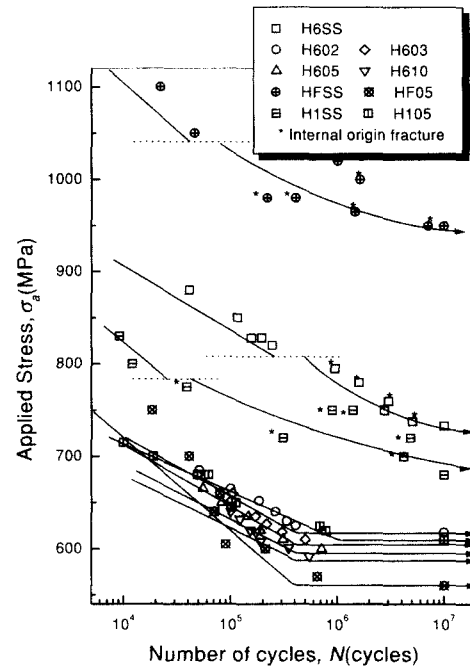


Fig. 5 S-N Diagram of induction surface hardened SCM440

3.3 내부균열발생지점에서 관찰된 어안

앞 절에서 설명한 것처럼 2단으로 S-N이 나타나게 되는 원인은 은백색의 어안이 피로균열의 발생기점으로 작용하기 때문이다. 이러한 어안은 피로균열의 발생위치가 시험편의 표면에서 내부로 이동하는 것을 보여준다.

그러나 이러한 어안은 고경도재의 경우에 발생하는 예상되는 피로강도의 저하를 유발한다. Fig. 6에는 파단된 시험편의 내부에서 관찰된 파단면과 어안의 사진들을 나타내었다.

Fig. 6 (a), (b)는 파단면의 사진으로 (a)의 경우는 전경화된 FH재의 파면으로 개재물의 중심에서 상당부분 매끈한 피로파면이 발생한 후 거친 피로파면으로 전이되는 (b)의 H1재와는 다르게 전체적으로 매끈한 피로파면을 갖고 있음을 알 수 있다. 그리고 (c)와 (d)는 각각 FH와 H1재에서 관찰된 어안을 나타낸다. 이러한 어안은 EDX분석결과 Al, Ca 등의 산화물인 것으로 나타났다.

Murakami⁽⁷⁾는 각종 결함의 3차원적 파라미터로 \sqrt{area} 를 제시한 바 있다. 이 파라미터는 3차원적인 형상을 2차원평면상에 투영하여 측정된 것으로 이를 이용하면 보다 복잡한 형상의 결함도 정량적인 접근이 보다 용이하다. Fig. 7에는 이러한 어안의 \sqrt{area} 와 파단수명과의 관계를 나타내었다. 많은 편차를 보이고는 있지만 전체적으로 파단수명이 길어질수록 그 크기는 점차 작아짐을 알 수 있다. 이것은 피로한도에 가까워질수록 보다 작은 결함이 균열발생원으로 작용한다는 것을 의미한다.

Fig. 8에는 표면에서부터 발생한 어안중심의 균열발생점과 \sqrt{area} 와의 관계를 나타내었다. 그 위치는 고경도재의 경우에 발생지점이 상당히 낮은 지점부터 깊은 곳으로 분포가 되어있으나 표면경화재인 H1, H6재의 경우에는 그 위치가 상대적으로 적은 영역에서 분포됨을 볼 수 있다. 그리고 그 위치는 측정된 전경화층 부근으로 이는 전경화층 부근의 결함이 낮은 정도와 함께 균열의 발생지점으로 작용하였기 때문으로 생각된다. 따라서 이 각 지점에 대한 결함의 분포에 대하여 검토가 필요하다고 생각된다.



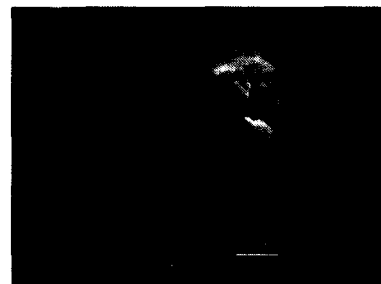
(a) Fractography, FHSS, $N_f=1.69 \times 10^6$ cycles



(b) Fractography, H1SS, $N_f=1.39 \times 10^6$ cycles



(c) Crack origin, FHSS, $N_f=1.69 \times 10^6$ cycles



(d) Crack origin, H1SS, $N_f=1.39 \times 10^6$ cycles

Fig. 6 Some fractographies of fish-eye

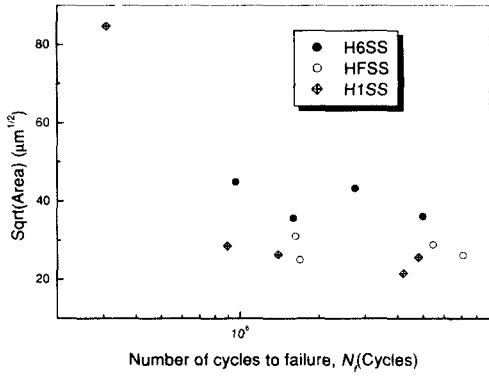


Fig. 7 Relationship between number of cycles to failure and \sqrt{area}

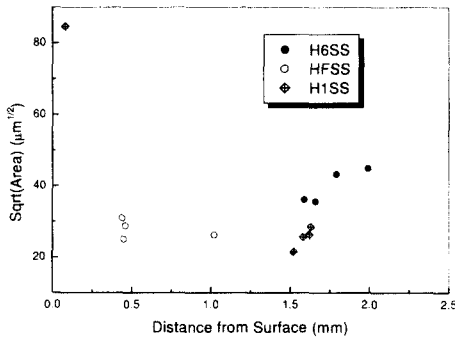


Fig. 8 Relationship between distance from surface and \sqrt{area}

3.4 표면결함재의 피로강도 예측

앞 절에서 3차원 형상에도 적용이 가능하면 서도 파괴역학적으로 해석이 가능한 파라미터로 \sqrt{area} 를 설명한 바 있다. 이 \sqrt{area} 는 3차원 결함 또는 균열의 최대 주응력방향에 투영된 면적을 계산한 것이다. 또한 본 연구에서는 미소드립을 이용하여 원공을 가공하였으므로 다음과 같은 식을 이용하여 그 값을 계산할 수 있다.

$$\sqrt{area} = \sqrt{hd - \frac{d^2}{4\sqrt{3}}} \quad \dots (1)$$

이때 h , d 는 Fig. 1에 나타낸 것처럼 각각

원공의 깊이와 원공의 지름을 나타내며 이 때 사용한 드릴의 날끝각은 120° 이다.

위에서 계산한 \sqrt{area} 와 ΔK_{th} 의 관계를 이용하면 Murakami⁽⁸⁾는 다음과 같은 피로한도 예측식을 제안한 바 있다.

$$\Delta K_{th} = C_1(HV + C_2)(\sqrt{area})^{C_3} \quad \dots (2)$$

하지만 피로한도의 기존의 예측식을 이용할 때의 문제는 잔류응력과 피로한도에서 관찰되는 정류균열의 존재이다. 따라서 이를 해결하고 본 실험에 적용이 가능한 실험식을 구성하기 위하여 수정하여야 할 필요가 있다.

우선 정류균열은 피로한도에서 관찰된 정류균열의 크기를 측정하여 계산하며 이를 통하여 위의 식에 미치는 영향을 검토한다.

정류균열은 $N=10^7$ cycles까지 미파단된 시험편에서 관찰된 크기를 구하였으며 정량적인 파라미터인 \sqrt{area} 를 구하기 위하여 작은 균열의 경우 원형의 형태로 발생한다고 가정하여 Fig. 9와 같이 1/4원의 형태로 계산하였다. 이와 같은 방법으로 시험편의 정류균열의 크기와 원공 결함의 크기를 함께 고려하면 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\sqrt{area_{act}} = \sqrt{area_{def} + area_{sc}} \approx \kappa \sqrt{area_{def}} \quad \dots (3)$$

이 때, $\sqrt{area_{act}}$ 는 실제 고려하여야 할 결함과 정류균열의 \sqrt{area} 이며, $\sqrt{area_{def}}$ 는 결함의 크기만을 고려한 것이고, $\sqrt{area_{sc}}$ 는 정류균열의 크기를 나타낸 것이다. 또한 κ 는 실험적으로 결정할 수 있다.

본 실험의 결과를 이용하여 각 \sqrt{area} 의 크기와 ΔK_{th} 를 이용하면 식 (2)는 다음과 같이 수정될 수 있다.

$$\Delta K_{th} = \alpha \cdot \kappa^{C_3} (HV + C_2) (\sqrt{area_{def}})^{C_3} \quad \dots (4)$$

이 때의 α 의 값도 Murakami의 제안과 같이

모든 재료에 대하여 일정한 값이 아니라 재료의 특성 또는 다른 변수에 따라 변화되는 상수로 추정할 수 있다.

본 실험의 결과를 이용하면 식 (4)의 상수는 각각 $\kappa \approx 1.46$, $\alpha = 4.0 \times 10^{-3}$ 으로 계산되며, 잔류응력이 없는 경우의 하한계 응력확대계수범위의 예측식을 구성하면 다음과 같다.

$$\Delta K_{th} = 4.56 \times 10^{-3} (HV+120) (\sqrt{area_{def}})^{1/3} \quad \dots (5)$$

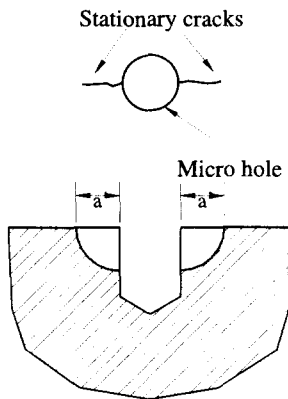


Fig. 9 Calculation of \sqrt{area} considering stationary crack

Fig. 10은 식 (5)를 이용하여 하한계 응력확대계수범위와 \sqrt{area} 의 관계를 나타낸 것이다.

또한 식 (5)를 이용하여 피로한도 예측식을 적용하려면 이 식 (5)와 체적력법에 의한 표면결합재의 최대 응력확대계수 식에서 계산된 식 (6)의 ΔK_{th} 를 치환하여 계산한다. 따라서 다음 식처럼 계산할 수 있다.

$$\Delta K_{th} = 1.30 \sigma_w \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad \dots (6)$$

$$\sigma_w = \frac{1.73(HV+120)}{(\kappa \sqrt{area_{def}})^{1/6}} \quad \dots (7)$$

하지만 본 실험에는 잔류응력의 영향이 고려되어야 정확한 예측이 가능하다. 잔류응력의 크기는

3장에 설명한 X-ray 회절시험법으로 구한 표면에서의 잔류응력의 값을 이용하였다. 이 경우 Marakmi는 지수법칙을 이용한 실험적인 식을 제안한 바 있다. 하지만 이 식의 경우에는 양대수 그래프를 이용하여 그 영향을 추정하기 때문에 약간의 변화가 있는 경우에도 많은 결과의 변화를 가져올 수 있는 단점이 있었다. 따라서 본 연구에서는 Kopsov가 발표한 잔류응력이 응력비 R_{mod} 에 미치는 수정계수를 이용하여 잔류응력의 영향을 고려하여 보았다.

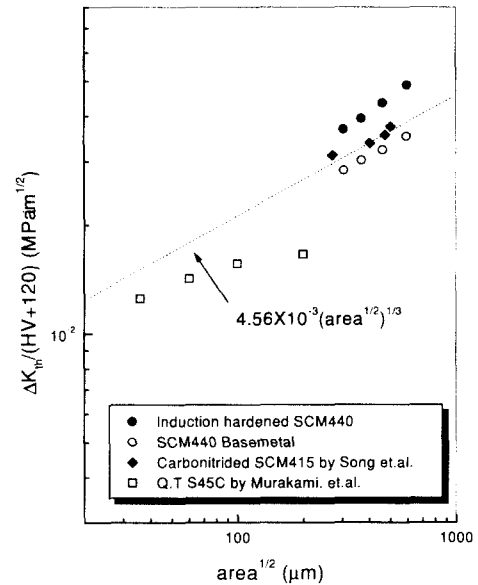


Fig. 10 Relationship between ΔK_{th} and \sqrt{area} by Eq. (5)

Kopsov⁽⁹⁾는 다음과 같은 잔류응력장의 응력비의 수정식을 제안하였다.

$$R_{mod} = \frac{K_{min} + mK_r}{K_{max} + mK_r} \quad \dots (8)$$

이 식을 응력을 이용하면 다시 쓰면 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$R_{mod} = \frac{\sigma_{min} + m\sigma_r}{\sigma_{max} + m\sigma_r} \quad \dots (9)$$

윗 식을 이용하여 식(7)은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\sigma_w = \frac{1.73(HV+120)}{(\kappa \sqrt{area_{def}})^{1/6}} \cdot \left(\frac{1-R_{mod}}{2}\right) \dots (10)$$

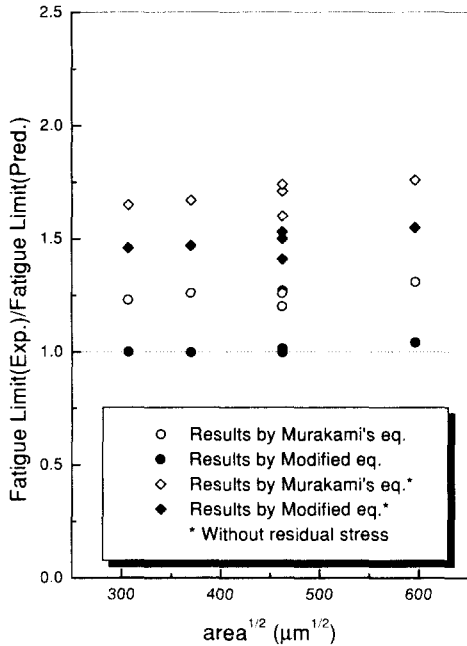


Fig. 11 Comparison of results of test and prediction equations

그리고 Kopsov는 m 의 값은 재료에 따라 정리되는 상수라고 하였다. 이 값은 주기적인 하중이 주어져 응력이 완화되었다가 다시 재편성되는 특징을 나타낸다. 그는 16CMnNV 강에 대하여 m 을 0.475로 제안한 바 있다. 식 (10)을 m 에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$m = \frac{A - \sigma_w}{\sigma_r} \dots (11)$$

이 때, $A = \frac{1.73(HV+120)}{(\kappa \sqrt{area_{def}})^{1/6}}$ 이다.

이렇게 구한 m 값은 본 실험재료인 고주파 표

면경화된 SCM440의 경우 0.506으로 평가할 수 있으며, 이 값은 Kopsov가 실험한 16CMnNV재보다 약간 높은 값을 갖는다.

Fig. 11에는 이렇게 수정된 평가식으로 구한 피로한도를 Murakami의 방법으로 구한 것과 같이 나타내었다. Murakami의 방법에 비하여 매우 정확한 예측이 본 수정된 평가식으로 가능함을 알 수 있다.

4. 결론

Cr-Mo 강재에 고주파 표면경화와 전경화 열처리를 하고 미소원공재와 평활재의 피로강도의 차이를 고찰하였다. 또한 이러한 피로실험결과를 이용하여 피로한도의 예측을 실시하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 표면경도를 Hv560으로 하고 ECD를 변화시켜 잔류응력은 H6과 H1의 경우 각각 표면에서 -383.4, -451.1MPa이고 표면에서 약 0.2mm까지 증가후 내부로 갈수록 완만하게 감소하며 전경화재는 표면에서 -322.8MPa이며 표면경화재보다 빠르게 잔류응력값이 감소한다.
- (2) 피로시험결과 H6의 피로한도는 원재의 피로한도에 비해 평활재에서 2.09배, 노치재의 경우 2.52~2.69배로 나타났으며 H1과 FH재의 경우에는 H6재에 비하여 서로 다른 피로강도 증가 경향을 나타내었다.
- (3) 어안의 \sqrt{area} 와 파단수명의 관계에서 전체적으로 파단수명이 길어질수록 그 크기는 점차 작아짐을 알 수 있다. 이것은 피로한도에 가까워질수록 보다 작은 결함이 균열발생원으로 작용한다는 것을 의미한다. 또한 전경화재에 비하여 표면경화재의 경우 피로균열의 발생위치가 상대적으로 좁다.
- (4) 파괴역학적 파라미터를 이용하여 피로한도를 예측한 결과 잔류응력이 없는 표면결함의 경우 다음식과 같은 피로한도의 예측이 가능하다.

$$\sigma_w = \frac{1.73(HV+120)}{(\kappa \sqrt{area_{def}})^{1/6}}$$

하지만 잔류응력이 있는 경우에는 다음과 같이 계산된다.

$$\sigma_w = \frac{1.73(HV+120)}{(\kappa \sqrt{area_{def}})^{1/6}} \cdot \left(\frac{1-R_{mod}}{2} \right)$$

이 때, $R_{mod} = \frac{\sigma_{min} + m\sigma_r}{\sigma_{max} + m\sigma_r}$, $m=0.506$ 그리고 $\kappa = 1.46$ 이다.

참고문헌

1. 송삼홍, "피로한도에 있어서의 피로거동에 관한 연구," 대한기계학회 논문집, 제1권 제1호, p. 2, 1977.
2. 송삼홍, 이상훈, "침탄질화 처리된 크롬-몰리브덴(SCM415)강의 피로거동 및 응력해석(II)," 한국정밀공학회지, Vol. 17, No. 5, pp. 160-167, 2000.
3. 中村春夫 外 2人, "表面硬化材の缺陷起点の疲勞壽命の解釋," 材料, 第 38卷 第 433號, pp. 1145-1150, 1990.
4. Melander, A. and ölund, P., "Detrimental effect of nitride and aluminium oxide inclusions on fatigue life in rotating bending of bearing steels," Materials Science and Technology, Vol. 15, pp. 555-562, 1999.
5. 黒島義人 外 2人, "シミュレーションによる疲勞破壊起点の介在物材法の評價," 日本機械學會論文集A, 57卷 543號, pp. 2628-2632, 1991.
6. 송삼홍, 이상훈, 임세혁, "침탄질화 처리된 SCM415재의 피로거동에 대한 통계적 연구," 한국정밀공학회지, 제14권, 제5호, pp. 128-133, 1997.
7. Lee, Ouk Sup and Zhi-Wei Chen, "Issues When Estimating Fatigue Life of Structures," International Journal of the Korean Society of Precision Engineering, Vol. 1, No. 2, pp. 43-47, 2000.
8. Murakami, Y. and Endo, M., "Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength," Fatigue, Vol. 16, pp. 163-182, 1994.
9. Kopssov, I. E., "The influence of hammer peening on fatigue in high-strength steel," International Journal of fatigue, Vol. 13, No. 6, pp. 479-482, 1990.