タフトライド処理鋼の疲労き裂伝ばと残留応力*

吉岡靖夫** 兼子知行*** 寺澤正男**

Fatigue Crack Propagation and Residual Stress in Tufftrided Steel

by

Yasuo YOSHIOKA, Tomoyuki KANEKO and Masao TERASAWA

(Musashi Institute of Technology, Tokyo)

In order to grasp the concept of crack propagation in surface hardened materials, the observation of crack propagation and the measurements of the residual stress and the plastic zone size ahead of the crack tip were performed on a tufftrided steel. The specimens used were made of 0.12 % carbon steel, machined to the shape of single notched plate type and tufftrided after annealing.

The results obtained are summarized as follows:

(1) The relation between the crack propagation rate and the stress intensity factor could not be represented by a simple power law.

(2) The compressive residual stress was observed in the vicinity of the notch root before the fatigue test. When the pulsating bending stresses were applied to such a specimen, the decrease of residual stress was observed at the crack tip while the crack length was short.

(3) The size of the plastic zone ahead of the crack tip was in proportion to the 4th power of stress intensity factor. However, if the effective stress intensity factor was corrected based on the residual stress, this relation was in agreement with the theoretical relation, the square of stress intensity factor being proportional to the plastic zone size.

(Received June 21, 1976)

1 緒 言

著者らは、表面硬化材料の一種であるタフトライド処理鋼の疲労破壊挙動のうちとくに疲労強化機構に主眼をおいた研究を系統的に行ってきた。そうして残留応力や組織変化の観察より強化機構を論じたが、き裂伝ば挙動についても、種々の条件下で観察を行い、残留応力の効果や、き裂先端に生ずる下部組織などについて検討を行った。しかし、破壊力学的な整理を試みても、これまで種々報告されているき裂伝ば速度と応力拡大係数間の指数則が成立しにくいことも指摘した。これは、表面硬化材では、疲労前に存在する残留応力が大きいので、き裂開口現象を考慮して整理することがとくに必要であることを示すものと考えられる。

引張応力下でのき裂の閉口現象については、Elberが最初に指摘し、とくに応力比 $R(=\sigma_{\max}/\sigma_{\min})$ が 0.7 から -0.1 の間では、き裂開口応力 σ_{0P} が最小応力 $\sigma_{\min}$ よりも大きくなるため、応力拡大係数範囲 ΔK よりも σ_{0P} を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} で

整理する方がよく指数則に合うとしている。その後も各所でこの種の研究が行われているが、き裂開口応力 σ_{0P} そのものを正確に求めることが実験的には相当に困難であり、まだ不明の点が多い。

さらに、今まで取り扱われている材料は表面硬化材はほとんどみられず、均質材料が大部分であるが、前述のように表面硬化材料では、初期残留応力が大きいため σ_{0P} が大きくなり、しかもその値はき裂先端の位置によって著しく異なることが予想されるため、き裂伝ば挙動を取り扱う上では、この点に対する検討は均質材料以上に重要である。そのためには疲労き裂先端における残留応力の挙動やき裂先端の塑性域さらにはき裂閉口現象の観察が不可欠と考える。しかしながらき裂先端の残留応力のように極めて狭い領域の残留応力を測定することはX線法でも相当困難であるため、測定の必要性はあっても未着手であった。しかし最近、試料揺動装置により応力測定を実施したところ約 130 $\mu\phi$ 程度の領域の残留応力測定が可能となったので、き裂先端の塑性域の大きさなどとともに測定を行い、これらの結果をまとめたので報告する。

2 実験材料およびタフトライド処理

* 原稿受理 昭和51年6月21日

** 正会員 武蔵工業大学 東京都世田谷区玉堤

*** 学生会員 武蔵工業大学 東京都世田谷区玉堤

用いた材料は Table I に示す 0.12 %炭素鋼である。この材料をまず Fig. 1 の片側 V 型切欠き試験片に加工後、900℃、40 分のひずみとり焼なましを行った。この試験片を以後未処理材と呼ぶ。

次のタフトライド処理は既報と同じように X 線観察面が処理されるのを防ぐため試験片両面にみがき鋼板をあてて塩浴に浸せきした。処理条件は塩浴温度が 570℃で 90 分浸せきしたのち水中急冷をした。この処理により切欠き底付近の窒素の固溶状況は Fig. 1 に示すようになり、切欠き底で最大の窒素濃度でこれより離れるにつれて少くなり約 1 mm 離れたところで母材の組織となる。この処理を行った試験片を以後タフトライド材または処理材と呼ぶ。

Table I. Chemical composition of specimen used.

C	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu
0.12	0.42	0.007	0.007	0.01	0.02	0.02	0.03

Fig. 1. Shape and dimension of specimen.

3 実験方法

3.1 疲労試験

10 kg・m 共振型曲げ疲労試験機を用いて Fig. 1 に示した試験片の上下方向に繰返し応力を与えた。応力比 R は 0 および -1 ，すなわち片振りと両振りで行った。き裂は Fig. 1 の試験片の切欠き底から発生，中立軸方向へ向って伝ばすることになる。このき裂は，一定回数繰返したのち試験機を止めて電子顕微鏡用レプリカに写しとり，光学顕微鏡にて長さを測定した。応力拡大係数とき裂伝ば速度の関係は応力比 $R=0$ の場合についてのみ整理したが，片振りであるので応力拡大係数は $K_{\max}$ を用いた。

3.2 残留応力測定

き裂先端のように極く限られた領域での残留応力測定に適した細束 X 線試料揺動式応力測定法を採用した。試料上での X 線照射域は約 130μ であり，き裂先端を中心として半径 65μ の領域の結晶からの回折像を得た。この場合き裂先端の塑性域の大きさよりも，もし照射域が大きい場合は残留応力こう配の影響が測定値に現れ，誤差が大きくなることが懸念されるので，まず，

Table II. X-ray conditions for stress measurement.

Characteristic X-ray	Cr-K α
Diffraction plane	Fe(211)
Tube voltage	30 kV
Tube current	20 mA
Diameter of pin hole	100 $\mu\phi$
Diameter of radiated area on specimen	130 $\mu\phi$
Incident angles	0°, 15°, 30°, 45°
Film	Sakura N
Exposure time	8-12 hr.

き裂先端の塑性域を次の近似式で求めた。

$$\omega = 2r_p \approx \left(\frac{\sigma}{\sigma_s} \right)^2 \frac{a}{2} \times 2 \quad (1)$$

今，本実験で用いる最小の応力値 $\sigma_{\max} = 10 \text{ kg/mm}^2$ とき裂長さ $l = 100 \mu$ の場合に r_p を求めると σ_s を 20 kg/mm^2 とすると，約 260μ となったので，この程度の照射面積であれば，ほぼき裂回りの残留応力を表しうると判断して測定を行った。X 線の実験条件は Table II に示す。

3.3 塑性域の測定

き裂先端に生ずる塑性域の大きさ r_p を種々の応力下および，き裂長さ約 100μ ， 500μ ，および 1200μ の場合を組み合わせる細束 X 線法によって測定した。測定はまず(1)式によっておおよその塑性域 r_p を求めておき，それより約 1 mm 程度き裂より前部をき裂に直角方向に試験片を無ひずみ切断して，切断面に垂直に細束 X 線を照射して背面反射写真を撮影する。そうして，この面を少しずつ電解研磨していき，その都度 X 線写真を撮影していき，プロファイルの乱れから塑性域がき裂先端のどの部分にまで及んでいるかを測定した。

4 実験結果

4.1 き裂伝ば曲線

Fig. 2 は両振り応力 ($R = -1$) 下でのき裂伝ば曲線である。未処理材の場合，停留き裂は応力値が 5 kg/mm^2 と小さく，またき裂長さも高々 150μ 程度と短いのに対して，タフトライド処理材では σ が 16 kg/mm^2 でも停留き裂が発生し，しかも，その場合のき裂長さは 1.4 mm にも達する。そうして，き裂伝ば速度を求めてみると，Fig. 3 のように複雑な変化がみられる。すなわち，き裂長さが約 0.5 mm に達したところで，き裂伝ば速度が急激な変化をすることが認められる。また， $\sigma = 18 \text{ kg/mm}^2$ および $\sigma = 20 \text{ kg/mm}^2$ でみられるように，き裂長さが 1 mm 以上になって伝ば速度が低下していく現象もみられる。普通， K が大きくなると dl/dN も大きくなるのに対して，(両振りであるので問題はあるが) この逆になることになる。一方，Fig. 4 に示す片振り応力下 ($R = 0$) の場合は，停留き

(a) Non-tuffrided steel (b) Tuffrided steel

Fig. 2. Crack propagation curves under reversed bending fatigue.

Fig. 3. Relation between crack propagation rate and crack length of tuffrided steel.

裂の長さはタフトライド材でも 0.3 mm 程度である。また未処理材については、 $\Delta K_{\max} - dl/dN$ の関係は Fig. 5 に示すように

$$\frac{dl}{dN} = 9.78 \times 10^{-12} K_{\max}^{3.6} \quad (2)$$

と一本の直線が得られる。しかし、処理材については、応力ごとに異なった直線となるが、 K の増加につれて dl/dN も増加する傾向がみられる。しかし、同一の $K_{\max}$ について dl/dN を比較すると、き裂長さが短い領域でのき裂伝ば速度の方が小さい傾向がみられ、また、各直線のこう配も未処理材に比べると大きいことが観察される。

4・2 き裂先端の残留応力

まず、き裂先端の残留応力を測定する前にタフトライド処理材の切欠き底から中立軸方向への残留応力分布を測定した。その結果は Fig. 6 に示すが、切欠き

(a) Non-tuffrided steel (b) Tuffrided steel

Fig. 4. Crack propagation curves under pulsating bending fatigue.

Fig. 5. Relation between stress intensity factor and crack propagation rate.

Fig. 6. Distribution of residual stress on tuffrided steel before fatigue test.

(a) Non-tufftrid steel, $R = -1$, $\sigma_{\max} = 9 \text{ kg/mm}^2$ (b) Non-tufftrid steel, $R = -1$, $\sigma_{\max} = 5 \text{ kg/mm}^2$
 (c) Non-tufftrid steel, $R = 0$, $\sigma_{\max} = 18 \text{ kg/mm}^2$ (d) Tufftrid steel, $R = -1$, $\sigma_{\max} = 24 \text{ kg/mm}^2$
 (e) Tufftrid steel, $R = -1$, $\sigma_{\max} = 15 \text{ kg/mm}^2$ (f) Tufftrid steel, $R = 0$, $\sigma_{\max} = 32 \text{ kg/mm}^2$

Fig. 7. Residual stresses at the tip of crack.

底近傍では -20 kg/mm^2 という圧縮残留応力が生じており、中立軸方向へ向うにつれて残留応力は、ほぼ直線的に減少していき、窒化層の消失する 1000μ あたりから引張残留応力へと変化している。このような残留応力をもった部分をき裂が進展していくことになる。

ついで、き裂先端の残留応力測定結果の代表的例を Fig. 7 に示す。初期残留応力が 0 である未処理材では、いずれの応力条件下でも、き裂先端の残留応力は圧縮側へ増加するが、停留き裂以外は、ほぼ -7 kg/mm^2 程度が最大値であり、き裂長さに関係なく一定となる傾向がある。また、停留き裂先端では、ほぼ -10 kg/mm^2 となる。

一方、タフトライド処理鋼では、切欠き底付近の初期残留応力が大きいことから、き裂進展後もき裂長さが 500μ 以内では圧縮残留応力の値は大きい。しかし、片振りの方が両振りの場合よりも減少度合は大きいようである。また、 500μ 以上の領域では、ほぼ一定の圧縮残留応力となるが、片振りの場合の方が、やはり応力値は小さくなっている。

また、停留き裂を生ずるものについては、若干のばらつきはみられるものの、ほぼ、き裂先端では、未処理材と同程度の残留応力が測定される。

4・3 き裂先端の塑性域

細束 X 線観察によって求めた片振り応力下のき裂先端部の塑性域 r_p を、き裂長さによって整理した結果を Fig. 8 に示す。図中○印は未処理材を、●印はタフトライド処理材を表している。両材料の比較で異なる点は、処理材の場合は、き裂長さが大きくなるにつれ

Fig. 8. Plastic deformed zone size at the tip of crack, $R = 0$.

て r_p が著しく増大することである。これは、切欠き底付近では、降伏応力が大きく、離れるにつれて小さくなることより当然起る現象である。未処理材については、(1)式による平面応力状態の塑性域と、平面ひずみ状態として(1)式の値の $\frac{3}{4}$ の塑性領域を計算して実線で挿入したが、実験値は両者のほぼ中間に位置している。処理材については、各部分における σ_r の値の推定が困難であるため、計算は行わなかった。これらのグラフでは、処理材の方が、応力振幅が大きいために塑性域が大きい、もし、同一応力下で行うとすれば（実際には、疲労強度に差がありすぎて、実現不可能である。）処理材の切欠き底部の塑性域は、極端に小さくなるのが推察される。

5 考 察

5・1 残留応力の影響

疲労強度に及ぼす残留応力の影響については、残留

応力が平均応力として作用するという考え方が一般的で、き裂発生よりも、き裂伝ばに対しては、影響が大きいとされている¹⁰⁾。しかし、単に機械的に平均応力を与えた場合に比較して、本研究で取り扱ったタフトライド処理鋼のように、初期圧縮残留応力が、切欠き底部で大きく、かつ窒化層を有するものでは、その影響も複雑で、取り扱いも、定量的には困難な点が多い。

まず、両振り応力下での、き裂伝ば挙動であるが、停留き裂長さが、未処理材と比較して極端に大きい。また、き裂長さが1 mm 程度になるまでの挙動も、複雑である。未処理材では、初期残留応力はなく、き裂先端の残留応力は、繰返しによって生ずるもののみであるから、その存在領域も非常に小さいのに対して、処理材では、もともと、圧縮残留応力が存在している中を、き裂が伝ばする。したがって、き裂先端の塑性域生成により生ずる残留応力よりも、初期残留応力の方が伝ばに与える影響が大きく、き裂伝ば速度を低下させる原因と考えられる。しかし、初期圧縮残留応力の小さい領域に、き裂が進行すると、今度は、繰返しによる残留応力の影響の方が大きくなるというように、初期残留応力と繰返し残留応力の関係が、き裂伝ばを決める因子となるものと考えられる。したがって、切欠き底より1 mm 位までの部分のき裂進展は、この両方の残留応力の平衡関係により、複雑になっているものと考えられる。しかし、これだけでは、き裂長さが相当長いところで、き裂伝ば速度が低下する説明とはなり得ず、この点の解明には、き裂開口応力がき裂長さによってどのように変化していくかを知る必要がある。

一方、片振り応力のもとでは、最大引張応力が両振りに比較して、はるかに大きいため、第1回目の負荷により切欠き底付近に存在する圧縮残留応力が緩和され、両振りの場合よりは、初期圧縮残留応力の影響は小さくなる。そうして、き裂が進展した部分では応力振幅が大きいため塑性域が大きく、き裂先端の残留応力が小さくなり、残留応力の強度に及ぼす影響は、両振りよりは小さいことが考えられる。したがって、片振り応力下でのき裂伝ば挙動の方が、非処理材のそれに、やや近いこともこのような残留応力の減衰から説明できよう。

5・2 き裂伝ば挙動

片振り応力下では、き裂伝ば速度と応力拡大係数の間に指数則が成立するが、本実験においても、未処理材については成立し、ほぼ一本の直線となった。しかし、タフトライド処理材については、一応力ごとには成立するものの全体の実験結果を、一本の直線で表すことは不可能であった。この原因は、二とおり考えられる。まず、第一には、き裂の通過する部分の強度が

一様でなく、切欠き底に近いほど、降伏応力が大きく、遠くになるに従って小さくなり、やがて、一定値となる部分を有することである。第二に残留応力分布のため、き裂開口応力 σ_{0p} が、き裂長さによって異なり、そのため、有効応力拡大係数が異ってくることに起因するものと考えられる。

未処理材の場合は σ_{0p} を考慮しても、本実験結果では単に Fig. 5 の K と dl/dN の関係では、ただ直線が左方向へ平行移動をするだけであるのに対して、タフトライド処理材ではこの配も変化し、さらに左側へ移動することが推察される。このような整理を行えば、同一 K の値でき裂伝ば速度が、き裂長さの差異によって著しく異なる現象も説明が可能であろう。しかし、このためには、 σ_{0p} の正確な測定による $4K_{eff}$ の算出が必要であるとともに、切欠き底に近い部分の挙動についての補正が必要で、この点については、将来、何らかの方法で行う必要がある。

しかし、き裂先端における塑性域と応力拡大係数 K の関係は、き裂伝ば速度と K の比較して物理的に意味のある関係である。すなわち、き裂先端の塑性域 r_p と応力拡大係数の関係は、近似的には

$$r_p \doteq \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_s} \right)^2 \quad (3)$$

で表し得、 r_p は K^2 に比例する。そこで、き裂先端での塑性域を片振り応力下について測定したデータを、 r_p と K のグラフにプロットしたところ、Fig. 9 のようになった。そうして、未処理材については、実験結果が、ほぼ、理論値と一致することからもわかるように、一本の直線にて表すことが可能で

$$r_p = 2.90 \times 10^{-4} K_{\max}^{2.13} (\text{mm}) \quad (4)$$

となった。この値は、同様の実験を行った後藤の結果¹¹⁾

$$r_p = 1.18 \times 10^{-4} K_{\max}^{2.05} (\text{mm}) \quad (5)$$

Fig. 9. Relation between stress intensity factor and plastic deformed zone size, $R=0$.

と同じ傾向であり, Levy らが FEM 法で求めた関係とも一致している。¹²⁾

一方, タフトライド処理材は, ●印で表してあるが, このデータより直線を求めると,

$$r_p = 8.10 \times 10^{-9} K_{\max}^{4.66} (\text{mm}) \quad (6)$$

となり, 理論値とはほど遠い. そこで, 非常に大まかではあるが, Fig. 7 の片振りを与えた場合のき裂先端残留応力測定結果を用いて, き裂長さ 100 μ における残留応力 -12 kg/mm^2 と, 500 μ における -5 kg/mm^2 が, そのまま, 平均応力として作用すると考え, 各々, σ_{0p} を, 12 kg/mm^2 , 5 kg/mm^2 として, 有効応力拡大係数 AK_{eff} を求め, それと r_p の関係をプロットし直した. それが図中の◎印であり, これらのデータに, き裂長さ 1200 μ のデータを加えて整理し直すと, 今度は,

$$r_p = 1.5 \times 10^{-4} AK_{eff}^{2.22} (\text{mm}) \quad (7)$$

となり, ほぼ, 未処理材の値と同じ傾向となった. このことは, 表面硬化材料でも, 有効応力拡大係数 K_{eff} を求めれば, 均質材料と同様に, き裂伝ば挙動を取り扱うことができる可能性を示唆しているものと考えられる. また, 実験手法的には, き裂先端あるいは, それに相当する部分の塑性領域を細束 X 線法で測定することにより, 有効応力拡大係数 AK_{eff} を求めうる可能性があり, 細束 X 線回折法のフラクトグラフィへの適用という意味でも興味ある結果と考える.

6 結 論

切欠きをもつタフトライド処理鋼の試験片により, き裂伝ばと残留応力, き裂先端の塑性域の関係についての実験的研究を行い, 次の結論を得た.

(1) き裂伝ば挙動は, 未処理材に比べて複雑であり, 応力拡大係数と, き裂伝ば速度の関係も, 一本の直線では表し得ない.

(2) き裂先端の残留応力は, 両振り応力下では, 切欠き底に近い部分では, タフトライド材は, 初期残留応力が相当残っており, き裂伝ばに大きく影響を与え

ていることが認められる. しかし, 片振り応力下では, 塑性変形による応力緩和が大きく, 両振りほど大きな影響は与えていない.

(3) き裂先端の塑性域は, 応力拡大係数の二乗に, 本来比例するものであるが, 未処理材については, 細束 X 線法で測定して, 塑性域と応力拡大係数の間にほぼ, この関係が成立した. しかし, タフトライド材では, そのままでは成立しなかったが, き裂先端の残留応力を考慮して, き裂開口応力を求め, 有効応力拡大係数を計算して整理すると, ほぼ, 二乗に比例することが認められた.

(4) (3)に示したような, 細束 X 線による, き裂先端の塑性域の測定法は, フラクトグラフィの一方法として, 既に, 二三の報告はあるが,^{11), 13)} 今後さらに開発していく必要がある測定法と考える.

(昭和51年7月10日 第13回材料強度に関するシンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 寺沢正男, 吉岡靖夫, 浅見克敏, 材料, **17**, 1114(1968).
- 2) 寺沢正男, 吉岡靖夫, 浅見克敏, 材料, **18**, 1081(1969).
- 3) 寺沢正男, 吉岡靖夫, 浅見克敏, 材料, **19**, 1086(1970).
- 4) Terasawa, M., Y. Yoshioka, and K. Asami, 14th Proc. Japan Cong. Mat. Res., 36 (1971).
- 5) Terasawa, M., Y. Yoshioka, and K. Asami, Proc. Seminar on X-Ray Study on Strength and Deformation of Metals, 135 (1971).
- 6) 寺沢正男, 吉岡靖夫, 浅見克敏, 機論, **38**, 1142(1972).
- 7) 寺沢正男, 吉岡靖夫, 浅見克敏, 材料, **21**, 1136(1972).
- 8) たとえば, Paris, P. C., and F. Erdogan, Trans. ASME, **85D**, 528 (1963).
- 9) Elber, W., ASTM STP **486**, 230 (1971).
- 10) Frost, N. E., and D. S. Dugdale, J. Mech. Phys. Solids, **60**, 92 (1958).
- 11) 後藤 徹, 三菱重工技報, **11**, 328 (1974).
- 12) Levy, N., P. V. Marcal, W. J. Ostergren, and J. R. Rice, Int. J. Fract. Mech., **7**, 143 (1971).
- 13) 北川英夫, 松本年男, 機論, **41**, 22 (1975).