高張力鋼におけるき裂進展の遅延挙動に 及ぼす試験片板厚の影響*

戸 梶 恵 郎** 安 藤 善 司** 森 川 邦 彦***

Effect of Sheet Thickness on Retardation Behaviour of a High Tensile Steel

by

Keiro TOKAJI, Zenji ANDŌ and Kunihiro MORIKAWA

(Faculty of Engineering, Gifu University, Kagamigahara)

Constant load fatigue tests with and without a single tensile overload were performed using the center cracked sheet specimens of two different thickness (2 mm and 8 mm) of a high tensile steel. The effect of specimen thickness on the crack propagation behaviour and the difference between the behaviours at the surface and the center of sheet were discussed. The conclusions obtained are summarized as follows:

- (1) The dl/dn under constant load was independent of the specimen thickness in lower ΔK level, but the thick specimen shows higher dl/dn than the thin specimen in higher ΔK level.
- (2) The effective stress intensity factor range ratio U measured on the surface under a constant load was not affected by the specimen thickness and U was constant ($U=0.7$) over a wide range of ΔK .
- (3) The dl/dn at the surface of the thick specimen did not differ from that at the center.
- (4) The both specimens showed the retardation behaviour following overload and the intensity of retardation was about the same, but the affected crack length l^* was longer in the thin specimen.
- (5) The retardation cycles N_d increased with the magnitude of overload and was larger in the thin specimen at a given stress range.
- (6) The retardation behaviour at the center differed from the surface. The maximum intensity of retardation at the center was attained immediately after overload but with an interval at the surface, and the l^* is longer at the center.
- (7) By using ΔK_{eff} , the range from the maximum intensity to the end of retardation was able to be arranged on $dl/dn-\Delta K_{eff}$ relation under a constant load for both specimens. But, the range from the application of overload to the maximum intensity of retardation was not able to be arranged. This is because the effect of blunting due to overload exists in that range.

(Received Nov. 14, 1979)

キー・ワード：疲労き裂進展，遅延挙動，試験片板厚，き裂開口，有効応力拡大係数

1 緒 言

試験片表面と内部におけるき裂進展挙動の相違は，き裂先端の応力状態，すなわち平面応力か平面ひずみかという問題に重要に関連している。試験片内部の挙動の把握は単に学問的興味にとどまらず，実際的にもきわめて重要な問題である。き裂進展に関する研究の多くは，表面における観察結果に基づくものであるから，この結果から内部の挙動を推定することは誤った

結論を導く可能性がある。内部の情報を得る手段は技術的に制限を受けるけれども，可能な限り多くの情報を得るように努め正確な挙動を把握することが必要である。それによって，表面と内部の挙動の相違が応力状態のみに基づくものか，あるいは他の因子も関係しているのかを理解することができよう。

定常状態のき裂進展においては板厚の影響が顕著に現れないためか，その影響に関する研究はほとんど見当らない。しかし，荷重変動時などの過渡的な状態においては表面と内部で差異が現れる可能性があり，最近単一過大荷重後のき裂進展の遅延挙動に及ぼす試験

* 原稿受理 昭和54年11月14日

** 正 会 員 岐阜大学工学部 各務原市那加門前町

*** 岐阜大学大学院 各務原市那加門前町

以上の諸点を考慮して、本研究は60キロ級高張力鋼材を用いて、き裂進展の遅延挙動に及ぼす試験片板厚の影響を実験的に調査し、同時にビーチマーク法により内部の挙動を調べ、表面で観察される板厚の影響のみならず、表面と内部の挙動の相違についても検討したものである。

2・1 供試材料および試験片

Table I. Chemical composition of material.

C	Si	Mn	P	S
0.17	0.38	1.33	0.021	0.011

Upper yield point σ_{su} (kg/mm ²)	Lower yield point σ_{sl} (kg/mm ²)	Tensile strength σ_B (kg/mm ²)	Breaking strength on final area σ_T (kg/mm ²)	Elongation φ (%)	Reduction of area ψ (%)
48.5	43.1	58.9	124.4	26	69

2・2 過大荷重の定義とき裂進展の測定

$$\% \text{ O. L.} = \{(P_{\text{O.L.}} - P)\} / P \times 100 \quad (1)$$

き裂長さは適当な繰返し数で試験機を停止し、最小読取り目盛 1/100 mm の移動読取り顕微鏡で測定した。 $t=8$ mm の試験片は表裏のき裂長さに差異がみられた

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi l} \sqrt{\sec(\pi l / W)} \quad (2)$$

2・3 き裂開口荷重の測定

$$U = \frac{P_{\max} - P_{OP}}{P_{\max} - P_{\min}} = \frac{\Delta K_{\text{eff}}}{\Delta K} \quad (3)$$

3・1 一定荷重下のき裂進展挙動

板厚 $t=2\text{ mm}$ $dl/dn=3.36\times 10^{-11}\Delta K^{3.35}$ (4)

板厚 $t=8\text{ mm}$ $dl/dn=7.21\times 10^{-12}\Delta K^{3.74}$ (5)

試験片板厚の影響は、低 $4K$ レベルではほとんど認められないが、 $4K$ の増加に伴い $t=8\text{ mm}$ の試験片がわずかに速い dl/dn を示すようになる。

$$dl/dn=2.91 \times 10^{-10} \Delta K^{2.93} \quad (6)$$

Fig. 3 においては、内部と表面では dl/dn に差異があるように見えるが、表面における実験点のばらつき (Fig. 2 右図) を考慮すると、表面と内部ではほとんど差異がないと考えてよい。Fig. 4 に U と ΔK との関

Fig. 3. Comparison of crack propagation rate in surface and center for thick specimen.

Fig. 4. Relation between effective stress intensity factor range ratio and stress intensity factor range under constant load.

係を示す。Uには板厚の影響が現れず、しかも広範囲の ΔK に対して $U=0.7$ とほぼ一定である。Uの値は異なるけれども、 ΔK に対して一定であるという結果はElberの結果とも一致している。しかし、種々の材料を用いて測定した菊川らの結果では、Uの ΔK 依存性は材料によって異なることが示されている。

3・2 単一過大荷重後のき裂進展挙動

Fig.5 および Fig.6 に $t=2\text{ mm}$ および $t=8\text{ mm}$ の試験片における過大荷重負荷後のき裂進展挙動を示す。縦軸は遅延速度比であり、一定荷重下のき裂進展速度 $(dl/dn)_c$ と過大荷重負荷後のそれ $(dl/dn)_a$ との比である。すなわち、この比の値が大なるほど遅延が強く起っていることを示す。また、 $(dl/dn)_c/(dl/dn)_a=1$ で遅延が終了することを意味する。いずれの板厚も、またいずれの応力範囲においても、過大荷重負荷直後にわずかな加速現象を生じるが、徐々に dl/dn は低下し、ある程度き裂が進展したのち最小値を示し、その後き裂の進展に伴って遅延の程度は小さくなり、やがて過大荷重負荷前と同じレベルの dl/dn に達する(遅れ遅延現象)。過大荷重の影響を受けたき裂長さ l^* を過大荷重負荷時から遅延速度比が一定値に達するまでの距離、 $[(dl/dn)_c/(dl/dn)_a]_{\max}$ を遅延の強度の最大値と定義すれば、両者はいずれの板厚の場合も同一応力範囲に対して、過大荷重レベルの増加に伴い増加

Fig. 5. Effect of a single tensile overload on crack propagation rate for thin specimen.

Fig. 6. Effect of a single tensile overload on crack propagation rate for thick specimen.

する傾向を示す。板厚の影響が現れているのは l^* であって、 $t=2\text{ mm}$ の試験片の l^* が $t=8\text{ mm}$ の試験片より大きい。

l^* と過大荷重による塑性域寸法 r_p との関係を Fig. 7 に示す。ここで、 r_p の計算には次式の平面応力条件を用いた。

$$r_p = 2 - \frac{1}{\pi d} \left(\frac{K_{O.L.}}{\sigma_{ys}} \right) \quad (7)$$

(d : 平面応力 2, 平面ひずみ 6)

Fig. 7. Relation between affected crack length and calculated plastic zone size.

いずれの板厚の場合も、 l^* と r_p との間には、良い対応があり、次の関係が成立している。

$$t=2\text{ mm} \quad l^* = 1.37r_p - 0.25 \quad (8)$$

$$t=8\text{ mm} \quad l^* = 1.34r_p - 0.44 \quad (9)$$

r_p の小さい範囲では両者は比較的良好な一致を示すが、 r_p が大きくなるに従って ($K_{O.L.}$ の増加)、 l^* の方が r_p よりも大きくなる傾向がある。なお、前述したように、 $t=8\text{ mm}$ の l^* が $t=2\text{ mm}$ のそれよりも小さいことがこの図からよくわかる。

Fig. 8 に腐食によって検出された試験片表面における過大荷重の塑性域の形状を示す。板厚にかかわらず、表面では平面応力状態が満足されるけれども、板厚によって塑性域の形状が異なり、 $t=2\text{ mm}$ ではき裂前方にひろがるのに対して、 $t=8\text{ mm}$ ではき裂に対して 45° 方向にひろがり、き裂前方の塑性域は小さいようである。

Fig. 8. Plastic zone of a single tensile overload detected by etching ($\Delta\sigma=12.0\text{ kg/mm}^2$, 100% O.L.).

Fig. 5 および Fig. 6 より得られた l^* の値からき裂進展曲線を用いて遅延繰返し数 N_d を求め、過大荷重

Fig. 9. Relation between a single tensile overload and number of cycles of retardation.

Fig. 10. Comparison of crack propagation behaviour following a single tensile overload in surface and center for thick specimen.

との関係を示したのが Fig. 9 である. 同一応力範囲に対して, 過大荷重レベルの増加に伴い N_d も増加し, かつ $t=2\text{ mm}$ の方が大きい N_d を示す.

Fig. 10 に過大荷重負荷後の表面と内部のき裂進展挙動の相違を示す. この図より, 表面と内部では次のような相違のあることがわかる.

(1) 表面では遅延の強度の最大値 $[(dl/dn)_c/(dl/dn)_d]_{\max}$ が過大荷重負荷より少し遅れて現れるのに対して, 内部では過大荷重負荷直後に現れる.

(2) 遅延の強度の最大値は表面が内部より大きい.

(3) l^* は表面より内部が大きい.

(1)については Bernard²⁾らの実験結果と一致しているが, (3)は全く逆の結果になっている. Fig. 10 の内部の l^* を過大荷重による塑性域寸法 r_p に対して整理したのが Fig. 7 の▲印である. 左側の一群は平面ひずみ条件より算出した r_p に対して, 右側の一群は平面応力条件より算出した r_p に対して整理したものである. 平面ひずみ条件で算出した r_p より l^* は著しく大きくなり, 平面応力条件による r_p に近づく傾向にあることがわかる.

Fig. 11 に $t=8\text{ mm}$ の試験片の一定荷重および過大荷重試験におけるき裂先端前縁の形状変化を示す. 内部のき裂先端は表面より常に先行しており, 一定荷重下では内部のき裂長さや表面のそれとの間には一定の関係が存在する. 過大荷重試験の場合は, 写真からは明確でないけれども, 過大荷重負荷直後は内部の dl/dn が遅いためにき裂前縁は平坦となるが, き裂の進展に伴って表面の dl/dn が遅くなり, 徐々に内部が先行するようになる. さらにき裂が進展して, 一定荷重下のき裂前縁の形状に近づいていく. このき裂先端前縁の形状変化は, 松岡⁶⁾らや平野⁹⁾らによるアルミニウム合金の結果と一致している.

4 考 察

4・1 一定荷重下のき裂進展挙動に及ぼす板厚の

Constant load test $(\Delta\sigma=16.0\text{ kg/mm}^2)$ Overload test $(\Delta\sigma=16.0\text{ kg/mm}^2, 75\% \text{ O.L.})$

Fig. 11. Beach mark for thick specimen.

影響

き裂先端の応力状態が平面ひずみを満足する条件は次式で与えられる.

$$t \geq 2.5(4K/\sigma_{ys})^2 \quad (10)$$

ここで, t は板厚, σ_{ys} は引張降伏応力である. 繰返し荷重に対する塑性域が平面ひずみを満足する条件は σ_{ys} を $2\sigma_{ys}$ にすることによって得られ, 単調荷重に対しては(10)式がそのまま適用される. (10)式を用いて, $t=2\text{ mm}$ と $t=8\text{ mm}$ の試験片についてき裂先端の応力状態を推定すると次のようになる.

$$\left. \begin{array}{lll} t=2\text{ mm} & 4K \leq 38.5 & \text{平面ひずみ} \\ & 38.5 \leq 4K \leq 77.0 & \text{過渡期} \\ & 77.0 \leq 4K & \text{平面応力} \end{array} \right\} \quad (11)$$

$$\left. \begin{array}{lll} t=8\text{ mm} & 4K \leq 77.1 & \text{平面ひずみ} \\ & 77.1 \leq 4K \leq 154.2 & \text{過渡期} \\ & 154.2 \leq 4K & \text{平面応力} \end{array} \right\} \quad (12)$$

一方, 破面の巨視的観察から, $t=2\text{ mm}$ の試験片ではき裂発生直後の破面は試験片軸に対して垂直であるが, 約 $4K=60\text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 近傍からせん断型に変化していることがわかった. それに対して, $t=8\text{ mm}$ の試験片ではかなりの部分が試験片軸に垂直であった. この観察結果は(10)式による評価と比較的良好に対応しており, また Fig. 2 において $4K < 60 \sim 70\text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ で dl/dn は等しく, それ以上の $4K$ において板厚の影響が現れていることともよく対応している. すなわち, $t=8\text{ mm}$ の試験片では $4K$ のほぼ全範囲において, き裂先端は平面ひずみ状態もしくは過渡期であるのに対して, $t=2\text{ mm}$ の試験片では dl/dn に差異が現れる範囲においては過渡期もしくは平面応力状態に近く, 前者ではき裂進展の抵抗となるせん断縁がほとんど形成されないために後者よりも速い dl/dn を示したものと推定される.

4・2 過大荷重による遅延現象

本研究では得られた遅延挙動は, これまでに報告されている遅延挙動と基本的に差異はない. 著者らは過大荷重による遅延挙動の原因は, 加速をもたらしき裂の鈍化と遅延をもたらし圧縮残留応力の両者のき裂に関与する大きさに依存して生じるものと考えている.

Fig. 12 に遅延挙動とそのとき測定された U との対応を示す (遅延速度比と対応させるため, 一定荷重下の有効応力拡大係数幅比 U_c と過大荷重試験におけるそれ U_a との比で示す). 遅延が強くなるに伴い U_c/U_a は上昇 (U_a は低下) し, 遅延の強度が最大となる点では U_c/U_a も最大 (U_a は最小) を示し, 遅延の終了時に $U_c/U_a=1$ (U_a は定常状態の U_c に戻る) となる. 明確に U と遅延挙動の対応が認められる. 過大荷重負荷直後は U_a はかなり大きい. これは過大荷重負荷によるき裂の鈍化の影響を強く受けているため

Fig. 12. Correspondence of retardation behaviour to crack opening level following a single tensile overload ($\Delta\sigma = 16.0 \text{ kg/mm}^2$, 75% O.L.).

である。おそらく、このき裂の鈍化の影響はある範囲にわたって存在するだけであり、き裂の進展に伴い徐々にその影響は小さくなり、逆に圧縮残留応力の影響が支配的になるものと考えられる。

Fig. 13 は dl/dn を有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} によって整理したものである。実線は一定荷重下における結果であり、 ΔK による整理 (Fig. 2) では板厚の影響は高 ΔK 領域においてわずかに認められたが、 ΔK_{eff} によっても板厚の影響による dl/dn の差異を整理することができない。図中の実験点は過大荷重試験のデータ (Fig. 12) を整理したものである。多くのデータは、それぞれの板厚における一定荷重試験の $dl/dn - \Delta K_{\text{eff}}$ 上にほぼ整理できるけれども、数点下方に整理できない結果が存在する。これらのデータを調べてみると、いずれも Fig. 12 における過大荷重負荷か

Fig. 13. Arrangement of retardation behaviour following a single tensile overload by effective stress intensity factor range.

ら最大の遅延の強度を示す点までの結果であり、 ΔK_{eff} で規定される dl/dn よりも小さい dl/dn を示している。すなわち、 U には圧縮残留応力の影響のみならずき裂の鈍化の影響も反映されているから、上述の ΔK_{eff} によって整理されない範囲はき裂開閉挙動に関与するそれらの力学的因子以外に他の因子の影響も受けているものと考えねばならない。現時点ではこの因子は不明であり、今後の課題としたい。以上のよ

うに、 ΔK_{eff} によって整理できない場合があるという結果は重要であり、今後種々の負荷条件・材料などについて実験を行い、どのような条件下において ΔK_{eff} により整理できない場合が現れるかを系統的に調べることによって、上述の他の因子の影響も明確にすることができると思われる。

4・3 遅延挙動に及ぼす試験片板厚の影響および表面と内部の挙動の相違

遅延挙動に及ぼす板厚の影響で特に顕著なのは l^* であり、同一過大荷重レベルに対しても $t = 2 \text{ mm}$ の試験片の方が $t = 8 \text{ mm}$ の試験片よりも大きい l^* を示す。試験片表面においては、平面応力状態が満足されるから、同一過大荷重レベルに対しては同一塑性域寸法を示すことが予測されるが、Fig. 8 に示したように $t = 2 \text{ mm}$ の試験片ではき裂前方にひろがる Dugdale 型の塑性域を示すのに対して、 $t = 8 \text{ mm}$ の試験片では平面ひずみ状態におけるような塑性域を示し、き裂前方のひろがりはいさ。Fig. 7 でも明かなように、一般に l^* は過大荷重によって導入された塑性域寸法と対応するから、このような塑性域寸法の相違が l^* の相違をもたらしたのと考えられる。なお、一例だけであるけれども Fig. 8 の $t = 8 \text{ mm}$ の場合、小倉ら¹²⁾が有効塑性域寸法と呼んでいる 45° 方向にひろがる塑性域をき裂前方に投影した寸法を l^* と比較すると、両者はほぼ一致する。

表面と内部では最大の遅延の強度を示す位置が異なり、内部では遅延の強度の最大が過大荷重負荷直後に生じるのに対して、表面ではそれより遅れて生じる。過大荷重負荷直後の加速は、き裂の鈍化によるものと考えられるから、内部では過大荷重挿入時の鈍化は小さいと考えねばならない。表面と内部における開口状態の相違はしばしば問題になる重要な点である。繰返し荷重下においては、Lindley¹³⁾や菊川らは内部の方が表面より開口しやすいことを指摘しており、この現象が過大荷重挿入時に対しても同様であると仮定すると前述の考え方とは必ずしも一致しないことになるので、この点については今後検討する予定である。

表面と内部のもう一つの重要な相違点は l^* であって、内部の l^* が表面よりも長い。前に指摘したように、 l^* は一般に過大荷重によって導入される塑性域寸法に対応する。内部の塑性域がどのような状態にあるのかは(10)式で判定できる。それによると、Fig. 10 に示した3例のいずれも、過大荷重による塑性域は平面応力状態に近く、き裂先端前縁の形状を考慮すると表面における塑性域と同程度と推定される。事実、Fig. 7 において内部の l^* は平面ひずみ条件下の r_p よりもはるかに大きく、むしろ平面応力条件下の r_p に近づく傾向を示している。内部の l^* が表面より大

きい説明は必ずしも充分ではないが、内部の l^* が予測よりもかなり大きい理由は前述の塑性域寸法だけではなく、次のようなことも考えられる。遅延の終了直前では内部は塑性域を脱しているが、表面はまだ塑性域中にある状態になり、内部が表面を引きずってき裂が進展するようになる。すなわち、表面が依然として遅延期間中にあるから内部もその影響を強く受けて、塑性域を脱してもなお遅延挙動を示す結果となるものと考えられる。このような表面と内部の相互作用は単純ではないであろうが、これに基づいて表面と内部の l^* の相違も生じる可能性があると思われる。

5 結 言

60キロ級高張力鋼の2種類の板厚の試験片を用いて、一定荷重試験および単一過大荷重試験を行い、き裂進展挙動に及ぼす板厚の影響および表面と内部の相違について検討した。その結果得られた結論は次のようである。

(1) 一定荷重下のき裂進展速度には、低 $4K$ レベルにおいては板厚の影響は認められないが、高 $4K$ レベルではわずかに板厚の影響が認められ、厚い試験片の方が速いき裂進展速度を示す。この差異はき裂先端の応力状態に基づいている。

(2) 試験片表面で測定された有効応力拡大係数幅比 U には、一定荷重下においては板厚の影響は認められず、比較的広範囲の $4K$ に対して一定 ($U=0.7$) である。

(3) 一定荷重下のき裂進展速度には、表面と内部の差異は認められない。

(4) いずれの板厚の場合も、過大荷重により遅れ遅延現象を示す。遅延の強度は両試験片の間に差異はないが、過大荷重の影響を受けたとき裂長さは板厚の薄い試験片が大きい。

(5) 遅延繰返し数は過大荷重の増加に伴い増加し、同一応力範囲に対して薄い試験片の方が大きい。

(6) 遅延挙動は表面と内部で異なる。すなわち、表面では過大荷重負荷後わずかに遅れて遅延の強度の最大が現れるのに対して、内部では過大荷重負荷直後に現

れる。また、過大荷重の影響を受けたとき裂長さは内部が表面より大きい。

(7) 遅延挙動を表面で測定された U に基づく有効応力拡大係数幅 $4K_{eff}$ で整理すると、遅延の強度の最大点から一定荷重下のき裂進展速度に戻るまでの範囲は、いずれの板厚の場合も一定荷重下の $dl/dn-4K_{eff}$ 上にほぼ整理できるが、過大荷重負荷から遅延の強度の最大点までは整理できない。このことは、この範囲にき裂開口挙動に関与する力学的因子以外に他の因子の影響も存在することを示唆している。

最後に、本研究の一部を卒業研究として協力された当時岐阜大学学生佐伯斉昭、久松明彦の両君に感謝する。

参 考 文 献

- 1) Mills, W. J., and R. W. Hertzberg, Engineering Fracture Mechanics, **7**, 705 (1975).
- 2) Bernard, P. J., T. C. Lindley., and C. E. Richards, Metal Science, **11**, 390 (1977).
- 3) Bathias, C., and M. Vancon, Engineering Fracture Mechanics, **10**, 409 (1978).
- 4) 松岡三郎, 田中紘一, 神津文夫, 日本機械学会論文集, **45**, 1135 (1979).
- 5) 松岡三郎, 田中紘一, 神津文夫, 日本機械学会講演論文集, No. 780-13, 229 (1978).
- 6) 松岡三郎, 田中紘一, 神津文夫, 日本機械学会講演論文集, No. 790-2, 61 (1979).
- 7) Elber, W., ASTM STP No. 486, 230 (1971).
- 8) 菊川 真, 城野政弘, 田中建一, 高谷 勝, 材料, **25**, 899 (1976).
- 9) 平野明彦, 小林英男, 中村春夫, 中沢 一, 日本機械学会講演論文集, No. 790-13, 119 (1979).
- 10) Annual Book of ASTM Standards, E399 (1974).
- 11) 松岡三郎, 田中紘一, 日本機械学会論文集, **44**, 375 (1978).
- 12) 小倉敬二, 大路清嗣, 川端保弘, 宮脇啓造, 日本機械学会講演論文集, No. 790-13, 116 (1979).
- 13) Lindley, T. C., and C. E. Richards, Materials Science and Engineering, **14**, 281 (1974).