マルエージング鋼線のねじり塑性疲れに 及ぼす平均応力の影響*

Effect of Mean Stress on Low-cycle Torsional Fatigue
of Maraging Steel Wires

元津 彰夫**・藤谷 景三***

Akio GENTSU・Keizo FUJITANI

1. 緒 言

折出硬化型合金の一つである 18% Ni マルエージング鋼は、従来の高張力鋼では得ることのできない、高い静的強度とすぐれたじん性などを有する高強度材料として開発され、実用に供されている。しかしながら、この材料については冶金学的にはかなりの研究成果が得られているが、その疲れ特性についての研究報告は数少なく、疲れ機構の解明には充分とはいえず、不明な点が多く残されているようである。

本研究では 18% Ni マルエージング鋼線の基本的な疲れ特性を明らかにする目的で、平均応力をパラメータとした一定応力振幅のねじり塑性疲れ試験を行い、疲れ進行過程に試験片に生ずるひずみ量の変化の測定ならびに試験片の表面に生ずるき裂の長さを観察した。その結果から、主として応力ひずみの関係と疲れ寿命ならびに疲れき裂の進展挙動に及ぼす平均応力の影響などについて考察を加えた。その結果、平均応力は疲れ寿命やき裂進展挙動に影響を及ぼすことが明らかになった。

2. 試料および実験方法

供試材料は 18% Ni マルエージング鋼線で、化学成分は Table 1 に示した。この材料は直径 9.5 mm の素材を 900°C、9.5 分間の溶体化処理を行って洗浄、キズ取りをした後、同温度で 9 分間溶体化処理後洗浄し、1 回の減面率は 17~20% で直径 5.0 mm に伸線、さらに 900°C、5 分間溶体化処理後洗浄し、1 回の減面率は 17~20% で直径 3.0 mm に伸線し、その後 900°C、3 分間の溶体化処理を施したものである。

試験片は直径 3 mm で標点距離を 75 mm とし、製作後真空中で 450°C、5 時間の時効処理を行った。時効処理後の試験片の機械的性質を Table 2 に示す。

使用した疲れ試験機は先に筆者らが設計試作したもので、回転速度は毎分 2.5 回転である¹⁾。また、硬さの測定にはマイクロビッカース硬度計を用いた。

実験条件としては最小応力 τ_{min} と最大応力 τ_{max} の比、すなわち、応力比 $R = \tau_{min} / \tau_{max}$ が -1.0, -0.5, 0, 0.5 の 4 種類について τ_{min} , τ_{max} を種々変化させて実験を行った。疲れ試験中に試験片に生ずるひずみ量の変化の測定¹⁾は試験機に取り付けたねじり角測定目盛板によりねじれ角を読み取り、これをひずみに換算

Table 1. Chemical composition of the material (%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Ti	Co
0.017	0.05	0.10	0.002	0.006	0.02	18.33	0.02	4.88	0.69	9.20

Table 2. Mechanical properties of the material

Tensile strength σ_B (kg/mm ²)	Torsional strength τ_B (kg/mm ²)	Proof stress $\tau_{0.2}$ (kg/mm ²)	Elastic limit τ_E (kg/mm ²)
209.5	160.0	128.0	110.0

* ばね技術研究会昭和 55 年度春季講演会で発表

** 神戸市立工業高等専門学校

*** 立命館大学理工学部

した。

また、疲れ試験中の試験片の表面に生ずるき裂はすべて最大せん断応力面（軸方向）に沿って進展し、その進展量がある値に達したときに破断したので、軸方向のき裂長さを50倍の読取顕微鏡で観察した。また、実験結果の整理には弾性式^{1),2)}を用いた。

3. 実験結果および考察

Fig. 1は3本の試験片について試験片断面の硬さをそれぞれの位置で測定し、その値を平均して表した硬さ分布を示す。図中の黒丸印は時効処理を施さない場合で、硬さ分布は断面の中心部より外周に行くにしたがって幾分異なるようであるが、白丸印で示した450°C、5時間の時効処理を施した場合には断面の中心部より外周まではほぼ一様であり変化がみられなかった。

Fig. 2は時効処理温度 $A.T$ 、時間 T を種々変化したときに得られた静的引張強さおよびマイクロビッカース硬さを示したものである。ここで、マイクロビッカース硬さとしては試験片表面の硬さが重要である

Fig. 1, Distribution of micro Vickers hardness on cross section of test piece.

Fig. 2, Variation of mechanical properties with aging time.

が、その測定が困難であるために試験片表面より0.2 mm 中心部に入った断面の硬さを表示した。図にみられるように、引張強さ、硬さとも450°C、5時間の時効で最大値に達するが、それ以上の時効時間では過時効となって下降するようである。

Fig. 3は一定振幅疲れ試験結果を縦軸に応力振幅 τ_a 、横軸に破壊までの繰返し数 N をとって表したものである。図より各実験値はそれぞれ一本の直線でまとめられるようで、その直線の式は応力比 $R = -1.0$ では $\tau_a N^{0.121} = 224$ 、 $R = -0.5$ では $\tau_a N^{0.092} = 180$ 、 $R = 0$ では $\tau_a N^{0.022} = 87.6$ 、 $R = 0.5$ では $\tau_a N^{0.013} = 41.9$ となり、応力比によって直線の傾きが異なる。

Fig. 4はFig. 3の縦軸の応力振幅 τ_a の代りに最大応力 τ_{max} をとって示したものである。図にみられるように、プロットした各実験結果はそれぞれほぼ直線で近似されるようで、直線の式は $R = -1.0$ では $\tau_{max} N^{0.124} = 227$ 、 $R = -0.5$ では $\tau_{max} N^{0.101} = 220$ 、 $R = 0$ では $\tau_{max} N^{0.244} = 178$ 、 $R = 0.5$ では $\tau_{max} N^{0.029} = 192$ となり、応力比 R によって直線の傾きは異なるが、 $\tau_a - N$ 曲線の直線の傾きとほぼ同様な傾きを示した。

Fig. 5は荷重繰返し試験中に試験片に生じた塑性ひずみ幅 $\Delta\gamma_p$ と平均ひずみ γ_m の変化の一例を応力比 R が-1.0と-0.5の場合について示したものである。図より、 $R = -1.0$ 、すなわち、完全両振り試験の場合には $\Delta\gamma_p$ は荷重繰返し開始直後に急激に増加し、その後も荷重繰返しにともなって徐々に増加して破断に至っているが、このときの平均ひずみ γ_m は荷重繰返しの初期より破壊するまで、その値は極めて小さく、またその変化もほとんどみられなかった。 $R = -0.5$ 、すなわ

Fig. 3, Test results under constant stress amplitude.

ち、部分両振り試験の場合には、 $\Delta\gamma_p$ の変化は荷重繰返し開始直後にわずかに減少したのち定常状態が続く、巨視的なき裂発生に伴って材料の荷重低抗が減少するために増加して破断に至っている。また、このときの γ_m は $\Delta\gamma_p$ の値に比べて荷重繰返しの初期より破断するまでかなり大きく現れており、しかも増加を続ける傾向を示した。したがって、これらの荷重繰返し初期の $\Delta\gamma_p$ の増加あるいは減少は材料の軟化および硬化を示すものである。

Fig. 6は荷重繰返し試験中に試験片に生じた塑性ひずみ幅 $\Delta\gamma_p$ と平均ひずみ γ_m の変化の一例を応力比 $R=0$ および0.5の場合について示したものである。一

Fig. 4, Test results under constant stress amplitude.

Fig. 5, Variation of plastic strain range and mean strain under the constant stress amplitude tests.

般に疲れ過程のひずみの変化の挙動は3段階、すなわち、第1期は材料の硬化、軟化などが現れるいわゆる遷移期間、第2期は繰返し変形に定常状態が現れる期間、第3期は繰返し変形が急激に進行して破断に至る期間に分けることが出来る。図より、塑性ひずみ幅 $\Delta\gamma_p$ の変化は $R=0, 0.5$ とも荷重繰返し開始直後、すなわち第1期ではわずかに減少したのち、第2期、すなわち定常状態が続く、第3期が現れずに破壊に至っている。また、このときの平均ひずみ γ_m の値は全体的に $\Delta\gamma_p$ の値よりもかなり大きくなっており、しかもその変化は荷重繰返しの初期に急増するが、その後の繰返しでは部分両振り試験の場合と異ってあまり変化のない状態が続いたのち破断に至っている。したがって、Fig. 5, 6より、この材料はピアノ線³⁾などの場合に比べてFig. 3にもみられたように平均応力の存在が敏感に影響するために、 γ_m が $\Delta\gamma_p$ に比べて極めて大きく現れ、また $R=0, 0.5$ では $\Delta\gamma_p$ の変化の第3期が現れないなどの特性がみられた。これらのことから、ヒステリシスループの移動量、すなわち繰返し永久ひずみが塑性ひずみ幅とともに材料の疲れ損傷に大きく寄与^{3), 4)}していることがわかる。また、完全両振り試験ではひ

ずみ基準の疲れ破壊則⁵⁾ $D_f = \frac{1}{C_0} \int_0^N \Delta\gamma_p^a dn$ がよく成り立ち、定数 a および C_0 はそれぞれ1.15および1.35となった。しかし、平均応力が作用する場合、すなわちヒステリシスループが閉じている部分のひずみ幅 $\Delta\epsilon_{pi}$ 、開いている部分のひずみ $\delta\epsilon_{pi}$ として提案した渡辺らの疲れ損傷の式⁶⁾ $\sum \{(\Delta\epsilon_{pi}/\epsilon_f)^a + (\delta\epsilon_{pi}/\epsilon_f)\} = 1$ に本実験結果の適用性を試み検討してみたところ、全般的な傾向として部分片振り試験では $\sum (\Delta\epsilon_{pi}/\epsilon_f)^a$ が1よりも大きくなり、また部分両振り試験では $\sum (\delta\epsilon_{pi}/\epsilon_f)$ が1よりも大きくなることなどのために適用できないことがわかった。

Fig. 7は荷重繰返し数が寿命の約1/2付近での1サ

Fig. 6, Variation of plastic strain range and mean strain under the constant stress amplitude tests.

Fig. 7. Stress-strain relation in the stationary condition.

Fig. 8. Relation between hysteresis energy per cycle and plastic strain range.

イクルの応力振幅 τ_{as} と塑性ひずみ幅 $\Delta\gamma_{ps}$ の関係を示したものである。図より明らかなように、各実験値はそれぞれほぼ直線の上にのるようで、この直線の式は $R = -1.0$ では $\tau_{as} = 99.8 \Delta\gamma_{ps}^{0.15}$, $R = -0.5$ では $\tau_{as} = 54.1 \Delta\gamma_{ps}^{0.114}$, $R = 0$ では $\tau_{as} = 133.4 \Delta\gamma_{ps}^{0.0905}$, $R = 0.5$ では $\tau_{as} = 51.2 \Delta\gamma_{ps}^{0.044}$ で表された。

Fig. 8 は Fig. 7 と荷重繰返し数が同じ位置での 1 サイクルのヒステリシスエネルギー W_s と塑性ひずみ幅 $\Delta\gamma_{ps}$ との関係を表したものである。図にみられるように、Fig. 7 と同様に応力比によって直線の傾きが異なるようで、この直線を近似的に表すと $R = -0.1$ では

Fig. 9. $\Delta\gamma_{co}$ - N_c diagram

$W_s = 573.3 \Delta\gamma_{ps}^{0.968}$, $R = -0.5$ では $W_s = 15.54 \Delta\gamma_{ps}^{0.722}$, $R = 0$ では $W_s = 332 \Delta\gamma_{ps}^{1.31}$, $R = 0.5$ では $W_s = 1.16 \Delta\gamma_{ps}^{0.605}$ となった。

荷重繰返し試験中の最大ひずみの変化の挙動はおおむね 3 段階⁷⁾に分けることができる。すなわち、第 1 段階は繰返し初期の繰返し加工硬化あるいは加工軟化の現れる期間で、第 2 段階への遷移期に相当し、第 2 段階は最大ひずみと繰返し変形がほぼ一様に直線的に進行する期間で、最大ひずみと繰返し荷重が特に大きい場合を除くと、全寿命に占める場合が最も大きい段階である。第 3 段階は繰返し変形が急激に進行し破断に至る期間である。実用上は第 2 段階が重要であるから、第 2 段階における 1 サイクルごとの最大ひずみの増分 $\Delta\gamma_{co}$ を縦軸に、横軸には第 2 段階に移る点での繰返し数、すなわち不安定変形開始繰返し数 N_c をとって両者の間の関係を示したのが Fig. 9 である。図より、各実験値にはそれぞれ直線の式が成り立つようで、応力比 $R = -0.5$ では $\Delta\gamma_{co} N_c^{1.33} = 0.136$, $R = 0$ では $\Delta\gamma_{co} N_c^{0.879} = 0.796$, $R = 0.5$ では $\Delta\gamma_{co} N_c^{0.55} = 0.0153$ となった。また、直線の傾きはこれまでの報告では応力比に無関係に $1.0^{8)}$ および $2.26^{9)}$ となっているが、本実験の場合には応力比に依存して異なるようである。

Fig. 10 は縦軸に応力振幅 τ_a 、横軸に平均応力 τ_m をとって示した時間強度線図である。応力振幅 τ_a は平均応力 τ_m が大きくなるにしたがって減少しているが、減少の仕方が一般の低サイクル疲れの場合とは幾分異っているようである⁹⁾。また、荷重繰返しによる応力振幅 τ_a の大きさの相違は平均応力が小さいとよく現れているが、 τ_m が大きくなると Fig. 3 でもみられたように直線の傾きがゆるくなるために τ_a の差異はほと

Fig. 10, τ_a - τ_m diaram.

Fig. 11, Fatigue crack propagation curves.

んどみられなくなった。

Fig. 11 と 12 は応力比 $R = -1.0$ と -0.5 における試験片表面の軸方向のき裂進展曲線を、ここでは破壊機構の解明という目的ではなくただ工学的な意味をもつものとして取上げ表示したものである。図より、き裂の進展は応力振幅が大きくなるにしたがって、また平均応力が作用すると平均応力が作用しない場合に比べて同一応力振幅でも大きく現れている。また、いずれにおいても滑らかなき裂進展曲線が得られないのは、一本のき裂がかなりの長さまで進展することもあるが、荷重繰返しの途中で隣接するき裂と合体して進展したり、あるいはあまり進展しない期間があったりするためである。

Fig. 13 は応力比 $R = 0$ と 0.5 の場合に試験片表面の軸方向に生ずるき裂進展曲線を示したものである。この図においてもき裂の進展は応力振幅が大きくなると大きくなり、しかも同一最大応力、すなわち、図中の○印と⊕印および●印と●印では応力振幅が小さいほど最終き裂長さは長くなっている。また、 $R = 0.5$ の

Fig. 12, Fatigue crack propagation curves.

Fig. 13, Fatigue crack propagation curves.

ように応力振幅よりも平均応力の方が大きい場合には応力振幅よりもむしろ平均応力の方がき裂の進展に大きく寄与していることがわかる。

Fig. 14, 15 は完全両振と部分両振り疲れ試験中に試験片に現れたき裂長さとし線被害則より求めた繰返し数比との関係を表したものである。図にみられるように、き裂長さは繰返し数比 $n/N = 0.4$ ぐらいまでは応力振幅の大きさによる影響はあまり現れていないが、それよりも n/N が大きくなるとその影響が現れている。すなわち、同じき裂長さに対しては応力振幅が大きくなったり平均応力が作用すると傾向として n/N は小さくなっている。言い替えば、同一繰返し数比に対して応力振幅が大きくなったり、平均応力が加わるときき裂長さも長くなることである。

Fig. 16 は完全片振りと部分片振り試験下で試験片に現れたき裂長さとし線被害則より求めた繰返し数比との関係を示したものである。この図においても、Fig. 14 と Fig. 15 と同様にき裂長さは繰返し数比 $n/N = 0.3$ ぐらいまでは応力振幅や平均応力による影響はあまり現れていないが、 n/N が大きくなるとその影響が

Fig. 14, l - n/N diagram. Fig. 15, l - n/N diagram. Fig. 16, l - n/N diagram. Fig. 17, dl/dn - l diagram. Fig. 18, dl/dn - l diagram.

顕著に現れている。すなわち、同じき裂長さに対しては平均応力の大きさによるよりもむしろ応力振幅が大きくなるにしたがって、 n/N は大きくなっており、また同一繰返し数比に対しては最大応力が同じ値、すなわち、図の○印と⊕印および●印と⊙印では平均応力が大きいと応力振幅の大小にかかわらずき裂長さは長

Fig. 19, dI/dn - I diagram.

くなっている。

Fig. 17, 18 は Fig. 11, 12 から求めたき裂進展速度とき裂長さの関係を応力比 $R=-1.0$ と -0.5 について表したものである。Fig. 11, 12 でみられたように、滑らかなき裂進展曲線が得られなかったために、プロットした各実験点はかなりばらついてはいるが、傾向としてき裂進展速度は S10C や S45C 鋼¹⁰⁾ の場合などと同様に応力振幅が大きくなったり、またき裂長さの増加に伴い速くなっている。

Fig. 19 は Fig. 13 より求めたき裂進展速度とき裂長さの関係を応力比 $R=0$ と 0.5 の場合について示したものである。き裂進展速度は Fig. 17, 18 とはほぼ似た傾向を示しているが、全体的にみて平均応力が応力振幅よりも大きくなるといくらか遅くなる傾向が現れた。

4. 結 言

18% Ni マルエージング鋼線を用いて、平均応力をパラメータとした荷重制御のねじり塑性疲れ試験を行った。そして応力-ひずみの関係と疲れ寿命ならびに試験片表面に生ずる疲れき裂の進展挙動に及ぼす平均応力の影響などについて調べた結果、主として次の事

が明らかになった。

(1) 平均応力が作用すると応力振幅の大きさによらず、荷重繰返し開始直後に試験片はわずかに硬化するが、平均応力が作用しない場合には軟化した。また、作用する平均応力が大きくなると、試験片に生じた塑性ひずみよりも平均ひずみがかかなり大きく現れ、荷重繰返しに伴う塑性ひずみの変化曲線において変形の第 3 段階目が存在しなかった。

(2) ひずみ基準の疲れ破壊則は完全両振り試験の場合にのみ適用可能である。

(3) 時間強度線図において、応力振幅は平均応力の増加に伴って減少した。また、平均応力が大きくなると荷重繰返し数による応力振幅の差異はほとんど現れなかった。

(4) き裂の進展には平均応力も影響するが応力振幅の方がより大きく影響を及ぼす。

(5) 繰返し数比が小さいと応力振幅の大小によるき裂長さにはあまり差は現れないが、繰返し数比が大きくなるとその差は顕著に現れる。また、平均応力が作用するとより一層顕著になる。

(6) き裂進展速度は応力振幅が大きくなったり、き裂長さの増加に伴い速くなる。また、平均応力が応力振幅よりも大きくなるとわずかに遅くなる傾向を示した。

最後に、本研究材料をご提供していただいた三興線材工業株式会社に対し深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 藤谷, 元津, 材料, 22-242 (1973), 1032.
- 2) たとえば, 河本, 鯉淵, 山路, 日本機械学会論文集, 29-206 (1963), 1647; 西谷, 鹿毛, 日本機械学会講演論文集, No. 720-1 (1972), 1.
- 3) 元津, 藤谷, 材料, 28-309 (1979), 485.
- 4) たとえば, Yao, J.T.P., W.H. Munse, ASTM. STP., No. 338 (1963), 5; 八木, 富田, 日本造船学会論文集, 134 (1973), 325.
- 5) たとえば, 藤谷, 元津, 材料, 25-275 (1976), 731.
- 6) 渡辺, 松野, 日本造船学会論文集, 131 (1972), 379.
- 7) たとえば, 白鳥, 材料, 21-227 (1972), 720.
- 8) たとえば, 八木, 富田, 福岡, 日本造船学会論文集, 133 (1973), 201.
- 9) 河本, 藤谷, 日本材料試験材料試験協会, 第 11 期講演会前刷, (1962), 107.
- 10) 戸梶, 安藤, 山田, 日本機械学会論文集 (A 編), 46-406 (1980), 547.