炭素鋼の引張圧縮疲労強度に及ぼす引張予荷重の影響* (塑性ひずみ幅の挙動について)

戸 梶 恵 郎** 安 藤 善 司**
中 野 典 彦** 竹 腰 久 仁 雄***

Effect of Tensile Pre-Load on Push-Pull Fatigue Strength of Carbon Steel (On Behaviour of Plastic Strain Range)

by

Keiro TOKAJI, Zenji ANDŌ, Norihiko NAKANO
(Faculty of Engineering, Gifu University, Kagamigahara)
and Kunio TAKEGOSHI
(Gifu Prefectural Metal Research Institute, Seki)

Push-pull fatigue tests were carried out on two kinds of specimens of 0.33%C carbon steel subjected to a static high tensile load prior to stress cycling. The main objectives were to clarify the behaviour of cyclic plastic strain and to compare the results of the push-pull fatigue tests with those of the rotating bending fatigue tests reported previously. The test results were discussed on the basis of plastic strain change, hardness change, residual stress change and surface observations during fatigue tests.

The conclusions obtained are summarized as follows:

(1) The lower yield point pre-load reduces the push-pull fatigue strength. However, when the pre-load is above the yield point, the fatigue strength becomes higher. This increase of fatigue strength is most pronounced in the case of pre-load close to the tensile strength.

(2) The plastic strain range of the specimen preloaded above the yield point increases gradually up to its failure during stress cycling. On the other hand the specimen preloaded up to the lower yield point shows a similar cyclic plastic strain behaviour to that of the unprestrained specimen.

(3) The cyclic plastic strain becomes smaller with increasing pre-load. This shows that the work hardening caused by pre-load restrains the plastic deformation during stress cycling.

(4) Independently of the magnitudes of pre-loads, there is a good relation between the mean value of plastic strain range $2\tilde{\Delta}\epsilon_p$ and the number of cycles to failure N_f , as given by the following equation:

$$2\tilde{\Delta}\epsilon_p \cdot N_f^{0.264} = 0.013$$

(5) Though the static slip lines generated by pre-loads are subjected to stress concentration during stress cycling, they do not grow to a main crack for failure.

(Received Mar. 17, 1977)

キー・ワード：疲労強度，大荷重，塑性ひずみ幅

1 緒 言

応力繰返しに先立って材料の塑性域に達するような大荷重を負荷した試験片の疲労強度，すなわち予加工材の疲労強度に関する研究はこれまでに数編報告され

ており¹⁾，著者らも前に従来²⁾の結果と異なる傾向を示した回転曲げの場合を報告した²⁾。著者らの研究も含めて，これまでの研究の多くは加工硬化および残留応力などにより疲労試験結果が検討されてきたが，疲労寿命と密接な関係にある塑性ひずみの挙動については明らかにされていないとも言えないようである。

そこで，本報においては，回転曲げでは塑性ひずみの測定が困難であること，大荷重が引張り・繰返し応力が回転曲げと異種類の組合せである前報と比較する

* 本報を「炭素鋼の疲労強度に及ぼす大荷重の影響に関する研究 (第4報)」(Study on the Effect of High Load on Fatigue Strength of Carbon Steel, IV) とする。

原稿受理 昭和52年3月17日

** 正 会 員 岐阜大学工学部 各務原市那加門前町

*** 岐阜県金属試験場 関市小瀬

ことの二つの理由から, 大荷重と同種類の引張圧縮繰返し応力のもとで疲労試験を行った。実験結果について, かたさ, 残留応力, 試験片の表面状態の変化および塑性ひずみなどから検討したので報告する。

2 供試材料および試験機

実験に使用した材料は, 0.33% C 炭素鋼丸棒材で, その化学成分および疲労試験片と同一熱処理の JIS 2 号試験片による機械的性質をそれぞれ Table I および II に示す。また, Fig. 1 に材料の組織写真を示す。なお, 本研究で用いた材料は, 回転曲げにおいて用いた材料と炭素量は等しいが, 同一材料ではない。

Table I. Chemical compositions of material (%).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Mi	Cr
0.33	0.28	0.68	0.012	0.006	0.20	0.07	0.09

Table II. Mechanical properties of material.

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_B (kg/mm ²)	Elongation ϕ (%)	Reduction of area ψ (%)
41.8	36.9	59.6	111.3	26	59

Fig. 1. Microstructure of material.

疲労試験片は納入状態の直径 25 mm の素材を, Fig. 2 に示す形状寸法に機械加工後, 650℃で1時間の真空焼なまし処理を行った。さらに, 表面観察を容易にするために, 表面を約10μ電解研摩により除去し鏡面に仕上げ, これを処女材として疲労試験に用いた。Fig. 2 に示すように, 疲労試験には2種類の試験片を用いた。(a)は平行部を有する平滑試験片(以後, 平滑試験片と称する), (b)は試験部が砂時計型の試験片である。後者の試験片の試験部の形状は, 比較のため前報²⁾の回転曲げの場合に使用した試験片と同一にした。なお, この試験片の形状係数は1.023であり, はほぼ平滑とみなすことができるものである。

疲労試験には容量 10 ton の電気油圧式引張圧縮疲労試験機を用い, 繰返し速度は 30 Hz である。

3 実験方法

Fig. 2. Shape and dimension of specimens.

3・1 応力-ひずみ線図

Fig. 2 (a)に示した2本の平滑試験片を用いて, 引張試験を行い, Fig. 3 に示す応力-ひずみ線図を得た。試験片のひずみ測定は, ひずみゲージを用いた標点距離 25 mm の伸び計を使用した。大荷重の大きさは, 前の回転曲げの結果と比較するために, その研究で選ばれた4種類の大荷重に相当する真ひずみ²⁾(下降伏点, 5.8, 8.7および15.0%)から, 次式により求めた。

$$\epsilon = \exp \epsilon_t - 1$$

ϵ : 公称ひずみ ϵ_t : 真ひずみ

Fig. 3. Stress-strain diagram.

これより, 大荷重は図中に示したように, 下降伏点, 6.0, 9.1および16.2%の公称ひずみに相当する荷重となる。なお, 下降伏点においてはひずみの分布は不均一であり, 測定値は不安定であるから, ひずみの値を示すかわりに下降伏点大荷重と称することにした。測定されたひずみの値は0.98%であるので, 以後の図示に際してはこの値を用いた。

砂時計型試験片についても応力-ひずみ線図を求めたが, 図は省略した。この場合のひずみ測定は, 回転曲げの研究に用いた方法と全く同様で, 直径ひずみによった。この試験片は, 平滑試験片との挙動の相違を調べる目的で, S-N曲線を求めるためにのみ用いたものであり, 大荷重は下降伏点と15.0%真ひずみに相当する荷重の2種類とした。

3・2 かたさおよび残留応力の測定

疲労試験結果について検討するために、かたさおよび残留応力の測定を行った。かたさの測定はビッカース微小硬度計を用いて、試験片平行部中央断面上で同一深さに対して4点の測定を行い、その平均値を用いた。測定荷重は1000gである。また、残留応力の測定は、自動記録式平行ビーム型X線応力測定装置を用いて、試験片中央部表面の軸方向残留応力を求めた。

3.3 塑性ひずみ幅の測定

試験片の平行部中央に接着した標点距離6mmのひずみゲージと疲労試験機のロードセルからの出力を同時に電磁オシログラフ上に記録させ、両波形の位相差を解析することにより塑性ひずみを求めた。以下の整理には、ヒステリシス・ループの幅、すなわち塑性ひずみ幅 $2\Delta\epsilon_p$ を用いた。なお、応力繰返しの途中で、試験片の温度が著しく上昇することによるゲージのはく離と破損を生じることがあるので、そのたびごとにひずみゲージを貼りかえて測定を続けた。

4 実験結果およびその考察

4.1 処女材のS-N線図と塑性ひずみ幅の変化

Fig. 4 に処女材の一定応力振幅試験結果を示す。平滑試験片の疲労限度は24.0 kg/mm²、砂時計型試験片の疲労限度は25.5 kg/mm²であり、後者がわずかに高い。

Fig. 5 に処女材の一定応力振幅の繰返しに伴う塑性

Fig. 4. S-N diagram for unprestrained specimen.

Fig. 5. Variations of plastic strain range during stress cycling for unprestrained specimen.

ひずみ幅の変化を示す。塑性ひずみ幅の挙動は応力振幅にかかわらず類似した挙動を示し、(1)繰返し初期の増加(軟化)(2)それに続く減少(硬化)(3)破断までの増加の三つの過程に分けられるようである。(1)の過程は繰返し応力によるすべり線の発生などの急激な塑性変形に基づき、(2)の過程はそれに続く繰返しひずみ硬化の結果であり、(3)の過程は微視的なき裂の発生およびその進展に基づくものであると思われる。図から明らかにように、応力振幅が大なるほど寿命を通じての塑性ひずみ幅は大きく、軟化のピークを示す位置は相対的に短寿命側にある。なお、疲労限度の約87.5%の過小応力では、過大応力のように軟化・硬化現象は現れないが、約100~150×10⁻⁶の塑性ひずみ幅が繰返されていることがわかる。

4.2 繰返しに先立って大荷重を負荷した試験片(予加工材)について

4.2.1 疲労試験結果とかたさおよび残留応力

Fig. 6 に繰返しに先立って大荷重を負荷した試験片の疲労試験結果を示す。(a)は平滑試験片の場合であり、下降伏点、6.0、9.1および16.2%の公称ひずみに相当する大荷重が負荷された試験片の疲労限度はそれぞれ23.0、24.0、25.5および27.0 kg/mm²で、処女材の疲労限度に対する上昇率はそれぞれ-4.2、0、6.3および12.5%である。一方、(b)の砂時計型試験片の結果においては、下降伏点および15.0%真ひずみに相当する大荷重が負荷された試験片の疲労限度は24.5および27.5 kg/mm²であって、上昇率は-3.9および7.8%である。疲労限度の上昇率にはわずかの差異がみられるが、傾向的には両試験片の間に相違は認められず、

Fig. 6. S-N diagrams for pre-strained specimen.

本研究に用いた材料では下降伏点大荷重の場合は処女材より疲労強度は低下し, 大荷重が大きくなるに従って疲労強度は上昇する。

下降伏点大荷重による疲労強度低下の現象は興味ある問題であり, これまでにも観察されているが, その原因については明確にされていない。この点について著者らは次のように考えている。下降伏点に達すると同時に除荷しているので, 試験片の平行部あるいは最小断面部はその一部にリュウダース帯を生じており, 弾性状態の部分との混在した状態にある。その場合, リュウダース帯の先端においてはひずみ分布のこう配からくる応力集中を生じている。³⁾ このことから, 下降伏点大荷重による疲労強度低下の原因は, 上述のような応力集中箇所が繰返し応力においても応力集中を受けるためであると考えられる。大荷重が大きい場合の疲労強度上昇の原因は, 加工硬化および圧縮残留応力であると思われるが, この点はこれまでに議論されてきているので, 以下に簡単に述べる。

Fig. 7 に処女材および大荷重を負荷した試験片のかたさ分布を示す。図より明らかなように, 大荷重が大きくなるに従ってかたさも上昇する。もちろんこれは大荷重による加工硬化の結果である。なお, いずれの場合も試験片表面部近傍が中心部よりわずかに硬化しているようであるが, その差はあまり大きくなくほぼ一様であると考えてよいので, すべての測定点の平均

Fig. 7. Distribution of hardness on the section of specimen.

Fig. 8. Relation between hardness, fatigue limit, residual stress and pre-strain.

値でその試験片におけるかたさとした。Fig. 8 にそのかたさ, 前述の疲労試験結果および残留応力と大荷重との関係を示す。かたさは前述のとおりであるが, 残留応力もかたさと同様に大荷重が大きくなるに従って大きい圧縮残留応力を生じるようになる。大荷重が大きい場合は, 疲労限度の上昇とかたさおよび圧縮残留応力の増加とは, 疲労強度の上昇にどちらがより支配的かという問題を考慮しなければ良い対応を示している。注目すべき点は下降伏点大荷重の場合で, かたさおよび圧縮残留応力のわずかの増加を伴いながらも疲労限度は処女材より低下する現象であって, このことはもはや加工硬化や残留応力では説明されないことを示すもので, この両者の強化の影響以上に前述したような下降伏点に特有な現象の影響が大きく, 疲労強度が低下することになる。

加工硬化と残留応力とを分離評価することは困難な問題であると思われるが, 以下に耐久限度線図を用いて残留応力の影響を考える。Fig. 9 に耐久限度線図を示す。図中の直線は両振り疲労限度 (処女材) と真破断力を結んだものである。なお, 残留応力は本研究の

Fig. 9. Effect of residual stress on fatigue limit.

場合は応力繰返しによって, ほとんど減衰しないことを確認しているので初期の残留応力を用いた。これから明らかなように, 最も大きい大荷重の場合のみ耐久限度線図上に位置するが, それより小さい大荷重では直線の下方に位置している。一方, 残留応力の他に加工硬化の影響も疲労強度上昇分に含まれているから, 疲労強度に及ぼす残留応力の影響はあまり大きくないことが推測される。なお, 加工硬化の影響については, 塑性ひずみの挙動と関連するのであとでもう一度述べる。

4・2・2 回転曲げ試験結果との比較と試験片形状の影響 Fig. 6 に示したように, 本研究の結果はこれまでに報告されている結果と同様の傾向を示しており, 著者らの回転曲げにおける結果との相違は, 材質が異なるので直接比較できないとしても, 回転曲げと引張圧縮という負荷型式の相違によるものとはいえないようである。回転曲げの結果が従来の結果と異なる傾向を示した理由として, 材質の相違とそれに関連して試験片

の形状による加工硬化のこう配を挙げた。本研究の場合、4・2・1 で述べたように平滑試験片と砂時計型試験片との間に傾向的に差異はないが、同程度の大荷重を負荷したときの疲労限度の上昇率は前者の方が高い。これは試験部が一樣に加工硬化によって強化されているためである。すなわち、砂時計型試験片では最小断面部は最も加工硬化を受けてはいるが、少し離れた箇所では加工硬化の程度が異り軸方向に一樣でなく、このために平滑試験片ほど上昇しない結果になったものと思われる。このことは破断場所が多くの場合、最小断面から少し離れたところで生じていることから推察される。下降伏点大荷重の場合、4・2・1 で述べた理由で疲労強度が低下すると考えられるので、試験片の形状の影響は現れないが、回転曲げとの相違はひずみ分布のこう配からくる応力集中の程度、すなわち材料の降伏挙動（材質）の相違によるものと思われる。また、このことは回転曲げの下降伏点大荷重の場合、約 12.0 kg/mm² の引張残留応力が測定されたが、本研究に用いた材料の同一形状の試験片（砂時計型試験片）では約 2~3 kg/mm² の引張残留応力しか測定されていないことから考えられる。すなわち、同じ下降伏点の荷重を負荷しても材料によってひずみ分布がかなり異なることを示すものである。以上のことから、回転曲げとの相違は、加工硬化特性と関連して試験片の形状の影響もないとはいえないけれども、根本的には降伏挙動や加工硬化特性などの材質の問題であると思われる（本研究に用いた材料のひずみ硬化係数は 0.246、回転曲げに用いた材料は 0.229 で前者がわずかに大きい、実験を行った範囲の真ひずみにおいては後者の真応力が前者のそれよりも高い）。

4・2・3 塑性ひずみ幅の挙動と疲労寿命との関係

Fig. 10 に大荷重を負荷した試験片の応力繰返しに伴う塑性ひずみ幅の変化を示す。繰返しの初期から比較的大きな塑性ひずみ幅を生じ、(a) の下降伏点大荷重の場合を除いて繰返しとともに塑性ひずみ幅は破断まで漸増（軟化）する傾向を示している⁴⁾。予加工材が応力繰返しとともに加工軟化することが知られているが、塑性ひずみ幅の測定からその挙動が極めて明りょうである。このように、繰返しに先立って大荷重を負荷した試験片と Fig. 5 に示した処女材とでは塑性ひずみ幅の挙動が異なることがわかる。なお、下降伏点大荷重の場合の塑性ひずみ幅の挙動は、他の大荷重の場合と異り軟化・硬化現象を示す処女材の場合と比較的よく類似している。これは、4・2・1 で述べたように試験片の平行部はリュースダース帯を生じた部分と弾性状態の部分との混在した状態にあるので、材料の平均的な挙動を示す塑性ひずみ幅は広い領域を占める弾性部分が支配的となり、その結果処女材と類似した挙動を示

Fig. 10. Variations of plastic strain range during stress cycling for pre-strained specimen.

したものであり、リュースダース帯先端の応力集中を受けるところでは局所的に高い塑性ひずみ幅が繰返されているものと考えられる。図から明らかなように、一般に大荷重が大きくなるほど同一応力振幅における塑性ひずみ幅は明らかに小さくなる傾向にある。このことは疲労寿命の増加に直接関連する重要な現象であって、大荷重による加工硬化がその後の応力繰返しに伴う塑性変形を抑制したためである。したがって、Fig. 6 にみられるような大荷重による疲労強度の上昇は、加工硬化が主たる原因であるように思われる。

塑性ひずみが疲労寿命と密接な関係にあることが指摘されている。Fig. 11 に塑性ひずみ幅の平均値 $\widetilde{2\Delta\epsilon_p}$ と破断までの寿命 N_f との関係を示す。ここで、塑性ひずみ幅の平均値 $\widetilde{2\Delta\epsilon_p}$ は、次式によって求めたものである。

$$\widetilde{2\Delta\epsilon_p} = \frac{1}{N_f} \sum_{i=0}^{n-1} \left(\frac{2\Delta\epsilon_{pi} + 2\Delta\epsilon_{p,i+1}}{2} \right) (N_{i+1} - N_i)$$

なお、 $N_1, N_2, \dots, N_n$ は塑性ひずみ幅 $2\Delta\epsilon_{p1}, 2\Delta\epsilon_{p2}, \dots, 2\Delta\epsilon_{pn}$ を測定したときの繰返し数であり、

Fig. 11. Relation between mean value of plastic strain range and number of cycles to failure.

n は塑性ひずみ幅の測定個数で, Fig. 5 および10から明らかなように, おおのこの試験片によって異なるが, 10~30の範囲である. 図より, 大荷重の大きさにかかわらず, 塑性ひずみ幅の平均値と破断までの寿命との関係は, 両対数グラフ上で,

$$2\Delta\epsilon_p \cdot N_f^{0.264} = 0.013$$

なる1本の直線で表され, 繰返しに先立って大荷重を负荷した場合にも, 塑性ひずみと疲労寿命とは密接な関係にあることがわかる. すなわち, 疲労寿命はその後の応力繰返しにおける塑性ひずみによって決定される. また, 上述の式の0.264なる値は, L. F. Coffin, Jr.^{7,8)} が示した0.5からはかなり小さい値となっているが, この差異については現時点では明らかでなく, 今後の問題である. なお, 図から明かなように, 疲労限度は必ずしも塑性ひずみでは整理されない.

4・2・4 試験片の表面状態の変化 下降伏点大荷重の場合は, 光学顕微鏡の範囲ではリューダース帯は確認できず, 表面観察からはき裂の起点が明確にできなかったけれども, 繰返し応力によるすべり線は局部的に集中して発生していることが認められた. それに対して, 大荷重が大きくなるに従って, 加工硬化のために繰返し応力におけるすべり線の発生は少くなる傾向にある. これは4・2・3に述べた塑性ひずみ幅が小さくなることと対応している. 繰返し応力によるすべり線は, 初期には大荷重による静的なすべり線の周囲に集中して発生する傾向を示すが, 静的なすべり線は最終破壊の起点とはならず, 他の領域に発生したすべり線がき裂に成長し, 破断にいたることが認められた. この点は前に報告した回転曲げの場合と同様である.

5 結 言

0.33% C炭素鋼を用いて, 応力繰返しに先立って引張大荷重が负荷される場合について引張圧縮疲労試験を行い, 実験結果についてかたさ, 残留応力, 塑性ひずみおよび試験片の表面状態などから検討し, 併せ

て試験片の形状の影響や回転曲げの結果との比較も行った. その結果, 得られた主な結論は次のようである.

(1) 下降伏点の大荷重を负荷した試験片の疲労強度はわずかに処女材より低下するが, 大荷重が大きくなるに従って疲労強度は上昇し, 引張強さ近傍の大荷重では著しく上昇する. 下降伏点大荷重による疲労強度の低下は, 大荷重によるひずみ分布の不均一に基づく応力集中箇所への繰返し応力の応力集中のためである.

(2) 回転曲げ試験結果との相違は, 降伏挙動や加工硬化特性などの材質によるところが大きい.

(3) 平滑試験片と砂時計型試験片の結果は同様の傾向を示し, 試験片の形状による差異はほとんどみられない.

(4) 大荷重を负荷した試験片の応力繰返しに伴う塑性ひずみ幅は, 下降伏点大荷重の場合を除いて破断まで漸増し, 処女材とは異なる傾向を示す. 下降伏点大荷重の場合は, 処女材と類似した挙動を示す.

(5) 大荷重が大きくなるに従って, 同一応力振幅における塑性ひずみ幅は小さくなる. これは大荷重の加工硬化のために, その後の塑性変形が抑えられたことによる.

(6) 大荷重の大きさにかかわらず, 塑性ひずみ幅の平均値 $2\Delta\epsilon_p$ と破断までの寿命 N_f との関係は,

$$2\Delta\epsilon_p \cdot N_f^{0.264} = 0.013$$

なる式で表される.

(7) 大荷重によって生じる静的なすべり線は, その後の応力繰返しにおいて応力集中源となるが, 最終破断の起点とはならない.

終りに, 本研究の実施にあたり, 卒業研究として協力された当時岐阜大学学生榊原泉君に感謝する.

(昭和51年5月21日 日本材料学会第25期総会学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) たとえば, 福井伸二, 佐藤四郎, 東京大学理工学研究所報告 (1949より1954まで数編); 河本 実, 関 護雄, 材料, **14**, 37 (1960); 平 修二, 村上裕則, 日本機械学会論文集, **26**, 1348 (1960).
- 2) 戸梶恵郎, 安藤善司, 中野典彦, 材料, **24**, 933 (1975).
- 3) 日本金属学会, “転位論”, p. 128 (1971) 丸善
- 4) 茶谷明義, 材料, **23**, 783 (1974).
- 5) X線材料強度部門委員会第2分科会, 材料, **19**, 714 (1970).
- 6) 菊川 真, 城野政弘, 宋 智浩, 材料, **21**, 753 (1972).
- 7) Coffin, L. F. Jr., Trans. ASME, **76**, 931 (1954).
- 8) Coffin, L. F. Jr., Trans. ASME, **78**, 527 (1956).