S45C 焼入れ・焼もどし材の超長寿命引張圧縮疲労特性[†]

村 上 敬 宜* 高 田 昌 幸** 鳥 山 寿 之***

Super-Long Life Tension-Compression Fatigue Properties of Quenched and Tempered 0.46% Carbon Steel

by

Yukitaka MURAKAMI*, Masayuki TAKADA** and Toshiyuki TORIYAMA***

To investigate the effect of non-metallic inclusions on the fatigue properties of quenched and tempered 0.46% carbon steel ($HV \cong 650$) in the super-long life fatigue range ($N \leq 5.0 \times 10^8$), tension-compression fatigue tests were carried out. The fatigue strength was discussed based on the $\sqrt{\text{area}}$ parameter model.

The results obtained are:

- (1) Fatigue fracture origins were mostly at a non-metallic inclusion.
- (2) However, the locations of the inclusion at fracture origin were not uniformly distributed over the specimen section due to the nonuniform distribution of residual stress induced by heat treatment.
- (3) The fatigue limit defined by the cycle $N = 5.0 \times 10^8$ can be predicted by the $\sqrt{\text{area}}$ parameter model, i.e. with three parameters, the Vickers hardness, HV , of the matrix, the square root of the projected area of inclusions, $\sqrt{\text{area}}$, and residual stress.
- (4) The expected value of inclusion size $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ of 0.46% carbon steel in a definite number of specimens can be estimated using the statics of extreme values. The lower bound of the scatter of fatigue strength was predicted with the combination of the $\sqrt{\text{area}}$ parameter model and the value of $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$.

Key words: Super-long life fatigue, Tension-compression fatigue, $\sqrt{\text{area}}$ parameter model, Residual stress, Statistics of extreme value

1 緒 言

近年、高強度鋼を 10^8 回程度の繰返しまで疲労試験すると S-N 曲線に 2 段の折れ曲がり現象が現われることが注目されている。^{1) ~5)} これは S-N 曲線が $N \cong 10^6 \sim 10^7$ の高サイクル域において一旦水平部が現われた後、超長寿命域において再び下方に折れ曲がる現象である。S-N 曲線のこの特徴は高応力域で表面起点、低応力域で内部起点による破壊機構の違いによるものとされている。^{1) ~5)} 著者らは $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルによる微小欠陥や介在物起点の疲労強度推定を行ってきたが、S-N 曲線に 2 段折れ曲がり現象が現われる場合には超長寿命域における推定がやや危険側になるとの指摘もなされている。⁵⁾ しかし、高強度鋼に関する疲労強度挙動には基地組織の硬さのばらつき、介在物寸法のばらつき、複雑な残留応力分布、疲労試験機の特長などが微妙にからむため現象を正しく理解するためにはこれらの影響因子を正確に把握して実験結果を注意深く考察する必要がある。

そこで本研究では、S45C 焼入れ・焼もどし材の引張圧縮疲労試験を $N = 5.0 \times 10^8$ 程度の超長寿命域まで行い、基地組織のビッカース硬さ HV 、介在物の欠陥寸法 $\sqrt{\text{area}}$ 、および残留応力の影響について調べた。また、これによって、 $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルの超長寿命における疲労強度の評価の妥当性を検討した。

2 $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデル

村上ら⁶⁾ は一連の研究により、微小欠陥や介在物が起点となる場合の疲労限度は、基地組織のビッカース硬さ HV と微小欠陥・介在物の投影面積の平方根 $\sqrt{\text{area}}$ に支配されることを明らかにした。^{6), 7)} そして、 HV と $\sqrt{\text{area}}$ に平均応力の影響を考慮した疲労限度の予測式 ($\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデル) を提案し、これらが高強度鋼の疲労限度推定に有効であることを示してきた。^{6), 8)} $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルによる疲労限度予測式は次式で与えられる。

[微小欠陥・介在物が表面に存在する場合]

$$\sigma_w = 1.43(HV + 120) / (\sqrt{\text{area}})^{1/6} \cdot [(1-R)/2]^\alpha \quad (1)$$

[微小欠陥・介在物が内部に存在する場合]

$$\sigma_w = 1.56(HV + 120) / (\sqrt{\text{area}})^{1/6} \cdot [(1-R)/2]^\alpha \quad (2)$$

ここで、各量の定義および単位は

σ_w : 推定疲労限度, MPa

HV : ビッカース硬さ, kgf/mm²

$\sqrt{\text{area}}$: 微小欠陥・介在物の投影面積の平方根, μm

R : 応力比, $\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$

$$\alpha = 0.226 + HV \times 10^{-4}$$

である。

また、多数の試験片の疲労強度のばらつきの幅の下限値は、全試験片中の最大欠陥または最大介在物 $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ が自由表面に接する場合を想定して次式で与えられる。

[†] 原稿受理 平成 9 年 1 月 13 日 Received Jan. 13, 1997

* 正 会 員 九州大学工学部機械工学科 〒812-81 福岡市東区箱崎, Dept. of Mech. Sci. & Eng., Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812-81

** 九州大学大学院 〒812-81 福岡市東区箱崎, Graduate Student, Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812-81

*** 正 会 員 立命館大学理工学部機械工学科 〒525-77 草津市野路東, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-higashi, Kusatsu, 525-77

Table II. Size and location of inclusions at fatigue fracture origin and the fatigue limit predicted by Equatuin (1) or (2). The value of R is assumed to be -1.0 .

Specimen No	HV (kgf/mm ²)	σ (MPa)	N_f	$\sqrt{\text{area}}$ (μm)	h (μm)	Shape of inclusions or pits	σ_w' (MPa)	σ/σ_w'
1	652	686	5.30×10^4	33.8	0	(pit)	614	1.12
2	644	646.8	1.25×10^7	61.3	460		600.2	1.08
3	665	627.2	9.27×10^6	95.7	1455		572.6	1.10
4	660	607.6	2.05×10^7	79.3	1070		587	1.04
5	637	588	3.11×10^7	73.9	509		576.5	1.02
6	650	568.4	2.71×10^7	69.4	281		592.5	0.959
7	659	548.8	1.71×10^7	64.9	237		606.2	0.905
8	642	529.2	8.96×10^7	60.2	140		600.5	0.881
9	647	509.6	9.70×10^7	71.8	430		586.9	0.868
10	666	490	$5.0 \times 10^8 \rightarrow$	—	—		—	—
11	667	499.8	$5.0 \times 10^8 \rightarrow$	—	—		—	—
12	666	666.4	3.83×10^6	59.3	102		620.9	1.07
13	659	676.2	5.94×10^4	36.1	0	(pit)	612.8	1.10

HV : Vickers hardness. σ : Stress. N_f : Cycles to failure. $\sqrt{\text{area}}$: Inclusion size.

h : Distance from surface. σ_w' : Fatigue limit predicted by Equation (1) or (2). $R = -1.0$.

$\rightarrow$ Not broken.

壊起点が偏っている。すなわち、試験片断面に一樣に熱処理がほどこされておらず、内部に硬度が低いところがあり、その部分が破壊起点となっている。

原因 (2) : 残留応力が存在するために破壊起点が偏っている。すなわち、試験部の半径に比べ浅い部分に引張残留応力が分布しており破壊起点となっている。

従来の超長寿命疲労試験結果に関する報告ではこれらの点に関する注意深い調査と検討がなされているとはいえない。超長寿命疲労破壊の機構を細かく議論するためには、このような基本的な問題点を十分調査しておくべきであろう。

以下ではこのような観点から実験結果に関する考察をすすめる。

4・2 試験片断面のビッカース硬さ HV の分布

試験片内部まで硬さが均一かどうか調べるために、疲労破壊した試験片 No.1, No.2 の試験部断面を表面から中心までビッカース硬さ HV を測定した。Fig. 5 に試験部

断面のビッカース硬さ HV の分布を示す。試験片 No.1 は中心付近に若干硬度が低いところがあるが、破壊起点付近では試験片 No.1, No.2 ともほぼ $HV = 600 \sim 660$ であり、ビッカース硬さのばらつきは 10% 程度である。したがって、硬さのばらつきだけのために破壊起点が試験部半径に比べ浅いところに偏っているとは考え難い。

4・3 残留応力の分布および残留応力を考慮した推定疲労限度 σ_w''

Fig. 3 のフィッシュ・アイの金属顕微鏡写真に示すように、フィッシュ・アイ破壊の起点となった介在物はほとんどの場合フィッシュ・アイの中心からずれたところに観察されている。また、試験片 No.12 のフィッシュ・アイは円形ではなくゆがんだ形状になっている。これはショットピーニングにより表面付近に圧縮残留応力が存在している試験片のフィッシュ・アイ形状に似ている。¹⁴⁾ すなわち、破壊起点となった介在物付近の残留応力が表面付近の残留応力より高い場合にこのようなフィッシ

Fig. 3. Fish-eye fracture patterns in 0.46% carbon steel.

Fig. 4. Distribution of inclusions at fracture origin.

Fig. 5. Vickers hardness distribution in heat treated specimens.

ユ・アイ形状ができるものと考えられる。試験前には残留応力は無視できる程度の大きさと考えていたが、破断起点の偏りなどを考えると明らかに影響があることがわかる。このため、試験片の試験部表面の残留応力を詳細に測定する必要が出てきた。そこで、疲労試験を行っていない試験片の試験部表面の残留応力を X 線応力測定により測定した。試験片の製作および試験部の表面仕上げは 3 章で示した手順で行った。なお、測定には試験片 No.11 を用いた。Table II に示すようにこの試験片は残留応力測定後の疲労試験において負荷応力振幅 $\sigma = 499.8\text{MPa}$ で繰返し数 $N = 5.0 \times 10^8$ に耐えた。

Fig. 6 に試験部表面の残留応力の測定位置と測定値を示す。試験部の端では多少低くなっているが、試験部中央表面には約 150MPa の引張残留応力が存在している。試験部の表面は電解研磨により表面層を直径あたり約 $50\text{ }\mu\text{m}$ 除去しているため、機械加工および紙やすりの残留応力への影響はほとんどない。したがって、試験片内部にも少なくとも約 150MPa 程度の引張残留応力が存在するものと考えねばならないであろう。この結果は試験片 1 本についてのものであるから、試験片が変われば残留応力の大きさと分布も異なると考えねばならない。

Fig. 7 に残留応力を考慮せずに、 $R = -1.0$ として $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデル (式 (1) または式 (2)) を用いて推定した疲労限度 σ_w' に対する負荷応力振幅 σ の比 σ/σ_w' と破断繰返し数 N_f の関係 (修正 S-N 曲線) を示す。 σ/σ_w' の最小値は 0.868 である。

Fig. 8 に破断起点に 150MPa の引張残留応力が存在す

Fig. 6. Residual stresses on the surface of a specimen, MPa.

るものとして求めた修正 S-N 曲線を示す。このときの R の値は $R = -1.0$ ではなく負荷応力振幅によって異なる。 σ/σ_w'' は最小で 0.932 であるが、破壊起点にはさらに大きい引張残留応力が存在する可能性が十分あること、Fig. 5 に示すように計算に用いた表面の硬さ HV より破断起点の HV が低い可能性があるため、実際の σ/σ_w'' の値は 0.932 より大きいと考えてよいであろう。Fig. 2 と Fig. 8 を比べてみると、S-N 曲線の第 1 段の水平部は推定疲労限度 σ_w'' より 10 数 % 高いところにあり、 $N = 5.0 \times 10^8$ を超えても非破断の Fig. 2 の 2 つのデータは $\sigma/\sigma_w'' =$

Fig. 7. σ/σ_w' vs. N_f without taking residual stress into consideration.
 σ : Applied stress, σ_w' : Predicted fatigue limit. Fig. 8. σ/σ_w'' vs. N_f with taking residual stress into consideration.
 σ : Applied stress, σ_w'' : Predicted fatigue limit.

0.9~1.0 と推定される。このように内部介在物から破断する場合に対しても $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルによる疲労限度の推定が実用上ほぼ妥当なものであると考えてよいであろう。

4・4 疲労強度のばらつきの幅の推定

疲労強度と寿命が試験片ごとにばらつくのは主として Table II に示したように破壊起点となる介在物の寸法が試験片ごとにばらつくからである。^{6), 12)} ばらつきの幅を推定するには、ある数の試験片中に含まれる最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ を推定し、それに $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルを適用すればよい。^{6)~8), 14)} このようなばらつきの幅の推定は自動車部品のように膨大な数の部品の強度を評価するのに有用である。¹⁵⁾

Fig. 9 は文献 (6) の手順で求めた S45C (1985年製造) の最大介在物寸法 $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ を極値確率紙にプロットした

Fig. 9. Statistical distribution of the maximum size of inclusions of quenched and tempered 0.46% C steel produced in 1985 and 1996. $S_0 = 0.384\text{mm}^2$, $n = 40$.

Fig. 10. Statistical distribution of inclusions at fracture origin. 0.46% C steel (1985).

ものである。検査基準面積は $S_0 = 0.384\text{mm}^2$ であり、検査視野数は $n = 40$ である。Fig. 9を用いて S45C (1985年製造) の介在物の $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ を再帰期間 T と分布直線から推定すると (詳細な手順は文献 (6) 参照)、試験片 1, 10, 100 本当りの $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ はそれぞれ 34.9, 40.4, 45.9 μm となる。Fig. 9 には S45C (1996年製造) との比較も示している。1996年製に比べ 1985年製の材料の $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ はかなり大きいことがわかる。

Fig. 10 には疲労破壊した試験片のフィッシュ・アイの中心に観察された介在物の極値統計を示す。破壊起点が偏っているデータを採用することに多少問題はあるが、介在物の分布の直線性はよく、ほぼ極値分布に従っている。これらの値は Fig. 9 の極値統計分布 ($S_0 = 0.384\text{mm}^2$) を利用して推定した介在物の $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ (約 46 μm 程度) よりも著しく大きい。Fig. 9 の○印の極値統計分布では、測定された最大の介在物寸法 ($\sqrt{\text{area}}_{\text{max}} = 17.3\mu\text{m}$) は最小 2 乗分布直線に沿っておらず、2番目に大きい介在物寸法 ($\sqrt{\text{area}}_{\text{max}} = 11.5\mu\text{m}$) よりかなり大きい。この原因は測定データ数の不足または検査基準面積 S_0 が小さすぎることによるものである。この問題点は検査基準面積を $S_0 = 0.384\text{mm}^2$ に比べ十分大きくすることにより改善されるものと考えられる。そこで、検査基準面積 $S_0 = 66.37\text{mm}^2$ 、検査視野数 $n = 20$ として S45C (1985年製造) の介在物の極値統計分布を測定した。その結果を Fig. 11 に示す。分布の直線性はよく、極値分布に従っているものと考えてよいであろう。この分布直線を利用して介在物の $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ を推定すると、試験片 1, 10, 100 本当りの $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ はそれぞれ 71.9, 90.9, 110.0 μm である。本研究で実験した 13 本の試験片で現われたフィッシュ・アイの介在物で最大のは $\sqrt{\text{area}} = 95.7\mu\text{m}$ であり、推定が妥当であることがわかる。これを利用すれば多数の試験片の疲労強度のばら

Fig. 11. Statistical distribution of the maximum size of inclusions of quenched and tempered 0.46% C steel produced in 1985. $S_0 = 66.37\text{mm}^2$, $n = 20$.

Fig. 12. Prediction of the upper and lower bounds of fatigue strength for 10 and 100 specimens and the experimental results.

つきの幅の下限値を推定することができる。^{6)~8), 14)}

Fig. 12 は式 (3) によって、疲労強度の下限值 σ_{wl} を推定した結果と実験結果を比較したものである。式 (3) に代入する $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ の値としては試験片数 $N = 10, 100$ 本に対するものを Fig. 11 から推定している。Fig. 12 に示すように超長寿命における疲労強度のばらつきの下限値が $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルで精度よく推定されていることがわかるであろう。

5 結 言

(1) 基地組織のピッカース硬さ HV 、介在物の欠陥寸法 $\sqrt{\text{area}}$ 、および残留応力分布を注意深く調べることににより、 $\sqrt{\text{area}}$ パラメータモデルによる高強度鋼の超長寿命域 ($N_f > 10^7$) における疲労限度の推定が実用上ほぼ妥当なものであることがわかった。

(2) 極値統計による介在物の $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ の推定において、 $\sqrt{\text{area}}_{\text{max}}$ の分布が極値確率紙上で直線性を示さない場合には、介在物検査基準面積 S_0 を十分大きくとる必要がある。十分よい直線性を示すデータが得られれば製造年や製造会社の違いによる材質の差を容易に評価できる。また、多数の試験片中に存在する最大介在物寸法も

推定できる。これによって疲労強度のばらつきの予測ができる。この方法に基づいた本研究の推定は実験値とよく一致した。

本研究は文部省科学研究費基盤研究 A (2) No. 08405012 の補助によって行われたものである。

(平成 8 年 11 月 26 日 日本材料学会第 23 回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 江村秀樹, 浅見克敏, 日本機械学会論文集, A-55, 45 (1989).
- 2) 清水真佐男, 日本機械学会第 70 期通常総会講演会講演論文集 (I), No.930-9, 753 (1993).
- 3) 黒島義人, 斎藤康弘, 清水真佐男, 川寄一博, 日本機械学会論文集, A-60, 2710 (1994).
- 4) 阿部孝行, 金澤健二, 材料, 45, 9 (1996).
- 5) 中村 孝, 金子 真, 野口 徹, 江坂武浩, 神保勝久, 日本材料学会第 23 回疲労シンポジウム講演論文集, p.245 (1996).
- 6) 村上敬宜, “金属疲労: 微小欠陥と介在物の影響” (1993) 養賢堂.
- 7) 村上敬宜, 鉄と鋼, 75, 1267 (1989).
- 8) 村上敬宜, 上村裕二郎, 夏目喜孝, 宮川 進, 日本機械学会論文集, A-56, 1074 (1990).
- 9) A. Melander, R. Rolfsen, A. Nordgren, B. Jansson, H. Hedberg and T. Lund, Swedish Inst. Metals Research, IM-2589, 1 (1990).
- 10) U. Muralidharan, J. C. Stover and P. Kavadas, Proc. Fatigue 93, Editors J. P. Bailon & J. I. Dickson. Vol.3, 1483 (1993).
- 11) E. J. Gumbel, “極値統計学” (1963) 広川書店.
- 12) 村上敬宜, 日本機械学会第 73 期通常総会講演会講演論文集 (II), No.96-1, 436 (1996).
- 13) 夏目喜孝, 宮川 進, 村松 勁, 材料, 37, 606 (1988).
- 14) 村上敬宜, 小林幹和, 牧野泰三, 鳥山寿之, 栗原義昭, 高崎惣一, 江原隆一郎, 日本機械学会論文集, A-57, 2305 (1991).
- 15) 小林幹和, 松井利治, 日本機械学会論文集, A-62, 341 (1996).