浸炭材の低サイクル衝撃疲労特性に及ぼす 芯部硬さ・浸炭層深さの影響†

堀 本 雅 之* 松 本 齊* 牧 野 泰 三** 村 井 暢 宏*
織 田 和 幸*** 有 見 幸 夫*** 藤 川 智 士*** 西 野 隆 之***

Effect of Core Hardness and Case Depth on Low-Cycle-Impact-Fatigue Property in Carburized Steel

by

Masayuki HORIMOTO*, Hitoshi MATSUMOTO*, Taizo MAKINO**, Nobuhiro MURAI*,
Kazuyuki ORITA***, Yukio ARIMI***, Satoshi FUJIKAWA*** and Takayuki NISHINO***

The objective of the present paper is to clarify the effect of the core hardness and the case depth of the carburized steel on low-cycle-impact fatigue strength, which is required for automotive differential gear. Low-cycle-impact bending fatigue tests for carburized steels were carried out. As a result, it was found that crack initiation life increased with increasing the core hardness and the case depth. Furthermore, change of crack initiation life can be explained by the change of strain range, which was dominated by the core hardness and the case depth, generated in the fillet of test specimen.

Key words: Fatigue, Low cycle impact fatigue, Carburized steel, Core hardness, Depth of carburized layer, Differential gear

1 緒 言

近年の自動車の燃費向上要求に応じて、トランスミッション・デファレンシャル等の歯車ユニットの小型化が課題となっている。このためには、浸炭歯車の高強度化が必要であり、様々な検討が為されている。^{1)~3)}例えば、浸炭歯車の疲労損傷の一つである歯元曲げ疲労の場合、歯元切欠部への残留圧縮応力の導入による疲労強度向上手法が実用化されている。しかし、これまでに検討されてきた浸炭歯車の疲労損傷の多くは、定常的な使用状態に相当する高サイクル疲労に関するものであり、非定常な使用状態について検討した例は少ない。例えば、デファレンシャルユニット内の浸炭歯車（デフピニオン）では、クラッチのON-OFFに起因して衝撃的な負荷が生じる。そして、これが数十〜数百回繰返されることによって歯元折損に至る低サイクル疲労が問題となっており、この損傷の評価技術の確立と強度向上手法の解明が課題となっている。

本研究では、上記の低サイクル疲労損傷、即ち浸炭歯車の歯元の衝撃曲げ疲労損傷を対象として、評価技術の確立と衝撃曲げ疲労強度向上手法の解明を目的とする。本報では、特に衝撃曲げ疲労強度に及ぼす硬さ分布の影響に着目し、部品芯部の硬さと浸炭焼入により表面から Hv550 以上となる深さ、すなわち有効硬化層深さ (Efficient Case Depth: 以下 ECD) の影響を実験と FEM

による弾塑性解析により検討した。

2 供試材および試験方法

2・1 供試材と試験片

Table I に検討に用いた鋼の化学成分を示す。通常浸炭歯車に使用される JIS SCM420 をベースに、炭素量を 3 水準に振った 15C, 20C, 25C の他、Mo を増加した 20CM を真空溶製した。更に、FEM 解析時の材料データ取得のために浸炭層相当材として炭素量を 0.80% とした 80C も真空溶製した。これらは、Fig. 1 に示す工程で試験片に加工した。Fig. 2 に示す通り、試験片は (a) 曲げ疲労試験片と (b) 引張圧縮試験片 (FEM 解析の材料データ取得用) の 2 種類を使用した。

曲げ疲労試験片は、25C, 80C を除いた鋼種を用いて作成した。これらは、デフピニオンの歯元応力分布を模擬するため、半径 2mm のフィレットを付与した形状を採用しており、機械加工後、Fig. 3 に示す浸炭焼入、焼

Table I. Chemical composition of test steel (mass%).

Heat	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
15C	0.15	0.20	0.76	0.018	0.017	1.02	0.16
20C	0.21	0.23	0.83	0.014	0.016	1.08	0.16
25C	0.25	0.19	0.73	0.010	0.017	0.90	0.18
20CM	0.21	0.08	0.87	0.019	0.025	1.07	0.38
80C	0.78	0.19	0.82	0.012	0.014	0.88	0.17

† 原稿受理 平成 15 年 2 月 10 日 Received Feb. 10, 2003

* 株式会社友金属小倉 〒802-8686 北九州市小倉北区許斐町, Sumitomo Metals (Kokura), Ltd., Kokurakita-ku, Kitakyushu, 802-8686

** 正 会 員 株式会社友金属小倉 〒802-8686 北九州市小倉北区許斐町, Sumitomo Metals (Kokura), Ltd., Kokurakita-ku, Kitakyushu, 802-8686

*** マツダ(株) 〒730-8670 広島県安芸郡府中町, Mazda Motor Corporation, Aki-gun, Hiroshima, 730-8670

Fig. 1. Procedure of specimen preparation.

Fig. 2. Configuration of test specimens.

Fig. 3. Conditions of heat treatment.

もどし後、試験に供している。ただし、15C、20CMについては、芯部硬さを更に上昇させる目的で、浸炭焼入の後に高周波焼入れを追加したものもあり代符の末尾にIHを付けて区別している。Fig. 4に表面からの硬さ分布を示すが、表層硬さはすべての代符でHv650以上、ECDは0.55mm以上となっていることが分かる。また、芯部硬さは、高周波焼入れを追加した20CMIHが一番高く、次いで20CM、20Cの順序となっている。なお、すべての試験片で表面には、100～200[MPa]の圧縮残留応力を示していた。曲げ疲労試験片のうち、後述する衝撃疲労試験にはすべての代符を使用した。また、曲げ疲労試験には、成分の影響を除外するために、代符15C、15CIH、20Cを使用した。これらの炭素以外の成分組成は、ほぼ同じである。また、浸炭後の表面炭素濃度が0.77～0.80%であることから浸炭層では、炭素も含めてほぼ同じ成分組成であると考えられる。

Fig. 4. Hardness distributions of bending-fatigue test specimen.

引張圧縮試験片は、15C、20C、25C、80Cを用いて作成した。これらは、Fig. 3に示す焼入れ、焼もどし後、試験に供しており、FEM解析に使用する機械特性データを取得した。試験片の試験断面の平均硬さ（5点測定）をTable IIに示す。含有炭素量と共に硬さが増加していることが確認できる。

2.2 試験方法

2.2.1 衝撃曲げ疲労試験 初めに、低サイクル衝撃疲労特性を調査するために、衝撃曲げ疲労試験を実施した。試験機には落錘型衝撃疲労試験機を用いた。これは、重錘を一定の高さから自由落下させることで衝撃荷重を負荷する試験機である。試験は、曲げ疲労試験片のフィレット端部から100mmの点に応力比 $R = 0$ の片振りで衝撃荷重を負荷して実施し、負荷の際、フィレット部のひずみ速度が、デフビニオンの関元ひずみ速度とほぼ同じである約1/sとなるように重錘重量と高さを調整した。また、試験片のフィレット部にひずみゲージを貼付しており、これが試験中に断線した回数をき裂発生寿命として評価した。試験は試験片が完全破断するまで継続して実施した。

2.2.2 曲げ疲労試験（フィレット部ひずみ量測定） 次に、表面に発生するひずみの挙動を、負荷荷重を合わせて調査するために、荷重制御で曲げ疲労試験を実施した。試験機には電気油圧サーボ式疲労試験機（最大荷重98kN）を用いた。荷重は、衝撃曲げ疲労試験と同様に応力比 $R = 0$ の片振りで負荷した。ただし、フィレット部のひずみ速度は0.02～0.1/sである。本試験では、フィレット部に貼付したひずみゲージにより、き裂発生までの繰返し荷重負荷に対する発生ひずみの変化を調査した。

2.2.3 応力-ひずみ曲線の評価 寿命評価のためのFEM解析に用いるデータを得るため、静的引張試験による静的応力-ひずみ曲線と低サイクル疲労試験による繰返し応力-ひずみ曲線を評価した。試験機は電気油

Table II. Hardness of tension-compression test specimen.

Heat	15C	20C	25C	80C
Hardness/Hv	249	306	328	750

圧サーボ式疲労試験機を用いた。負荷形式は軸力で繰返し速度 0.2 ~ 2Hz, 応力比 $R = -1$ の両振りである。制御方式は変位計 (G. L. 12.5mm) によるひずみ制御である。得られたデータの硬さ依存性を FEM 解析の入力データとするため、近似・定式化した。

3 試験結果

3.1 衝撃曲げ疲労試験

Fig. 5 に衝撃曲げ疲労試験における公称応力とき裂発生回数の関係をまとめる。この結果から、起点となる表層硬さはほぼ等しいにも関わらず、材質、芯部硬さ、ECD が異なる各代符毎に S-N 線が異なることが分かる。この結果をデフビニオンで歯元折損が問題となる数十～数百回の時間強度の代表値として 100 回の時間強度と芯部硬さでまとめ直すと Fig. 6 の様になる。この結果から、実際のき裂発生部位である表層の硬さではなく、芯部硬さが大きいほど、き裂発生に対する低サイクル衝撃疲労強度は高くなることが分かる。

3.2 曲げ疲労試験結果

衝撃曲げ疲労試験と曲げ疲労試験のき裂発生回数を比較すると Fig. 7 の様になる。すなわち、ひずみ速度の違い場合も、衝撃曲げ疲労試験の場合とほぼ対応が取れている事がわかる。この事から、今回実施した衝撃曲げ疲労試験と曲げ疲労試験でのひずみ速度のレベルでは、疲

Fig. 5. S-N diagram obtained by impact-bending fatigue test.

Fig. 6. Relationship between failure stress (100cycles) and core hardness obtained by impact-bending fatigue test.

Fig. 7. Comparison of crack initiation life between the impact-bending fatigue test and bending fatigue test. (Open and solid marks were obtained by impact bending fatigue test and bending fatigue test, respectively.)

労特性にひずみ速度がほとんど影響していないことがわかる。一般的に繰返し速度が疲労特性に影響するのは 10/s 以上と言われており、⁴⁾本結果はこれらの一般的な知見とも対応する。また、Fig. 8 に示すように、起点はいずれも粒界破壊となっていることがわかる。

Fig. 8. SEM micrographs of fracture origin. (a) Impact-bending fatigue test, (b) Bending fatigue test.

3・3 曲げ疲労試験中の発生ひずみの評価

Fig. 9 に曲げ疲労試験中のフィレット部の最大ひずみと最小ひずみの変化を示す。除荷時、即ち荷重が0の時のひずみは、正の値を示すと共に、繰返し数とともに増加しており、ラチェット型の引張方向のひずみ増加が生じていることが分かる。また、通常の低サイクル疲労の評価に用いられる塑性ひずみ振幅は、浸炭層表面ではほとんど認められなかった。

この結果から、荷重が同じであっても、硬さ分布の相違により表面に発生するひずみ量が異なることが分かる。また、その結果き裂発生寿命も異なっている。Fig. 10 に更に荷重を変えた時のデータも合わせて、き裂発生寿命 N_c と $N_c/2$ 時のひずみ変化量との関係を示す。これより、ひずみ変化量の減少とともにき裂発生寿命が増加しており、その傾向は供試材の種類、すなわち母材の硬さ、硬化層深さによらず1本の線で整理できることがわかる。この時、き裂が発生する試験片フィレット部表面は、浸炭されているために、前述したように供試材の種類によらずほぼ同じ成分組成となっていることから、粒界強度もほぼ同等になっていると推定される。このことから、FEM 等で表面に発生するひずみ変化量を予測出来れば、き裂発生寿命を予測することが可能となる。

3・4 応力-ひずみ曲線の硬さ依存性

浸炭焼入れにより硬さ分布を持つ、曲げ疲労試験片の

ひずみ変化量を、FEM 解析で評価するためには、硬さ分布に対応した応力-ひずみ関係の定義が必要である。そこで、FEM 解析で使用する応力-ひずみ関係は、式 (1) の非線形移動硬化則を適用し、定数 σ_Y , C/γ , γ を硬さ (Hv) で多項式近似する事とした。

$$\sigma = \sigma_Y + C/\gamma \{1 - \exp(-\gamma \epsilon_p)\} \quad (1)$$

ここで、 σ : 真応力 [MPa], σ_Y : 降伏応力 [MPa], C : 移動硬化係数, γ : 減衰率, ϵ_p : 真塑性ひずみ [%] である。

Fig. 11 に芯部相当材 15C, 20C, 25C および浸炭層相当材 80C の静的および繰返し応力ひずみ曲線を示す (繰返し応力-ひずみ曲線については、 $N_f/2$ 時の $\Delta\sigma/2$, $\Delta\epsilon/2$ でデータを整理)。これより、芯部相当材である 15C, 20C, 25C については塑性軟化を生じていることが分かる。しかしながら、浸炭層相当材である 80C については Fig. 12 より、塑性ひずみがほとんど生じていない。そこで、硬さによる定数の多項式近似には、Hv330 以下では、15C, 20C, 25C より得られる繰返し応力-ひずみ曲線のデータを用い、Hv330 以上では、80C の静的応力-ひずみ曲線のデータも追加して定式化した。この結果、定数 σ_Y , C/γ , γ の硬さ依存性は式 (2) の様に近似され、式 (1) に代入することにより、任意の硬さでの真応力-真ひずみ曲線を求めることが出来る。

Fig. 9. Change in strain during the bending fatigue test.

Fig. 11. Comparison between static and cyclic S-S curves.

Fig. 10. Relationship between crack initiation life and strain amplitude obtained by bending fatigue test.

Fig. 12. ϵ - N diagram of 80C obtained by tension-compression fatigue test.

$$\sigma_Y (Hv < 330) = 3.724Hv - 5.996 \times 10^2$$
$$\sigma_Y (Hv > 330) = 2.823 \times 10^{-4} Hv^2 + 0.1842Hv + 5.398 \times 10^2$$
$$C/\gamma (Hv < 330) = 1.319 \times 10^{-2} Hv^2 - 8.815Hv + 1.872 \times 10^3$$
$$C/\gamma (Hv > 330) = 2.137 \times 10^{-3} Hv^2 + 4.117 \times 10^{-2}Hv + 1.736 \times 10^2$$
$$\gamma (Hv < 330) = -2.171 \times 10^{-5} Hv^2 + 2.118 \times 10^{-3}Hv - 0.2169$$
$$\gamma (330 < Hv < 700) = 3.625 \times 10^{-6} Hv^2 - 4.878 \times 10^{-3}Hv - 0.7014$$
$$\gamma (700 < Hv) = -4.193 \times 10^{-5} Hv^2 + 6.910 \times 10^{-2}Hv - 30.18$$
$$(2)$$

3・5 曲げ疲労を対象とした FEM 解析

曲げ疲労試験片の発生ひずみ量を FEM 解析で評価する。モデルは節点数 5081, 要素数 4858 の 2 次元モデルであり, フィレット部の最小要素寸法は 0.08mm である。解析対象の試験片は, 浸炭焼入により表層から硬さ分布を持つ。そのため, 3・4 節の方法を用い, 硬さ分布に対応して表面から 1.4mm までは 0.2mm 毎, 1.4mm より内部は一律の応力-ひずみ関係を定義した。15C の硬さ分布の近似を Fig. 13, 定数 σ_Y , C/γ , γ を Table Ⅲ に示す。なお, ヤング率は 205.8GPa, ポアソン比は 0.3 である。解析の境界条件は, Fig. 14 に示す様に, 治具に接する面を完全拘束とし, 実験と同様にフィレット端部から 100mm の点に 5.39kN の荷重を加えた。この時, 実験でのき裂発生部位に対応するフィレット端部の長手方向ひずみを評価した。但し, 実際の試験片は 20mm の幅があることから, 平面応力, 平面ひずみ両モデルで解析し, 結果を実験値にフィッティングした。なお, 使用した解析コードは汎用解析ソフト ABAQUS である。

Fig. 13. Measured and analytical input value (for 15C) of the hardness distribution.

Table Ⅲ. List of constant (for 15C) to define stress-strain relation used for FEM.

Distance from surface [mm]	σ_Y	C/γ	γ
0-0.2	784.1	1131.1	2.339
0.2-0.4	779.4	1106.5	2.340
0.4-0.6	745.2	936.1	2.306
0.6-0.8	675.0	607.6	2.120
0.8-1.0	568.8	422.3	1.710
1.0-1.2	463.0	432.1	1.383
1.2-1.4	403.5	455.0	1.222
1.4-	345.1	484.7	1.077

Fig. 14. Boundary condition for FEM analysis and definition of strain range obtained by FEM analysis.

Fig. 15 に 15C の硬さ分布における解析結果を示す。これより, 平面ひずみモデルよりも平面応力モデルの方が発生ひずみは大幅に大きいこと, 1 サイクル目の負荷で引張側に大きなひずみが発生し, 2 サイクル目でもラチェットひずみが生じていることが分かる。また, 荷重負荷時に芯部が引張側に塑性変形するために, 除荷時には表面に圧縮残留応力が生じていることが分かる。

Fig. 16 に 15C, 20C におけるひずみ変化量 $\Delta\epsilon$ の解析値と実験値の比較を示す。これより芯部硬さの低い 15C の方が, 芯部硬さの高い 20C よりもひずみ変化量 $\Delta\epsilon$ が大きいことが分かる。また, 実験値へのフィッティングパラメータとして式 (3) の様に $\beta (= 0.408)$ を導入すると比較的よい精度で実験値を予測できることが分かる。

$$\Delta\epsilon_{pred} = \Delta\epsilon_{pl-\epsilon} + \beta(\Delta\epsilon_{pl-\sigma} - \Delta\epsilon_{pl-\epsilon}) \quad (3)$$

$\Delta\epsilon_{pred}$: ひずみ変化量の予測値, β : 0.408

$\Delta\epsilon_{pl-\epsilon}$: 平面ひずみモデルでの予測値

$\Delta\epsilon_{pl-\sigma}$: 平面応力モデルでの予測値

3・6 疲労試験片のき裂発生回数予測

式 (3) により, 解析からひずみ変化量を求めることが出来たので, Fig. 10 に示した SCM 系材料のひずみ変化量とき裂発生寿命の関係式

$$\Delta\epsilon [\%] = 1.285 N_c^{-0.04107} \quad N_c: \text{き裂発生回数}[\text{cycle}] \quad (4)$$

Fig. 15. stress-strain relation (15C) obtained by FEM.

Fig. 16. Comparison between experimental and analytical/predicted value of strain change.

を用いて、き裂発生回数を予測する。この時の実験値との比較を Fig. 17 に示す。これより、き裂発生回数の予測値は factor of 2 (実験値の 1/2 ~ 2 倍) の範囲内にあることが分かる。なお、Fig. 9 に示したとおりラチェットひずみもき裂発生寿命の支配因子の一つであるが、今回の寿命評価にはパラメータとしてラチェットひずみを用いておらず、ひずみ変化量の影響を含めて評価する形とした。但し、試験片形状が変化した場合等、ラチェットひずみとひずみ変化量の影響度が異なる場合は、ラチェットひずみのひずみ変化量と分離して寿命評価のパラメータに用いる必要があると考える。

3・7 き裂発生に及ぼす芯部硬さ・有効硬化層深さの影響

3・6 節に示したき裂発生回数予測手法により、き裂発生に及ぼす芯部硬さと ECD の影響を評価する。解析条件は Table IV に示す 5 条件であり、芯部硬さを Hv300 ~ 400, ECD を 0.4 ~ 0.8mm まで変化させた。また、硬さ分布は以下の式 (5) で与えた。

$$H_v = (H_{vo} - H_{vi}) \cdot \exp\left\{-\left(\frac{d}{\lambda}\right)^2\right\} + H_{vi} \quad (5)$$

ただし、 $\lambda = ECD \cdot \left[-\ln\left\{\frac{(550 - H_{vi})}{(H_{vo} - H_{vi})}\right\}\right]^{-0.5}$

ここで、 H_v : 深さ D [mm] での硬さ、 H_{vo} : 表面硬さ、 H_{vi} : 芯部硬さ、ECD: 有効硬化層深さである。た

Fig. 17. Relationship of crack initiation life between experimental and prediction

Table IV. List of hardness condition for FEM analysis.

Case No.	ECD [mm]	Surface hardness Hv	Core hardness Hv
1	0.6	700	300
2	0.4	700	350
3	0.6	700	350
4	0.6	700	400
5	0.8	700	350

だし、解析に使う際は、Fig. 18 に示すとおり表層から 1.4mm までは 0.2mm 毎に硬さを平均化し階段状の分布と近似している。

ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ に及ぼす ECD と芯部硬さの影響を 3.5 節の 15C, 20C の解析結果と合わせて Fig. 19 に示す。これより ECD の増加、芯部硬さの増加と共にひずみ変化量 $\Delta\varepsilon$ が減少することが分かる。特に芯部硬さが Hv250 から Hv300 に増加する時に、ひずみ変化量が急激に減少していることがわかる。

Fig. 20 にき裂発生寿命に及ぼす ECD と芯部硬さの影響を 3・6 節の 15C, 20C の結果と合わせて示す。これより、ECD、芯部硬さは共に増加することによりき裂発生寿命を向上させることが分かる。ただし、ECD の影響は芯部硬さを Hv250 から Hv300 への増加した時の影響に比べてかなり小さい。このため、き裂発生寿命の影響

Fig. 18. Analytical input value of the hardness distributions.

Fig. 19. Effect of core hardness and ECD on strain amplitude $\Delta\varepsilon$.

Fig. 20. Effect of core hardness and ECD on crack initiation life.

因子としては、芯部硬さが最も支配的であり、ECDの影響度は芯部硬さより小さい。

以上より、浸炭層の材質が同じ場合、即ち、ひずみ変化量とき裂発生寿命の関係が一つの式で表される場合、まず芯部硬さを出来るだけ上昇させ、次にECDを増加させることがき裂発生寿命の向上に有効である。

4 結 言

浸炭材の低サイクル衝撃疲労特性に及ぼす芯部硬さ・浸炭深さの影響を調査するために、衝撃疲労試験、曲げ疲労試験、FEMによるフィレット部のひずみ変化量の解析を実施した。得られた結果は、以下の通りである。

(1) 実部品のひずみ速度を模擬した衝撃疲労試験の結果、芯部硬さの高い材料ほど長寿命となった。これは、

曲げ疲労試験でも同傾向であった。

(2) 曲げ疲労試験のき裂発生寿命をフィレット部のひずみ変化量で整理すると浸炭層の組成が同じである3代符の結果が1本の線で整理できた。

(3) FEM解析よりフィレット部のひずみ変化量は次式で近似出来た。

$$\Delta\epsilon_{\text{pred}} = \Delta\epsilon_{\text{pl}-\epsilon} + \beta(\Delta\epsilon_{\text{pl}-\sigma} - \Delta\epsilon_{\text{pl}-\epsilon})$$

$\Delta\epsilon_{\text{pred}}$: ひずみ変化量の予測値, β : 定数 (= 0.408)

(4) 上記(3)で得たひずみ変化量の予測値と、上記(2)で示したSCM系材料のひずみ変化量とき裂発生寿命との関係式から寿命予測をした。評価した2材質のき裂発生寿命の予測値は、factor of 2 (実験値の1/2 ~ 2倍)の範囲内となり良好な寿命評価精度が得られた。

(5) 寿命評価を実施した結果、ECD、芯部硬さは、共に増加することでき裂発生寿命を向上させるが、影響因子としては芯部硬さが最も支配的であることが分かった。

参 考 文 献

- 1) 松井勝幸, 衛藤洋仁, 川寄一博, 三阪佳孝, 安藤 柱, 日本機械学会論文集, A-65, 1942 (1999).
- 2) 井上克己, 柳 基鋼, 加藤正名, 日本機械学会論文集, C-62, 306 (1996).
- 3) 三林雅彦, 相原秀雄, 萩野峯雄, 稲垣英人, 斉藤昭則, 小川一義, 宮田隆司, 日本機械学会論文集, A-61, 1080 (1995).
- 4) 日本機械学会, “衝撃破壊工学”, p.174 (1990) 技報堂出版.