ADI 歯車の曲げ疲労損傷の AE 特性*

宮 近 幸 逸^{*1}, 鄭 銀 鈴^{*2}
小 出 隆 夫^{*1}, 小 田 哲^{*3}

Acoustic Emission in Bending Fatigue Process of ADI Spur Gear Teeth

Kouitsu MIYACHIKA^{*4}, Yin-Ling ZHENG,
Takao KOIDE and Satoshi ODA^{*4} Department Mechanical Engineering, Tottori University,
4-101 Minami, Koyama cho, Tottori shi, Tottori, 680 8552 Japan

This paper presents a study on acoustic emission (AE) in the bending fatigue process of austempered ductile cast iron (ADI) gear teeth. Research was conducted on AE cumulative event count, AE event count rate, AE amplitude, frequency spectra of AE signals and crack length in the bending fatigue process of ADI and FC 250 spur gear teeth. The relationship between the AE parameters and the fatigue crack propagation was examined, and the AE characteristics in the bending fatigue process of the ADI and FC 250 spur gear teeth were determined. Basic data were obtained for the prediction of bending fatigue crack initiation of the ADI and FC 250 gear teeth by means of the AE method. Furthermore, the effect of gear material on the AE characteristics in the bending fatigue process of spur gear teeth was examined by comparing those of ADI and FC 250 spur gear teeth with those of the normalized and case-hardened spur gear teeth.

Key Words: Gear, Acoustic Emission, Bending Fatigue Failure, Austempered Ductile Cast Iron, AE Signal, AE Cumulative Event Count, AE Event Count Rate, Frequency Analysis, Crack Length

1. 緒 言

オーステンパ球状黒鉛鋳鉄 (ADI: Austempered ductile cast iron) は, 従来, 鋳物材では実現できなかった過酷な使用条件下で使用される強度部材に対しても応用可能であることが明らかにされ, 自動車部品を始め, その用途は拡大しつつある⁽¹⁾⁽²⁾. 歯車の場合についても, 浸炭焼入れ歯車に近い曲げ疲労強度を有することが明らかにされ⁽³⁾, 動力伝達用歯車として使用されるようになってきた⁽¹⁾⁽⁴⁾. 前報⁽⁵⁾では, 浸炭焼入れおよび調質歯車の曲げ疲労過程の AE (Acoustic Emission) 測定を行って, 曲げ疲労損傷の AE 特性について明らかにするとともに, 歯車の曲げ疲労損傷予知について検討を加えた.

本報では, ADI およびねずみ鋳鉄 FC250 歯車に対して, パルセータ試験機を用いて曲げ疲労試験を実施し, 曲げ疲労過程の AE 波形, AE 事象計数総数, AE

事象計数率, AE 振幅およびき裂長さの測定, AE 波形の周波数分析を行って, これらの歯車の曲げ疲労損傷の AE 特性について明らかにするとともに, AE による ADI および FC250 歯車の曲げ疲労損傷予知について検討を加えている. また浸炭および調質歯車の場合との比較検討も行っている.

2. 実験方法および実験装置

2・1 試験歯車 本実験に用いた ADI および FC250 歯車の要目は, 表 1 に示すモジュール $m=4$, 基準圧力角 $\alpha_0=20^\circ$, 歯数 $z=18$, 歯幅 $b=10\text{ mm}$ である. 歯車 G.A は, オーステナイト化温度 $T_A=875^\circ\text{C}$ (処理時間 2 h), 恒温変態温度 $T_I=375^\circ\text{C}$ (2 h) のオーステンパ処理を施した後, ホブ切りを行った ADI 歯車 [文献 (4) で用いた ADI 歯車と同じ化学成分, 機械的性質をもち, FCAD1000-10 に相当する] で, G.B は, $T_A=875^\circ\text{C}$ (2 h), $T_I=235^\circ\text{C}$ (2 h) のオーステンパ処理を施す前に, ホブ切りを行った ADI 歯車 [G.A と同じ化学成分をもつが, 機械的性質は異なる] で, G.C は FC250 歯車である. 歯車 G.A, G.B, G.C のピッカース硬さ (試験荷重 20 kgf, 保持時間 30 s) は, それぞれ 315HV20, 430HV20,

* 原稿受付 2003 年 6 月 4 日.

^{*1} 正員, 鳥取大学工学部 (〒680-8552 鳥取市湖山町南 4-101).^{*2} 鳥取大学大学院工学研究科.^{*3} 名誉員, 福山大学工学部 (〒729-0292 福山市学園町 1-3 蔵).

E-mail: miya@mech.tottori-u.ac.jp

235HV20 程度である。図1は、ADI 歯車 G.A, G.B の組織写真を示す。

2・2 実験方法 本実験では、表1に示す歯車に対して、まず曲げ疲労試験を行って、 $S-N$ 曲線を求めた。次に、曲げ疲労過程における AE 測定(AE 波形、AE 事象計数総数、AE 事象計数率、AE 振幅)と曲げ疲労き裂の顕微鏡観察(倍率:400倍)を行った。

図2は、AE 測定のプロック線図を示す。AE 測定は、図3に示す位置に高真空用シリコングリースを介して取付けた AE センサからの信号をプリアンプで 40 dB 増幅後、次にディスクリミネータで 200~1000 kHz のバンドパスフィルタリングと 40 dB (G.C の場合は 30 dB) 増幅を行い、AE 波形の振幅が、設定したしきい値(反射波計数防止のために、2 レベルのしきい値 V_H , V_L を設定)を超えるものに対して発生するイベントパルスをカウンタで AE 事象計数総数、AE 事象計数率としてカウントし、それらの結果をペンレコーダ(A)に記録することによって行った。また、ディスクリミネータからの AE 波形と動ひずみ計からの荷重波形をデジタルオシロスコープ上で観察するとともに、マイクロ

Fig.1 Microstructure of ADI

Fig.2 Block diagram for AE measurement

ンピュータを経由して、これらの波形を光磁気ディスク(C)に記録(記録間隔約 16 s)した。AE 波形は、X-Y プロッタ(D)に出力するとともに周波数分析(B)を行っている。また、光磁気ディスクに記録された AE 波形から曲げ疲労過程の AE 振幅の変化を求めている。

本実験に用いた曲げ疲労試験機は、ディーゼルエンジンの燃料噴射ポンプを用いた油圧式歯車曲げ疲労試験機で、負荷棒と歯面の接触衝突によるノイズ低減の

Fig.3 Position of AE sensor

Fig.4 Bending fatigue test results

Table 1 Dimensions of test gears

Gear signs	G. A	G. B	G. C
Module m	4		
Pressure angle α_0	20°		
Number of teeth z	18		
Face width b	10 mm		
Material	ADI		FC250
Vickers hardness	315HV20	430 HV20	235 HV20
Treatment conditions	Hobbed after austempering	Hobbed before austempering	Hobbed normalized

ための二段油圧シリンダを有するものである⁽⁵⁾。本実験では、歯車の曲げ疲労過程の AE 特性について明らかにすることを目的としているため、AE 測定における荷重値としては、図 4 に示す曲げ疲労試験結果に基づいて、疲労寿命 $N = 10^5$ を与える荷重値 [G.A: $P = 8.34$ kN ($P = 1.7P_u$), P_u : 曲げ疲労限度荷重, G.B: $P = 5.39$ kN ($P = 2.2P_u$), G.C: $P = 2.75$ kN ($P = 1.3P_u$)] を選んだ。

3. 実験結果および考察

3・1 曲げ疲労試験結果 図 4 は、表 1 に示す試験歯車の曲げ疲労試験結果を示す。図 4 より、G.A の

曲げ疲労限度荷重 P_u は、G.B の場合より約 100%大きく、G.B の P_u は、G.C の場合よりわずかに大きいことがわかる。歯車の歯の曲げ疲労限度は、一般に硬さが大きい歯車の方が、小さい場合より大きいことが知られているが⁽⁶⁾、G.A と G.B の場合には逆になっている。この理由については次節で検討を加える。

3・2 曲げ疲労損傷の AE 特性 図 5 は、歯車 G.A, G.B および G.C の曲げ疲労過程における AE 事象計数総数、AE 事象計数率、およびき裂長さの変化(図 1 2 参照)を示す。図 5 中の V_L , V_H はしきい値を表す。図 5 より、AE 事象計数総数、AE 事象計数率は、G.A の場合には、き裂発生のかかなり前に AE の急激な増加が認められるが、G.B, G.C の場合には、認められないことがわかる。

図 6 は、G.A, G.B の曲げ疲労過程における AE 波形の振幅、AE 事象計数総数およびき裂長さの変化を示す。図 6 より、繰返し数 $N \leq 4.0 \times 10^4$ では、G.A, G.B ともに振幅の大きい AE は、観察されない。 $N = 4.8 \times 10^4$ 付近では、G.A の場合は、き裂の発生のかかなり前であるが大振幅の AE が発生しているが、G.B の場合には、発生していない。このことについては、次のように考え

(a) G.A

(b) G.B

(c) G.C

Fig.5 AE cumulative event count, event count rate and crack length in bending fatigue process

(a) G.A

(b) G.B

Fig.6 AE amplitude, cumulative event count and crack length in bending fatigue process

られる。

図7は、G.A. G.Bの曲げ疲労試験後の折損した歯のき裂付近および歯の表面付近の微小硬度計(試験荷重 300 gf, 保持時間 30 s)による硬さ分布の測定結果を示す。図7中の横軸は、A, B はき裂表面からの距離, C は歯面からの距離をとっている。図7より、き裂付近(図7中の A, B 部)の硬さが、G.A の場合には曲げ疲労試験前[図7(a)中の心部硬さ]よりも上昇しているが、G.B の場合には上昇しないことがわかる。これは G.A の場合には、き裂付近の残留オーステナイトがき裂発生前に、加工誘起変態によってマルテンサイト化された⁽¹⁾⁽²⁾ことによるものと考えられる。図6(a)中において、き裂発生前の $N = 4.8 \times 10^4$ 付近で生じた大振幅の AE は、この加工誘起変態によるものと考えられる⁽⁷⁾。また、G.B の場合にも加工誘起マルテンサイト変態による AE が生じると思われるが、これらの AE は、図6(b)に示すように、き裂発生前にはほとんど認められなかった。図4の曲げ疲労試験結果において、G.A の曲げ疲労限度荷重 P_u が、G.B の P_u より大きくなったのも、加工誘起変態による残留オーステナイトのマルテンサイト化により、き裂付近の硬さが、き裂発生前に増大し、硬化層として有効に作用した⁽⁸⁾⁽⁹⁾ことが要因の一つであると考えられる。なお、図7(a)中の A, B 部のき

裂表面の硬さが、き裂発生直前の硬さかどうかを確認するには、歯のき裂長さが短い段階で試験を中断し、き裂先端付近の硬さを測定する必要がある。このことについては、改めてさらに詳細に検討したいと考えて

(a) G.A

(b) G.B

Fig.7 Hardness distributions

(a) $N = 0.4 \times 10^4$

(b) $N = 4.7 \times 10^4$

(c) $N = 6.0 \times 10^4$

(d) $N = 7.5 \times 10^4$

Fig.8 AE signals in bending fatigue process (G.A)

いる。また、従来の硬さと曲げ疲労限度の関係⁽¹⁰⁾から G.A と G.B の曲げ疲労限度について考えると、前述のき裂表面の硬さの上昇だけでは十分ではなく、G.A におけるき裂表面の硬さ上昇に伴う圧縮残留応力や G.B

における組織の劣化などが考えられる。これらのことについても今後詳細に検討したいと考えている。

図5、6の結果より、G.A の場合には、AE 事象計数総数、AE 事象計数率および AE 振幅の変化を測定する

(a) $N = 0.3 \times 10^4$

(b) $N = 5.0 \times 10^4$

(c) $N = 6.0 \times 10^4$

(d) $N = 8.2 \times 10^4$

Fig.9 AE signals in bending fatigue process (G.B)

(a) $N = 1.3 \times 10^4$

(b) $N = 5.2 \times 10^4$

(c) $N = 6.3 \times 10^4$

(d) $N = 8.3 \times 10^4$

Fig.10 AE signals in bending fatigue process (G.C)

ことによって、早期にき裂の発生予知が可能であるが、G.B.、G.C の場合には、困難であると考えられる。

図8は、G.A の曲げ疲労過程における AE 波形と負荷荷重値を示す。図8 (a)～(d)は、図5 (a)中の番号(1)～(4)に対応している。図8より、G.A の曲げ疲労

(a) G.A

(b) G.B

(c) G.C

Fig.11 Frequency spectra of AE signals
in bending fatigue process

過程の AE 波形は、突発形の波形であることがわかる。

図9は、G.B の曲げ疲労過程における AE 波形を示す。図9 (a)～(d)は、図5 (b)中の番号(1)～(4)に対応している。図9より、G.B の曲げ疲労過程の AE 波形は、G.A の場合と同様に突発形の波形であることがわかる。また、G.A と G.B の大振幅の AE 波形[図8 (b)、図9 (d)]は、よく似た波形で、最大振幅もほぼ同じであることがわかる。これらの大振幅の AE 波形の最大振幅

(i) $N = 6.6 \times 10^4$ (ii) $N = 7.0 \times 10^4$ (iii) $N = 7.4 \times 10^4$

(a) G.A

(i) $N = 6.5 \times 10^4$ (ii) $N = 7.0 \times 10^4$ (iii) $N = 7.5 \times 10^4$ (iv) $N = 8.1 \times 10^4$

(b) G.B

(i) $N = 7.2 \times 10^4$ (ii) $N = 7.6 \times 10^4$ (iii) $N = 8.0 \times 10^4$

(c) G.C

Fig.12 Crack propagation

は、浸炭焼入れ歯車の場合より小さく、調質歯車の場合より大きい⁽⁹⁾。

図 10 は、G.C の曲げ疲労過程における AE 波形を示す。図 10 (a)～(d) は、図 5 (c) 中の番号 (1)～(4) に対応している。図 10 より、G.C の曲げ疲労過程の AE 波形は、G.A、G.B の場合と同様に突発形の波形であることがわかる。また、G.C の大振幅の AE 波形の最大振幅は、G.A、G.B の場合に比べてかなり小さいことがわかる。

図 11 は、G.A、G.B、G.C の曲げ疲労過程の AE 波形の周波数スペクトルの変化を三次元的に表したものである。図 11 より、G.A、G.B とともに周波数スペクトルのピークは、200 kHz 付近に、G.C の場合には 200、500 kHz 付近に生じることがわかる。また、ピークレベルは、AE 振幅の変化(図 6)と同様な傾向で変化することがわかる。

3・3 き裂の進展と AE の関係 図 12 は、G.A、G.B、G.C の曲げ疲労試験時のき裂写真を示す。図 12 より、G.A、G.B のき裂は、黒鉛と黒鉛がつながる方向に進展すること、G.C のき裂は、小さな波状に進展することがわかる。

4. 結 言

本報では、2 種類の ADI 歯車 [G.A : オーステナイト化温度 $T_A = 875^\circ\text{C}$ (処理時間 2 h)、恒温変態温度 $T_I = 375^\circ\text{C}$ (2 h)、G.B : $T_A = 875^\circ\text{C}$ (2 h)、 $T_I = 235^\circ\text{C}$ (2 h)] とねずみ鋳鉄 FC250 歯車 (G.C) の曲げ疲労過程の AE およびき裂長さの測定 (荷重値 : G.A で 8.34 kN、G.B で 5.39 kN、G.C で 2.75 kN) を行った。得られたおもな点を要約すると次のとおりである。

(1) 曲げ疲労過程における AE 事象計数総数、AE 事象計数率は、G.A の場合には、き裂発生前に、加工誘起マルテンサイト変態による AE が生じるため、これによりき裂発生よりもかなり前に急増するが、G.B、G.C の場合には、き裂発生からかなり遅れて急増する。したがって、G.A の場合には、これらの AE パラメータを測定することによりき裂の発生予知が可能であるが、G.B、G.C の場合には困難であると考えられる。

(2) 曲げ疲労損傷の AE 波形は、G.A、G.B、G.C いずれの場合も突発形の波形で、AE 波形の最大振幅は、G.A と G.B の場合ではほぼ同じであるが、G.C の場合はかなり小さい。また G.A、G.B の AE 波形の最大振幅

は、浸炭焼入れ歯車の場合より小さく、調質歯車の場合より大きい。

(3) G.A の場合には、大振幅の AE がき裂の発生のかかり前に生じるが、G.B の場合には、き裂発生後遅れて生じるので、G.A の場合には、AE 振幅の変化を測定することによって早期にき裂の発生予知が可能であるが、G.B の場合には困難であると考えられる。

(4) 曲げ疲労過程の AE 波形の周波数スペクトルのピークは、G.A、G.B いずれの場合も 200 kHz 付近に、G.C の場合には 200、500 kHz 付近に生じ、これらのピークレベルは、AE 振幅の変化と同様な傾向で変化する。

終わりに、本研究を行うに当たって、試験歯車の製作にご協力いただいた日立金属㈱五家政人氏に、また実験、資料整理などに熱心にご協力いただいた鳥取大学文学部科学技官・難波千秋氏ならびに博士後期課程の大学院生・薛衛東氏に厚くお礼申し上げる。

文 献

- (1) 土居・岩永・原田・矢野・安田, 球状黒鉛鋳鉄の高サイクル疲労挙動(第 1 報, オーステンパ処理材の疲労強度に及ぼす試験片寸法および採取位置の影響), 機論, 56-531, A(1990), 2205-2209.
- (2) 田中・川端, オーステンパ球状黒鉛鋳鉄のパワープラント部品の応用, 自動車技術, 45-6(1991), 79-85.
- (3) 矢野, 新素材としての球状黒鉛鋳鉄, 機械の研究, 44-1(1992), 29-35.
- (4) 小田・矢野・五家・小出, 球状黒鉛鋳鉄歯車の曲げ疲労強度, 機論, 56-532, C(1990), 3416-3419.
- (5) 小田・宮近・小出・会見, 歯車の曲げ疲労損傷の AE 特性, 機論, 58-551, C(1992), 2219-2225.
- (6) 会田・小田, 歯車の曲げ疲れ強さに関する研究(第 12 報, 歯車の曲げ強さ設計), 機論, 34-267(1968), 2035-2041.
- (7) 山本・山田・小林, 強靱オーステンパ球状黒鉛鋳鉄の疲労き裂伝ば特性, 鋳物, 62-11(1990), 883-888.
- (8) 会田・小田・草野・伊藤, 歯車の曲げ疲れ強さに関する研究(第 7 報, 浸炭焼入れ歯車の曲げ疲れ強さ), 機論, 33-252(1967), 1314-1320.
- (9) 戸部・加藤・井上・高津・森田, SCM420H 浸炭焼入れ平歯車の曲げ強さ, 機論, 51-465, C(1985), 1018-1025.
- (10) 日本機械学会, 技術資料歯車強さ設計資料, (1996), 95-100.