イオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さに及ぼす 硬化層深さと相対曲率半径の影響*

吉田 彰^{*1}, 大上 祐司^{*1}, 楊 振 亮^{*2}
玉置 昌弘^{*3}, 烏野 勇^{*4}

Influences of Hardened Depth and Relative Radius of Curvature on Surface Durability of Ion-Nitrided Sintered Powder Metal Rollers

Akira YOSHIDA, Yuji OHUE, Zhen Liang YANG,
Masahiro TAMAKI and Isamu KARASUNO

In order to obtain the fundamental data of surface failure and surface durability of ion-nitrided sintered powder metal gear, the sintered rollers, which had two kinds of diameters 30 and 60 mm, and three kinds of hardened depth, were fatigue-tested under a sliding-rolling contact condition. The failure mode of all rollers was spalling due to subsurface cracks propagating parallel to the roller surface. The surface durability of the roller increased as the relative radius of curvature decreased and the hardened depth increased. The experimental results were discussed by the amplitude of the ratio of shear stress to Vickers hardness. The minimum occurring depth of the spalling agreed almost with the depth of peak amplitude of the ratio of orthogonal shear stress to Vickers hardness. The occurring depth of spalling became deeper as the relative radius of curvature increased. The hardness distribution influenced greatly the surface durability of ion-nitrided sintered powder metal rollers.

Key Words: Gear, Ion-Nitrided Sintered Powder Metal Roller, Surface Durability, Sliding-Rolling Contact Fatigue, Spalling, Hardened Depth, Relative Radius of Curvature

1. 緒 言

近年, 粉末焼結材は切削加工などの工程を少なくし, 複雑な形状の部品を大量かつ安価に生産できることから鋼材に代わる素材として注目されており, 幅広く利用されるようになりつつある。しかし, 粉末焼結材の内部には気孔が存在し, 面圧強さや損傷形態に及ぼす気孔の影響は大きい。特に歯車のような滑り転がり接触条件下での粉末焼結材の疲れ損傷を明らかにすることが急務になっている。浸炭, 窒化, 高周波焼入れなどの表面硬化法は, 材料の強度向上を行うための一つの手段である。その中で窒化は熱処理後の変形が極めて小さく⁽¹⁾, 窒化後の機械加工が省略できる利点がある。焼結材の場合, 気孔が存在するため, 一般的なガス窒化では気孔を通してガスが内部まで侵入しやすく, 硬化層深さや組織の制御が困難となる。しかし, 低圧雰囲気中においてグロー放電を利用するイオン窒

化法⁽¹⁾は, 気孔の有無にかかわらず硬化層深さの制御が可能である。

本研究ではイオン窒化を粉末焼結歯車に施す際の基礎的資料を得るために, 歯車歯面の接触を二つの円筒に置き換えたローラを用いてイオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さについて考察する。そこで, 3種類の硬化層深さ, 2種類の相対曲率半径を有するイオン窒化粉末焼結ローラを用いて滑り転がり疲れ試験を行い, 面圧強さと損傷に及ぼす硬化層深さならびに相対曲率半径の影響を調べる。そして, 疲れ試験結果をローラ表面下の硬さとせん断応力の比の振幅を用いて考察する。

2. 試験ローラおよび試験方法

2・1 試験ローラ 試験に使用したローラの形状および寸法を図1に示す。直径30 mmおよび直径60 mmの2種類のローラを用い, ローラ1には試験ローラとしてイオン窒化粉末焼結ローラを用いた。イオン窒化粉末焼結ローラの製造工程を表1に示す。使用した鋼粉は, プレアロイ形合金鋼粉である。同一条件で混合, 圧粉成形, 焼結されたデスク素材を図1に示すローラ形状に仕上げ, ローラ円周面を研削仕上げした後, イオン窒化を施した。イオン窒化時間の短い順に

* 原稿受付 1998年4月16日。

^{*1} 正員, 岡山大学工学部 (☎700-8530 岡山市津島中3-1-1)。

^{*2} 岡山大学大学院。

^{*3} 正員, 三菱石油エンジニアリング(株) (☎712-8071 倉敷市水島海岸通4-2)。

^{*4} 住友金属工業(株) (☎554-0024 大阪市此花区島屋5-1-109)。

E-mail: akira-y@mech.okayama-u.ac.jp

Table 1 Manufacturing conditions of test rollers

Roller specimen	NAMM30 NAMM60	NBMM30 NBMM60	NCMM30 NCMM60
Powder type	0.7%Mn, 1.0%Cr, 0.2%Mo, Balance Fe		
Particle diameter μm	127~175		
Mixing	0.5%Graphite, 0.8%Zinc, stearate		
Compacting pressure kN/cm^2	64		
Green density g/cm^3	6.9		
Sintering	1403K x 0.5hr N_2 gas		
Machining	Turning		
Finishing	Grinding		
Ion-nitriding	Temperature K	843	
	Heating time hr	1	10
	Atmospheric pressure Pa	108 $\text{N}_2:\text{H}_2=7:3$

Fig. 1 Shapes and dimensions of test rollers

Fig. 2 Hardness distributions of test rollers

直径 30 mm と直径 60 mm の試験ローラとともに NAMM, NBMM, NCMM と表記する。

マイクロビッカース硬度計により、荷重 0.98 N、時間 30 s の条件下で測定したローラ表面下の硬さ分布を図 2 に示す。窒化時間が長くなるほど、硬化層深さが深くなる。ローラ直径の違いによる硬化層深さの値にはあまり差がない。ローラ NAMM, NBMM, NCMM の硬化層深さはそれぞれ 0.3 mm, 0.5 mm, 0.8 mm である。すべての試験ローラの表面硬さと芯

Fig. 3 Residual stress distributions of test rollers

部の硬さはほぼ同じ値であり、それぞれ 720 Hv, 250 Hv である。

なお、相手側のローラ形状 2 にはクロム・モリブデン鋼 (SCM 415) 製浸炭硬化ローラを用い、そのローラの表面硬さと有効硬化層深さはそれぞれ 840 Hv, 1.0 mm であった。試験前のローラ軸方向の表面粗さは試験ローラと相手ローラでそれぞれ約 1.4~3.2 μm Ry, 1.0~1.2 μm Ry であった。引張試験の結果から、試験ローラのヤング率およびポアソン比はそれぞれ 152 GPa, 0.25 とし、相手側ローラのそれらはそれぞれ 206 GPa, 0.3 とした。

図 3 に直径 30 mm の試験ローラについて試験前の残留応力分布を示す。残留応力の測定方法は文献 (2)

Fig. 4 Pore size and distance between pores

Fig. 5 Pore cluster factors by fractal dimension

と同様である。ローラ表面中央上の任意の一点を原点とし、ローラ軸方向に x 、円周方向に y 、半径方向に z 座標をとると、ローラ軸方向および円周方向の残留応力 $(\sigma_x)_r$, $(\sigma_y)_r$ は表面層内では圧縮であり、ローラ半径方向の残留応力 $(\sigma_z)_r$ はわずかに引張りであった。また、直径 60 mm ローラの残留応力分布は直径 30 mm ローラの分布とほぼ同じであった。

試験前の試験ローラについて気孔の大きさやばらつきを画像処理装置により前報と同様に計測した⁽³⁾。計測項目として円相当直径、最短重心間距離、密集度を取上げる。気孔の円相当直径とは気孔断面に等しい面積を有する円の直径であり、気孔の最短重心間距離は任意の気孔において、その気孔と隣接する気孔の中で最も距離が短い気孔との重心間の距離である。また、気孔の密集度とは、一つの気孔の重心からある半径の円内に存在する気孔の増加割合である。図 4 は、直径 30 mm ローラにおける気孔の円相当直径と最短重心間距離の分布を対数正規確率紙に示したものである。気孔の円相当直径の平均および標準偏差はローラ NAMM 30, NBMM 30, NCMM 30 でそれぞれ 13.8 μm と 17.7 μm , 10.5 μm と 11.2 μm , 13.0 μm と 14.3 μm である最短重心間距離の平均および標準偏差は NAMM 30, NBMM 30, NCMM 30 でそれぞれ 36.8 μm と 23.4 μm , 28.7 μm と 18.5 μm , 30.1 μm と 17.1 μm である。気孔の大きさおよび最短重心間距離は多少の差があるものの、硬化層深さが深くなっても測定値が大きくなるとは限らない。図 5 に直径 30 mm ローラにおける気孔の密集度の分布を示す。 D_f の値については硬化層深さの違いによる差があま

りない。したがって、気孔の密集状態は、硬化層深さにかかわらずほぼ同じであったといえる。なお、直径 60 mm ローラの気孔分布は示していないが、直径 30 mm ローラの場合と同様であった。すなわち、硬化層深さと相対曲率半径の違いは、気孔分布に影響を及ぼさないといえる。

2・2 試験方法 滑り転がり疲れ試験に用いた試験機はばね負荷式二円筒転がり試験機⁽⁴⁾であり、圧縮コイルばねの圧縮により試験ローラに負荷を加えることができる。直径 30 mm 同士および直径 60 mm 同士のローラの組合せでは、相対曲率半径はそれぞれ 7.5 mm と 15 mm になる。イオン窒化粉末焼結ローラを低速側(ローラ円周速度 4.50 m/s)、鋼製浸炭硬化ローラを高速側(5.65 m/s)として試験を行った。滑り率は、低速側ローラと高速側ローラでそれぞれ -25.7%, +20.4% である。疲れ試験の負荷の基準には、ヘルツの最大接触応力 p_{max} を採用した。試験機には振動感受スイッチが取付けられており、ローラに損傷が生じれば、試験機が自動停止するように調節されている。この自動停止時の試験ローラの繰返し数をローラ破壊寿命とした。なお、試験機が自動停止した際にはローラ表面が約 20 mm² 以上はく離していた。使用した潤滑油は EP 3090 ギア油⁽⁴⁾で、油温を 313 K に制御し、ローラかみこみ側ノズルにより圧力給油した。給油量は、直径 30 mm と 60 mm のローラ用試験機でそれぞれ毎分 750 ml と 1500 ml である。

3. 面圧強さと損傷形態

3・1 面圧強さ 図 6 にヘルツの最大接触応力

Fig. 6 $p_{\max}$ - N curves

$p_{\max}$ とローラ破壊寿命 N との関係を示す。繰返し数 $N=2 \times 10^7$ に対するヘルツ応力を面圧強さとする、直径 30 mm ローラ NAMM 30, NBMM 30, NCMM 30 でそれぞれ 650, 800, 850 MPa であり、直径 60 mm ローラ NAMM 60, NBMM 60, NCMM 60 でそれぞれ 600, 650, 800 MPa であった。直径 30 mm と直径 60 mm のローラともに硬化層深さが深くなるにつれ、面圧強さが高くなった。同じ硬化層深さを有するローラについて比較すると、直径 60 mm ローラより直径 30 mm ローラのほうが面圧強さが高い。したがって、試験ローラの硬化層深さが深くなるほど、また相対曲率半径が小さくなるほど面圧強さが高くなると考えられる。この原因として、相対曲率半径の違いに起因する深さ方向の応力こう配の違い、すなわち寸法効果の影響が考えられる。図 6 中に示した範囲は直径 60 mm の鋼製ガス窒化ローラの結果を総括したものである⁽⁵⁾。直径 60 mm の焼結ローラのほうが鋼製ローラよりも面圧強さが低い。焼結ローラは内部に気孔を有するため、その面圧強さが低下したといえる。以前、著者らは本実験と同じ試験条件で高周波焼入れ粉末焼結ローラの面圧強さに及ぼす硬化層深さの影響を検討した⁽⁴⁾。その高周波焼入れ粉末焼結ローラの硬化層深さと表面硬さはそれぞれ 1.0~5.0 mm と 600~750 Hv であり、面圧強さは 1 050~1 270 MPa であった。同じ粉末焼結材であっても、イオン窒化ローラは高周波焼入れローラより硬化層深さが浅いので、イオン窒化ローラの面圧強さのほうが低くなったといえる。

3・2 損傷形態 図 7 に疲れ試験で現れたローラ

Fig. 7 Appearances of spalled rollers

Fig. 8 Cross sections of spalled rollers

表面の損傷状況を示す。図 7 に観察されるようにすべてのローラにおいて、ローラ表面は広範囲にはく離している。図 8 にスポーリング損傷した試験ローラの軸直角断面の金属顕微鏡による観察の一例を示す。ローラ内部には多数の気孔が存在し、損傷き裂はローラ表面とほぼ平行に伝播しているのが観察される。したがって、イオン窒化粉末焼結ローラの損傷は気孔を起点として、ローラ表面とほぼ平行にき裂が発生・進展し、表面がはく離するスポーリング損傷であるといえる。また、硬化層深さあるいは相対曲率半径が異なっても損傷形態はスポーリングであった。なお、ローラ表面

で圧縮の残留応力が高いために、表面からの損傷は起こっておらず、内部起点のスポーリングが起こったともいえる。

4. 硬さとせん断応力の比による 面圧強さの考察

4.1 硬さに対するせん断応力の比と損傷深さとの関係 ローラ表面下のせん断応力の計算に際し、ローラ接触時の座標系は前述した残留応力測定 of 座標系と同じとした。本実験における損傷形態は、スポーリングであった。また、鋼製窒化ローラの損傷形態もスポーリングであり、スポーリング損傷は表面下の硬さとせん断応力の比の振幅に依存していた⁽⁵⁾。粉末焼結材の場合は内部に気孔が存在するが、鋼製ローラと同様にローラ表面下のせん断応力の計算を Smith らの解析法⁽⁶⁾を用い、スポーリング損傷深さの考察を行う。材料強さは図2に示した平均的な硬さに比例すると仮定して、ローラ表面下の硬さ Hv とせん断応力 τ

との比の振幅 $A(\tau/Hv)$ を計算した。

図9にローラ NAMM 60 と NCMM 60 の各負荷条件におけるローラ表面下の振幅 $A(\tau/Hv)$ の変化、硬さ分布およびスポーリング損傷深さの関係を示す。損傷深さの測定は、先端丸み半径 0.1 mm を有する触針を取付けたダイヤルゲージを用いて行った。いずれの試験ローラにおいても両振りの直交せん断応力 τ_{yz} に関する振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ のほうが片振りの最大せん断応力 τ_{45° に関する振幅 $A(\tau_{45^\circ}/Hv)$ より大きい。また、振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が極大となる深さは、損傷深さの最小深さとほぼ一致している。硬化層深さが最も浅い NAMM 60 では、スポーリング損傷深さと振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が極大となる深さは、硬化層と芯部との境界付近である。それに対し、硬化層深さが最も深い NCMM 60 では、損傷深さと振幅が極大となる深さは硬化層内にある。硬化層深さが浅くなるにつれ、スポーリング損傷は硬化層と芯部の境界付近で発生するといえる。

図10に各ローラに負荷したヘルツ応力 p_{max} に対し、硬さに対する両振りの直交せん断応力の比の振幅極大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak}$ が発生する深さ、ならびにスポーリング損傷深さの平均値、最大値、最小値を示す。また、各ローラの硬化層深さを一点破線で示す。直径 30 mm および直径 60 mm ローラともに、硬化層深さが増加するにつれ、損傷深さが深くなる傾向にある。硬化層深さが同じローラ同士を比べると、直径 60 mm ローラは直径 30 mm ローラより損傷深さが深い。また、各試験ローラにおいて、 p_{max} が増加すると

Fig. 9 $A(\tau/Hv)$ and hardness curves and spalling failure depth

Fig. 10 Spalling failure depth

Fig. 11 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{\text{peak}}-N$ curves

ともに損傷深さはわずかに深くなる傾向にある。以上のことから、イオン窒化粉末焼結ローラの損傷深さは、硬化層深さと相対曲率半径が大きくなるほど深くなることわかる。いずれの p_{max} においても、振幅が極大となる深さは、損傷深さの最小値とほぼ一致している。図 10 からわかるように、損傷発生深さは、硬化層深さが浅くなるほど硬化層と芯部の境界付近に発生するようになる。図 6 に示した $p_{\text{max}}-N$ 曲線において、直径 60 mm ローラでは、硬化層内で損傷するローラ NCMM 60 の面圧強さは、硬化層深さ付近で損傷するローラ NAMM 60 や NBMM 60 よりも約 200 MPa 増加している。また、直径 30 mm ローラでは、硬化層内で損傷するローラ NBMM 30 と NCMM 30 の面圧強さは、硬化層深さ付近で損傷するローラ NAMM 30 よりも約 200 MPa 増加している。以上のことから、ローラ直径、すなわち相対曲率半径が大きいほど、硬化層深さをより深くする必要があるということがわかる。

4.2 硬さとせん断応力の関係 図 11 に各試験ローラの振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{\text{peak}}$ と繰返し数 N の関係を示す。図 11 中に示した範囲は鋼製ガス窒化ローラの結果を総括したものである⁽⁶⁾。図 6 の $p_{\text{max}}-N$ 曲線において粉末焼結材は鋼より面圧強さが劣っているが、それに比べ、硬さでせん断応力を無次元化した $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{\text{peak}}-N$ 曲線では粉末焼結材の硬さに対する面圧強さは鋼に近づいた。図 6 の $p_{\text{max}}-N$ 曲線では硬化層深さが深いほど面圧強さが高くなるが、それに比べ $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{\text{peak}}-N$ 曲線では硬化層深さの影響は顕著に少なくなった。したがって、硬化層深さが異なっても硬さに対する面圧強さがほぼ同じであると考えられる。また、面圧強さは主に損傷深さでの硬さに依

Fig. 12 Relationship between $A(\tau_{yz})$ and Hv

存するとも考えられる。

図 12 に振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{\text{peak}}$ でせん断応力振幅 $A(\tau_{yz})$ の値と振幅最大値となる深さでの硬さ Hv との関係を示す。実線で示された直線は、直径 60 mm の表面硬化された鋼製ローラの結果である⁽⁷⁾。破線で示された直線は、高周波焼入れ粉末焼結ローラ(直径 30 mm と 60 mm)と歯車(モジュール 5)の結果である⁽⁸⁾。同じ硬さであると、イオン窒化粉末焼結材は、鋼よりせん断強さすなわち面圧強さが低いことがわかる。粉末焼結材同士を比較すると、イオン窒化試験片は高周波焼入れ試験片に比べ硬化層深さが浅いため、イオン窒化試験片では損傷深さでの硬さが低くなる。そのためイオン窒化試験片の直線は、高周波焼入れ試験片の直線よりも左下方に位置すると考えられる。

本章では、損傷深さでの硬さを指標にして粉末焼結材の面圧強さについて考察したが、粉末焼結材には気孔が存在するため、硬さの測定値に気孔の影響が現れる。しかし、図 4 と 5 に示したように、硬化層深さは気孔分布に影響を与えていないことから、同じ気孔分布を有する粉末焼結材であれば、硬さを指標にして面圧強さを整理できるといえる。

5. 結 言

イオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さと損傷形態に及ぼす硬化層深さと相対曲率半径の影響を明らかにするために、3 種類の硬化層深さ (0.3, 0.5, 0.8 mm) と 2 種類の相対曲率半径 (7.5 と 15 mm) を有する試験ローラを用いて、滑り転がり試験を行った。実験結果および考察を要約すると以下ようになる。

(1) 硬化層深さが深くなるほど、また相対曲率半

径が小さくなるほど面圧強さが高くなった。粉末焼結材内部に存在する気孔の影響により、鋼製ローラより粉末焼結ローラのほうが面圧強さが低かった。

(2) 硬化層深さと相対曲率半径の違いにかかわらず、ローラの損傷形態は、ローラ表面下の気孔をき裂の起点として、き裂がローラ表面とほぼ平行に進展し、はく離するスポーリングであった。スポーリング損傷深さの最小値は、硬さ Hv に対する両振りの直交せん断応力 τ_{yz} の比の振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が極大となる深さとほぼ一致した。また、スポーリング損傷深さは、硬化層深さが深く、相対曲率半径が大きいほど深くなった。

(3) 振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ を用いて疲れ試験結果を整理した結果、硬化層深さと相対曲率半径にかかわらず、硬さに対する面圧強さはほぼ同じであり、そして気孔分布が同じであれば、硬さが増加するにつれ、面圧強さも増加すると考えられ、同じ気孔分布を有する粉末焼結材であれば、硬さを指標にして面圧強さを整理できるといえる。また、同じヘルツ応力の場合、相対曲率半径が大きいローラほど振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が最大となる深さはより深いところに生じるので、面圧強さを

高めるためには、相対曲率半径が大きいローラほど硬化層深さをより深くしなければならないことがわかった。

最後に、イオン窒化処理を行うに当たって便宜をお図りいただいた日本電子工業(株)長田幸雄氏に感謝する。また、本研究の一部は、文部省科学研究費補助金の援助によって実施されたことを付記し、謝意を表す。

文 献

- (1) 日本熱処理技術協会・日本金属熱処理工業会編, 熱処理技術入門, (1984), 208-213, 大河出版.
- (2) 吉田彰・大上祐司・ほか2名, 機論, **56**-528, C (1990), 2235-2242.
- (3) 吉田彰・大上祐司・ほか2名, 機論, **62**-596, C (1996), 1540-1547.
- (4) 吉田彰・大上祐司・ほか2名, 機論, **58**-549, C (1992), 1640-1647.
- (5) 藤田公明・吉田彰, 機論 (第三部), **43**-372 (1977), 3150-3159.
- (6) SMITH, J. O. and LIU, C. K., *Trans. ASME, Series E, J. Applied Mech.*, **20**-2 (1953), 157-166.
- (7) 藤田公明・吉田彰・小幡文雄, 文部省科学研究費補助金成果報告書, 546081, (1983).
- (8) 大上祐司, 京都大学博士論文, (1997), 117-139.