イオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さに及ぼす圧粉密度の影響*

吉田 彰^{*1}, 大上 祐司^{*2}, 楊 振 亮^{*3}
玉置 昌弘^{*4}, 荒瀧 拓之^{*5}, 烏野 勇^{*6}Influence of Green Density on Surface Durability
of Ion-Nitrided Sintered Powder Metal RollersAkira YOSHIDA, Yuji OHUE^{*7}, Zhen Liang YANG
Masahiro TAMAKI, Takushi ARATAKI and Isamu KARASUNO^{*7} Kagawa University, Dept. of IMSE, Saiwai-cho, Takamatsu, Kagawa, 760-8526 Japan

In order to evaluate the surface durability of ion-nitrided sintered powder metal rollers, the relationship between the surface durability and the green density of the sintered rollers was investigated under a sliding-rolling contact condition. The failure mode of the rollers was spalling due to subsurface cracks. The surface durability of the roller became higher as the green density increased. The pore size and the pore cluster factor represented by the fractal dimension became smaller as the green density increased. Therefore, it could be said that the surface durability of the sintered roller depended on the pore distribution. The spalling failure depth agreed almost with the peak depth of the amplitude A (τ_{yz}/Hv) of the ratio of orthogonal shear stress to Vickers hardness. The surface durability was evaluated using the amplitude A (τ_{yz}) of the shear stress and the hardness Hv at the peak amplitude of A (τ_{yz}/Hv). It could be understood that the pore distribution played an important role when the sintered material was designed in terms of the surface durability.

Key Words: Gear, Sintered Powder Material, Surface Durability, Ion-Nitriding, Green Density, Spalling, Pore Distribution

1. 緒 言

前報⁽¹⁾において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の影響を検討した結果、硬化層深さが深いローラほどその面圧強さは増すことを明らかにした。しかし、粉末焼結材の強さは密度にも大きく左右されるという報告が多数有り、密度と面圧強さの関係を調べる必要がある。イオン窒化は低温で熱処理を施すために熱処理後の仕上げ加工を省略することができ、ガス窒化などに比べ環境にもやさしい⁽²⁾。そこで、滑り転がり接触する機械要素の一つである歯車への粉末焼結材の適用のための基礎的研究として、圧粉密度がイオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さに及ぼす影響について検討する。そのために、ばね負荷式2円筒接触試験機を用いて、3種類の圧粉密度を有するイオン窒化粉末焼結ローラに対して滑り転がり接触条件下で疲れ試験を行い、面圧強さと損傷形態に及ぼす

圧粉密度の影響を調べる。また、ローラ内部の気孔分布を画像処理装置を用いて計測し、面圧強さと気孔分布の関係を調べるとともに、ローラ表面下の硬さとせん断応力の比の振幅を用いて面圧強さを考察する。

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30mmおよび直径60mmの2種類のローラを用い、ローラ形状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。黒鉛と成形する際の金型の潤滑剤であるステアリン酸亜鉛と

Fig. 1 Shapes and dimensions of test roller pairs

* 原稿受付 1999年3月1日。

^{*1} 正員, 岡山大学工学部 (☎ 700-8530 岡山市津島中3-1-1)。^{*2} 正員, 香川大学工学部 (☎ 760-8526 高松市幸町1-1)。^{*3} 岡山大学大学院。^{*4} 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)。^{*5} 学生員, 岡山大学大学院。^{*6} 住友金属工業(株) (☎ 554-8555 大阪市此花区島屋5-1-109)。

E-mail: ohue@eng.kagawa-u.ac.jp

Table 1 Manufacturing conditions of sintered rollers

Roller specimen	NCML30	NCMM30	NCMH30
	NCML60	NCMM60	NCMH60
Powder type	Pre-alloyed steel powder 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 MPa	640		
Repressing pressure MPa	—		
Green density g/cm^3	6.5	6.9	7.3
Sintering	1403 K x 0.5 hr in N_2 gas		
Machining	Turning		
Surface finishing	Grinding		
Ion-nitriding	Temperature	843 K	
	Heating time	10 hr	
	Atmospheric pressure	108 Pa	
		$\text{N}_2 : \text{H}_2 = 7 : 3$	

ともに鋼粉を混合し、圧粉密度が3種類となるように圧粉成形圧力を変化させた。圧粉成形したディスク素材は、表に示す条件で焼結を行った。ただし、最も圧粉密度が高い素材に対しては再圧縮を行って、その密度を高めた。そして、図1に示したローラ形状1に加工し、ローラ円周面を研削仕上げした後、イオン窒化を施した。イオン窒化温度(843 K)は鋼の変態点以下の温度で処理するためイオン窒化後の熱処理ひずみがわずかであること、またイオン窒化では得られる硬化層深さがほかの表面硬化法に比べ浅いことの2つの理由から、硬化層深さをできるだけ深くするために上述のようにローラ円周面を研削した後イオン窒化を施した。また、前報のイオン窒化硬化層深さとローラの面圧強さの関係を調べた結果から、硬化層深さが深いローラほど面圧強さが増した⁽¹⁾。したがって、イオン窒化時間(10時間)は、硬化層深さが最も深くなる条件を選んだ。本報ではイオン窒化粉末焼結ローラを圧粉密度の低い順に直径30mmと直径60mmのローラともにNCML, NCMM, NCMHと表記し、ローラ直径の違いをNCML30, NCML60のように表す。ローラNCML, NCMM, NCMHそれぞれの圧粉密度は、6.5, 6.9, 7.3 g/cm^3 である。

図2にマイクロビッカース硬度計により、荷重0.98 N (100 gf)、負荷時間30 sの条件下で測定したイオン窒化粉末焼結ローラの表面下の硬さ分布を示す。すべてのローラにおいて、硬さ分布曲線は圧粉密度の違いにかかわらずほぼ同じで、表面硬さ、芯部の硬さ、硬化層深さはほぼ同じ値である。表面硬さは約720 Hv、芯部の硬さは約250 Hv、硬化層深さは約0.8 mmである。なお、相手側のローラには、クロム・モリブデン鋼(JIS:SCM415)製炭化硬化ローラを用い、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。

Fig. 2 Hardness distributions of sintered rollers

Fig. 3 Residual stress distributions of sintered rollers

試験前のローラ軸方向の表面あらさは直径30mmおよび直径60mmローラともに約 $2.0 \mu\text{m} R_y$ であった。引張試験の結果から得られた粉末焼結材NCML, NCMM, NCMMのヤング率およびポアソン比は、それぞれ111 GPaと0.22, 152 GPaと0.25, 171 GPaと0.27であった。ヤング率およびポアソン比ともに圧粉密度が高くなるにつれ、それらの値は高くなった。相手側ローラのヤング率とポアソン比はそれぞれ206 GPa, 0.3である。

図3に直径60mmのイオン窒化粉末焼結ローラの試験前の残留応力分布を示す。残留応力の測定方法については文献(3)と同様であり、X線回折を利用して $2\theta - \sin^2\psi$ 法により測定した。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、ローラ円周方向および軸方向の残留応力 $(\sigma_y)_r$ と $(\sigma_x)_r$ は表面付近では圧縮であり、

Fig. 4 Pore size and distance between pores

表面での残留応力の値は約 -300 MPaであった。ローラ半径方向の残留応力 (σ_r) はわずかに引張りであった。また、硬さ分布と同様に、直径30mmローラの残留応力分布は直径60mmローラの分布とほぼ同じであった。

試験前の焼結ローラについて画像処理装置により気孔の形状計測を行った⁽⁴⁾。計測項目として気孔の円相当直径、気孔間の最短重心間距離、気孔の密集度を取り上げる。気孔の円相当直径とは気孔の面積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とその気孔と隣接する気孔の中で最も距離が短い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、気孔の密集度をフラクタル次元で表している。図4は、直径60mmローラにおける気孔の円相当直径と最短重心距離の分布を対数正規確率紙に示したものである。気孔の円相当直径は圧粉密度が高くなるにつれ、小さい気孔の割合が増している。ローラNCMH60の最短重心間距離は、ほかのローラに比べやや短い、あまり顕著な差はない。図5に直径60mmローラにおける気孔の密集度の分布を示す。圧粉密度が低くなるにつれ、 D_f の値は大きくなる傾向にあり、気孔の密集度が高くなっている。以上の計測から、圧粉密度は気孔の分布に大きな影響を及ぼし、圧粉密度が高くなるにつれ小さな気孔の存在割合が高まり、気孔がよりまばらに分布していたことが定量的に理解できる。

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⁽⁵⁾であり、圧縮

Fig. 5 Pore cluster factors by fractal dimension

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30mm同士および直径60mm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となる。直径30mmと直径60mmのローラともに、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（ローラ円周速度5.65 m/s）として疲れ試験を行った。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り付けられており、ローラに損傷が生じれば、振動感受スイッチが作動し、試験機が自動停止するように調節されている。この試験機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。使用した潤滑油は、極圧添加剤を含むEP3090ギア油⁽⁵⁾で、油温を313 Kに制御し、ローラかみこみ側に位置するノズルにより圧力給油した。給油量は、直径30mmと直径60mmのローラでそれぞれ750 ml/min、1500 ml/minとした。

3. 面圧強さと損傷形態

3・1 面圧強さと気孔分布の関係 図6にヘルツの最大接触応力 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 (p_{max})_{wk} とすると、直径30mmローラNCML30, NCMM30, NCMH30でそれぞれ650, 850, 1150 MPaであり、直径60mmローラNCML60, NCMM60, NCMH60でそれぞれ680, 800, 820 MPaであった。直径30mmと直径60mmのローラともに圧粉密度が高くなるにつれ、面

Fig. 6 p_{max} - N curves

Fig. 7 Relationship between surface durability and pore distributions

圧強さが高くなった。同じ圧粉密度を有するローラについて比較すると、直径60mmローラより直径30mmローラのほうが面圧強さが高い。これは、前報⁽¹⁾でも述べたように、相対曲率半径が小さいローラほどローラ内部の応力勾配が急になる寸法効果の影響が現れたといえる。図中に示した範囲は、以前本報と同じ条件で疲れ試験を行った直径60mmの鋼製ガス窒化ローラの結果を総括したものである⁽⁶⁾。ローラNCML60とNCMM60は鋼製ローラよりも面圧強さが低かったが、ローラNCMH60は鋼製ローラに劣らない面圧強さを示した。したがって、粉末焼結材の面圧強さを高めるためには、圧粉密度を高めることが有効であるといえる。

図7に面圧強さ $(p_{max})_{wk}$ と気孔の円相当直径の平均値ならびに気孔の密集度との関係を示す。図からわかるように気孔の大きさが小さく、そして気孔がまばらに分布すればするほど、面圧強さが高くなっている。

Rotating direction → 5 mm

(a) NCML30 $p_{max}=800\text{MPa}$
 $N=3.9 \times 10^5$ (b) NCMM30 $p_{max}=1200\text{MPa}$
 $N=2.5 \times 10^5$ (c) NCMH30 $p_{max}=1300\text{MPa}$
 $N=5.8 \times 10^6$

Fig. 8 Observations of failed roller surfaces

Rotating direction →

NCML30 $p_{max}=800\text{MPa}$ $N=3.9 \times 10^5$ NCMM30 $p_{max}=1300\text{MPa}$ $N=1.4 \times 10^5$ NCMH30 $p_{max}=1300\text{MPa}$ $N=5.8 \times 10^6$

0.5 mm

Fig. 9 Cross sections of failed rollers

したがって、圧粉密度が高くなるほど面圧強さが高くなる理由として、圧粉密度の増加に伴って小さい気孔の存在割合の増加と気孔がまばらに分布することが考えられ、気孔の分布状態が焼結材の面圧強さを決める重要な影響因子であることが理解できる。

3・2 損傷形態 図8に疲れ試験で現れた直径30mmローラの表面の損傷状況を示す。図に観察されるよう

に全てのローラにおいて、ローラ表面ははく離している。図9にスポーリング損傷した直径30mmローラの軸直角断面の金属顕微鏡による観察を示す。ローラ内部には多数の気孔が存在し、圧粉密度の違いにより、気孔の分布状態が異なっていることがわかる。また、損傷き裂はローラ表面とほぼ平行に伝ば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圧粉密度の違いにかかわらず、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。き裂の進展の様相については、圧粉密度が最も高いローラNCMH30ではスポーリングき裂はほかのローラに比べあまり蛇行せず進展している。このように、き裂の進展にも気孔分布の影響が観られる。

4. 硬さとせん断応力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の振幅と損傷深さとの関係 前報⁽¹⁾のイオン窒化硬化層深さと面圧強さの関係を調べた際に、スポーリング損傷はローラ表面下の硬さに対する両振りの直交せん断応力の比の振幅が極大値となる深さ付近に損傷が生じた。そこで、前報⁽¹⁾と同様にSmithらの解析法⁽⁷⁾によりローラ表面下のせん断応力を計算し、硬さに対するせん断応力の比の振幅 $A(\tau/Hv)$ を用いて、圧粉密度がスポーリング損傷深さに及ぼす影響を考察した。振幅 $A(\tau/Hv)$ を計算するにあたり、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た。図10には、ローラNCMM30とNCMH30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を有する触針を取り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 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が極大値となる深さは、損傷深さの範囲とほぼ一致している。したがって、スポーリング損傷発生深さは、振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が最大となる深さに依存しているといえる。

4・2 硬さとせん断応力の関係 スポーリング損傷深さは振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ が極大となる深さ付近に発生していたので、振幅極大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak}$ を用いて、図6の $p_{max} - N$ 曲線を整理した。図11に各試験ローラの振幅極大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak}$ と繰返し数 N の関係を示す。図中に示した範囲は鋼製ガス窒化ローラの結果⁽⁶⁾を総括したものである。また、図6の $p_{max} - N$ 曲線において、粉末焼結ローラは鋼製ローラより面圧強さが劣っ

Fig. 10 Distributions of $A(\tau/Hv)$

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

ていたが、それに比べ、硬さでせん断応力を無次元化した $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak} - N$ 曲線では粉末焼結材の硬さに対するスポーリング強さは鋼のそれに近くなった。図11も図6の $p_{max} - N$ 曲線のように圧粉密度が高いほど上方に位置している。前報⁽¹⁾の同じ気孔分布を有するイオン窒化粉末焼結ローラの面圧強さに及ぼす硬化層

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

深さの影響を調べた結果では、 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak} - N$ 曲線で疲れ試験結果を整理すると、硬化層深さにかかわらずほぼ1つの曲線上に疲れ試験結果をまとめることができた。したがって、本報の場合、圧粉密度の違いによる気孔分布の違いが $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak} - N$ 曲線に影響を及ぼしたといえる。

図12に振幅極大値 $[A(\tau_{yz}/Hv)]_{peak}$ でのせん断応力振幅 $A(\tau_{yz})$ と振幅極大値となる深さでの硬さ Hv との関係を示す。実線で示した直線は、様々な表面硬化法により表面硬化した直径60mmの鋼製ローラの結果である⁽⁸⁾。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30mmと60mm）と歯車（モジュール5 mm）の結果である⁽⁹⁾。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に、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、イオン窒化試験片は高周波焼入れ試験片よりも左下に位置すると考えられる。また、前報⁽¹⁾のイオン窒化粉末焼結ローラ（圧粉密度はローラNCMMと同じ、硬化層深さ0.3~0.8 mm、表面硬さと芯部硬さそれぞれ720 Hv, 250 Hv）の実験結果も示しているが、気孔分布の状態が同じであると損傷深さでの硬さと面圧強さは比例関係にあることがわかる。しかし、気孔の分布状態が異なると硬さが同じであっても面圧強さは異なっていることがわかる。これらのことから、同じ気孔分布であれば粉末焼結ローラの面圧強さは硬さで決まるが、気孔分布の状態が変わると硬さを用いて面圧強さを一義的に決めることができない

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圧粉密度の影響を明らかにするために、3種類の圧粉密度（6.5, 6.9, 7.3 g/cm³）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) 圧粉密度が高くなるほど、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。また、圧粉密度が高くなるほど小さな気孔の存在割合が多くなり、気孔はまばらに分布していた。粉末焼結ローラの面圧強さは気孔の大きさばかりでなく気孔の密集度にも影響を受けた。

(2) 圧粉密度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、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。したがって、スポーリング損傷の発生とき裂の進展には両振りの直交せん断応力が重要な役割を担うといえる。

(3) 振幅が極大値となる深さでのせん断応力振幅 $A(\tau_{yz})$ と振幅極大値となる深さでの硬さ Hv を用いて面圧強さを整理した結果、同じ気孔分布であれば粉末焼結ローラの面圧強さは硬さで決まるが、気孔分布の状態が変わると硬さを用いて面圧強さを一義的に決めることができないといえる。

最後に、イオン窒化処理を行うに当たって便宜をお図り頂いた日本電子工業(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) 吉田 彰, 大上祐司, ほか3名, 機論, **65**-629, C(1999), 300-306.
- (2) 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, 大河出版, (1984), 208-213.
- (3) 吉田 彰, 大上祐司, ほか2名, 機論, **56**-528, C (1990), 2235-2242.
- (4) 吉田 彰, 大上祐司, ほか2名, 機論, **62**-596, C (1996), 1540-1547.
- (5) 吉田 彰, 大上祐司, ほか2名, 機論, **58**-549, C(1992), 1640-1647.
- (6) 藤田公明, 吉田 彰, 機論(第三部), **43**-372, (1977), 3150-3159.
- (7) SMITH, J. O. and LIU, C. K., Transactions of ASME, Series E, Journal of Applied Mechanics, **20**-2 (1953), 157-166.
- (8) 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).
- (9) 吉田 彰, 大上祐司, 楊 振亮, 機論, **65**-632, C (1999), 1621-1628.