高周波焼入れ粉末焼結ローラの面圧強さに関する研究*

(原料粉, すべり率の正負および相対曲率半径の影響)

吉田 彰^{*1}, 大上 祐司^{*1}
斎藤 光範^{*2}, 鳥野 勇^{*3}

A Study on Surface Durability of Induction-Hardened Sintered Powder Metal Rollers

(Influences of Powder Type, Sign of Specific Sliding and Relative Radius of Curvature)

Akira YOSHIDA, Yuji OHUE,
Mitsunori SAITOH and Isamu KARASUNO

In order to obtain fundamental data about tooth surface durability and the tooth surface failure mode of induction-hardened sintered powder metal gears, rollers made of two kinds of powders with diameters of 30 and 60 mm were fatigue-tested with pairs of the same diameter rollers under a sliding-rolling contact condition. The surface failure mode in this experiment was spalling due to subsurface cracking. The depth of the spalling crack agreed with the depth of the maximum amplitude of the ratio of orthogonal shear stress to Vickers hardness. The surface durabilities of the rollers increased as the relative radius of curvature decreased, and they were hardly influenced by the powder type and the sign of specific sliding.

Key Words: Gear, Induction-Hardened Sintered Powder Metal Roller, Sliding-Rolling Contact Fatigue, Surface Durability, Spalling

1. 緒 言

粉末焼結機械部品は、溶製材製機械部品と比較して、その加工に関し、切削や研削加工をできるだけ省略し生産費を減じるという経済的優位性を生かして溶製材を代替しつつある。動力伝達用歯車においてもこのような利点を生かして自動二輪車などに粉末焼結歯車が近年使用されるようになり、今後さらにその適用範囲の拡大が期待されている。このようなすう勢のもとで、粉末焼結歯車の設計強さ評価の問題が注目されている。

これら粉末焼結歯車の歯の曲げ強さに関してはすでに報告⁽¹⁾⁽²⁾がなされている。一方、著者らは前報⁽³⁾において実用されている粉末焼結歯車を含めて原料粉と高周波焼入れ条件の異なる3種類の高周波焼入れ粉末焼結歯車について運転疲れ試験を行った結果、高負荷においては曲げ強さが問題となるが、疲れ耐久限度近くの低負荷においては歯面の面圧強さが問題となることを明らかにした。そこで本報においては、前報⁽³⁾で用

いられたものと同じ2種類の原料粉より焼結された高周波焼入れ粉末焼結ローラを用いて、これらの面圧強さ、表面損傷に及ぼす原料粉、すべり率の正負および相対曲率半径の影響について検討した。

2. 実験ローラ

本実験に用いられたローラの形状、寸法を図1に示す。本実験においては、ローラ直径30 mm 同士の組合せと60 mm 同士の組合せの2種類のローラ対が用いられた。相対曲率半径は、30 mm 同士の組合せと60 mm 同士の組合せでそれぞれ7.5 mm, 15 mmとなる。ローラ形状1には損傷形態と疲れ強さに関する実験対象のローラとして高周波焼入れ粉末焼結ローラが用いられ、ローラ形状2には相手ローラとしてクロム・モリブデン鋼 SCM 415 製浸炭硬化ローラが用いられた。高周波焼入れ粉末焼結ローラの製造工程を表1に示す。焼結ローラには2種類の原料粉が用いられた。ローラ A には完全合金鋼粉、ローラ B には部分合金鋼粉が使用され、それぞれ添加元素が異なっている。ローラ A, B とともに同じ条件で混合、圧粉成形、焼結、施削加工の後高周波焼入れされその後ローラ円周面は研削加工により図1に示す寸法に最終仕上げされた。以下本報では原料粉 A と B の違いとローラ直径

* 平成2年3月10日 中国四国支部第28期総会講演会において講演、原稿受付 平成元年5月19日。

^{*1} 正員、岡山大学工学部 (〒700 岡山市津島中3-1-1)。

^{*2} (株)クラレ (〒530 大阪市北区梅田1-12-39)。

^{*3} 住友金属工業(株) (〒554 大阪市此花区島屋5-1-109)。

30 mm, 60 mm に対し, 高周波焼入れ粉末焼結ローラをそれぞれ A 30, B 30, A 60, B 60 と呼び, 相手側浸炭硬化ローラを直径の違いにより CC 30, CC 60 と呼ぶ。またローラの軸方向に測定された試験前の表面粗さは A 30, B 30, B 60, CC 30 で約 $1.3 \mu\text{m } R_{\text{max}}$, A 60 で約 $1.5 \mu\text{m } R_{\text{max}}$, CC 60 で約 $1.8 \mu\text{m } R_{\text{max}}$ であった。粉末焼結ローラの半径方向の平均的な硬さ分布を図 2 に示す。硬さ分布は, 測定荷重 300 gf で行われた任意の深さでの数点の測定値の平均より決定された。硬さの測定値は, 焼入層内では平均硬さの $\pm H_v100$ 程度の範囲内にばらついていた。表面硬さは, A 30, B 30, A 60, B 60 でそれぞれ $H_v535, H_v550, H_v540, H_v555$ で, 芯部の硬さはいずれのローラも H_v200 であった。浸炭硬化ローラの表面硬さは H_v840 で, 有効硬化層深さは CC 30 で 1.20 mm, CC 60 で 0.96 mm であった。図 3 は, 各試験ローラの残留応力分布を示す。残留応力の測定は, リン酸と三酸化クロムの電解液中で逐次電解研磨によりローラ表面を除去し, そのつど特性 X 線として $\text{CrK}\alpha$ 線を用いた X 線回折による $2\theta - \sin^2\psi$ 法により行われた。測定値は, 表面除去のための応力変化を考慮して補正⁽⁴⁾された。本方法による測定精度は, 応力値で 20~60 MPa の範囲である⁽⁵⁾。ローラ円周上の任意の点を原点とし, 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。すべてのローラ

においてローラ軸および円周方向の残留応力 $(\sigma_x)r, (\sigma_y)r$ は, ローラ表面層で圧縮であり, 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る。なお, 粉末焼結ローラのヤング率は 152 GPa, ポアソン比は 0.25 である。浸炭硬化ローラのヤング率は 206 GPa, ポアソン比は 0.30 である。

3. 実験方法

本報に用いられた試験機は, ばね負荷式のローラ試験機⁽⁶⁾で, 試験ローラ直径 30 mm, 60 mm に対して同形式の試験機がそれぞれ 1 台ずつ使用された。疲れ試験は, すべり転がり接触条件下で行われ, 試験ローラの回転速度は, ローラ直径 30 mm の場合, 高速ローラで 3 600 rpm, 低速ローラで 2 864 rpm, ローラ直径 60 mm の場合, 高速ローラで 1 800 rpm, 低速ローラで 1 432 rpm である。試験ローラの周速度はいずれの場合も高速ローラで 5.65 m/s, 低速ローラで 4.50 m/s であり, すべり率もいずれの場合においても高速ローラで +20.4%, 低速ローラで -25.7% である。本報では粉末焼結ローラを高速側, 浸炭硬化ローラを低速側とした場合とその逆の組合せの場合で疲れ試験が行われた。以下本文では, 粉末焼結ローラについてす

表 1 粉末焼結ローラの製造工程

Roller specimen	A	B
Powder type	0.7% Mn 1.0% Cr 0.2% Mo Balance Fe	1.5% Cu 4.0% Ni 0.5% Mo Balance Fe
Particle diameter μm	70 ~ 80	
Mixing	0.5% Graphite 0.8% Zinc stearate	0.7% Graphite 0.8% Zinc stearate
Compacting pressure kN/cm^2	59	
Green density g/cm^3	7.0	
Sintering	1403K × 0.5hr N_2 gas	
Machining	Turning	
Induction-hardening	40kW 30kHz	
Tempering	453K × 2hr	
Finishing	Grinding

Roller 1

Roller 2

Specimen mark	A	B	C
A30	15	30	22
B30			
CC30			
A60	35	60	50
B60			
CC60			

図 1 試験ローラの形状・寸法

図 2 粉末焼結ローラの硬さ分布

図 3 粉末焼結ローラの残留応力分布

べり率が+20.4%の場合を“+”で、すべり率が-25.7%の場合を“-”で示す。例えば、原料粉 A、粉末焼結ローラ直径 30 mm、すべり率-25.7%の場合、表記は A 30-とされた。また本試験機には振動感受スイッチが取り付けられ、本試験ローラに損傷が生じれば自動停止するように調整された。この自動停止時の総繰返し数が、試験ローラの破壊寿命とされた。

本試験に使用された潤滑油は、表 2 に示される性状を持つ陸用内燃機関用潤滑油であり、油温は、 313 ± 4 K に制御されローラかみ込み側ノズルより圧力給油された。給油量は、ローラ直径 30 mm、60 mm の試験機でそれぞれ 750, 1500 cm³/min とされた。

本報では、ローラの面圧強さを J. O. Smith らの解析法⁽⁷⁾によるローラ表面下の応力で評価するためにローラ間の摩擦係数が必要となる。ローラ間の摩擦係数は、ローラ取付け軸に貼られた抵抗線ひずみゲージによりローラの駆動トルクが測定され、軸受などによる損失トルクを補正し、ローラに負荷された法線荷重とローラ半径で除すことにより求められた。

4. 実験結果および考察

4・1 ローラ間の摩擦係数 図 4 に負荷ヘルツ応力 $p_{\max}$ ⁽⁸⁾ に対する試験ローラ間の摩擦係数 μ を直径 60 mm、すべり率が正の場合について示す。すべり率が負の場合についても測定されたが、その差は 0.002 程度で大差は見られなかった。摩擦係数は、ヘルツ応力 1300 MPa までは急増し、以後わずかに増加している。なお直径 30 mm の試験ローラについては、試験機の構造上測定されておらず、直径 60 mm とは多少異なると考えられるが同様な傾向を示すとみなし、ローラ内部のせん断応力の振幅を計算するときに直径 60 mm で測定された値が採用された。

なお、本実験でのローラ間の潤滑状態を推測するため、Dawson による D 値⁽⁹⁾ $= (R_{\max 1} + R_{\max 2}) / h_{\min}$ ($R_{\max 1}$, $R_{\max 2}$ はそれぞれ高速および低速ローラの表面粗さ、 $h_{\min}$ は理論最小油膜厚さ) を計算すると、本実験範囲の負荷において、 D 値はいずれの場合も 1 以上となり、ローラ表面の微小突起部は、金属接

触していると考えられる。

4・2 面圧強さ 図 5 に各試験ローラに対するヘルツ応力 $p_{\max}$ と破壊寿命 N との関係を示す。この図の $p_{\max}$ - N 曲線は、最小二乗法により得られた。本報においては、繰返し数 $10^7 \sim 10^8$ における実験点の数が不十分であるので、それぞれの試験ローラについての疲れ耐久限度は正確に定められない。しかし一応の目安として、繰返し数 10^7 に対するヘルツ応力を疲れ耐久限度と仮定すると、各ローラの疲れ耐久限度は、A 30+, A 30-, B 30+, B 30- に対してそれぞれ 1390, 1400, 1480, 1460 MPa であり、A 60+, A 60-, B 60+, B 60- に対してそれぞれ 1160, 1210, 1240, 1280 MPa である。原料粉が面圧強さに及ぼす影響に関しては、同じ直径とすべり率であるローラを比較すると、いずれの場合も原料粉 B から作られたローラの方が疲れ耐久限度が 60 MPa~80 MPa 程度高く、原料粉中の添加元素の違いによる差が、わずかではあるが現れてきている。すべり率の正負の違いが面圧強さに及ぼす影響に関しては、同じ原料粉と直径であるローラを比較すると、A 30, B 30, A 60, B 60 でそれぞれ 10, 20, 50, 40 MPa 程度の差がみられるが、実験点のばらつきなどからあまり大差はない

図 4 直径 60 mm 試験ローラ間の摩擦係数

図 5 $p_{\max}$ - N 曲線

表 2 使用潤滑油の性状

Specific gravity	288/277 K	0.8789
Flash point	K	503
Pour point	K	230.5
Viscosity	313 K	59.33×10^{-6}
	m ² /s	373 K
Viscosity index		160
		2.30
Total acid number	mgKOH/g	

といえる。相対曲率半径の面圧強さに及ぼす影響に関しては、同じ原料粉とすべり率を持つローラを比較すると、A 60 より A 30 が 190~230 MPa、B 60 より B 30 が 180~240 MPa 疲れ耐久限度が高くなっていることから、相対曲率半径が小なるほど面圧強さが高くなることはいえる。これは、表面硬化を施された溶製材のローラの場合⁽¹²⁾と同じ傾向である。

4.3 表面損傷 図 6 にローラ直径 30 mm に現れた各条件での損傷ローラの一例を示す。また図 6 に示されたローラ直径 30 mm の損傷ローラのまだ表面損傷していない部分のローラ軸直角断面写真を図 7 に示す。図 6 のローラ表面損傷に関し、ローラ表面はく離していることが観察されるが原料粉とすべり率の正負の違いによる損傷の様子にはあまり違いはみられない。またローラ直径 60 mm の場合も図 6 と同様な表面損傷であったが、ローラ直径 30 mm と比べるといずれの条件においても表面はく離の面積は大きい傾向にあった。図 7 について、いずれの条件においてもローラ表面下にほぼローラ表面と平行にき裂が発生しているのが観察される。また、ローラ直径 60 mm の場合も図 7 と同様なき裂が観察された。よって図 6 と図 7 から、本実験に現れた表面損傷は、すべてローラ表面下に発生するスポーリングき裂に起因して表面はく離するスポーリング損傷であることがわかった。次に表面損傷深さについて考察するために、損傷ローラ

についてスポール深さが測定された。スポール深さは、先端丸み半径 0.1 mm の触針を取付けられたダイヤルゲージにより測定された。その測定結果と疲れ試験の結果を表 3 に示す。スポール深さの最大値および最

図 7 粉末焼結ローラの軸直角断面写真

表 3 粉末焼結ローラの疲れ試験結果とその損傷深さ

(a)

A 30 +			B 30 +			A 30 -			B 30 -		
Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max
1400	1.0×10 ⁷	110-250	1350	4.9×10 ⁷	***	1300	3.1×10 ⁷	***	1300	5.2×10 ⁷	***
1450	6.4×10 ⁶	90-190	1400	2.1×10 ⁷	40-200	1350	1.9×10 ⁷	80-180	1350	1.8×10 ⁷	100-290
1500	2.6×10 ⁶	110-210	1500	9.5×10 ⁶	60-220	1400	5.4×10 ⁶	60-240	1400	2.8×10 ⁷	70-150
1600	1.9×10 ⁶	80-270	1600	2.4×10 ⁶	100-280	1450	4.4×10 ⁶	120-270	1450	1.4×10 ⁷	90-180
1700	7.1×10 ⁵	90-210	1700	6.1×10 ⁵	100-310	1500	7.3×10 ⁵	70-200	1450	7.3×10 ⁶	110-200
1800	3.4×10 ⁵	100-310				1600	9.2×10 ⁵	130-250	1500	3.0×10 ⁶	90-200
						1700	8.7×10 ⁵	130-240	1600	4.3×10 ⁶	110-210
						1800	6.6×10 ⁵	170-270	1700	1.4×10 ⁶	130-210
									1800	9.6×10 ⁵	120-250

*** Not failed

(b)

A 60 +			B 60 +			A 60 -			B 60 -		
Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max	Pmax MPa	N	Failure depth μm Min-Max
1150	2.4×10 ⁷	***	1150	2.0×10 ⁷	***	1150	1.8×10 ⁷	230-460	1200	2.1×10 ⁷	***
1200	6.6×10 ⁶	90-300	1200	1.3×10 ⁷	160-380	1200	8.0×10 ⁶	210-330	1250	1.2×10 ⁷	130-340
1250	4.0×10 ⁶	160-470	1250	1.4×10 ⁷	180-280	1250	1.2×10 ⁷	200-370	1250	1.0×10 ⁷	160-640
1300	8.6×10 ⁵	120-460	1300	1.1×10 ⁶	170-340	1250	6.6×10 ⁶	210-620	1300	9.4×10 ⁶	160-320
1400	6.5×10 ⁵	160-380	1400	7.4×10 ⁵	160-310	1300	7.2×10 ⁵	240-390	1350	4.6×10 ⁶	200-340
1450	4.2×10 ⁵	230-370	1450	9.3×10 ⁵	290-460	1400	9.4×10 ⁵	230-500	1400	1.2×10 ⁶	220-460
1500	5.7×10 ⁵	180-370	1500	3.9×10 ⁵	220-360	1450	3.6×10 ⁵	300-640	1450	9.6×10 ⁵	220-400
						1500	3.9×10 ⁵	300-440	1450	5.5×10 ⁵	210-520
									1500	3.0×10 ⁵	170-430

*** Not failed

図 6 粉末焼結ローラの損傷の外観

小値は、原料粉、すべり率の正負およびヘルツ応力の違いにかかわらず、同程度の範囲内にあり、その深さは焼入層内にあった。スポール深さはローラ直径 30 mm よりも直径 60 mm のほうが 100~200 μm 程度深く、相対曲率半径の影響がスポール深さに現れた。またヘルツ応力が大きくなるにつれスポール深さも深くなる傾向にあった。

前報⁽³⁾において本報と同じ原料粉を用いて製造された高周波焼入れ粉末焼結歯車の場合の損傷形態は、曲げによる歯の折損そして表面損傷に関するものとしてピッチングによる歯の折損と破壊的歯面損傷であり、本報のようなスポーリング損傷は見られなかった。以前著者らによって行われた高周波焼入れされた溶製材製歯車⁽¹⁰⁾とローラ⁽¹¹⁾の損傷形態を比較すると、両者に表面損傷としてスポーリング損傷が観察されている。これは、表面粗さ(歯車歯筋方向約 1.2 $\mu\text{m} R_{\text{max}}$, ローラ軸方向約 1.0 $\mu\text{m} R_{\text{max}}$)は歯車とローラにおいてほぼ同じであるため、微視的な接触状態は両者ともほぼ同じであると考えられるので、歯車とローラの形状の違いによる接触中のすべり率変化と相対曲率半径の変化は、表面下の損傷であるスポーリング損傷形態に対してあまり影響を及ぼさないと考えられる。このことから粉末焼結の場合、異なる表面損傷が現れた理由としては、本報のローラの場合最終仕上げが研削仕上げであるのに対し、粉末焼結歯車の場合のそれはサイジングであるため、歯面の粗さ(原料粉 A, B により製造された歯車のピッチ点での歯筋方向の粗さは、それぞれ約 3.5, 約 2.0 $\mu\text{m} R_{\text{max}}$)が研削されたローラのものより大きいために微視的な表面接触状態が歯車と

ローラとは異なることが原因と考えられる。

4.4 ローラ表面下のせん断応力振幅による実験結果の検討 前述のように、本報における損傷形態はすべて表面下に起点を持つスポーリングであった。溶製材の表面硬化されたローラのスポーリング損傷の場合、そのスポーリング発生深さは硬さに対するローラ表面下のせん断応力の振幅に依存するという結果⁽⁶⁾⁽¹¹⁾⁽¹²⁾が得られているので、本報の高周波焼入れ粉末焼結ローラについても同様の考察が試みられた。ローラの接触時の座標は前報⁽⁶⁾と同様で、ローラ接触点を原点としてローラ軸方向を x 軸、円周方向を y 軸、半径方向を z 軸とした。表面損傷および面圧強さに関する結果を考察するため、平均応力の影響は無視され、材料強さは硬さに比例するとして、ローラ接触表面下に生じるせん断応力の硬さに対する比の振幅 $A(\tau/H_v)$ の計算が行われた。 τ , H_v はそれぞれせん断応力、ピッカース硬さである。振幅 $A(\tau/H_v)$ の計算に際しては、せん断応力として両振りの直交せん断応力 τ_{yz} と片振りの最大せん断応力 τ_{45° が取り上げられた。ここでローラ表面および表面下のせん断応力の計算には、J. O. Smith らの解析法⁽⁷⁾が用いられた。また振幅の計算に際しては、図 2, 3 に示されている試験ローラの運転前の硬さおよび残留応力分布が考慮された。なおこの際、残留応力の各成分が応力解析の各成分に代数的に加えられた。

表 4 は、4 種類の試験ローラについて求められた振幅最大値 $[A(\tau/H_v)]_{\text{max}}$ とその発生深さ z およびその深さにおけるピッカース硬さ H_v を各ヘルツ応力に対して示している。両振りの直交せん断応力 τ_{yz} に関する振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\text{max}}$ の発生位置は、表 3 に示

表 4 振幅最大値とその損傷深さおよびその深さにおける硬さ

A30

B30

P_{max} MPa	μ	$A(\tau_{yz}/H_v)$			$A(\tau_{45^\circ}/H_v)$		
		A_{max}	z mm	H_v	A_{max}	z mm	H_v
1200	0.070	0.057	0.100	534	0.025	0.025	535
1300	0.072	0.062	0.100	534	0.026	0.025	535
1400	0.072	0.067	0.125	533	0.028	0.025	535
1500	0.073	0.072	0.125	533	0.030	0.100	534
1600	0.073	0.076	0.125	533	0.033	0.125	533
1700	0.073	0.081	0.125	533	0.035	0.150	533
1800	0.073	0.086	0.150	533	0.038	0.175	532
1900	0.073	0.091	0.150	533	0.041	0.175	532

P_{max} MPa	μ	$A(\tau_{yz}/H_v)$			$A(\tau_{45^\circ}/H_v)$		
		A_{max}	z mm	H_v	A_{max}	z mm	H_v
1200	0.068	0.055	0.100	547	0.023	0.025	549
1300	0.070	0.061	0.100	547	0.024	0.025	549
1400	0.072	0.065	0.125	546	0.026	0.025	549
1500	0.072	0.070	0.125	546	0.028	0.075	548
1600	0.073	0.075	0.125	546	0.031	0.075	548
1700	0.073	0.079	0.150	545	0.033	0.100	547
1800	0.073	0.084	0.150	545	0.035	0.100	547
1900	0.073	0.089	0.150	545	0.038	0.125	546

A60

B60

P_{max} MPa	μ	$A(\tau_{yz}/H_v)$			$A(\tau_{45^\circ}/H_v)$		
		A_{max}	z mm	H_v	A_{max}	z mm	H_v
1100	0.067	0.052	0.175	538	0.023	0.025	539
1200	0.070	0.057	0.200	538	0.024	0.050	538
1300	0.072	0.062	0.200	538	0.025	0.050	538
1400	0.072	0.066	0.225	538	0.026	0.125	538
1500	0.073	0.071	0.250	538	0.029	0.150	538
1600	0.073	0.076	0.250	538	0.031	0.200	538

P_{max} MPa	μ	$A(\tau_{yz}/H_v)$			$A(\tau_{45^\circ}/H_v)$		
		A_{max}	z mm	H_v	A_{max}	z mm	H_v
1100	0.064	0.051	0.175	555	0.020	0.125	555
1200	0.068	0.055	0.200	555	0.023	0.150	555
1300	0.070	0.060	0.200	555	0.025	0.150	555
1400	0.072	0.064	0.225	555	0.028	0.175	555
1500	0.072	0.069	0.250	555	0.031	0.400	554
1600	0.073	0.073	0.250	555	0.034	0.450	553

図 8 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\text{max}}-N$ 曲線

されているスポール深さの最小値にほぼ一致しており、また図7のスポーリングき裂が発生した深さもスポール深さの最小値にほぼ一致している。また、いずれの試験ローラとヘルツ応力においても両振りの直交せん断応力 τ_{yz} に関する振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ のほうが片振りの最大せん断応力 τ_{45° に関する振幅最大値 $[A(\tau_{45^\circ}/H_v)]_{\max}$ より2倍程度大きいことから、スポーリングき裂が発生する深さは、振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ に依存すると考えられる。この結果は、表面硬化された溶製材の結果⁽⁶⁾⁽¹¹⁾⁽¹²⁾と同じである。本報の粉末焼結ローラの場合、焼結材内部の気孔などの存在により硬さの測定値がばらつくので、数点の測定値の平均から硬さ分布が決定されたが、その平均的な硬さ分布により材料硬さが評価できるといえる。

そこで、表3と4の結果を用いて整理した振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ と破壊寿命 N との関係を図8に示す。図8に示す $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ - N 曲線に及ぼす原料粉とすべり率の正負の影響はほとんどないが、相対曲率半径の影響は明らかで、相対曲率半径が小なるほど $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ - N 曲線は上位に位置している。これは、振幅最大値が同一であってもローラ直径の違いによりローラ内部の振幅こう配が異なり、直径が小なる

ほど振幅のこう配は大となって見かけの強さが上昇する寸法効果の影響であると考えられる。

4.5 粉末焼結ローラと溶製材ローラの比較 以前著者は、直径60mmの高周波焼入れされた溶製材(S45C)製のローラについて本報と同じ試験機を用いかつ同じすべり転がり条件で疲れ試験を行った。その結果⁽¹¹⁾と本実験結果とが、ヘルツ応力 $p_{\max}$ を用いて図9に、振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ を用いて図10にそれぞれ整理された。図9と10の斜線で示された領域は、3種類の硬化層深さ(表面硬さは $H_v746, 755, 754$ でそれぞれの全硬化層深さは1.75, 2.95, 5.00mm, 有効硬化層深さは1.32, 2.20, 3.02mm)を有し、芯部の硬さはすべて H_v212 で本報の高周波焼入れ粉末焼結ローラのものとはほぼ等しい溶製材製高周波焼入れローラにより得られた結果を統括したものである。図9において、ヘルツ応力により面圧強さを評価すると、明らかに溶製材に比べて粉末焼結ローラのほうが強さが低下している。これは、溶製材と粉末焼結材との材料定数の違い、気孔の有無および硬さの違いなどによるものと考えられる。そこで、材料定数、硬さが考慮されている振幅最大値で整理すると、図10に示されているように粉末焼結材における

図9 $p_{\max}$ - N 曲線における溶製材との比較

図10 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ - N 曲線における溶製材との比較

図11 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の位置における硬さと $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の関係

図12 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の位置における硬さと $A(\tau_{yz})$ の関係

$[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ - N 曲線の関係は、溶製材におけるその関係と同程度である。よって本報のローラの場合溶製材製ローラと同様な考え方によりその面圧強さ推定ができると考えられる。図 11, 12 は、それぞれ $N=2 \times 10^7$ におけるヘルツ応力下での振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の位置における硬さと振幅最大値 $\{A(\tau_{yz}/H_v)\}_{\max}$ の関係および $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の位置における硬さと振幅 $A(\tau_{yz})$ の関係を示す。図 11 の 2 曲線で示されている帯領域および図 12 の直線は、さまざまな熱処理を施された直径 60 mm の溶製材製試験ローラより得られた疲れ限度近傍すなわち寿命が $N=10^7 \sim 5 \times 10^8$ における結果⁽¹³⁾を示したものである。これら両図より本実験における点も溶製材の結果とはほぼ一致し、これら両図に及ぼす溶製材と粉末焼結材の違いによる影響は小さいといえる。よってローラの硬さ分布がわかれば図 11 あるいは 12 の関係を用いて面圧強さを概算することができる。

5. 結 言

高周波焼入れ粉末焼結ローラの面圧強さおよび表面損傷に及ぼす原料粉、すべり率の正負および相対曲率半径の影響を明らかにするために、歯面モデルとして 7.5 mm, 15 mm の 2 種類の相対曲率半径を持ち、それぞれ 2 種類の原料粉の異なる高周波焼入れ粉末焼結ローラを用いて、すべり率 +20.4 % と -25.7 % の二つの条件ですべり転がり疲れ試験が行われた。実験および検討結果を要約すると以下ようになる。

(1) すべり転がり疲れ試験の結果、同じ直径で同じすべり率のローラ同士を比較したときは原料粉 B のほうが A よりわずかに面圧強さが高く、同じ直径で同じ原料粉のローラ同士を比較したときはすべり率の正負の違いによる面圧強さの差はほとんど認められず、同じ原料粉で同じすべり率のローラ同士を比較したときは相対曲率半径が小なるほど面圧強さは高かつ

た。

(2) 本報のローラに生じた損傷は、原料粉、すべり率の正負および相対曲率半径の違いにかかわらず、すべてローラ表面下のき裂に起因するスポーリングであった。スポーリングき裂の発生深さは、硬さに対する両振りの直交せん断応力の比の振幅が最大となる深さにほぼ一致していた。硬さに対する両振りの直交せん断応力の比の振幅最大値と破壊寿命の関係曲線には、相対曲率半径の影響が現れた。

(3) 同一相対曲率半径で接触する粉末焼結ローラと溶製材製ローラは硬さに対する両振りの直交せん断応力の比の振幅最大値で評価されると破壊寿命はほぼ同程度であり、従来の溶製材の面圧強さ評価法により粉末焼結ローラの面圧強さも評価できる。

(4) 本報と同じ原料粉が用いられた焼結歯車の損傷と本報のローラの損傷とでは表面損傷の様子が異なったが、これはそれぞれの表面最終仕上げの違いによる表面粗さの違いに起因していると考えられる。

文 献

- (1) 会田, 機械の研究, 23-11 (1971), 1535.
- (2) 岡崎・久曾神・ほか 2 名, 機論, 55-513, A (1989), 1055.
- (3) 吉田・大上・ほか 2 名, 機論, 55-516, C (1989), 2145.
- (4) 米谷, 材料, 18-190 (1971), 610.
- (5) 日本材料学会編, X 線応力測定法標準, (1982), 5, 日本材料学会.
- (6) 藤田・吉田・ほか 2 名, 機論, 44-358 (1976), 1916.
- (7) Smith, J. O. and Liu, C. K., *Trans. ASME*, 20-2 (1953), 157.
- (8) 近畿歯車懇話会編, 円筒歯車の設計 (歯車の設計・製作①), (1974), 148, 大河出版.
- (9) Dawson, P. H., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 180-3B (1965 ~ 66), 95.
- (10) 藤田・吉田・ほか 1 名, 機論, 44-382 (1978), 2121.
- (11) 藤田・吉田・ほか 1 名, 機論, 44-387 (1978), 3932.
- (12) 吉田・ほか 4 名, 機論, 52-476, C (1986), 1394.
- (13) 藤田・吉田・小幡, 文部省科学研究費補助金成果報告書, 546081 (1983).

討 論

〔質問〕 山 本 雄 二〔九州大学工学部〕

粉末焼結材の面圧強さに関する貴論文を興味深く読んだ。以下の点、お尋ねする。

(1) 気孔の有無等が強さに影響するという記述があるが、焼結材の気孔の大きさ、分布等のデータがあったらお教え願いたい。

(2) 焼結材に潤滑特性を改善するためと思われる graphite, zinc stearate を混入されているが、これら

の添加物の焼結材自体の強さ、面圧強さに対する影響についてどのようにお考えか。もし、graphite 等の添加のない焼結材との比較データがあればお教え願いたい。

(3) 外径 30 mm のほうが 60 mm の場合よりも面圧強さが高いのは寸法効果の影響とされているが、これは 60 mm の場合のほうが材料の限界強さに近いせん断応力振幅を受ける表面下の領域が 30 mm の場

付図 1 ヘルツ応力 $p_{\max}$ とローラ表面温度 T

合に比べて広いためと考えてよろしいのか。

(4) 高荷重の場合の表面温度上昇はどのくらいあったのか。また、60 mm のほうが同じ $p_{\max}$ の場合に 30 mm に比べて温度上昇は高くなると思うが、表面温度の上昇は焼結材の強度に影響しない程度か。

〔回答〕 (1) ご質問の焼結材の気孔の大きさ、分布のデータの具体的な数値はない。しかし、今後これらについても検討していく必要があると考える。

(2) 焼結材の強さに対する graphite (黒鉛) の添加量の影響については、黒鉛の添加量が約 1% までは引張強さなどは増加するがそれ以上の量になると低下

する(付1)。また黒鉛の量が増すとともに焼結材の密度は減少し、3 球式転動疲労試験の結果では黒鉛を添加しない焼結材の強度が最も高くなる(付2)。zinc stearate (ステアリン酸亜鉛) は原料粉を圧粉成形する際の金型の潤滑剤としての役目が主であり、量が多すぎると潤滑剤が圧粉体の空げきを埋めつくし圧力を上げても圧粉密度が上がらなくなる(付3)。したがって、ステアリン酸亜鉛の量が多すぎると強さは低下すると考えられる。

(3) ご指摘のとおりである。

(4) ローラ接触点からローラ回転方向 90° の位置のローラ表面にクロメル-アルメル熱電対を接触させて測定した本試験ローラの表面温度をすべり率が負の場合について付図 1 に示す。ご指摘のようにローラ 30 mm に比べ 60 mm のほうが同じヘルツ応力の場合ローラ表面温度は高くなっている。またヘルツ応力が高くなればなるほどローラ 30 mm と 60 mm の表面温度の差はより大きくなっている。したがって、図 5 に示した $p_{\max}$ - N 曲線には、表面温度の影響も含まれており、高ヘルツ応力ほど表面温度の影響により材料強度が低下すると考えられる。

(付1) 日本粉末冶金工業会編著、焼結機械部品(その設計と製造)、(1987)、95。

(付2) 伊藤・武田・ほか2名、住友電気、135(1989)、170。

(付3) 文献(付1)の34ページ。