SACM645 鋼製窒化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**, 藤田 公明**, 宮西 希一***
鳥居 修†, 東 健司††Effects of Hardened Depth and Relative Radius of Curvature
on Surface Durability of a Nitrided SACM645 Steel Rollerby Akira YOSHIDA, Komei FUJITA, Kiichi MIYANISHI,
Osamu TORII, and Kenji HIGASHI

In this report, the effects of hardened depth and relative radius of curvature on surface durability of a nitrided aluminium chromium molybdenum steel roller are experimentally elucidated. The experimental results are discussed by the amplitude of ratio of shear stress to Vickers hardness. The surface failure mode in this experiment was spalling due to the crack having its point of origin beneath the surface. The depth of the spalling crack agreed well with the depth of the maximum amplitude of the ratio of the orthogonal shear stress to Vickers hardness. The surface durability of the nitrided roller tended to increase as the hardened depth increased and the relative radius of curvature decreased.

Key Words: Gear, Nitrided Steel Roller, Hardened Depth, Relative Radius of Curvature, Rolling Contact Fatigue, Surface Durability, Spalling, Orthogonal Shear Stress

1. 緒 言

今日、動力伝達用歯車装置に高速、高負荷能の要求が高まり、表面硬化歯車を使用してその実現が計られている。窒化歯車はこの目的のために使用される歯車の一つであり、現在その有利性が認識されつつある。この窒化歯車の面圧強さに関する問題は、曲げ強さとともに歯車強度設計上重要な問題の一つであるが、まだ十分に解明されていない。

そこで著者らは、先に SACM645 鋼製窒化ローラを用いて表面損傷および面圧強さに関して研究を行い、面圧強さおよび表面破壊形態を明らかにするとともに、白層はく離に関連する問題点を考えなければ、白層を有するほうが面圧強さに対して有利であることを示した⁽¹⁾。本報においては窒化歯車の適切な強さ設計法を検討するための基礎的研究として、窒化歯車の面圧強さおよび表面損傷に及ぼす相対曲率半径および硬

化層深さの影響を明らかにするため、歯面モデルとして、白層を有し、硬化層深さおよび直径の異なる計5種類の窒化ローラを用いて、すべり・ころがり接触状態でころがり疲れ試験を行い、それぞれの条件における表面損傷および面圧強さを実験的に明らかにし、これらを表面下の硬さに対する両振りの共役せん断応力の比の振幅を用いて検討した。

2. 試 験 ロ ー ラ

本実験に用いたローラ材料は、アルミニウム・クロム・モリブデン鋼 SACM645 で、その化学成分を表1に示す。また窒化処理は図1のとおりである。試験ローラの形状・寸法は図2のように、本実験におけるローラ直径は 30, 60, 120 mm の3種類で、接触幅は 5 mm である。研削仕上げされたローラの窒化に際し、ローラ側面は窒化防止塗料が塗布されたので、ローラ側面からの表面硬化はなく、また図3の試験ローラの軸直角断面組織写真に示すように、窒化処理後研削していないためローラ表面に白層が存在する。窒化ローラの軸方向に測定された表面あらさは NA30, NB30, NC30 で $2\sim3\ \mu\text{m } R_{\text{max}}$, NC60 で $2\sim5\ \mu\text{m } R_{\text{max}}$, NC120 で $4\sim6\ \mu\text{m } R_{\text{max}}$ であった。

窒化ローラの半径方向の硬さ分布は図4に示すと

* 昭和60年11月4日 中国四国支部・九州支部合同徳島地方講演会において講演、原稿受付 昭和60年5月7日。

** 正員、岡山大学工学部(〒700 岡山市津島中 3-1-1)。

*** 正員、日本国有鉄道鉄道技術研究所(〒185 国分寺市光町 2-3-38)。

† 正員、住友金属工業(株)(〒554 大阪市此花区島屋 5-1-109)。

†† 学生員、岡山大学大学院。

りて、表面硬さは窒化ローラ NA30, NB30, NC30, NC60, NC120 においてそれぞれ HV1054, HV1117, HV1070, HV1000, HV1066 で、地の硬さはすべて HV290 である。また全硬化層深さはそれぞれ、0.55, 0, 75, 0.95, 0.90, 0.90 mm である。図 5 は各試験ローラの残留応力分布を示している。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。すべての窒化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。

3. 実験方法

本実験に使用した試験機はばね負荷式ころがり疲れ試験機⁽²⁾で、歯車比の選択により任意のすべり率を与えることができる。ころがり疲れ試験は同一直径のローラの組合せで行われ、相手ローラはすべて研削仕上げされた SCM415 鋼製浸炭硬化ローラで、表面硬さは浸炭硬化ローラ C30, C60, C120 においてそれぞれ HV859, HV823, HV863 であり、有効硬化層深さはそれぞれ 1.5, 1.5, 3.0 mm である。またローラ軸方向に測定された表面あらさは C30 で $1\sim 2\ \mu\text{m}\ R_{\text{max}}$, C60 で $1.5\sim 3.5\ \mu\text{m}\ R_{\text{max}}$, C120 で $2\sim 3\ \mu\text{m}\ R_{\text{max}}$ であっ

表 1 材料の化学成分 (wt%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Al
SACM645	0.48	0.27	0.37	0.017	0.003	0.03	0.03	1.46	0.16	0.90

図 1 試験ローラの窒化処理

図 2 試験ローラの形状・寸法

た。直径 30, 60, 120 mm のローラに対して同じタイプの 3 台の試験機を用いた。直径 30, 60, 120 mm のローラの各組合せにおいて相対曲率半径はそれぞれ 7.5, 15, 30 mm である。本実験においては窒化ローラ (幅 5 mm) を低速ローラ、浸炭硬化ローラ (幅 10, 20 mm) を高速ローラとした。試験ローラの回転速度は、直径 30 mm の場合、高速ローラで 3600 rpm, 低速ローラで 2864 rpm, 直径 60 mm の場合、それぞれ 1800, 1432 rpm, 直径 120 mm の場合、それぞれ 900, 716 rpm である。ローラの周速度はいずれの直径の場合

図 3 試験ローラの軸直角断面組織

図 4 試験ローラの硬さ分布

も、高速ローラで 5.65 m/s、低速ローラで 4.50 m/s であり、すべり率は高速ローラで +20.4%、低速ローラで -25.7% である。また本試験機には振動感受スイッチが取り付けられ、ローラに表面損傷が生じれば自動停止するように調節された。

使用潤滑油は EP ギヤ油鉄道ソニック 3090 (粘度: 310.8 K で $199.2 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, 371.9 K で $17.03 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$) で、油温を $313 \pm 4 \text{ K}$ に制御して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, 60, 120 mm の場合に対して、それぞれ 750, 1500, 1750 mL/min である。図 6 は損傷対象ローラである窒化低速ローラの表面温度 T の測定結果を示す。ローラ表面温度の測定は、ローラ円周表面幅中央部でローラ接触位置より 90° 遅れた位置に熱電対を接触させて、電子式熱電温度記録計で行われた。図 6 より、ヘルツ応力 $p_{\max}$ が大なるほど、またローラ直径が 30, 60, 120 mm と増大するほど、ローラ表面温度は増大している。図 7 はローラ間の油温が図 6 に示した低速ローラの表面温度に等しいとして求めた理論最小油膜厚さ⁽³⁾ $h_{\min}$ と D 値⁽⁴⁾ を示している。本実験範囲において、 D 値はいずれの場合も 1 以上となっており、本ころがり疲れ試験においては、ローラは表面の微小突起部で金属接触しているものと考えられる。

4. 実験結果および考察

4.1 ころがり疲れ試験結果 ころがり疲れ試験の結果得られた破壊総繰返し数および損傷深さを表 2

図 5 試験ローラの残留応力分布

に示す。損傷深さは先端丸味半径 0.1 mm の触針を取付けたダイヤルゲージにより測定された。図 8 はヘルツ応力と破壊総繰返し数との関係すなわち $p_{\max}-N$ 曲線を示す。これらの $p_{\max}-N$ 曲線は最小二乗法によって得られた。図 8 において、ローラ直径が等しく硬化層深さが異なる試験ローラ NA30, NB30, NC30 のころがり疲れ寿命および疲れ限度を比較すると、疲れ寿命、疲れ限度とも硬化層深さが大なるほど増大している。また硬化層深さがほぼ同じでローラ直径の異なる試験ローラ NC30, NC60, NC120 の疲れ寿命、疲れ限度を比較すると、これらはともにローラ直径が小なるほど増大している。本ころがり疲れ試験において、二、三の例外を除くと、繰返し数が 10^7 を超えた場合には表面損傷が生じなかったため、繰返し数 10^7 に対するヘルツ応力を面圧強さとする、この面圧強さは、試験ローラ NA30, NB30, NC30, NC60, NC120 においてそれぞれ 1250, 1320, 1720, 1100, 690 MPa である。

図 6 低速ローラの表面温度

図 7 理論最小油膜厚さ $h_{\min}$ と D 値

表 2 ころがり疲れ試験結果

	NA30		NB30		NC30		NC60		NC120		
pmax	N	Failure depth μm	pmax	N	Failure depth μm	pmax	N	Failure depth μm	pmax	N	Failure depth μm
MPa		Min-Max.	MPa		Min-Max.	MPa		Min-Max.	MPa		Min-Max.
1200	2.4x10 ⁷	***	1250	4.0x10 ⁷	***	1400	6.1x10 ⁷	***	1000	8.2x10 ⁷	***
1300	5.0x10 ⁶	180-420	1300	7.3x10 ⁶	200-320	1600	3.7x10 ⁷	300-800	1050	1.5x10 ⁷	460-790
1400	4.4x10 ⁵	190-310	1400	6.4x10 ⁶	220-300	1700	2.8x10 ⁷	480-800	1100	6.9x10 ⁶	440-680
1500	4.0x10 ⁵	140-350	1500	7.6x10 ⁵	220-360	1800	6.4x10 ⁵	260-670	1200	1.8x10 ⁶	430-700
1600	6.2x10 ⁴	180-240	1600	7.7x10 ⁵	190-280	1900	1.7x10 ⁶	280-720	1300	1.5x10 ⁶	500-830
*** Not failed			1700	4.5x10 ⁵	210-370	2000	1.5x10 ⁵	270-660	1400	1.6x10 ⁵	400-780
			1800	4.7x10 ⁴	220-460				1500	1.6x10 ⁴	490-800

図 8 $p_{\max}$ - N 曲線

本実験において生じた表面損傷はすべて表面下き裂発生に起因するスポーリングで、き裂は硬化境界層に発生しているので、いわゆるケースクラッシングであった。スポーリングの観察例を図9に示す。スポーリングはローラ幅いっぱいには生じており、はく離の部分の面積は硬化層深さが大なるほど、またローラ直径が大なるほど増大する傾向がある。さらに表2より、スポールの深さは硬化層深さが大なるほど、またローラ直径が大なるほど増大することが理解される。

図10はスポールの走査形電子顕微鏡による観察の一例を図9(b)に示したスポールについて示している。図10(a)はスポール全体を示している。図10(b), (e)はそれぞれスポールの左端部、右端部を拡大したもので、これらの部分にはディンプルが観察され、急進破面であることを示している。図10(c), (d)はスポール底を拡大したもので、(c)に示す破面は比較的滑らかで小孔が観察され、スポーリングき裂はスポール底で発生したことを示している。図10(d)はタングを示しており、これはスポーリングき裂の伝ば過程に観察される破面である。図10(f)はスポーリング破面ではなく、ローラ表面を拡大したものである。肉眼的にはローラ表面は滑らかであったが、拡大すると図10(f)に示すように凹凸のある表面を呈しており、これ

図 9 スポーリングの観察

は白層のはく離跡を示していると考えられる。図10に示した微視的破面の観察の様相は硬化層深さやローラ直径が異なってもほぼ同様であり、微視的なスポーリング損傷機構は硬化層深さやローラ直径に影響されないといえる。

図 11 はスポーリング損傷ローラの軸直角断面におけるスポーリングき裂の二、三の例を示している。図 11 (a)~(c) に示すスポーリングき裂のローラ表面下深さはそれぞれ 0.19, 0.24, 0.5 mm である。図 11 の結果と表 2 に示したスポールの最小および最大深さの測定結果とを比較すると、スポーリングき裂のローラ表面下深さはスポールの最小深さと最大深さの間にあり、かつ最小スポール深さにやや近くなっている。

4.2 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、本実験における表面損傷形態はすべて表面下に起点をもつスポーリングであった。これら窒化ローラの表面損傷および面圧強さに関する結果を考察するため、前報⁽⁵⁾と同様に、平均応力の影響を無視し、材料強さは硬さに比例するとして、せん断応力/硬さ比の振幅 $A(\tau/H_v)$ をとり上げた。 τ , H_v はそれぞれせん断応力、ビッカース硬さであ

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共役せん断応力 τ_{yz} および片振りの最大せん断応力 τ_{45° をとり上げた。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 Smith の解析結果⁽⁶⁾を用い、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、ヤング率 $E=206$ GPa とした。またローラ間の摩擦係数 μ としては、本実験に使用したのと同じの EP ギヤ油鉄道ソニック 3090 の潤滑下で、本実験条件と同じ条件下で運転された直径 60 mm の調質されたクロム・モリブデン鋼 SCM440 ローラについて各ヘルツ応力に対して実測された値⁽⁷⁾が、本実験の場合の直径 30, 60, 120 mm のローラに対して採用された。ここで採用された摩擦係数 μ の値は表 3 に示すとおりである。さらに振幅 $A(\tau/H_v)$ の計算に際しては、図 4, 5 に示した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。

図 12 はころがり疲れ寿命 10^6 前後におけるヘルツ

図 10 スポールの走査形電子顕微鏡観察

図 11 スポーリングき裂

応力に対して計算した振幅 $A(\tau/H_v)$ の分布の例を試験ローラ NA30, NB30, NC60 について示している。こずれの場合においても振幅 $A(\tau_{yz}/H_v)$ のほうが振幅 $A(\tau_{45^\circ}/H_v)$ よりも大きく、振幅 $A(\tau_{yz}/H_v)$ および $A(\tau_{45^\circ}/H_v)$ が最大値を示す位置は互いに多少異なっている。なお試験ローラ NC30, NC120 における振幅 $A(\tau/H_v)$ の分布の傾向は定性的には図 12 (c) に示す試験ローラ NC60 の場合とほぼ同様であった。

表 3 はすべての試験ローラに対して求めた振幅 $[A(\tau/H_v)]_{\max}$ とその発生深さ z およびその深さにおけるビッカース硬さ H_v を示している。振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の発生位置は、各試験ローラの硬化層と地鋼との境界近傍にほぼ一致している。さらにこれらの位置は表 2 に示したスポール深さの最小値と最大値との間にあり、スポーリングき裂発生深さにほぼ一致している。しかし振幅最大値 $[A(\tau_{45^\circ}/H_v)]_{\max}$ の発生位置とスポール深さあるいはスポーリングき裂発生深さとはあまり一致していない。一定ヘルツ応力に対して、振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ の発生位置は硬化層

深さが大なるほど深くなり、ローラ直径が大なるほど深くなる。この傾向は表 2 に示したスポール深さの傾向と一致している。また振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ は、一定ヘルツ応力で比較すると、硬化層深さが大なるほど小さくなり、ローラ直径が小なるほど小さくなっている。これは図 8, 表 2 に示した寿命および面圧強さの傾向と一致している。以上のように、本窒化ローラのスポーリングは振幅 $A(\tau_{yz}/H_v)$ に依存しているといえる。

したがって、図 8, 表 2 および表 3 の結果を用いて、振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ と寿命 N との関係すなわち $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線を求めたのが図 13 である。ローラ直径が 30 mm で硬化層深さの異なった試験ローラ NA30, NB30, NC30 の $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線は多少ばらつきはあるが 1 本の曲線で示することができる。すなわち $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線に及ぼす硬化層深さの影響はほとんどない。この傾向は前報⁽¹⁾の傾向と一致している。一方硬化層深さがほぼ同じでローラ直径の異なる試験ローラ NC30, NC60, NC120 の $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線はそれぞれ 3 本の曲線で示され、ローラ直径が大なるほど $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線は低下している。これは図 6 に示したように、ローラ直径が大なるほどローラ表面温度が高くなり、材料が弱化することにもよっていると考えられるが、 $p_{\max}-N$ 曲線と $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線とをあわせて検討するとき、直径が大きくなるほど深い窒化層を必要とすることを示しており、窒化材の面圧強さはその寸法と窒化深さとの対応で検討すべきことを示しているといえる。

5. 結 言

窒化歯車の面圧強さと表面損傷に及ぼす硬化層深さおよび相対曲率半径の影響を明らかにするため、歯面モデルとして 3 種類の硬化層深さ、3 種類の直径を有する SACM645 鋼製窒化ローラを用いて、すべり・ころがり疲れ試験を行なった。そして表面損傷、面圧強さに関する実験結果はローラ表面下の硬さに対するせん断応力の比の振幅によって検討された。実験および検討結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 同じ相対曲率半径のとき硬化層深さが大なるほど、また同じ窒化層深さのとき相対曲率半径が小なるほど窒化ローラの面圧強さ、寿命はともに増大した。
- (2) 本実験において生じた表面損傷はすべて表面下き裂発生に起因するスポーリングであり、微視的な表面損傷形態は硬化層深さや相対曲率半径の相違に関係なく同一であった。スポール深さは、硬化層深さが

図 12 $A(\tau/H_v)$ の分布

表 3 振幅最大値 $[A(\tau/H_v)]_{\max}$ とその発生深さおよびその深さにおける硬さ

(a) NA30

Pmax MPa	μ	A(τ_{yz}/H_v)			A(τ_{45°/H_v)		
		Amax	Z mm	Hv	Amax	Z mm	Hv
1000	0.045	0.042	0.200	429	0.028	0.125	671
1100	0.046	0.048	0.200	429	0.029	0.125	671
1200	0.046	0.055	0.200	429	0.030	0.100	782
1300	0.046	0.063	0.200	429	0.030	0.100	782
1400	0.047	0.070	0.200	429	0.030	0.100	782
1500	0.047	0.077	0.200	429	0.032	0.075	885
1600	0.047	0.085	0.200	429	0.034	0.075	885

(b) NB30

Pmax MPa	μ	A(τ_{yz}/H_v)			A(τ_{45°/H_v)		
		Amax	Z mm	Hv	Amax	Z mm	Hv
1200	0.046	0.049	0.250	422	0.030	0.225	462
1300	0.046	0.056	0.250	422	0.028	0.125	870
1400	0.047	0.063	0.250	422	0.029	0.100	970
1500	0.047	0.071	0.250	422	0.030	0.100	970
1600	0.047	0.078	0.250	422	0.030	0.100	970
1700	0.047	0.085	0.250	422	0.030	0.100	970
1800	0.047	0.093	0.250	422	0.031	0.075	1050

(c) NC30

Pmax MPa	μ	A(τ_{yz}/H_v)			A(τ_{45°/H_v)		
		Amax	Z mm	Hv	Amax	Z mm	Hv
1400	0.047	0.037	0.550	403	0.032	0.550	403
1500	0.047	0.042	0.550	403	0.032	0.425	501
1600	0.047	0.047	0.550	403	0.030	0.075	990
1700	0.047	0.052	0.600	374	0.031	0.075	990
1800	0.047	0.058	0.650	349	0.032	0.075	990
1900	0.047	0.065	0.650	349	0.033	0.075	990
2000	0.047	0.071	0.650	349	0.033	0.075	990

(d) NC60

Pmax MPa	μ	A(τ_{yz}/H_v)			A(τ_{45°/H_v)		
		Amax	Z mm	Hv	Amax	Z mm	Hv
1000	0.045	0.037	0.600	362	0.025	0.150	800
1100	0.046	0.043	0.600	362	0.026	0.125	842
1200	0.046	0.051	0.600	362	0.029	0.900	290
1300	0.046	0.058	0.600	362	0.035	0.900	290
1400	0.047	0.066	0.650	342	0.040	0.900	290
1500	0.047	0.074	0.650	342	0.046	0.900	290
1600	0.047	0.083	0.650	342	0.052	0.900	290

(e) NC120

Pmax MPa	μ	A(τ_{yz}/H_v)			A(τ_{45°/H_v)		
		Amax	Z mm	Hv	Amax	Z mm	Hv
600	0.036	0.024	0.650	354	0.020	0.550	414
700	0.039	0.032	0.700	335	0.024	0.450	496
800	0.042	0.040	0.700	335	0.027	0.357	567
900	0.044	0.049	0.750	320	0.029	0.950	290
1000	0.045	0.058	0.800	307	0.035	0.950	290
1100	0.046	0.068	0.800	307	0.042	0.900	290
1200	0.046	0.078	0.800	307	0.049	0.900	290

図 13 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ -N 曲線

大なるほど、また相対曲率半径が大なるほど大きくなった。

(3) スポーリングき裂は硬化層と地鋼との境界近傍に発生し、これらの位置で硬さに対する両振りの共役せん断応力の比の振幅が最大となった。

(4) 同一相対曲率半径においては、硬さに対する両振りの共役せん断応力の比の振幅最大値とところがり疲れ寿命の関係曲線に硬化層深さの影響はほとんどなかったが、相対曲率半径の影響は明確に現れた。

終わりに、供試材を提供された大同特殊鋼(株)中央

研究所に謝意を表します。

文 献

- (1) 藤田・吉田, 機論, 43-372 (昭52), 3150.
- (2) 藤田・ほか3名, 機論, 42-358 (昭51), 1916.
- (3) Dowson, D., *Proc. Inst. Mech. Eng.* 182-3A (1976~68), 151.
- (4) Dawson, P. H., *Proc. Inst. Mech. Eng.* 180-3B (1965~66), 95.
- (5) 藤田・ほか2名, 機論, 43-365 (昭52), 303.
- (6) Smith, J. O. and Liu, C. K., *Trans. ASME* 20-2 (1953), 157.
- (7) 吉田・藤田, 潤滑, 掲載予定.

討 論

〔質問〕 滝 農彦

〔石川島播磨重工業(株)技術研究所〕

(1) 結論(4)についておたずねしたい。耐スポーリング強度は硬さに対する両振りの共役せん断応力の比の振幅最大値とところがり疲れ寿命の関係で表される、というのがこれまでの著者の主張であったと思う。しかし、ここで強度に大きく影響する因子として相対曲率半径が取り上げられており、これまでの論点に修正がするように思う。この原因は、最大せん断応力深さに対し、ローラの幅が十分大きいとは言えない、すなわち、応力 τ_{yz} , τ_{45} がもはや Smith の式で求めることができないものと考えられるがいかがか。著者の主張される温度上昇による材料強度の低下では図 13 は説明できないと思うが、いかがか。

(2) あらさは試験ローラによってばらつきがあるように記述されているが、図 7 の D 値におけるあらさはどの値をとられたのか。

〔回答〕 (1) 図 13 における硬さ H_v に対する両振りの共役せん断応力 τ_{yz} の比の振幅最大値 $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ と寿命 N との関係曲線において相対曲率半径の影響が現れたのは、各試験ローラの高温硬さ分布を測定して実働状態における硬さ分布を考慮し

て $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}-N$ 曲線を求めないと明らかではないが、温度上昇による材料強度の低下および相対曲率半径の相違による τ_{yz} あるいは τ_{yz}/H_v の分布形状の相違などによる通常の疲労で考えられる寸法効果の影響、さらに窒化の場合は寸法が大きくなるとその寸法に対して十分な窒化深さをとることができないことなどのためであると考えている。

$[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ となるローラ表面下深さとスポーリングき裂発生深さは本研究においてもほぼ一致しており、 τ_{yz} が Smith の式で求めることができないとは断定できないと考える。

なお、スポーリング強度に関しては、従来、耐久限度での荷重下において $[A(\tau_{yz}/H_v)]_{\max}$ となる位置における硬さ H_v と両振りの共役せん断応力の振幅 $A(\tau_{yz})$ との関係式で評価している。

(2) 図 7 の D 値におけるあらさはそれぞれの試験ローラについてのばらつきの中央値を採用している。すなわち、図 7 において採用した表面あらさは、NA 30, NB 30, NC 30 で $2.5 \mu\text{m } R_{\max}$, NC 60 で $3.5 \mu\text{m } R_{\max}$, NC 120 で $5.0 \mu\text{m } R_{\max}$, C 30 で $1.5 \mu\text{m } R_{\max}$, C 60 で $2.5 \mu\text{m } R_{\max}$, C 120 で $2.5 \mu\text{m } R_{\max}$ である。