鉄系焼結合金の面圧強度向上に関する研究*
(第1報, バニシ転造の効果)穂屋下 茂^{*1}, 久保田 浩朗^{*2}, 平 和 豊^{*2}
竹 増 光 家^{*3}, 尾 崎 龍 夫^{*3}
横 井 道 治^{*4}, 稲 田 弘 司^{*4}Study on Improvement of Surface Durability of Sintered Alloy Steel
(1st Report, Effects of Roll Burnishing)Shigeru HOYASHITA^{*5}, Hiro KUBOTA, Kazutoyo HIRA,
Teruie TAKEMASU, Tatu OZAKI,
Michiharu YOKOI and Hiroshi INADA^{*5} Department of Mechanical Engineering, Saga University, 1 Honjo-machi, Saga-shi, Saga, 840-8502 Japan

Since one can make a manufacturing process short if a sintered material is applied to parts with complex configurations, reductions in production costs may be expected. Therefore, a gear made by steel powder sintering will be useful for a power transmission gear in automobile when the gear can be burnished using a worm-shaped tool to improve a tooth profile and a surface roughness. In the present study, sintered alloy steel was investigated using a two rollers contact fatigue testing machine to obtain a basic data for a design of gear tooth strength. The allowable surface durability strength of sintered alloy steel was lower than about half that of a melted produced steel (general structure steel). However, it is estimated that a sintered alloy steel gear will sufficiently be applicable to an automobile transmission if its application is limited to a range of a low load carrying capability.

Key Words: Gear, Sintered Alloy Steel, Roll Burnishing, Tribology, Surface Durability, Spalling

1. 緒 言

自動車用トランスミッションや一般産業用減速機に用いられる歯車の材料としては、溶製材(一般機械構造用低合金鋼)が用いられ、歯の曲げ強度と面圧強度を同時に高くできるように浸炭焼入れなどの表面硬化処理が行われる。自動車用歯車は、素材をホブ切り、バリ除去およびシェービング加工した後、表面硬化処理してショットブラスト処理でスケール除去してそのまま使用される場合が多い。最近、一部の高級歯車には、表面硬化処理してショットピーニング処理で歯元に圧縮残留応力を付加させた後、歯形精度を改善するために内歯車状砥石を用いたギヤホーニング(一種の歯面研削)で仕上げられるものもある。

以上のような工程を要する溶製材の代わりに、焼結材を用いると加工工程数を大幅に少なくできるので、生産コストの低減を図ることができる。問題は、機械

強度の大きい焼結材が得られるかどうかである。本研究ではバニシ転造で歯形形成するとともに、歯面近傍の組織を緻密にして機械強度を改善することを提案している。本研究で用いたバニシ転造法は、はすば歯車状の工具を用いた転造法⁽¹⁾と異なり、工具軸とワーク軸がほぼ直交しているので、押込み量も大きくでき、歯面粗さを非常に小さく仕上げられる特徴がある。粉末材を歯車形状にプリフォームして焼結した後、転造工程で精密に歯形形成して表面硬化した歯車を自動車用歯車として利用できれば、低コストのトランスミッションが製造可能になる。

そこで、本研究ではバニシ転造歯車の強度設計用の基礎データを得るために、二円筒接触疲労試験機を用いて鉄系焼結合金(以下焼結合金と呼ぶ)の面圧強度を調べた。また、表面および内部に無数の空孔(欠陥)をもっている焼結合金の損傷形態が、溶製材のものと同じであるのかどうかは非常に興味深い。本研究では、接触疲労に基づく損傷形態についても検討した。

2. 実 験 条 件

2・1 試験ローラ 用いた焼結合金材料の成分などを表1に示す。試験ローラの形状を図1に示す。ローラ外径はφ68 mmで、有効接触幅は10 mmである。

* 原稿受付 2000年10月10日。

^{*1} 正員, 佐賀大学理工学部(☎840-8502 佐賀市本庄町1)。^{*2} 学生員, 佐賀大学大学院。^{*3} 正員, 九州大学大学院(☎812-0081 福岡市東区箱崎6-10-1)。^{*4} 正員, アイシン精機(株)(☎448-8650 刈谷市朝日町2-1)。

E-mail: hoyasita@me.saga-u.ac.jp

ローラはパニシ転造したものとし、浸炭焼入れ焼戻し後、円筒研削盤で約 $0.2 \mu\text{m } R_a$ に仕上げた。接触負荷能力試験機には、パニシ転造しないで浸炭焼入れしたローラ(グループ [A])、熱処理前にパニシ転造したもの(グループ [B])、さらに熱処理後にショットピーニング処理を施したもの(グループ [C])を用いた。パニシ転造用工具の外径は $\phi 100 \text{ mm}$ で、材質はSKD 11にTiNコーティングが施してある⁽²⁾。工具軸と素材(ローラ)の取付軸は、図2に示すように直交している。

ローラは、プリフォーム後 N_2 ガス雰囲気中で焼結し(1150°C , 20分)、その後旋削した。パニシ転造時の工具半径押込み量は 0.3 mm とし、工具と素材の回転数はそれぞれ 260 rpm および 10 rpm で、素材の送り速度は 1 mm/rev とした。パニシ転造により、表面近傍の密度は約 7400 kg/m^3 以上になる(母材の密度: 約 7000 kg/m^3)。密度はガンマ線を用いて測定し、その後、断面の顕微鏡写真をコンピュータに取込み、二値化処理後画像処理して空孔率を求め⁽²⁾、空孔率から密度を推測した。

浸炭焼入れのヒートパターンを図3に示す。浸炭処理は一般的な条件で、浸炭工程と拡散工程の合計時間は2.5時間である。焼結ローラの浸炭処理後の組織を図4(a)に、焼結後転造したローラの組織を図4(b)に示す。ショットピーニング処理条件は公称粒径 $\phi 0.1 \text{ mm}$ のショット球(60~65 Rc)を用いて、エア圧

0.3 MPa 、アークハイト約 0.26 mmN 、カバレッジ300%とした。なお、グループ [A] の研削仕上げ代は約 0.1 mm で、パニシ転造したグループ [B] と [C] の熱処理後の研削代は $0.03 \sim 0.05 \text{ mm}$ である。

2.2 負荷能力試験機と実験条件 試験には二円筒接触疲労試験機を用いた⁽³⁾。ほとんどの試験において、駆動側には平ローラを、被動側にはチャンファ付ローラを取付けた。一部の試験では、ローラ対を逆に取付けた。駆動側の回転速度は 1800 rpm 、被動側は 1500 rpm で、滑り転がり状態で負荷試験した。用いた潤滑油は、 40°C で $150 \text{ mm}^2/\text{s}$ 、 100°C で $14.8 \text{ mm}^2/\text{s}$

Fig. 2 Tool and roller set in roll burnishing device

Fig. 3 Heat-treatment for case-carburizing and hardening

Table 1 Compositions and properties of sintered alloy steel

Compositions (%)				Density kg/m^3	Hardness HV
Fe	C	Ni	Mo		
Bal.	0.06	0.55	1.03	7000	100

(a) Flat roller (b) Chamfered roller

Fig. 1 Shapes of test rollers

(a) Unroll burnishing (b) Roll burnishing

Fig. 4 Structure of sintered alloy steel

の歯車油である。運転停止後、接触式熱電対で測定した表面温度は60℃以下であった。Dowsonの理論最小油膜厚さ⁽⁴⁾は、 $h_{\min}=1.7\sim2.2\ \mu\text{m}$ である。

3. 実験結果および考察

3.1 S-N 曲線 おもな実験の条件と結果を表2に示す。実験[1]～[8]はバニシ転造していないグループ[A]、実験[9]～[12]はバニシ転造したグループ[B]、実験[13]～[16]はさらにショットピーニング処理したグループ[C]のローラ試験である。

焼結合金の弾性係数は $E=206\ \text{GPa}$ より小さいが、バニシ転造条件により空孔状態が異なるために弾性係数が変化するので、正確な値を得るのが困難である。弾性係数 E はポーラス(空孔)の状態で異なり、密度が $7000\ \text{kg/m}^3$ のとき $E=150\ \text{GPa}$ で、密度が $7400\ \text{kg/m}^3$ のとき $E=170\ \text{GPa}$ と推測される⁽⁵⁾。本研究では、バニシ転造の有無にかかわらず、 $E=170\ \text{GPa}$ を用いてヘルツの最大接触圧力 $p_{\max}$ を計算した。また、伝達トルクを考える場合には、一般機械構造用鋼(溶製材)と同じ $E=206\ \text{GPa}$ が便利であるので、参考値として $E=206\ \text{GPa}$ を用いて計算したヘルツの最大接触圧力 $p'_{\max}$ も併用した。

得られた焼結合金のS-N曲線を図5に示す。図5からわかるように面圧強度(スポーリング限)は 10^7 回転では決まらない。グループ[A]の面圧強度は $p_{\max}=770\ \text{MPa}$ である。バニシ転造により表面近傍の組織を緻密にしたグループ[B]と[C]の面圧強度は1.3～1.4倍向上した。グループ[C]は熱処理後ショットピーニング処理を施しているが、 $p_{\max}=1090\ \text{MPa}$ 以上の面圧強度が期待される。図5からわかるように、ショットピーニング処理を施した方がやや寿命が長い傾向にあったが、本実験の範囲では疲労限の差は明確でない。溶製材と同じ弾性係数($E=206\ \text{GPa}$)を用いて計算した場合、グループ[A]では

Fig. 5 S-N curves for fatigue failure

Table 2 Conditions and results of main experiments

No. of Exp.	Group	Roughness, μ mR _y				Load kN	p_{max} MPa	p'_{max} MPa	N ₂ × 10 ⁶	Number of spalling		Changes in weight mg	
		Before		After						Dri	Fol	Dri	Fol
		Dri	Fol	Dri	Fol								
[1]	[A]	0.2	0.2	0.2	0.2	3.05	725	800	10	0	0	1453	2273
[2]		0.2	0.2	0.2	0.2	3.38	770	850	50	(1)	0	1898	2672
[3]		0.2	0.2	0.3	0.2	3.75	815	900	10	0	0	2744	2326
[4]		0.2	0.2	0.2	0.2	4.21	860	950	9.5	0	1	2481	1365
[5]		0.2	0.2	0.2	0.3	4.71	905	1000	3.3	1	0	− 480	1440
[6]*		0.2	0.2	0.4	0.2	4.71	905	1000	7.6	0	1	2483	728
[7]		0.2	0.2	0.3	0.4	5.69	995	1100	1.73	1	0	1051	873
[8]		0.2	0.2	0.4	0.3	6.78	1090	1200	1.22	0	1	399	932
[9]	[B]	0.2	0.2	0.2	0.2	6.78	1090	1200	10	0	0	1995	1861
[10]		0.2	0.2	0.2	0.3	8.03	1180	1300	4	(1)	0	2715	1421
[11]		0.2	0.2	0.2	0.2	8.60	1230	1350	6.5	0	(1)	1075	540
[12]		0.2	0.2	0.2	0.3	9.27	1270	1400	8.6	(1)	0	1027	1353
[13]	[C]	0.2	0.2	0.2	0.2	6.78	1090	1200	30	0	0	478	1326
[14]		0.2	0.2	0.2	0.2	8.03	1180	1300	11.4	0	(1)	1754	230
[15]		0.2	0.2	0.2	0.2	8.60	1230	1350	21	(1)	0	1136	935
[16]		0.2	0.2	0.2	0.2	9.92	1320	1450	13.5	0	(1)	950	204

* Driver is chamfered roller and follower is flat roller, Dri: Driver (faster), Fol: Follower (slower)

$p_{\max}$ is calculated using $E=170\ \text{GPa}$, $p'_{\max}$ is calculated using $E=206\ \text{GPa}$

$p_{\max} \approx 850$ MPa で、グループ [B] と [C] の面圧強度はそれぞれ $p_{\max} \approx 1\,200$ MPa と大きい値になる。

3.2 損傷の形態 溶製材を用いた場合、低速側の被動ローラに損傷を生じる⁽⁶⁾が、本実験においては、低速側より高速側の平ローラに損傷を生じる場合が多くみられた。実験 [5] と [6] は $p_{\max} \approx 905$ MPa で負荷試験したものであるが、実験 [6] は高速側にチャンファ付ローラを、低速側に平ローラを取付けた実験である。いずれの実験においても平ローラに損傷を生じた。このような平ローラに損傷が発生しやすい現象は ADI 材の負荷能力試験でも観察された⁽⁷⁾。

損傷形態は、き裂が表面下で伝ばしてから生じたと思われるスポーリングであった。発生したスポーリングを図 6(a)～(c)に示す。これらの破損したローラからわかるように、表面がはげて損傷が接触幅いっ

いに広がっている。また、図 6(a)～(c)のような大きな損傷に至る前に、自動停止したものもあった。グループ [B] のローラを用いて、 $p_{\max} = 1\,180$ MPa で行った実験 [10] では、 4×10^6 回転後に激しい振動のため自動停止した。そのときのローラ接触表面をよく観察すると、しわが発生していた。図 6(d)で、写った格子の乱れた部分がしわに相当する。しわのできている範囲は、図 6(a)～(c)のスポーリングの大きさと同じくらいであることから、表面がはく離する寸前であったと推察される(表 2 のスポーリング欄で括弧を付けたものは、表面がはく離してスポーリングに至っていないが、明らかな破壊的損傷の発生であった。このローラ外周部分の振れを測定するとわずかに盛上っていた。図 14 参照)。グループ [A] のローラを用いた実験 [2] は、 $p_{\max} = 770$ MPa で 50×10^6 回転まで運転可能であったが、駆動ローラ表面にしわとその中央付近には数本のき裂が発生していた。グループ [B] のローラを用いて行った実験 [10] の表面に発生していたローラ軸方向のき裂を図 7 に示す。

3.3 表面の微視的变化 顕微鏡で一對のローラ表面の接触幅端部付近と中央付近を観察したものを、図 8 と 9 に示す。図 8 はグループ [A] のローラを用いた実験で、 $p_{\max} = 815$ MPa の荷重で 10^7 回転後まで損傷がなかった(実験 [3])。接触していない部分は見た目には溶製材の表面状態とほとんど変わらないが、接触部分には多数のマイクロピットが生じている。図 9 は、グループ [B] で $p_{\max} = 1\,090$ MPa の荷重で 10^7 回転させたローラ表面である。グループ [B] のローラはバニシ転造で表面近傍の組織を緻密にしたために、グループ [A] のものに比べ、マイクロピットは小さく、数も少ない。これらのマイクロピットは疲労によるものではなく、焼結合金特有の空孔が存在するためであり、研削後には薄い箔(研削バリ)でおおわれた空孔が接触圧力の影響であらわになったものである。またローラ接触表面には、ほとんどの研削目が残っているのがわかる。

運転前後の粗さの変化を図 10 に示す。油膜厚さに

Fig. 6 Representative fatigue failure (spalling and rumple)

Fig. 7 Crack produced on surface before exfoliation (Group [B], Exp. [10], $p_{\max} = 1\,180$ MPa)

比べ粗さが小さいので、運転前後の表面粗さの和は小さい。グループ [A] の場合は、運転後ところどころに空孔に相当する深い谷が見られる。

3.4 油膜形成状態の変化 油膜形成状態の変化を図 11 に示す。油膜形成状態の測定において、一對のローラ間に 150 mV の電圧をかけて、その抵抗値に基づく電圧の平均値を連続的にペンレコーダに記録し、またローラ 1 回転の油膜形成状態をシンクロスコープで観察した⁽⁸⁾。金属接触が常時起これば、ローラ間の抵抗値はほぼ零になる。油膜が完全に形成され、完全分離したときには、非常に大きな電気抵抗を示す。便宜上その状態を 100% として、図 11 の縦軸は等分した。黒印は 10^7 回転前に表面損傷のあった実験

で、白印は 10^7 回転まで表面損傷のなかった実験である。ほとんどの実験において、損傷の有無にかかわらず油膜形成状態は良好で、 10^5 回転までに 100% 近く形成された。

3.5 硬さ分布 実験に用いたローラの硬さ分布を図 12 に示す。 $p_{\max}=770$ MPa で 50×10^6 回転した後のグループ [A] と、 $p_{\max}=1090$ MPa で 10^7 回転

Fig. 8 Surfaces after 10^7 revolutions
(Group [A], Exp. [3], $p_{\max}=815$ MPa)

Fig. 9 Surfaces after 10^7 revolutions
(Group [B], Exp. [9], $p_{\max}=1090$ MPa)

Fig. 10 Changes in surface roughness

Fig. 11 Changes in oil film condition

Fig. 12 Distributions of hardness

した後のグループ [B] の駆動ローラの測定例を示す。マイクロビッカース硬さ計の測定荷重は 300 g を用いた。いずれのローラも図 3 に示す条件で熱処理したが、転造していないグループ [A] の硬さは、無数の大きな空孔のためにかなり低い値になっている。マイクロビッカース硬さ計の測定荷重を 50~100 g にして表面を測定すると、時折 800 HV の高い値も得られたが、300~800 HV の範囲で大きくばらついた。なお、図 12 の硬さは、五つの値の平均である。

グループ [B] のローラでは、硬さのばらつきは少なく、また溶製材と同程度の表面硬さを示している。負荷運転により、グループ [A] のローラ表面は約 150 HV ほど硬さが増加しているが、グループ [B] のローラはほとんど変化がなかった。

3・6 重量の変化 ローラは、負荷試験前後に ± 1 mg の精度で重量測定した。その結果、表 2 に示すように、運転後の重量が最大約 2.7 g ほど増えていた。これは高圧接触により潤滑油が内部の空孔に侵入したためである。密度が 7000 kg/m^3 の場合、ローラの空孔率は約 10% に相当する。ローラ体積を占める空孔体積は約 9 cm^3 であるので、2.7 g の油はこれらの空孔の 4 分の 1 以上侵入していることになる。この現象はローラを潤滑油に浸しただけでも約 0.5 g の重量増加があったが、それ以上は増加しなかった。

4. 考 察

4・1 スポーリングの発生状況について 表面硬化した溶製材の場合、損傷は表面下からき裂が生じてスポーリングに至ったという報告⁽⁹⁾が多いが、これまで行った著者らの研究によると、ほとんどの場合損傷形態は明らかに表面からき裂が生じたと思われるピッ

チングであった⁽¹⁰⁾。

焼結合金鋼においては、表面下のき裂から生じたスポーリングと思われる損傷が生じた。焼結合金は、全体的に無数の空洞(欠陥)をもっている。そのため、焼結合金の損傷発生形態は溶製材のものと異なったと思われる。疲労き裂は内部の空孔を起点に始まり、それが表面にほぼ平行に伝ばし、耐え切れなくなつてはく離したと思われる。

一般にスポーリングの深さは、表面下に生じる最大せん断応力の深さ $0.78b$ 付近(図 13 参照)に一致しているという報告が多い⁽¹²⁾が、本研究で生じたスポーリングの深さを調べると、グループ [A] の場合、図 14 に示すように約 0.4 mm であった。図 14 において、縦軸が零の位置がローラ表面で、正の値は表面の小片がはく離しており、負の値は内部き裂のため表面部分が盛上っている状態を示す。スポーリング深さは、せん断応力が最大となる深さの 1.3~1.5 倍にあたる。ここで、本実験条件下におけるヘルツの接触幅の半分は $b=0.25\sim 0.5 \text{ mm}$ である。

転造したグループ [B] のローラを用いて、 $p_{\max}=1180 \text{ MPa}$ で負荷運転した実験 [10] の駆動ローラにみられたはく離直前の接触表面と断面を図 15 に示す。図 15(a) は、ローラ接触幅の端の断面を示す。図 15(b) と (c) は接触端から 2.5 mm と 5 mm (接触幅中央) 入った断面を示す。き裂はまず表面下で表面にほぼ平行に進展している。表面から 0.5~0.7 mm の深さで、大きなき裂が表面にほぼ平行に進展している。この深さは $(\tau_{45})_{\max}$ の深さに一致していない(なお、縦軸を (τ_{45}/HV) にして整理すると、 $(\tau_{45}/\text{HV})_{\max}$ の位置はおおよそ 0.6~0.7 mm になり、き裂の発生位置とほぼ一致した。図 14 で示したスポーリング深さも $(\tau_{45}/\text{HV})_{\max}$ の位置にほぼ一致した)。本研究で用いたローラの硬化層深さは少なかったため、有効硬化層をもう少し深くすれば、面圧強度はもっと向上す

Fig. 13 Distributions of stress acting under surface⁽¹¹⁾

Fig. 14 Depth of spalling

Fig. 15 Crack before occurrence of spalling (Group [B], Exp. [10], $p_{\max}=1\,180\text{ MPa}$)

ると推測される。

4・2 面圧強度について 歯車の設計において、溶製材を用いた表面硬化歯車のピッチ点における許容接触圧力の最大値は $p_{\max}=1\,400\text{ MPa}$ 前後である。表面粗さが大きいと、ピッチングのほか摩耗を生じやすく面圧強度は低下するが、接触表面の金属接触を抑えることができれば、浸炭焼入れしたローラ (SCM 822 H) の面圧強度は、 $p_{\max}=2\,300\text{ MPa}$ にも及ぶ⁽¹⁰⁾。本研究で調べた焼結合金の面圧強度は、バニシ転造して表面近傍の組織密度を改善すれば最大 $p_{\max}=1\,090\text{ MPa}$ ($p'_{\max}=1\,200\text{ MPa}$) まで向上した。ここで、負荷能力は伝達トルクで考えるべきであるから、 $p_{\max}$ よりも $p'_{\max}$ で比較すべきである。

焼結材の面圧強度は、溶製材のものの約 $1/2$ であり、許容トルクでいえば約 $1/4$ である。しかしながら、焼結合金は材料成分や熱処理法などにおける今後の開発の可能性が大きく、本研究で用いた材料より優れた面圧強度を持つ歯車材料が得られる可能性がある。今後は、焼結歯車を自動車用トランスミッションとして用いるために、表面近傍の更なる緻密化や歯車表面の改質を行い、面圧強度が溶製材レベルに近づくよう改善を進める予定である。

5. 結 言

(1) 二円筒接触疲労試験により、鉄系焼結合金の面圧強度は $p_{\max}=770\text{ MPa}$ 以上であることが確認できた。浸炭焼入れ前にバニシ転造により、表面近傍の組織を緻密にすれば面圧強度が $p_{\max}=1\,090\text{ MPa}$ 以上に改善できることがわかった。

(2) 浸炭焼入れした鉄系焼結合金に生じる損傷形

態は、スポーリングと判断された。すなわち、スポーリングは表面からき裂が伝ばしたのでなく、内部の空孔からき裂が表面にほぼ平行に伝ばして、最終的に表面の小片がはく離した。

(3) 接触疲労によりき裂は、最大せん断応力が発生する位置よりも深い位置で伝ばした。

(4) 浸炭焼入れした溶製材の場合、ほとんどの損傷は被動ローラに生じやすいが、焼結材の場合、被動 (低速側) ローラのみでなく駆動 (高速側) ローラにもしばしば発生した。

最後に、試験片の加工においてお世話になった、九州大学技官の宮原洋氏、佐賀大学の実習工場の技官の方々および表面処理でお世話になった新東工業 (株) の竹田仁氏に感謝の意を表す。

文 献

- (1) 小出隆夫・ほか3名, 焼結金属歯車の面圧強度に及ぼす焼結工程と転造の影響, 機論, **66**-647, C(2000), 2683-2387.
- (2) 竹増光家・ほか5名, 鉄系焼結合金の表面仕上げ転造実験, 第50回塑性加工講演会(1999), 473.
- (3) 石橋 彰・穂屋下 茂・園田計二, 高圧領域における潤滑油のトラクション特性の研究(第1報, 平均圧力 2.7 GPa までのトラクション係数について), 機論, **51**-461, C(1985), 122-132.
- (4) Dowson, D., Elastohydrodynamics, Proc. Lubrication and Wear, Conf., Fundamentals and Application to Design, IME, Pt-3 A, Paper 10 (1967-1968), 151.
- (5) 日本塑性加工学会編, 塑性加工技術シリーズ18, 粉末の成形と加工—粉からニアネットシェイプへ—, (1990), 217, コロナ社.
- (6) Murakami, Y., Sakae, C., Ichimaru, K. and Morita, T., Experimental and Fracture Mechanics Study of the Pit Formation Mechanism Under Repeated Lubricated Rolling-Sliding Contact: Effects of Reversal of Rota-

- tion and change of Driving Roller, *ASME J. Tribology*, Vol. 119 (1997), 788-795.
- (7) 穂屋下 茂・ほか3名, オーステンパ球状黒鉛鑄鉄の面圧強度に関する研究(ショットピーニングの効果), *機論*, **62**-599, C(1996), 2818-2824.
- (8) 石橋 彰・穂屋下 茂・中島 晃, 潤滑油中のMoS₂粒子がEHL油膜形成に及ぼす影響, *佐賀大学理工学部集報*, **15**-2 (1987), 137-142.
- (9) Tallian, T. E., Chiu, Y. P. and Amerongen, E. V., Prediction of Traction and Microgeometry Effects on Rolling Contact Fatigue Life, *ASME J. Lubrication Technology*, **100** (1978), 156-166.
- (10) Hoyashita, S., Hashimoto, M. and Seto, K., Basic Studies on Fatigue Strength of Case-Hardening Steel Gear—Effects of Shot Peening and/or Barrelling Processes—, *Tech. Paper in AGMA*, 98 FTM 3, (Cincinnati) (1998), 1-9.
- (11) Radzimovsky, E. I., Stress Distribution and Strength Condition of Two Rolling Cylinders Pressed Together, *University of Illinois Bulletin*, **50**-44 (1953), 1-40.
- (12) 例えば, 藤田公明・吉田 彰, 鋼ローラの面圧強さに関する研究(浸炭硬化および窒化ローラの場合), *機論*(第3部), **43**-372 (1977), 3150-3159.
-