

焼結材の転がり疲れ強さとその強化法

Rolling Contact Fatigue Strength and Its Strengthening Method of Sintered Materials

吉田 彰 (広島国際大学)
Akira Yoshida (Hiroshima International University)

The sintered materials have been applied to many machine parts with complicated shape such as gear and so on. These materials have advantages in the dumping characteristics and the manufacturing cost performance. However, their strength is lower than that of wrought steels. In this report, the rolling contact fatigue strength and life of surface hardened sintered rollers and gears are reviewed in terms of the strengthening of the sintered machine elements and the life estimation.

1. はじめに

粉末焼結法は、歯車などの複雑な形状を有する機械要素に対し、ニヤネットシェイプやネットシェイプが可能で、機械加工工程の削減によるコスト低減が可能である。また、焼結製品は自己潤滑性や制振性を有しており、焼結機械部品の生産は、軸受合金の生産がほぼ一定で推移しているのに対し、Fig.1⁽¹⁾に示すように年々増加している。Fig.2⁽²⁾はモジュール5mmの歯車の運転中の動荷重比 $\sigma_{dmax}/\sigma_{smax}$ を大歯車回転速度 n_2 に対して示している。高周波焼入れ焼結歯車 IBMMGの動荷重比は高周波焼入れ鋼歯車 ISCMGの場合より小さく、制振性を有することが分かる。一方、Fig.3⁽³⁾はモジュール5mm、圧粉密度 6.9 g/cm³の一般的な高周波焼入れ焼結歯車の運転疲れ試験の結果得られたピッチ点でのヘルツ応力 P_{max} と試験大歯車寿命 N_2 の関係を示す P_{max} - N_2 曲線である。これより通常の焼結歯車の転がり疲れ強さは鋼製歯車の強さに比して明らかに低いことが分かる。このように、焼結機械要素はその特徴を活かして年々生産量は増大しているが、強さ・寿命の点でなお問題がある。ここでは、焼結材の転がり疲れ強さ・寿命に及ぼす基本的焼結条件の影響、寿命予測、強さ向上法について述べる。

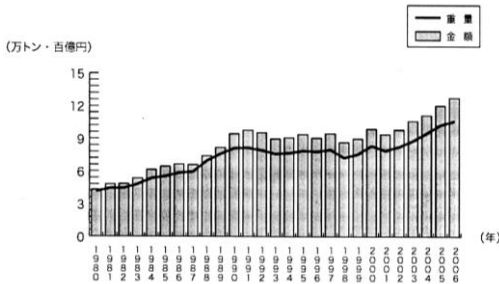


Fig.1 Production amount of sintered machine parts

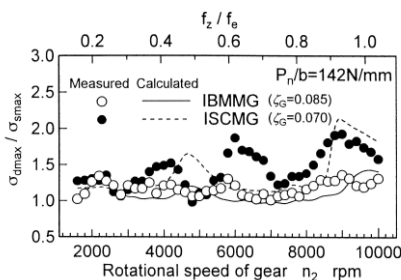


Fig.2 Dynamic performance of sintered gear

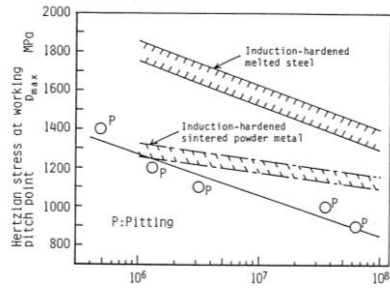


Fig.3 p_{max} - N curve of sintered gear

2. 硬化層深さ、粉末粒子径、圧粉密度、粉末の種類の影響

Table 1⁽⁴⁾は硬化層深さ、粉末粒子径、圧粉密度が異なる高周波焼入れ焼結ローラおよび歯車の製造条件を示す。4文字の試料記号で、1番目のIは高周波焼入れ、2番目のA,B,Cは硬化層深さが深い順、3番目のS,M,Lは粉末粒子径が小さい順、4番目のL,M,Hは圧粉密度が低い順を示す。Fig.4⁽⁴⁾はTable 1の条件で製造された直径30mm、60mmのローラおよびモジュール5mmの歯車を転がり疲れ試験および歯車運転疲れ試験し得られた結果を 2×10^7 寿命における疲れ強さで示す。また、比較として高周波焼入れ鋼ローラおよび歯車の結果も示す。硬化層深さの強さに及ぼす影響は小さく、粉末粒子径が大きくなると強さは低下するが、粒子径が100 μ m以下であれば大差はない。一方、圧粉密度の強さに及ぼす影響は明確で、圧粉密度が高くなるほど転がり疲れ強さは増大する。

Table 2⁽⁴⁾は粉末の種類、圧粉焼結法が異なる高周波焼入れ焼結ローラの製造条件を示す。HIPは熱間等方圧加圧法、1P1Sは1回加圧・1回焼結法で、A,B,Cは粉末の種類で、それぞれ純鉄粉、完全合金鋼粉、部分合金鋼粉を示す。Fig.5⁽⁴⁾はこれらのローラを転がり疲れ試験した結果を 2×10^7 寿命における耐久ヘルツ応力で示す。HIP処理したものは明らかに強さは向上し、とくに完全合金鋼粉の場合は、HIP処理しない場合に比して、強さは43%改善され、鋼製ローラの転がり疲れ強さに極めて近い。1P1Sの場合の強さは粉末の種類によってあまり変わらない。

Fig.6⁽⁵⁾は粉末粒子径の異なる窒化焼結ローラの転がり疲れ試験によりスポーリング損傷した軸直角断面写真とそれぞれに対応した硬さ H_v に対するせん断応力 τ の比の振幅 $A(\tau/H_v)$ の分布を示す。ここで、 τ_{yz} は直交せん断応力、 τ_{45} は最大せん断応力である。いずれの場合もスポーリングき裂深さは $A(\tau_{yz}/H_v)$ が最大値 $\{A(\tau_{yz}/H_v)\}_{max}$ をとる深さとほぼ一致している。また、気孔の大きさは粒子径が小なるほ

Table 1 Manufacturing conditions of rollers and gears

Influence factor	Ref.	Hardened depth		Particle diameter		Green density	
Specimen mark	IBMM	IAMM	ICMM	IBSM	IBLM	IBML	IBMH
Powder type	Pre-alloyed powder						
	0.7% Mn, 1.0% Cr, 0.2% Mo, Balance Fe						
Hardened depth mm	30	2.4	1.0	4.0	2.4	2.4	2.7
	60	3.0	1.4	5.2	3.0	3.7	3.2
	G	2.7	2.2	4.0	2.7	2.7	***
Surface hardness Hv	30	740	600	690	460	680	610
	60	660	630	650	460	620	540
	G	610	590	560	390	640	***
Particle diameter μm	30	75~106		≤45	~	75~106	
	60					***	
	G					***	
Green density g/cm ³	30	6.9				6.5	7.3
	60					***	***
	G					***	***
Sintering	1403 K x 0.5 hr in N ₂ gas						
Surface hardening	Induction-hardening						
Surface finishing	Grinding						

30 : Roller with a diameter of 30mm
 60 : Roller with a diameter of 60mm
 G : Gear with a module of 5mm

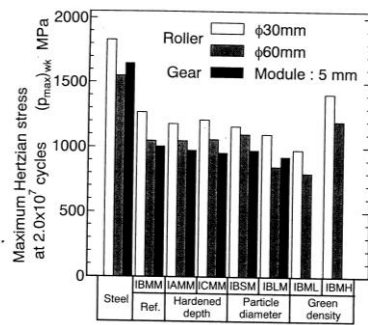


Fig.4 Influences of hardened depth, particle diameter and green density

Table2 Manufacturing conditions of HIP and 1P1S rollers

Roller specimen	HIP-A	1P1S-A	HIP-B	1P1S-B	HIP-C	1P1S-C
Powder type	Pure iron powder		Pre-alloyed powder		Partially alloyed powder	
Chemical composition %	C	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00
	Si	0.02	0.01	0.00	0.00	0.00
	Mn	0.18	0.19	0.06	0.00	0.00
	P	0.013	0.014	0.00	0.00	0.00
	S	0.016	0.012	0.00	0.00	0.00
	Cu	0.01	0.01	1.51	0.00	0.00
	Ni	0.01	1.83	4.23	0.00	0.00
	Mo	0.00	0.47	0.49	0.00	0.00
	O	0.18	0.11	0.09	0.00	0.00
	Fe	Balance				
Hardened depth mm	2.5	4.5	3.5	3.9	4.5	4.8
Surface hardness Hv	610	690	720	710	710	680
Sintering method	HIP*	1P1S [†]	HIP*	1P1S [†]	HIP*	1P1S [†]
Sintered density g/cm ³	7.88	6.96	7.88	6.97	7.88	7.09
Surface hardening	Induction-hardening					
Surface finishing	Grinding					

* HIP : Hot isostatic pressing
 Atmospheric pressure 7.85 kN/cm², 1423 K x 4 hr in Ar gas
 & 1P1S : 1st pressing 1st sintering
 Compacting pressure 58.8 kN/cm², Sintering 1393 K x 0.5 hr in AX gas

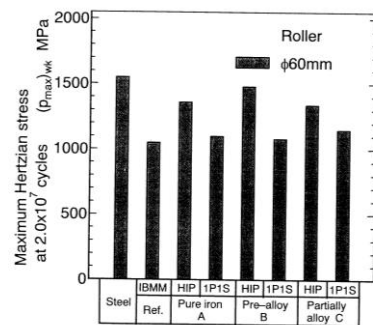


Fig.5 Influences of sintering method and powder type

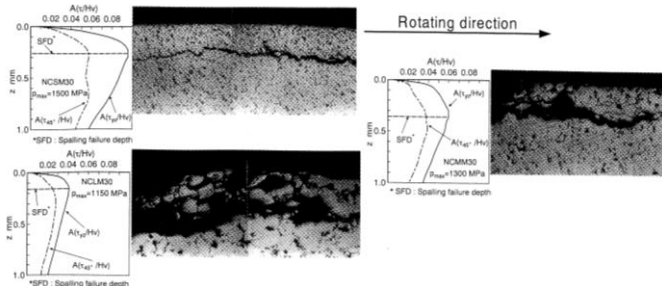


Fig.6 Cross sections of failed rollers and amplitude A(τ/Hv) distributions

Table 4 Rolling contact fatigue life

Material Condition	Hertz Stress (MPa)	B50 Life (x 10 ⁶ cycles)	B10:B90 Life	Slope of S-N Curve
FLN2-4405; sintered at 1,120°C (2,050°F) and forged	1,900	13.0	1:1.9	6.5
	2,500	2.1	1:1.9	
FLN2-4405; sintered at 1,260°C (2,300°F) and forged	2,000	13.0	1:2.6	8.0
	2,500	2.1	1:1.9	
AISI 8620	2,000	20.0	1:1.8	7.0
	2,500	4.2	1:2.7	
AISI 5120	1,900	16.0	1:1.8	3.5
	2,500	6.1	1:1.7	
FLN2-4405; sintered at 1,120°C (2,050°F) and surface densified	1,900	17.0	1:1.0	6.5
	2,500	2.6	1:4.8	
FLN2-4405; sintered at 1,260°C (2,300°F) and surface densified	1,900	10.0	1:2.0	4.6
	2,500	2.8	1:3.2	
FLN2-4405; sintered at 1,260°C (2,300°F), surface densified, and annealed	1,900	19.0	1:3.0	9.0
	2,500	1.7	1:2.5	

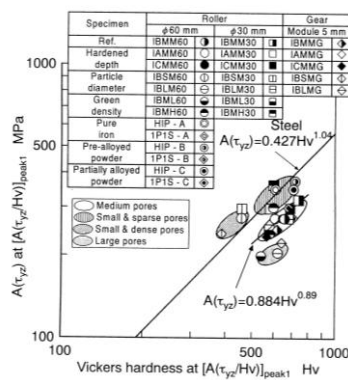


Fig.7 Relation between stress amplitude A(τyz) and hardness Hv of induction-hardened sintered specimens

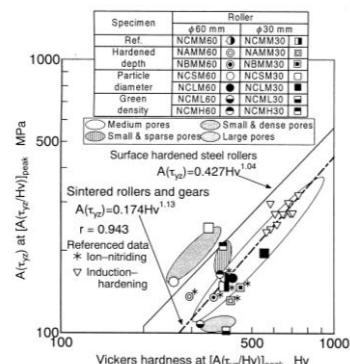


Fig.8 Relation between stress amplitude A(τyz) and hardness Hv of ion-nitrided specimens

ど小さい。さらに、硬化層深さの相違によっては気孔の大きさは変わらない⁽⁶⁾が、圧粉密度が高いほど明らかに小さくなる⁽⁷⁾。一方、窒化焼結ローラの転がり疲れ強さ・寿命は硬化層深さが大なるほど⁽⁶⁾、粉末粒子径が小なるほど⁽⁵⁾、圧粉密度が大なるほど⁽⁷⁾増大した。このように、表面硬化焼結材のスポーリング強さ・寿命はおもに振幅 $A(\tau_{yz}/Hv)$ と気孔の大きさに依存する。

Figs.7,8⁽⁵⁾はそれぞれ高周波焼入れ焼結材、窒化焼結材の 2×10^7 寿命における耐久限ヘルツ応力下で振幅最大値 $\{A(\tau_{yz}/Hv)\}_{max}$ を与える深さでの硬さ Hv と振幅 $A(\tau/Hv)$ の関係を示している。これらの図には各種表面硬化鋼ローラより得た関係 $A(\tau/Hv) = 0.427 \cdot Hv^{1.04}$ も示す。Fig.8 の試料記号の意味は高周波焼入れの場合と同じであるが、1 番目の N は窒化を示す。これらの図において、耐久限ヘルツ応力で振幅最大値 $\{A(\tau_{yz}/Hv)\}_{max}$ を与える深さでの硬さ Hv が増すほど応力振幅 $A(\tau_{yz})$ は増加し、転がり疲れ強さは向上する。また、高周波焼入れ焼結材、窒化焼結材とも、気孔が小さい場合は鋼製ローラの関係線より低下する。これらの結果より、焼結材の転がり疲れ強さは気孔の大きさと硬さに影響されることが分かる。

3. 寿命予測

焼結材の転がり疲れ寿命を予測するため、気孔を初期き裂とし、き裂伝ば寿命が全寿命であると仮定して、パリスのき裂伝ば速度式を用いた。初期き裂長さとした各試料の気孔最大径を極値統計法により求めた。Fig.6 の結果より、スポーリング損傷モードはモード II とし、応力拡大係数範囲 ΔK_{II} を線形破壊力学の関係式と FEM の計算結果より求めた。これをパリスの式に代入して、初期き裂長さ $2a_i$ からスポーリング破壊時の最終き裂長さ $2a_f$ まで積分し、 $a_f \gg a_i$ を考慮すると、寿命 N_f は次式で求められる。

$$N_f = \frac{1}{C(0.88\Delta\tau_{yz}\sqrt{\pi})^m} a_i^{1-\frac{m}{2}}$$

ここで、 $\Delta\tau_{yz}$ は直交せん断応力範囲、 m, C は定数で、転がり疲れ試験データと ΔK_{II} の解析結果よりそれぞれ硬さ Hv の関数で次式で表される。

$$m = 2.23 \times 10^{-2} Hv + 8.57 \times 10^{-1}$$

$$\log C = -5.90 \times 10^{-2} Hv - 1.54 \times 10^1$$

すなわち、各焼結材の気孔分布、硬さ分布を測定する。この気孔分布データを極値統計処理して各焼結試料の最大気孔径を求め、これを $2a_i$ とする。各試料の硬さ分布を用いて各負荷ヘルツ応力下における $A(\tau_{yz}/Hv)$ 分布を求め、これが最大となるときの τ_{yz} より $\Delta\tau_{yz}$ を求めるとともに最大となる深さにおける硬さ Hv より m, C を算出し、 N_f の式に代入すると寿命を算定できる。

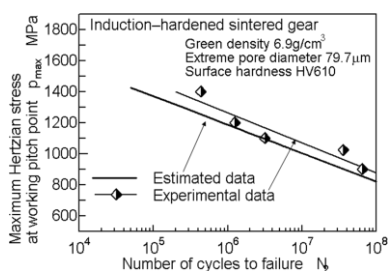


Fig.9 Experimental and estimated p_{max} - N curves

Fig.9 はモジュール 5mm の高周波焼入れ焼結歯車の運転疲れ寿命試験結果とこれに対する先述の寿命算定結果を示し、予測寿命は実験寿命より短い、両者はかなり一致しているといえる。高周波焼入れ焼結ローラ⁽⁸⁾、窒化焼結ローラ⁽⁹⁾の転がり疲れ寿命に関しても同様な一致を得ている。

4. 強さ向上法

焼結材の強さは通常の鋼材に比して小なるため、前述の HIP やショットピーニング、鍛造、転造などによりバルクあるいは表面層の密度を高めて強さを向上させる方法がある。

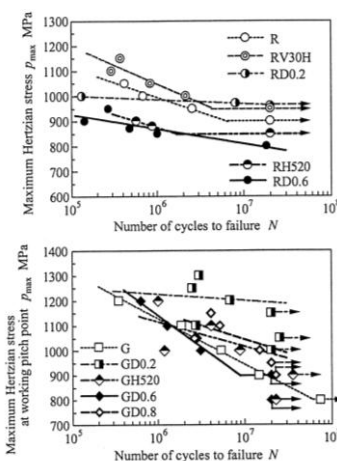


Fig.10 p_{max} - N curves of shot-peened specimens

Fig.10⁽¹⁰⁾はプラズマ浸炭硬化焼結ローラ（上図）および歯車（下図）の転がり疲れ強さ・寿命に及ぼすショットピーニングの影響を示す。図中 R はローラ、G は歯車を示し、ショット投射速度は 30m/s の RV30H を除いて 60m/s で、ショット硬さは $Hv520$ の RV30H, RH520, GH520 を除いて $Hv620$ 、ショット粒径は 0.2, 0.6, 0.8 mm³ 種類で、RV30H のショット粒径は 0.2mm, RH520, GH520 のショット粒径は 0.6mm である。Fig.10 より、ショットピーニングを施さなかったローラ R、歯車 G に比して、ショットピーニングを施すとかえって強さ・寿命が減少する場合もあるが、概して強さ・寿命は増大し、ショット粒径が小さな 0.2mm の場合の改善効果が大きい。この場合、 2×10^7 寿命に対する転がり疲れ強さはショットピーニングにより最大でローラでは 6%、歯車では 33%改善されている。

Table 3⁽¹¹⁾は浸炭硬化焼結あるいは焼結鍛造ローラおよび歯車の製造条件を示す。2 種類の合金粉で、Ni の含有量が 0.5% の場合を 1N、3.0% の場合を 2N を付して示している。また、表中の試料記号で R はローラ、G は歯車、圧粉密度は焼結のみで約 7.0g/cm³、焼結鍛造で 7.50g/cm³、7.84g/cm³ の 2 種で、試料記号ではそれぞれ 70, 75, 78 と付している。Fig.11⁽¹¹⁾はローラおよび歯車運転疲れ試験の結果得られた各試料の転がり疲れ強さを示し、比較のために浸炭硬化クロム鋼およびクロム・モリブデン鋼の場合についても示す。疲れ強さに及ぼす Ni 量の影響はあまり明確ではないが、鍛造により明らかに強さは向上し、クロム・モリブデン鋼には少し及ばないが、クロム鋼に匹敵している。浸炭焼結の場合に比して、鍛造により、ローラで最大 67%、歯車で最大 58% 転がり疲れ強さが改善される。

Fig.12⁽¹²⁾は高周波焼入れ焼結ローラ ROH の転がり疲れ強さに及ぼす転造の影響を示し、RA2H の場合は試験ローラと

Table 3 Manufacturing conditions of sintered and powde-forged specimens

Specimen	Test roller					Test pinion					
	R-1N70	R-1N75	R-1N78	R-2N78	G-1N70	G-2N70	G-2N75	G-1N78	G-2N78		
Sintering	Powder type		0.5% Ni		3.0% Ni		0.5% Ni		3.0% Ni		
	Particle diameter		0.2% C, 0.2% Mn, 1.0% Mo, Balance Fe		Average 75µm, Maximum 250µm						
	Mixing		0.20% Graphite, 0.75% Zinc stearate								
	Compacting pressure		6.5ton/cm ²								
	Green density		7.01g/cm ³	6.89g/cm ³	6.89g/cm ³	6.72g/cm ³	7.01g/cm ³	7.04g/cm ³	6.92g/cm ³	7.12g/cm ³	6.92g/cm ³
	Heat treatment		1403K x 20min, in N ₂ gas								
	Forging	Compacting pressure		N/A	2.7 ton/cm ²	10.0ton/cm ²	N/A	2.7 ton/cm ²	10.0ton/cm ²		
Green density		N/A	7.50g/cm ³	7.84g/cm ³	N/A	7.50g/cm ³	7.84g/cm ³				
Heat treatment		1323K x 30min, in N ₂ gas									
Machining		Turning			Hobbing, Turning						
Case hardening		1213K, Oil cooling									
Case hardening time		3.5hr	4.5hr	8.0hr	3.5hr	4.5hr	8.0hr				
Tempering		453K x 1.5hr, Air cooling									
Finishing		Grinding									

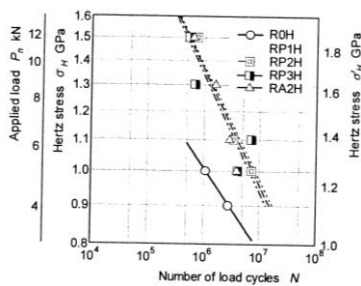


Fig.12 p_{max}-N curves

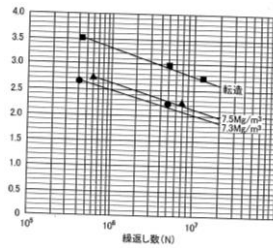


Fig.13 p_{max}-N curves

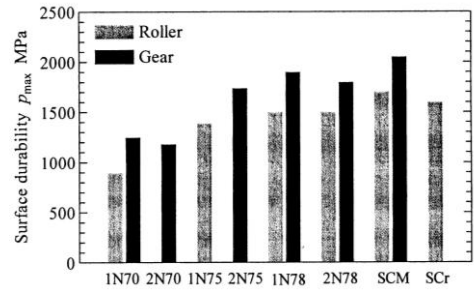


Fig.11 Rolling contact fatigue limits of specimens

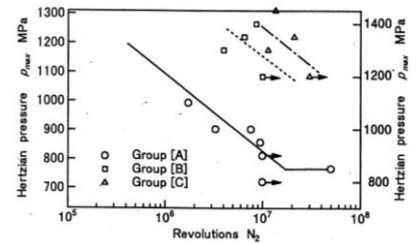


Fig.14 p_{max}-N curves

転造ロール軸が直交している場合の転造であり、他は両軸が平行な場合である。いずれの場合も大差はなく、10⁷ 寿命での転がり疲れ強さは転造により約 20%改善されている。Fig.13⁽¹³⁾は浸炭硬化焼結ローラおよびこれに転造加工した場合の転がり疲れ試験結果で、この場合は転造により 2×10⁷ 寿命における強さは最大 40%改善されている。Fig.14⁽¹⁴⁾は浸炭硬化焼結ローラの転がり疲れ強さに及ぼす転造 (Fig.12 の RA2H の場合と同様に試験ローラ軸と転造ロール軸が直交しており、ここではバニシ転造と呼んでいる。) および付加的ショットピーニングの影響を示す。Group A は浸炭焼結、Group B はこれにバニシ転造、Group C はさらにショットピーニングした場合である。2×10⁷ 寿命に対する疲れ強さは転造で 40%、転造+ショットピーニングで 53%改善されている。Table 4⁽¹⁵⁾は真空浸炭焼結ローラを鍛造加工した場合と表面層高密度化加工した場合について寿命比較を行っている。この結果より、表面層高密度化加工の場合の寿命の方が鍛造加工の場合よりやや長い傾向があるが、2 レベルの負荷条件のみのデータであるので、転がり疲れ強さに関しては明確でない。

5. おわりに

焼結材の転がり疲れ、とくに強さに関して、基本的な焼結条件の影響、強さ向上法についてレビューするとともに寿命予測法についても提案した。Table 5 は焼結ローラおよび歯車の各種付加的加工法による転がり疲れ強さの改善係数 [(付加的加工後の転がり疲れ強さ) / (付加的加工前の転がり疲れ強さ)] を示す。概して、ショットピーニングにより約 20%、転造により約 30%、HIP により約 45%、鍛造により約 60%転がり疲れ強さは改善される。Table 5 の結果は限られた実験成果を基にしたものであるが、定性的には妥当である。一般的に、製造コストは強さ向上とトレードオフの関係にあといえ、どの付加的加工法が最適かは総合的に判断しなければならない。本講がその生産量が増している焼結材の今後の研究開発の参考になれば幸いである。

Table 5 Improvement factor of rolling fatigue limit

加工処理	熱処理	改善係数
HIP	高周波焼入れローラ	1.43
ショットピーニング	浸炭硬化ローラ	1.06
	浸炭硬化歯車	1.33
鍛造	浸炭硬化ローラ	1.67
	浸炭硬化歯車	1.58
転造	高周波焼入れローラ	1.20
	浸炭硬化ローラ	1.40
転造+	浸炭硬化ローラ	1.53

参考文献

- (1) 粉末冶金工業会ホームページ。
- (2) Y. Ohue, and A. Yoshida, Trans. ASME, J. of Vibration and Acoustics, 125(2003)274.
- (3) 吉田 彰・大上祐司・ほか 2 名, 機論 (C), 56-530(1990)2738.
- (4) 吉田 彰・大上祐司・楊 振亮, 機論 (C), 65-632(1999)1623.
- (5) 吉田 彰・大上祐司・ほか 3 名, 機論 (C), 67-658(2001)1993.
- (6) 吉田 彰・大上祐司・ほか 3 名, 機論 (C), 65-629(1999)300.
- (7) 吉田 彰・大上祐司・ほか 4 名, 機論 (C), 65-639(1999)1540.
- (8) A. Yoshida, Y. Ohue and H. Ishikawa, J. of Strain Analysis for Engg. Design, I. Mech. E., 37-4(2002)327.
- (9) Y. Ohue, M. Seki and A. Yoshida, Abstract Paper of 34th Leeds-Lyon Symposium on Tribology, (2007).
- (10) A. Yoshida, Y. Ohue and M. Seki, Proc. ASME 9th Intern. Power Transmission and Gearing Conf., PTG2003-153(2003).
- (11) A. Yoshida, M. Seki and et al., Proc. Intern. Conf. on Mechanical Transmissions, Vol.2, (2006)890.
- (12) T. Koide, T. Maemori and et al., Proc. JSME-KSME Joint Intern. Conf. on Manufacturing, Machine Design and Tribology, (2007).
- (13) 山西祐司・筒井唯之・石井 啓, 月刊トライボロジー, (2006-6)26.
- (14) 徳屋下茂・久保田浩朗・ほか 5 名, 機論 (C), 67-661(2001)2953.
- (15) F William, Jandeska Jr. and et al., Intern. J. of Powder Metallurgy, 42-1(2006)57.