フレッティング疲労に及ぼす相対すべり量 および接触面圧の影響[†]

武 藤 睦 治* 西 田 友 久** 坂 本 勲*

Effect of Relative Slip Amplitude and Contact Pressure on Fretting Fatigue Strength

by

Yoshiharu MUTOH*, Tomohisa NISHIDA** and Isao SAKAMOTO*

Fretting fatigue tests were carried out using S20C steel to investigate the effects of relative slip amplitude and contact pressure between the specimen and the contact pad on fretting fatigue strength. The fretting fatigue life was reduced with an increase in relative slip amplitude, and it came to a constant value beyond a certain value of relative slip amplitude (12-13 μ m). With an increase in contact pressure, the fretting fatigue life was reduced. The reason why the fretting fatigue life is reduced with increasing relative slip amplitude and contact pressure may be as follows. An increase in relative slip amplitude or contact pressure produces an increase in frictional force which acts on the contact surface of specimen. Since the growth rate of fretting fatigue crack is influenced strongly by the frictional force, the increase in frictional force produces the acceleration of the crack growth rate and consequently, gives a lower fatigue life. Since the frictional force comes to a constant value beyond the certain relative slip amplitude, a constant fatigue life is observed in this region of relative slip amplitude. This speculation was confirmed by the prediction of fretting fatigue life based on the elastic-plastic fracture mechanics, where the frictional force was taken into account.

Key words: Fretting fatigue, Relative slip amplitude, Contact pressure, Coefficient of friction, Fatigue life prediction

1 緒 言

フレッティングは工作機械等の軸受部、キー部、ボルト結合部あるいは重ね板ばねなどにおいて生じることが知られており、フレッティングに関する研究は古くから行われている。フレッティングは精度の劣化、振動、騒音の原因となるばかりでなく、繰返し応力の作用している結合部等においては、フレッティング部から発生した微小き裂が疲労破壊の起点となり、さらに、フレッティングの作用下でき裂伝ば速度の顕著な加速を生じ、フレッティング作用のない通常の疲労の場合に比べ著しい寿命低下を示す。フレッティング疲労強度に影響する因子は相対すべり量、接触面圧、材質、環境など多種多様に複雑であり、それらに関する検討も行われている。たとえば、相対すべり量に関しては、相対すべり量の増加とともに疲労強度は低下するが、ある値以上ではほぼ一定値となることなどが現象的には知られている¹⁾。しかし、西岡・平川および遠藤²⁾⁻⁷⁾がき裂発生主応力(σ_{w1})と摩擦係数(μp_0)の関係の検討結果($\sigma_{w1} = \sigma_w - 2\mu p_0$)および摩擦係数と相対すべり量の関係から相対すべり量の影響について説明

を試みた以外には理論的検討の報告はほとんどない。西岡・平川および遠藤らはき裂発生を扱っており、疲労寿命の大部分を占めるき裂伝ばについては検討されておらず、相対すべり量および接触面圧の疲労強度に及ぼす影響については必ずしも十分明らかにされているとは言い難い。

そこで本研究では、フレッティング疲労強度に及ぼす相対すべり量および接触面圧の影響について検討するため、それらを変化させたフレッティング疲労試験を行った。さらに、疲労き裂伝ば寿命を弾塑性破壊力学的手法にもとづき予測し、実験結果と比較することにより、相対すべり量および接触面圧の影響に関して力学的検討を加えた。

2 実験方法

供試材は S20C 鋼であり、その化学成分を Table I に、機械的性質を Table II に示す。

Table I. Chemical composition.

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.20	0.22	0.40	0.01	0.015	0.15	0.05	0.08

† 原稿受理 昭和62年8月21日 Received Aug. 21, 1987

* 正会員 長岡技術科学大学 長岡市上富岡町, Technological University of Nagaoka, Kamitomioka-cho, Nagaoka

** 正会員 沼津工業高等専門学校 沼津市大岡, Numazu College of Technology, Ooka, Numazu

Fig. 1. Fatigue specimens and contact pad.

Table II. Mechanical properties.

Yield strength σ_y (MPa)	Tensile strength σ_b (MPa)	Elongation ϕ (%)	Reduction of area ψ (%)
317	426	39.4	66.6

Fig. 1(a)に通常疲労試験片形状, Fig. 1(b)にフレッティング疲労試験片形状を示す。フレッティングはFig. 1(c)に示す形状のブリッジ対をプルーフリングにより試験片平行部に押付けることにより起こさせた。押付け面圧はプルーフリングに貼付したひずみゲージにより測定し, 所定の面圧 (40, 50 および 80 MPa) となるよう調節した。また, ブリッジは同一負荷条件で異なる相対すべり量を生じさせるため, その長さ L が 10, 20, 30 および 40 mm の 4 種類のブリッジを製作し用いた。試験中におけるブリッジ端部と試験片間の摩擦力はブリッジ中心部裏面に貼付したひずみゲージにより測定した。

試験は容量 9.8 kN の油圧サーボ式疲労試験機を用い引張圧縮 ($R = -1$) の荷重制御で繰返し速度 10 Hz のもとで行った。

通常疲労試験およびフレッティング疲労試験のほか次に次の基本的な試験を行った。(1)振幅変動法による繰返し応力ひずみ曲線: Fig. 1(a)の丸棒試験片を使用, (2)き裂伝ば試験: 板状ゲージ部 (幅 18 mm, 長さ 27 mm, 厚さ 2 mm) の試験片を使用し, き裂は中央部に $\phi 1$ mm の穴の両側に導入した幅 0.1 mm, 長さ 0.5 mm の切欠き部より発生させた。

3 実験結果

3.1 相対すべり量の影響

フレッティング疲労に及ぼす相対すべり量の影響を検討するため, 接触面圧を 50 MPa一定とし, ブリッジスパン長さ L を 10, 20, 30 および 40 mm に変化させてフレッティング疲労試験を行った。その結果から応力振幅と疲労寿命の関係 (S-N 曲線) を Fig. 2 に示す。図中には同時に行った通常疲労試験の結果も示してある。通常疲労の疲労限は約 205 MPa, フレッティング疲労の疲労限は, スパン長さの短い順に 160, 150, 145 および 140 MPa 程度であった。また, 図より応力振幅が 200 MPa 以上 (以下, 高応力レベルと呼ぶ) においては, ブリッジスパン長さの変化による疲労寿命の差はほとんど認められなかったが, 応

Fig. 2. S-N curve for fretting fatigue under a constant contact pressure of $p=50$ MPa.

力振幅 180 MPa 以下 (以下, 低応力レベルと呼ぶ) ではブリッジ長さが長くなるほど, すなわち, 相対すべり量の大きいほど疲労寿命の低下が著しい。

Fig. 3 に同一応力レベルにおける疲労寿命と相対すべり量の関係を示す。図より, 高応力レベルにおいては相対すべり量の変化しても寿命に顕著な影響を及ぼしていないが, 低応力レベルでは相対すべり量が増加するとともに疲労寿命が著しく低下し, 相対すべり量が 12~13 μ m を越えるとはほぼ一定の寿命を示すようになる。

Fig. 4 に測定した摩擦力 F と押付け力 p の比として求めた摩擦係数 ($\mu = F/p$) と相対すべり量の関係を

Fig. 3. Relationship between number of cycles to failure and relative slip amplitude under a constant contact pressure of $p=50$ MPa.

Fig. 4. Relationship between friction coefficient and relative slip amplitude.

示す。図からわかるように、ブリッジスパン長さによらずいずれの場合も摩擦係数は相対すべり量の増加とともに増大し、相対すべり量が12~13 μm 程度に達するとほぼ一定値(約0.6)に飽和した。

疲労寿命と摩擦係数の関係を Fig. 5 に示す。この結果は接触面圧一定であるので摩擦係数を摩擦力と読み換えることができ、図中にはそれも示した。図からわかるように、摩擦係数が大きくなるにともない疲労寿命は低下し、摩擦係数0.6程度で一定となっている。また、応力レベルが上昇すると疲労寿命の低下は顕著でなくなり、Fig. 3 に示した相対すべり量と疲労寿命の関係と同様の傾向を示している。

Fig. 5. Relationship between number of cycles to failure and friction coefficient under a constant contact pressure of $p=50\text{MPa}$.

3・2 接触面圧の影響

同一寸法のブリッジ(スパン長さ20mm)を用い、接触面圧を40, 50および80MPaの3種類に変化させたフレッティング疲労試験の結果からS-N曲線をFig. 6に示す。図より接触面圧を増加すると、疲労寿命および疲労限が低下していることがわかる。

摩擦係数と相対すべり量の関係はFig. 4中に示したように、接触面圧の大きさにかかわらず、ブリッジ

Fig. 6. S-N curve for fretting fatigue under a constant bridge length of $L=20\text{mm}$.

パン長さを変化させた場合と同一の関係を示した。また、相対すべり量は、本実験の範囲内では接触面圧の影響はほとんど認められず、同一応力レベルではほぼ同一の相対すべりを生じていた。

Fig. 7に疲労寿命と摩擦力の関係を示す。ここで、摩擦力をとりあげたのは、フレッティング疲労き裂伝ばには接触面に作用する摩擦力の影響が大きいこと、および、面圧を変化させた場合には摩擦係数が同一でも摩擦力が異なるため摩擦係数による整理は合理的でないためである。図よりいずれの応力レベルにおいても接触面圧の増加にともない摩擦力が増大しており、そのため高応力および低応力レベルのいずれにおいても同様のき裂伝ばの加速を生じ寿命低下を生じたものと思われる。

Fig. 7. Relationship between number of cycles to failure and friction force under a constant bridge length of $L=20\text{mm}$.

3・3 フレッティング部の表面あらさ

試験片の破断位置は、いずれの場合もフレッティング部であり、その摩耗状況について検討するため表面あらさを測定した。ブリッジスパン長さを変化させた場合の表面あらさの測定例およびそのような測定結果

Fig. 8. Measurements of roughness of fretted surfaces ($\sigma_a = 180\text{MPa}$, $p = 50\text{MPa}$).

Fig. 9. Relationship between maximum surface roughness and relative slip amplitude under a constant contact pressure of $p = 50\text{MPa}$.

Fig. 10. Measurements of roughness of fretted surfaces ($\sigma_a = 180\text{MPa}$, $L = 20\text{mm}$).

から求めた最大表面あらさと相対すべり量の関係をそれぞれ Fig. 8 および Fig. 9 に示す。Fig. 8 よりわかるように同一応力レベルにおいて、ブリッジスパンの短い、すなわち、相対すべり量の小さいものは表面あらさも小さく、また、ブリッジ接触部外端近傍（A 点付近）での損傷が顕著である。しかし、相対すべり量の大きいものは表面全体にわたり損傷が著しく、表面あらさも大きくなっている。Fig. 9 に示す表面あらさと相対すべり量の関係は、Fig. 4 の摩擦係数と相対すべり量の関係とよく類似しており、相対すべり量の増加とともに表面あらさも増大していき、その後 $R_{\text{max}} = 9 \sim 10 \mu\text{m}$ 程度で飽和する傾向がある。

Fig. 10 に接触面圧を変化させた場合の表面あらさ測定例を示す。図より接触面圧の増大にともない表面損傷が大きくなっているが、特にブリッジ接触部外端近傍の表面あらさが大きくなっていることがわかる。

接触面圧を変化させた場合の最大表面あらさと相対

Fig. 11. Relationship between maximum surface roughness and relative slip amplitude under a constant bridge length of $L = 20\text{mm}$.

すべり量の関係を Fig. 11 に示す。図からわかるように表面あらさは接触面圧の影響を顕著に受け、面圧の増加にともない表面あらさも増大する。これは Fig. 7 に示したように接触面圧を増加すると摩擦力が増大するため接触部の表面損傷が促進されたものと推察される。

3・4 フレッシング疲労の発生・伝ば過程

走査型電子顕微鏡（SEM）によるフレッシング部の縦断面の観察例を Fig. 12 に示す。このようなフレッシング疲労き裂の伝ば形態はこれまでの S45C 鋼に関する観察結果と同様であり、模式的に示すと Fig. 13 のようになる。すなわち、(1)フレッシング摩耗の影響を強く受け発生するデブリ状き裂、(2)フレッシング表面に生じている摩擦力および塑性流動の影響を強く受け、実験条件により変化するが通常表面に対して $30^\circ \sim 50^\circ$ 程度の傾きをもって進行する第一段階き裂、(3)表面から離れて次第にフレッシングの影響が低下し、軸方向の応力振幅によって表面と直角方向に進展する第二段階き裂、の三段階に分ける

Fig. 12. SEM observation of fretting crack on the longitudinal cross-section of the specimen under the condition of $\sigma_a = 180\text{MPa}$, $L = 40\text{mm}$ and $p = 50\text{MPa}$.

Table III. 1st stage crack depths under a constant contact pressure of $p=50$ MPa.

σ_a (MPa)	L (mm)	d (μ m)
160	10	1
	20	0
	30	6
	40	7
180	10	3
	20	5
	30	11
	40	12
200	10	7
	20	8
	30	15
	40	16
220	10	10
	20	13
	30	19
	40	20
240	10	10
	20	17
	30	21
	40	21

Table IV. 1st stage crack depths under a constant bridge length of $L=20$ mm.

σ_a (MPa)	p (MPa)	d (μ m)
160	40	0
	50	0
	80	10
180	40	3
	50	5
	80	13
200	40	6
	50	8
	80	15
220	40	12
	50	13
	80	21
240	40	16
	50	17
	80	23

Fig. 13. Schematic illustration of fretting crack morphology.

ことができる。フレッティングき裂の発生は、相対すべり量の小さい場合はブリッジ接触部外端近傍で、相対すべり量の大きい場合はフレッティング部のさまざまな箇所を観察された。このことは、前述の表面あらさ測定結果とよく対応している。

第一段階き裂までの表面からの深さ d を測定し Table III および IV に示した。表よりブリッジスパンの短い場合（相対すべり量の小さい場合）および接触面圧の小さい場合は d も小さくなっていることがわかる。

4 考 察

4・1 相対すべり量の影響

本実験結果によれば Fig. 3 に示したように、相対すべり量の増加とともに疲労寿命および疲労限は低下するが、相対すべり量が 12～13 μ m 以上になるとその傾向は顕著でなくほぼ一定値を示すようになる。これまでも相対すべり量の影響について検討されている。Table V にそれらの報告の概略を示す。表からわかる

ように材料により定量的な相違はあるが、いずれも本実験結果と同一の傾向を示していることがわかる。このような相対すべり量の影響について以下に検討を加える。

フレッティング疲労寿命はフレッティング下におけるき裂発生および伝ば寿命の和であるが、通常、発生寿命は伝ば寿命に比べ短いので、近似的に伝ば寿命が疲労寿命を与えると考えることができる。き裂伝ば速度はき裂先端近傍の応力状態に支配される。き裂先端の応力場に寄与する成分は試験片に対する応力振幅、摩擦力および押付け力である。押付け力は静的応力である

ため応力比を変える働きがあるが、応力振幅に対して小さい場合には副次的であり、また、押付け面圧一定で相対すべり量を変化させた場合には同一条件となるので、フレッティング疲労き裂伝ばには第一近似として、摩擦力の影響が大きいと考えることができる。したがって、相対すべり量の影響は次のように理解される。フレッティング疲労寿命が相対すべり量の増加にともない低下するのは、Fig. 4 に示したように、相対すべり量の増加にもとない摩擦係数、すなわち、接触面圧一定の条件では摩擦力が増加し、フレッティング疲労き裂伝ば速度を加速し、寿命を低下させるためである。また、相対すべり量がある値よりも大きくなると寿命の低下が顕著でなくほぼ一定となるのは、Fig. 4 に示したように相対すべり量が大きくなると摩擦係数、すなわち、摩擦力がほぼ一定値をとるようになるためである。このような推察が妥当であることは、後述の 4・3 節の破壊力学的解析によるき裂伝ば寿命の検討結果により確認することができる。

4・2 接触面圧の影響

本実験結果によれば、Fig. 7 に示したように、接触面圧の増加とともに疲労寿命および疲労限は低下する。これまでもフレッティング疲労におよぼす接触面圧の影響については多くの実験結果が報告されている。Table VI にそれらの報告の概略を示す。表からわかるように、材料により定量的な相違はあるが、いずれも同一の傾向を示しており、疲労強度は接触面圧の増加とともに低下するが、ある面圧以上ではその低下率は小さくなり、ほぼ一定値を示す。また、一定値を示すような挙動が観察されていない実験結果の報告もあるが、それらは面圧が十分大きい範囲まで実験が行わ

Table V. Previous reports on the effect of relative slip amplitude.

Authors	Loading form	Specimen	Contact pad	Contact pressure	Results
Fenner Field	2) Axial load ($R=-1$)	BS L65		3.9 MPa	Fatigue strength decreased with increasing relative slip amplitude (RSA), and it came to a constant value over the RSA of $6\mu\text{m}$.
Nishioka Hirakawa	3) Plain-bending	S35C	STY-80	524 MPa	Fatigue strength was lowest at the RSA of $20\mu\text{m}$.
Müller Funk	4) Axial load ($R=-1$)	Medium carbon steel		49 MPa	Fatigue strength decreased with increasing RSA, and it came to a constant value over the RSA of $10\mu\text{m}$.
Nishioka Hirakawa	5) Plain-bending	S38C	STY-80	263~524 MPa	
Edwards	6) Axial load ($R=-1, 0$)	BS L65	BS S98		Fretting fatigue tests were carried out under pad load of 2.5 kN and pad span lengths of $L=2, 6.35, 16.5$, and 34.35 mm. Fatigue life decreased with increasing span length.
Sato Fujii	7) Axial load ($R=0$)	S45C	S45C	78 MPa	Fatigue strength decreased with increasing RSA, and it came to a constant value over the RSA of $20\mu\text{m}$.

Table VI. Previous reports on the effect of contact pressure.

Authors	Loading form	Specimen	Contact pad	Contact pressure	Results
Cornelius Bollenrath	15) Axial load ($R=0$)	0.33 %C		4.9~98 MPa	Fatigue strength decreased with increasing contact pressure.
Liu Corten Sinclair	16) Plain-bending	Ti-alloy	SAE4340		Fretting fatigue limits at low contact pressures decreased about 25 % of plain fatigue limit. Reduction of fatigue limit was small at high contact pressures over 30 MPa.
Fenner Field	2) Axial load ($R=-1$)	BS L65		4.9~118 MPa	Fatigue strength and its reduction rate decreased with increasing contact pressure.
Müller Funk	4) Axial load ($R=-1$)	Medium carbon steel		4.9~98 MPa	Fatigue strength decreased with increasing contact pressure, and it came to a constant value over the pressure of 49 MPa.
Nishioka Hirakawa	5) Plain-bending	S38C	STY-80	263~524 MPa	Fatigue strength decreased with increasing contact pressure, and it came to a constant value over the pressure of 196 MPa.
Endo Goto	17) Plain-bending	S35C	S35C		Fretting fatigue tests were carried out under pad loads of 19.6 and 39.2 N/m. Fatigue life increased with reducing pad load.
Isoya	18) Axial load ($\sigma_m=204$ MPa)	S45C	S45C	43.6, 65.3 MPa	Effect of contact pressure was hardly observed.
		S45C	SK-5	43.6, 65.3 MPa	Fatigue strength decreased with increasing contact pressure.
Sato Fujii	7) Axial load ($R=0$)	S45C	S45C	39, 78 MPa	Fatigue strength decreased with increasing contact pressure.
Nagata Matsuda Kashiwaya	19) Axial load ($R=0.05$)	NiCrMoV steel	S55C	50~200 MPa	Fatigue limit significantly decreased with increasing contact pressure. Over 100 MPa of the pressure, the reduction rate of fatigue limit was decreasing.

れていなかったものと推察される。

接触面圧の増加とともに疲労寿命および疲労限が低下する理由は、4・1節の議論と全く同様にして、摩擦力の増大にともなうフレットング疲労き裂伝ば速度の加速と考えることができる。接触面圧がある値を越えると疲労強度の低下率が小さくなりほぼ一定値を示すようになる理由については以下のように考えられる。すなわち、接触面圧は、き裂近傍の応力場に対して静的圧縮応力として寄与し、したがって、き裂伝ばに対して圧縮の平均応力を加えたことと等価になる。接触面圧が大きくなると、この効果が無視できなくなり、接触面圧増大にともなう摩擦力の増加と圧縮平均応力の増加とが次第に相殺するようになり、疲労強度の低

下率が小さくなり、ほぼ一定値を示すようになるものと推察される。永田らは、Rookeらの解を用い、摩擦力に加え接触面圧による K_I 成分を考慮したフレットング疲労き裂の K 値と微小き裂の補正を行った ΔK_{th} から疲労限の推定を行い、面圧が増加すると疲労限の減少率が小さくなることを示している。この結果は、接触面圧による圧縮平均応力の増加が、疲労限減少率を小さくする要因となっているという前述の推定を支持している。

4・3 フレットング疲労寿命の推定

著者の一人は摩擦力を考慮に入れたフレットング疲労き裂の破壊力学的解析を行い、推定したフレットング疲労寿命が実験結果とよく一致することを示

11) 本研究においても同一の考え方にに基づき、相対すべり量および接触面圧を変化させた場合のフレッシング疲労寿命の推定を試み、相対すべり量および接触面圧は、それらが摩擦力に及ぼす影響を介して、すなわち、生じた摩擦力によって疲労寿命に影響を及ぼしているという4・1および4・2節の推察が妥当であることを示す。

寿命推定法の詳細は文献中にあるので以下にその概略を述べる。寿命推定の際の ΔK 値は次式で与えられる。

$$\Delta K/2 = 1.12\sigma_a(\pi a)^{1/2} + \Delta K_F \quad (1)$$

ここで、右辺第一項は負荷応力振幅に基づく成分、第二項は摩擦力に基づく成分である。式(1)は弾性き裂の場合であるが、試験が比較的高応力で行われたことを考慮し、弾塑性き裂伝ば、すなわち、繰返し J 積分 ΔJ による取扱いを行う。すなわち、Shih・Hutchinson の塑性変形した時の見掛け上の ΔK 値、 $\Delta K_{app} \equiv (E\Delta J)^{1/2}$ を用いる。なお、寿命推定の際必要となる繰返し降伏応力およびひずみ硬化係数は本供試材の場合、それぞれ 296 MPa および 0.2 であった。寿命推定は次式で与えられる疲労き裂伝ば曲線を積分することにより行った。

$$da/dN = C_0(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (2)$$

なお、本供試材の場合、 $C_0 = 6.07 \times 10^{-14}$ 、 $m = 4.1$ および $\Delta K_{th} = 4.26 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であった。各試験条件下で求めた疲労寿命と応力振幅の関係を Fig. 2 および 6 中に曲線で示した。これらの図からわかるように、推定曲線は実験結果とよく一致している。式(1)に基づく寿命推定であることを考慮すると相対すべり量および接触面圧の変化が、摩擦力に変化をもたらすことによりフレッシング疲労寿命に影響を及ぼしていることがわかる。

5 結 言

フレッシング疲労強度に及ぼす相対すべり量および接触面圧の影響を検討するため、S20C 鋼を使用し、フレッシング疲労試験を行った。さらに、フレッシング疲労き裂伝ば寿命を接触部の摩擦力を考慮した破壊力学的手法により予測し、実験結果と比較した。その結果以下の結論が得られた。

(1) フレッシング疲労寿命は相対すべり量の増大とともに低下するが、ある値(本供試材では 12~13 μm)以上ではほぼ一定の寿命を示すようになる。この傾向は繰返し応力レベルが低いほど顕著である。

(2) 疲労限についても同様の傾向が認められたが、本実験では疲労限レベルではスパン長さ 40 mm の場合を除き相対すべり量が 12~13 μm 以下であったため、疲労限が一定値を示すような領域は観察されなかった。

(3) フレッシング疲労寿命および疲労限はいずれも接触面圧の増大とともに減少した。

(4) 相対すべり量および接触面圧の増加にともない疲労寿命が低下するのは、それらの増加にともない摩擦力が増加し、フレッシング疲労き裂伝ば速度を加速するためと考えられる。また、相対すべり量がある値以上で疲労寿命が一定値を示すようになるのは、その値以上で摩擦力がほぼ一定値をとるようになるためと考えられる。

(5) フレッシング疲労寿命を摩擦力を考慮した破壊力学的手法により予測した結果は実験結果とよく一致し、前述(4)の推察の妥当性を明らかにした。

(昭和61年7月18日 日本機械学会東海支部豊橋地方講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) R. Kühnel, *Glaser's Ann.*, 110-1312, 39 (1932).
- 2) A. J. Fenner and J. E. Field, *Revue Metallurgie*, **55**, 475 (1958).
- 3) 西岡邦夫, 平川賢爾, 日本機械学会論文集, **34**, 1183 (1968).
- 4) H. W. Müller and W. Funk, *Zeit MTZ*, **30**, 233 (1969).
- 5) 西岡邦夫, 平川賢爾, 日本機械学会論文集, **37**, 1051 (1971).
- 6) P. R. Edwards, "Fretting Fatigue", edited by R. B. Waterhouse, p. 67 (1981) Applied Science Publ.
- 7) 佐藤建吉, 藤井 孟, 日本材料強度学会誌, **18**, 98 (1984).
- 8) 西岡邦夫, 平川賢爾, 日本機械学会論文集, **34**, 2068 (1968).
- 9) 遠藤吉郎, 後藤穂積, 中村拓夫, 日本機械学会論文集, **38**, 1125 (1972).
- 10) 田中紘一, 武藤睦治, 迫田秀一, 日本機械学会論文集, **51**, 1200 (1985).
- 11) K. Tanaka, Y. Mutoh and S. Sakota, *Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct.*, **8**, 129 (1985).
- 12) K. Endo and H. Goto, *Wear*, **48**, 347 (1978).
- 13) J. A. Alic and A. L. Howley, *Wear*, **56**, 377 (1979).
- 14) 武藤睦治, G. Leadbeater, 田中紘一, 日本機械学会講演論文集, No. 380-2, 89 (1983).
- 15) H. Cornelius and F. Bollenrath, *Arch. Eisenhüttenwes.*, **14**, 335 (1941).
- 16) H. W. Liu, H. T. Corten and G. M. Sinclair, *Proc. ASTM*, **57**, 623 (1957).
- 17) K. Endo and H. Goto, *Wear*, **38-2**, 311 (1976).
- 18) 磯谷 潔, 航海訓練所研究報告, **59**, 53 (1983).
- 19) 永田見則, 松田 健, 柏谷英夫, 日本機械学会論文集, **53**, 196 (1987).
- 20) D. P. Rooke and D. A. Jones, *J. of Strain Analysis*, **14**, 1 (1979).
- 21) C. F. Shih and J. W. Hutchinson, *Trans. ASTM, Ser. H*, **98**, 289 (1976).