疲労強度に及ぼす表面粗さの影響の定量的評価* (粗さの深さとピッチの影響)

村上 敬宜*¹, 高橋 宏治*², 山下 晃生*³

Quantitative Evaluation of the Effect of Surface Roughness on Fatigue Strength (Effect of Depth and Pitch of Roughness)

Yukitaka MURAKAMI, Koji TAKAHASHI and Teruo YAMASHITA

In order to investigate the effect of surface roughness on fatigue strength, fatigue tests for a medium carbon steel, which was annealed and free of residual stress ($HV \cong 170$) and quenched and tempered ($HV \cong 650$), were carried out. To simulate the actual surface roughness, extremely shallow periodical notches with a constant pitch but irregular depth were introduced. The equivalent defect size $\sqrt{area_R}$ for roughness was defined to evaluate the effect of irregularly shaped roughness using the $\sqrt{area}$ parameter model. The fatigue limits of the annealed medium carbon steel specimens with artificial surface roughness are much higher than those of the specimen with a single notch because of the interference effect of notches. The fatigue limits predicted by the $\sqrt{area}$ parameter model are in good agreement with the experimental results.

Key Words: Fatigue, Fatigue Strength, Surface Roughness, Vickers Hardness (HV), $\sqrt{area}$ Parameter Model

1. 緒 言

疲労き裂は、ほとんどの場合、部材の表面から発生する。したがって機械加工を受けた材料の表面の状態は疲労強度に大きな影響を及ぼす。表面仕上げを受けた材料の疲労強度を評価する際は、以下の四つの影響因子を考慮する必要がある。

- (1) 表面粗さ
- (2) 残留応力
- (3) 塑性変形による表面層の加工硬化, 加工軟化
- (4) 塑性変形による表面層の組織変化

実際の仕上げを受けた材料ではこれらの四つの因子は複雑に絡み合って疲労強度に影響を及ぼす⁽¹⁾。このため、疲労強度を定量的に評価することは極めて困難とされてきた。しかし、疲労強度に及ぼす表面仕上げの影響を定量的に明らかにするためには上記の(1)～(4)の影響因子を明確に分離する必要がある。また疲労強度を支配する粗さの幾何学的性質を正確に把握

する必要がある。これまでのところ、表面仕上げの影響に関しては数多くの研究が行われている^{(2)~(13)}。Siebel-Gaier⁽⁶⁾は疲労強度と表面傷の最大の深さ(R)との関係を調べている。そして疲労強度は傷の深さがある限界値(R_0)以下のときは平滑材に比べて低下しないこと、および限界値よりも深いときは $\log R$ に比例して減少することを明らかにしている。Suh⁽⁷⁾は破断起点の加工傷を単独のき裂とみなし、疲労強度との関係を微小き裂に対する破壊力学を用いて整理している。そして、破断起点のような大きな傷は試験前の粗さ測定では予測できないことを指摘している。Cina⁽¹⁰⁾はステンレス合金を中心とする8種類の合金について加工層を有する試験片と電解研磨もしくは焼なましにより加工層を除去した試験片の疲労強度の比較を行い、加工傷よりも加工層のほうが疲労強度に及ぼす影響が大きいことを指摘している。原田ら⁽¹¹⁾および西谷ら⁽¹²⁾も同様に加工硬化や残留応力の影響が大きいことを指摘している。しかし、各因子の影響を明確に分離し、かつ粗さの幾何学的性質を正確に把握したものはない。

著者らは、これらの問題を解決し、表面仕上げを受けた材料の疲労強度の定量的評価方法を確立することを目的として研究を開始した。さきの研究⁽¹⁴⁾では、

* 1996 年 10 月 4 日 材料力学部門講演会において講演、原稿受付 1996 年 11 月 11 日。

*¹ 正員、九州大学工学部(〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)。

*² 学生員、九州大学大学院。

*³ 准員、三菱重工業(株)広島研究所(〒733 広島市西区観音新町 4-6-22)。

まず、因子(1)「表面粗さ」の定量的評価を行うためマルエージング鋼 ($HV \cong 715$) を用いて引張圧縮疲労試験を行った。この実験では、粗さを模擬するために切削加工により極めて浅い周期切欠きを試験部表面に導入した。さらに、表面粗さの影響のみを分離して評価するために、真空中で時効処理を行い、残留応力を解放するとともに硬さを一定とした。一方、粗さのような微小欠陥を有する鋼の疲労限度はき裂の発生限界ではなく、き裂が伝ばを停止した状態である⁽¹⁷⁾。したがって、粗さの問題は切欠き問題としてではなく、き裂問題として考える必要がある。このような観点から、粗さの問題にこれまで微小欠陥や介在物を有する材料の疲労強度を評価するために用いられてきた $\sqrt{area}$ パラメータモデル^{(15)~(17)} が有効であることを示した。

さきの研究における粗さを模擬した周期的切欠きは深さとピッチが一定の規則的なものであった。しかし実際の加工で得られる仕上げ面の幾何学的形状は不規則性を有している。そこで本研究では不規則性を有する粗さの影響の評価を行う。粗さを模擬するため NC 旋盤を用いて、極めて浅い周期的切欠きを試験部表面に導入した。この周期的切欠きのピッチは一定であるが深さは不規則である。供試材を S 45 C 焼なまし材

($HV \cong 170$) および S 45 C 焼入れ・焼戻し材 ($HV \cong 650$) とし、回転曲げ疲労試験を行った。そして不規則性を有する粗さの影響を $\sqrt{area}$ パラメータモデルを用いて定量的に評価することができることを示す。

2. 使用材料および実験方法

2・1 使用材料 使用材料は市販の直径 26 mm の S 45 C 圧延丸棒であり、それを 844°C、1 時間、炉冷で焼なましした後に試験片を製作した。表 1 に供試材の化学成分を示す。また表 2 に焼なまし材の機械的性質を示す。図 1 に試験片の熱処理条件および製作過程を示す。供試材は図中の手順 A で示される焼なまし材と手順 QT で示される焼入れ・焼戻し材として用いる。焼なまし材は焼なまし後、図 2 に示す試験片形状に機械加工を行った。これを以下 A 材と呼ぶ。一方の焼入れ・焼戻し材は直径 17 mm、長さ 212 mm の丸棒に荒削りした後、845°C、1 時間、20°C 水冷の焼入れ、次いで 200°C、1 時間、20°C 水冷の焼戻しの熱処理を行った。その後、図 3 に示す試験片形状に機械加工した。これを以下では QT 材と呼ぶ。

2・2 表面粗さおよび単一切欠きの導入 試験片の試験部表面にはサーメット・超硬合金のスローアウェイチップで NC 旋盤により送り速度を変えて、4 種類の表面粗さを導入した。チップの曲率半径 ρ は A 材では $\rho = 100 \mu\text{m}$ 、QT 材では $\rho = 200 \mu\text{m}$ である。切込み量は 0.1 mm、切削速度は A 材で 31 m/min、QT 材では 25 m/min である。仕上げ工程においては各試験片ごとに新しいチップを使用した。図 4 にそれぞれの試験片の試験部の縦断面の顕微鏡写真を示す。また図 5 には試験部表面の顕微鏡写真を示す。図 4 に示すように試験部表面には極めて浅い切欠きが周期的に並

Table 1 Chemical composition [wt.%]

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cu	Cr
0.46	0.22	0.74	0.024	0.026	0.02	0.01	0.15

Table 2 Mechanical properties [MPa, %]

σ_s (MPa)	σ_B (MPa)	σ_T (MPa)	ϕ (%)
356	663	1043	43.9

Fig. 1 Experimental procedure

Fig. 2 Shape and dimensions of annealed specimens [mm]

Fig. 3 Shape and dimensions of quenched and tempered specimens [mm]

んだ状態である。送り速度が一定であるので切欠きのピッチは一定であるが、切欠きの深さは不規則である。この理由として図5に矢印で示した構成歯先により傷つけられた欠陥の存在があげられる。構成歯先は切削過程に切りくずの一部が工具すくい面に溶着したものであり、仕上げ面悪化の原因となる⁽¹⁸⁾。さきの研究では切欠きの深さとピッチが一定の規則的な粗さを導入したが、実際の粗さは不規則性を有している。したがって、本研究で得られる結果は実際の加工で生じる粗さの評価の基礎になると考えられる。なお、切欠き底には深さ3 μm 程度のバイトによる切削傷が存在するが、実験はこの切削傷がある状態で行った。以下では簡単のため、粗さの程度および熱処理によって4種類の粗さ材を100 A, 150 A, 200 A, 150 QTと分類する。数字は旋盤の送り量すなわち切欠きのピッチ [μm] を表し、アルファベットは熱処理を表す。

さらに、比較のためA材のみ事実上粗さが零とみなせる電解研磨材および単一切欠き材の実験も行った。電解研磨材では、試験部をエメリー紙で研磨したあと、電解研磨により表面層を直径当たり約50 μm 除去している。また、単一切欠き材では曲率半径 $\rho = 200 \mu\text{m}$ のバイトを用いて、深さが約30 μm の円周切欠きを電解研磨を施した表面上に導入した。

Fig. 4 Periodical surface notch as artificial surface roughness; $\leftarrow$ Axial Direction $\rightarrow$ 500 μm longitudinal section

Fig. 5 Periodical surface notch as artificial surface roughness [100 A (↓ Defect scratched by built-up edge)]

A材では種々の表面粗さ材、電解研磨材および単一切欠き材を作成したのち、真空中で600°C、1時間の焼なましを行った。これにより機械加工により生じる残留応力を解放し、硬さをそろえることができた。

一方のQT材では熱処理により生じる残留応力と機械加工により生じる残留応力を含んでいる。しかし、表面の凸凹が大きいため、正確な残留応力の値を得ることができなかった。なお、本研究とほぼ同じ条件で熱処理を行った後、電解研磨により仕上げた直径7 mmの引張圧縮疲労試験片の軸方向の残留応力は試験片の測定位置によってばらつきがあり、試験部中央の表面では79.5~150.0 MPa程度である⁽¹⁹⁾。

2・3 硬さおよび粗さの測定 硬さの測定は測定荷重200 gで粗さ部以外の試験片表面の4点について行った。その平均値はA材で $HV \cong 170$ 、QT材で $HV \cong 650$ で、ばらつきは5%以下であった。図6にA材の粗さ導入部の横断面の組織の顕微鏡写真を示す。表面から20 μm 程度まで加工層が存在しているのがわかる。図7にA材の表面層の硬さ分布を示す。この測定は測定荷重を50 gとしている。基地組織の硬さ($HV \cong 170$)に比べて、表面層は硬化しており、 $HV \cong 180$ であった。このことは、実際の加工層では表面のごく薄い層の硬さが内部と異なっているのがご

Fig. 6 Surface worked layer of annealed specimen with artificial surface roughness

Fig. 7 Hardness distribution of annealed specimen with artificial surface roughness (150 A)

く一般的であることを示唆している。

表面粗さの測定は触針式表面粗さ計を用いて、すべての粗さ材の試験部を軸方向に計測した。図8に得られた粗さ曲線を示す。粗さ測定では試験片1本当たりの評価長さを8 mm、また最大高さを得るための基準長さを1 mmとした。表3に粗さの測定結果を示す。ここで最大高さは5本の試験片の測定で得られた5×8個の値の最大値である。 a_{mean} は計測により得られた5本分すべての粗さ曲線から求めた切欠き深さの平均値である。ここで切欠き深さは一つの切欠き底から隣り合う高い方の山までの深さ方向の距離である。 $2b$ は切欠きのピッチである。

使用した疲労試験機は小野式回転曲げ疲労試験機(容量98 N・m、回転数2400 rpm)である。本研究では、疲労限度は 10^7 回の繰返しに耐えた最大の公称応力として定義する。疲労限度付近の試験片に対しては、試験後停留き裂の有無を光学顕微鏡を用いて観察した。その際、き裂と切削傷との識別をするため、電解研磨により表面層を6~7 μm 除去した。

3. 実験結果と考察

3.1 疲労試験結果 疲労破断面の観察を行った結果、粗さ材の破断起点はすべて粗さを模擬した切欠きの底であった。図9に粗さ材の破断起点のSEM写真を示す。ここでは矢印で示すように構成歯先により傷つけられた欠陥が存在している。そしてこの部分で、深い切欠き(深さ18 μm)が浅い切欠き(深さ8 μm)へと変化しているのがわかる。破断起点の切欠きは18 μm と深く、最大高さ R_y (20.5 μm)と同じ程度である。このような欠陥はそのほかの粗さ材でも観察できたことから、実際の加工を受けた材料の疲労強度を

評価する際にも考慮すべきことである。

図10に粗さ材の粗さの谷(切欠き底)で観察できた停留き裂を示す。このように、粗さ材の疲労限度は切欠き底に発生したき裂の停留により決まっている。

図11にA材のS-N曲線を示す。粗さ材150Aの平均的な切欠きの深さ(37.5 μm)は単一切欠き材の深さ(30 μm)とほぼ同じ程度であるが、疲労限度は単一切欠き材より約30%も高い。これは複数の切欠きの干渉効果によって切欠き効果が減少するためである。このように、単一切欠き材の疲労限度は同じ程度の深さの切欠きを有する粗さ材の疲労限度よりも常に低くなる。このことは粗さ材の疲労限度の安全側の評価の参考となる。

Table 3 Measurement of artificial surface roughness

Specimen	Maximum height of roughness R_y μm	Mean depth of notches a_{mean} μm	Pitch of notches $2b$ μm
100A	27.3	14.5	100
150A	66.4	37.5	150
200A	74.0	53.3	200
150QT	20.5	13.0	150

Fig. 9 Fracture origin of quenched and tempered specimen 150 QT, (b) shows the higher magnification view of (a) [$\sigma_a=608$ MPa, $N_f=6.55 \times 10^4$ ($\downarrow$ Defect scratched by built-up edge)]

Fig. 8 Measurement of artificial surface roughness

Fig. 10 Non-propagating crack observed at notch root of the specimen with artificial surface roughness (200 A, $\sigma_a=226$ MPa)

3・2 $\sqrt{area}$ パラメータモデルの適用による粗さの影響の定量的評価

(1) 粗さを評価するための幾何学的パラメータ
疲労強度に及ぼす表面粗さの影響を定量的に評価するためには、疲労強度を支配する幾何学的パラメータを見出す必要がある。図12に二つの粗さ曲線を示す。これら二つの粗さ曲線は切欠きの深さは同じであるが、ピッチが異なるので両者の応力集中あるいは応力拡大係数は異なる。このことから疲労強度には深さとピッチの二つの量が関係することになる。これまでに行われた研究では深さの影響のみに着目しており^{(6)~(9)}、ピッチの影響に対する考慮が欠けている。図11の単一切欠き材と粗さ材の疲労限度の比較の結果から、ピッチの影響すなわち切欠きの干渉効果を考慮する必要があることは明らかである。しかし、深さとピッチの二つの量をパラメータとして疲労強度の評価

Fig. 11 S-N curve: Annealed specimens

Fig. 12 Depth and pitch of surface roughness

Fig. 13 Notches and its equivalent cracks

を行うのは疲労強度と粗さの代表パラメータという1対1対の関係を作れないので実用的ではない。そこで本研究では、以下に示すように二つの量を一つのパラメータとして評価する方法を提案する。

図10に示したように粗さ材の疲労限度は切欠き底に発生したき裂の停留により決まっている。したがって、粗さ材の疲労限度はき裂が発生する前の切欠き問題としてではなく、き裂が伝ばを停止した状態のき裂問題として考える必要がある。さきの研究⁽¹⁴⁾では、粗さを模擬した周期切欠きの問題に村上らの一連の研究により提案された $\sqrt{area}$ パラメータモデル^{(15)~(17)}を適用した。そして疲労強度を支配する粗さの幾何学的パラメータとして粗さの深さとピッチの二つの量の影響をまとめて考慮できる等価欠陥寸法 $\sqrt{area_R}$ の評価法を提案した。本研究では深さがやや不規則な周期切欠きにこの評価法を適用する。

(2) 微小欠陥、介在物を含む鋼の疲労限度予測式

これまでの研究によって、微小き裂、微小欠陥、介在物が材料表面に存在する場合の $\sqrt{area}$ パラメータモデルによる疲労限度(σ_w)の予測式は平均応力の影響を考慮する場合、次のように与えられている⁽¹⁷⁾。

[微小欠陥、介在物が自由表面に存在する場合]

$$\sigma_w = 1.43(HV + 120) / (\sqrt{area})^{1/6} \cdot [(1 - R)/2]^a \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、各量の定義および単位は

σ_w : 推定疲労限度 MPa

HV: ピッカース硬さ kgf/mm²

$\sqrt{area}$: 微小欠陥、介在物の投影面積の平方根 μm

$$a = 0.226 + HV \times 10^{-4}$$

R: 応力比 ($\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$)

である。

(3) 粗さの等価欠陥寸法 $\sqrt{area_R}$ の評価法
 $\sqrt{area}$ パラメータモデルによれば、欠陥の初期の

Fig. 14 Stress intensity factor for periodical surface crack

$\sqrt{area}$ が疲労強度を決定する寸法、形状因子となる⁽¹⁷⁾。1 個の浅い円周切欠きの場合の $\sqrt{area}$ は次式で評価できる⁽¹⁵⁾。

$$\sqrt{area} \cong \sqrt{10}a \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 a : 切欠きの深さである。しかし、表面粗さのような周期的き裂の場合は、き裂同士の干渉の影響を考慮して $\sqrt{area}$ を見積もる必要がある。さきの研究では粗さの問題をき裂問題と考え、図 13 に示すように周期的切欠きの疲労限度の状態を周期的き裂と等価とみなすことによって $\sqrt{area}$ を評価する方法を提案した⁽¹⁴⁾。以下にその評価法を示す。

半無限板中の周期的き裂列の応力拡大係数 K_I は、図 14 のようになる⁽²⁰⁾。図 14 の図中の F は次式で定義される補正係数である。

$$K_I = F\sigma_0\sqrt{\pi a} \quad \dots\dots\dots (3)$$

Table 4 The value of $\sqrt{area}$

Specimen	$R_y/2b$	$\sqrt{area_R}/2b$	$\sqrt{area_R} \mu m$
100A	0.273	0.38	38
150A	0.443	0.38	57
200A	0.370	0.38	76
150QT	0.137	0.32	47

Fig. 15 A surface crack of arbitrary shape

Fig. 16 Relationship between $\sqrt{area_R}/2b$ and $a/2b$

F は、図中の深さ (a) とピッチ ($2b$) の関数である。図 14 からわかるように、深さ (a) を一定としたとき、き裂列のピッチ ($2b$) が小さくなるにつれて、き裂同士の干渉により K_I は小さくなる。一方、図 15 に示すような任意形状の微小表面き裂のき裂前縁に沿った、応力拡大係数 K_I の最大値 $K_{I\max}$ は、近似的に次式で与えられる⁽²¹⁾。

$$K_{I\max} = 0.65\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\nu = 0.3 \quad (\text{ポアソン比})$$

式(3)、式(4)から周期的き裂の等価 $\sqrt{area}$ を求める次式が得られる。これを $\sqrt{area_R}$ とする。

$$\sqrt{area_R} = (F/0.65)^2 \cdot a \quad \dots\dots\dots (5)$$

このようにして式(5)によって、表面粗さの $\sqrt{area_R}$ を評価できる。

図 16 に新たに $\sqrt{area_R}/2b$ と $a/2b$ の関係を示す。図 16 において、ピッチ ($2b$) を一定にして深さ (a) を増加させていく場合を考える。等価欠陥寸法 $\sqrt{area_R}$ は a の増加に伴い増加するが、 $a/2b=0.195$ において極大値となる。そして $a/2b$ の広い範囲で $\sqrt{area_R}$ は一定値となる。さらに a を増加させると $\sqrt{area_R}$ は減少するが、この範囲は通常の粗さの程度には該当しないので以下では考察から除外する。このような事情

Table 5 Comparison between the predicted fatigue limit and the experimental results

(a) Annealed specimens

Specimen	H V	$\sqrt{area_R}$ μm	●broken ○not broken	depth of crack initiation site μm	Experiment σ_a MPa	Prediction σ_w MPa
E P	170±10	—	●	0	284	272±16*
			●	0	265	
			○	—	260	
			○	—	255	
			○	—	245	
100A	180±10	38	●	17	255	234±8
			●	14	250	
			○	—	245	
			○	—	235	
			○	—	216	
150A	180±10	57	●	32	245	219±7
			○	—	235	
			○	—	216	
200A	180±10	76	●	78	235	208±7
			○	—	230	
			○	—	226	
Single notch	170±10	95**	●	32	196	194±7
			●	31	186	
			○	—	181	
			○	—	177	

(b) Quenched and tempered specimens

Specimen	H V	$\sqrt{area_R}$ μm	●broken ○not broken	depth of crack initiation site μm	Experiment σ_a MPa	Prediction σ_w MPa
150QT	650±30	47	●	17	608	580±22
			●	18	569	
			○	—	549	
			○	—	530	

*Predicted by eq (8)

**Predicted by eq (2) for $a=30 \mu m$

から、粗さの等価欠陥寸法は以下の式で求めることができる。

$$\sqrt{area_R}/2b = 2.97(a/2b) - 3.51(a/2b)^2 - 9.74(a/2b)^3 \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$a/2b < 0.195$$

$$\sqrt{area_R}/2b \cong 0.38 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$a/2b > 0.195$$

本研究では送り量が一定の切削加工を行っている。したがって、粗さはピッチ ($2b$) はほぼ一定となるが、深さ (a) は不規則である。そこで $\sqrt{area_R}$ を評価する際は、深さ a をある値に仮定する必要がある。ここでは深さとして表 3 に示した最大高さ R_y を用いる。この最大高さは基準長さを 1 mm、評価長さを 8 mm として 5 本の試験片について粗さ測定を行い、得られた 5×8 個の値の最大値である。図 16 には $a=R_y$ として $a/2b$ を求め、式 (6) および式 (7) を用いて $\sqrt{area_R}$ の推定を行った結果をプロットした。表 4 に得られた $\sqrt{area_R}$ を示す。一方、単一切欠き材の $\sqrt{area}$ は式 (2) を用いて評価した。

疲労限度の予測式は粗さ材および単一切欠き材では $R=-1$ として式 (1) を用いる。焼入れ・焼戻し材は熱処理および加工により生じる残留応力を含んでいる。さきに述べたように 150 MPa 程度の引張残留応力は存在するものと考えておかねばならない。しかし破壊起点の残留応力を把握することができなかったので応力比 $R=-1$ として予測を行う。また電解研磨材は $HV < 400$ の材料に対して成立する次の近似式を用いる。

$$\sigma_w \cong 1.6HV \quad \dots\dots\dots (8)$$

表 5 および図 17 に実験結果と予測結果の比較を示す。表 5 において疲労限度の予測値に幅を持たせているのは、硬さのばらつきを考慮したからである。100 A, 150 A, 200 A では疲労限度 σ_w の推定値は実験値に近い。これらの粗さ材の疲労限度は単一切欠き材よりもかなり高い。これは切欠きの干渉効果によって切欠き効果が緩和されているためである。このように干渉効果を考慮した $\sqrt{area_R}$ による疲労限度 σ_w の推定が妥当であることがわかる。焼なまし材において電解研磨材や単一切欠き材では疲労限度の実験結果は予測結果よりもやや低く、表面粗さ材では 3 種類とも実験結果が予測結果よりも高い。この理由は次のように考えることができる。疲労限度の予測は表面層における加工硬化を考慮して $HV=180$ として行ったが、図 7 の表面層の硬さ分布に示したように表面のごく近傍では $HV=200$ 程度の値も含まれている。そのため粗さ材の疲労限度の実験結果が予測結果よりも若干高くな

Fig. 17 Comparison between the predicted fatigue limit and the experimental results

ったものと考えられる。150 QT については破壊起点の残留応力が把握できれば、予測精度はもっと向上するものと思われる。

4. 結 言

疲労強度に及ぼす粗さの影響を定量的に評価する方法を確立することを目的として、供試材を S 45 C の焼なまし材および焼入れ・焼戻し材として疲労試験を行った。焼なまし材では真空焼なましを行い残留応力を解放している。実際の加工で生じる粗さを模擬するためにピッチは一定であるが、深さが一定ではない不規則性を有する周期切欠きを試験部表面に導入した。

得られた結論は次のようになる。

(1) S 45 C 焼なまし材の粗さ材の疲労限度は同じ程度の深さの切欠きを有する単一切欠き材の疲労限度よりも約 30% も高くなっている。これは粗さの干渉効果によって切欠き効果が緩和されるからである。このように粗さ材の疲労強度の評価には切欠きの干渉効果を考慮する必要がある。このことから、粗さの評価には深さだけではなく、ピッチの影響も考える必要があることがわかる。一方、単一切欠き材の疲労限度が粗さ材の疲労限度よりも常に低くなることは、粗さ材の疲労限度の安全側の評価の参考となる。

(2) 粗さ材の疲労限度は切欠き底に発生したき裂の停留で決まっていることが明らかとなった。したがって粗さの問題はき裂問題として取扱う必要がある。そこで粗さを周期き裂とみなしたときの応力拡大係数 K_t を反映する $\sqrt{area_R}$ を疲労強度を支配する粗さの幾何学的パラメータとして用いた。粗さ材の疲労強度を評価するには切欠きの深さとピッチの二つの量を考慮する必要がある。 $\sqrt{area_R}$ を用いればこれら二つの

量を一つのパラメータでまとめて評価できるため実用的である。

(3) 粗さを有する材料の疲労限度 σ_w を材料の基地組織の硬さ HV と粗さの等価欠陥寸法 $\sqrt{area_R}$ を用いて次式で推定した。

$$\sigma_w = 1.43(HV + 120) / (\sqrt{area_R})^{1/6} \cdot [(1 - R)/2]^\alpha$$

ここで各量の定義および単位は σ_w : MPa, HV : ビッカース硬さ kgf/mm^2 , $\sqrt{area_R}$: 粗さの等価欠陥寸法 μm , $\alpha = 0.226 + HV \times 10^{-4}$, R : 応力比 ($\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) である。この予測式により, $R = -1$ として 4 種類の不規則性を有する粗さ材の疲労限度の推定を行った。QT 材に対しては破断起点の正確な残留応力の値を把握することができなかったので両振り ($R = -1$) として予測を行った。予測結果と実験結果の誤差は 10% 以下であった。このことから極端に深い切欠きが周期切欠き中に存在しない場合には、本研究の方法によって不規則性を有する粗さの影響の定量的評価が可能である。もし、極端に深い切欠きまたは粗さが存在する場合には、現段階では、単一切欠きの予測を行えば疲労限度の下限値を推定できる。

文 献

- (1) 石橋正, 設計を主とした金属の強さ, (1962), 97, 養賢堂.
- (2) 日本材料学会編, 疲労設計便覧, (1995), 42, 養賢堂.
- (3) 石橋正, 金属の疲労と破壊の防止, (1977), 17, 養賢堂.
- (4) 日本機械学会編, 疲れ強さの設計資料 II 表面効果, (1965), 1.
- (5) Forest, P. G., *Fatigue of Metals*, (1962), 175, Pergamon press.
- (6) Siebel, E. and Gaier, M., *VDI-Z*, **98**(1956), 1715-1723.
- (7) Suhr, R. W. (Miller, K. J. and de los Rios, E. R. 編), *The Behavior of Short Fatigue Cracks, EGF Pub 1* (1986), 69-86, Mechanical Engineering Publications, London.
- (8) 河本実・ほか 3 名, 材料, **4**-19(1954), 42-48.
- (9) 西谷弘信・今井良一, 機論, **49**-442, A(1983), 693-698.
- (10) Cina, B., *Metallurgia*, **53**(1957), 11-19.
- (11) 原田昭治・ほか 5 名, 機論, **53**-487, A(1987), 401-409.
- (12) 西谷弘信・ほか 2 名, 機論, **58**-553, A(1992), 1575-1580.
- (13) Sinclair, G. M., ほか 2 名, *Trans. ASME*, **79**-1(1957), 89-96.
- (14) 村上敬宜・堤一也・藤嶋正博, 機論, **62** 597, A(1996), 1124-1131.
- (15) 村上敬宜・遠藤正浩, 機論, **49** 438, A(1983), 127-136.
- (16) 村上敬宜・遠藤正浩, 材料, **35**-395(1986), 911-917.
- (17) 村上敬宜, 金属疲労; 微小欠陥と介在物の影響, (1993), 54, 養賢堂.
- (18) 日本機械学会編, 機械工学便覧加工学・加工機器, (1984), B2 119.
- (19) 村上敬宜・高田昌幸・烏山寿之, 日本材料学会第 23 回疲労シンポジウム(1996-11), 241-244.
- (20) Murakami, Y., ほか 9 名, *STRESS INTENSITY FACTORS HANDBOOK 1*, (1987), 116, Pergamon Press.
- (21) 村上敬宜・石田誠, 機論, **51** 464, A(1985), 1050-1056.