

高強度鋼の長寿命疲労挙動に及ぼす切欠きと表面粗さの影響†

井藤賀久岳* 戸梶恵郎**
中島正貴*** 高行男*Effects of Notch and Surface Roughness on Long Life Fatigue Behaviour
in High Strength Steels

by

Hisatake ITOGA*, Keiro TOKAI**, Masaki NAKAJIMA*** and Haeng-Nam Ko*

In order to evaluate the effects of notch and surface roughness on fatigue fracture morphology of high strength steels in long life region, cantilever-type rotary bending fatigue tests have been performed using notched specimens with different stress concentration factors, α , of 1.16, 1.51 and 2.0, and specimens with roughened surface of the maximum height, R_z , of approximately $10\mu\text{m}$, $16\mu\text{m}$ and $19\mu\text{m}$. The smooth specimen and the notched specimen with $\alpha = 1.16$ showed subsurface fracture in long life region. However, subsurface fracture was not seen in the notched specimens of $\alpha = 1.51$ and 2.0 because of much higher maximum stress at the notch root. In the surface fracture region, fatigue strength decreased with increasing stress concentration factor, while in the subsurface fracture region, there was no discernible difference in fatigue strength between the smooth specimen and the notched specimen with $\alpha = 1.16$. Furthermore, it was indicated that the high strength steel studied had a very high sensitivity to notch. All specimens with roughened surface exhibited subsurface fracture, where the transition stress at which fracture mode changed decreased in the specimens with rougher surface. In the surface fracture region, fatigue strength decreased with increasing surface roughness, while in the subsurface fracture region, it did not depend on surface roughness. The $\sqrt{\text{area}}$ parameter model gave a reasonable estimation of the transition stress of the surface-roughened specimens.

Key words: Fatigue behaviour, High strength steel, Notch, Surface roughness, Subsurface fracture, $\sqrt{\text{area}}$ parameter model

1 緒 言

高強度鋼は長寿命領域において、非金属介在物を起点として fish-eye を形成する内部起点型疲労破壊を生ずることが知られており、現象の実験的把握や発現機構について多方面から検討が行われている。著者らもこれまでに、表面や内部からのき裂発生を抑制または促進する因子、すなわち外部環境^{1)~3)}加工硬化層⁴⁾残留応力⁴⁾表面処理^{5), 6)}介在物の性状⁷⁾などの影響について明らかにしてきた。

ところで、機械および構造物には設計上断面形状の変化部(切欠き)の存在は避けられない。また、それらは製作過程において行われる機械加工法などに依存して様々な表面性状を有する。これらのことから、疲労強度に及ぼす切欠きや表面性状の影響の評価は実用的にきわめて重要である。一般に、高強度鋼は切欠きや表面粗さに敏感であると理解されているが、長寿命疲労特性、特に破壊形態と切欠きや表面粗さとの関連に関する研究はほとんど行われていない。

そこで本研究では、高強度鋼 SNCM439 の 3 種類の切欠き材および 3 種類の表面粗さ材を用いて片持ち回転曲

げ疲労試験を行い、平滑材の結果との比較に基づいて $S-N$ 特性および破壊形態に及ぼす切欠きおよび表面粗さの影響について検討する。

2 実験方法

2.1 供試材および試験片

用いた材料は 2 種類の低合金鋼 SNCM439 である。それらの化学成分を Table I に示す。両材とも $880^\circ\text{C} \cdot 1$ 時間保持後焼入れ、その後 $200^\circ\text{C} \cdot 1$ 時間保持後空冷の熱処理を施した。

熱処理後の機械的性質を Table II に示す。SNCM439A を切欠きの実験に、SNCM439B を表面粗さの実験に用いた。素材は異なるが、両材はほぼ同等の機械的性質を有している。

熱処理後、Fig. 1 に示す平滑材(以後、S材)および 3 種類の切欠き試験片の形状寸法に機械加工した。切欠

Table I. Chemical compositions. (wt.%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
SNCM439A	0.38	0.28	0.74	0.02	0.02	0.15	1.80	0.79	0.16
SNCM439B	0.38	0.30	0.76	0.02	0.01	0.08	1.72	0.75	0.15

† 原稿受理 平成 17 年 3 月 3 日 Received Mar. 3, 2005

* 正会員 中日本自動車短期大学自動車工業科 〒505-0077 岐阜県加茂郡坂祝町, Automobile Eng., Nakanihon Automotive College, Kamo-gun, Gifu, 505-0077

** 正会員 岐阜大学工学部機械システム工学科 〒501-1193 岐阜市柳戸, Dept. of Mech. Systems Eng., Gifu Univ., Yanagido, Gifu, 501-1193

*** 正会員 豊田工業高等専門学校機械工学科 〒471-8525 豊田市栄生町, Dept. of Mech. Eng., Toyota College of Tech., Eisei-cho, Toyota, 471-8525

Table II. Mechanical properties.

Material code	0.2% proof Tensile		Elongation ϕ (%)	Reduction of area ϕ (%)
	stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	strength σ_B (MPa)		
SNM439A	1494	1956	9	45
SNM439B	1490	1863	9	45

Table III. Surface roughness and residual stress.

Specimen	S	R10	R16	R19
Mesh size of emery paper finished	Buff	#100	#60	#40
R_z (μm)	0.66	10.2	16.5	19.3
R_a (μm)	0.09	1.39	2.14	3.15
σ_R (MPa)	-628	-894	-656	-793

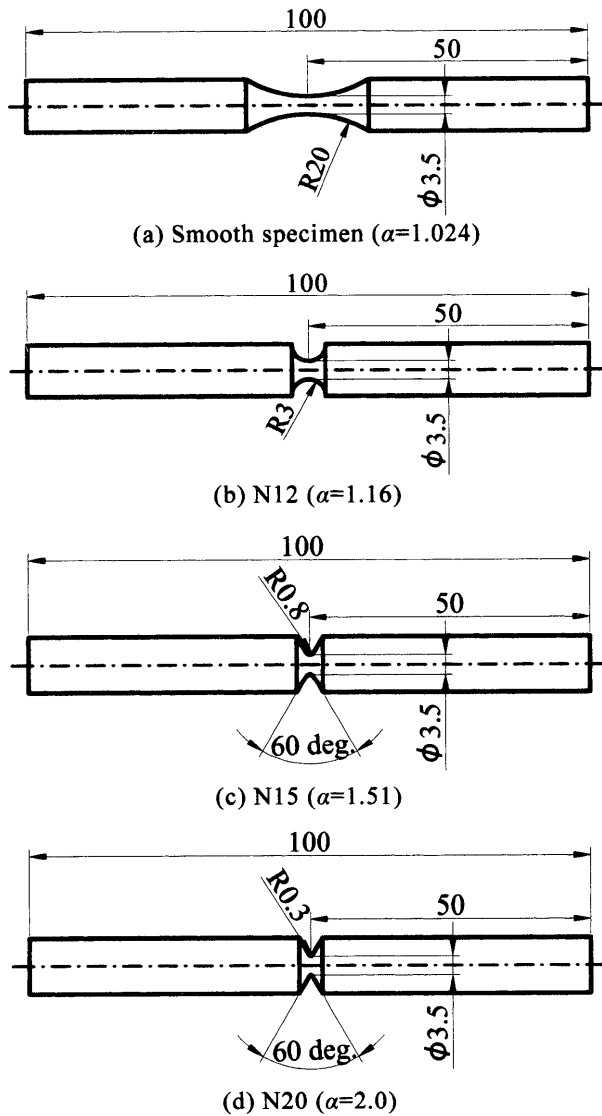


Fig. 1. Specimen configuration.

き材の応力集中係数 α は 1.16, 1.51, 2.0 であり, 以後それぞれ N12 材, N15 材, N20 材と呼ぶ. 表面粗さ材については, S 材の最小断面部周辺をエメリー紙およびバフ研磨したのち, 再びエメリー紙研磨 (#40, #60 および #100) によって表面粗さを付与した. 最大高さ R_z および算術平均粗さ R_a を Table III に示す. 以後, R_z を用いて粗さを付与した試験片 (表面粗さ材) を表し, それぞれ R10 材, R16 材および R19 材とする. Fig. 2 に各試験片の表面粗さの様相を示す. 図から明らかなように, バフ研磨された S 材の表面は滑らかであるが, R10 材, R16 材および R19 材では不規則な凹凸が存在している.

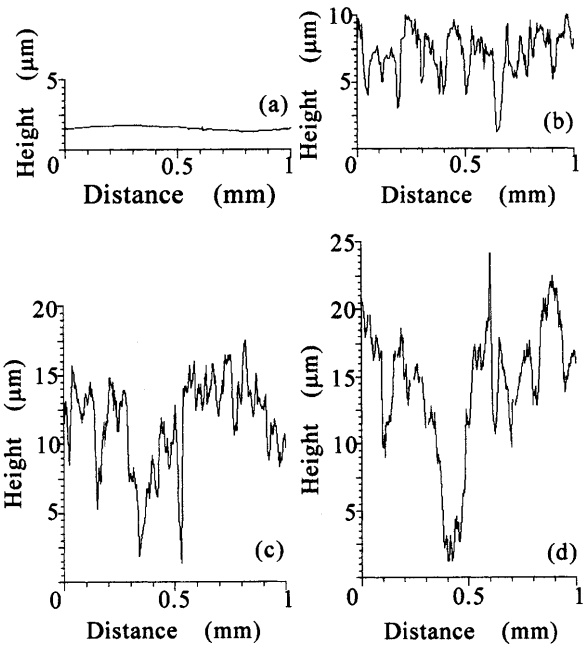


Fig. 2. Roughness profiles of fatigue specimens : (a) Smooth, (b) R10, (c) R16, (d) R19.

2・2 実験方法

疲労試験に先だって, X線回折装置を用いて残留応力の測定を行った. 測定条件は, 特性 X 線: CrK α , 管電圧: 30kV, 管電流: 20mA である.

疲労試験には 4 連式片持ち回転曲げ疲労試験機 (繰返し速度 f : 52.5Hz) を用いて, 室温大気中において実験を行った. 試験後, 走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて破面を詳細に観察した.

3 実験結果

3・1 繰返しに伴う残留応力の変化

表面粗さ付与後の残留応力 σ_R を前掲の Table III に示す. S 材に比べて圧縮残留応力が増加していることから, 粗さ付与によって付加的な残留応力が導入されていることがわかる. そこで, S 材と R19 材について応力繰返しに伴う残留応力の変化を測定した. その結果を Fig. 3 に示す. S 材では, 繰返し初期において圧縮残留応力は幾分減少したのち, 繰返し数 $N = 10^6$ 回までほぼ一定となる傾向を示す. この残留応力の大きさは試験前 ($N=0$) よりわずかに減少した程度であることから, 機械加工によって生じた残留応力は安定に存在することがわかる. 一方 R19 材では, 繰返し数 $N = 10^3$ 回までに圧縮残留応力は試験前に比べて大きく減衰するが, その後 $\sigma_R = -600\text{MPa}$ 程度でほとんど変化しない. この大きさはほぼ S 材と同等

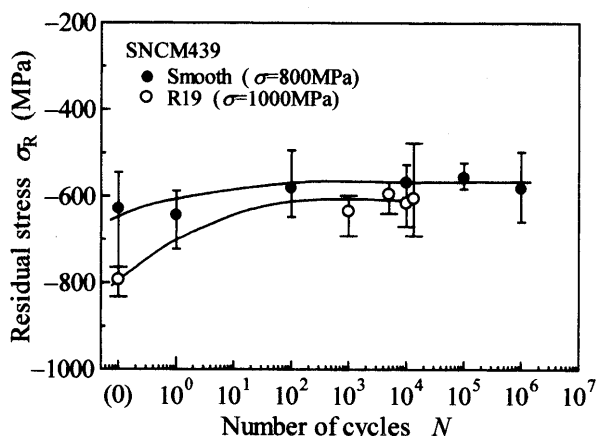


Fig. 3. Changes of residual stress with stress cycling in smooth specimen and surface-roughened specimen.

であることから、繰返しによって減衰した残留応力は、表面粗さを付与することによって生じたものであると考えられる。したがって、Table III に示したように、粗さ付与後の残留応力は試験片ごとに異なるが、残留応力の疲労強度に及ぼす影響は S 材およびすべての表面粗さ材について同等であると考えられる。

3・2 切欠き材の疲労特性

S 材, N12 材, N15 材および N20 材の S-N 曲線を Fig. 4 に示す。破面観察に基づいて表面起点型破壊を中空印, fish-eye を伴う内部起点型破壊を中実印で表した。S 材および N12 材は高応力域では表面起点型破壊, 低応力域では内部起点型破壊となり, その結果, S-N 曲線は明瞭な 2 段折れ曲がりを示す。これに対して, N15 材および N20 材では低応力域においても表面起点型破壊となり, 内部起点型破壊は生じない。このことから本研究の場合, $\alpha > 1.5$ であれば内部起点型破壊は消失する。これは切欠き底に集中した高い応力によって表面起点型破壊が助長されるからである。また, 表面起点型破壊の場合, α の増加に伴って疲労強度は低下するが, 内部起点型破壊の場合, S 材と N12 材の疲労強度は一致している。このことから, 内部起点型破壊の領域における疲労強度は切欠きの影響をほとんど受けない。

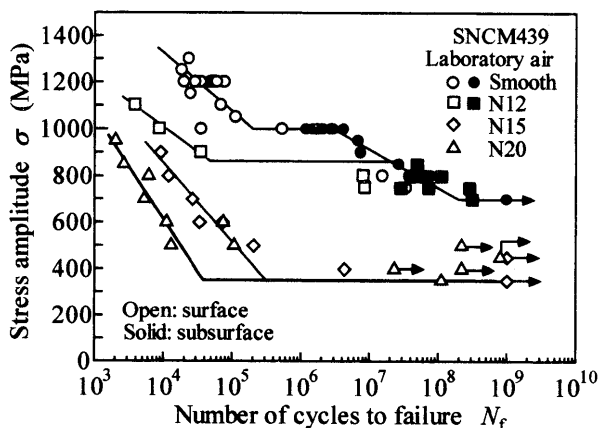


Fig. 4. S-N curves for smooth specimen and notched specimens.

内部起点型破壊が生じる最も高い応力を遷移応力 (N15 材および N20 材に対しては疲労限度) と定義すると, 遷移応力は S 材では 1000MPa, N12 材では 850MPa, N15 材および N20 材では 350MPa である。なお, 切欠きの鋭さにかかわらず, $10^8 \sim 10^9$ 回で未破断の試験片に停留き裂は認められなかった。

3・3 表面粗さ材の疲労特性

S 材, R10 材, R16 材および R19 材の S-N 曲線を Fig. 5 に示す。Fig. 4 と同様に, 破面観察に基づいて表面起点型破壊を中空印, fish-eye を伴う内部起点型破壊を中実印で表した。図から明らかなように, すべての表面粗さ材は S 材と同様に, き裂発生機構の移行に起因して 2 段折れ曲がり S-N 曲線を示す。遷移応力は S 材および R10 材では 1000MPa, R16 材および R19 材では 850MPa であり, 表面粗さの増加に伴って低下する傾向がある。また, 表面起点型破壊の場合, 表面粗さの増加に伴って疲労強度は低下する。これは表面粗さの凹部が切欠きとして作用する結果, 表面からのき裂発生が促進されるからである。一方, 内部起点型破壊の場合, すべての試験片の疲労強度はほぼ一致している。これはき裂が内部で発生するから, 表面の粗さの影響を受けないからである。

3・4 破面観察

内部起点型破壊の場合, fish-eye が観察され, その様相は切欠きおよび表面粗さに関係なくほぼ同様であった。その様相の一例を Fig. 6 に示す。図に見られるように, fish-eye はほぼ円形で, その中心付近に介在物が存在し,

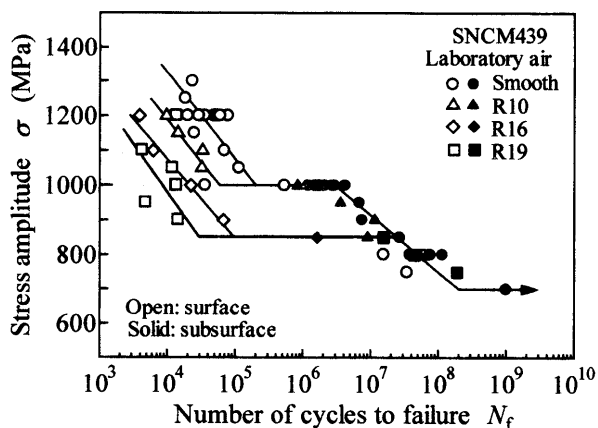


Fig. 5. S-N curves for smooth specimen and surface-roughened specimens.

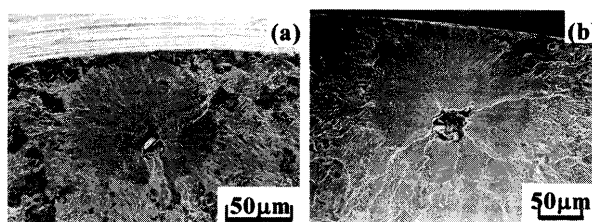


Fig. 6. SEM micrographs of subsurface crack initiation site: (a) N12 ($\sigma = 800\text{MPa}$, $N_f = 6.23 \times 10^7$), (b) R16 ($\sigma = 850\text{MPa}$, $N_f = 1.61 \times 10^6$).

例外なく試験片表面に内接している。このことから、fish-eyeの形成には切欠きおよび表面粗さは影響を及ぼさないことがわかる。

表面粗さ材の表面起点型破壊の場合、表面粗さにかかわらず、き裂は例外なく表面の凹部から発生した。また、破面から判断されるき裂成長の様相も、表面粗さの違いによる顕著な差異は認められなかった。一旦き裂が発生すると、きわめて初期のき裂成長を除いて表面粗さの影響を受けないから、表面粗さの増加はき裂の早期の発生を促進することによって疲労強度に影響を及ぼすと考えられる。

4 考 察

4・1 切欠き材と表面粗さ材の比較

内部起点型破壊が生じた切欠き材 (N12 材) と表面粗さ材の S-N 曲線を比較して Fig. 7 に示す。図から明らかなように、内部起点型破壊の領域では、N12 材と表面粗さ材の疲労強度はほぼ一致している。このことから、内部起点型破壊の疲労強度は切欠きや表面粗さなどの表面性状の影響を受けないことがわかる。一方、表面起点型破壊の領域では、N12 材の S-N 曲線は R19 材の結果とほぼ一致し、両材の遷移応力も 850MPa である。すなわち、N12 材の切欠きと R19 材の表面粗さの効果は、試験を行った全応力域においてほぼ同等であり、疲労強度に対して $\alpha = 1.16$ の切欠きは $R_z = 19.3\mu\text{m}$ の表面粗さと等価であると言える。

4・2 内部起点型破壊の定量的検討

S 材、N12 材および表面粗さ材における試験片表面から介在物までの距離 d_{inc} と fish-eye の直径 d_{fish} の関係を Fig. 8 に示す。図中の直線は S 材のデータに対する回帰直線である。若干のばらつきは見られるが、介在物の位置が深くなるに従って fish-eye の直径は大きくなる傾向がある。これは前述したとおり、fish-eye が試験片表面に内接するためである。また、 d_{fish} に対する d_{inc} の比 ($d_{\text{inc}}/d_{\text{fish}}$) は S 材では 0.65、N12 材では 0.58、R 材では 0.54 であり、破壊起点となった介在物は fish-eye の中心より試験片中心側に少しずれた位置にある。本研究は回転曲げ荷重下の実験であることから、応力勾配のために

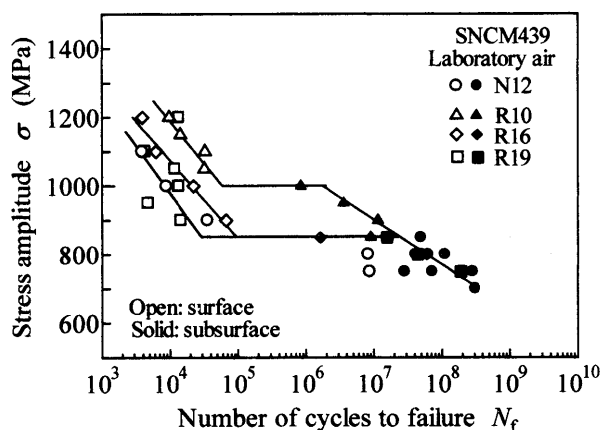


Fig. 7. Comparison of S-N characteristics between notched specimens and surface-roughened specimens.

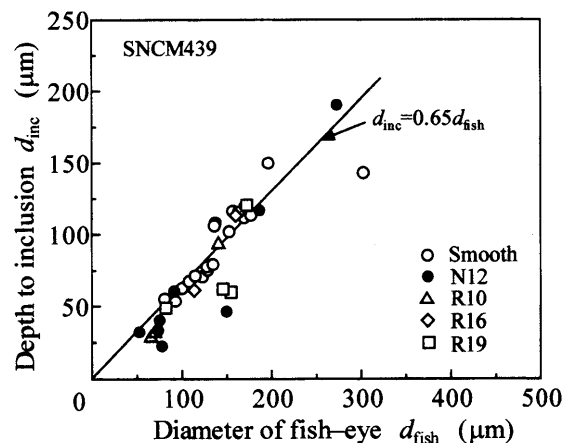


Fig. 8. Relationship between depth to inclusion and diameter of fish-eye.

試験片中心方向に比べて表面方向へのき裂成長が容易であったためと考えられる。上述のとおり切欠き材や表面粗さ材の $d_{\text{inc}}/d_{\text{fish}}$ は S 材に比べて小さいが、切欠きや表面粗さは、円形で中心付近に介在物を持ち、表面に内接するといった fish-eye の形態に顕著な影響を及ぼさない。

4・3 切欠き感受性

切欠き材について α と切欠き係数 β の関係を Fig. 9 に示す。図中の実線は $\alpha = \beta$ である。また、S 材および N12 材の疲労限度として遷移応力を用いている。図から明らかなように、N12 材では α と β はほぼ一致し、N15 材および N20 材では $\alpha < \beta$ の特異な結果になっているが、この結果は本供試材の切欠き感受性がきわめて高いことを示している。

ところで、 $\alpha < \beta$ の原因として、基準となる S 材の疲労限度として遷移応力 ($\sigma = 1000\text{MPa}$) を採用したことの可否や切欠きは機械加工のままであるから、切欠き底の粗さが二重切欠きとして作用したことなどが考えられる。そこで、後者の点について確認するために、N15 材および N20 材について切欠き底をバフ研磨した試験片を用いて付加的な実験を行った。結果を Fig. 10 に示す。図から明らかなように、疲労限度はバフ研磨によって N15 材

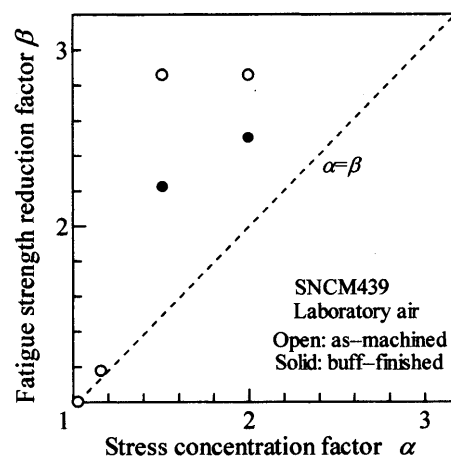


Fig. 9. Relationship between fatigue strength reduction factor and stress concentration factor.

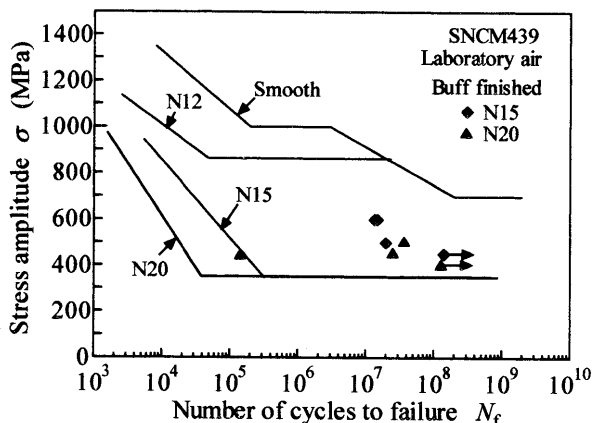


Fig. 10. S-N plots of buff-finished N15 and N20 specimens.

では 350MPa から 450MPa, N20 材では 350MPa から 400MPa へ上昇し, 切欠き底の粗さが疲労強度に影響を及ぼしていたことがわかった. これらの結果に基づいて, α と β の関係を再プロットした結果が前掲の Fig. 9 の中実印である. 結果は $\alpha = \beta$ の関係に近づくが, なお依然として $\alpha < \beta$ である. この理由として前述したとおり, 平滑材の疲労限度として遷移応力を採用することに任意性があることが挙げられる. すなわち, 本研究では遷移応力を内部破壊が生ずる最も高い応力と定義しているが, もし表面起点型破壊が現れる最も低い応力を用いれば, 結果は $\alpha = \beta$ の関係に近づくことになる.

4・4 表面粗さ材の遷移応力の予測

表面粗さを微小欠陥とみなして \sqrt{area} パラメータモデルを用いて遷移応力の推定を試みた. なお, 遷移応力の定義は前述のとおりであるが, 表面粗さ材の場合, Fig. 5 から明らかなように表面起点型破壊が現れる最も低い応力として遷移応力を定義してもほぼ同一となる.

表面起点型破壊の場合, 疲労限度 (本研究の場合, 遷移応力) は次式によって与えられる.⁸⁾

$$\sigma_{wp} = \frac{1.43(HV + 120)[(1 - R)/2]^\alpha}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (1)$$

ここで, σ_{wp} : 予測疲労限度 (MPa), HV : ピッカース硬さ (kgf/mm^2), R : 応力比, $\alpha: 0.226 + HV \times 10^{-4}$ である. なお, 式 (1) における \sqrt{area} を村上ら⁹⁾による表面粗さの等価欠陥寸法の評価法を用いて求めた. すなわち, 表面粗さの深さ a とピッチ $2b$ から等価欠陥寸法 $\sqrt{area_R}$ を次式によって評価する.

$$\frac{\sqrt{area_R}}{2b} = 2.97\left(\frac{a}{2b}\right) - 3.51\left(\frac{a}{2b}\right)^2 - 9.74\left(\frac{a}{2b}\right)^3 \quad \text{for } \frac{a}{2b} < 0.195 \quad (2a)$$

$$\frac{\sqrt{area_R}}{2b} \cong 0.38 \quad \text{for } \frac{a}{2b} > 0.195 \quad (2b)$$

本研究では a と $2b$ を Fig. 11 に示すように定義し, $a = R_a$ と $a = R_z$ の両方について遷移応力を予測した. 得られた遷移応力の予測結果を採用したパラメータの値とともに Table IV に示す. 表から明らかなように, a として R_a または R_z のいずれを用いても, 推定された遷移応力

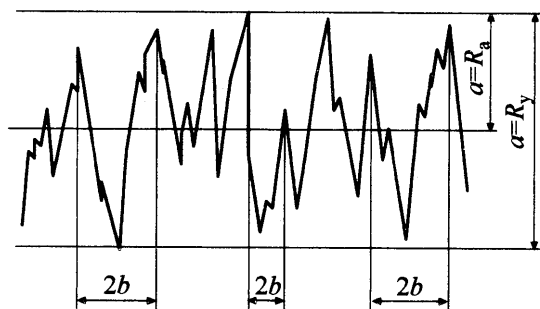


Fig. 11. Definition of depth and pitch in surface roughness.

Table IV. Fatigue limit predicted by the \sqrt{area} parameter model.

Specimen code	Average pitch $2b$ (μm)	Height a (μm)		Predicted fatigue limit σ_{wp} (MPa)		Experimental fatigue limit σ_{we} (MPa)
		R_z	R_a	R_z	R_a	
R10	35.7	10.24	1.38	759	934	1000
R16	49.3	16.47	2.14	719	870	850
R19	55.5	19.26	3.15	705	819	850

は表面粗さの増加に伴って低下し, 実験結果の傾向と一致する. 推定結果は R_z を用いると過大に安全側となるが, R_a を用いると実験結果に近く (誤差 $\pm 7\%$ 以内), ほぼ適切に遷移応力が予測される. R_z を用いた場合, 過大に安全側の推定が得られたのは, R_z の位置が必ずしも試験片の最小断面にあるとは限らないことや, 連続する粗さによる応力集中の緩和効果などが原因として考えられる.

5 結 言

本研究では, 高強度鋼 SNCM439 の S-N 特性および破壊形態に及ぼす切欠きおよび表面粗さの影響について検討した. その結果, 得られた主な結論は以下のとおりである.

- (1) 応力集中係数 α の小さい切欠き材 ($\alpha = 1.16$) は, 表面起点型から内部起点型破壊への遷移に起因して 2 段折れ曲がり S-N 曲線を示したが, α が大きい場合 ($\alpha > 1.5$), 内部起点型破壊は生じなかった.
- (2) すべての表面粗さ材は破壊起点の遷移に起因して 2 段折れ曲がり S-N 曲線を示した.
- (3) 表面起点型から内部起点型破壊へ遷移する応力 (遷移応力) は, 表面粗さが大きいほど低下した.
- (4) 表面起点型破壊の疲労寿命は α や表面粗さの増加に伴って減少したが, 内部起点型破壊の疲労寿命は切欠きや表面粗さに依存しなかった.
- (5) fish-eye の形態は切欠きや表面粗さに依存せず, ほぼ円形で表面に接し, ほぼ中央付近に介在物が存在した.
- (6) 本供試材の切欠き感受性はきわめて高かった.
- (7) \sqrt{area} パラメータモデルによって表面粗さ材の遷移応力がほぼ適切に予測された.

最後に, 本研究の一部を卒業研究として協力された当時岐阜大学学生大堀 聡君に感謝する.

参 考 文 献

- 1) 中島正貴, 戸梶恵郎, 井藤賀久岳, 高 行男, 材料, **50**, 954 (2001).
- 2) 高 行男, 井藤賀久岳, 戸梶恵郎, 中島正貴, 材料, **51**, 912 (2002).
- 3) K. Tokaji, H.-N. Ko, M. Nakajima and H. Itoga, Mater. Sci. Engng, **A-345**, 197 (2003).
- 4) 中島正貴, 戸梶恵郎, 井藤賀久岳, 高 行男, 日本機械学会論文集, **A-67**, 1966 (2001).
- 5) 戸梶恵郎, 高橋 進, 日本機械学会論文集, **A-67**, 86 (2001).
- 6) 高 行男, 井藤賀久岳, 加賀谷忠治, 戸梶恵郎, 中島正貴, 日本機械学会論文集, **A-68**, 484 (2002).
- 7) 井藤賀久岳, 高 行男, 戸梶恵郎, 中島正貴, 日本機械学会論文集, **A-69**, 1450 (2003).
- 8) 村上敬宜, “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響”, p.103 (1993) 養賢堂.
- 9) 村上敬宜, 高橋宏治, 山下晃生, 日本機械学会論文集, **A-63**, 1612 (1997).