切欠底の疲労強度の確率的変動に注目した
高強度鋼切欠材の疲労強度特性に関する研究*深 沢 剣 吾^{*1}, 渋谷 正 樹^{*2}, 岡 部 朋 永^{*3}
清水 真佐男^{*4}, 川 岸 一 博^{*5}A Study of Fatigue Fracture Properties of High Strength Notched Steel
in High Cycle Fatigue Region with Special Focus on the Statistical
Variation of the Local Fatigue Strength at the Notch BottomKengo FUKAZAWA^{*6}, Masaki SHIBUYA, Tomonaga OKABE,

Masao SHIMIZU and Kazuhiro KAWASAKI

^{*6} NETURENCO., LTD., Fine Techno Center,

7-4-10 Tamura, Hiratsuka-shi, Kanagawa, 254-0013 Japan

This study was conducted to examine how and why a difference of fatigue strengths between un-notched and notched specimens, in terms of maximum stress amplitude at the notch bottom, depends on the change of hardness level in steel. As a result, the local fatigue strength of the notch bottom in the notched specimen became higher than that of the un-notched one with increase of notch sharpness and this was remarkable in high strength steel. This is because the transition of the fatigue fracture mode occurs from a slip induced crack initiation mode to a defect controlled one with increasing hardness in steel. In addition, using a new experimental approach combined with a simulation technique based on the concept of risk competition of defects, a computer simulation was conducted on an effect of inclusion on the local fatigue strength at the notch bottom of high strength steel. It was clarified that the difference of fatigue strength between notched and un-notched specimens in high strength steel was caused by the statistical variation of the largest inclusion size contained in the critical volume at the notch bottom.

Key Words: Fatigue, Fracture Mechanism, High Strength Steel, Hardness, Inclusion, Computer Simulation

1. 緒 言

切欠きの存在によって部材の疲労強度は平滑材のそれに比べて大きく低下することはよく知られているが、それは疲労強度を公称応力で表した場合のことである。これに対して、切欠底の疲労破壊に注目して切欠底の最大応力値で疲労強度を整理すると、疲労強度は逆に切欠材のほうが高くなることがしばしば報告されている⁽¹⁾。従来から、応力集中部を有する部材の疲労破壊に関する研究は数多く行われており、その結果、切欠底部の疲労破壊は表面の最大応力が平滑材の疲労強度に達しただけでは起こらず、切欠底からある距離 ϵ_0 だけ内部に入った位置での応力値が平滑材の疲労強度レベルに達したときに疲労破壊が起こると考え⁽¹⁾、切欠材の疲労強度特性が研究されている⁽²⁾。し

かしながら、それらの研究はそのほとんどが硬さレベルの低い材料に対して行われており、高強度鋼のような硬さレベルの高い材料を対象とした研究⁽³⁾⁻⁽⁶⁾はあまり行われていない。そこで著者らは前報⁽⁷⁾にて、かかる見地から高強度鋼切欠材の疲労破壊特性を明らかにすべく、最大応力値で比較した際の平滑材と切欠材の疲労強度差が何故に生じるかについて検討した。その結果、(i) 疲労破壊の起点となる介在物の寸法が平滑材に比べて切欠材のほうが小さいこと、(ii) 応力集中係数が増大して切欠底の応力こう配が大となるほど起点介在物寸法が小さくなること、を実験的に明確にし、このことが上述の疲労強度差をもたらす主要因であることを、部材内の破壊に関与する危険層領域の大小と関連づけて検討した。しかしながら、最大応力値で比較した際の平滑材と切欠材の疲労強度差を、いま一つの疲労強度の支配因子と考えられる硬さの変化と関連づけて明らかにしようと試みた研究はいまだ報告されていない。

そこで本研究では、同一鋼材の硬さを熱処理により系統的に変化させた数種類の試験片を準備し、最大応力で比較した際の平滑材と切欠材の疲労強度差が硬さの変化とどのように関係しているか、まず実験的に調べるとともに、前報で提案した実験と計算機シミュレ

* 原稿受付 2004 年 5 月 11 日。

^{*1} 正員、高周波熱錬(株)技術本部(☎ 254-0013 平塚市田村 7-4-10)。^{*2} 慶應義塾大学大学院理工学研究科(☎ 223-8552 横浜市港北区日吉 3-14-1)。^{*3} 東北大学大学院理工学研究科(☎ 980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 01)。^{*4} 正員、慶應義塾大学理工学部。^{*5} 高周波熱錬(株)技術本部。

E-mail: k-fukazawa@k-neturen.co.jp

ーションの組合せ手法を用いてかかる現象が何故に起こるのか解明を試みた。

2. 実験方法

供試材は、表1に示す化学成分を有する SCM 435 H 鋼であり、これを図1に示す寸法・形状の平滑材ならびに切欠先端半径 $\rho=1.5, 0.5$ および 0.2 mm の3種類の切欠材に機械加工した。それぞれの切欠きについて、曲げ荷重のもとでの曲げ応力分布からはん用 FEM 解析コード (MARK 2000) によって応力集中係数 α を求めた結果、 $\rho=1.5, 0.5$ および 0.2 mm についてそれぞれ $\alpha=1.7, 2.0$ および 3.0 を得た。機械加工後、図2に示す熱処理条件により以下のような五通りの試験片を作製した。まず、焼なまし処理を施したままのものを用意し(以後シリーズ A と称する)、この試験片に対して図3に示す焼入れ条件により高周波焼入れを施した後、 500°C 、 330°C および 180°C で各1時間の焼戻処理を施し、それぞれシリーズ B、C および D とした。さらに、焼戻処理をせず図3に示す焼入

Table 1 Chemical composition

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
0.38	0.21	0.81	0.008	0.011	0.09	1.09	0.15	0.01	0.1	0.021

Fig. 1 Specimen configuration

Fig. 2 Conditions of heat treatment

条件の焼入れを施したままのものを用意し(以後シリーズ E と称する)、計5シリーズの試験片を作製した。これら5シリーズの試験片の硬さ測定 (2.9 N) を行った結果を図4に示す。測定は平滑材の最小径部横断面上で行われており、図4右端の数値は各シリーズの硬さの平均値を示している。これより、5シリーズとも表面から内部にかけて硬さが均一な試験片が作製されたことがわかる。また、これら5シリーズの試験片の残留応力を調べるため、電解研磨後の供試状態における平滑材最小径部の表面および表面直下 ($50 \mu\text{m}$ 程度) の残留応力を微小部 X 線応力測定装置 (リガク製・PSPC システム) を用いて測定した。その結果、いずれのシリーズの試験片においても表面および表面直下の残留応力は、 $-50 \text{ MPa} \sim +40 \text{ MPa}$ 程度の低い値であったことから、本研究では残留応力の影響はないものとして考察を進めた。これらの試験片の R 部表面に対して、平滑材にはエメリー研磨の後に電解研磨を、切欠材には切欠底部表面に電解研磨のみを施して供試状態とした。

疲労試験は室温・大気中で小野式回転曲げ疲労試験機 (3000 rpm) を用いて行い、また、疲労試験後の破面観察は走査形電子顕微鏡 (以後 SEM) により行った。

3. 実験結果

まず、シリーズ A の平滑材ならびに各切欠材の疲労試験結果を図5に示す。図5(a)は、試験片表面の

Fig. 3 Heat condition of induction hardening

Fig. 4 Vickers hardness distribution

曲げ応力値を公称応力で表した際の疲労試験結果であり、切欠材の疲労強度は平滑材に比べて低く、また応力集中係数の増大とともに低下している。一方、図5(b)は、切欠底の応力すなわち試験片内の最大応力を縦軸にとって図5(a)の結果を整理し直したものであるが、この場合先ほどの結果とは逆に、各切欠材の疲労強度は平滑材のそれを上回っており、さらに、応力集中係数の増大とともに平滑材との疲労強度差は拡大していることがわかる。

次に、シリーズB～Eの疲労試験結果を、同様に最大応力を縦軸にとって整理して図6(a)～(d)に示す。シリーズAの結果と同様、各シリーズにおいてすべての切欠材の疲労強度は平滑材のそれを上回っている。図5および図6の結果をさらに詳しく見ると、平滑材と切欠材の疲労強度差はシリーズA, B, Cではさほど大きくないものの、シリーズDおよびEで

(a)

(b)

Fig. 5 The results of fatigue tests in terms of (a) nominal stress amplitude and (b) local stress amplitude at notch bottom (series A)

(a) Series B

(c) Series D

(b) Series C

(d) Series E

Fig. 6 The results of fatigue tests in terms of local stress amplitude at notch bottom

は顕著になっていることがわかる。

平滑材と切欠材の疲労強度差がこのようにシリーズごとに異なる原因を調べるため、疲労試験後、破断したすべての試験片の破面観察を行い疲労破壊起点部近傍を観察したところ、シリーズ A～C では起点部に介在物等の欠陥は認められなかったものの、シリーズ D および E では疲労破壊起点はほとんどすべて介在物であった。図 7 および図 8 に、シリーズ A および E の疲労破壊起点部の代表的な SEM 写真を示す。さらに詳細に観察すると、シリーズ E では平滑材と切欠材の起点介在物寸法が大きく異なることがわかる。そこで、シリーズ E について、SEM 観察結果をもとに、疲労破壊起点となった介在物の寸法 ($\sqrt{\text{area}}$)⁹⁾ を測定し二重指数分布図上にプロットした結果が図 9 であり、ここで縦軸 F は異積確率である。図 9 より、切欠材

の起点介在物寸法はいずれも平滑材のそれより小さく、また、応力集中係数の増大とともにその寸法が小となっていることがわかる。

以上より、低・中硬さ域のシリーズ A～C では、疲労破壊起点部に介在物等の欠陥が認められないことから、試験片表面におけるすべり誘起形の疲労破壊であると考えられ、この場合、最大応力で整理した場合の平滑材と切欠材の疲労強度差はさほど大きくないが、一方、疲労破壊起点が介在物となる高硬さを有するシリーズ D や E においては、平滑材と切欠材とで起点介在物寸法が大きく異なるため、両者の間で疲労強度差が顕著になるものと考えられる。

4. 考 察

4.1 計算機シミュレーションによる疲労試験結果の再現 著者らは前報⁹⁾において、組織中の介在物寸法分布の測定結果に基づいて、介在物の寸法分布に関して実際の疲労試験片と確率論的に等価な仮想疲労試験片を計算機内に作成して、仮想疲労試験を行うことによって高強度鋼の疲労強度特性を予測するという手法を提案した。その基本的な考え方は、高強度鋼では試験片危険層^{**1}内の多くの介在物から疲労き裂が一斉に発生・進展し、これらのき裂のうちで最小の繰返し数で破断条件に達したき裂が試験片全体の疲労寿命を決定づけるというものであり、そのことを模式的に表したのが図 10 である。本手法によって、超長寿命域を含めて高強度鋼の高サイクル疲労寿命を予測することが可能である⁹⁾。このような考えに基づき、本

Fig. 7 Examples of SEM observations of fracture surface (series A)

Fig. 8 Examples of SEM observations of fracture surface (series E)

Fig. 9 The inclusion sizes responsible for fatigue fracture

^{**1} 危険層とは、材料内で破断に関与する領域であり、本研究のような回転曲げ疲労の場合、表面最大応力値の 85% 以上の応力が作用する領域とされている¹⁰⁾。

研究においても高強度鋼の疲労破壊プロセスを再現しようと試み、まず、以下のような方法で仮想疲労試験片を計算機内に作成した。図11は、仮想疲労試験片作成の説明図であるが、図11(a)は平滑材の場合を、また(b)は切欠材の場合に対する模式図であり、その形状・寸法は実際の疲労試験片に対応させている。本研究では回転曲げ疲労試験を模擬するため、介在物が疲労破壊起点となりうる領域としての危険層は、平滑材の場合は図11(a)中の中空円管領域、切欠材の場合は(b)中の鞍形領域として与えられている。この危険層を図11のように、軸方向、円周方向および半径方向にそれぞれ l , m , n 分割し、分割された各要素のそれぞれ中心位置に、実際の疲労試験で用いた鋼材の介在物情報に基づき、前報⁽⁹⁾の方法に従って、各要素内の最大の寸法と考えられる介在物の一つずつ割当てている。図11中の l , m , n 等の数値および割当てた介在

Table 2 Parameters used for the present simulation and inclusion size distribution in virtual fatigue specimen

Stress concentration factor, α		1.0	1.7	2.0	3.0
d , (mm)		4.00	0.35	0.15	0.10
r_1 , (mm)		3.25	3.25	3.25	3.25
r_2 , (mm)		2.75	3.13	3.18	3.22
Axial division	l	20	7	5	3
Circumferential division	m	20	20	10	10
Radius division	n	10	4	2	1
Inclusion size distribution in virtual fatigue specimen	$\sqrt{\text{area}}$, (μm)	3.5	1.0	0.3	0.1
		35	18	13	7.5

Fig.10 Illustration of the imagined fatigue fracture process of high strength steel

物群の寸法範囲を表2に示す。

このようにして作成された仮想疲労試験片の危険層内には、実際の疲労試験片内の介在物寸法分布と確率的に等価な最大級寸法の介在物分布が存在していることになる。さらに、これら最大級寸法の介在物群に対して、各介在物の位置に作用する応力を切欠底のFEM応力解析結果から算出し、白鳥らの影響関数法⁽¹¹⁾とその応用⁽²⁾⁽³⁾に基づき、前報で提案した介在物起点の疲労寿命評価法を適用すれば、介在物個数分だけの疲労寿命が算定される。当該の仮想疲労試験片の

(a) Un-notched specimen

(b) Notched specimen

Fig.11 Illustration for the construction of virtual fatigue specimen in the proposed model

疲労寿命は、それらのうちの最小の繰返し数によって決定されることになる。

4.2 仮想疲労試験結果(少数試験片の場合) 図6(c)に示したシリーズDの疲労試験結果をここでさらに詳しく調べてみると、4.1節で述べたシリーズEの場合とは異なり、 $\alpha=1.7$ の切欠材の疲労強度が最も高く、続いて疲労強度は $\alpha=3.0$ の切欠材、 $\alpha=2.0$ の切欠材、平滑材の順となっており、 $\alpha=1.7\sim 3.0$ の切欠材の間で疲労強度の逆転が認められる。このように、応力集中係数と疲労強度との間に一見関連性がないように見受けられる現象が、本来起こりうるものかどうかを検討するため、少数試験片による仮想疲労試験によってかかる現象の再現を試みた。その際、実際の疲労試験で使用した本数と同一の本数の仮想疲労試験片をコンピュータ内に作成し、同じく実際の疲労試験における同一の応力振幅のもとで仮想疲労試験を複数回(50回)行った。その結果、図6(c)と同様疲労強度が高い順に $\alpha=1.7$ の切欠材、 $\alpha=3.0$ 、 $\alpha=2.0$ 、平滑材となる現象は、50回のうち3回つまりおよそ6%

の確率で起こりうるということが明らかとなった。図12の実線はその一例であり、図12にはシリーズDの実際の疲労試験結果[図6(c)]も図中のプロットとして添えられている。また、その際の仮想疲労試験片における起点介在物寸法を調べた結果が図13に白抜きプロットの点として示されており、同図には、シリーズDの実際の疲労破面上で測定された現実の起点介在物寸法も併せてプロット(ソリッドマーク)されている。実験結果とシミュレーション結果とは良い対応を示しており、ここでは、応力集中係数が増大するにつれ起点介在物寸法が単調に減少するという結果にはなっておらず、このことが、シリーズDにおいて上述の疲労強

Fig. 12 Comparison of the predicted S-N curves (virtual fatigue test) with the experimental results

Fig. 13 Comparison of the predicted inclusion sizes with the experimentally observed inclusion sizes responsible for fatigue fracture

Fig. 14 Schematic illustration for P-S-N curves

(a) Series D

(b) Series E

Fig. 15 The predicted S-N curves ($P_F=0.5$)

度の逆転現象が起こった要因であると考えられる。

4・3 仮想疲労試験結果(多数試験片の場合) 4・2節で述べたように、図6(c)で見られた疲労強度の逆転現象は、少数試験片を用いた仮想疲労試験の際の切欠底の疲労強度を支配する危険層内の最大級介在物寸法の変動によってもたらされた結果であると考えられる。図14は、ある材料について多数試験片を用いた疲労試験より得られる $P-S-N$ 線図を模式的に表したものであるが、かかる線図における破壊確率 $P_F=0.5$ の疲労寿命曲線から定まる疲労限度をその材料の疲労強度とするならば、上述のような疲労強度の逆転現象はもはや起こらないはずである。そこで4・3節では、そのことを確かめるべく、多数試験片を用いた仮想疲労試験を行った。その際、同一応力振幅で各99本の仮想疲労試験を用い、さらに応力振幅を5MPaずつ変化させて仮想疲労試験を行った。この仮想疲労試験から得られた破壊確率 $P_F=0.5$ の疲労寿命曲線をシリーズDについて図15(a)に、またシリーズEについて図15(b)にそれぞれ実線で示す。図15には、少数試験片による仮想疲労試験で現れた疲労強度の逆転現象は認められず、両シリーズとも応力集中係数の増大に伴い疲労強度が単調に増加していることが観察され、これより先に示した疲労強度の逆転は、少数試験片を用いたことによって起こった疲労強度の確率的変動によってもたらされた現象であるといえる。

5. 結 言

本研究では、同一鋼材から熱処理条件を変えることにより硬さの異なる試験片を数種類準備し、硬さの変化に伴う破壊モードの遷移という観点から、最大応力で整理した際の平滑材と切欠材の疲労強度の間に差が生じること、特に高硬さの材料でそれが顕著になるという現象について実験的に検証するとともに、計算機シミュレーション手法を応用してその原因の解明を試みた。その結果、以下の結論を得た。

(1) 切欠材中の最大応力で疲労試験結果を整理した場合、300~700 HVのすべての硬さ域で切欠材の疲労強度は平滑材のそれよりも高く、その際、両者の疲労強度差は、低・中硬さ域ではそれほど大きくないものの、高硬さ域では顕著であった。また、切欠材の応力集中係数が大となるほどかかる疲労強度差は拡大する傾向のあることが認められた。

(2) 低・中硬さ域では疲労破壊起点部に介在物等の欠陥は認められなかったが、一方、高硬さ域では介

在物を起点とした疲労破壊であった。最大応力で整理した際の平滑材と切欠材の疲労強度差が低・中硬さ域と高硬さ域とで大きく異なることは、両者の間でこのように破壊モードが異なることに起因すると考えられる。

(3) 高硬さ域において、応力集中係数が大となる程平滑材と切欠材の疲労強度差が拡大する理由は、切欠きが鋭くなるほど切欠底の危険層領域が縮小して、これに伴い危険層中の最大級介在物寸法も小となって、疲労破壊起点となる介在物寸法が小さくなり局所の疲労強度が大となるからである。

(4) 高硬さ域の疲労破壊プロセスを模擬した計算機シミュレーションは実際の疲労試験結果をよく再現しており、切欠材の疲労強度の変動は切欠底に存在する最大級介在物寸法の変動によってもたらされることが示された。

終わりに、本研究に用いた鋼材をご提供くださったJFEスチール(株)、本計算機シミュレーションに用いた影響関数法をご提供いただいた横浜国立大学 白鳥正樹教授、ならびに本研究を進めるにあたり多大なるご支援をいただいた高周波熱錬(株)の三阪佳孝博士に謝意を表する。

文 献

- (1) 石橋正, 金属の疲労と破壊の防止, (1967), 55-59, 養賢堂.
- (2) 例えば, 西谷弘信, 機論, **34**-259 (1968), 371-382. 伊藤吉保・福田嘉男・近藤正夫, 機論, **66**-641, A (2003), 98-103.
- (3) 中村宏, 高周波焼入れと疲労強度, (1967), 83-109, 日刊工業新聞社.
- (4) 例えば, 酒井達雄・高行男・西田知弘, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, 2003 (2003-9), 331-332.
- (5) 宮崎達二郎・野口博司・鹿毛正治・今井良一, 機論, **69**-678, A (2003), 364-372.
- (6) 宮崎達二郎・野口博司・鹿毛正治, 機論, **69**-678, A (2003), 373-381.
- (7) Fukazawa, K., Okabe, T. and Shimizu, M., *12th International Conference on Experimental Mechanics (ICEM 12)*, (2004), CD-ROM, Bari, Italy.
- (8) Murakami, Y., *Eng. Fract. Mech.*, **22** (1985), 101-112.
- (9) 深沢剣吾・岡部朋永・小茂鳥潤・清水真佐男, 機論, **69**-679, A (2003), 617-625.
- (10) 岩倉清悟・清水真佐男・川岸一博, 機論, **54**-506, A (1988), 1826-1830.
- (11) 白鳥正樹・三好俊郎・酒井義明・張光榮, 機論, **53**-488, A (1987), 779-785.
- (12) 白鳥正樹・于強・赤岸和郎・寺門剛・松本和哉, 日本機械学会年次大会講演論文集, **1** (1999-7), 183-184.
- (13) 白鳥正樹・于強・三好俊郎・寺門剛・松本和哉・赤岸和郎, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, (1999-10), 273-274.