(昭和 45 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

低サイクル片振り引張疲れにおける鋼材の 塑性ひずみ挙動に及ぼす切欠き効果

正員 永 井 欣 一* 正員 岩 田 光 正*
正員 西 村 誠 二**

Effect of Notch on Behaviors of Plastic Strain on Steels Subjected
to Low Cycle Pulsating Tension

By Kin-ichi Nagai, *Member* Mitsumasa Iwata, *Member*
Seiji Nishimura, *Member*

Summary

Low cycle fatigue tests were carried out for specimens with circular hole and quasi-elliptical hole under constant load pulsating tension. The materials used are mild steel (SM 41) and quenched and tempered high tensile strength steel (HT 60). The development of plastic strain around a circular hole and a quasi-elliptical hole was experimentally analyzed by the *Moiré* method at successive stages of fatigue, and the following characteristics were clarified concerning the plastic behavior in the specimens under low cycle fatigue.

The following three types of fracture were confirmed in the low cycle fatigue test for two kinds of steels.

Type-A : A ductile fracture occurs after the necking of the whole part of the net section.

Type-B : A fatigue crack initiates after the necking solely at the notch root and strain at the tip of crack increases as it extends.

Type-C : A fatigue crack initiates and propagates without a little strain increase at the tip of the crack.

In the case of type-A fracture the maximum equivalent strain at the fracture position becomes from 50 to 60 percent, while in type-C fracture it becomes below 20 percent at the stage of crack initiation. In the case of type-B fracture the maximum equivalent strain at the fracture position lies between type-A and type-C values. These strain values are irrespective of materials, size and shape of specimens, and the number of cycles to cause fracture of type-A or crack initiation of type-B and C.

The following relation exists, in the case of type-A fracture, without concern to materials, size and shape of specimens,

$$\Delta \bar{\epsilon}_m \cdot N_f = \bar{\epsilon}_0 / 2$$

where $\Delta \bar{\epsilon}_m$ is the steady state creep rate,

N_f is the number of cycles to cause fracture of type-A or crack initiation of type-B and C,

$\bar{\epsilon}_0$ is the equivalent plastic strain at fracture in simple tension.

In the case of type-C fracture, however, the formula no longer holds good and the critical number of cycles to cause fracture, which indicates that the relation between $\Delta \bar{\epsilon}_m$ and N_f deviates from the formula, is larger in SM 41 than in HT 60.

* 広島大学工学部

** 広島大学大学院

1 緒 言

船体構造不連続部に発生する疲れき裂は低サイクル疲れによるものであることが多く、応力集中を生じる個所で繰返し塑性ひずみを受け損傷を起こす可能性がある。したがって構造物の設計に有用な低サイクル疲れの研究としては平滑材よりはむしろ切欠き材による疲れ特性が局部ひずみの点から検討される必要がある。この観点から著者らのひとりとは前報¹⁾において軟鋼および 60 kg/mm² 級調質形高張力鋼の平滑試験片および弾性応力集中率 2.16 の円孔切欠き試験片により低サイクル疲れ試験を行なつて、疲れき裂発生までの荷重繰返しの各段階における局部ひずみをモアレ法によつて解析した。その結果、破断点のひずみはサイクリック・クリーブ現象を呈し、その定クリーブ速度と破断繰返し数の間には直線累積の法則が成立することを明らかにした。

本研究ではさらに弾性応力集中率の大きい円孔および準橢円孔切欠き試験片により同様な実験を行ない、疲れき裂発生後のひずみ解析も行なつて直線累積の法則について検討を加えた。

2 実験方法

使用した鋼材は板厚 10 mm の軟鋼 (SM 41) および 60 kg/mm² 級調質形高張力鋼 (HT 60) で、その機械的性質およびミルシートから引用した化学組成を Table 1 に示す。これらの鋼材から Fig. 1 および Fig. 2 に示す小形試験片および大形試験片を採取した。本実験では試験片の形状とくに弾性応力集中率 α の影響を調べるため小形試験片については Fig. 1 (a) および (b) に示す準楕円孔切欠き試験片および円孔切欠き試験片の二種類を用意した。なお前者の弾性応力集中率²⁾ α は 3.10, 後者²⁾ のそれは 2.42 である。大形試験片については Fig. 2 に示すように小形円孔切欠き試験片と相似にし、弾性応力集中率は 2.42 である。

小形試験片に対しては容量2トンの軸荷重引張圧縮疲れ試験機により繰返し速度65cpmで、大形試験片に対しては容量200トンの自動負荷制御装置付油圧万能試験機により繰返し速度約1cpmでそれぞれ荷重制御片振り引

Table 1 Mechanical properties and chemical compositions of materials

Material	Yield point kg/mm ²	Tensile strength kg/mm ²	Elongation %	C × 100	Si × 100	M × 100	P × 1000	S × 1000	V × 1000
SM 41	26.6	44.5	32.6	<20	<35	60~120	13	25	—
HT 60	59.9 (58)	69.7 (68)	23.1 (26)	16	24	118	14	8	6

for SM 41.....JIS No. 1 (G. L.=200 mm)

for HT 60.....JIS No.5 (G. L. = 50 mm)

()from Mill Sheet

Fig.1 Dimensions of small specimens for fatigue tests

Fig. 2 Dimensions of large specimens with circular hole for fatigue tests

張疲れ試験を行なった。なお、小形試験片の下限荷重を0トン、大形試験片のそれを1.5トン一定とし、上限荷重を種々変えた。

各試験片の局部ひずみの測定はじゅうらいどおりモアレ法によつて行なわれた。すなわちあらかじめ写真食刻法によつて直交格子(150本/インチ)を焼付けた試験片を用意し、繰返し負荷の各段階において変形した格子を写真撮影し、rotational mismatching 法によりひずみ分布を解析した。疲れ試験の各段階における写真撮影は除荷した状態で行なわれた。降伏点を越えて負荷したときの弾性ひずみは塑性ひずみに比べて無視できるので、除荷時の塑性ひずみを負荷時の全ひずみとみなしてさしつかえない。

3 実験結果

3.1 ひずみ分布

各試験片の片振り引張疲れ試験において局部ひずみをモアレ縞の解析によつて求め、最小断面における有効ひずみ $\bar{\epsilon}$ の進行状態をSM 41とHT 60について比較した。その結果を小形準橋円孔、小形円孔および大形円孔試験片についてFig. 3, Fig. 4およびFig. 5にそれぞれ示す。図中の $2S_a$ は最小断面における公称応力で表わした応力振幅の2倍を示し、 N_f はき裂発生または破断時の繰返し数を示す。なおこれらの図におけるSM 41とHT 60の比較はそれぞれの鋼材の引張強さに対する応力振幅の比がほぼ等しい試験片について行なわれた。SM 41ではいずれの試験片においてもひずみは広い範囲にわたつて繰返し数の増加とともに増大するのに対し、HT 60ではとくに切欠き底で局部的にひずみが集中して増大し、前報において述べたように高張力鋼はひずみ集中を生じやすいという特徴がうかがえる。

またこれらの図においてひずみ増加の傾向をみると、第1サイクルで大きな塑性ひずみを生じその後1サイクル

Fig. 3 Variations of equivalent strain at each position of net section of small specimens with quasi-elliptical hole under pulsating tension

Fig. 4 Variations of equivalent strain at each position of net section of small specimens with circular hole under pulsating tension

Fig. 5 Variations of equivalent strain at each position of net section of large specimens with circular hole under pulsating tension

ごとにひずみは増加するが、ひずみの増加率は荷重繰返し初期には漸減し寿命の大半を占める中間期にはほぼ一定となり終期において漸増する。すなわち荷重制御による片振り引張疲れ試験においては局部ひずみはいわゆるサイクリック・クリープ現象を呈している。

3.2 切欠き底におけるひずみの変化

Fig. 3, Fig. 4 および Fig. 5 に示したように切欠き底においてひずみは最大となるのですべての試験片の切欠き底における有効ひずみを繰返し数に対して図示すると Fig. 6~Fig. 11 のようになる。

この低サイクル片振り引張疲れ試験において各試験片が最終破断にいたる状況を観察した結果、破壊過程として次の三つの形式が観察された。その1例を Photo. 1 のモアレ縞写真で示す。これによると破壊形式には

Photo. 1 Moiré fringes of three typical modes of fracture under pulsating tension (HT 60)
 Type-A: Strain increases rapidly without any crack initiation
 Type-B: Initiation of a crack occurs and strain increases with the slight extension of the crack
 Type-C: A crack initiates and extends without a little increase in strain

Fig. 6 Variations of equivalent strain at fracture position of small specimens (SM 41) with quasi-elliptical hole under various pulsating tensile stress

Fig. 7 Variations of equivalent strain at fracture position of small specimens (HT 60) with quasi-elliptical hole under various pulsating tensile stress

Fig. 8 Variations of equivalent strain at fracture position of small specimens (SM 41) with circular hole under various pulsating tensile stress

Fig. 9 Variations of equivalent strain at fracture position of small specimens (HT 60) with circular hole under various pulsating tensile stress

Fig. 10 Variations of equivalent strain at fracture position of large specimens (SM 41) with circular hole under various pulsating tensile stress

Fig. 11 Variations of equivalent strain at fracture position of large specimens (HT 60) with circular hole under various pulsating tensile stress

(A) 試験片の最小断面全体にわたりにかなりの局部収縮を生じたのち静的引張りにおける破壊形式と類似な延性破壊を起こす場合

(B) 切欠き底で局部収縮を生じて疲れき裂を発生するが、き裂はほとんど伝播しないでひずみが増加し延性破壊を起こす場合

(C) ほとんど局部収縮を生じないで切欠き底において疲れき裂が発生し、ひずみの増加を伴うことなくき裂が伝播して、最終的には断面積の減少により応力が増加して延性破壊を起こす場合

がある。以後この三つの形式をそれぞれA形、B形およびC形の破壊と呼ぶこととし、Fig. 6 から Fig. 11 の各曲線の終点にこの破壊の形式を付記してある。なおこれらの図において(A)を付した×印はき裂の発生、伝播を伴うことなく延性破壊を起こした時の繰返し数および有効ひずみを示し、(B)および(C)を付した×印はいずれも切欠き底におけるき裂発生時のそれらを示す。たとえば Fig. 6 の SM 41 小形準楕円孔試験片の場合 $2S_a = 41.7 \text{ kg/mm}^2$ の試験片は延性破壊 (A 形) を起こすが、 $2S_a = 36.9 \text{ kg/mm}^2$ および $2S_a = 36.4 \text{ kg/mm}^2$ では疲れき裂の発生をみて破壊 (B 形) し、 $2S_a = 30.1 \text{ kg/mm}^2$ ではき裂が発生、伝播して破壊 (C 形) を生じた。また Fig. 8 および Fig. 9 に示す SM 41 および HT 60 小形円孔試験片においても上記3種類の破壊形式が認められるが、Fig. 7 の HT 60 小形準楕円孔試験片ではすべてC形の破壊を起こしている。Fig. 10 および Fig. 11 に示す大形円孔試験片の場合には繰返し速度がおそき裂発生後試験を中止したのでB形破壊とC形破壊の区別はできなかった。

またこれらの図においてA形破壊を起こした試験片では最初のサイクルによる塑性ひずみは種々異なっているが、破断時の有効ひずみは試験片の形状、寸法および材質によらずほぼ 50~60% と一定値に達し延性破壊を起こすことが認められ、他のB形あるいはC形の破壊と区別される。そしてB形およびC形破壊を生じた試験片の切欠き底におけるき裂発生時のひずみはB形では 20~40% になるが、C形では 20% 以下になつている。

3.3 き裂先端のひずみ

この低サイクル疲れ試験における試験片の破壊形式は上述のごとくA形、B形およびC形に分類される。そこでB形およびC形の破壊を生じた試験片については Fig. 6 ~ Fig. 11 に示したき裂発生までのひずみにひきつづいてさらにき裂発生後のひずみの変化を追跡した。Fig. 12 および Fig. 13 は小形準楕円孔および小形円孔試験片に生じた疲れき裂の長さとき裂先端における有効ひずみとの関係を示す。同図によると応力振幅 $2S_a$ の高い場合はいずれの試験片においてもき裂発生時の有効ひずみは大きく、き裂長さのわずかな増加に伴なつてき裂先端のひずみが急速に増加しB形破壊を起こす。他方、比較的低い応力振幅においては疲れき裂発生時の有効ひず

Fig.12 Relation between equivalent strain at the tip of crack and crack length of small specimens with quasi-elliptical hole

Fig.13 Relation between equivalent strain at the tip of crack and crack length of small specimens with circular hole

みは小さく疲れき裂長さが SM 41 では 0.3~1.6 mm, HT 60 では 0.2~0.7 mm に達するまではき裂先端のひずみの増加は認められず、その後のひずみ増加もゆるやかで C 形破壊となる。すなわち疲れき裂の発生、伝播を伴う破壊においては伝播の過程でき裂発生直後からひずみの増加を伴う場合と伝播過程のある期間ひずみは増加しない場合とが存在することが明らかになった。

以上本節における局部ひずみ解析の結果から荷重制御低サイクル片振り引張疲れにおける破壊形式は静的引張りにみられる破壊形式に似た延性破壊となる A 形、高サイクル疲れ破壊の傾向にある C 形および両者の中間の破壊形式を示す B 形の 3 種類に区別されることが確かめられた。

4 考 察

試験片の最小断面における局部塑性ひずみと繰返し数との関係は Fig.3~Fig.5 に示したようにサイクリック・クリープ曲線となる。この曲線の勾配がクリープ速度 $d\bar{\epsilon}/dN$ を与える。そこで破断位置である切欠き底におけるクリープ曲線から中間期の定クリープ速度 $\Delta\bar{\epsilon}_m$ を求める。著者らの一人は SM 41 および HT 60 の平滑試験片および弾性応力集中率 2.16 の円孔試験片において上述の $\Delta\bar{\epsilon}_m$ を縦軸に、破断までの繰返し数 N_f を横軸に両対数目盛りで図示すると両者の間には良好な直線関係があり、

$$\Delta\bar{\epsilon}_m \cdot N_f = \bar{\epsilon}_0/2 \quad (1)$$

が成立することを示したり。ただし $\bar{\epsilon}_0$ は静的引張りにおける最大有効ひずみである。

そこで本報においても前報と同様にすべての試験片における切欠き底のサイクリック・クリープ曲線を描き、中間期の勾配から定クリープ速度 $\Delta\bar{\epsilon}_m$ を求め、 $\Delta\bar{\epsilon}_m$ と破断繰返し数 N_f との関係を両対数目盛りで図示すると Fig.14 をうる。ここで B 形および C 形破壊を起こした試験片の N_f は切欠き底にき裂が発生したときの繰返し数である。同図中の実線は前報において SM 41, HT 60 の平滑試験片および円孔切欠き試験片 ($\alpha=2.16$) について求めた直線累積の法則を示したものである。また図中の A, B, C の記号は各試験片の破壊形式を区別するために付したものである。本実験で用いた準円孔切欠き試験片および円孔切欠き試験片の弾性応力集中率は前者で 3.10, 後者で 2.42 であり、前報の円孔切欠き試験片のそれに比べて大となつてはいるけれども、Fig.14 に示すように A 形破壊を起こした試験片に関してはその切欠き形状、寸法および材質によらず定クリープ速度 $\Delta\bar{\epsilon}_m$ と破断繰返し数 N_f との間には (1) 式の関係が成立する。しかし C 形破壊を起こした場合はいずれの試験片においても (1) 式の関係が成立せず図中の実線からはずれて短寿命側に明らかに移行している。また B 形破壊を起こした HT 60 の試験片による実験点は明らかに (1) 式の直線から離れて A 形と C 形破壊の中間に位置し低サイクル疲

Fig.14 Steady state creep rate vs. fatigue life

(1) 低サイクル疲れにおける破壊過程は切欠き底の断面全体に局部収縮を生じ静的破壊と類似の延性破壊を起こすA形、切欠き底において局部収縮を生じたのち疲れき裂が発生するがその後のき裂の進展は少なく、き裂先端のひずみが急速に増加するB形、および切欠き底において疲れき裂が発生しひずみの増加を伴うことなく伝播するC形の3種類に区別される。

(2) 切欠き底における最大有効ひずみはA形破壊の場合試験片の切欠き形状、寸法、材質のことになるいずれの試験片においても50ないし60%に達しており破断までの繰返し数には関係なく一定である。またC形破壊を起こす場合はいずれの試験片においても疲れき裂発生位置の最大有効ひずみは20%以下である。B形破壊におけるそれはA形とC形の間値をとる。

(3) A形破壊を起こす場合は定クリープ速度 $\Delta \dot{\epsilon}_m$ と破断までの繰返し数 N_f との間に試験片の切欠き形状、寸法および材質には無関係に直線累積の法則が成立する。しかし疲れき裂が発生、伝播して破壊する場合には(1)式の関係は成立せず短寿命側に移行する。

(4) (1)式が成立する臨界の繰返し数は高張力鋼におけるよりも軟鋼のほうが大きく、試験片の形状、寸法によらず前者では 10^3 回、後者では 5×10^3 回程度である。

謝 辞

本研究に対して溶接学会疲労強度研究委員会の委員各位から種々有益なご意見をいただいた。また、本実験を行なうにあたり井坂昌史君の労を多とするとともに本実験は昭和44年度文部省科学研究費の一部によつて行なわれたことを付記し感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 永井欣一, 大塚昭夫, 小川量也: “低サイクル片張り引張疲れにおける鋼材の塑性ひずみ挙動”, 日本造船学会論文集, Vol. 124 (1968) p.355~374
- 2) 西田正孝: “応力集中”, 初版, 森北出版 (1967), p.258~262, p.377~379

れから高サイクル疲れに遷移する領域にあると考えられる。しかしB形破壊を生じたSM41の場合にはほぼ(1)式で近似できるようである。したがって(1)式で示されるような直線累積の法則が成立するのは応力振幅が比較的高く延性破壊を起こす場合で、疲れき裂が発生、伝播するような場合は(1)式の直線からはずれて高サイクル疲れに移行するようになる。その臨界の繰返し数はHT60よりもSM41において大であり、試験片の切欠き形状、寸法によらずHT60に対しては 10^3 回、SM41に対しては 5×10^3 回程度である。

5 結 言

以上軟鋼および高張力鋼の準楕円孔切欠き試験片および円孔切欠き試験片について荷重制御低サイクル片張り引張疲れ試験を行ない、モアレ縞により局部塑性ひずみを解析して次の結論を得た。