切欠きの変形拘束を考慮した疲労寿命予測*

二 瓶 正 俊*¹, 今 野 武 志*¹

Fatigue Life Prediction Considering Constraint of Notches

Masatoshi NIHEI and Takeshi KONNO

A fatigue life prediction procedure was discussed from the viewpoint of the constraint effect of notches. In this report, fatigue crack initiation lives were used to avoid the fatigue crack propagation process and the prediction procedure was examined experimentally. It was found that fatigue crack initiation lives depend on the local strain amplitude at the notch root, and the constraint effect of notches to fatigue crack initiation lives may be considered as the multiaxial effect at the notch root and might be evaluated through the equivalent stress concept as used in the multiaxial fatigue problem. The experimental results showed good agreement with the proposed fatigue life prediction procedure.

Key Words: Fatigue, Life Prediction, Notch Constraint, Multiaxial Stress State

1. 緒 言

現在, 多くの工学分野で各種データベースの構築・利用が行われている。著者らも材料強度データベースを利用した材料の寿命予測手法の開発に取り組んでいる。本報は, そのデータベース利用技術の一つとして, 切欠材の疲労寿命予測手順について検討したもので, 切欠材の疲労寿命予測精度の向上を目指し, 切欠きの変形拘束を切欠底の応力の多軸度の面から検討を行い, それを疲労寿命予測手順の中に取り入れた簡易解析手順を開発した。本報では併せて切欠材の疲労試験も実施し, 開発した疲労寿命予測手順の妥当性についても検討した。

2. 試 験 方 法

2・1 供試材および試験片 供試材は市販の溶接構造用圧延鋼板 SM 50 B 鋼と A 5083 アルミ合金を用いた。化学成分および機械的性質をそれぞれ表 1, 表 2 に示す。

* 平成元年 10 月 14 日 第 67 期全国大会講演会および平成 2 年 4 月 1 日 第 67 期通常総会講演会において講演。原稿受付 平成 3 年 7 月 1 日。

*¹ 正員, 科学技術庁金属材料技術研究所 (〒153 東京都目黒区中目黒 2-3-12)。

試験片は切欠きの拘束の影響を調べるために形状係数 K_t が 2.25 の三次元的に相似形状とした寸法の異なる円孔切欠平板試験片と円周切欠丸棒試験片, 形状係数の影響を調べるために, 試験片寸法は同一で形状係数 K_t を 1.5~5.0 とした円周切欠丸棒試験片の 2

表 1 供試材の化学成分

Chemical composition of SM50B steel									
Element (wt%)									
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	
0.179	0.33	1.48	0.022	0.012	0.01	0.01	0.01	0.027	

Chemical composition of A5083 aluminium alloy

Element (wt%)							
Mn	Mg	Cr	Fe	Si	Cu	Ti	
0.72	4.64	0.13	0.18	0.13	0.005	0.009	

表 2 供試材の機械的性質

	Upper Yield Stress (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
SM50B	364	526	35
A5083	169	319	24

種類を用いた。しかし、SM 50 B 鋼については試験機容量の問題から三次元的に相似な円孔切欠平板試験片は用いなかった。図 1 に用いた試験片形状を示した。

2.2 疲労試験 疲労試験は室温、大気中で両振りの一定荷重振幅で行った。切欠底表面にゲージ長 1 mm のひずみゲージを貼付し、切欠底表面のひずみを試験中連続して計測した。また、3/100 mm のポリウレタン線を切欠底表面（板材の場合は切欠きに接して板表面）に接着し、この線の破断からマクロなき裂発生寿命 N_c を求めた。この時の切欠底表面（板表面）におけるき裂長さは 0.5~1.0 mm であった⁽¹⁾。切欠底にひずみゲージを貼付できない鋭い切欠きの場合は、弾塑性有限要素法を用いて切欠底のひずみを推定した。図 2 に本報で解析に用いた弾塑性有限要素法のための要素分割例を示した。この場合、最小要素の大きさは、

図 1 試験片形状

図 2 要素分割例

切欠底部で切欠半径の約 1/2~1/3 になるようにした。また、この際の切欠表面のひずみは、多項式回帰による外挿により求めた。

3. 試験結果

3.1 供試材の疲労特性 切欠材の荷重制御疲労試験と併行して行った供試材のひずみ制御両振り疲労試験から得られた疲労特性値として、繰返し応力-ひずみ関係、Coffin-Manson 関係のそれぞれの定数を表 3 に示した。

SM 50 B 鋼は繰返しの初期に軟化した後、緩やかな硬化を示した。A 5083 アルミ合金は繰返しの初期に急激な硬化を示した後、緩やかな硬化を示した。表中の値は繰返し挙動が安定したと思われる $1/2N_c$ の時の繰返し応力振幅、およびヒステリシスループから求めた。

3.2 切欠材の疲労試験結果 図 3 に SM 50 B 鋼円周切欠丸棒試験片を用いた各種 K_t の疲労試験結果を示した。図中、白抜き印はき裂発生寿命 N_c を、黒く塗りつぶした印は破断寿命 N_f を示している。 K_t の増加に伴い、疲労強度が低下しているのがわかる。同様に A 5083 アルミ合金についての結果を図 4 に示し

表 3 供試材の疲労特性

	Cyclic Stress-Strain			Coffin-Manson Relation		
	Curve 1)			2)		
	n'	K' (MPa)	E (MPa)	σ_f' (MPa)	ϵ_f'	b
SM50B	0.180	1029	206000	932	0.324	0.094
A5083	0.155	805	68000	708	0.356	0.114

$$1) \epsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{1/n'}$$

$$2) \epsilon_a = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_c)^{-b} + \epsilon_f' (2N_c)^{-c}$$

図 3 形状係数 K_t の影響 (SM 50 B 鋼)

た。疲労強度の低下の割合は異なるものの、SM 50 B 鋼と同様な傾向を示している。

図 5 には SM 50 B 鋼について、形状係数が 2.25 の場合の円周切欠丸棒試験片と円孔切欠平板試験片の疲労試験結果を示した。(a)図に示した円周切欠丸棒試験片の場合、疲労強度に試験片寸法の差異による影響は見られない。

この場合、切欠底の径 d とつかみ部 D との比 (d/D) および、切欠半径 r との比 (r/D) を一定とし、三次元的に相似形としている。○印は切欠底の直径が 18 mm, □印は 9 mm の結果である。これから、試験片寸法を三次元的に相似形とした場合、いわゆる寸法効果は生じていないことがわかる。一方、(b)図に示した円孔切欠平板試験片の場合、板幅の広いものほど疲労強度が低下する寸法効果が明らかに現れた。この場合、円孔の径 d と板幅 w の比 (d/w) を一定にし、二次元的に相似形状としている。しかし、板厚方向を含めた三次元的相似性を保ってはいない。

同様に A 5083 アルミ合金についての結果を図 6 に示した。図中□印は板幅 w が 100 mm, 板厚 t が 20

mm の結果, ■印は $w=50$ mm, $t=10$ mm, ▣印は $w=25$ mm, $t=5$ mm の結果であり, これらすべての試験片寸法は三次元的に相似形状となっている。図から SM 50 B 鋼の場合と異なり, □印の疲労強度が低く, ▣印と■印の疲労強度の間には明りょうな差は認められないのがわかる。

4. 考 察

4.1 切欠材の寸法効果 従来からの切欠材の寸法効果については数多くの研究が行われている。その原因として応力集中部近傍の体積, 応力こう配, 表面仕上げの影響が考えられている。それらのうちでも寸法効果に最も影響を与えると考えられているのが応力こう配である⁽²⁾⁽³⁾。一方, 海洋構造物で使われるパイプ継手に関する寸法効果に関する破壊力学的研究で, 溶接継手部の幾何学的継手形状により生じる応力分布がき裂伝ば速度を加速するとし, この種の継手で見られる寸法効果はき裂伝ば過程で生じるとされている⁽⁴⁾⁽⁵⁾。この場合, 試験片寸法はき裂発生寿命にほとんど影響を及ぼさないとしている⁽⁶⁾。本報ではこのき裂発生寿命に及ぼす寸法効果を切欠底における応力の多

図 4 形状係数 K_t の影響 (A 5083 アルミ合金)

図 6 変形拘束の影響 (A 5083 アルミ合金)

図 5 変形拘束の影響 (SM 50 B 鋼)

図 7 ひずみ振幅とき裂発生寿命の関係 (SM 50 B 鋼)

軸性の面から検討した。図5において試験片切欠寸法が三次元的に相似性を保っていれば寸法効果が現れないであろうことを示唆した。図7にSM50B鋼についての荷重軸方向のひずみ振幅とき裂発生寿命との関係を示した。白抜きの印は疲労試験中実測した結果、黒く塗りつぶした印はFEM弾塑性解析から推定したものである。これから、円周切欠丸棒試験片の場合、形状係数 K_t の値によらず切欠底の荷重軸方向のひずみ振幅から、き裂発生寿命を推定できることがわかる。つまり、本報のようにき裂発生寿命で評価する場合、切欠底における局所的な応力とひずみにより疲労破壊が生じるとする局所応力概念⁽⁷⁾が成り立っていると考えられる。一方、図6の結果から寸法効果が単純に試験片寸法の相似性だけでは評価できないであろうことも明らかである。図6の場合、板厚が5~20mmであり、図5の場合の6~8mmに比較してその範囲が広がっている。通常、平板試験片では、その板厚が厚い場合、切欠底で三軸応力状態、薄板の場合、二軸応力状態になっていると言われている。本報では試験片寸法の影響を板厚との相対値(d/t , w/t)のみで評価しているが、これ以外に絶対値としての板厚の影響も考慮する必要があると考えられる。このことは、図8に示したA5083アルミ合金についての切欠底の荷重軸方向のひずみ振幅とき裂発生寿命の関係からも予測できる。□, ■, ▣印で示した円孔切欠平板試験片の結果は、高寿命領域において図中の回帰式からずれているのがわかる。円周切欠丸棒試験片の場合、切欠きの拘束の影響が円周方向で一様であるのに対し、円孔切欠平板試験片の場合、拘束の影響が一様でなくなり、同一のひずみ振幅に対して、切欠底の応力振幅が円周切欠丸棒試験片の場合より小さくなると考えられる。長寿命領域では疲労寿命は応力で支配されるようにな

り、これにより円孔切欠平板試験片の疲労強度が長寿命側にずれたと考えられる。したがって、このような平板切欠材の寸法効果をいかに疲労寿命予測の中に反映させるかは本報のように疲労き裂発生寿命で評価する場合、切欠底における切欠きの変形拘束の影響を受けた局所的な応力とひずみをいかに精度良く推定するかという問題に帰着させることができる。

4.2 切欠きの拘束を考慮した簡易疲労寿命予測

前述したように、切欠底における荷重軸方向のひずみ振幅を精度良く推定できれば疲労き裂発生寿命が図7あるいは図8から推定できる。FEM弾塑性解析を用いることも可能であるが、ここでは切欠底における応力の多軸度を、多軸応力下の等価応力、等価塑性ひずみが単軸下の応力-塑性ひずみ関係に従うと仮定した⁽⁸⁾。これは本報で用いたFEM弾塑性解析で用いた仮定と同一である。

さらにひずみ増分理論が成り立つとすると多軸応力下にある切欠底の応力-ひずみ関係を応力の多軸度、 $k = \sigma_2/\sigma_1$, $l = \sigma_3/\sigma_1$ の関係として表し、式(1)を切欠底における応力-ひずみ関係として用いた。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{t1} &= \varepsilon_{e1} + \varepsilon_{p1} \\ &= \frac{\sigma_1}{E} \{1 - \mu(k+l)\} \\ &\quad + \frac{\{1 - 0.5(k+l)\}(\sigma_1/K_t)^{1/n'}}{\{0.5(k-l)^2 + 0.5(k-1)^2 + 0.5(l-1)^2\}^{(n'-1)/2n'}} \\ &\quad \dots\dots\dots (1) \end{aligned}$$

ここで E は縦弾性係数、 μ はポアソン比である。サフィックス1は荷重軸方向を表し、多軸度 k, l の値は、負荷の繰返しによる切欠底の塑性変形の進行に伴い変化すると考えられるが、本報では、初期値を用い、この値は原則として静的な引張試験による実測により求めたが、一部、実測できない鋭い切欠きに対してはFEM弾塑性解析の結果を利用した。これらの値は材種にあまり依存せず、 K_t に依存して k の値が0.29~0.4、 l の値が0.08~0.25のように変化した。これらの値の合理的な決定法については今後さらに検討する必要があると思われる。

式(1)と別な仮定から同様な等価応力・等価ひずみ関係を求めている報告もあるが、数値計算結果は大差のないものであった⁽⁹⁾。

疲労寿命は公称応力振幅 S_a からNeuberの関係式⁽¹⁰⁾と式(1)を用いて切欠底のひずみ振幅 ε_{ta} を推定し、それを図7および図8の回帰式に代入して予測した。図9に円周切欠丸棒試験片についての寿命予測結果を示した。横軸には図3および図4の実験結果を、縦軸には切欠きの拘束の影響を考慮した寿命予測結果

図8 ひずみ振幅とき裂発生寿命の関係
(A5083アルミ合金)

図9 円周丸棒切欠材の寿命予測結果

をとった。図中の実線は予測寿命のファクタ3の領域を示している。図からもわかるように、予測結果の大部分がその範囲に入っており、本報のような簡易寿命予測法でも十分な精度で円周丸棒切欠材のき裂発生寿命予測ができることがわかる。

5. 結 論

切欠材の疲労寿命予測精度の向上を目指し、切欠きの变形拘束の影響を切欠底の応力の多軸度の面から検討を行い、それを疲労寿命予測手順の中に取り入れた。また、切欠材の疲労試験も実施し、開発した疲労寿命予測手順の妥当性についても検討した。得られた主な知見を以下に示す。

(1) 明確な寸法効果が現れない円周丸棒切欠材の場合、切欠底における荷重軸方向のひずみ振幅から疲労き裂発生寿命を推定できた。

(2) き裂発生寿命に及ぼす切欠材の寸法効果は切欠きの变形拘束による切欠底の応力の多軸性とその主因と考えられる。

(3) 切欠底の応力の多軸性を考慮した簡易寿命予測法は十分な精度で切欠材のき裂発生寿命を予測できた。

補 足

式(1)の導入⁽¹⁾

三軸応力下にある等方性材料を仮定し、各主軸方向の主応力、主ひずみ増分をそれぞれ $\sigma_1 > \sigma_2 \geq \sigma_3$, $d\epsilon_1 > d\epsilon_2 \geq d\epsilon_3$ とする。塑性変形により、体積変化が生じないとする

$$d\epsilon_{p1} + d\epsilon_{p2} + d\epsilon_{p3} = 0 \quad (2)$$

Saint-Venant のひずみ増分理論が成り立つとすると

$$d\epsilon_{pi} = \sigma_i / 2\lambda \quad (3)$$

ただし、 σ_i は偏差応力、 $i=1\sim 3$ 。

等価応力 σ_{eq} は

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}}{\sqrt{2}} \quad (4)$$

等価塑性ひずみは

$$\epsilon_{peq} = \int d\epsilon_{peq} \quad (5)$$

ただし

$$d\epsilon_{peq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (d\epsilon_{p1} - d\epsilon_{p2})^2 + (d\epsilon_{p2} - d\epsilon_{p3})^2 + (d\epsilon_{p1} - d\epsilon_{p3})^2 \}^{0.5}$$

単軸下の応力-塑性ひずみ関係式を次式の指数則で仮定する。

$$\sigma = K' \epsilon_p^{n'} \quad (6)$$

$\sigma_2/\sigma_1 = k$, $\sigma_3/\sigma_1 = l$ ($k \geq l$) なる多軸応力状態で塑性変形するときの最大主応力 σ_1 と主塑性ひずみ ϵ_{p1} との関係を求める。この場合、応力とひずみの主軸は塑性変形中回転せず、かつ多軸応力比 k, l は応力の増加中一定とする。

ひずみ増分の比を

$$\frac{d\epsilon_{p2}}{d\epsilon_{p1}} = j' = \frac{\sigma_2 - \sigma_m}{\sigma_1 - \sigma_m} \quad (7)$$

ただし、 σ_m は平均垂直応力。

式(5), (7)から

$$\epsilon_{peq} = \int d\epsilon_p = \frac{2}{\sqrt{2}} \epsilon_{p1} \sqrt{1 + j'^2 + j'^2} \quad (8)$$

等価応力と等価塑性ひずみとの間には単軸における式(6)と同様に $\sigma_{eq} K' \epsilon_{peq}^{n'}$ が成り立つとすると、式(4), (6), (7), (8)から

$$\sigma_1 = \alpha K' \epsilon_{p1}^{n'} \quad (9)$$

$$\alpha = \frac{\{0.5(k-l)^2 + 0.5(k-1)^2 + 0.5(l-1)^2\}^{(n'-1)/2}}{\{1 - 0.5(k+l)\}^{n'}}$$

一方、弾性応力状態では

$$\epsilon_{e1} = \frac{\sigma_1}{E} \{1 - \mu(k+l)\} \quad (10)$$

ただし、 μ は弾性ポアソン比。

式(9), (10)より、最大主ひずみ方向の全ひずみは $\epsilon_{t1} = \epsilon_{e1} + \epsilon_{p1}$ として与えられ、本文中の式(1)が得られる。

文 献

- (1) 二瓶・ほか2名, 日造論, 144(1978), 337.
- (2) Haibach, E., ほか2名, Schweissen u. Schneiden, 30-11(1978), 442.
- (3) Inagaki, M., ほか4名, IIW Doc., XIII-994(1981).

(4) Gureney, T. R., <i>2nd. Int. Conf. on the Behavior of Off-Shore Structures</i> , London, (1979).	(7) Topper, T. H. ほか 2 名, <i>J. Mater.</i> 4-1(1977), 200.
(5) Berge, S., <i>IWW Doc.</i> , XIII-1116(1983)	(8) Grubisic, V. ほか 1 名, <i>ASTM STP</i> , 770(1982), 612.
(6) Lowak, H., <i>Dissertation for Dr-Ing. T. H. Munchen</i> , (1981).	(9) Grubisic, V. ほか 1 名, <i>Rep. No. FB-148</i> , LBF, (1979).
	(10) Neuber, H., <i>Trans. ASME, J. Appl. Mech.</i> , 28(1961).
	(11) 山田, 塑性・粘弾性, (1980), 75, 培風館.
-