低サイクル疲労強度減少係数の一考察*

丸 山 武 志** 丸 山 四 郎** 車 地 隆 治**

Study on Low-Cycle Fatigue Strength Reduction Factor

by

Takeshi MARUYAMA, Shiroh MARUYAMA and Takaharu KURUMAJI

(Kure Research Laboratory, Babcock-Hitachi K. K., Kure)

The reduction in low-cycle fatigue strength due to the notch geometry was studied on carbon steel (SFVV1) and austenitic stainless steel (SUS 304).

Since the calculated low-cycle fatigue strength reduction factor (K_f) varies depending upon a given estimation method of nominal strain at the notch root area, a new evaluation method of nominal strain was developed from the experimental data on the circumferentially grooved specimens. The K_f value thus determined was shown to be consistent well with the FEM analysis of strain concentration factor, but was considerably lower than those specified in the ASME Code Sec. III above the $3S_m$ level.

(Received Aug. 10, 1979)

キー・ワード：切欠き材，疲労強度減少係数，ひずみ集中係数

1 緒 言

構造物の疲労強度設計においては，形状不連続部や局部的に熱ひずみが生ずる箇所の応力・ひずみ挙動の把握が必要であり，全体が弾性的挙動を示す場合は，従来より種々の形状・負荷条件についても理論解が得られているが，塑性域がかなり大きくなる場合の応力・ひずみ集中による疲労強度の減少についてはまだ充分明らかにされていない。

応力・ひずみ集中度を繰返し応力-ひずみ特性から推定する場合，従来から応力集中係数とひずみ集中係数の関係を示した Stowell, Neuber の式が用いられており，また近年，公江らも推定式を提案している。これらは，いずれも弾性挙動時の理論的応力・ひずみ集中係数（＝切欠き形状係数） K_t と，弾塑性挙動時の応力集中係数 K_σ およびひずみ集中係数 K_ϵ との関係を理論的あるいは実験的に求めたものであるが，一般的な適用をした場合どの程度の妥当性があるか，充分明確でない。こうした方法は，平滑試験片による繰返し応力-ひずみ特性のみから容易に推定できる利点があり，その安全度と適用限界が明らかにできれば有用な推定法といえる。

また一方で，切欠き付き試験片による疲労試験結果から直接切欠きによる疲労強度減少係数を評価する手法が，Krempel および 飯田によって提案されている

Fig. 1. Methods of fatigue strength reduction factor K_f .

(Fig. 1). Krempel の手法は，平滑材のひずみ制御試験と切欠き材の荷重制御試験によりそれぞれ求めた $S-N$ 曲線を用いるものであり， K_σ の定義を，ひずみ・応力・仮想弾性応力のどれを用いるかによってそれぞれ I_a , I_b , II 法と呼ばれている。一方，飯田の手法は，平滑材・切欠き材ともひずみ制御試験を行うものである。ここでは，最も実用的なものとして，Krempel の I_a 法および飯田の手法について検討した。

ところで，切欠き付き試験片による実験では，表面と内部のひずみ分布が異なるが，平面ひずみ条件に近い場合の切欠き底断面の公称ひずみを正確に測定できないことから，Krempel は切欠き底断面の公称応力-公称ひずみ特性が平滑材の特性に一致するものとして扱っている。しかし，切欠き底表面で部分的に塑性変形を生じた場合は，そうした変形による影響は無視できないものと考えられる。一方，飯田は，環状切欠き付き丸棒試験片を用いて切欠き底断面の公称径方向ひず

* 原稿受理 昭和54年8月10日

** 正 会 員 バブcock日立(株)呉研究所 呉市宝町

みを実測し、軸方向ひずみに換算する方法を用いている。この方法は、Krempf の I_a 法より直接的であるという点で優れていると考えるが、ひずみの換算に用いている式は径方向の応力・ひずみ集中がほとんどない平滑丸棒や砂時計型試験片については高精度で適用できるが、切欠き付き試験片のように断面内のひずみ分布が大きい場合には精度が悪くなると考えられる。

そこで、筆者らは、切欠き底断面の軸方向ひずみをより正確に評価する手法を考案し、FEM 解析結果によりその妥当性を確めた。さらに、平滑材の繰返し応力-ひずみ特性を用いて Neuber, Stowell および公江らの式により求めたひずみ集中係数の推定値と比較し、これらの式を疲労強度減少係数の推定に適用した場合の妥当性を検討した。

2 切欠き試験片による疲労強度減少係数検討

2.1 供試材と試験片

供試材には、ひずみを繰返し負荷した場合加工硬化する SUS 304 と、加工軟化する SFVV1 (ASTM-A508 Cl 1 相当) を用いた。両材の化学組成および室温の引張特性を Table I に示す。なお、SUS 304 は $1070^\circ\text{C} \times 1\text{h}$ 固溶化処理した状態で、また SFVV 1 は $895^\circ\text{C} \times 3.75\text{h}$ 焼入れし $660^\circ\text{C} \times 6\text{h}$ 焼もどした後に $625^\circ\text{C} \times 40\text{h}$ 応力除去熱処理した状態で、それぞれ用いた。

試験片は、(1)平面ひずみ条件に近いこと、(2)切欠き底表面のひずみを実測できること、(3)比較的大きい切欠き形状係数 (K_t) が得られることから Fig. 2 に示

Table I. Chemical compositions and mechanical properties.

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V
SFVV 1	0.22	0.31	1.23	0.016	0.007	—	—	0.01
SUS 304	0.05	0.51	0.97	0.026	0.005	9.35	18.30	—

Material	Mechanical properties at R. T			
	$\sigma_{0.2}(\text{kg/mm}^2)$	$\sigma_B(\text{kg/mm}^2)$	$\epsilon_t(\%)$	$\varphi(\%)$
SFVV 1	46.2	62.3	29.7	73.3
SUS 304	24.8	58.5	61.0	—

Fig. 2. Circumferentially grooved specimens.

す 2 種類の U 字型環状切欠き付き試験片を採用した。それぞれの試験片の K_t は 1.5 と 2.0 である。

2.2 試験方法

疲労試験は、電気-油圧サーボ疲労試験機を用い、室温・大気中にてひずみ制御型および荷重制御型両方の完全両振試験を行った。Fig. 3 は、試験片のひずみ測定方法を模式的に示す。ひずみ制御試験は、切欠き部をはさんでとりつけた標点間距離 (G. L.) 12.5 mm

Fig. 3. Fatigue test method of grooved specimen.

の軸方向ひずみ計によって軸方向平均ひずみを測定し、一定値に制御した。なお、荷重制御試験においても、このひずみは測定・記録した。また、径方向平均ひずみの測定は、切欠き底をはさむようにひずみ計をとりつけて行った。この値は、飯田らによって示されているように、切欠き底表面の周方向ひずみ $\epsilon_\theta(N, R)$ に対応している。さらに、切欠き底には G. L. 0.2 mm のひずみゲージを接着して切欠き底表面の軸方向ひずみを測定した。

Fig. 4 は、ひずみ制御型の疲労試験における公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ (荷重範囲を切欠き底断面積で除した値) と公称径方向ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_r(n)$ の変化の例を示す。公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ は、材料の繰返し特性のため、初期に変化した後飽和するが、き裂発生により再び減少している。また、 $\Delta\epsilon_r(n)$ は、初期には増加するが、き裂発生後 $\Delta\sigma_n$ とともに減少に転ずる。一方、荷重制御試験では、 $\Delta\epsilon_r(n)$ 、 $\Delta\epsilon_t^*$ とともに初期に増加後飽和し、き裂発生後再び増加する。これらの現象はすべての試験条件で見られたが、この減少開始点 (荷重制

Fig. 4. Changes of nominal radial strain range and nominal stress range during cyclic loading (SFVV1, $K_t=2$).

御試験では変曲点) がき裂発生とほぼ対応することは、定期的に液体浸透探傷検査を行って確認した。また、破断寿命 N_f については、平滑材に対する材料学会の規定 (引張側最大応力が $N_f/2$ 時の $3/4$ に低下したときまでの繰返し数) を参考にして、 $\Delta\sigma_n$ がき裂発生直前の $7/8$ に低下したときまでの繰返し数とした。

2・3 疲労強度減少係数とひずみ集中係数

切欠きによる疲労強度の低下を表す疲労強度減少係数 K_f は、Krempf および飯田によって提案されているが、前述のように、軸方向公称ひずみの求め方に問題があると考えられたので、新しい推定方法を用いた。Fig. 5 はその手法を示す。まず、試験片全体を仮想弾性体と考えると、ある断面におけるひずみの平均値である軸方向公称ひずみの軸方向分布は、断面積にほぼ反比例するとみなされるから、その大きさは、平均値が切欠き部をはさんでとりつけた軸方向ひずみ計による実測値 ε_i^* と等しくなるように決めた。さらに、筆者らは、切欠き底の塑性変形を考慮した実際の公称応力・公称ひずみを求めるために、(1)式が公称応力・ひずみに対して成り立つと仮定した。この式は、Neuber 則の変形により得られるが、切欠き底断面の公称応力、ひずみと切欠きから充分離れた箇所の応力、ひずみの間には Neuber 則が近似的に成り立つものと考えて導入したものである。

Fig. 5. Procedure for evaluating nominal strain at notch root area.

$$\sigma_f^2/E = \varepsilon_n \cdot \sigma_n \quad (1)$$

ここで、 σ_f は仮想弾性体としたときの軸方向公称応力、 σ_n 、 ε_n は実際の軸方向公称応力、公称ひずみ。この修正を行った後、再び、平均ひずみが実測値 ε_i^* に一致するように全体の大きさを補正することにより、弾塑性変形時のひずみ分布が得られる。

Fig. 6 は、この手法により求めた軸方向公称ひずみの軸方向分布と、FEM 解析結果を示す (各断面における軸方向ひずみの面積平均値、FEM 解析の詳細は付録参照)。図中、白抜きの印はほとんど弾性変形を示す場合、黒塗りの印はかなり塑性域が生じる場合を表しているが、ともに FEM 解析結果と良く一致し

Fig. 6. Comparison between nominal strain distribution predicted by the present method and that by FEM (SFVV1, $K_t=2$).

ており、本手法が妥当であることがわかる。

Fig. 7 は、本供試材について、Krempf および飯田の手法に基づいて求めた σ_n - ε_n 曲線および FEM 解析結果と、本手法による結果を比較して示す。本手法による結果は、FEM 解析値と良く一致している。一方、Krempf の手法 (平滑材の σ - ε 曲線) は、ひずみの大きい領域で公称ひずみを大きめに評価するようである。この結果、疲労強度減少係数 (K_f) が K_t より小さくなる場合が生じ得るが、こうした傾向は Krempf の手法を用いた Raske らの研究でも見いだされる。一方、飯田の手法は、弾性域における公称ひずみを小さく評価することがわかる。

Fig. 7. Comparison of nominal σ - ε curves by various methods (SFVV1, $K_t=2$).

Fig. 8 は、疲労強度減少係数 K_f と切欠き底のひずみ集中係数 K_σ の実測値を比較したもののだが、本実験の範囲内の $K_t(\leq 2)$ では、き裂発生寿命に基づく K_f は K_σ と良く一致する傾向を示している。

3 ひずみ集中係数推定法の検討

3・1 繰返し応力-ひずみ挙動

後述するように、Stowell や Neuber の式によるひ

Fig. 8. Relation between K_f and K_g .

ひずみ集中度の推定には、繰返し変形時の σ - ϵ 特性を正確に把握する必要がある。そこで、まず、平滑試験片を用いて繰返し σ - ϵ 特性を測定した。

3・1・1 試験方法 供試材は、切欠き試験と同じ材料を使用した。試験片は、平行部の直径 12ϕ の中実丸棒であり、形状・寸法は Fig. 9 に示す。電気-油圧サーボ疲労試験機を用いて、室温・大気中で G.L 24 mm の軸方向ひずみ計によりひずみ制御で繰返し負荷した。繰返し σ - ϵ 曲線は、Fig. 10 に示すように、ひずみ範囲を繰返し増減し、その各ピーク点を結ぶ Incremental-Step テスト (I-S 法) を用いて求めた。また、通常の定ひずみ範囲の疲労試験で繰返し σ - ϵ 曲線を得る方法である Companion-Specimen テスト (C-S 法) も使い、結果を比較した。

Fig. 9. Smoothed round specimen.

Fig. 10. Cyclic σ - ϵ test methods.

3・1・2 繰返し応力-ひずみ特性 Fig. 11 は、SFVV1 および SUS 304 両材の繰返し σ - ϵ 曲線を示す。図中には、単純引張試験による σ - ϵ 曲線 (以下 monotonic σ - ϵ ないしは静的 σ - ϵ 曲線と記す) も併記した。SFVV1 材では、静的 σ - ϵ 曲線に比べ、繰返し σ - ϵ 曲線の方が低応力側になり、繰返しにより軟化する特性が認められるが、I-S 法と C-S 法の差異は見られな

Fig. 11. Cyclic σ - ϵ properties.

い。一方、SUS 304 材では静的 σ - ϵ 曲線よりかなり高応力側になり、この材料が繰返し硬化特性を示すことがわかる。また、C-S 法と I-S 法の間に生じた差異は、硬化特性に関連し、大ひずみ振幅の履歴の有無によると考えられる。このような波形の差異による影響は、後述するひずみ集中係数の推定と関連しており、実機での複雑な応力波形の組合せ条件下での応力-ひずみ特性の推定法について今後検討する必要がある。なお、以下に述べるひずみ集中係数の推定には、実機の繰返し負荷に近いと考えられること、および本試験でのヒステリシス・ループの形状が I-S 法による σ - ϵ 曲線に類似していたことから、I-S 法による σ - ϵ 曲線を用いた。

3・2 各種推定式の検討

Fig. 8 で $K_g \approx K_f$ と見なせることを示したので、 K_f の推定に、従来より提案されている以下の K_g 推定式の適用を試みた。

Stowell は、円孔を有する無限平板の応力-ひずみ集中に関する弾塑性解から(2)式を導出し、一方、Neuber は、小規模降伏域において(3)式が近似的に成立することを示した。

$$K_g = \frac{K_t - 1}{K_g - 1} \cdot K_g \quad (2)$$

$$K_g \cdot K_g = K_t^2 \quad (3)$$

ここで、 K_t = 弾性挙動時の理論的応力・ひずみ集中係数、 K_g 、 K_g = それぞれ、実際の応力およびひずみ集中係数である。一方、公江らは、S15C に関する FEM 解析結果に基づいて(4)式を提案している。

$$\frac{K_t - 1}{K_g - 1} = 2.4 \left(\frac{K_g - 1}{K_t - 1} - 1 \right) \quad (4)$$

これら(2)~(4)各式と平滑材の σ - ϵ 曲線を組み合わせることにより、 K_g を推定できる。

Fig. 12 は、これら K_g の簡易推定法による結果を、 K_f に関する筆者らの実験結果および同種材で行った Gerber の結果と比較して示す。なお、Gerber の結果は、公称ひずみの定義がやや異り、そのため低 $\Delta\sigma_f$ 域でやや高くなる傾向がある。いずれの K_g 推定法も、

Fig. 12. K_f values predicted by various methods and observed K_f values.

切欠き底表面の塑性変形により、ひずみ集中係数 K_f は弾性時の K_t から増加し、Neuber の式では $1.5 \times K_t$ 付近で飽和するのにに対し、Stowell の式では $2 \times K_t$ 付近まで増加している。一方、瀬戸口らが SCM 1 材の特性に近似の σ - ϵ 曲線を用いて解析した結果も $1.5 \sim 2 \times K_t$ 付近で飽和する傾向を示しており、 K_f に関する今回の結果と類似している。詳細に見ると、SUS 304 材では、 $\Delta\sigma_f = 40 \sim 80 \text{ kg/mm}^2$ 付近で Neuber の式および公江らの式は K_f の実験値に近い値を示すが、Stowell の式はやや大きめに評価する傾向がある。一方、SFVV1 の場合、どの式もやや K_f を高めに評価する傾向があるが、 $\Delta\sigma_f \geq 80 \text{ kg/mm}^2$ では Stowell の式より Neuber あるいは公江らの式の方が実験値に近い。全体的に、Stowell の式より Neuber の式あるいは公江らの式の方がより実験値に近い値を示すようである。

Fig. 12 中に、切欠き部の K_f に関する ASME Code Sec. III の規格値も併記しているが、筆者らおよび Gerber の実験データと比較すると、SUS 304 材では仮想弾性応力範囲 $\Delta\sigma_f (=E \cdot \Delta\epsilon_f)$ が降伏応力の 2 倍に近い 50 kg/mm^2 付近 ($\Delta\epsilon_n \approx 0.2\%$ 相当) でやや規格値を上回り、一方、 $\Delta\sigma_f > 100 \text{ kg/mm}^2$ では逆に規格値が K_f を著しく過大評価している。今後、種々材料の K_f データを蓄積することにより、規格値をより妥当な値に変更する必要があると思われる。

4 結 論

環状切欠き付き試験片を用い、弾塑性域におけるひずみ集中係数 (K_f) と疲労強度減少係数 (K_f) を、実験的および解析的に求め、以下の結論を得た。

- (1) 切欠き付き試験片による実験結果を整理して

K_f を評価する場合、公称ひずみ範囲の求め方が重要であるが、筆者らの提案した近似推定法は FEM 解析結果とほぼ一致する。

- (2) 室温における K_f は、き裂発生寿命に関する K_f とほぼ一致する。

- (3) 従来提案されている K_f に対する簡易推定式を用いて K_f の評価を試みた結果、Stowell の式は両材とも K_f をやや大きめに評価するが、Neuber および公江らの式は、SUS 304 についていえるは妥当な評価を与え、一方、SFVV1 については K_f をやや高めに評価する傾向がある。

- (4) K_f に関する ASME Code の規格値は、SUS 304 の場合降伏応力の 2 倍付近ではやや小さめに評価しているようだが、SFVV1 ではこの付近のデータがなく、今後検討する必要がある。一方、さらに $\Delta\sigma_f$ の大きい領域では著しく過大評価している。

付録 有限要素法による K_f 値の推定

筆者らの提案した実験結果から公称ひずみ範囲を評価する手法 (第 4 章) の妥当性を検討するため、FEM 解析を行った。計算には、当社で開発した 2 次元軸対称弾塑性解析プログラム (TEPPIC-3) を用いた。Fig. 13 は要素分割図を示す。節点数 107、要素数 103、最小要素は切欠き底で 0.0625 mm^2 である。計算に用いた σ - ϵ 曲線は Fig. 10 に示した I-S 法の実験結果を折線でマルチリニア近似したものを用いた。なお、実験は 1.14% までしか行っていないので、それ以上のひずみに対しては $0.8 \sim 1.14\%$ ひずみ区間の近似直線を外挿して用いた。

Fig. 13. Finite element model ($K_t=2$).

この弾塑性解析結果の妥当性を調べるため、切欠き部をはさんだ変位 l と、切欠き底表面における軸方向ひずみ ϵ_l (N.R) および公称径方向ひずみ ϵ_r (n) (Fig. 3 参照) との関係を、解析値と実測値を比較して Fig. 14 に示す。解析結果は実測値と良く一致しており、妥当なことがわかる。

Fig. 14. Propriety of FEM calculation (SFVV1, $K_t=2$).

Fig. 6, 7 に示した公称ひずみおよび K_e , K_f の計算には、切欠き底付近の多軸性を考慮するため、弾塑性域へ拡張した等価ひずみ換算式¹⁰⁾(3)によって求めた等価ひずみ ε_{eq} を用いた。

$$\varepsilon_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}(1+\bar{\nu})} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]^{1/2} \quad (3)$$

ここで、 $\bar{\nu} = \nu_p - (\nu_p - \nu_e) \cdot \sigma/E \cdot \varepsilon$, ε_1 , ε_2 , ε_3 = 主ひずみである。なお、FEM 解析結果から、 $\varepsilon_\theta(n)$ とせん断ひずみはほとんど無視し得ることがわかったので、公称ひずみについては $\varepsilon_1 = \varepsilon_l(n)$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_r(n)$, $\varepsilon_3 \simeq 0$ とし、切欠き底表面については $\varepsilon_1 = \varepsilon_l(N.R)$,

$\varepsilon_2 = \varepsilon_r(N.R) = [\bar{\nu}/(1-\bar{\nu})] \times [\varepsilon_l(N.R) + \varepsilon_\theta(N.R)]$, $\varepsilon_3 = \varepsilon_\theta(N.R)$ として、(3)式に代入して等価ひずみを計算した。

なお、本研究については、東京大学工学部飯田国広教授、および石川島播磨重工(株)技術研究所北川正樹氏に有益なご助言をいただいたことに、深く感謝いたします。

(昭和52年7月22日 第14回材料強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) Peterson, R. E., John Wiley and Sons (1953).
- 2) Wundt, B. M., ASTM STP 490 (1972).
- 3) Neuber, H., Trans. ASME, Ser. E, **28**, No. 4 (1961).
- 4) 公江茂樹, 中村 宏, 恒成利康, 材料, **27**, No. 300 (1978).
- 5) Krempl, E., 1st International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II, 1319 (1969).
- 6) 飯田国広, 造船学会論文集, No. 119 (1966).
- 7) 飯田国広, 造船学会論文集, No. 130, 311 (1971).
- 8) Raske, D. T., and P. S. Maiya, Presentation at the Winter Annual Meeting of the ASME, No. MPC-8, 199 (1978).
- 9) 瀬戸口克哉, 三菱重工技報, **6**, No. 1, 70 (1969).
- 10) Gonyea, D. C., ASTM STP 520, 678 (1973).
- 11) Gerber, T. L., GEAP-20662 (1974).