(昭和 46 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

軟鋼の低サイクル疲労強度減少係数

正員 飯 田 国 広* 正員 浦 部 吉 雄*
正員 安 藤 良 夫*

Low Cycle Fatigue Strength Reduction Factor for a Mild Steel

by Kunihiro Iida, *Member* Yoshio Urabe, *Member*
Yoshio Ando, *Member*

Summary

This paper deals with the results of the low cycle fatigue tests on hour-glass type and round notched specimens of SM 41 A. Strain-controlled and load-controlled low cycle fatigue tests at ambient temperature were carried out to investigate the notch effect on the fatigue strength reduction factor.

The following conclusions were obtained :

- 1) A visible crack of 0.2 to 0.5 mm in length will be initiated on the notch root of a notched specimen with any shape factor at an approximately same number of cycles, if the same equivalent strain at the root of a notch is used as the measure of evaluating strain amplitude.
- 2) A concept was proposed on low cycle fatigue strength reduction factor. The fatigue strength reduction factor $K_{f,\epsilon}$ which is calculated from the results of strain-controlled low cycle fatigue tests on smooth and notched specimens, would be equal to the dynamic strain concentration factor. In case that no low cycle fatigue tests would be carried out, the fatigue strength reduction factor may be obtained from the result of dynamic strain analysis.
- 3) "A" factor for a carbon steel, which is given in the Fig. D-201 in the Nuclear Piping Code (USAS B 31.7 1969), is found to give lower and higher value than the $K_{f,\epsilon}$ value depending on an applied stress amplitude. It is also revealed that "A" factor in the Nuclear Power Piping Code is much lower than that obtained by the Method proposed by S.W. Tagart for the material used in the present test.

1 ま え が き

低サイクル疲労破壊の防止を目的としたいわゆる低サイクル疲労設計においては構造物の構造不連続性ならびに施工条件の不適切に起因する切欠の鋭さをいかなる範囲内に限定して考えればよいか、またこれら切欠によって疲労強度が低下する割合をいかに評価すればよいか重要な問題として挙げられる。なぜならば切欠による疲労強度減少係数 K_f 、すなわちある寿命にある無切欠材と切欠材の時間強度の比である K_f 値は許容歪振幅の大きさに直接比例する影響を与えるものであり、詳細な設計によつて安全率を小さくして許容応力を上げて K_f 値を不当に大きく設定すれば設計上の損失を招き、また逆に真の K_f 値より低い値を設定すれば危険な設計を招くことになるからである。

この問題に関して、たとえば ASME の Boiler and Pressure Vessel Code の Sec. III (1968) では、相当に厳しい施工条件ならびに検査条件の制約に立つて、(1) 構造上の不連続性に起因する疲労強度減少係数 K_f としては 5 以上の値をとらなくてよい。(2) K_f の実験値がない場合には K_f として形状係数 K_t と等しい値をとる。(3) すみ肉溶接継手に対しては $K_f=4$ とするなどと規定している。

* 東京大学工学部

他方同様の規格である USAS-B 31.7 の Nuclear Power Piping Code(1968) では $A=(K_f-K_t)/(K_t-1)$ という A 係数を材料および公称荷重の関数として規定している。これらの規定を導いた背景としての実験データは豊富とはいえず、とくに後者の A 係数はわずかに Krempel が 3 鋼種について行なった実験データ^{1,2)} を基に Taggart³⁾ が導いたものであり、したがってこれらの規定値自体が果して一般的な敷延性を有するかどうかがまず議論の対象となろう。

さらに任意の設計・施工・検査条件による構造物にこれらの規定値を当てはめることはできないから、一般的には各種の鋼材、荷重条件、構造様式による構造物の疲労設計に有用な K_f 値は広範囲の材質および応力条件に対して求められている必要がある。

以上の観点から低サイクル疲労における K_f 値に関する研究がこれまでいくつか行なわれてきたが、制御条件の相違、供試材の繰返し硬化、軟化特性の差などに起因するためか、研究結果は $K_f > K_t$ となるもの^{3,4,5)} と $K_f \leq K_t$ とするもの^{4,6,7)} とに相反し、すべての研究成果の統一的な解析は未解決のままであるといえよう。

著者の一人飯田はかつて歪制御低サイクル疲労における K_f 値に関する報告⁵⁾ を行なったが、その後いくつかの研究が報告されたことにかんがみ、この問題に関するこれまでの各研究に対する解釈を与え、また K_f 値を求める適切な手法を見出すことを目的として、著者らは SM 41 A および SUS 27 を供試材とし、35 mm ϕ の砂時計型および環状切欠試験片の径歪制御、荷重制御、変位制御試験を開始した。本報では SM 41 A の径歪制御および荷重制御試験から得られた結果について以下に述べる。

2 試験片および試験方法

2.1 試験片

供試材は SM 41 A を用いた。その化学成分を表 1 に示す。試験片は図 1 に示すように 4 種類とした。なお K_t は前に飯田⁵⁾ が行なったように Peterson の線図および Heywood の式によつて求めた。試験片はいずれも 70 mm の圧延材の板厚中央部から機械加工によりロール方向に採取し、表面はエメリー #1000 で長軸方向に仕上げた。

Table 1 Chemical Composition-percent

Material	C	Si	Mn	P	S
SM 41 A	0.17	0.24	0.60	0.015	0.015

各形状係数の疲労試験片の静引張試験結果を表 2 に示す。

2.2 試験方法

300/200 トンローゼンハウゼン型万能疲労試験機に低サイクル疲労試験のための油圧装置を付加し、油圧サーボ制御方式によつて引張-圧縮の軸荷重を加え、三角波形による径歪制御もしくは荷重制御の完全両振試験を行なった。この際試験片の直径変化は DTF を変換器とするレバー型の検出器によつて検出し、また荷重はロードセルによつて検出し、ともに連続記録した。

環状切欠試験片の径歪制御試験では切欠底に Micro-Measu-

Fig. 1 Details of Specimens

Table 2 Tensile Test Data (Mean Value)

K_t	Nominal Yield Stress σ_Y (kg/mm ²)	Nominal Ultimate Strength σ_u (kg/mm ²)	True Fracture Strength σ_f (kg/mm ²)	Reduction of Area	True Fracture Strain ϵ_f
1.06	28.2	58.3	111.3	0.548	0.794
2.01	30.9	67.4	96.7	0.303	0.361
2.49	31.2	66.6	89.8	0.259	0.300
3.49	36.5	71.6	84.2	0.149	0.162

rement 社製のゲージ長 0.2 mm の歪ゲージを貼付し、一方砂時計型試験片には東京測器製のゲージ長 3 mm の歪ゲージを貼付し、歪増幅器の出力を連続記録した。

繰返し速度は破断寿命が 20 回以下と想定される場合には毎分 2~3 回程度、それ以上の寿命の場合には毎分 4~12 回とした。負荷は歪サイクル、荷重サイクルともに引張側から開始した。

3 試験結果とその考察

3.1 $\epsilon-N$ 線 図

砂時計および切欠試験片の最小断面部における原直径を d_0 、引張時における直径を d_t 、圧縮時における直径を d_c とする。また制御値である径方向歪振幅を ϵ_{ta}^d と書くことにすれば、

$$\epsilon_{ta}^d = \frac{1}{2} \{ \ln(d_t/d_0) - \ln(d_c/d_0) \} \quad (1)$$

そこで砂時計試験片では、軸方向塑性歪振幅 ϵ_{pa}^l 、軸方向弾性歪振幅 ϵ_{ea}^l 、軸方向全歪振幅 ϵ_{ta}^l はそれぞれ近似的に次のように表示される。

$$\epsilon_{pa}^l = -2\epsilon_{ta}^d - 2\nu\sigma_a/E \quad (2)$$

$$\epsilon_{ea}^l = \sigma_a/E \quad (3)$$

$$\epsilon_{ta}^l = \epsilon_{pa}^l + \epsilon_{ea}^l \quad (4)$$

ここに σ_a は亀裂発生直前における応力振幅、 E はヤング率で 21000 kg/mm²、 ν はポアソン比で 0.3 である。上式を用いて ϵ_{ta}^d から換算した ϵ_{ta}^l は歪ゲージによる実測値と $\pm 10\%$ 以内の誤差で一致していた。

図 2 に砂時計型試験片の $\epsilon-N$ 線図を示す。 N_c は 5 倍のルーペによる観測によつて 0.2~0.5 mm の亀裂を確認した亀裂発生寿命である。実験した範囲内では ϵ_{ta}^l と亀裂発生寿命 N_c および破壊寿命 N_f とが両対数グラフ

上で良好な直線関係を示し、次式が得られた。

$$\epsilon_{ta}^l = 0.31 N_c^{-0.52} \quad (5)$$

$$\epsilon_{ta}^l = 0.41 N_f^{-0.60} \quad (6)$$

一方 $\epsilon_{pa}^l-N_c$ 、 $\epsilon_{pa}^l-N_f$ 線図は両対数グラフ上で凸の曲線になった。このような現象はすでに堀田ら⁸⁾によつて見出されており、堀田らはパーナイト組織、焼戻しマルテンサイト組織を含む中間段階組織、マルテンサイト組織の鋼種および球状黒鉛铸铁が凸の曲線ないしは折線になり、一方引張強さが $\epsilon 0$ kg/mm² 以下のフェライト組織、フェライト・パーライト組織およびオーステナイト組織の鋼種では ϵ_{pa}^l-N 線図は直線となると結論したが、この結論によれば直線となるべき本供試鋼の ϵ_{pa}^l-N 線図が図 2 のように曲線となった理由はよく分らない。

一方著者らが別に行なつた船用アルミニウム合金の 5083 材および 7 NO 1 材の溶接継手材の径歪制御低サイクル疲労試験結果⁹⁾によれば、両材料は著るしい繰返し硬化特性を有し、 $\epsilon_{pa}^l=0.002$ 以下では折れ曲り現象を示す。しかし塑性歪振幅を一定に保持した場合には Manson-Coffin 式は成立し、折れ曲り現象は示さない。図 3 に示すように SM 41 A 材も試験範囲全域にわたつて著るしい繰返し硬化特性を示すことを考えあわせると、むしろ繰返し硬化に伴う塑性歪振幅の漸減が折れ曲り現象の主因ではないかと思われる。

さて環状切欠試験片については半径方向歪振幅 ϵ_{ra}^l を導入し、体積一定の仮定から、

$$\epsilon_{ta}^l + \epsilon_{ra}^d + \epsilon_{ra}^l = 0 \quad (7)$$

なお ϵ_{ra}^d は通常径歪振幅といいならわされてきたが¹⁰⁾、(1) 式から明らかなように実質的には接線方向の歪振幅を表わしている。 ϵ_{ra}^l は歪ゲージにより実測でき、 ϵ_{ta}^d は制御値であるので (7) 式より ϵ_{ra}^l が求まる。

そこで等価歪振幅 $\epsilon_{eq,a}$ は、

$$\epsilon_{eq,a} = \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (\epsilon_{ra}^l - \epsilon_{ta}^d)^2 + (\epsilon_{ta}^d - \epsilon_{ra}^l)^2 + (\epsilon_{ra}^l - \epsilon_{ra}^l)^2 \}^{1/2} \quad (8)$$

Fig. 2 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for SM 41 A Specimens

Fig. 3 Relation between Longitudinal Plastic Strain Amplitude and Nominal Stress Amplitude

Fig. 4 Relation between Crack Initiation Life and Equivalent Strain Amplitude for SM 41 A Specimens

図4は $\epsilon_{eq,a}$ と N_c との関係を図示したものである。図中の実線は砂時計試験片の $\epsilon_{eq,a}^l-N_c$ 関係を表わす(5)式である。 $K_t=2.01, 3.49$ では N_c が100回以下の歪領域においても(5)式にかなり近い結果が得られた。

一方 $K_t=2.49$ については $N_c \leq 400$ の低サイクル領域では(5)式の関係式からかなりはなれたデータとなっているが、 $N_c > 400$ では(5)式とほぼ一致している。

このことから第1近似としては極低サイクル領域を除いて、切欠底の等価歪振幅値が等しければ同一サイクル数で亀裂が発生すると結論してよいであろう。

3.2 諸方法による疲労強度減少係数

まえがきに述べたように、これまでの諸研究によつて低サイクル疲労における数種の疲労強度減少係数 K_f が提案されている。これらの K_f の多くは導出方法の差違によつて K_f 値自体が大きく変化し、またその物理的意義に関しては明確な妥当性を欠くものもある。そこで以下にこれまで提唱された K_f の導出方法を総括し、その意義について考察する。

(1) Krempf の (Ia) 法⁴⁾

Krempf は炭素鋼, 304 ステンレス鋼, $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼を供試材とし, 平滑試験片の歪制御¹⁾ならびに $K_t=3.3$ の環状切欠試験片の荷重制御²⁾を行ない, その結果に基づき本方法ならびに次述の(Ib)法, (II)法による K_f を求めた。

Krempf の (Ia) 法は鶴戸口ら⁷⁾の研究においても用いられているが, 本方法の原理を示すと図5の右図のようになる。すなわち同一の N_c に対応する平滑試験片の軸方向全歪振幅 ϵ_{ta}^l (図中の(1))を分子とし, 一方 N_c に対する切欠試験片の公称応力振幅を平滑試験片の応力振幅対 ϵ_{ta}^l 線図の縦軸に入れて, 対応する ϵ_{ta}^l (図中の(2))を読み取り, これを分母として K_f を定義した。この方法における(2)は切欠断面に分布する軸方向歪の平均値に相当する¹¹⁾とみなせるが, 荷重制御と歪制御とにおける応力-歪線図の動的挙動の本質的な差違すなわち

Fig. 5 Relations between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor (Krempf's Ia Method)

ち前者においては上, 下限応力が一定であるが, 上下限歪値は変動し, また後者においてはこの逆になるという差違が無視されており, また切欠材と平滑材の応力-歪曲線の差異による影響も無視されている。さらに本方法では亀裂が発生する切欠表面における歪振幅を評価基準とすることができない。以上のような難点があるが, 一応本方法による K_f をSM 41 Aのデータから求めると図5の左図のようになる。 K_f はつねに K_t より大きく, σ_a が充分小さい領域では K_f は K_t に近づくが, σ_a が大きくなるにつれて K_f は K_t よりもはるかに大きくなり最大値に達し, さらに σ_a が大きくなれば K_f は再び K_t に近づいてゆく。 K_f が最大値をとる σ_a の値は 40.0 kg/mm^2 であつて平滑材の動的降伏応力値に

一致している。

鶴戸口⁷⁾は機械構造用炭素鋼 S 45 C の焼きなまし材を用いて同様の実験を行ない、本方法による K_f 値を求めたが、この場合には σ_a のいかにかわらず K_f と K_t はほぼ等しいという実験結果を得ている。S 45 C は繰返し初期を除いては繰返し硬化も軟化もしない材料と考えられる¹²⁾が SM 41 A は実験の全領域にわたって繰返し硬化を示す。このように同一の実験方法、同一の定義を用いても供試材によつて K_f と K_t の大小関係がまちまちなのは主として各鋼種による繰返し硬化もしくは軟化特性に起因するのであろう。

(2) Krempl の (I b) 法⁴⁾

図 6 の右図に本方法の原理図を示す。歪制御平滑試験片の ϵ_{ia}^I 対 N_c 曲線からある N_c に対応する ϵ_{ia}^I を読み、これを平滑試験片の応力振幅対歪振幅曲線の横軸に入れて対応する応力振幅 (図中の (1)) を読み取り、これを分子とする。荷重制御切欠試験片による公称応力振幅対 N_c 線図から、同一の N_c に対応する公称応力振幅を読み取りこれを分母として K_f を求める。

もし (1) 平滑試験片の歪制御試験において繰返し硬化も繰返し軟化も観察されず、また (2) 歪制御試験、荷重制御試験両者における公称応力振幅対 N_c 線図が等しいという 2 つの仮定が成立するならば、本方法の K_f はむしろ平滑、切欠両試験片の荷重制御条件による疲労強度減少係数として解釈される。しかしながら仮定 (1) が成立する場合はほとんどなく、 ϵ_{ia}^I の全域にわたって繰返し硬化または軟化 (SM 41 A では図 3 のように全域で繰返し硬化) を示すか、あるいは ϵ_{ia}^I の小さい範囲で繰返し軟化、大きい範囲で繰返し硬化を示すのが普通である。また仮定 (2) については一般に歪制御試験における公称応力振幅 σ_a 対 N_c 線図は N_c の低域側において荷重制御試験での σ_a — N_c 線図より高レベルになることが知られている。

したがって本方法で得られる K_f は、平滑、切欠両試験片の荷重制御試験による疲労強度減少係数として解釈するには厳密さを欠くといえよう。事実両者の荷重制御試験結果から求めた $K_{f,\sigma}$ と公称応力振幅との関係を示す図 7 と図 6 を比べると明らかなように図 7 の $K_{f,\sigma}$ は図 6 の K_f より全般に低目となっている。

(3) Krempl の (II) 法⁴⁾

図 8 の右図に本方法の原理図を示す。本方法は荷重制御切欠試験片における公称応力振幅対 N_c 線図から N_c に対応する σ_a (図中の (2)) を読んでこれを分母とし、一方歪制御平滑試験における ϵ_{ia}^I にヤング率を乗じた仮想弾性応力振幅 (fictitious stress amplitude) 対 N_c 曲線から同一の N_c に対する $E \times \epsilon_{ia}^I$ (図中の (1)) を読みとつた値を分子として K_f を定義する方法である。

仮想弾性応力を評価基準とする従来の多くの構造強度計算法あるいは規格に採り入れるためには本方法による K_f が一見妥当なように感じられるが、しかしこの K_f はむしろ鶴戸口¹¹⁾が論じたように公称平均応力振幅を E

Fig. 6 Relations between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor (Krempl's Ib Method)

Fig. 7 Relation between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor ($K_{f,\sigma}$)

Fig. 8 Relations between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor (Krempl's II Method)

で除して求めた公称平均歪振幅に対する平滑試験片の ϵ'_{ia} の比と解釈されるから、切欠による歪集中係数 K_t の寄与は全く考慮されていないことになる。換言すれば本方法による K_f は (Ia) 法による K_f の E/E_s 倍 (E_s はセカント係数) という鶴戸口の解釈¹¹⁾ が成立する。このように本方法による K_f もまた物理的な意義は薄弱と考えられるが一応参考のため SM 41 A について本方法で求めた K_f と公称応力振幅との関係を図 8 に示した。

(4) 荷重制御試験による K_f 決定法

切欠を有する構造部材に荷重の上, 下限値が一定のいわゆる荷重制御の繰返し荷重が加わる場合には切欠による疲労強度減少係数 $K_{f,\sigma}$ が設計上の有用な基準値を与える。 $K_{f,\sigma}$ の物理的意義は単純明快であり, 図 7 の右図のように平滑, 切欠両試験片の荷重制御試験から得られた σ_a-N_c 線図からある N_c に対応する σ_a (図中の (1) と (2)) を読みとり, この比を K_f と定義すればよい。SM 41 A について求めた $K_{f,\sigma}$ 線図群を図 7 に示す。 $K_{f,\sigma}$ はつねに K_t より小さい。

(5) 飯田の方法⁵⁾

飯田は平滑, 環状切欠付両試験片について径歪制御試験を行ない, 切欠材についても (2), (3), (4) 式を適用し, 得られた ϵ'_{ia} を切欠試験片の公称歪振幅とし, 同一 N_c に対応する平滑材の ϵ'_{ia} に対する比を K_f と定めた。飯田の方式を SM 41 A に適用すると図 9 のような $K_f-\sigma_a$ 特性が得られる。同図によれば傾向としては

Fig. 9 Relations between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor (Iida's Method)

Fig. 10 Determination of Fatigue Strength Reduction Factor

Krempl の (Ia) に近くつねに $K_f > K_t$ であり, K_f の最大値は K_t の増加とともに著しく大きくなる。

この方法による K_f は歪制御条件下にある部分にたとえば溶接欠陥などの重畳切欠がある場合に適用されると解釈されていたが, しかし切欠材の切欠断面における歪分布は単純ではないからこれを一様分布と仮定した (2)~(4) 式より計算した ϵ'_{ia} は K_t の大きい場合には大きな誤差を含み, したがって本方法による K_f もまた実用上の難点を有しているといえよう。

3.3 動的歪集中係数と疲労強度減少係数との関係

疲労強度減少係数の概念を明確にしようとする場合, 低サイクル疲労が歪の蓄積によつて説明されるならば, 平滑, 切欠両試験片ともに歪制御試験を行ない K_f を評価するのが最も妥当な方法であろう。そのためには切欠底の軸方向歪か等価歪を制御する必要があるが, 現段階では技術的にかなり困難であり, したがって 3.2 で述べたいくつかの方式が便宜的に提案されてきた。

前述の各手法は, 飯田の方法⁴⁾ を除けば, いずれも切欠試験片については荷重制御試験, またいわゆる平滑試験片に関しては歪制御試験を行なっているため, これら両制御方式による動的な応力-歪挙動の本質的な差違は K_f を求める過程で全く無視されている。そこで平滑および切欠試験片の制御条件を同一とした場合における K_f を求めるという立場から, 両種試験片に対してともに径方向歪振幅制御の試験を行なつた本研究の結果を次のように考察してみた。

図 10 の下図 (応力振幅対歪振幅線図) において

動的塑性歪集中係数 $K_{\epsilon,d}$ を同一公称応力振幅に対する ϵ_2 と ϵ_1 の比として定義し、さらに 3.1 で述べたように、本供試材では $\epsilon_{eq,a}$ が等しければ形状係数のいかに問わず、ほぼ等しい N_c で亀裂が発生するという結論が第一近似的に得られていることを考慮に入れるならば、疲労強度減少係数 $K_{f,\epsilon}$ は ϵ_2/ϵ_1 として定義されることになる。

換言すれば図 11 の右図において歪制御された切欠試験片の公称応力振幅 σ_a 対 N_c 線図と、同じく歪制御された平滑試験片の歪振幅 ϵ'_{ia} 対 N_c 線図とから同一の N_c に対応する ϵ'_{ia} (図中の(1))と σ_a とを読み取り、さらに平滑試験片の動的応力振幅—歪振幅線図に σ_a を入れてこれに対応する ϵ'_{ia} (図中の(2))を読み取れば、(2) は切欠試験片における等価歪の公称平均値とみなせるから、前述の考え方による $K_{f,\epsilon}$ は (1) と (2) の比として定義される。なぜならば (1) と切欠試験片の切欠底における等価歪振幅 $\epsilon_{eq,a}$ とは図 2, 4 によりほぼ同等であると考えられるからである。

図 11 に $K_{f,\epsilon}$ と σ_a との関係を図示した。傾向は Krempl の (Ia) 法と類似しており、 $K_{f,\epsilon}$ は平滑材の動的降伏応力 40 kg/mm² で最大値をとる。Krempl の (Ia) と比べて本法では疲労強度減少係数は低目になるが、これは径歪制御の方が荷重制御の場合よりも σ_a — N_c 線図が長寿命側にくる傾向があるためである。SM 41 A においては $K_t=3.49$ では実験の全領域にわたつて、また $K_t=2.49, 2.01$ では $\sigma_a=50$ kg/mm² 以下の応力レベルで $K_{f,\epsilon} > K_t$ となっている。

また図 11 に実験的に求めた $K_{\epsilon,d}$ と σ_a の関係を破線でプロットした。 $K_{\epsilon,d}$ — σ_a 線図と $K_{f,\epsilon}$ — σ_a 線図とはほぼ一致している。 σ_a が著るしく大きくなると $K_{\epsilon,d}$ は $K_{f,\epsilon}$ より小さくなる傾向があるが、これは極低サイクル領域では $\epsilon_{eq,a}$ で整理しても平滑材より切欠材の方が寿命が短くなる傾向があるためである。

3.4 疲労強度減少係数の推定法

前節において $\epsilon_{eq,a}$ が等しい場合には同一サイクル数で亀裂が発生すると仮定すれば $K_{f,\epsilon}$ は必然的に $K_{\epsilon,d}$ と等しくなることを示した。 $K_{\epsilon,d}$ を求めるためには平滑材と切欠材双方の応力振幅—歪振幅線図が必要であるが、切欠材の低サイクル疲労試験を行なわないで $K_{f,\epsilon}$ すなわち $K_{\epsilon,d}$ を予測する方法を考える。

Griffith¹³⁾ の実験結果に基づいて Stowell が提案しさらに Hardrath¹⁴⁾ が拡張した次式

$$K_\sigma = \frac{K_\epsilon}{K_\epsilon - K_t + 1} \quad (9)$$

ここに K_σ は塑性応力集中係数、 K_ϵ は塑性歪集中係数あるいは Neuber¹⁵⁾ が剪断を受ける切欠付角柱について導いた

$$K_\sigma \cdot K_\epsilon = K_t^2 \quad (10)$$

が環状切欠付試験片についても成立ち、かつ $K_\epsilon = K_{\epsilon,d}$ また $K_\sigma = K_{\sigma,a}$ が成立すると仮定すれば、これらの式と平滑材の σ_a — ϵ'_{ia} 線図とを組み合わせることによって図上で $K_{\epsilon,d}$ および $K_{\sigma,a}$

Fig. 11 Relations between Nominal Stress Amplitude and Fatigue Strength Reduction Factor or Dynamic Strain Concentration Factor

Fig. 12 Graphical Determination of Dynamic Stress and Strain Concentration Factor

Fig. 13 Relation between Nominal Stress Amplitude and Dynamic Stress or Strain Concentration Factor

Fig. 14 Relation between A-Factor and Fictitious Stress Amplitude Normalized to Yield Strength

であるが、右辺を変形すれば

$$\{(K_f - 1) / (K_t - 1)\} - 1$$

となり、この初項は高サイクル疲労でよく用いられている切欠感度係数に対応する。

A係数は Krempl の実験結果^{1,2)}を基に Taggart³⁾が算定したものであるが、B 31.7 の図 D-201 によれば A 係数は 0.7 以上の正値をとり、したがって K_f はつねに K_t より大となっている。

Krempl の実験では平滑材の N_c は N_f 直前に生ずる荷重低下点でのサイクル数として定義し、一方切欠材では切欠底での表面亀裂発生寿命として定義されているため、両者の比較をする場合には亀裂寿命を同一基準に合わせるべきであり、そしてこのようにすれば B 31.7 で与えている A 係数曲線はさらに低い側にシフトすると考えられるが、一応炭素鋼に対する B 31.7 の A 係数曲線をそのまま示すと図 14 の一点鎖線が得られる。

図 14 の実線は (11) 式の K_f を著者らが新たに提案した $K_{f,\epsilon}$ とおき、求めた曲線であり、また点線は Krempl の (Ia) 法により求められる K_f を用いて計算した A 係数曲線である。横軸は仮想弾性応力振幅を動的降伏応力で除して無次化してある。著者らの実験結果では (Ia) 法、 $K_{f,\epsilon}$ 法いずれの場合も σ_a / σ_Y が 1 に近づくにつれて A 係数は急激に大きくなり、 $\sigma_a / \sigma_Y = 1$ で最大となり、以後はしだいに減少してゆく。全般的に (Ia) 法の方 $K_{f,\epsilon}$ よりも大きな値をとるのは (Ia) 法による K_f 値が $K_{f,\epsilon}$ よりも大きくなるから当然である。同コードの推奨曲線によれば A 係数は図の応力範囲内では $\sigma_{a,fictitious} / \sigma_Y$ の増加とともに大きくなり、著者らの実験結果と

を求めることができる。図 12 は $K_{f,d}$, $K_{\sigma,d}$ を求める方法を図示したものである。右上りの斜線は $K_{\sigma,d} = K_{\epsilon,d} = K_t$ の弾性曲線である。右下りの実線は K_t をパラメータとした $K_{\sigma,d}$ と $K_{\epsilon,d}$ の関係を示している。破線は平滑材の $\sigma_a - \epsilon_{fa}^I$ 線図において任意の点の応力振幅および歪振幅を、ある基準とする点の応力振幅および歪振幅で除して求めた応力比および歪比をそれぞれ縦軸、横軸にプロットしたものである。

この基準化された応力振幅—歪振幅曲線とパラメータ K_t に対する $K_{\sigma,d} - K_{\epsilon,d}$ 曲線の交点が基準点の応力振幅および歪振幅値に対応する $K_{\sigma,d}$, $K_{\epsilon,d}$ となる。図 13 は (9) 式を用いた計算結果ならびに実験結果をプロットしたものである。全断面降伏を起すまでは実験結果と (9) 式は良好な一致を示している。全断面降伏後は合い方が悪くなるが、これは (9) 式を全断面降伏以後にまで適用することの限界性を示していると考えられる。

3.5 A 係数

USAS B 31.7 “Nuclear Power Piping Code” (1969) では切欠が低サイクル疲労強度に及ぼす効果を示す A 係数を定義し、炭素鋼、304 ステンレス鋼、2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の 3 種に関して負荷応力をパラメータとしての A 係数の図 (B 31.7 の図 D-201) を与えている。

A 係数の定義は

$$A = (K_f - K_t) / (K_t - 1) \quad (11)$$

全く異つた傾向を示す。 $K_{f,\epsilon}$ 法での $K_t=3.49$ での結果を推奨曲線と比較してみると、横軸値が2.2以下の応力レベルにおいてB 31.7の推奨値は著者らの結果に比べて著しく小さい値となつている。

また同図によりA係数は切欠の形状係数 K_t の影響を受けることは明らかであり、さらに $K_{f,\epsilon}$ 法に比べ、B 31.7の推奨曲線が横軸値で2程度以前ではある程度、あるいは著しく危険側となつていることから、今後なお多数の材料に関するA係数の研究が必要であり、安易に規格の推奨値を使用することは問題であるといえる。

4 結 論

SM 41 A 鋼を供試材とし砂時計および環状切欠試験片について径歪制御、荷重制御低サイクル疲労試験を行ない次の結論を得た。

(1) 切欠試験片の K_t のいかにかわからず、切欠底での等価歪振幅 $\epsilon_{eq,a}$ が等しければ、ほぼ同一のサイクル数で長さ0.2~0.5 mmの可視亀裂が発生し、しかもこの亀裂発生寿命はその $\epsilon_{eq,a}$ と等しい軸方向全歪振幅での砂時計型試験片の亀裂発生寿命とはほぼ等しい。

(2) 歪制御疲労試験における疲労強度減少係数 $K_{f,\epsilon}$ を定義した。結論(1)が誤差なく成立するならば、 $K_{f,\epsilon}$ は原理的に動的歪集中係数に等しい。

(3) 平滑試験片および切欠試験片の応力振幅対歪振幅線図の比較から求まる $K_{\epsilon,a}$ と平滑および切欠試験片の径方向歪制御疲労試験結果を基として求めた $K_{f,\epsilon}$ とは、 σ_a の著しく大きい領域を除いて良く一致した。

(4) 実験から求めた $K_{\epsilon,a}$ とStowellの式から求めた $K_{\epsilon,a}$ とは試験片の全断面降伏までは極めて良く一致したが、それ以後は公称応力振幅の増大につれて両者の差が大きくなった。したがって全断面降伏荷重までは、換言すれば $K_t=2.01$ を例にとると N_c が約600回以後での実用範囲ではStowellの式により求めた $K_{\epsilon,a}$ と $K_{f,\epsilon}$ とを等価として差し支えない。

(5) USAS B 31.7に与えられているA係数は、荷重が低い領域では $K_{f,\epsilon}$ よりきわめて危険側となり、また高い領域では $K_{f,\epsilon}$ より安全側となる。

(6) 砂時計および切欠試験片とともに荷重制御疲労試験を行なつて求めた疲労強度減少係数は K_t より小さい。

謝 辞

本研究の供試材を提供された新日本製鉄(株)製品技術研究所の関係者の方々に深く謝意を表する。

実験の実施に当つては東京大学工学部原子力工学科の長谷川助手からとくに多大の協力をいただき、また黒沢助手をはじめ研究室の方々から助力を受けた。ここに厚く感謝する次第である。

参 考 文 献

- 1) E. Krempl: "Reactor Primary Coolant Rupture Study", Quart. Prog. Rep. 3, AEC Res. Devel. Rep. GEAP-5082, 1966.
- 2) E. Krempl: "Reactor Primary Coolant Rupture Study", Quart. Prog. Rep. 10, AEC Res. Devel. Rep. GEAP-5554, 1967.
- 3) S. W. Tagart, JR.: "Plastic Fatigue Analysis of Pressure Components", 68-PVP-3, ASME, 1968.
- 4) E. Krempl: "Notched High-Strain Fatigue Behavior of Three Low-Strength Structural Steels", the First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II, ASME, 1969, 1319/1328.
- 5) 飯田: "80 キロハイテンの歪制御低サイクル疲労における切欠効果", 造船学会論文集, No. 119 (1966), 123/133 および "低サイクル疲労における疲労強度減少率", 第12回 "材料の強度と疲労総合シンポジウム", (1967) 85/107.
- 6) S. S. Manson and M. H. Hirschberg: "Crack Initiation and Propagation in Notched Fatigue Specimens", NASA TM X-52126 (1965).
- 7) T. Udoguchi and T. Wada: "Notch Effect on Low-Cycle Fatigue Strength of Metals", the First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II, ASME, 1969, 1191/1202.
- 8) 堀田, 石黒, 石井, 宮, 関口: "鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第3報)", 造船学会論文集, No. 128 (1970) 71/84.
- 9) 安藤, 飯田, 浦部: "アルミニウム合金の疲れ強さにおよぼす歪比または応力比の影響について"(未発表).
- 10) R. W. Smith, M. H. Hirschberg and S. S. Manson: "Fatigue Behavior of Materials under Strain

- Cycling in Low and Intermediate Life Range”, NASA TN D-1574 (1963).
- 11) Discussions by T.Udoguchi and K.Iida and replies by E.Krempf on the paper entitled “Notched High-Strain Fatigue Behavior of Three Low-Strength Structural Steels”, Proceedings of the First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part III, ASME, 1969, 236/238.
 - 12) Discussion by E.Krempf et al. and replies by T.Udoguchi on the paper entitled “Notch Effect on Low-Cycle Fatigue Strength of Metals”, Proceedings of the First International Conference on Pressure Vessel Technology, Part III, ASME, 1969, 211/213.
 - 13) G.E.Griffith : “Experimental Investigation of the Effects of Plastic Flow in a Tension Panel with a Circular Hole”, NACA TN 1705 (1948).
 - 14) H.F.Hardrath and L.Ohman : “A Study of Elastic and Plastic Stress Concentration Factors due to Notches and Fillets in Flat Plates”, NACA Report 1117 (1951).
 - 15) H.Neuber : “Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law”, Trans. ASME, Ser. E, Dec. (1961).
-