(昭和51年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

アルミニウム合金A5083P-Oの歪制御 低サイクル疲労強度に及ぼす制御方向の影響

正員飯田國廣* 正員井田 晃**

Effects of Controlling Direction in Strain Cycling Fatigue of A 5083 P-O Aluminum Alloy

by Kunihiro Iida, Member and Akira Ida, Member

Summary

Strain cycling fatigue tests were carried out of an A 5083 P-O aluminum alloy in order to investigate the effects of the anisotropic ductility on the low cycle fatigue properties. The hour-glass shaped specimen was used for the diametral strain controlled and completely reversed strain cycling tests. The diametral, total natural strain amplitude was controlled in the short transverse direction in one test series, while in the long transverse direction in the other test series. Considerable difference was observed between the test results on both test series, showing that the low cycle fatigue strength in the short transverse controlled condition is much higher than that in the long transverse controlled condition.

By taking the experimental result that the ratio of Poisson's ratio in the long transverse direction to that in the short transverse direction was 0.52 into consideration, the diametral strain amplitude in each test series was reduced to the longitudinal total strain amplitude ϵ_{ta} , which was expressed as a function of the visible crack initiation life N_c as follows:

 $\epsilon_{ta} = 0.176 N_c^{-0.661} + 0.00773 N_c^{-0.11}$

The N_c is related closely to the failure life N_f with an equation: $N_c=0.654 N_f^{1.032}$

記号

- L:長軸 (µ−ル)方向
 LT:long transverse (板幅)方向
 ST:short transverse (板厚)方向
 P:荷重
 d₀:無荷重時の直径
 d₅r,d_{LT}:ST 制御および LT 制御における上限荷重
 時の直径
 N_c:肉眼亀裂 (長さ約 0.5mm)発生寿命
 N_f:破断寿命
 ε:工学歪
 €:対数歪 (d の添字がないときは試験片の長軸方向の値を、またdの添字があるときは直径方向の値を示す。
 添字
 d:直径方向
- $t: \stackrel{}{} \in \mathbb{T}$

* 東京大学工学部船舶工学科

** 千葉工業大学工学部機械工学科

p: 塑性歪成分
 a:振幅
 R:範囲

1まえがき

アルミニウム合金 A 5083 P-0 は、その優れた低温強 度特性と溶接性の面から、独立形式の LNG タンク用材 料として認識され、そして LNG タンクの疲労設計に関 連したいくつかの疲労試験結果が発表されてきたが、こ れらはすべていわゆる高サイクル疲労に関するものであ る。したがって日本造船研究協会の RR 843 研究部会の 成果の一つである"LNG 船タンクの疲労設計指針"のう ち A 5083 P-0 母材の疲労設計線図¹⁾においても、低サ イクル領域に関してはかつて A 5083 P-R 材とその MIG 溶接金属について実施された疲労破断寿命基準による疲 労試験結果²⁾に基づいた暫定的な参考値として与えられ ているに過ぎない。

一方,アルミニウム合金圧延材は異方性が顕著であり,したがって圧延方向に長軸を一致させた丸棒試験片を作り,引張破断させた際の破断面は楕円形となること

日本造船学会論文集 第140号

が一般に知られている。このため径方向歪制御による低 サイクル疲労試験では, 歪制御の基準直径を板厚方向と するか, あるいは板幅方向とするかによって, 得られる 歪振幅対寿命線図は, 当然異なってくるはずである。因 みに文献(2)では, この点を統一する配慮に欠けたた めか, 歪振幅対寿命線図は, 鋼材などで得られる線図挙 動とは異なってS字形を呈している。

そこで本研究では、アルミニウム合金 A 5083 P-O の 低サイクル領域における疲労設計線図の基礎となる径歪 制御疲労強度線図を求めることを第1の目的とし、併せ て径歪制御方向を板厚または板幅方向のいずれかに一定 させた際の疲労強度線図間に生ずる差異を明らかにする ことを第2の目的とした。

2 試験片および試験方法

供試材は板厚 20mm の JIS A 5083 P-0 圧延材を用 いた。ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 1 に示す。供試材から 12mm×12mm 角,平行 部長さ 215mmの試験片を採取して引張試験を行なった 後,低サイクル疲労試験を実施した。疲労試験片は Fig. 1に示す砂時計形で試験部の直径は 10mm,理論弾性応 力集中係数は 1.06 である。試験片は板厚中央部から機 械加工によりロール方向に採取し表面はエメリー #1200 で長軸方向に仕上げた。

Table 1 Chemical Composition and Tensile Properties





Fig. 1 Details of Hour-Glass Shaped Specimen

疲労試験は試験部の直径方向対数歪振幅を制御するい わゆる径歪制御方式で, 歪比=-1 の完全両振りで行な ったが, この際1系列はFig.2の左図のように ST 方向 の径方向歪の振幅を,また別の1系列は右図のようにLT 方向の径方向歪振幅を制御した。以下前者を ST 制御, 後者をLT 制御と呼ぶ。歪波形は正弦波とし, 第1サイ クルは引張側から開始し, 繰返速度は 10 サイクルまで は 1 cpm, その後予想破断寿命が 100 回前後のときは2 cpm 以下,500 回前後では 10 cpm 以下,700 回以上で は 10 cpm 以上 20 cpm 以下とした。さらに試験中は, 荷重と径方向歪のヒステリシスループを随時記録すると ともに荷重変化を連続記録した。試験中,試験部表面を 約 10 倍のルーペで断続観察し,長さ約0.5 mm の表面 亀裂が初めて観察されたときまでの繰返数を N_c とし た。



Eigament of Diametrical Strain Measuring DeviceFig. 2 Controlling Direction of Strain Cycling

3 試験結果と考察

3.1 ポアソン比

長軸を供試材のロール方向に一致させた 12mm 角の 引張試験片の表面に、L、ST、LT 各方向に歪ゲージ (G.L.=5mm,共和 KFC-5)を貼付し、さらにその近傍 にモアレ縞測定用スクリーン (20本/mm 格子,共和製) を貼付した後、引張試験を行なった結果得られたポアソ ン比と公称引張応力との関係を Fig.3に示す。明らかに 異方性が見られ、降伏点を超えた直後 ST 方向のポアソ ン比は急激に増加し、その後 0.7 程度まで漸増するのに 対し、LT 方向のポアソン比は 0.2 程度まで漸減する。 一方塑性域において前者の後者に対する比はほぼ 2.6 の 一定値を示す。



Fig. 3 Poisson's Ratio as a Function of Applied Stress

$$(1+\varepsilon_L)(1-\varepsilon_{ST})(1-\varepsilon_{LT}) \tag{1}$$

の値は,弾性域と塑性域を通して 0.996 から 1.007 の間 にあった。 アルミニウム合金 A 5083 P-0 の歪制御低サイクル疲労強度に及ぼす制御方向の影響

Fig.1 に示した試験片についても引張試験を行なって ST および LT 各方向の直径変化を調べた。Fig.4 に示 すように ST 方向の直径方向対数歪 $\ln(d_0/d_{ST})$ は塑性 域においては常に LT 方向の値より大きい。この線図 は、後述の疲労試験結果の解析において、上下限荷重時 の断面積を楕円と仮定して真応力ならびに長軸方向の弾 性歪振幅 ϵ_{ea} を算出するのに用いた。



Fig. 4 Diametrical Strain vs. Applied Load

3.2 ϵ-N線図

ST 制御, LT 制御いずれの場合にも疲労亀裂はすべ て一定の個所, すなわち Fig.2 において LT 制御のため の径歪測定用触針が試験片と接している点付近から生じ 始めた。これは辷り線が, 試験片採取前の板表面に対し ±45°の方向に生じ, そしてその辷り線の交点付近から 低サイクル疲労亀裂が発生することを示唆している。こ のため ST 制御ではきわめて容易に疲労亀裂の発生を確 認できたが, LT 制御ではやや困難を伴った。

疲労試験での制御値である ST および LT 方向の径方 向全歪振幅 ϵ_{dta} (ST) および ϵ_{dta} (LT) と N_c との関係 を Fig.5 に示す。実験点は全歪振幅を表わしているが, それぞれの点について $N_c/2$ におけるヒステリシスルー プを平均的なものと考え,このヒステリシスループから 塑性歪振幅と弾性歪振幅とを分離し,それぞれ N_c との



Fig. 5 Total Strain Amplitude vs. Crack Initiation Life

関係に最小二乗法を適用して、次式が得られた。

 $\epsilon_{dta}(\text{ST}) = 0.0904 N_c^{-0.60} + 0.0025 N_c^{-0.088} \qquad (2)$

 $\epsilon_{dta}(\text{LT}) = 0.0413 N_c^{-0.59} + 0.0019 N_c^{-0.053} \qquad (3)$

図中の一点鎖線は式(2),(3)を表わす。図から明 らかなように ST 制御の方が見かけ上疲労強度は高くあ らわれる。これは Fig.4 からもわかるように,同一の荷 重, すなわち同一の長軸方向歪に対し $\epsilon_{dta}(ST) > \epsilon_{dta}$ (LT)となるためである。

 $\epsilon_{dta}(ST)$ と $\epsilon_{dta}(LT)$ との比は一つの材料定数であろうし、また ϵ_{dta} 対 N_c 曲線は疲労設計線図の基礎データとして役に立たない。そこで次の方法により ϵ_{dta} を長軸方向の全歪振幅 ϵ_{ta} に換算した。まず、 ϵ_{dta} と $N_c/2$ における荷重振幅 P_a との間には ST, LT 両制 御について、それぞれ次式で表わされる良好な関係が見出された。

 $P_a = 4716 + 876 \log \epsilon_{dta}(\text{ST}) \text{ (kg)}$ (4)

 $P_a = 4979 + 865 \log \epsilon_{dta} (\text{LT}) \text{ (kg)}$ (5)

そこで P_a が同一ならばその時の ST あるいは LT 制 御による ϵ_{ta} は同じであると仮定すると,式(4),(5) を等置し簡略にして次式が得られる。

 $\epsilon_{dta}(LT)/\epsilon_{dta}(ST) \doteqdot 0.52$ (6)

前述のように式(1)の値は1と見なせるから

 $\epsilon_{ta} = \epsilon_{dta}(LT) + \epsilon_{dta}(ST)$

 $\Rightarrow 1.52 \epsilon_{dta}(ST) \Rightarrow 2.92 \epsilon_{dta}(LT)$ (7) Fig.5 にプロットした $\epsilon_{dta}(ST)$ および $\epsilon_{dta}(LT)$ を 式 (7) で ϵ_{ta} に換算した。

一方各 ϵ_{ta} に対応する真応力振幅を Fig. 4 を用いて 求め, これをヤング率 7500 kg/mm² で除して長軸方 向弾性歪振幅 ϵ_{ea} とし, この ϵ_{ea} ならびに $\epsilon_{ta} - \epsilon_{ea}$ と N_c との間に最小二乗法を適用してそれぞれの指数関係 を求め,結局 ϵ_{ta} は次式のように表現できた。

 $\epsilon_{ta} = 0.176 N_c^{-0.661} + 0.00773 N_c^{-0.11} \tag{8}$

式(8)を図中に実線で示してある。本式は供試材の 長軸方向歪振幅に関する 50% の破損確率線図と見做す ことができ、したがってアルミニウム合金 A 5083 P-O 材の歪制御低サイクル疲労設計線図の基礎値を与えるで



257

あろう。

3.3 繰返硬化特性および N_c と N_f との関係

本供試材は ST 制御, LT 制御ともに顕著な繰返硬化 特性を示した。Fig.6 に任意の繰返数における荷重振幅 と 1/4 サイクルにおける荷重振幅との比の繰返挙動を例 示する。Fig.7 は ST 制御での任意の繰返数において, 全歪範囲に占める塑性歪範囲の比を示す。Fig.6 の各曲 線の増加傾向と Fig.7 における対応曲線の減少傾向と は, バウシンガー効果があるために, 細かくは直接対応 をしていないように見られるが, 全般的にはほぼ良好な



Fig.7 Ratio of Plastic Strain Range to Total Strain Range as a Function of Strain Cycles (ST-Control)



Fig. 8 Relation between Crack Initiation Life and Failure Life

対応をしているといえる。

 N_c と N_f との間には、Fig.8 のように良好な指数関係が認められ、次式の指数および定数は、通常の構造用鋼で得られた値³⁾ と大差がなかった。

$$N_c = 0.654 N_f^{1.032} \tag{9}$$

4. 結 論

アルミニウム合金 A 5083 P-O 圧延材の板厚 (ST) お よび板幅 (LT) 方向に直径歪制御両振りの低サイクル疲 労試験を行ない,かつ関連する静引張試験を実施した結 果,次の結論を得た。

(1) 引張荷重による異方性が顕著に見られ,塑性域 における ST 方向のポアソン比は 0.5 以上, LT 方向の ポアソン比は 0.3 以下となり,一方前者と後者との比は ほぼ 2.6 であった。

(2) ST 方向の直径歪制御による径歪振幅対亀裂寿 命線図はLT 方向の直径歪制御による同線図よりも長寿 命側になるが、両者の径歪振幅を試験片長軸方向の歪振 幅 ϵ_{ta} に換算すると、ST 方向制御および LT 方向制御 のデータは一つの分散帯に入り、肉眼亀裂発生寿命 N_c に対し次式(50% 破損確率)が得られた。

 $\epsilon_{ta} = 0.176 N_c^{-0.661} + 0.00773 N_c^{-0.11}$

(3) 供試材は試験した範囲内においてすべて顕著な 繰返硬化特性を示した。また N_c と破断寿命 N_f との間 には

$N_c = 0.654 N_f^{1.032}$

の関係があり,これは従来の鋼材とほぼ同様の関係である。

謝

辞

本研究の供試材はスカイアルミ(株)から提供された。 大阪大学名誉教授の寺沢一雄先生からは、本研究の示唆 を与えられ、また研究の各段階において種々有益な御教 示と指導を戴いた。ここに厚く感謝する次第である。

参考文献

- 日本造船研究協会研究資料, No. 51 R (昭和 51 年 3月) p.7 および p. 17.
- 安藤,飯田,福田:アルミニウム合金の疲れ強さ に及ぼす歪比または応力比の影響について(第1 報),船舶用軽金属委員会第13回報告書(昭和46 年).
- K. Iida: Crack Initiation Life in Low Cycle Fatigue, I.I. W. Doc. XIII-656-72 (1972).

的に変えた実験を行い,結果を解析,検討しており,グ があることを把握しておりますが,これらの結果につい ルーブ部板厚増加と共に,限界 COD 値が増加する傾向 ては近い将来,公表させていただくつもりであります。

論

軟鋼の塩水中疲労き裂伝播速度に及ぼす荷重繰返し速度,

討

平均応力、温度および陰極防食の影響について

永井 欣一外

【討】 織田貞四郎 君 1) 亀裂伝播寿命に関する陰極 防食の効果について亀裂内の水分の pH 測定などにより 腐食そのものに対しては陰極防食の効果があったと判断 されている。それにもかかわらず, 亀裂伝播速度に対し ては効果が認められていないことから, pH 値は亀裂進 展後の破面全体に対する平均的防食効果を示すもので, 亀裂先端については十分な防食電流密度が得られないと 解釈すべきではなかろうか。

2) 片振引張における塩水中の疲労亀裂伝播速度は何 故に平均応力の影響を受けないのであろうか。疲労現象 が本質的には塑性変形と深い関係にあることを考えた場 合にこの現象をどう解釈すべきであろうか。

【回】 永井 欣一 君 1) き裂面からにじみ出た塩水 の pH は、御指摘のように破面の平均的防食効果を意味 すると考えるべきであろう。き裂のごく先端では十分な 防食電流密度が得られないためにアノード的なき裂の進 展が起こるのかも知れない。陰極防食によって腐食疲労 き裂の伝播速度が低下しない原因として他に考えられる ことは、-800mV S.C.E. でも試験片側に水素を発生 し、その水素が鋼中に拡散することによって水素ぜい化 を起こすことが挙げられる。なお,この水素量は同定で きるほどの量ではないが,電気化学的に計算するとこの 防食条件でも水素は発生する。

2) 疲労き裂の進展は、き裂先端近傍の塑性ひずみ振幅すなわちき裂先端の開閉挙動と密接な関係にある。大内田ら*は大気中における 80 キロ高張力鋼のき裂伝播挙動に及ぼす平均応力の影響を検討し、部分片振引張(下限応力が引張)ではき裂伝播速度に平均応力はほとんど影響せず、応力全振幅が支配的であることを示している。き裂先端の開口挙動の顕微鏡観察によると部分片振引張では下限応力においてき裂は閉じており、開口量の全振幅がき裂の進展に影響することを示している。このことは片振引張のき裂先端における応力が完全両振となることから十分理解できる。塩水中でも 3~300 cpm では大気中と同様なき裂開口挙動を示すものと考えている。

* 大内田久,西岡章夫,宇佐美三郎:疲れき裂の発生 ならびに進展(第1報,疲れき裂の進展に及ぼすき 裂長さ,応力全振幅および下限応力の影響),日本 機械学会論文集,39巻321号(1973) p.1403.

アルミニウム合金 A 5083 P-O の歪制御低サイクル疲労強度に及ぼす制御方向の影響

飯田 國廣外

【討】 小幡谷洋一 君 式(8)を導くにあたって,引 張試験での結果(Fig.4)を用いているのは,ST方向と LT 方向の異方性がひずみ繰返しによって変化しないこ とを前提にしているためと思われますが,この点につい て特に検討された結果がありましたらお教えいただきた いと思います。かりに,ひずみ繰返しにより異方性に変 化がみられるとすれば,当然 ST 制御,LT 制御のいず れの場合にも試験片軸方向には平均ひずみが生じてくる ものと思われ,その効果を考慮した表現が式(8)のか わりに必要になると考えられますが,この点についての お考えがありましたらあわせて御教示いただければ幸い です。

【回】 飯田 國廣 君 ST 方向と LT 方向との異方性 が低サイクル疲労試験中変化するかどうかを調べるため には, 直径変化測定用の触針を砂時計試験片の最小断面 部の円周上に 90° おきに当てなければなりません。現在 の径歪測定装置ではこのような手法を採ることができま せんし, また現在の触針先端寸法では試験片周長の大部 分が触針先端で隠されてしまうため疲労亀裂発生寿命の 確認は相当困難となります。

本研究ではこのような測定を行なっていませんので, 異方性が繰返しによって変化するかどうかは明らかであ りません。しかし,疲労破壊した後の破面を合せて直径 を測定すると ST 方向と LT 方向の径の比は 1.01~1.07 となっており,図4とは若干異なった傾向を示していま す。もっとも,疲労亀裂がある程度進展した後は,試験 中の制御条件はもはや歪制御両振り条件が保たれている という保証はなく,そこで疲労破断後の ST,LT 両方向

の径比が1に近いからといって,異方性が繰返しに伴っ て変化すると単純に断定することもできません。

いずれにせよ,御指摘の点は確かに重要な問題点と考 えますので,今後径歪測定装置を大幅に改造して検討し てゆきたいと思います。

また,もし異方性の変化に伴って平均歪が生ずるなら ば,多分(7)式が径歪振幅あるいは亀裂発生寿命の指 数関数となるでしょうが,この場合の平均歪は多分繰返 しに伴ってわずかな変化挙動を示す形式のものであるで しょから,影響はあまり顕著ではないであろうと想像し ます。

【討】 白鳥 英亮 君 $\epsilon_{ata} \, \epsilon \, \epsilon_{ta}$ に換算するのに,た とえばヒル (Hill) の直交異方性降伏条件式に対応する 構成方程式などを介して論じられたら,より一般性ある (任意の径ひずみ測定方向にも応用できる)結論が得られ るように思われますが,いかがでしょうか。

【回】 飯田 國廣 君 従来圧延材から切り出した試験 片の径歪制御低サイクル疲労試験をする際,径歪の測定 方向(ST,LT など)についてはほとんど配慮されてな かったように思います。そのため場合によっては,デー タが広く分散する結果となります。本研究はA 5083 P-O 材の疲労設計線図の基礎資料すなわち(8)式を求めるこ とを主目的としたため,任意の径歪測定方向にも応用で きるような表現式(7式に類似の)を求めることまでは 意図していませんでした。試験片断面の楕円度が最も顕 著に現われるのはLT 方向とST 方向との径比であり, したがって両者それぞれの制御が上下限の ϵ -N線図を与 えるであろうから,それ以外の方向の制御は不必要であ ると判断しました。

御指摘のような数式表現はたしかに一般性のある結論 とするためには必要と思いますが、その場合でもやはり 異方性を定めるパラメタとして(6)式が用いられるで しょうし、一方この比は材料およびその製造履歴によっ て変化すると考えられます。しかし御意見はきわめて興 味深いものですので、今後データを積み重ねながら御意 見に沿った検討を試みたいと思います。

【討】 内野 和雄 君 実際の疲労設計において検討対 象となる歪集中部に対して(8)式を適用する場合の問 題について質問します。ただし歪集中に起因する疲労強 度の減少は別途考慮するものとします。

まず環状溝を持つ丸棒部材を例としてとりあげます。 この場合 $\ln(d_0/d_{ST})/\ln(d_0/d_{LT})$ の比が切欠拘束の影響 を受けないかどうか。もし影響があるとすれば、(8)式 はどのような補正が必要でしょうか。また歪集中源の形 状が軸対称でない場合に対してはどうでしょうか。

アルミニウムを使用した部材で疲労が問題になるのは, 多くの場合,板構造部材だと思います。この部材の溶接 止端部におけるき裂の発生寿命推定の基礎式として(8) 式が使えれば、実用上大変便利です。本研究の丸棒試験 片と断面形状の異なる、したがって変形性状の異なる板 部材には(8)式は直接適用できないと思いますが、ど うでしょうか。直接適用できない場合、何らかの補正の 方法があれば、ご教示下さい。

【回】 飯田 國廣 君 $\ln(d_0/d_{ST})/\ln(d_0/d_{LT})$ の比は 材料の製造履歴に密接に関連する 特有の 性状と考えま す。御質問の環状切欠は塑性変形に対しては砂時計試験 片よりはきびしい拘束を与えますが、拘束影響は切欠全 周について一様であろうと考えれば、 結局 $\ln(d_0/d_{ST})/$ $\ln(d_0/d_{LT})$ の比は砂時計試験片でも環状切欠試験片で も同等ではないでしょうか。しかしこれは単なる推論に 過ぎませんから、実際にチェックする必要があるでしょ う。かりにもし影響があるとすれば、当然(8)式では なくむしろ(6)式は切欠の形状係数の関数 K_t となる でしょう。

(8) 式そのものは砂時計試験片についての式であり ます。異方性のない、あるいはほとんど無視しうる鋼材 に関しても、(8) 式のような表示式は当然 K_t によっ て変ります。見かけ上は一般に K_t の増大につれて第1 項の定数は減少し、一方第2項の定数と第1項および第 2項の指数は増大します(x あ)が、切欠底での等価振幅 をとれば、切欠試験片の ϵ_{ta} 表示式は砂時計片の ϵ_{ta} 表示式とほぼ一致すると見做せます(B)。したがって(8) 式そのものは異方性の問題と切り離して議論されるべき ものと考えます。

さて歪集中源の形状が軸対称でない場合,たとえば Manson ら^(C)が用いた変則的な非対称切欠などの場合 は、もはや(6)式のような関係は成立せず,同式は切 欠の形状とLT方向に対する切欠線の偏角が因子となる でしょう。

最後に,たとえば溶接止端部における亀裂発生寿命の 推定の基礎式として(8)式が有用であるかという点で すが,これは厳密に考えれば難しい問題です。たしかに 広幅板でしかも表面だけに止端という切欠がある場合は 本研究のようにどの方向に対しても材料固有の値に依存 した値まで自由に収縮しうる場合とは異なりますから, (8)式をそのまま適用して正確な答が得られるとは言い 切れません。しかし(8)式は軸方向の歪振幅に直した 式であり,そして一般に異方性が無視できる材料の場合 には(8)式に類似した式を亀裂発生寿命推定の基礎式 としていることを考え合せれば,本アルミ合金の場合も (8)式の ϵ_{ta} を等価歪振幅(近似的には公称歪振幅と 塑性歪集中係数との積)で書き直せば,近似的な基礎式 として使えると思います。

文献

討論

(A) 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,造船論 No.119 (1966).

(B) 飯田, 浦部, 安藤: 軟鋼の低サイクル疲労強度減
 少係数, 造船論 No. 130 (1971).

角変形をもつ溶接継手の疲労強度

【討】 石黒 隆義 君 余盛止端部のひずみ ε_R と破断 寿命 N_f の関係について論ぜられている点ですが、小生 らも HW-70 で同様に余盛止端部のひずみと N_f の相関 をとったことがありますが、ひずみゲージによる実測位 置が本実験は 5mm、で G.L. 1mm のゲージを使用さ れ、小生らは、G.L. 5mm のゲージをゲージ貼付位置 が止端にできるだけ近づけたものです。後者の場合でも $\varepsilon_R - N_f$ とは良い相関が得られたが、筆者の ε_0 と ε_R の 比 (K_5)、5mm の貼付位置の重要性についてお教え下さ い。

また砂時計型試験片による ϵ -N 曲線 (5), (6) の 縦軸を $1/K_5$ 倍すると (3'), (4') の ϵ_R -N_c 曲線と良 く一致するとされていますが, (5), (6) の式は大体 $N_f \leq 10^4$ では ϵ_{pa} -N_f 曲線, 約 $N_f \geq 10^4$ では ϵ_{ea} -N_f 曲線が ϵ_{ta} -N_f 曲線の関係を支配しますので二つの折れ 曲線に近くなると思いますが, (3'), (4') の縦軸を K_5 倍して (3), (4) 式で示される Fig.7 のような一本の 直線になるでしょうか?

【回】 飯 野 暢 君 1) 本研究で用いたひずみゲー ジ (ゲージ長 3mm) ベースの寸法から受ける制約で, 余盛止端にできる限り近づけた場合に 5mm となりま す。したがってこの値自体にはさほど重要な意味はあり ません。

2) ひずみと疲労強さの関係を求めるため本研究では 溶接止端から 5 mm の点でのひずみ範囲を用いたが、き 裂が発生するのは止端部であるので計算により止端部の ひずみ範囲 ϵ_0 を求めました。なお ϵ_R は実験中殆んど 変化がないので ϵ_0/ϵ_R を使って止端部のひずみ範囲にな おしました。

3) 計算から推定した ϵ_0 (止端部ひずみ範囲)- N_c 曲線は低寿命側 ($N_c \approx 10^3$) で砂時計型試験片における $\epsilon_{ta} - N_c$ の結果よりひずみ範囲は低めですが $10^4 \sim 10^5$ 範囲では良く合っています。御指摘のように $\epsilon_{ta} - N_c$ は $N \approx 10^4$ をはさんで2つの折れ線で表示するのが一般的 と思います。 今回のように寿命に寄与する繰返し数が $10^3 \sim 10^5$ である構造物を対称とするような場合は、実用 性を加味して直線で示して支障ないと考えます。しかし さらに広い寿命範囲に亘って評価をする場合にはこのよ

(C) S.S. Manson and M.H.Hirschberg : Crack Initiation and Propagation in Notched Fatigue Specimens, NASA TM X-52126 (1965).

飯田 國廣外

うな直線近似は問題です。

【討】 川原 正言 君 1) ひずみ解析の詳細な条件が わかりませんが, 塑性ひずみを計算に採り入れる場合, 降伏点は, 静的試験によるものをお使いでしょうか。そ れともサイクリックな試験での値を用いておられるので しょうか。HW 70 は加工軟化を起すのではないかと思 われますので, その影響を算入する必要性があるかない かが気になります。

2) ひずみ解析で塑性ひずみが計算に入ってくるのは, 事実上,第1回負荷だけとなるでしょうか。それとも, 後続のサイクルまで入って来るのでしょうか。今回計算 された場合についてお教え下さい。

3) 止端部要素のひずみ ϵ_0 と止端部から 5mm 位置 のひずみ ϵ_R との比 K_5 で、ひずみ制御低サイクル疲労 試験結果とよい相関が得られていますが、この場合 $\epsilon_0 を$ 求めるための要素の大きさの選択が重要な問題となると 考えられます。今回の計算では、どのような大きさの要 素を用いられたか、また一般にどのような大きさに選べ ばよいか御意見を伺えれば幸いです。

【回】 飯 野 暢 君 御質問の順番と解答が前後いた しますがお答えいたします。本研究で用いた近似弾塑性 解析にはバウシンガー効果,繰返しによる材料の軟化, 硬化の特性から求まる値は使っておりません。次に示す 鋼材の静的材料特性を用いました。この方法でひずみ解 析を行った結果,過大予荷重を与えた試験も含めて第1 回目の負荷で塑性ひずみ域に達した試験条件でもその核 の繰返しひずみ範囲は $2\sigma_Y/E$ 以下でマクロ的に弾性み ずみ範囲内での繰返しと考えます。試験中にひずみ範囲 の変化をひずみゲージの値を追従記録しましたがき裂が 発生するまでの ε_R は殆んど変化しないことから試験を 行った範囲では本解析法の実用性を考えて,サイクリッ クな挙動は加味しませんでした。

(3) 余盛止端部のひずみ挙動を求めるための計算に は1辺0.5mmの直角三角形要素を用い,材料定数は溶 接部も含め母材の値で代表させています。今回の解析法: で余盛止端の集中係数が厳しくないような場合にはここ で用いたメッシュ寸法で充分と考えます。

337