

(昭和 56 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

アルミニウム合金 5083-O 溶接継手の 低サイクル疲労強度に関する一研究

(第 2 報: -196°C における疲労強度)

正員 飯 田 國 廣* 正員 簗 田 和 之**
入 澤 敏 夫** 正員 高 允 宝***

A Study on Low Cycle Fatigue Strength of Aluminum Alloy A 5083 P-O Welded Joints
(2nd Report: Fatigue Strength at -196°C)

by Kunihiro Iida, *Member* Kazuyuki Minoda, *Member*
Toshio Irisawa Yunbo Kho, *Member*

Summary

Low-temperature, low-cycle fatigue strength of aluminum alloy welded joints were investigated, carrying out deflection controlled repeated bending fatigue tests at room temperature and at -196°C on the following four materials: 5083-O plate, 5083/5183 butt weldments with and without reinforcement, and Tee-fillet weldments made by MIG welding process.

The results showed the fatigue properties at -196°C to be superior to those at room temperature, except for the butt weldment with reinforcement machined off in the fatigue life range less than 100 cycles. The fatigue strength ratio at both temperatures increased with increasing fatigue life up to about the ultimate tensile strength ratio at both temperatures.

The strain-basis fatigue strength reduction factor due to the reinforcement of the weld K_{fs} , as defined by the ratio of the fatigue strength of the weldment to that of the plate, was found to be essentially the same at both temperatures and to become greater than or equal to the elastic stress concentration factor at the weld toe. The above mentioned factor K_{fs} was reasonably evaluated by Stowell's equation.

From these observations it is concluded that the application of the fatigue strength at room temperature as an allowable stress in the fatigue design of LNG tanks will be on the conservative side.

記 号

ϵ : 歪ゲージによる測定歪
 ϵ : 真歪もしくはピーク歪の推定値
 σ : 真応力
 E : ヤング率
 E_N : 公称歪状態に関するセカント係数
 E_p : 切欠底のピーク歪状態に関するセカント係数
 ϵ_f : 静破断延性
 σ_u : 静引張強さ
 K_t : 弾性応力集中係数
 K_e : 歪集中係数

M, n : 繰返し応力-歪関係式における定数
 c, k : Manson-Coffin 式および Stromeier 式における定数
 N_c : 肉眼き裂発生寿命
 N_f : 破断寿命
 δ : 負荷点における曲げ変位
 R : 負荷点における曲げ変位の比 (たわみ比=最小たわみ/最大たわみ)
 R_e : 径歪比
 t : アニューラプレート板厚
〔添字〕
 R : 範囲
 p : 塑性歪成分
 e : 弾性歪成分

* 東京大学工学部船舶工学科

** 石川島播磨重工業(株)溶接研究所

*** 長崎総合科学大学工学部機械工学科

Table 1 Chemical compositions of materials used

Material		Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti	Al
5083-O	12 mm t	0.03	0.14	0.20	0.65	4.62	0.01	0.11	0.01	Re
	16 mm t	0.03	0.14	0.21	0.65	4.51	0.02	0.11	0.01	Re
	20 mm t	0.03	0.14	0.22	0.66	4.49	0.01	0.11	0.01	Re
	50 mm t	0.02	0.15	0.21	0.68	4.74	0.01	0.10	0.01	Re
	60 mm t	0.03	0.16	0.23	0.67	4.47	0.01	0.11	0.01	Re
5183-WY	1.6mm ϕ	Tr	0.09	0.14	0.64	5.10	Tr	0.07	0.07	Re

 t : thickness

1 ま え が き

アルミニウム合金 A 5083 P-O は、その優れた低温強度特性と溶接性により、LNG タンクなどの低温構造物に最も適した材料の一つとして注目されており、その疲労強度特性に関しても多くの研究成果が得られている。しかしながら、これらの研究の多くは高サイクル疲労を対象としたものであり、低サイクル疲労に関してとりわけ実際の溶接継手を対象とした試験はあまり行なわれていない。このため著者らは前報¹⁾において、LNG タンクの代表的な突合せ継手について実厚試験片による軸力および曲げ定変位低サイクル疲労試験を行なって、その室温における強度特性を確認した。

一方、LNG は -162°C と超低温であり、そのタンク材料については低温における強度特性が把握されていない。アルミニウム合金は室温におけるよりも低温における方が静引張強さ、伸びともに大きいことが知られており、破壊靱性試験²⁾や高サイクル疲労試験^{3),4)}によっても低温強度特性が優れていることが明らかにされているものの、絞りについては必ずしも低温における方が大きな値になるとは限らないことが報告^{2),4)}されている。従って絞りに強く依存すると考えられる低サイクル疲労に関してはデータを蓄積して低温強度特性を確認する必要がある。

そこで本研究では、A 5083 P-O 母材と突合せ溶接継手、さらに LNG タンクすみ肉溶接部構造模型について室温と液体窒素温度 (-196°C) での変位制御平面曲げ低サイクル疲労試験を行ない、母材と溶接金属の差、溶接余盛による切欠効果、アニュラープレートの板厚の違い、試験温度が疲労強度に及ぼす影響について調べた。そして、これらの試験結果に基づいて、各温度における低サイクル疲労強度線図として 50% および 99% 残存確率曲線を求めた。

2 試 験 方 法

2.1 供試材および試験片

供試材は板厚 12~60 mm のアルミニウム合金 JIS A

Table 2 Welding conditions

Joint Type	Number of pass	Welding current (Amp.)	Welding speed (mm/min)
Butt joint	1 st	250~260	300
	2nd~4 th	230~240	150~250
	5 th	250~260	300
	6 th	230~240	200
Tee joint (Type A)	1 st	300~320	300
	2nd~6 th	260~280	300~500
Tee joint (Type B)	1 st	300~320	330~350
	2nd~6 th	260~280	400~500
	7 th	260	500

5083 P-O 板材、溶接材料は 1.6 mm 径の A 5183-WY である。ミルシートによる化学成分を Table 1 に示す。溶接継手試験片には突合せ継手ならびに LNG 貯蔵タンクにおける側板最下部とアニュラープレートの継手模型である T 形すみ肉継手の 2 種類があり、突合せ継手はミグ立向姿勢そして T 形すみ肉継手はミグ下向姿勢で、いずれも自動走行装置を用いて溶接した。Table 2 にその溶接条件を Fig. 1 に開先形状と溶接順序を示す。

母材と突合せ継手の静引張試験を行なったが、この試験片は 20 mm 板厚の中心から圧延方向に採取した平行

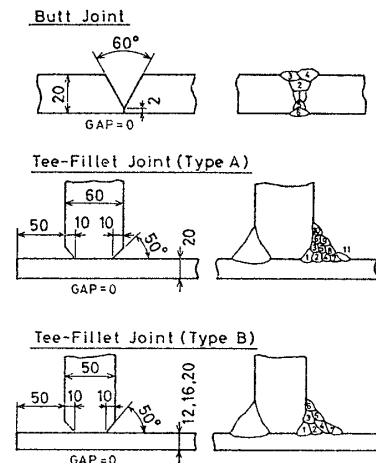


Fig. 1 Edge preparation and welding schedule

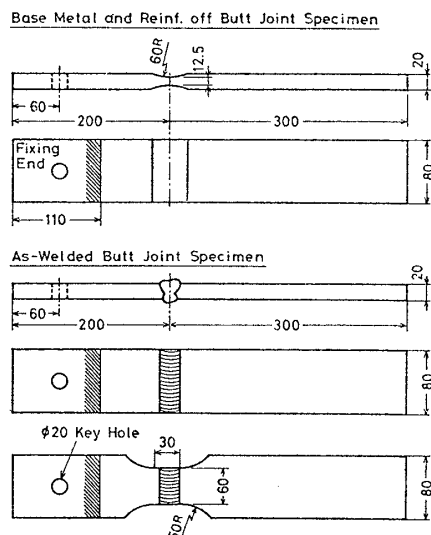


Fig. 2(a) Fatigue specimens of base metal and butt joints

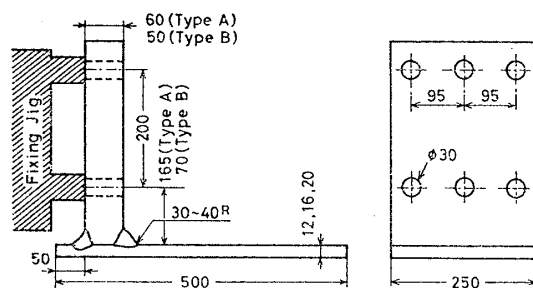
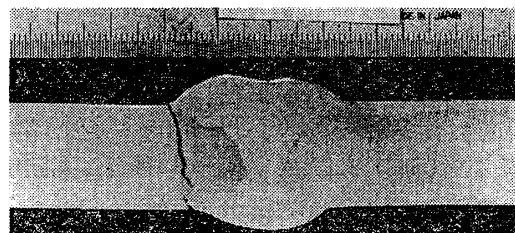


Fig. 2(b) Tee-fillet joint specimen

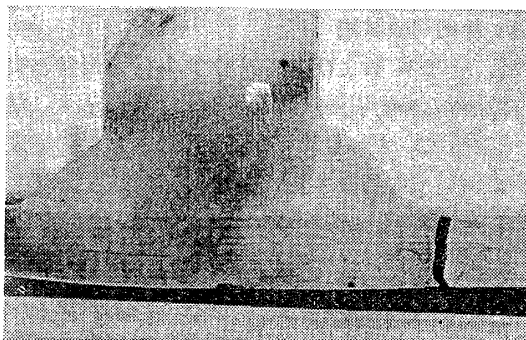
部直径 12.5mm, GL=50mm の JIS 10 号試験片である。なお、突合せ継手試験片は溶接線方向と直角に採取し、試験片平行部中央に溶接部を位置させたものである。

疲労試験は母材、余盛削除突合せ継手（以下余盛削除材と呼ぶ）、余盛付突合せ継手（以下余盛材と呼ぶ）および T 形すみ肉継手（以下、T 形継手と呼ぶ）の 4 種類について行なった。これら各試験片の形状寸法を Fig. 2 に示す。なお、余盛材については当初試験片幅 80mm の短冊形としたが、液体窒素温度での試験においてチャック部破断を生じたため、試験部の幅を 60mm に変更した。また T 形継手では、アニューラプレート（板厚の影響を調べるため、室温試験には 12, 16, 20mm の 3 種類の板厚の B タイプの継手を用いたが、低温用試験片は 20mm 板厚の A タイプの継手 1 種類である。いずれの場合も、き裂発生点となるアニューラプレート側溶接止端部は公称 30~40mmR にグラインダー仕上げしてある。

余盛材および T 形継手については、疲労試験に先立ってシリコンゴムを用いて溶接止端部の型取りを行ない、止端半径やコンタクトアングルを測定した。これらの測定値に基づき、両側もしくは片側に突起を有する帯板に関する実験式⁵⁾を用いて弾性応力集中係数 K_t を評価し



Butt Joint



Tee-Fillet Joint

Fig. 3 Geometry of weld bead and crack path

たが、その結果余盛材については $K_t=1.4\sim 1.7$ 、T 形継手では $K_t=1.1\sim 1.2$ と得られた。Fig. 3 に継手部の断面写真を例示する。なお、これらの写真にもみられるようにいずれも溶接止端破壊である。

2.2 試験方法

静的引張試験はアムスラー型万能試験機を用い、室温、 -70°C および -196°C の 3 温度で実施し、各温度における引張強さや絞りなどの機械的性質を確認した。

一方、疲労試験は油圧サーボ疲労試験機を用い、室温および -196°C の温度においていずれも平面曲げで行なった。この際平板試験片では固定端から 110mm の範囲をクランプし、また T 形継手については側板を治具にボルトで固定して、負荷点における曲げ変位振幅が完全片振りとなるような変位制御条件とした。なお、T 形継手の室温試験ではたわみ比 R の影響を調べるため、 $R=-1$ と $R=0.4$ の条件での試験も一部実施した。荷重負荷点と疲労き裂発生点の間隔は母材および余盛削除材で約 250mm、余盛材で約 265mm、T 形継手で約 330mm である。低温試験の場合、試験片に塩ビ系発泡剤製の低温槽を取り付け、これに液体窒素を注入して試験部をどぶ漬にし、試験温度を -196°C に設定した。これは、LNG 温度より厳しい条件で試験し、しかも長時間安定した試験温度を保つためである。なお念のため、試験部に取り付けた銅-コンスタンタン熱電対により疲労試験中の試験温度を確認した。

疲労試験中、試験部もしくはその近傍に貼付した歪ゲージによる表面歪の計測を行なったが、室温試験には共和電業(株)製の一般用ゲージを、低温試験ではこれに加

えてさらに低温用ゲージおよび一部 Micro Measurements 社製の MM ゲージを用いた。また継続的に試験部表面の観察を行ない、母材および余盛削除材については約1mm長さ、余盛材およびT形継手については約10mm長さの表面き裂が発生するまでの繰返し数を肉眼き裂発生寿命 N_c と定義した¹⁾。

3 試験結果と考察

3.1 静的引張試験

室温、 -70°C および -196°C における母材と突合せ継手試験片の静的引張試験結果を Fig. 4 に示す。なお、突合せ継手はいずれも溶接金属部で破断した。従来の研究²⁻⁴⁾においても指摘されているように、引張強さ、耐力および伸びともに母材の方が溶接金属よりも若干高く、かつこれらの値は試験温度の低下につれて上昇する傾向にある。室温に対する -196°C での引張強さの上昇は40%前後であり、後藤ら⁴⁾が提案した温度と引張強さの関係式にほとんど一致した。また伸びは温度の低下とともに直線的に増加するが、一方絞りは上に凸の曲線^{2),4)}となる傾向にあり、 -196°C における値は室温と同程度(母材)もしくはそれ以下(溶接金属)となった。これらの機械的性質は従来の結果と同程度のものであり、本供試材は平均的な材料といえる。

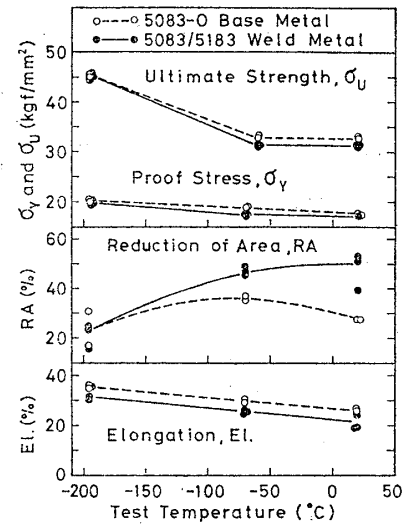


Fig. 4 Monotonic tensile test results

3.2 疲労試験

疲労試験は負荷点におけるたわみ振幅を制御する平面曲げ変位制御条件で行なったが、所定の変位振幅を与えるに要する曲げ荷重や、定変位振幅を与えたときのき裂発生点近傍における軸方向表面歪は荷重繰返し中常に一定値を保つとは限らず、一般に変化する。すなわち曲げ荷重は繰返しに伴って漸増し、これに対応してき裂発生点近くの軸方向歪は逆に減少する傾向にあるが、これら

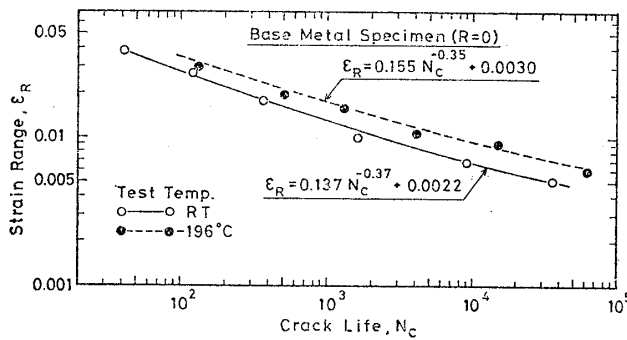


Fig. 5 Bending fatigue test results of base metal specimen

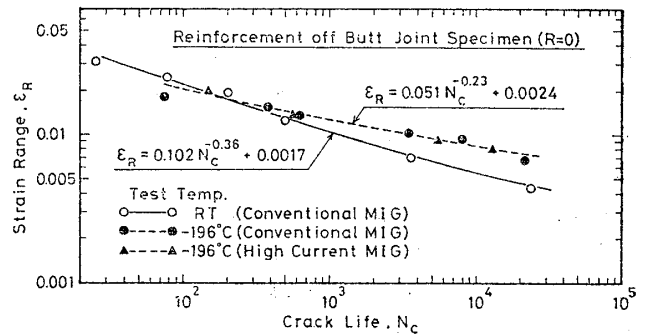


Fig. 6 Bending fatigue test results of reinforcement off butt joint specimen

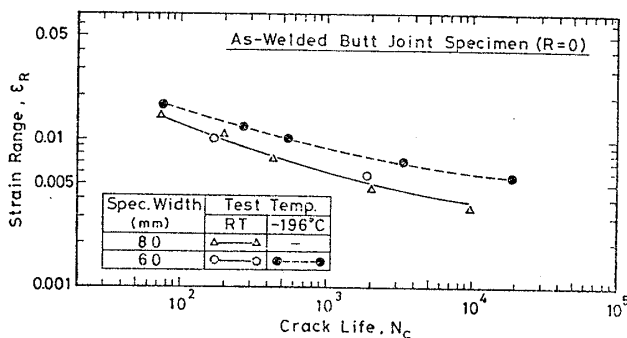


Fig. 7 Bending fatigue test results of as-welded butt joint specimen

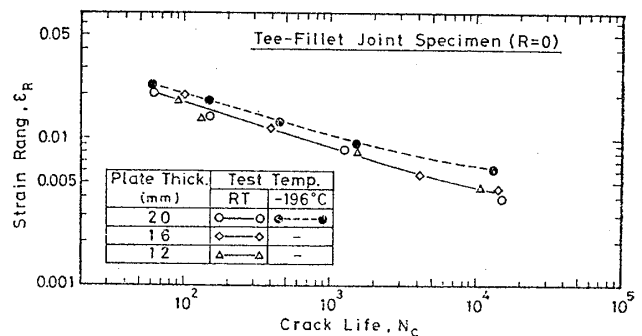


Fig. 8 Bending fatigue test results of tee-fillet joint specimen

の変化は繰返し初期において顕著であり、10回程度の繰返しまでにはほとんど飽和した。そこで後述の疲労寿命線図では $N=10$ で計測された軸方向表面歪範囲 ϵ_R を代表値とした。なお、同一 ϵ_R を与えるに要する曲げ荷重と変位は低温における方が大きな値であった。

3.2.1 疲労寿命線図

軸方向表面歪範囲 ϵ_R と N_c の関係を Fig. 5~Fig. 8 に示す。縦軸の ϵ_R は、母材と余盛削除材については試験部(減厚部)中央、また応力集中部を有する余盛材とT形継手についてはき裂発生点となる溶接止端から 2~3 mm の位置における軸方向表面歪範囲である。いずれの図も低温における疲労強度と室温におけるそれを比較して示してあるが、余盛削除材(Fig. 6)の極短寿命域を除けば、低温における方が高い強度値を示した。とくに両者の差は長寿命側で明確に認められ、短寿命側では減少する傾向にあるが、この強度比については後述する。

さて、低サイクル疲労強度の表示にはしばしば次式が用いられる

$$\epsilon_R = \epsilon_{eR} + \epsilon_{pR} = c_e N_c^{-k_e} + c_p N_c^{-k_p} \quad (1)$$

上式を適用するためには全歪を弾性および塑性歪成分に分離して、それぞれの歪成分と N_c の関係曲線を求める必要があるが、本試験のような曲げ荷重条件の場合直接には歪成分を分離することはできない。また(1)式は N_c を陽の形に表示できないという欠点もあり、例えば Manson⁶⁾ は(1)式の変換方法を提案している。そこで次式の Stromeyer 式による表示を行った。

$$\epsilon_R = c N_c^{-k} + \epsilon_0 \quad (2)$$

母材および余盛削除材の試験データに対して、最小自乗法により得られた c , k および ϵ_0 の値を Table 3 に示す。ただしこれらの曲線は本データの中央曲線としては用いることができるものの、疲労限に相当する ϵ_0 の低温に関する値がほとんど零になっていることから、データの存在する寿命範囲外へ外挿して用いることはできない⁹⁾。従って各係数の値はデータの存在する寿命範囲によってもかなり違った値となる可能性があり、 c や k の性質について検討する際には留意しなければならない。そこで砂時型試験片によるアルミニウム合金母材および溶接継手の径歪制御軸力試験データ⁷⁾に対して(2)式による当てはめを行い、各係数の性質を調べてみた。

Table 3 Best fit constants in eq. (2)

Spec.	Test temp.	c	k	ϵ_0
Base metal	RT	0.166	0.42	0.0031
	-196°C	0.100	0.26	8.3×10^{-5}
Reinf. off butt joint	RT	0.091	0.32	0.00088
	-196°C	0.045	0.18	6.0×10^{-6}

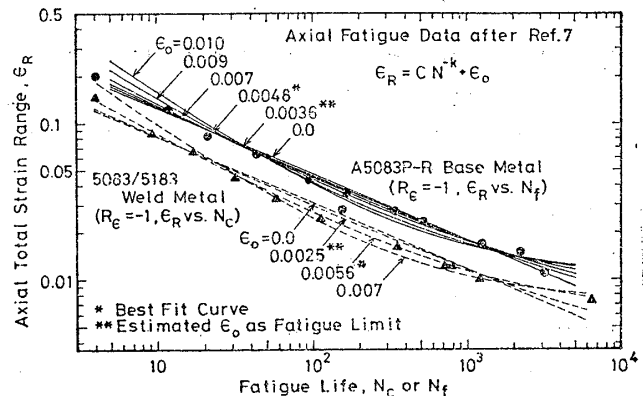


Fig. 9 Fitted curves for variation of ϵ_0

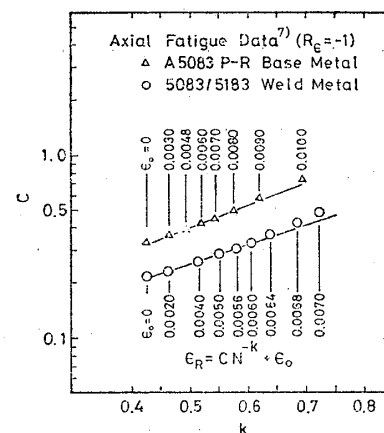


Fig. 10 $\log c$ vs. k

Fig. 9 は A 5083 P-R 母材および 5083/5183 溶接継手試験片の軸力データ⁷⁾に対して、 ϵ_0 の値を種々に変えた場合の(2)式による回帰曲線である。 ϵ_0 の値が極端に大きい場合を除くと、データの存在する範囲内ではいずれの曲線も実用上大差のないものとなっている。換言すれば(2)式における諸係数の値が異なるとしても、その適当な組合せによってある寿命範囲内では実用上同一とみなせる曲線が得られることになる。今ある寿命 $N = \bar{N}$ における強度から ϵ_0 を減じたものを $\bar{\epsilon}$ とし、これが c と k の組合せによって変わらないとみなせる範囲内では(2)式から

$$\log c = \log \bar{\epsilon} + k \log \bar{N} \quad (3)$$

となり、 $\log c$ と k の間には直線関係の存在が期待される。そこで Fig. 9 の ϵ_0 をパラメータとした各回帰曲線に関する $\log c$ と k の関係を求めると Fig. 10 が得られ、ほぼ(3)式が成立する。従って ϵ_0 の値は低サイクル疲労データに関する最適値として定めるより、高サイクル疲労データに基づく疲労限として定めた方が合理的であるし、またこれにより(2)式を高サイクル領域へ外挿して用いることも可能となろう。そこで疲労限の値として文献[8]から完全片振り軸力荷重に対して $\epsilon_0 = 0.4\sigma_u/E$ とみなし、また応力比による影響については次式⁹⁾

$$\epsilon_{0,R} = \frac{1-R}{1-R/3} \epsilon_{0,0} \quad (4)$$

を適用して、前述の軸力データに関する回帰曲線を求めてみた。ここに $\epsilon_{0,R}$ は任意の R に対する ϵ_0 、また $\epsilon_{0,0}$ は $R=0$ に対する値である。その結果 c および k と (1) 式における c_p 、 k_p との間にある程度の相関がみられ、これを Fig. 11 に示した。本結果でみる限りでは、 c は c_p と大体直線関係にあり、また k は N_c 基準で ($k_p - 0.2$) 程度の値とみなせそうである。一方 c_p は材料の ϵ_f と密接に関係することが広く知られているし、また飯田ら¹⁰⁾は k_p に関しても同様に ϵ_f との関係を論じているので、上記のことから c と k についても同様に ϵ_f との関係が期待されるが、これを Fig. 12 に示した。 k は ϵ_f にあまり関係せず歪比に依存する定数のようであり、また c は ϵ_f とともに増加する傾向にあるともみれるが、いずれにせよ本結果からはこれらの相関は明確ではなく、さらにデータの集積が必要である。なお本試験データの解析に用いた ϵ_0 の値は、完全両振り平面曲げ疲労限を $0.8\sigma_u/E(BM)$ 、 $0.6\sigma_u/E(WM)$ ⁸⁾ とし、応力比の影響は (4) 式により評価したもので、Fig. 5 と 6 に併記した式はこの結果を示したものである。

T形継手の室温試験は $t=12\sim 20\text{mm}$ の3種類のア

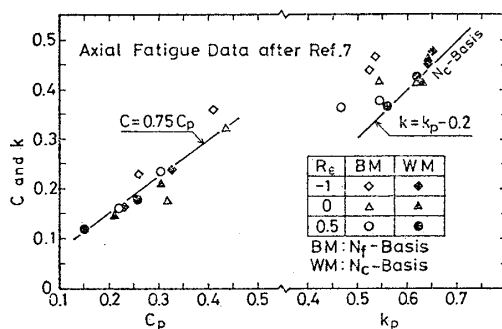


Fig. 11 Relations between constants in Stromeyer's and Manson-Coffin's Eqs.

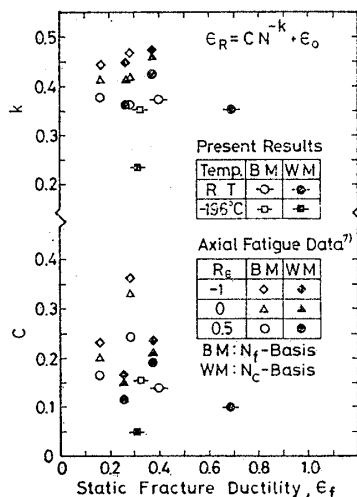


Fig. 12 Constants in Stromeyer's Eq. vs. ϵ_f

ニラプレートについて実施しているが、この板厚の違いによる影響は負荷点における変位振幅と寿命あるいは曲げ荷重と寿命の関係において差異を生じる結果となる。一方 Fig. 8 にみるようにアニラプレート側止端部から数mmの位置における表面歪範囲 ϵ_R に基づけば板厚の違いによらず同一寿命線図で表わすことができる。同様の結論は角変形を有する突合せ継手の軸力疲労¹¹⁾に関しても導びかれており、このことは溶接止端部から数mmの位置における歪がき裂発生点におけるピーク歪そのものではないにしても、構造的な変形挙動の違いによる大局的な意味での応力集中¹²⁾を加味しているためと考えられる。なお、同一 ϵ_R を与えるに要する負荷点の変位範囲 δ_R や曲げ荷重範囲はもちろんアニラプレートの板厚 t によって異なるが、同一 δ_R の下での ϵ_R は大体 $1/t$ に比例する傾向が認められた。そこで $t \cdot \delta_R$ と ϵ_R の関係を求めてみると Fig. 13 に示すようにほぼ単一の曲線で表わせる結果となり、従って $t \cdot \delta_R$ と N_c の関係も t によらずほぼ単一の曲線で表示できることになるが、これを Fig. 14 に示した。この知見は栗田ら¹³⁾が鋼について得た結果と定性的には一致し、材種やき裂発生点から負荷点までの距離の違いによらず同様の傾向が得られたことは興味深い。なおこれらの図には $R=-1$ と $R=0.4$ に関するデータも併せてプロットしたが、たわみ比 R による影響はほとんど無視できるものであ

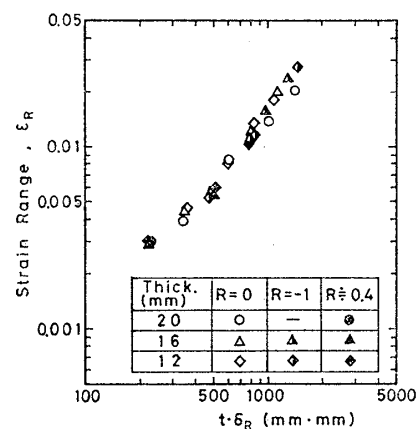


Fig. 13 $t \cdot \delta_R$ vs. ϵ_R

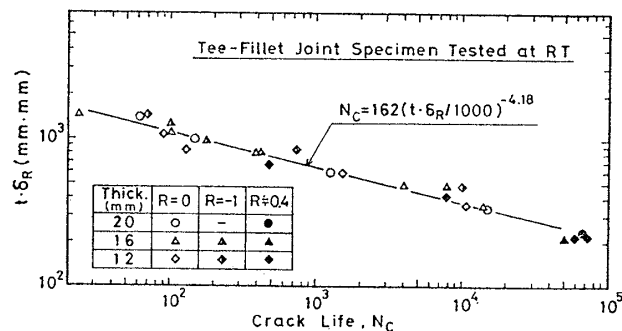


Fig. 14 $t \cdot \delta_R$ vs. N_c

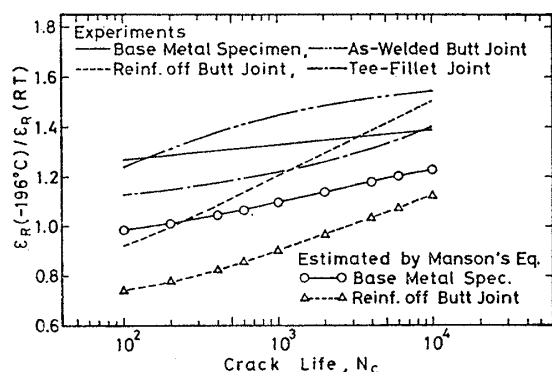


Fig. 15 Relations of fatigue strength at -196°C to that at RT

った。

3.2.2 疲労強度に及ぼす試験温度の影響

各系列試験片の ϵ_R-N_c 線図からそれぞれ同一 N_c における低温強度と室温強度の比 $\epsilon_R(-196^\circ\text{C})/\epsilon_R(\text{RT})$ (以下低温強度比と呼ぶ) を求め、これを N_c に対してプロットすると Fig. 15 のようになる。余盛削除材の極短寿命域を除けば低温強度比は 1 以上であり、また寿命の増加に伴って増加する傾向にある。例えば $N_c=10^4$ における母材と余盛削除材の低温強度比は 1.4~1.5 程度の値となっているが、これは軸力高サイクル疲労に関して指摘⁴⁾されているように両温度下における静引張強さの比に良く一致する。ちなみに 5083-H 113 を供試材とする高サイクル平面曲げ疲労に関しても同様の結果が得られている³⁾。このように長寿命側での低温強度比は引張強さの比と良い対応を示すが、短寿命側では低温強度比は減少する。この短寿命域での疲労特性は材料の延性に強く依存すると考えられるが、一方、絞りの温度依存性は母材では両温度下で同程度、溶接金属では低温における方が小さな値となっているので、絞りと疲労特性の間に定性的には対応関係がみられる。ただ前述のように疲労強度を(2)式で表示したときの係数と ϵ_f との定量的な関係は明確ではないが、Manson の提案式がアルミニウム合金母材の高温低サイクル疲労強度に対しても妥当な推定を与えたことが報告¹⁴⁾されているので、次式により低温強度比を評価してみた。

$$\epsilon_R = 3.5 \frac{\sigma_u}{E} N_f^{-0.12} + \epsilon_f^{0.6} N_f^{-0.6} \quad (5)$$

今、便宜的に $N_c \doteq N_f$ と置換してこの推定値を Fig. 15 に併記したが、母材、余盛削除材いずれに関しても定性的傾向は一致するものの推定値は実験値よりも 20~40% 小さな値となっており、(5)式は ϵ_f による効果を若干過大に評価するとみなせる結果となった。

なお、応力集中部を有する余盛材および T 形継手は溶接止端部を起点とする母材破断であるためか、その低温強度比は母材に近い傾向を示した。

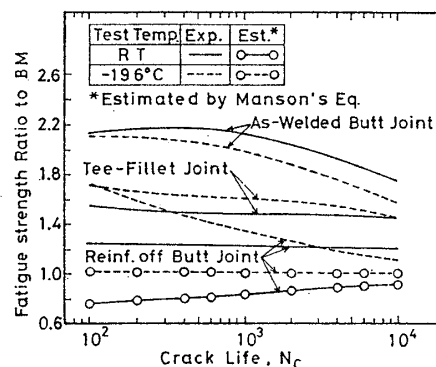


Fig. 16 Fatigue strength reduction factor (Base metal basis)

3.2.3 母材と継手の強度の比較

各 ϵ_R-N_c 線図から求めた母材強度/継手強度 (以下母材強度比と呼ぶ) と N_c の関係を Fig. 16 に示す。母材強度比はいずれも 1 以上の値となったが、前述の低温強度比とは逆に寿命の増加に伴って減少する傾向にある。例えばこの図から余盛削除材の室温強度は母材のそれよりも約 20% 低い値であることがわかるが、この値は前報の軸力疲労に関する結果¹⁾や高サイクル疲労に関する結果^{3), 4)}とも大体一致するものである。一方、図中に併記した、(5)式による推定値は両強度が同等(低温)かあるいは余盛削除材の方が高い強度(室温)を与えているが、これは母材と溶接金属の機械的性質が低温ではほとんど同一であり、また室温では溶接金属の ϵ_f の方が大きいためである。従ってこの結果は、母材と溶接金属の低サイクル疲労特性の差異が必ずしも静引張特性のみによっては厳密には説明できないことを意味することになる。

余盛材や T 形継手に関する母材強度比はより高い値となるが、これは溶接止端部の形状不連続性に起因する歪集中のための強度低下で、いわば歪に基づく疲労強度減少係数に相当するものである。これらの値は 2.1 節に述べた K_t の値と同程度もしくはそれ以上のものとなっているが、両温度条件下での切欠効果に本質的な差はみられない。

さて、疲労強度減少係数についてはさきに簡便推定法を提案¹⁵⁾したが、本結果についても同様に Stowell の近似式に基づく評価法を適用してみた。すなわち次式

$$K_e = (K_t - 1) + E_N/E_p \quad (6)$$

によりき裂発生点における歪集中率を算出してこれに ϵ_R を乗じたものをき裂発生点におけるピーク歪範囲 ϵ_R とみなし、この ϵ_R と N_c の関係を調べた。(6)式を解くために素材の繰返し応力-歪関係が必要であるが、これを

$$\epsilon_R = \sigma_R/E + M(\sigma_R/E)^{1/n} \quad (7)$$

と表示して、定数 M と n の値については Fig. 5 に併記し

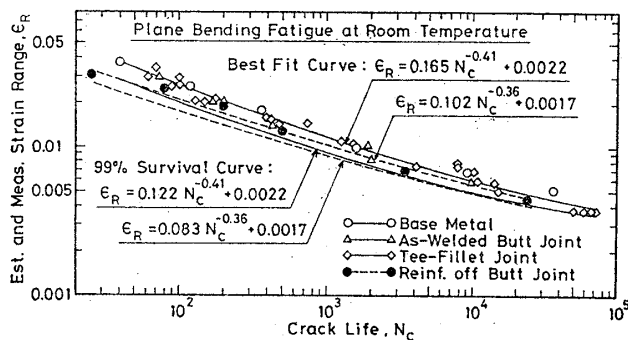


Fig. 17 Relation between estimated and measured strain range at cracked point and N_c at RT

た母材の c , k 値から Fig. 11 の関係を用いて c_p , k_p を推定し, (1) 式による疲労強度表示式を求めてこれらの諸係数から近似的に定めた。そして E_N は止端部より数 mm の位置における ϵ_R 状態に対応するセカント係数として, また E_p は同一 N_c に対して (1) 式より算出される ϵ_R 状態のセカント係数とした。さらに K_t は実験式⁵⁾に基づく結果 (2.1 節) から余盛材については 1.6, T 形継手については 1.2 とした。こうして得られた ϵ_R と N_c の関係を母材および余盛削除材の ϵ_R - N_c 関係と併せて Fig. 17 と Fig. 18 に示す。室温 (Fig. 17), 低温 (Fig. 18) いずれの場合も推定値は同一 N_c における母材と余盛削除材の強度差程度のばらつきの範囲内に収まり, 良好な推定が得られたといえる。

さて, 疲労設計線図として構造要素ごとに許容応力を与える設計法はともかくとして, 任意の構造要素の疲労強度減少率 K_f の決定を設計者に委ねる疲労設計においては, 基準 ($K_t=1$) 疲労線図とともに切欠による強度低下率の評価法を定めておく必要がある。ここでは LNG タンクの設計が後者に従うとして, K_f の評価に Stowell の式を用いる疲労設計基準曲線¹²⁾を呈示する。実タンクにおいては溶接止端部が疲労き裂発生点と想定されるので, そこで母材, 余盛材および T 形継手について上記の ϵ_R - N_c データを併せて最小自乗法による解析を行ない, Stromeier 式による最適曲線と 99% 残存確率曲線を求めた。図中の実線はこれを示したもので, 基準曲線となる。なお, 低温における強度値は室温におけるよりも高いので, 従って低温疲労強度を室温での試験結果で代用することは安全側といえる。また図中の点線は余盛削除材に関するデータに基づくものであり, 溶接金属が疲労き裂発生点となり得る場合にはこれを疲労設計基準曲線として用いることができる。

4 結 論

アルミニウム合金 A 5083 P-O 母材と 5083/5183 突合せ溶接継手および LNG 貯蔵タンクにおける側板最下部

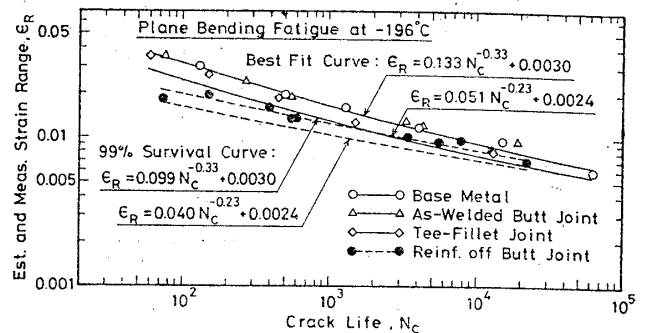


Fig. 18 Relation between estimated and measured strain range at cracked point and N_c at -196°C

とアニュラープレートの継手模型である T 形すみ肉溶接継手の室温と低温 (-196°C) における変位制御片振り平面曲げ低サイクル疲労試験を行なうとともに, 両温度下における素材の静引張特性を確認して, 次の結論を得た。

- 1) 母材, 余盛付突合せ継手および T 形すみ肉継手に関する低サイクル疲労強度を, き裂発生点の軸方向表面歪範囲もしくはその推定値に基づき, 各試験温度に対してそれぞれ単一の曲線で表わし, その 50% および 99% 残存確率曲線を示した。なお, 余盛削除突合せ継手の疲労強度はこれよりも低い値となる。
- 2) T 形すみ肉継手の室温での平面曲げ低サイクル疲労強度に及ぼすアニュラープレートの板厚 ($t=12\sim 20\text{mm}$) の影響は, き裂発生点近傍の表面歪範囲 ϵ_R を基準とする限り考慮する必要はなく, この ϵ_R は負荷点における曲げ変位振幅と板厚の積に大体比例した。
- 3) 平滑な試験片の低温における疲労強度 ϵ_R は, 溶接金属がき裂発生点となる場合の極短寿命域を除けば, 室温におけるよりも高い値となり, かつ (低温/室温) 疲労強度比は寿命の増加とともに増加し長寿命側では両温度での引張強さの比にほぼ一致した。また溶接止端部がき裂発生点となる場合の (低温/室温) 疲労強度比はいずれも 1 以上であり, 溶接金属よりも母材がき裂発生点となる場合に近い傾向を示した。
- 4) 母材疲労強度に対する溶接余盛付継手疲労強度の比はき裂発生寿命 N_c が 10^2 オーダで 2.2 程度 (突合せ継手), 1.6 程度 (T 形すみ肉継手) であり, そして寿命の増加に伴って減少するが, $N_c=10^4$ においては実験式により推定される余盛止端部の弾性応力集中係数と同程度以上であった。これは余盛止端部における歪集中率が負荷歪の減少とともに減少するためである。

なお、室温と低温における切欠効果に本質的な差異はみられなかった。

- 5) 砂時計型試験片による径歪制御軸力疲労試験データの解析から、Manson-Coffin 式における定数 c_p , k_p と Stromeyer 式における定数 c , k の間におおむね $c=0.75 c_p$, $k=k_p-0.2$ の関係がみられた。

謝 辞

本研究を行なうに際して、有益なご助言とご協力をいただいた石川島播磨重工業(株)溶接研究所栗山良員所長ならびに永岡栄之氏、さらに同プラントエンジニアリング室タンク設計部 竹内佑治部長ならびに清水作造課長に感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 飯田國廣, 養田和之, 高允宝: アルミニウム合金 5083-O 溶接継手の低サイクル疲労強度に関する一研究, 日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978), 371/380.
- 2) 日本造船研究協会: 第 8 基準研究部会 LNG 運搬船の安全性基準に関する調査研究報告書 (その 1—2), 研究資料 No. 29 R (1974), 79/120.
- 3) DeMoney, J. W., Wolfer, G. C.: FATIGUE PROPERTIES OF PLATE AND BUTT WELDMENTS OF 5083-H 113 AT 75 F AND -300 F, INTERIM PROJECT REPORT NO. MS PR 60-106 (1960).
- 4) 後藤大三, 内野和雄, 上村武: アルミニウム合金 5083-O の母材および突合せ溶接継手の 10°C と -170°C における疲労強度, 日本造船学会論文集, 第 138 号 (1975), 396/402.
- 5) 西田正孝: 応力集中, 森北出版 (1967), 648/653.
- 6) Manson, S. S.: INVERSION OF THE STRAIN-LIFE AND STRAIN-STRESS RELATIONSHIPS FOR USE IN METAL FATIGUE ANALYSIS, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol.1 (1979), 37/57.
- 7) 安藤良夫, 飯田國廣: 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 (第 1 報) および (第 2 報), 軽金属協会構造委員会報告 (1971) および (1972).
- 8) 軽金属材料試験研究委員会: 構造用アルミニウム合金の疲れ強さデータシート, 軽金属協会 (1979).
- 9) 日本造船研究協会: 第 8 基準研究部会 LNG 運搬船の安全基準に関する調査研究報告書 (その II), 研究資料 No. 51 R (1976), 120/154.
- 10) Iida, K., Fujii, E.: LOW CYCLE FATIGUE STRENGTH OF STEELS AND WELDS IN RELATION TO STATIC TENSILE PROPERTIES, IIW Doc. XIII-816-77 (1977).
- 11) 飯田國廣, 飯野暢: 角変形をもつ溶接継手の疲労強度, 日本造船学会論文集, 第 140 号 (1976), 259/265.
- 12) 飯田國廣, 浅野皓三, 豊福正継, 石川邦照: 海洋構造物鋼管継手疲労設計法の一試案, 日本造船学会論文集, 第 148 号 (1980), 291/300.
- 13) 栗田義之, 秋山俊弥, 北尾幸市: LPG タンク隅肉溶接部の疲労挙動について, 日本造船学会論文集, 第 146 号 (1979), 407/419.
- 14) Brodric, R. F., Spiering, G. A.: Low Cycle Fatigue of Aluminum Alloys, J. Materials. Vol. 7, No. 4 (1972), 515/526.
- 15) 飯田國廣, 高允宝: 軟鋼および高張力鋼の切欠疲労強度に関する一考察, 日本造船学会論文集, 第 141 号 (1977), 257/267.