- Preliminary Publication, 7th Cong. IABSE (1964).
- 2) 柳原, 堀川, 森; 低速度域における疲労き裂伝播挙動に及ぼす溶接引張残留応力の影響, 溶接学会論文集, 4-1 (1986), 193-199
 - 3) 森, 堀川; 疲労き裂伝播速度に及ぼす溶接残留応力の影響, 溶接学会論文集, 1-3 (1983), 436-443.
 - 4) C. G. Schilling et al.; Fatigue of Steel Beams by Simulated Bridge Traffic, ASCE Proc. ST8 (1977), 1561-1575.
 - 5) 菊川, 城野, 近藤; 低K領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動と進展速度の評価法, 日本機械学会論文集, A 47-417(1981), 468-482
 - 6) 小寺沢, 志茂; 過大過小応力下の疲労き裂伝ばと累積損傷, 材料, 25-276 (1976), 875-880

すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす溶接部の形状及び残留応力の影響*

太田省三郎**, 浅井 公屋**, 大谷 真一**, 石村 哲朗***

Effects of Weld Shape and Residual Stress on Fatigue Strength of Fillet Welded Joint*

by Shozaburo Ohta**, Kimioku Asai**, Shinichi Ohya** and Tetsuro Ishimura***

X-ray stress measurement, calculation of stress concentration factor by FEM, fatigue test, etc. were performed to confirm the effects of weld shape and residual stress on fatigue strength of mild steel non-load-carrying cruciform fillet welded joint.

The results obtained are summarized as follows:

- 1) A relief of residual stress at the toe by cutting off the large size cruciform fillet welded joint specimen to the small size specimen was about 40%, but the fatigue strengths of both cutting off small size specimen and as welded same size specimen were almost the same. Such a degree of relieving of residual stress by cutting off, therefore, can be considered to have no effect on the fatigue strength.
- 2) By FEM analysis in the case of axial tension load, the following became clear: Stress did not flow into the rib (cruciform plates) outside fillets, and the stress concentration factor was less than 1.0 constantly at the weld root (tip of slit parallel to the direction of axial load), and on the other hand, was 1.7~2.3 at the weld toe.
- 3) Using the stress concentration factor in profile of weld toe fatigue fractured practically, and assuming the failure probability, it was found that the fatigue strength of mild steel cruciform fillet welded joint at 2×10^6 cycles could secure about 118MPa {12 kgf/mm²} at failure probability $p=5\%$.
- 4) It is possible to consider that a fatigue life of peened specimen is improved owing to compressive residual stress and work hardeness (increase of yield point), and decreased owing to increase of surface roughness (5~8 times that of before treatment; $R_{\max}=15\sim18 \mu\text{m}$) caused by peening and that the synthetic effect of the former two exceeds the negative effect of the latter, and fatigue life is improved after all.

The effect of compressive residual stress decreased with increasing applied stress, and became uncertain at the applied stress over yield point.

- 5) By re-peening before or after a initiation of small crack (l_c is about 0.5 mm) fatigue strength was improved additionally. We may expect improving fatigue strength in the practical welded structure, therefore, by a practical application of re-peening.

Key Words: Fatigue strength, Fillet welded joint, Weld shape, Stress concentration factor, Welding deformation, Residual stress, Peening

1. 緒 言

すみ肉溶接継手の疲労強度はその形状とくに止端部の形状によって大きく影響をうけ、応力集中が問題とな

る。また残留応力の影響も無視できないといわれているが、まだ十分に解明されていない。そこで本研究では荷重非伝達十字すみ肉溶接継手（リブ十字すみ肉溶接継

* 原稿受付 昭和61年2月25日 昭和55年度春季全国大会で発表

** 正 員 武蔵工業大学 Member, Musashi Institute of Technology

*** 正 員 武蔵工業大学大学院（現在：（株）日立製作所）Member, Musashi Institute of Technology (Present Address: Hitachi, Ltd.)

手)について、破壊起点の有限要素法(FEM)解析から求めた応力集中度と、Heywood・西田の光弾性実験式から求めた応力集中度を比較するとともに、試作した重心吊下げ式変形測定装置とX線応力測定装置を用いて、試験板の溶接前後及び試験片に切出し後の変形ならびに残留応力の測定、さらに疲労試験前後の残留応力測定を行なって、それらの疲労強度に及ぼす影響を検討した。一方ピーニング処理は疲労強度向上に有効であることが知られており、それは付加された圧縮残留応力によるものとされているが^{1),2)}、その寄与機構についても検討を加えた。

2. 供試材料及び実験方法

供試材料は板厚12mmのSM41B鋼(Table 1, Table 2 参照)である。まず Fig. 1 に示す大形試験板について、溶接前後の残留応力及び変形を Fig. 1 に示す位置で、前者はX線応力測定法により、また後者は Fig. 2 に示す重心吊下げ式変形測定装置により測定した。次いでこの大形溶接試験板を Fig. 3 に示す形状・寸法の疲労試験片(以下切り出し試験片という)10本に切り出し、これを疲労試験に供した。

Fig. 1 のすみ肉溶接試験板は4象限のすみ肉溶接条件になるべく平均して同等となるように溶接及び溶着順序を考慮し、板中央から2パス2層の振り分け対称4等分法で被覆アーク溶接した(D4301:B17-φ4)。脚長はすべて9mmの等脚とし、溶接姿勢は下向きで普通の溶接条件で行なった。なお板は溶接前に応力除去焼鈍(615℃, 3時間; 加熱速度 70℃/hr., 冷却速度 33℃/hr.)を

Table 1 Chemical compositions of steel used (wt.%)

Steel	C	Si	Mn	P	S
SM41B (JIS G 3106)	0.12	0.23	0.94	0.015	0.008

Table 2 Mechanical properties of steel used (SM41B)

Upper yield point σ_y (MPa)	Tensile strength σ_b (MPa)	Yield ratio σ_y / σ_b	Elongation δ (%)	General elongation δ_5 (%)	Remark
295	414	0.71	31.6	23.1	Stress relieved

Note: Mean value of 3 pieces of JIS 1A tension test piece (JIS Z 2201)

Fig. 1 Measuring points of deformation and residual stress before and after welding in cruciform fillet welded joint

Fig. 2 Apparatus for measuring deformation

Fig. 3 Shape and dimensions of fatigue test specimen

行なった。

また切出しによる残留応力の解放を避ける意味で、一本ずつ溶接して作った Fig. 3 と同形・同寸法の溶接継手(以下単体試験片という)で、溶接のままのほかに、止端ピーニング処理及びSR処理した試験片についても疲労試験を行なった。なお以上のすみ肉溶接のピーニング処理は空気圧式のピーニング装置(ワイヤφ3mm×12本, ワイヤ先端の硬さは約 Hv490)を用いて空気圧力 0.3 MPa, あて込み量 15 mm, 施工速度 100 mm/min の条件で止端部を中心に施工した。またSR条件は真空炉で加熱速度 400℃/hr. 以下, 630℃で1時間保持の後炉冷した。

X線応力測定法については、まず電解研磨深さと残留応力の関係を求め、板表面における急激な残留応力の変動が収束する、深さ 230 μm を標準電解研磨深さとしてすべての残留応力測定を行なった。sin²ψ法を用い、2θピーク位置の決定は半価幅中点法によった。また照射面積は十分信頼性が認められた 1×1 mm² とした。

疲労試験は動的荷重容量 ±0.3 MN の電気油圧式疲労試験機を用いて、応力範囲片振引張り、荷重繰返し速度 15 Hz で行なった。また FEM によるすみ肉溶接継手形状の応力解析は、2次元平面応力場で行ない、応力集中度を求めた。

3. 実験結果及び考察

3.1 すみ肉溶接部の応力集中度

FEM 解析におけるプログラムは既存の2次元弾性プログラム³⁾に応力集中度を算出できるように若干の修正を加えて使用した。ここに応力集中度は最大主応力を主板の平均応力で割った値をとっている。

まず不溶着部を有しないリブ十字すみ肉溶接継手の主板の板厚の中央で2等分した形状について解析し、すみ肉より離れたリブ部にはほとんど応力の流入がないこと

Fig. 4 Mesh division for stress analysis

を確めた上で、その部分を除去した4等分形状 (Fig. 4 参照; 節点数197, 要素数326, ただし 0.1 mm のスリットを入れた不溶着部やスリットをすみ肉側に延長して溶込み不良を考慮した場合は両数とも多少加減した) について応力集中率を計算した。

実際に疲労試験を行なった溶接継手の破壊起点とならなかった部分と破壊起点となった部分の形状を、試験前に印象取りしたものから求め、それらによって計算した応力集中率の例を Fig. 5 に示す。各種すみ肉形状の場合の止端部の応力集中率の計算値を Table 3 に示す。表中 Heywood・西田の実験式⁴⁾ による応力集中率 α_0 は不溶着部やアンダカットが無く、リブの厚さを無限大とした場合のものであるが、ここでは概略値として同式を適用した。以上のことから次のことがわかった。

- リブ十字すみ肉止端の応力集中率は概略 1.5~2.3 であった。
- 荷重方向に平行な切欠である不溶着部の先端であ

Fig. 5 Stress concentration factors in cruciform fillet weld with undercut (origin of fatigue crack)

Table 3 Comparison of stress concentration factors at the toe

	Model profile (tangential angle $\theta=135^\circ$)			Actual profile	
Stress concentration factor*	$\rho=3$	$\rho=3$	$\rho=2$	$\theta=121.7^\circ$ Crack origin	$\theta=122.5^\circ$
α_{FEM}	1.84	1.72	2.04	2.24	2.11
α_0	1.54	1.52	1.67	1.78	1.68
$(\alpha_{FEM}-\alpha_0)/\alpha_0$	0.19	0.13	0.22	0.26	0.26

* α_{FEM} : Stress concentration factor calculated by FEM

α_0 : Stress concentration factor calculated by Heywood-Hishida's equation

る溶接のルートには応力集中はでなかった ($\alpha_{FEM} < 1.0$)。

iii) α_{FEM} は α_0 より 10~25% 高目であった。

iv) 疲労き裂発生止端部 (アンダカット部) は疲労き裂を発生しなかった止端部よりも応力集中率が高かった (約 6%)。

3.2 すみ肉溶接継手の変形と残留応力

大板のリブ十字継手の溶接前後の変形分布を Fig. 6 に、溶接前後の変形の変化量分布を Fig. 7 に示す。これらの場合測定面側に変形している場合を正として示してある。両図とも角変形や縦曲り変形が明瞭に認められる。

この角変形は疲労強度に影響を及ぼすと考えられるので、溶接施工前後及び小形リブ十字すみ肉溶接継手試験片に切り出し後の角変形を測定した。スパン 500 mm に対する最大たわみ量は各々 170 μm , 160 μm 及び 480 μm ($\phi/2=0.039^\circ$, 0.037° 及び 0.11°) となっている。このように溶接による角変形はほとんど発生していないが、これは前述のように溶着順序を考慮し、振り分け対称 4 等分法で溶接した効果と考えられる。一方大形溶接試験板を小形試験片に切り出すことによって角変形は増大しているが、これは大形溶接試験板全体で釣合っていた残留応力が開放されたために (Fig. 9, Fig. 11 参照)

Fig. 6 Distribution of deformation before and after welding

Fig. 7 Changes of deformation ($\Delta\delta$) before and after welding in cruciform fillet welded joint

現われたものと思われる。ここで顕著な特長として板中央部とその外側では角変形が逆向きになっていることである。これは板中央部の初めの溶接による角変形を外側の後の溶接により匡正する本施工法のため、溶接完了後の大形溶接試験板全体では角変形はほとんど発生しなかったのであるが、切り出し試験片では拘束(残留応力)が解放されて逆向きに変形したものと理解できる。

さて大板は溶接前に SR を行っており若干の変形をしているが、一方残留応力は SR にも拘らず数十 MPa 程度で存在していることがわかる (Fig. 8)。溶接前後の溶接線に直角方向の残留応力 σ_{RT} の分布を Fig. 8 および Fig. 9 に、また溶接前後の残留応力 σ_{RT} の変化量(溶接による効果)を Fig. 10 に示す(残留応力はいずれも表、裏測定値の平均値)。これらの分布は必ずしも単純なものではないが、前述の溶接施工法と密接に関係しているものと思われる。

溶接継手疲労試験片は通常大形溶接継手試験板から小

Fig. 8 Initial residual stress distribution in stress relieved base metal plate

Fig. 9 Residual stress distribution in cruciform fillet welded joint

Fig. 10 Distribution of the difference of transverse residual stress before and after welding in cruciform fillet welded joint

Fig. 11 Residual stresses at the toe of cruciform fillet welded joint before and after cutting off

形に切り出したものが用いられる⁵⁾。そこで切り出し前後の溶接止端部の残留応力 (σ_{RT} ; σ_{RL} =溶接線方向の残留応力) の変化を Fig. 11 に示す。 σ_{RT} , σ_{RL} とも切り出しによって残留応力が解放されている様子が同図よりわかる。10点で平均すると絶対値で σ_{RT} は約40%解放されて約60%に、 σ_{RL} は約46%解放されて約54%に減少している。

3.3 リブ十字すみ肉溶接継手の疲労強度

試験片の種類は切り出し試験片 (AWR), 以下単体試験片について、溶接のまま (AW), AW にピーニングを施したもの (AP), AW を応力除去焼きなまししたもの (SR), SR にピーニングを施したもの (SP), AP を疲労試験し、き裂 ($l_c \geq 0.5$ mm) が発生した時再ピーニングを施したもの (A2 PL), 同様に微小き裂 ($l_c < 0.5$ mm) が発生した時再ピーニングを施したもの (A2 PS) の7種の試験片である。すみ肉試験片の破断はすべて止端部で起った。なおき裂発生寿命は $l_c = 0.5$ mm のときとした。

3.3.1 母材及びリブ十字すみ肉溶接継手の疲労強度の比較

各試験片の疲労試験結果を Table 4 に、また S-N 線図を Fig. 12 に示す。 2×10^6 回疲労強度で AW に対するそれぞれの向上率は AWR が1.05倍, SR が1.15倍, SP が1.41倍, AP が1.58倍, A2 PL が1.67倍, A2 PS が1.73倍である。切り出し試験片の疲労強度は単体試験片 (AW) のそれとほぼ同程度で、切り出しによる残留応力緩和の影響は無視できる程度と考えられる。またピーニング処理はかなり有効で、疲労試験途中での再ピーニングはさらに有効となり、しかも早期に行うほど良いことがわかる。

Table 4 Fatigue strength of base metal plates (SM41B) and cruciform fillet welded joints ($R=0$)

Specimen	Fatigue strength at 2×10^6 cycles (σ_r) (MPa)	Presumptive fatigue limit (σ_r) (MPa)	$\log \sigma_r = \log \sigma_f - k \cdot \log (N_f / 10^6)^{1/3}$	
			σ_f (MPa)	k
B *	313		479	0.080
F **	341		444	0.050
AWR	180		637	0.239
AW	172		911	0.315
AP	271		396	0.072
SR	198	196	422	0.143
SP	242	244	352	0.070
A2PL	285		388	0.057
A2PS	296		353	0.033

* B: Base metal, ** F: Machine finished base metal
6 Regression curve of σ_r on N_f , $p=50\%$

Fig. 12 Comparison between fatigue strengths of various cruciform fillet welded joints

Fig. 13 Comparison between fatigue strengths before and after peening in cruciform fillet welded joints

つぎに Fig. 13 に AW とそれにピーニングした試験片の $S-N_c$, $S-N_f$ 線図を示す。破断寿命はピーニングにより向上し、その程度は低応力側程大きく、き裂発生寿命は低応力側では向上しているけれども、高応力側ではデータが少く確定できないがむしろ有害の傾向が見受けられる。

3.3.2 疲労強度に及ぼす溶接止端部形状の影響

すみ肉溶接止端部の形状は比較的なめらかであった。AW の止端部の主切欠半径 ρ と接線角 θ の測定結果を Fig. 14 に示す。 ρ 及び θ は 1 試験片について 4 すみ肉を 5 mm 間隔で測定したもので、図中の黒印は疲労

Fig. 14 Distribution of toe radius and tangential angle

Fig. 15 Relation between fatigue strength and stress concentration factor by Heywood-Nishida at the origin of crack initiation

破壊起点部を有するすみ肉の測定値を示す。また疲労破壊の起点となった ρ , θ を矢印で示し、その応力集中率 ($\alpha_{\theta c}$) を Heywood・西田の式⁷⁾から近似計算した。き裂発生点では他の起点とならなかった点よりも大体において ρ , θ は小さく、 $\alpha_{\theta c}$ は大きいことがわかる。AW の場合 $\rho < 0.3$ mm, $\theta < 128^\circ$ で疲労破壊が起っている。

次に AW の場合 $\alpha_{\theta c}$ と 2×10^6 回疲労強度との関係を Fig. 15 に示す。図中の実線はそれらの実験点の平均曲線すなわち破壊確率 (p) 50%の値を示す曲線で、 $\alpha_{\theta c}$ の平均値 1.80 と AW の $p=50\%$ の 2×10^6 回疲労強度 (Table 4 参照) の点をほぼ通っている。次に $p=5\%$ の値を $p=50\%$ の値の 75% と仮定して (文献²⁾参照) 描いたものが点線の曲線である。これを用いて AW の $p=5\%$ の 2×10^6 回疲労強度と $\alpha_{\theta c}$ の関係が求まる。また $\alpha_{\theta c}$ は α_{θ} の最大値に等しいと安全側に仮定すれば、リブ十字すみ肉溶接継手の場合、止端部形状の最大の応力集中率 α_{θ} が例えば $\alpha_{\theta}=1.27$ ならば、 $p=5\%$, 2×10^6 回の疲労強度 162 MPa {16.5 kgf/mm²} が求まる。また普通の軟鋼リブ十字すみ肉溶接継手は同程度の寸法・形状の場合、118 MPa {12 kgf/mm²} 程度の $p=5\%$, 2×10^6 回疲労強度が確保できるものと推定できる。

3.3.3 疲労強度に及ぼす残留応力及び変形の影響

荷重繰返しにともなう止端部の残留応力の変化を追跡した。疲労試験前、荷重繰返し ($N=10^4$ 回毎) 後、き裂発生時にそのつど疲労試験を中断し、チャックから試験片を外して X 線応力測定法により止端部の残留応力を測定した。測定は試験片表裏の止端部を溶接線に直角方向の応力 (σ_{RT}) を主に行なった。Fig. 16 に測定した残留応力の変化の一例を示す。

止端部にはピーニング処理により約 -290 MPa の圧縮残留応力が付加され、疲労寿命はのびている。 $\sigma_r = 294$ MPa の比較的高応力で疲労試験したため、 $N=10^4$ 回で早くも圧縮残留応力は -100 MPa に減少し、 $N=1.31 \times 10^4$ 回ではき裂が発生し、圧縮残留応力もほぼ 0 MPa になった。このことは Fig. 12, Fig. 13 の $S-N$ 線図でみると、低応力側疲労寿命はのびて圧縮残留応力の有効性を示しているが、高応力側 (ほぼ $> \sigma_r$) では

Fig. 16 Changes of residual stress at the toe of cruciform fillet welded joint

必ずしも明瞭ではないこととよい関連を示している。

次に、切出し後の1~10試験片のスパン500mmに対する角変形(たわみ)は160~480 μ mであったが、この角変形にもとづく疲労強度の低下の程度を次式⁶⁾より検討した。

$$\sigma_A/\sigma_0 = \sigma_t/(\sigma_t + \sigma_b) = 1/\{1 + 6(w/l)f\} \quad \dots\dots(1)$$

ここに、 σ_0 : 角変形なし試験片の時間強度, MPa, σ_A : 角変形つき試験片の時間強度, MPa, w : スパン l の中央の最大変位, mm, t : 板厚, mm, l : スパン, mm, f : 定数(曲げスパンの長さの影響を表わす)で端部固定のとき $f = \tanh(m/2)/m$, $m = \sqrt{12\sigma_t/E} \cdot (l/2)/t$, σ_t : 公称軸応力, MPa, σ_b : 曲げ応力, MPa, E : ヤング率, MPa。

(1) 式は飯田、飯野⁷⁾の実験結果に若干安全側(低下率が大きい側)でよく合致するので、この式で本実験の場合行算してみると、 $\sigma_A = (0.988 \sim 0.963) \sigma_0$ となり、角変形による疲労強度の低下は1.2~3.7%のほぼ無視しうる程度であった。

3.3.4 疲労強度に及ぼす硬さの影響

疲労強度は硬さの影響をうけるといわれている。そこで溶接止端部の板厚方向についてピーニング処理及び荷重繰返しにともなう硬さの変化を調べた。ピーニング処理により表面から約1mmは若干硬化し、約Hv235となったが、2mm以上では母材部の硬さ約Hv170まで低下しほぼ一定となった。また荷重繰返しによる変化はほとんどなかった。しかしSR処理したものでは溶接のまわりのものに対して約30%軟化し、さらにそれにピーニング処理すると約28%の硬化が認められ、疲労試験後は若干硬くなっていた。

AW, AP, SRを比較することによって、ピーニングによる硬化は疲労強度に有利に働いていること、SRによる軟化は高荷重側では不利になること、また繰返し荷重により若干硬化することがわかった。

3.3.5 疲労強度に及ぼす粗さの影響

Fig. 17 S-N curves for non-load-carrying cruciform fillet welded joint showing the effects of peening at the weld toes

ピーニングによる表面粗さは処理前の5~8倍の $R_{max} = 15 \sim 18 \mu$ m となっており、表面粗さの面からは疲労強度に不利な影響を与えているものと考えられる。

以上疲労強度に及ぼす各因子の影響をみてきたが、止端ピーニングの効果は結局ピーニングによる圧縮残留応力の付加や降伏点の上昇(加工硬化)による有効な効果から、ピーニングによる肌荒れ(粗さの増大)などの逆効果が差引かれたものと考えることができる。そこで Fig. 13 の S-N 線図をもとに Fig. 17 のように、疲労寿命について各効果別に S-N 線図を区分して定性的に図解すると、止端ピーニングの効果をき裂発生寿命についても破壊寿命についても合理的に説明できると考えられる。

4. 結 論

軟鋼リブ十字前面すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす溶接部形状及び残留応力の影響を確めるために、X線応力測定、FEMによる応力集中率の計算及び疲労試験等を行なった結果、次の結論を得た。

1) 大板のリブ十字前面すみ肉溶接継手を小形試験片に切り出すと、止端部の残留応力は絶対値で約40~46%解放され、60~54%に低減したが、疲労強度は単体試験片とほぼ同程度であり、切出しによる残留応力のこの程度の解放は疲労強度には大きな影響はないと考えられる。

2) 主板に軸引張荷重を加えた場合の FEM 解析から、すみ肉外側のリブにはほとんど応力の流入はなく、またルート部(スリット先端)の応力集中率は常に1.0以下であり、一方止端の応力集中率は1.7~2.3であった。

3) 実際に疲労破壊した止端部の応力集中率を用い破壊確率を仮定することにより、軟鋼リブ十字すみ肉溶接継手は118 MPa{12 kgf/mm²}程度の $p = 5\%$, 2×10^6 回疲労強度を確保できることがわかった。

4) ピーニング試験片の疲労寿命はピーニングによる圧縮残留応力、加工硬化(降伏点の上昇)により向上し、表面粗さの増大(処理前の5~8倍, $R_{max} = 15 \sim 18 \mu$ m)によって減少し、前2者の総合効果が後者のマイナスの効果を上回るため、結局増大するものと考えられる。圧縮残留応力の効果は高応力程減少し、降伏点以上では明確でなくなった。これらのことから、各効果別に S-N 線図を区分して定性的に図解すると(Fig. 17)、止端ピーニングの効果をき裂発生寿命についても破壊寿命

についても合理的に説明できる。

5) 微小き裂 (l_c 約 0.5 mm) 発生前後に再ピーニングを行うと、疲労強度はさらに向上した。したがって実際の溶接構造物において、このような再ピーニングを施工することにより疲労寿命の向上が期待できそうである。

6) 大形の圧延鋼板をかなり入念に応力除去焼なまししても残留応力は完全には除去できず、板全体の初期残留応力分布はかなりばらつきがあった。又溶接後は施工条件例えば溶着法によって異なるが、とくに止端部では他の所より残留応力が高く複雑な分布となった。

参 考 文 献

- 1) 太田, 工藤: すみ肉溶接継手の止端の研削及びワイヤピーニングによる疲れ強さ向上 (第1報), 本誌, 49 (1980)-2, 110-116
- 2) 太田, 工藤: すみ肉溶接継手の止端の研削及びワイヤピーニングによる疲れ強さ向上 (第2報), 本誌, 50 (1981)-3, 270-277
- 3) 三本木, 吉村: 有限要素法による構造解析プログラム, 培風館, 1970
- 4) 西田: 応力集中, 森北出版, 1973, 635
- 5) JIS Z3103-1982 アーク溶接継手の片振り引張疲れ試験方法
- 6) 栗山, 雑賀, 神山, 大野: 角変形付突合せ溶接継手の低サイクル疲労試験, 石川島播磨技報, 9(1969)-1, 35-43
- 7) 飯田, 飯野: 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

マイクロ割れを有する高張力鋼溶接金属の疲労特性に関する研究*

菊田米男**, 荒木孝雄**, 米田理史**, 榎本正敏***

Study on the Fatigue Property of HT60 Weld Metal Containing Microcrackings*

by Yoneo Kikuta**, Takao Araki**, Masafumi Yoneda** and Masatoshi Enomoto***

Microcrackings could be simulated in HT60 weld metal by Restrained T type Tensile (RTT) test. They had two types of cracking. One initiated in the weld metal, called type I cracking, and another initiated from the surface of weld metal, called type II cracking. Type II cracking could be detected by M.T., but type I cracking could not be detected by M.T.. Therefore, if type I cracking exists in the fillet weld between the lowest course shell plate and the annular plate in oil storage tank, no inspection method can be applied to detect them. Fatigue test specimen was sampled from RTT test specimen including type I cracking. Various moistening condition of D6216 electrode were applied to initiate microcrackings in the weld metal. Experimental results were as follows.

- 1) At 350°C, 3.6 ksec drying of D6216, the hydrogen content in HT60 weld metal was 7 cc/100 gFe, and at 80°C, 86.4 ksec moistening of D6216, it was 37 cc/100 gFe.
- 2) At 350°C, 3.6 ksec drying of D6216, no microcracking was detected in HT60 weld metal.
- 3) At 350°C, 3.6 ksec drying of D6216, tensile strength of weld metal did not change before and after fatigue test.
- 4) At 80°C, 86.4 ksec moistening of D6216, number of cycles to fracture increased with decreasing cyclic load.
- 5) Even if type I cracking existed in the fillet weld between the lowest course shell plate and the annular plate, these might not make a oil storage tank fracture in operation for 50 years.

Key Words: Microcracking, HT60 steel, Weld metal, Fatigue property

1. 緒 言

筆者らは石油貯槽のアニュラー板交換時に、マイクロ割れが貯槽底隅角部の溶接金属において生じる場合があることを報告した¹⁾。このマイクロ割れは2種類あり、溶接金属内部に生じる割れ(タイプIと称する)、および溶接金属表面から生じる割れ(タイプIIと称する)に分類された。

タイプIの割れは貯槽の水張り試験後、溶接金属をサンプリングして顕微鏡観察した場合には認められるが、磁粉探傷検査(以後 M.T. と称す)では検出されないため、割れが内在したまま貯槽が使用されることが懸念される。一方、タイプIIの割れは水張り試験後 M.T. によ

り検出され、貯槽の使用前に消防法に準拠して削除されるのが常である。しかしながら、タイプIの割れは貯槽液体の出し入れに伴う繰返し荷重によって、貯槽底隅角部の溶接金属内を進展し、破損の原因となることが懸念される。

そこで、本報ではタイプIの割れを有する溶接金属の疲労試験を実施し、その割れが進展するか否かを検討した。

2. 実 験 方 法

2.1 供試材料および溶接材料

実験では、まず、拘束隅肉溶接継手引張り試験(以後 R.T.T. 試験¹⁾と称す)を実施した。その試験片製作には側板として厚さ 19 mm の板を、底板として厚さ 12 mm の板を用いた。いずれも調質処理を施した60キロ級高張力鋼板を用いた。隅肉溶接には D 6216 棒を用い、

* 原稿受付 昭和60年11月30日昭和60年度春季全国大会で発表

** 正 員 大阪大学 Member, Osaka University

*** 正 員 新潟工事(株) Member, Niigata Construction