$$da/dN = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)$$

ここで、 da/dN , ΔK の単位をそれぞれ mm/cycle, MPa $\sqrt{m}$ とした場合, C は 1.99×10^{-8} , m は 2.64, ΔK_{th} は 2.4 MPa $\sqrt{m}$ である。

(5) ΔK と $(1-R_{res})$ の関係が外力の応力比によらず (4) で示した領域に入れば, 外力の応力比の効果は現われなかった (Fig. 12)。

(6) ΔK_{th} 近傍の $da/dN-\Delta K$ 曲線は開口比が 1.0 でき裂が常に開口していても, R_{res} が大きくなれば変化し, ΔK_{th} は小さくなった (Fig. 13, 14)。

謝 辞

本研究の全般にわたり, 御指導, 御援助いただいた大阪大学溶接工学研究所, 鈴木博之助手, 中辻義弘技官に対し深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 例えば, C. Miki, F. Nishino, J. Tajima and Y. Kisimoto; Initiation and Propagation of Fatigue Cracks in Partially Penetrated Longitudinal Weld, Proceeding of JSCE, 312 (1981), 129-140
- 2) 福田, 渡, 堀川; 疲労き裂伝播速度におよぼす溶接残留応力の影響, 日本機械学会論文集, 47A-416 (1981), 384-390
- 3) 太田ほか; SM50B 突合せ溶接継手における疲労き裂伝ばしきい値におよぼす引張残留応力の影響, 溶接学会誌, 50-2 (1981), 161-168
- 4) 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
- 5) 太田, 佐々木, 小背; 疲労き裂伝ば速度におよぼす平均応力の影響, 日本機械学会論文集, 43-373 (1977), 3179-3191
- 6) G. G. Chell; The Stress Intensity Factors and Crack Profiles for Centre and Edge Cracks in Plates Subject to Arbitrary Stress, International Journal of Fracture, 12 (1976), 33-36
- 7) 菊川, 城野, 田中, 高谷; 除荷弾性コンプライアンス法による低速度領域における疲労き裂進展速度とき裂開口挙動の測定, 材料, 25-276 (1976), 899-903

裏当金を有する溶接継手のルート形状について*

李 東 郁**, 堀 川 浩 甫***

A Study on Root Shape of Welded Joints with Backing Strip*

by Dong Uk Lee**, Kohsuke Horikawa***

It is known that stress concentration and strain concentration occur at the root of welded joints with backing strip. Root radius is very important in relation to fatigue strength of the welded joints with backing strip. In this paper, statical equilibrium equation was derived from interfacial tension phenomena of molten metal in the welded joints with backing strip which was fabricated by flat welding or overhead welding. Influencing factors on root radius were studied from the statical equilibrium equation. Influence of torch angle on root radius was experimentally investigated.

The results obtained in this report are as follows;

- 1) The root radius became larger when misalignment was smaller at the welded joints with backing strip.
- 2) The root radius was larger when horizontal length between upper and lower fusion penetration point was larger for the welded joints with constant misalignment.
- 3) The root radius in overhead position was smaller than flat position due to the term of influence of gravity in the statical equilibrium equation.
- 4) The root shape was convex with solid wire and concave with flux cored wire. Accordingly, it is considered that root shape was influenced by slag.
- 5) The root radius was largest when torch angle was 90° for flat position and 70° for overhead position.

Key Words: CO₂ Welding, Cored Wire, Surface Tension, Weld Shape, Fatigue Strength

1. 緒 言

鋼床版構造の補剛材として開断面のものや閉断面のものがあがるが, ねじり剛性, 曲げ剛性が大きいことに加えて, 発錆, 腐食などの化学反応による部材断面の減少防

止の面から閉断面U形トラフリブがしばしば使われる。閉断面U形トラフリブの現場溶接継手に注目すれば, 目違いが発生し易い裏当金付き片面溶接継手となる。また溶接姿勢は上向あるいは立向となり, 溶接作業性は極めて悪い。目違いの存在する裏当金付き溶接継手(以下裏当金を有する溶接継手)におけるルート部 (Fig. 3 の中のA点, B点と呼ぶ, 以下同じ) あるいは止端部には, 応力集中が大きく, 疲労き裂の発生点になることが知られている^{1,2)}。したがって裏当金を有する溶接継手ではそのルート部あるいは止端部形状をなめらかにすると疲労

*原稿受付 昭和60年7月31日 昭和61年度春季全国大会論文発表講演

**学 生 員 大阪大学大学院工学研究科 Student Member, Osaka University

***正 員 大阪大学溶接工学研究所 Member, Welding Research Institute of Osaka University

- (1) アーク力の溶融池表面に与える影響は無視できるものとする。
- (2) 溶融池表面形状におよぼす溶接線方向の曲率は無視できるものとする。
- (3) 溶融金属の凝固面は一定角度をもちながら凝固するものとする。
- (4) ワイヤ端から移行した溶融金属は上止端部 A まで到達したものとする。
- (5) 目違い部の溶鋼に接してスラグ層が存在するものとする。

上記の仮定を基に、ルート部の上止端部 A 点および下止端部 B 点における溶融池界面には、溶鋼—スラグ間の界面張力、溶鋼に働く重力および溶鋼の界面が曲率をもつために生じる圧力の釣合から次式が成立する。

$$\sigma_1^0 - \sigma_1^A + \sigma_2^A \cos \alpha_A + \sigma_3^A \cos \beta_A - \sigma_1^B + \sigma_2^B \cos \alpha_B + \sigma_3^B \cos \beta_B - \int_0^{\delta} \{(\rho_2 - \rho_1)g\delta - \sigma_3^A/R_A + \sigma_3^B/R_B\} d\delta = 0 \quad \dots\dots(2)$$

ここで、溶鋼の内部に向かう力を正、外部に向かう力を負とした。 $\sigma_1^0, \sigma_1^A, \sigma_1^B$: 母材—スラグ間の界面張力、 σ_2^A, σ_2^B : 母材—溶鋼間の界面張力、 $\sigma_3^A, \sigma_3^B, \sigma_3$: 母材—スラグ間の界面張力(ここで、 σ の上付き O, A, B はそれぞれ Fig. 5 の O, A, B 点での界面張力を示す)、 ρ_1, ρ_2 : それぞれスラグの密度、溶鋼の密度、 α_A, α_B : それぞれルート部の上止端部 A 点および下止端部 B 点における母材の溶込み角、 β_A, β_B : それぞれルート部の上止端部 A 点および下止端部 B 点における溶融前の母材表面および裏当金表面と溶鋼との成す角度、 δ : 目違い量、 l : ルート部の上止端部 A 点と下止端部 B 点における溶込み両端の水平距離、 R_A : ルート部の溶融池表面 A~B における A 点の曲率半径、 R_x : ルート部の溶融池表面 A~B 間の界面の曲率半径(R_A および R_x は曲率の中心が溶融池の内側に存在する場合をもって正にしている)。

(2) 式で $\sigma_1^0 = \sigma_1^A = \sigma_1^B = \sigma_1$, $\sigma_2^A = \sigma_2^B = \sigma_2$, $\sigma_3^A = \sigma_3^B = \sigma_3$, $\sigma_1/\sigma_3 = k_1$, $\sigma_2/\sigma_3 = k_2$, $(\rho_2 - \rho_1)g/\sigma_3 = a$ とし、(2) 式の積分は Fig. 2 のビード・オン・プレートにおける Worthington の式を参考すれば^{3,5-7)},

$$\int_0^{\delta} 1/R_x d\delta \approx 2\delta/3.82l = 0.6\delta/l$$

これを用いると(2)式は

$$R_A = \frac{\delta}{k_1 - k_2(\cos \alpha_A + \cos \alpha_B) - (\cos \beta_A + \cos \beta_B) + 0.5a^2 + 0.6\delta/l} \quad \dots\dots(3)$$

となる。

次にルート曲率半径について考察する。

(3) 式でルート曲率半径 R_A が大きくなるためには、分母が小さくなければならない。分母のおおの項について、文献 3) を参考すれば、 $k_1 = 1.1$, $k_2 = 0.1$, $a = 3.0 \sim 5.6$ の値をとる。したがって(3)式で $\delta = 2.0 \text{ mm}$ とし、 $\cos \alpha_A$ および $\cos \alpha_B$ は $0 \sim \pi/2$ の値を取るから非常に小さな値となる $-k_2(\cos \alpha_A + \cos \alpha_B) = -0.02 \sim -0.11$ および $0.5a^2 = 0.02 \sim 0.11$ の項を無視すれば、(3)式は

$$R_A = \frac{\delta}{k_1 - (\cos \beta_A + \cos \beta_B) + 0.6\delta/l} \quad \dots\dots(4)$$

となる。(4)式の分母について考察する。

1) 上述のように k_1 の値は 1.1 となる。

2) ルート部の溶込み上止端部 A および下止端部 B における母材と溶鋼間の成す角度 β_A および β_B の値は $0 \sim \pi/2$ を取ることができ、この範囲では両方ともに小さいほど R_A は大きくなる。

3) $0.6\delta/l$ の値は $0 \sim \infty$ の値を取り、小さいほど R_A は大きくなる。まず l が一定の場合、 δ が小さくなれば R_A は大きくなる。したがって目違いを有する継手における目違い量を小さくすればルート曲率半径は大きくなり、ルート曲率半径が大きくなるとルート部における応力集中度は低くなって、疲労寿命は向上することができ。

4) δ が一定の場合、ルート部における溶込み上止端部 A と下止端部 B 間の水平距離 l が大きくなれば、 R_A は大きくなる。Fig. 5 でワイヤの端からルート部への溶滴移行において A 点の変動は小さく、B 点が変動することによって水平距離 l が変化するものとする。すなわちトーチを左傾してアークを右に向けることによって下止端部 B 点は右側に移行して l は小さくなり、トーチをまっすぐすることによって l は大きくなることである。

5) (4) 式で $0.6\delta/l$ の値は非常に広い範囲をもつから $k_1 - (\cos \beta_A + \cos \beta_B) \gg 0.6\delta/l$ の場合、

$$R_B = \frac{\delta}{0.6\delta/l} = 1.667l \quad \dots\dots(5)$$

となってルート曲率半径はルート部の上止端部 A と下止端部 B 間の水平距離 l に依存する。

したがって、非常に広い範囲をもつ $0.6\delta/l$ の値について、 $\delta = 2.0 \text{ mm}$ の一定値を与え、トーチのねらい角度を変えた継手を製作し、トーチのねらい角度がルート部の形状におよぼす影響について検討する。

2.4 上向姿勢におけるルート部表面形状の釣合

上向姿勢におけるルート部の溶融池表面形状を、前述の下向姿勢のときと同じく、静的釣合式で検討した。上向姿勢での裏当金を有する継手について、Fig. 4 を上向姿勢で考えると Fig. 6 のようになり、ルート部における溶込み上止端部は B 点、下止端部は A 点となる。上向姿勢におけるルート部の溶込み上止端部 B の曲率半径

Fig. 6 Weld metal at equilibrium on overhead position

R_B を求める式は、下向姿勢におけるルート部の溶込み上止端部 A の曲率半径 (R_B) を求める (3) 式と同じとなる。

一方、上向姿勢におけるルート部の溶込み下止端部 A について、Fig. 2 を参考にすると、スラグによる圧力差が生じる。したがって、上向姿勢でのルート部の溶込み上止端部 B および下止端部 A における圧力をそれぞれ P_B , P_A とし、 B 点のスラグの圧力を P_B とすれば、

$$P_B = P_B' + \sigma_3 / R_B$$

$$P_A = P_B' + \rho_1 g \delta + \sigma_3 / R_A$$

$$P_A - P_B = \rho_2 g \delta$$

$$\therefore 1/R_A - 1/R_B = a\delta \quad \dots\dots(6)$$

である。(6) 式で R_B は (3) 式の R_A と同じになるので、上向姿勢におけるルート曲率半径 R_A は

$$R_A = \frac{\delta}{k_1 - k_2(\cos\alpha_A + \cos\alpha_B) - (\cos\beta_A + \cos\beta_B) + 1.5a\delta^2 + 0.6\delta/l} \quad \dots\dots(7)$$

となる。

上向姿勢におけるルート曲率半径 ($R_{A\text{over}}$) を求める式は、下向姿勢におけるルート曲率半径 ($R_{A\text{flat}}$) を求める式より、分母の項が $a\delta^2$ だけ大きいので

$$R_{A\text{over}} < R_{A\text{flat}} \quad \dots\dots(8)$$

である。(7) 式分母の各項がそれぞれ R_A におよぼす影響については前述の考察を参考されたい。上向姿勢も $\delta = 2.0 \text{ mm}$ の一定値を与え、トーチのねらい角度を変えた継手を製作し、トーチのねらい角度がルート部の形状におよぼす影響について検討する。

3. 実験による考察

前節の考察で下向および上向姿勢における裏当金を有する溶接継手のルート曲率半径におよぼす影響は、ルート部における溶込み上止端部および下止端部間の水平距離 l がもっとも大きいことがわかったので、目違い量 δ を一定に、トーチのねらい角度を変えた継手を製作してルート曲率半径および l の値などについて調べた。

3.1 継手製作条件

母材の形状は Fig. 7 と同じく、開先面、裏当金の溶接面はすべて機械加工をし、目違い量 $\delta = 2.0 \text{ mm}$ 、開先角度 $= 50^\circ$ とした。溶接は半自動用トーチを IK 型自動ガス切断台車に乗せて自動溶接した。ここで用いた溶接ワイヤは上向姿勢でスパッタの発生量が小粒で小さく、溶接金属の垂れ落ちる傾向がほとんどない DX-50 フラッ

クス入りワイヤとアークの安定性が良好な MG-50T ソリッドワイヤである。溶接条件は、下向の場合には、Fig. 7(a) に示すようにトーチのねらい角度 (θ : 溶接線の直角方向とトーチの成す角度) を 70° , 80° , 90° の 3 種類とし、入熱条件は $170 \sim 180 \text{ A}$ - 19 V - 33 cm/min 、上向の場合には、トーチのねらい角度を 70° , 80° , 90° に、入熱条件は $160 \sim 170 \text{ A}$ - $18 \sim 19 \text{ V}$ - 33 cm/min とした。下向および上向姿勢の両方ともに溶接線とトーチの成す角度は 90° であり、シールドガスは CO_2 で、ワイヤ先端のねらいはルート間隔の真中である。Table 1 に母材の機械的性質と化学成分および溶接ワイヤのカタログによる溶着金属の機械的性質および化学成分の一例を示す。

3.2 実験結果

下向および上向姿勢の両方ともにソリッドワイヤである MG-50T を用いた場合には Fig. 4 の Type B および C の点線で示されるような形 (凸) となり、母材との不溶着部も生じた。一方、複合心線 DX-50 を用いた場合には Fig. 4 の Type A から C の実線で示すように良好な形 (凹) となった。したがって、フラックス入りワイヤで溶接した継手よりそれぞれ 4 箇所ずつ断面を切って 30 倍に拡大し、 R_A , α_A , α_B , β_A , β_B , l , 開先先端から溶込み上止端部および下止端部までの水平距離、母材の溶込み断面積などを測定し、それらが R_A および l の値におよぼす影響を調べた。

Table 2 に、下向および上向姿勢におけるトーチのねらい角度ごとの平均ルート曲率半径 ($\bar{R}_A$)、標準偏差 (σ_{R_A})、平均 l ($\bar{l}$)、標準偏差 (σ_l) を示す。ここで $\bar{l}$ のマイナスの値は、ルート部形状が Fig. 4 の Type C の

Table 1 Mechanical properties and chemical composition of base metal and filler metal

Materials		Mechanical properties			Chemical composition (Wt %)					
		Y.S. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	EL (%)	C	Si	Mn	P	S	Cu
Base metal		34.0	44.0	25	0.08	0.20	0.55	0.025	0.016	0.22
Deposited metal	DX-50	55.7	61.0	30	0.04	0.52	1.17	0.016	0.006	
	MG-50T	43.2	54.1	33	0.08	0.77	1.44	0.018	0.010	

Table 2 $\bar{R}_A$, σ_{R_A} , $\bar{l}$, and σ_l on flat position and overhead position

θ°	Flat position				Overhead position			
	$\bar{R}_A$	σ_{R_A}	$\bar{l}$	σ_l	$\bar{R}_A$	σ_{R_A}	$\bar{l}$	σ_l
70	0.393	0.273	0.400	0.515	0.268	0.052	0.345	0.323
80	0.278	0.121	0.133	0.311	0.245	0.108	-0.248	0.588
90	0.865	0.369	0.867	0.226	0.353	0.105	0.006	0.338

Fig. 7 Configuration of base metal and angle of torch

形を示す。Fig. 8(a) および (b) に下向および上向姿勢におけるトーチのねらい角度ごとに疲労寿命の安全側を考えて R_A の最小値および l の最小値の関係を示す。Fig.

Fig. 8 Distribution of R and l on each angle of torch

Fig. 9 Relationship between the root radius and B value

Fig. 10 Relationship between l and d_2/d_1

9(a) および (b) には, (4) 式で $A = k_1 - (\cos\beta_A + \cos\beta_B)$, $B = 0.6\delta/l$ において A と B の最小値および最大値が R_A におよぼす影響をそれぞれ示す。 l におよぼす諸因子の影響を調べるため, Fig. 5 および 6 の開先先端 A' 点から開先面上の溶込み点 C までの距離, ルート部の上止端部 A および下止端部 B までの水平距離, 母材の溶込み断面積, 溶融池全体の溶込み断面積などをパラメーターとしてその有意性を検討した。 Fig. 10 には, 溶込み両端の水平距離 l と, 開先先端 A' 点から溶込み B 点までの水平距離 d_2 と溶込み A 点までの距離 d_1 との比, d_2/d_1 との関係を示す。 Fig. 11 には, l と d_2 との係関を表わす。

3.3 考察

Table 2 より, 下向姿勢では, 平均ルート曲率半径および平均 l の値がもっとも大きいトーチのねらい角度は 90° である。一方, 上向では, 平均ルート曲率

Fig. 11 Relationship between l and d_2

半径がもっとも大きいトーチのねらい角度は 90° であるが、平均 l の値が小さいので平均 l の値が大きくなり、なおかつ R_A の値が大きいトーチのねらい角度は 70° である。したがって、裏当金を有する溶接継手のルート部における応力集中度が低く、疲労寿命の長い良好なルート形状を得るためのトーチのねらい角度は、下向では 90° であり、上向では 70° である。

Fig. 8 より、トーチのねらい角度ごとの l の最小値の分布と R_A の最小値の分布を比較するとき、下向および上向姿勢の両方ともに l の値が大きくなると R_A の値が大きくなるので定性的に一致し、下向で l の値および R_A の値がもっとも大きくなるトーチのねらい角度は 90° である。しかし、上向では l の値がマイナス側であるので l の値がもっとも小さく、 R_A の値が大きくなるトーチのねらい角度は 70° である。

Fig. 9 より、下向および上向の両方ともに R_A におよぼす影響は、 A の値の変化による R_A の変化する範囲より、 B の値の変化による R_A が変化する範囲が大きかったので、裏当金を有する溶接継手におけるルート曲率半径は、ルート部の上止端部および下止端部間の水平距離 l によって近似的に求めることができる。

Fig. 10 より、下向および上向姿勢の両方ともにすべてのトーチのねらい角度ごとのルート部における溶込み両端の水平距離は

$$l = -2.539 d_2/d_1 + 2.503 \quad \dots\dots (9)$$

の関係を示した。(9) 式に $l = d_1 - d_2$ の関係を代入し、整理すると $d_1 = 2.5 \text{ mm}$ と一定になるので、 l の変化は主として d_2 の変化 (Fig. 5 および 6 で B 点の変化) によるものである (Fig. 11)。

B 点に影響をおよぼす要因としてはトーチのねらい角度が考えられ、下向では 90° がよく、上向では 70° がよかった。

4. 結 言

下向および上向姿勢で裏当金を有する溶接継手におけるルート部の溶融池表面形状について、溶鋼—スラグ間の界面現象の面から静的釣合式を導いた。静的釣合式を基にしてルート曲率半径に影響をおよぼす要因を考察した。得られた主な結果は次の通りである。

(1) ルート部における溶込み上止端部および下止端部間の水平距離 l が一定の場合、目違い量 δ が小さくなると、 δ/l が小さくなってルート曲率半径は大きくなることがわかった。したがって、目違いを有する裏当金付き溶接継手で目違いを小さくすれば、ルート曲率半径は大きくなり、ルート曲率半径が大きくなるとルート部における応力集中度は低く、よって疲労寿命は長くなると

言える。

(2) 目違い量が一定の場合、ルート曲率半径はほとんどルート部における上止端部と下止端部間の水平距離 l に依存することがわかった。

(3) 上向姿勢におけるルート曲率半径は、重力の影響で下向より小さくなることがわかった。

(4) 継手のルート部形状について、下向および上向姿勢の両方ともに、スラグのない MG-50T ソリッドワイヤの場合には凸型となり、また母材との不溶着部も生じた。しかし、スラグのある DX-50 複合心線の場合には凹型となって良好なルート形状が得られた。したがって、ルート部の形状はスラグの存在の影響が非常に大きいことがわかった。

(5) 下向姿勢において平均ルート曲率半径がもっとも大きく、また平均 l の値がもっとも大きい良好なルート部形状を得るためのトーチのねらい角度は 90° であった。しかし、上向姿勢においては平均 l の値がもっとも大きく、 R_A の値が大きいトーチのねらい角度は 70° であった。

(6) 疲労寿命の安全側を考慮してルート曲率半径の最小値および l の最小値を比較するとき、トーチのねらい角度ごとの R_A の分布および l の分布は下向および上向両方ともに定性的に一致した。

本研究の溶接継手製作にあたっては、三菱重工業株式会社 望氏より多大な御協力を賜った。ここに記して深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) K. Horikawa, D. U. Lee and H. Ishizaki: Fatigue Strength of Field-welded Joints of u-shaped Trough Rib for Bridge Deck, Trans. of JWRI, Vol. 12, No. 2, 1983, pp. 127—134.
- 2) A. Kondo, et al.: Fatigue Strength of Field-welded Trough Rib Joints of Orthotropic Steel Deck, Proc. of JSCE, No. 340, Dec. 1983, pp. 49—57.
- 3) 坪井潤一郎, 坂本昇, 美淵一彦: サブマージアーク水平すみ肉溶接のビード形状について, 溶接学会誌, Vol. 41 (1972), No. 6, pp. 104—112.
- 4) J. F. Lancaster, "The Physics of Welding, IIRW, 1984.
- 5) 西口公之, 黄地尚義, 松井仁志: 肉盛およびすみ肉溶接現象に関する基礎的研究 (第1報), 溶接学会誌, Vol. 45 (1976), No. 1, pp. 82—87.
- 6) 西口公之, 黄地尚義, 松井仁志: 肉盛およびすみ肉溶接現象に関する基礎的研究 (第2報), 溶接学会誌, Vol. 45 (1976), No. 2, pp. 55—61.
- 7) A. M. Worthington; "On the Error involved in professor Quinck's Method of Calculating Surface Tension from the Dimension of Flat Drops and Bubbles", Phil. Mag. Vol. 20 (1885), pp. 51—66.