- 4) T.G.R. Gray, B. Sc., et al.: Notch Root Contraction as a Fracture Measurement, Int. J. Frac. Mech., 8 (1972), 277.
- 5) G.T. Hahn, A.R. Rosenfield: Local Yielding and Extension of a Crack under Plane Stress, Acta Met., 13 (1965), 293.
- 6) 田村, 加藤, 金: 光干渉法による鋼材切欠先端の塑性流動の低温域における観察, 溶接学会誌, Vol. 47-11 (1978), 44~49
- 7) G.T. Hahn et al.: Plastic Flow in the Locale on Notches and Cracks in Fe-3Si Steel under Conditions Approaching Plane Strain, Ship Structure Committee, SSC-191 (1968).
- 8) Methods for Plane Strain Fracture Toughness (K_{IQ}) Testing, British Standard Institution Document, DD3, 1971.
- 9) Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, British Standard Institution Document, DD19, 1972.
- 10) Standard Method of Test for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, E399-72, 1972, Annual Book of ASTM Standards, ASTM, Phila., 31 (1972), 955.
- 11) J.N. Robinson, A.S. Tetelman: The Relationship between Crack Tip Opening Displacement, Local Strain and Specimen Geometry, Int. J. Frac. 3 (1975).

疲れ強さに及ぼす溶接線の蛇行の影響*

松本 淳** 橋本郁郎*** 本多昭雄** 森田哲朗**

Influence of the Weaving of Weld Line on the Fatigue Strength*

by Jun Matsumoto**, Ikuro Hashimoto***, Akio Honda**, Tetsuro Morita**

Fatigue strength of butt joints welded with weaving has been investigated for SM58 steel by the fatigue test under pulsating tension. The specimens are classified into 6 groups by the weaving angle ranging from 0 to 45 degrees, and the amount of transverse shift of welding torch is ± 2 mm. Zero degree of weaving angle means the straight weld line. When the weaving angle is changed, the geometrical shape at the toe of weld is consequently transformed. The fatigue strength is influenced by both the weaving of bead and the geometrical shape at the toe of weld. It was found that the fatigue strength increases as the weaving angle of torch increases.

1. 緒 言

溶接作業の省力化に伴って開先の自動ならいが必要となり、種々の方法が研究されてきた。実用的な方法としてはセンサーで溶接アークの中心と開先中心とのずれを検知し、溶接進行方向と直角な方向にもトーチを移動させることによって開先をならう方法が用いられている。ずれ修正中は2方向の速度の合成された方向に溶接されることになり、開先線が連続的に傾いている場合には一種の Weaving 現象(蛇行)を伴うことになる。

これによる溶接継手はビードが蛇行すると共に止端部の幾何学的形状が変化するので、疲れ強さを論じるにはこれら両者の影響を考慮せねばならない。後者の影響については従来より研究されているが²⁾、前者については

不明であるので止端部の応力集中の状態を模した切欠きモデルによる実験によりその影響を明らかにし、それらの結果から溶接線が蛇行する継手の疲れ強さを検討した。

2. 供試材料及び実験方法

実験に用いた材料は板厚 12 mm の機械構造用炭素鋼 SS50C (切欠き試験片) と板厚 17 mm の溶接構造用圧延鋼材 SM58 (溶接試験片) である。それらの機械的性質及び化学成分を Table 1 に示す。

Table 1 Mechanical properties and chemical compositions

Materials	Mechanical Properties			Chemical compositions (%)										
	Yield point σ_s (kg/cm ²)	Tensile strength σ_b (kg/cm ²)	Elongation δ (%)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V		
S50C	38.1	63.9	26.2	0.48	0.25	0.72	0.023	0.013	0.01	0.01	0.03	—		
SM58	50.0	61.0	36.0	0.16	0.32	1.35	0.011	0.007	—	0.03	0.03	0.04		

*原稿受付 昭和53年6月6日(昭和53年度春季全国大会にて発表)

**正 員 日本車輛製造(株)技術センター Member, Nippon Sharyo Seizo Kaisha Ltd. Technical Center

***日本車輛製造(株)技術センター Nippon Sharyo Seizo Kaisha Ltd. Technical Center

疲れ試験は最大容量 30 ton の電気・油圧式引張圧縮疲れ試験機を用いて繰返し速度 1080 cpm の片振引張疲れ試験を行った。また切欠き試験片の応力集中係数を求めるため、10倍に拡大した切欠きモデルによる応力凍結法三次元光弾性実験を行った。

3. 疲れ試験片

3.1 切欠き試験片

Fig. 1 に示す形状に試験片を機械加工し、研磨仕上げした後、その片面に溶接継手末端部の応力集中の状態を模したV型ノッチを金型によってプレス形成した。ノッチの蛇行形状は三角波とし、Table 2 に示すように蛇行角度 θ を 0° (直線) から最大 45° まで変えた6種類の切欠き試験片を作成した。

Fig. 1 Size and dimensions of notched specimen

Table 2 Dimensions of weaving

Notched specimens	Amplitude $2\Delta y_0$ (mm)	Pitch S (mm)	Weaving angle θ (deg)
A	0	—	0
B	4	40	11.3
C	4	20	21.8
D	4	13.4	30.8
E	4	10	38.7
F	4	8	45.0

プレス成形によって切欠きの表面には塑性変形層が生じ、加工硬化と残留応力とによって疲れ強さが強化されると考えられる³⁾。各試験片で切欠きの蛇行形状の違いにより変形の程度が異なるので、これによる影響を除くために試験片をプレス加工した後、応力除去の焼鈍 (650°C , 1時間保持後炉冷) をした。

3.2 溶接試験片

3.2.1 溶接方法

長さ 800 mm, 幅 370 mm の溶接試験材の表面を研磨仕上げした後、Fig. 2 に示すような開先角度 60° 、ルート間隔 1 mm のV形開先に模した溝を幅方向の中央に加工

Fig. 2 Detail of groove

Table 3 Welding conditions

Welding current	400A
Arc voltage	30V
Supplied gas Ar	20 ℓ/min
CO ₂	5 ℓ/min
Wire diameter	1.6 mm

し、Table 3 に示す条件の MIG 溶接をした。

ウィービング溶接継手の余盛量は溶接電流が一定であれば溶接線方向 (x 方向) の速度 V_x によってきまり、開先部体積の32%となるようにした。また溶接トーチのウィービング角度 θ_t は V_x が一定の場合、それに合成される溶接線に直角方向 (y 方向) の速度 V_y によってきまる。

この実験では Table 2 に示した切欠き試験片と同じ蛇行形状にトーチを運行させて溶接し、Table 4 に示す6種類の継手試験片を作成した。なお試験材の開先はすべて Fig. 2 の形状のものを直線状に加工した。

Table 4 Weaving conditions of welding torch

Welded specimens	Welding speed (cm/min)		Amount of transverse shift of torch $2\Delta y_0$	Weaving angle of torch θ_t
	V_x	V_y		
WA	26.1	0	0 (mm)	0 (deg)
WB	26.1	5.2	4 $\diamond$	11.3 $\diamond$
WC	26.1	10.4	4 $\diamond$	21.8 $\diamond$
WD	26.1	15.6	4 $\diamond$	30.8 $\diamond$
WE	26.1	20.9	4 $\diamond$	38.7 $\diamond$
WF	26.1	26.1	4 $\diamond$	45.0 $\diamond$

3.2.2 溶接ビードの形状

得られた溶接継手のビード外観写真を Fig. 3 に示す。溶接トーチの y 方向のシフト量 ($2\Delta y_0$) が一定な場合には、ウィービング角度 θ_t が小さいほど溶接ビードの蛇行の状態が顕著にみられ、 θ_t が増加するにつれて目立たなくなる。

これらの写真より溶接ビードの蛇行の程度を表わすビード振幅 ($2\Delta y$) とビードの蛇行角度 θ_b を測定し、 θ_t との関係を図. 4 及び Fig. 5 に示す。

Fig. 4 よりビード振幅 ($2\Delta y$) は θ_t の増加に伴い急

Fig. 3 Bead appearances

Fig. 4 Relation between amplitude of bead and weaving angle of welding torch

Fig. 5 Relation between weaving angle of bead and weaving angle of welding torch

激に減少する。また Fig. 5 よりビードの蛇行角度 θ_b は θ_t の小さな範囲では θ_t の増加と共に大きくなるが、 $\theta_t = 20^\circ$ 程度で最大となり、さらに θ_t が増加すると逆に θ_b は減少するようになる。

3.2.3 試験片の形状

以上のようにして得られた6種類の溶接継手より、それぞれ Fig. 6 に示す位置から9枚の疲れ試験片を採取した。ただし試験片 WB ($\theta_t = 11.3^\circ$) については溶接ビードの蛇行の頂点が疲れ試験片の中央にくるようにしたので8枚となった。

疲れ試験片は Fig. 7 に示すように余盛付きのままとし、機械加工により裏面を切削して板厚 8 mm にした後、所要の形状に加工した。

3.2.4 余盛止端部の形状

溶接継手の疲れ強さには余盛止端部の形状が影響するので²⁾、観察用試験片の止端部を実体顕微鏡によって20倍に拡大し、Fig. 8 に示すように余盛角 ψ と止端部半径 ρ を測定した。蛇行溶接継手の疲れ破壊はビード蛇行の頂点部 (Fig. 4 の A 点) より生じるので測定はこの部分についてだけ行った。

Fig. 6 Location of fatigue test specimens

Fig. 7 Size and dimensions of welded specimen

Fig. 8 Macro photograph of toe ($\times 20$)

Fig. 9 及び Fig. 10 に余盛角及び止端部半径の頻度分布を示す。図の縦軸は相対度数を百分率で表わしたものであり、図中の ψ_m 、 ρ_m はそれぞれのウィービング角度 θ_t において得られた余盛角及び止端部半径の平均値を表わす。これらの結果より ψ_m と θ_t の関係を Fig. 11 に、 ρ_m と θ_t の関係を Fig. 12 に示す。 θ_t が増加する

Fig. 9 Histogram of flank angle of toe of welded joints

Fig. 10 Histogram of toe radius of welded joints

につれ ψ_m は減少し, 一方 ρ_m はやや増加する傾向がある. Fig. 13 には余盛角と止端部半径の相関図を示す. この結果は他の報告⁴⁾と同様に止端部半径が増せば余盛角が小さくなる傾向がある.

4. 実験結果及び考察

4.1 疲れ試験結果

Fig. 14 は切欠き試験片の片振引張疲れ試験結果である. 縦軸の最大応力は負荷した荷重の最大値を切欠きの試験片断面積 (ie. $8 \times 40 \text{ mm}^2$) で割った応力であり, 横軸の繰返し数は破壊繰返し数である.

Fig. 11 Relation between mean value of flank angle and weaving angle of welding torch

Fig. 12 Relation between mean value of toe radius and weaving angle of welding torch

この結果では時間強さを示す傾斜部の各直線がほぼ平行であり, 切欠きの蛇行角度の増加に伴って時間強さが上昇している. これに対して疲れ限度は蛇行角度に対する依存性が認められない (Fig. 20 参照).

Fig. 15 は溶接試験片の片振引張疲れ試験結果である. 蛇行溶接試験片 WB~WF はいずれも直線溶接試験片

Fig. 13 Distribution of flank angle and toe radius

Fig. 14 Results of fatigue test of notched specimens

Fig. 15 Results of fatigue test of welded specimens

WA より疲れ強さが上昇しており、溶接トーチのウィーピング角度が増加するにつれて時間強さと疲れ限度の上昇する傾向がみられる。疲れ限度は 5×10^6 回超過で判定した。

4.2 疲れ強さに及ぼす切欠きの蛇行の影響

Fig.16 に示す切欠き試験片の破面写真にみられるように破断の形式は蛇行するノッチの溝に沿って破断する形式Aと蛇行の頂点に発生したき裂が溝に沿って発生した

Fig. 16 Appearance of fatigue crack surface ($\sigma = 15.8 \text{ kg/mm}^2$)

き裂より早い速度で成長し、隣接する頂点からのき裂と合体して破断する形式Bの二つのタイプに大別される。形式Aの破断はノッチの蛇行角度が比較的小さなものにめいりようにみられ、形式Bの破断は蛇行角度が 45° のものにみられた。

ノッチの溝に沿って破断する場合には、Fig. 16 に示したように多数の点で発生し、繰返し数の増加に伴って深さ方向（板厚方向）に進展する。したがってこの場合のき裂は Fig. 17 に示すようなノッチ底に発生した縁き裂として考えることができ、モード I（開口型）とモード III（面外せん断型）の変形が組合されたものとなる。図において t は板厚、 h はノッチ深さ、 a はき裂の長さである。

き裂面に作用する引張応力 σ_n 及びせん断力 τ_t を、遠方における荷重方向の引張応力 σ_θ で表わせば

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n &= \sigma_\theta \cos^2 \theta \cdot t / (t - h - a) \\ \tau_t &= \sigma_\theta \sin \theta \cos \theta \cdot t / (t - h - a) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

となる。また各応力に対する応力拡大係数を

$$\left. \begin{aligned} K_I &= 1.1215 \cdot \alpha \sigma_n \sqrt{\pi a} \cdot F_{I'} \\ K_{III} &= \alpha \cdot \tau_t \sqrt{\pi a} \cdot F_{III'} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

で近似する。ここで α はノッチ底における応力集中係数

Fig. 17 Model of fatigue crack for type A

であり, 10倍にノッチを拡大した応力凍結法三次元光弾性実験によれば, 蛇行角度 θ によっては変化なく, ほぼ一定の値 ($\alpha=2.6$) となった. $F_{I'}$ は $a \rightarrow 0$ の時 1.0 になるように定義した無次元化応力拡大係数である⁵⁾. $F_{III'}$ も $F_{I'}$ と同様に仮定した.

平面ひずみの状態において変形モード I と III とが混在している場合のき裂の進展に際してのエネルギー解放率は, 縦弾性係数を E ポアソン比を ν として

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} \left(K_I^2 + \frac{1}{1-\nu} K_{III}^2 \right) \quad \dots\dots\dots (3)$$

で与えられる⁶⁾.

切欠き材の疲れ寿命の大部分がき裂の進展過程によって占められ⁷⁾, またき裂の進展過程の寿命が主として初期き裂の寸法によって決定されることにより⁸⁾, き裂の長さ a が小さい場合を考える. a が十分小さければ式 (1) では $t-h \gg a$ であるので a を省略し, また式 (2) における $F_{I'}$ 及び $F_{III'}$ を 1 として式 (3) へ代入すれば, 溝に沿って破断する場合のエネルギー解放率は

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} \left(1.258 \cos^4 \theta + \frac{1}{1-\nu} \sin^2 \theta \cos^2 \theta \right) \alpha^2 \sigma_\theta^2 \left(\frac{t}{t-h} \right)^2 \pi a \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる. 破断形式 A の場合, 公称最大応力 σ_0 を受ける蛇行角度 0° の試験片と公称最大応力 σ_θ を受ける蛇行角度 θ の試験片とが同じ繰返し数で破断するためには, 式 (4) のエネルギー解放率が同じでなければならない. この条件より蛇行角度と時間強さとの関係を求めると

$$\sigma_\theta = \frac{1}{\cos \theta \sqrt{1+0.1356 \sin^2 \theta}} \sigma_0 \quad \dots\dots\dots (5)$$

となる. 右辺第二項はほとんど 1 に近いので ($\theta=40^\circ$ で誤差 3%), 近似的には次式と考えてもよい.

$$\sigma_\theta = \sigma_0 / \cos \theta \quad \dots\dots\dots (6)$$

Fig. 18 は Fig. 14 に示した S-N 線図の傾斜部にお

Fig. 18 Normalized S-N curve for notched specimens

る実験結果のうち, 破断形式 A のものに対し式 (5) を用いて $\theta=0^\circ$ 相等の基準最大応力 σ_{0s} に換算して示したものである. 各実験点は直線上にほぼのっており, 蛇行角度と時間強さの関係が式 (5) によってよく近似されることがわかる.

Fig. 19 は破壊繰返し数 $N=2 \times 10^5$, 5×10^5 及び 10^6 における応力比 $\sigma_\theta/\sigma_{0s}$ と蛇行角度の関係を示したものである. 図中の実験点は Fig. 14 の傾斜部における直線上の時間強さ σ_θ を Fig. 18 に示した基準最大応力を表わす直線上の時間強さ σ_{0s} で割った値である. 実線は式 (5) の関係を表わしたもので, 溝に沿って破断する形式 A の範囲について示した. また破線で近似式 (6) の関係を示した.

Fig. 19 Relation between stress ratio and weaving angle

一方, 破断がノッチの溝には沿わず折返し部において荷重と直角な面で起る形式 B の場合には, 蛇行角度の変化による疲れ強さへの影響は少ないと思われるので, Fig. 19 では $\sigma_\theta/\sigma_{0s}$ を一定とした.

Fig. 20 は Fig. 14 の結果より求めた疲れ限度比 $\sigma_{u\theta}/\sigma_{u0}$ と蛇行角度 θ の関係である. ここで $\sigma_{u\theta}$ は蛇行角度

Fig. 20 Relation between ratio of fatigue limit and weaving angle

θ の試験片の疲れ限度であり、 σ_{u0} は $\theta=0^\circ$ の試験片の疲れ限度である。この結果から判るように切欠きの蛇行による疲れ限度への影響はほとんどない。これは切欠きが蛇行する場合には、応力集中係数や応力分布の状態が蛇行角度に依存せず同一である切欠きの折返し部が存在するためと思われる。

4.3 疲れ強さに及ぼす止端部の幾何学的形状の影響

溶接線が蛇行する溶接継手の疲れ強さは組織的に均等であるとすれば、ビードが蛇行していることによる影響とそれに伴って生じる余盛止端部の幾何学的形状の変化の影響を受けるものと考えられる。前者は Fig. 20 に示したように疲れ限度にはあまり影響しないので、Fig. 15 に示した溶接継手の疲れ試験結果における疲れ限度の差は後者の影響によるものと考えられる。

いまトーチをウィービングさせたために変化した余盛角 ψ 及び止端部半径 ρ の疲れ限度に及ぼす影響をそれぞれ次式のように仮定する。

$$\sigma_{u\psi} - \sigma'_{u0} = K_3(\psi - \psi_0) \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\sigma_{u\rho} - \sigma'_{u0} = K_4(\rho - \rho_0) \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで σ'_{u0} , ψ_0 , ρ_0 はそれぞれトーチのウィービング角度が $\theta_t=0^\circ$ のときの溶接継手の疲れ限度、余盛角及び止端部半径である。これらの式を σ'_{u0} に対する比で表わせば

$$\sigma_{u\psi}/\sigma'_{u0} = 1 + K_3(\psi - \psi_0) \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\sigma_{u\rho}/\sigma'_{u0} = 1 + K_4(\rho - \rho_0) \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。したがって蛇行溶接継手の疲れ限度に及ぼす余盛止端部の幾何学的形状変化の影響は

$$\zeta = (\sigma_{u\psi}/\sigma'_{u0}) \cdot (\sigma_{u\rho}/\sigma'_{u0}) \\ = \{1 + K_3(\psi - \psi_0)\} \cdot \{1 + K_4(\rho - \rho_0)\} \quad \dots\dots\dots (11)$$

となる。この式に Fig. 11 より $\psi - \psi_0$ 、Fig. 12 より $\rho - \rho_0$ 、Fig. 15 より $\sigma_{u\theta}/\sigma'_{u0}$ の値を求めて代入し、最小自乗法によって係数 K_3 , K_4 を求めると $K_3 = -0.0014 \text{ deg}^{-1}$, $K_4 = 1.78 \text{ mm}^{-1}$ が得られる。

式 (9) 及び式 (10) の関係が時間強さに対しても成

立するものと仮定すれば、 $\theta_t=0^\circ$ の時の時間強さ σ'_0 に対する比はそれぞれ

$$\sigma_\psi/\sigma'_0 = 1 + K_3(\psi - \psi_0) \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\sigma_\rho/\sigma'_0 = 1 + K_4(\rho - \rho_0) \quad \dots\dots\dots (13)$$

となる。したがって時間強さに及ぼす余盛止端部の幾何学的形状変化の影響は

$$\zeta = (\sigma_\psi/\sigma'_0) \cdot (\sigma_\rho/\sigma'_0) \\ = \{1 + K_3(\psi - \psi_0)\} \cdot \{1 + K_4(\rho - \rho_0)\} \quad \dots\dots\dots (14)$$

となる。

4.4 蛇行溶接継手の疲れ強さ

以上の考察より直線溶接継手の時間強さ σ'_0 に対する蛇行溶接継手の時間強さ $\sigma_{\theta t}$ の比は式 (5) 及び式 (14) より求まる。すなわち式 (5) の θ にビードの蛇行角度 θ_b を代入して

$$\sigma_{\theta t}/\sigma'_0 = (\sigma_{\theta b}/\sigma'_0) \cdot \zeta \\ = \frac{1}{\cos \theta_b} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + 0.1356 \sin^2 \theta_b}} \\ \times \{1 + K_3(\psi - \psi_0)\} \cdot \{1 + K_4(\rho - \rho_0)\} \quad \dots\dots\dots (15)$$

となる。Fig. 11 及び Fig. 12 より基準点 $\theta_t=0^\circ$ ($\theta_0=0^\circ$, $\psi_0=31.1^\circ$, $\rho_0=0.505 \text{ mm}$) を通る $\psi - \theta_t$, $\rho - \theta_t$ の関係式を求めると

$$(\psi - \psi_0) = -0.148\theta_t \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$(\rho - \rho_0) = 0.00119\theta_t \quad \dots\dots\dots (17)$$

となる。これらを式 (15) に代入すれば

$$\frac{\sigma_{\theta t}}{\sigma'_0} = \frac{1}{\cos \theta_b} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + 0.1356 \sin^2 \theta_b}} (1 + M_1\theta_t) (1 + M_2\theta_t) \quad \dots\dots\dots (18)$$

となる。 $M_1=0.00021 \text{ deg}^{-1}$, $M_2=0.00212 \text{ deg}^{-1}$ である。

一方、疲れ限度に対しては、ビードの蛇行による影響がないので式 (11), 式 (16) 及び式 (17) より次式を得る。

$$\sigma_{u\theta t}/\sigma'_{u0} = (\sigma_{u\theta b}/\sigma'_{u0}) \cdot \zeta \\ = \{1 + K_3(\psi - \psi_0)\} \cdot \{1 + K_4(\rho - \rho_0)\} \\ = (1 + M_1\theta_t) \cdot (1 + M_2\theta_t) \quad \dots\dots\dots (19)$$

式 (18), 式 (19) は、蛇行溶接継手の疲れ強さがトーチのウィービング角度の増加に伴い上昇することを示している。

Fig. 21 は各ウィービング角度に対して式 (18), 式 (19) より求めた計算結果と実験結果との比較である。(a) は基準となる $\theta_t=0^\circ$ の場合の S-N 線図で、各実験点を通るように直線を引いた。(b)~(f)における実線は式 (18), (19) より求めた計算結果で、一点鎖線は $\theta_t=0^\circ$ の基準線である。溶接継手の疲れ強さは一般にバラツキが大きいが図に示した程度の一致をみれば上述の実験式が十分実用性のあるものと思われる。

Fig. 21 Comparison of fatigue strength between calculated results and experimental results

5. 結 言

疲れ強さに及ぼす溶接線の蛇行の影響を検討するため切欠き試験片及び溶接試験片を用いて実験した結果、以下のことが判明した。

1) 溶接線の蛇行する溶接継手の疲れ強さは、ビードが蛇行していることによる影響とそれに伴う余盛止端部の幾何学的形状変化の影響を受ける。

2) 前者は主に時間強さに影響し、余盛止端部の蛇行角度を θ_b とすれば直線溶接継手 ($\theta_b = 0^\circ$) の時間強さに対する比 $\sigma_{\theta_b}/\sigma_0$ は近似的に $1/\cos \theta_b$ となり、 θ_b が

大きくなるにつれて増加する。

3) 余盛角は溶接トーチのウィービング角度が増加するにつれて減少する。

4) 止端部半径は溶接トーチのウィービング角度が増加するにつれて増加する。

5) これらによって溶接線が蛇行する溶接継手の疲れ強さは、トーチのウィービング角度の増加に伴い上昇する。

参 考 文 献

- 1) 松本, 小幡, 寺本, 小野, 新美, 松田: 溶接アーク周辺の電位とその開先自動ならいへの適用—アーク現象を用いた自動ならい溶接の試み(第1報), 溶接学会全国大会講演概要第18集 (1976), 142—143
- 2) R. P. Newman, T. R. Gurney; Fatigue Tests of Plain Plate Specimens and Transverse Butt Welds in Mild Steel, Brit. Weld. J., Dec. (1959), 569—594
- 3) 河本, 西岡: 表面圧延による疲れ限度向上に関する研究 (第1報), 機械学会論文集, 18—68 (1952), 104—107
- 4) 益本, 篠田, 鈴木: CO₂ 溶接継手の疲れ強さ, 本誌, 45—10 (1976), 882—889
- 5) 村上: 有限要素法による応力拡大係数の簡便決定法, 機学会論文集, 42—360 (1976), 2305—2313
- 6) 岡村: 線形破壊力学入門, 培風館 (1976), 59
- 7) 平, 田中, 柳: 低炭素鋼切欠き材におけるき裂発生過程の微視的観察, 材料, 21—230 (1972), 999—1005
- 8) H. H. Johnson, P. C. Paris; Sub-Critical Flaw Growth, Eng. Fract. Mechanics, 1-1 (1968), 3—45

13Cr 鋳鋼溶接熱影響部の低温割れについて*

—13 Cr 鋳鋼の溶接性 (第1報)—

朝 倉 重 次** 和 知 弘**

A Study on Weld Cracking in Heat Affected Zone of 13Cr Cast Steels*

—Weldability of 13Cr Cast Steels (Part 1)—

by Shigetsugu Asakura** and Hiroshi Wachi**

Slit type weld cracking test was performed to investigate the effect of preheating temperature on the cracking of the weld heat affected zone (HAZ) in 13 Cr-Ni and 13 Cr-Ni-Mo cast steels. The obtained results are as follows.

- (1) Cracking starting temperature of HAZ was decreased with the increased in preheating temperature. When the preheating temperature was increased from room temperature (RT) towards 250~350°C, cold cracking starting temperature decreased from 115~160°C to RT or lower.
- (2) Maximum hardness of HAZ were almost no variations even when preheating temperature was increased, but width of hardening area of HAZ increased in respons to increasing of the preheating temperature.

*原稿受付 昭和53年7月7日 (昭和52年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 (株)日立製作所 Member, Hitachi, Ltd.