80kg/mm²級高張力鋼の被覆アーク溶接 における変形と残留応力*

立川逸郎**, 小田 勇**, 小園裕三***

Distortions and Residual Stresses in Covered Arc Welding of 80 kg/mm² Class High Strength Steel*

by Itsuro Tatsukawa**, Isamu Oda** and Yuzo Kozono***

Abstract

This paper deals with a basic research on the characteristics of welding distortion and residual stress of HT80 high strength steel. Single-Vee groove welds have been made in rectangular plates of the steel by covered arc welding, and a series of measurements have been made of the thermal cycles and mechanical strains at some points of the base metal during the welding and cooling as well as the various types of distortions and the macro- and micro-residual stresses in the welded plates. Some points of interest revealed are as follows:

- 1) The transient mechanical strains in both longitudinal and transverse directions, which are correlative to the welding stresses, can be explained well by the temperature distribution in the plate at every moment during the welding and cooling.
- 2) A part of fan-like elastic deformation of the base metal plate on each side of the weld line that occurs due to the thermal stress during the welding remains after the cooling in addition to the conventional contraction occurring in the weld zone, whence the transverse shrinkage distributes archwise along the weld line and the longitudinal shrinkage is larger in the outside of plate than in the weld zone.
- 3) The micro-initial stress of base metal distributes irregularly, and so do the macro- and micro-residual stresses in the welded plate except in and near the weld zone, though the longitudinal macro- and micro-residual stresses caused by the welding process alone have the normal pattern such as tension in the weld zone and compression in the other.
- 4) The longitudinal plastic contraction occurs in the weld zone of about 40 mm width, where the temperature rises above about 300°C in the welding, and its comparatively small magnitude results in much smaller tensile residual stress therein than the yield point of base metal.

1. 緒 言

高張力鋼の溶接に伴う変形やひずみは施行上の不都合、応力や割れの発生などやっかいな問題の直接的あるいは間接的原因であるにもかかわらず、これが基本的に解明されているとはいえない。軟鋼の溶接変形と同じように見なされているからであろう。

一方、高張力鋼の溶接継手に発生する残留応力は溶接割れやぜい性破壊に関する多くの研究で測定され、溶接部の引張残留応力はその降伏点に比してかなり小さいことが知られている。佐藤ら¹⁻³⁾はアーク溶接継手の収縮過程におよぼす相変態の影響や、溶接継手を模型化した

拘束系における熱応力の発生過程と残留応力を検討し、高張力鋼では高温における熱応力が軟鋼より大きく、また Ar 変態による膨張が冷却過程の熱応力を緩和し、残留応力を小さくすることなどの特徴を確認している。Steffens ら⁴⁾は HT80 高張力鋼の溶接部とその周辺部における残留応力を種々の方法により測定しているが、多層溶接の一事例における測定値の比較に留まっている。このように残留応力について一応の知見は得られているが、溶接変形や溶接部の塑性収縮ひずみなどと関連付けて残留応力を検討したものは見かけられない。

本研究は既報の軟鋼⁵⁾⁶⁾やクラッド鋼⁷⁾の溶接における基本的ひずみ挙動と残留応力に関する研究に続き、HT80 高張力鋼について行なわれたもので、周辺自由な板の V グループに被覆アーク溶接を行ない、母材の初応力、溶接中の母材部における温度と機械的ひずみの時間

*原稿受付 昭和49年6月21日(47年度秋季全国大会に発表)

**正 員 熊本大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Kumamoto University

***日立製作所 Hitachi Ltd.

的变化, 溶接後の変形やひずみ, および残留応力を測定し, それらの発生機構や相互関係を検討した。

2. 実験方法

供試鋼板は厚さ 16 mm の調質高張力鋼で, 化学組成, 機械的性質, 熱影響部の最高かたさに関する炭素当量 (Ceq) および調質処理条件を Table 1 に示す。この鋼板から Fig. 1 に示すように長手方向の中心線上に V グループを有する試験片 2 枚 (No. 1, 2) を削り出した。そして両試験片とも周辺自由な状態で, 正味入熱 (q_{net}) が異なる溶接条件の被覆アーク溶接によって一層のビードを置き, Fig. 1 に記入した標点距離や位置によって下記の測定を行なった。溶接条件を Table 2 に示した。なお, ひずみや温度などの測定位置を正確に示すために溶接線の中央を原点とする x 軸 (縦方向) y 軸 (横方向) 座標を用いた。

Fig. 1 General view of specimen and arrangements for measuring distortions, residual stresses and temperature

溶接熱サイクルと過渡的ひずみ: 板の中央部 y 軸上の数箇所に深さが $\frac{1}{2}$ 板厚の小孔 (3 mm ϕ) をあけ, 熱電対を挿入して溶接過程における温度変化を自動記録し

た。また溶接側表面でこれら熱電対孔のうちの 3 個と x 方向で隣接する位置に 2 軸電気抵抗線ひずみゲージを貼付し, 熱サイクルと同時に縦, 横両方向のひずみの時間的变化を測定した。このゲージ貼付位置における熱サイクルの最高到達温度は後述のように 150°C 以下であるが, これらのひずみ測定値は試験片のその位置における熱膨脹とひずみゲージの温度特性とによる見掛けのひずみを含むので, 別途に測定した見掛けのひずみと温度の関係曲線を用いて試験片のひずみ測定値を補正し, 機械的ひずみ (ϵ_x, ϵ_y)-時間曲線を求めた。

横収縮と横たわみ変形: 横収縮は板の表裏両面上に溶接線と直交する 180 mm の標点距離を, 溶接長をほぼ 8 等分する間隔で設定し, これらをコンパレータによって溶接の前後に測定し, 両測定値の差で決定した。また, ダイアルゲージを用い溶接線に沿う 5 箇所で横たわみ曲線を取った。

縦方向の全ひずみ (変形率), 弾性ひずみおよび塑性ひずみ: 板の中央部表裏両面上で溶接中心線から種々の距離に設定した縦方向の標点距離 (60 mm) を, 溶接の前後ならびに表裏両面の標点距離を含む小ブロックに分割して応力解放したのちの 3 段階で測定し, 各段階の値 l_0, l_1, l_2 から次式によって縦方向の全ひずみ (ϵ_{xt}), 弾性ひずみ ($\bar{\epsilon}_x$) および見かけの塑性ひずみ ($\bar{\epsilon}_x$) を求めた。

$$\epsilon_{xt} = (l_1 - l_0) / l_0, \quad \bar{\epsilon}_x = (l_1 - l_2) / l_0, \quad \bar{\epsilon}_x = \epsilon_{xt} - \bar{\epsilon}_x$$

なお標点にはコンタクトボールを打込み, その距離は, Pfender の押当て式ひずみ計で測定した。応力解放の分割線を Fig. 1 に示すが, 切断はメタルソーで行なった。

X 線回折法による初応力と溶接残留応力: 試験片には鋼板の製造過程主として調質処理に起因する初応力が存在する。したがって上記の分割法による弾性ひずみの測

Table 1 Chemical compositions, mechanical properties and heat treatment of base metal

Element (%)									Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	2mm V-notch Charpy (-15°C) (kg·m/cm ²)
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo				
0.10	0.29	0.80	0.021	0.014	0.25	0.88	0.49	0.47	81.2	86.1	23.0	6.9

Ceq = C + 1/9Mn + 1/40Ni + 1/20Cr + 1/8Mo + 1/10V = 0.29

Heat treatment: 870°C W. Q. - 650°C A. C.

Table 2 Welding conditions

No.	Arc voltage V (V)	Welding current I (A)	Welding speed v (cm/sec)	Net heat input $q_{net} = 0.24VI/v$ (cal/cm)
1	29	170	0.25	4733
2	30	190	0.22	6218

Electrode: L-80, 4mm ϕ , Dried by heating at 370°C for 1.5h

定値には初応力のひずみ成分が含まれる。初応力を機械的方法で測定することは可能であるが、不均一に分布する初応力を有する板の各点において溶接残留応力を正確に求めるには、同一点の応力を溶接の前後に測定できる X 線回折法によるほかはない。一方、X 線回折法によって測定される微視的応力と分割法などによる巨視的応力とは物理的意義がじゃっかん異なるので、2 つの応力値の関係を明らかにすることによって、X 線応力測定法の溶接材への適用性が判断できる。このような観点から、試験片 No. 2 の縦方向ひずみを測定した領域内の表裏両面上で、横方向にならぶ各点の縦、横両方向の応力を X 線回折法により溶接の前後に測定した。測定面は電解研磨してそれ以前のエメリー研磨などによる表面加工層を除去した。測定法や計算式ならびに X 線の弾性定数は材料学会の X 線応力測定標準⁹⁾に準拠した。測定条件を Table 3 に示す。

Table 3 Conditions of X-ray stress measurement

Type	Parallel beam
X-ray target	Cr-K α
Diffraction plane	(211)
Filter	V
X-ray intensity	25 kV, 6 mA
Divergent angle of soller slit	0.35°
Projection area	4 × 4 mm ²
Incident angle (ψ')	0°, 15°, 22.5°, 30°, 37.5°, 45°
Detector	G. M. counter
Scanning speed of detector	1 deg/min
Time constant	4 sec
Count range	2000 cps

(a) Base metal (b) Weld metal

Photo. 1 X-ray diffraction photographs of specimen No. 2

以上とは別に、溶接部の各領域について Cr-K α 線の 1 mm ϕ ビームによる回折像を背面反射法で写した。Photo. 1 および Fig. 2 はそれぞれ回折写真と応力測定における回折強度曲線の例である。前者はいずれも鮮明な連続デバイ環であり、後者は正常なプロフィールを有

Fig. 2 X-ray diffraction profiles for analyzing residual stresses in specimen No. 2. (a) Longitudinal stress at non-affected base metal. Determined value: -15.3 kg/mm^2 . (b) Longitudinal stress at weld metal. Determined value: 30.4 kg/mm^2

し、溶接金属や熱影響部でも X 線応力測定の実用条件を満たしている。

3. 実験結果と考察

試験片の溶接部断面のマクロ組織ならびに微小かたさ (荷重: 500 g) 分布の例をそれぞれ Photo. 2 と Fig. 3 に示した。

Photo. 2 Weld section of specimen No. 1.

Fig. 3 Hardness distribution across weld section of specimen No. 2

3.1 溶接熱サイクルと過渡的ひずみ

試験片 No. 2 の溶接熱サイクルを Fig. 4 に示す。

また Fig. 5 は両試験片の熱サイクル曲線から求めた溶接中心線からの距離と最高温度上昇との関係である。同図には熱流を移動線状熱源による2次元流の準定常状態とみなし、熱伝導論によって導かれた次式⁹⁾によって計算した曲線をも記入し、実測値をこれと対比してその妥当性を吟味した。

$$\frac{1}{\theta_{\max} - \theta_0} = \frac{4.13c\rho h y'}{(q/v)} + \frac{1}{\theta_m - \theta_0}$$

ただし、式の記号は文献のものをそのまま用い、その数値はつぎのとおりである。

$\theta_m = 1530^\circ\text{C}$, $\theta_0 = 20^\circ\text{C}$, アークの熱効率 = 80%, $c = 0.128 \text{ cal/g}\cdot^\circ\text{C}$, $\rho = 7.79 \text{ g/cm}^3$, $y' = |y| - 0.4 \text{ cm}$ 。

理論式では熱的定数の温度依存性、板の表面におけるふく射による熱放散、板の端面における熱の反射などを無視しているために、これらの影響が大きい溶接部近傍や板の端に近い領域では実測値と理論値との間にじつ々しいの差異があるが、中間の領域では両者はほぼ一致している。

Fig. 6 は試験片 No. 2 の過渡的ひずみ曲線である。図中の t_c および t_f はアークが溶接線の中央を通過した時間と溶接終了の時間を示す。No. 1 の結果も定性的にはこれらと同じである。これら曲線のひずみは前述のように実測値から見掛けのひずみを補正したものであるが、冷却終了後の ϵ_x の値は、それぞれ同じ位置の縦方向全ひずみ値 (Fig. 9) と近似的に一致しており、ひずみの精度はつぎに述べる考察には支障ないものといえる。

このひずみ曲線から同じ位置と時間における ϵ_x と ϵ_y の値を読み取り、この値から対応する2軸応力を平面応力の条件によって計算し、いわゆる溶接応力の時間的変化を求めてみると、応力の最大値は母材の常温における降伏点の $\frac{1}{2}$ を越えない。これらの応力はかならずしも主応力ではないが、それらの応力値をもとにして Mises の条件から計算された相当応力は温度依存性を考慮した降伏点¹⁰⁾より小さく、弾性破損の法則を満たさない。また後掲の Fig. 12 に見るように、これらのひずみ測定位置では溶接による塑性ひずみの発生は認められない。すなわち、これらの領域における過渡的ひずみはすべて弾性ひずみである。

この種の熱弾塑性挙動の理論的解析はこれまで多くの研究¹¹⁻¹⁴⁾で行なわれているが、単純化された条件と仮定のもとに議論が進められているので、詳細を把握するには実測によるほかはなく、軟鋼溶接については、測定結果が報告³⁾¹⁵⁾されているが、高張力鋼については見当ら

Fig. 4 Weld thermal cycles for specimen No. 2

Fig. 5 Relation between maximum temperature rise of weld thermal cycle and distance from weld center line in $-y$ direction, for specimens No. 1 and 2

Fig. 6 Transient mechanical strain curves during welding and cooling of specimen No. 2

ない。上述の熱サイクル曲線やのちに述べる溶接後の変形やひずみをも考慮して過渡的ひずみの発生機構を現象論的に考察してみよう。

溶接部に比較的近い $y = -50 \text{ mm}$ における縦、横両方向のひずみ ϵ_x , ϵ_y の時間的変化はつぎの 5 段階に分けられる。

I (溶接開始より約 80 sec まで): アークが溶接線の中央に近付く段階で、板の $x-y$ 面内の等温度曲線が測定点付近では x , y 両方向に傾斜しているので、高温側領域の熱膨張によって測定点には x 方向と y 方向ともに小さいながら圧縮ひずみが発生する。

II (約 80~120 sec): アークが溶接線中央を通過する前後で、等温度曲線は x 方向にほぼ平行するようになるので、高温側の熱膨張は測定点に x 方向の引張力をおよぼすようになり、 ϵ_x は負から正に転ずる。

III (約 120~150 sec): 測定点の温度上昇が開始し、それに伴う熱膨張が低温側の領域によって拘束され、 xy 両方向に圧縮力が作用し、 ϵ_x と ϵ_y はともに負の方向に変化する。

IV (約 150 sec 以後): 溶接金属および高温状態で塑性変形を生じた溶接部が冷却過程で変形抵抗を回復しはじめ、かつ測定点より内側の母材部も冷却過程に入って収縮変形が大きくなる。それらによる収縮力が測定点には x 方向の圧縮力と y 方向の引張力をおよぼし、 ϵ_x は前段階に続いて負方向に増大し、 ϵ_y は正の方向に転ずる。

V (約 220 sec 以後): 測定点の温度上昇が最高値に達し冷却過程に入るるので熱収縮が開始し、 ϵ_x は正の方向に変わり、 ϵ_y は正の方向への変化を続けて最終状態に達するが、上記の諸変化のほかに後述する面外曲げおよび面内回転変形によるひずみも重畳して、両方向ともに正ひずみが残留する。

$y = -80$, -110 mm の 2 点では I 段階でも x 方向には引張力が作用するが、その後の経過は定性的には $y = -50 \text{ mm}$ のものとほとんど同じである。ただし、 y によって温度上昇の開始時間、最高到達温度およびその時間などが異なるので、それらに対応して各段階の時間やひずみの値も違っている。なおのちに述べるように、溶接後の母材部は面内変形を起こして扇状を呈している。冷却の終りの段階で y が小さいほど ϵ_x 曲線が引張り側にあるのはこの変形が一因である。

以上のような過渡的ひずみの温度分布依存性は上田らによる過渡的応力の理論解析結果¹⁴⁾、および三ヶ島らの軟鋼溶接の実験結果¹⁵⁾と大筋では一致している。

3.2 溶接変形

Fig. 7 に試験片 No. 2 の横たわみ曲線を示した。た

わみ量は各曲線の両端を結ぶ直線を基準としている。たわみは溶接線に沿う位置によって方向と大きさが不規則に異なり、かつ各曲線は波打っており、横たわみは角変形よりもむしろ座屈変形によるものといえる。試験片 No. 1 でもこれと類似の変形が生じた。Photo. 2 で判断されるように、溶接部に生ずる横方向の収縮合力が母材板厚のほぼ中心に作用するためであろう。このように横曲り変形が平均的に小さいことは板の両面における横収縮の差が小さいことによって裏付けられた。

Fig. 8 は両試験片の横収縮の縦方向分布である。収縮値は板の両面における測定値の平均である。試験片の開先にはルート間隙がないから、横収縮や面内回転変形におよぼす影響はない。しかしそれでも両試験片で横収縮はアーチ状に分布し、かつ終端側で開先が開いている。また、溶接入熱の大きい方で横収縮が大きい。

Fig. 7 Transverse deflection curves of specimen No. 2

Fig. 8 Distributions of transverse shrinkage in specimens No. 1 and 2

試験片 No. 2 の縦方向全ひずみの横方向分布を Fig. 9 に示した。表裏両面における値の顕著な差異は表側に凸の縦曲りによるものであるが、表裏両面の平均値は板幅全体にわたって収縮であり、また溶接部両側の母材部では内側より外側で収縮が大きい。このことと Fig. 8 の横収縮のアーチ状分布とを合わせ考えると、溶接部両側の母材部がそれぞれ扇形状に面内変形していることが明らかである。なお、これと同様な縦方向全ひずみの分布特性が試験片 No. 1 の Fig. 13 でも再現している。この種の面内変形は既報の軟鋼溶接の場合⁵⁻⁷⁾、被覆アーク

Fig. 9 Distributions of longitudinal total strain in specimen No. 2

溶接では現れないが、溶接速度が大きいサブマージアーク溶接では顕著に発生し、これは溶接中の熱応力で生じた母材部の弾性変形の一部が、溶接部の冷却に伴う強度の回復によって凍結されたものと解釈した。なお、安藤ら¹⁶⁾は片面自動溶接における終端割れの発生機構を、溶接熱による板中の温度差によって板が彎曲するバイメタル作用で説明し、軟鋼のサブマージアーク溶接材で Fig. 8 と類似の変位曲線を実測している。高張力鋼は高温においても降伏点が軟鋼より高いので、溶接部の塑性ひずみ発生領域と母材弾性領域との境界における最高到達温度が後述のように軟鋼の場合に比してかなり高く、したがって母材部の熱弾性変形が大きく、そのうえ溶接部で発生する塑性収縮量が小さいので、被覆アーク溶接でもこの変形が残留するものと解する。

3.3 弾性ひずみ、残留応力および塑性ひずみ

まず、X線回折法によって測定された微視的応力の分布特性を、試験片 No. 2 の溶接側表面における測定値を例として説明しよう。Fig. 10 は溶接前と溶接後の縦方向微視的ひずみならびに両ひずみ値の差の横方向分布である。これらのひずみ値は、巨視的弾性ひずみと比較するために、X線回折法による縦、横両方向の2軸応力値から弾性式により換算されたものである。

母材表面の初応力に相当する溶接前のひずみは不規則的に分布し、かつ値のばらつきも大きい。全板幅にわたる平均値は圧縮である。このような傾向は横方向のひずみについても、また板の裏側表面でも認められ、初応力の板厚方向分布が両側表面層で圧縮、内部で引張りの熱応力型であることを示唆している。

初応力がこのように不規則に分布するので、溶接後の分布にも規則性が見られない。しかし、溶接によって変化したひずみ量ならびにビード表面の測定値は溶接線を軸としてほぼ対称に分布し、かつ溶接部で引張り、その両側母材部で圧縮という溶接残留応力の一般的分布特性を示している。なお、溶接により発生した横方向応力は

Fig. 10 Distributions of longitudinal elastic strains in specimen No. 2, measured by X-ray stress analysis

Fig. 11 Distributions of longitudinal elastic strains in specimen No. 2, measured by sectioning technique and X-ray stress analysis

10 kg/mm² 以下の大きさであり、はっきりした分布形態も見られない。横収縮に対する内的拘束が小さく、かつ横たわみ変形で見られたように不規則な曲げが重畳しているためである。

Fig. 11 は溶接後の板の両面における巨視的、微視的両弾性ひずみの横方向分布である。いうまでもなく、両ひずみともに初応力と溶接残留応力の両ひずみ成分を含んでいる。4 曲線を比較すると、同じ面では巨視的、微視的両ひずみは定性的には類似の分布形態を有するが、両者の値は必ずしも一致せず、部分的にはかなり大きな差異がある。巨視的ひずみの測定値が、分割される小片内でも板の面内方向や厚さ方向で非線形に分布する応力の平均的値に相当するのに対し、微視的ひずみはごく表面層の小領域 (4×4 mm²) における値であるものと考えられる。

また、巨視的、微視的両ひずみのおのおので表裏両面の分布に大きな違いが見られ、各点の板厚方向断面では均一直応力に曲げ応力が重畳している。そこで巨視的ひ

ずみについては表裏両面の値の平均を求め、他方微視的ひずみについては Fig. 10 で説明したように、表面と裏面のそれぞれで溶接によるひずみ変化量を求め、さらにそれら両面の値の平均を求めた。これらの横方向分布を Fig. 12 に示した。同図にはこのほかに巨視的全ひずみと見掛けの塑性ひずみの分布をも記入した。両ひずみとも表裏両面の値の平均値である。ただし、溶接中心線上の巨視的ひずみは裏面の測定値であり、微視的弾性ひずみはビード表面の測定値である。

Fig. 12 Distributions of longitudinal total, elastic and plastic strains in specimen No. 2, measured by sectioning technique and X-ray stress analysis

巨視的ひずみの値にはこの場合も初応力成分が含まれているにもかかわらず、巨視的、微視的両弾性ひずみの分布は溶接部以外の母材部ではほぼ一致し、かつ典型的な溶接残留応力の形態を有している。このことから、Fig. 10 や11で見られた板の両面におけるひずみ分布の不規則性は主として初応力の曲げひずみ成分によるものであることがわかる。他方、溶接中心線から 20 mm 以内の溶接部では巨視的弾性ひずみに比して微視的弾性ひずみが小さい傾向がある。溶接中高温に加熱されたこの領域では初応力の影響は無視できるので、このひずみ値の差異は溶接残留応力の板厚方向における非線形分布に帰せられる。すなわち、表面層と内部における冷却の時間的ずれによって表面層には圧縮応力が重畳し、板厚全体の平均的引張応力値より小さくなっているものと解する。なお、この領域における縦方向の巨視的引張応力の最大値は母材の降伏点よりかなり小さい。

つぎに、塑性ひずみの分布曲線では溶接中心線の両側約 20 mm 以内の領域で大きな収縮ひずみが発生し、その他の母材部では無視できる大きさであるから、この塑性ひずみは溶接によって生じたものと見なされる。そこ

でこの分布曲線で囲まれる面積によって定義される固有縦収縮 (η_x) を図式法で概算すると 0.072 mm である。また、この塑性領域の限界における溶接中の最高温度上昇は Fig. 5 から約 300°C であり、軟鋼の被覆アーク溶接の場合⁶⁾の 160~210°C に比してかなり高い。この温度上昇に伴う熱膨脹が低温側領域によって完全に拘束されるという単純な条件のもとに、塑性域の限界における圧縮熱応力を $\sigma = -E\alpha\theta$ (E : ヤング率 1.93×10^4 kg/mm², α : 線膨脹係数 $1.2 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$, θ : 温度上昇 300°C) によって計算すると 69.5 kg/mm² であり、HT80 鋼の 300°C における耐力 70~72 kg/mm²¹⁰⁾ に近い。

試験片 No. 1 の巨視的縦ひずみの横方向分布を Fig. 13 に示した。ひずみはいずれも板の両面における測定値の平均である。全ひずみはすでに述べたように溶接部から板の外側に向かって収縮が大きくなっている。弾性ひずみや塑性ひずみの分布特性も定性的には試験片 No. 2 と大差ないが、溶接部以外の母材部においても全ひずみと弾性ひずみの値にわずかながら差異があり、それに対応する塑性ひずみが見られる。これはひずみの測定誤差と弾性ひずみの測定値に初応力のひずみ成分が含まれているためと考えられ、したがって溶接による塑性収縮の発生領域を正確に定めることはむずかしいが、顕著な収縮ひずみの発生領域は溶接中心線から約 23 mm までで、試験片 No. 2 よりわずかに大きい傾向がある。しかし塑性ひずみの大きさは小さく、 η_x は 0.051 mm である。また溶接部の引張弾性ひずみは No. 2 に比して小さく、溶接入熱の影響が明らかである。なお、この η_x の値はこれとほぼ同じ q_{net} の軟鋼被覆アーク溶接材の値 0.075 mm⁶⁾ に比してかなり小さい。

Fig. 13 Distributions of longitudinal total, elastic and plastic strains in specimen No. 1, measured by sectioning technique

4. 結 言

HT80 高張力鋼の被覆アーク溶接におけるひずみ挙動

と残留応力を要約すると,

1) 母材の低温領域における過渡的弾性ひずみすなわち溶接応力は現象論的に溶接材の各時点における温度分布によって説明される。

2) 溶接材の変形は通常の横収縮や縦収縮に母材低温域の面内弾性変形による扇形化(溶接側で膨脹)が重畳したもので, 横収縮の縦方向分布や縦方向全ひずみの横方向分布は軟鋼のサブマージアーク溶接材と類似の特性を有する。

3) 母材表面の初応力は不規則に分布し, かつ値のばらつきが大きい, 平均的には圧縮である。溶接後の残留応力も溶接部を除けば不規則に分布するが, 溶接により発生した応力成分は溶接部で引張り, 周辺部で圧縮の一般的分布形態をとる。

4) 溶接部以外の母材部における縦方向の溶接残留応力については, 分割法で測定される巨視的応力値とX線回折法による微視的応力値は基本的には一致する。溶接部では表面の微視的応力が全板厚(あるいはのど厚)における平均的な巨視的応力より小さく, 板厚方向における残留応力分布が単純な線形でないことを示唆している。

5) 溶接部における塑性収縮の発生領域は溶接中心線から約 20~23 mm 以内で, その限界における溶接熱サイクルの最高温度上昇は約 300°C で軟鋼の溶接よりかなり高く, また固有縦収縮は小さい傾向がある。

本研究の供試鋼板および溶接棒はそれぞれ三菱製鋼KX

長崎研究所, 日鉄溶接工業KKより提供された。記して感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 佐藤, 松井: アーク溶接継手の収縮過程に関する研究 (第3報), 本誌, 35—6 (1966) 413—420
- 2) 佐藤, 松井, 町田: 高張力鋼溶接部における熱応力発生過程と残留応力, 本誌, 35—9 (1966) 780—789
- 3) 佐藤, 大西: 両端固定棒のアナロジーによる溶接熱影響部の過渡的熱応力の研究, 本誌, 38—4 (1969) 359—371
- 4) H. D. Steffens, K. Fromm: Eigenspannungen in Geschweißten Hochfestem Stählen, Schw. u. Schn. 24-6 (1972) 211—214
- 5) 小田, 立川: サブマージアーク溶接におけるひずみ挙動, 本誌, 41—2 (1972) 204—214
- 6) I. Tatsukawa and I. Oda: Distortions and Residual Stresses in Arc Welding, Trans. JWS, 3-2 (1972) 265—284
- 7) 立川, 小田, 小山, 田中: 爆接オーステナイトステンレスクラッド鋼の溶接ひずみ, 本誌, 43—7 (1974), 684—691
- 8) X線応力測定法標準 (材料学会応力測定分科会資料) (1973)
- 9) 渡辺, 佐藤: 溶接力学とその応用, 朝倉書店, (1965), 219
- 10) 田中, 小園: HT80 母材の応力緩和特性—応力除去洗鈍に関する研究 (第7報), 本誌, 39—5 (1970) 444—451
- 11) L. Tall: Residual Stresses in Welded Plates—A Theoretical Study, Weld. J. 43-1 (1964), 10s-23s
- 12) I. Tsuji: Transient and Residual Stresses due to Butt-Welding of Mild Steel Plates, Mem. Fac. Eng. Kyushu Univ., 27-3 (1967) 101-150
- 13) 岩城, 増淵: 有限要素法による異方性板の熱弾塑性解析, 造船学会論文集, 130 (1971) 195—204
- 14) 上田, 山川: 有限要素法による熱弾塑性の解析, 本誌, 42—6 (1973) 61—71
- 15) 三ヶ島, 迎: 溶接応力に関する実験的研究 (第3報), 本誌, 31—12 (1962) 959—971
- 16) 安藤, 仲田, 平野: 片面自動溶接における終端割れの発生機構, 本誌, 39—8 (1970) 792—806