属部とその直下の熱影響部近傍において 200 MPa, 最終層溶接金属の下部で -200 MPa となる残留応力分布特性を示した。

以上のような多層盛溶接部の残留応力特性は、両端固定棒に多重熱履歴を再現させた試験により、工学的には十分な精度で簡便に評価できることが明らかとなった。

参考文献

- 1) 伊藤, 永田, 深倉, 森; 13Cr 鉬鋼溶接部の過渡的熱応力と残留応力に及ぼす局部熱処理の影響, 溶接学会論文集, 2-1, (1984), 83
- 2) 伊藤, 永田, 矢貫, 森; 鉬鋼溶接部の過渡的熱応力と残留応力特性, 溶接学会論文集, 2-2, (1984), 348
- 3) 伊藤, 田中; オーステナイト系溶接棒を用いた 13Cr 鉬鋼溶接部の

残留応力特性, 溶接学会論文集投稿中

- 4) 佐藤, 大西; 両端固定棒アナロジーによる溶接熱影響部の過渡的熱応力の検討, 溶接学会誌, 38-4, (1969), 359
- 5) 加藤, 田村, 真木, 熊谷; 変態超塑性による応力緩和が鉬鉄の溶接割れにおよぼす影響, 溶接学会誌, 47-12, (1978), 821
- 6) 伊藤, 永田, 矢貫, 森; 溶接熱のみ履歴を受けた鋼の機械的特性と溶接継手の変形解析への適用, 溶接学会誌, 52-3, (1983), 314
- 7) 上田, 福田; 3次元残留応力の簡易測定法に関する研究, 溶接学会誌, 52-2, (1983), 110
- 8) 佐藤, 寺崎; 構造用材料の溶接残留応力におよぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 45-2, (1976), 150
- 9) 佐藤, 寺崎; 溶接残留応力, 溶接変形におよぼす相変態の影響, 溶接学会誌, 45-7, (1976), 560

HT 60 鋼の軟質溶接継手における静的強度の検証*

松本俊美**, 佐藤 宏**, 桐原誠信**, 幡谷文男**

Investigations on Static Strength of Undermatching Welded Joint of HT 60 Steel Plates*

by Toshimi Matsumoto**, Hiroshi Satoh**, Seishin Kirihaara** and Fumio Hataya**

The use of electrodes with a nominal strength lower than that of base metal has been considered to be effective in preventing weld cracks, although the use of electrodes with a nominal strength higher than that of base metal is in common. K. Satoh and M. Toyoda have analyzed the tensile behavior of undermatching welded joint and have demonstrated the appropriateness of this joint to heavy plates of HT 80 steel.

However, heavy plates of HT 60 steel are more common in heavy electric industrial structures, so that the strength of undermatching welded joint of HT 60 steel has been investigated in this paper. The results of investigations are summarized as follows:

- (1) Undermatching welded joint of wide and heavy plates of HT 60 steel, where the weld metal has appropriate tensile strength, fractures in the base plate and exhibits significant ductility under tensile load even if the weld reinforcement is machined out, according to the increase in tensile strength of the joint caused by the hardening area in heat affected zone.
- (2) Cylindrical pressure vessel has bursted at base plate region about 10 mm apart from the toe of the welded joint in the axial direction and it has been observed that the stress-strain curve for the weld metal of the joint locates in higher stress-strain region than that for the weld metal itself and it seems to approach to that for the base metal as the strain becomes larger.

Key Words: Undermatching, HT 60, Strength, Fracture, Elongation, Hardness

1. 緒 言

溶接材料にはその強度レベルが母材と同等以上のものを適用するのが通常である。一方、母材より強度レベルの低い溶接材料を適用すると、溶接割れ防止上有効なことがある。母材より低強度の溶接材料を適用した溶接継手は軟質溶接継手と呼ばれ、その静的引張特性が佐藤, 豊田らによって解明され¹⁻³⁾, 80 kgf/mm² 級高張力鋼への実用化研究が進められた^{4,5)}。その結果、水圧鉄管の円周溶接継手に軟質溶接継手が実用化されている。

しかし、重電機用溶接構造物においては 60 kgf/mm²

級高張力鋼の方がむしろ多く使用されている。60 kgf/mm² 級高張力鋼の厚板の溶接施工の際には、溶接割れ防止の観点から 100~150℃と高い予熱温度が必要とされており、例えば発電用水車のケーシングのように狭いスペースの中での溶接作業を避けられないものでは、作業環境の改善が望まれている。一方、60 kgf/mm² 級高張力鋼においても母材より強度レベルの低い溶接材料を適用すると、溶接割れ防止のための予熱温度を 50℃以上低減できる場合がある。そこで、本研究では、60 kgf/mm² 級高張力鋼への軟質溶接継手の実用化を図るべく、(1) 広幅溶接継手の静的引張特性に及ぼす軟鋼あるいは 50 kgf/mm² 級高張力鋼用の溶接材料の強度レベルの影響及び (2) 60 kgf/mm² 級高張力鋼を母材とし、すべての溶接継手を軟質溶接継手とする圧力容器の水圧破壊試験における継手性能を検討することとした。

* 原稿受付 昭和60年3月2日 昭和56年度春季全国大会で発表
昭和57年11月 The Fourth International Symposium of JWS で発表

** 正 員 (株)日立製作所 日立研究所 Member, Hitachi Research Lab., Hitachi, Ltd.

2. 実験方法

2.1 広幅溶接継手の引張試験

Table 1 は広幅溶接継手の引張試験に供した材料の化学組成と機械的性質を示す。60 kgf/mm² 級高張力鋼（以下 HT60 鋼という）は圧延のままの板厚が62mm の A 材と37mm の B 材を使用した。これらの降伏強さは約 540 MPa であり、引張強さは約 630 MPa である。溶接材料にはこれより低強度の軟鋼用及び 50 kgf/mm² 級高張力鋼（以下 HT50 鋼という）用のものを適用した。溶着金属の降伏強さと引張強さは、d 材で母材とほぼ同等であるが、a～c 材ではいずれも母材より約 100 MPa 以上低い。

Fig. 1 は広幅溶接継手の引張試験片形状を示す。ルートギャップ 2 mm かつ開先角度60度の X 形開先の溶接継手から、平行部の板幅 300 mm の引張試験片を機械加工した。板厚 62 mm の A 材を母材とする引張試験片では、表裏面を平削して板厚55mm に仕上げ、余盛を削除した。一方、板厚37mm の B 材を母材とする引張試験片では、高さ 1 mm の余盛を残した。溶接金属のひずみは、溶接金属中央の表裏面に電気抵抗ひずみゲージを接着して測定した。引張試験には2800 トンテストリングを使用した。さらに、上述の試験片を採取した溶接継手の残部から、硬さ分布測定用試験片と溶接金属の引張特性を測定するための直径 8 mm の丸棒継手引張試験片を採取した。なお、溶接継手の製作に適用した溶接条件を Table 2 に示す。予熱・パス間温度は室温の約20℃とした。

Table 1 Chemical compositions and tensile properties of materials used

No.	Chemical composition (%)										Tensile properties			
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V		Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	n value
A	0.13	0.32	1.31	0.020	0.007	0.54	0.04	0.12	0.024		530	628	30	0.17
B	0.14	0.28	1.32	0.021	0.006	0.39	0.07	0.13	0.034		549	637	21	79
a	0.06	0.43	0.37	0.009	0.004	0.04	—	0.02	—		402	451	31	75
b	0.06	0.42	0.46	0.014	0.006	—	—	—	—		441	530	33	75
c	0.09	0.38	0.93	0.032	0.013	—	—	—	—		431	510	31	65
d	0.06	0.53	0.99	0.012	0.014	0.05	0.08	0.04	—		539	608	31	64

Note 1) No.A and B are base metals.

2) No.a and b are metal deposits by shielded metal arc welding.

3) No.c and d are metal deposits by metal active gas welding.

4) n value is strain hardening exponent.

Unit : mm

Fig. 1 Configuration of tensile test specimens of welded joints

Table 2 Welding procedures used for fabrication of tensile test specimen

Welding Process	Electrode diameter	Welding conditions			gas flow rate(l/min)	Preheat and interpass temp
		I (A)	E (V)	v(mm/min)		
SMAW	4 mm	180 ~ 185	24 ~ 25	140	—	RT
MAG	1.4mm	280 ~ 285	28 ~ 29	270	25	

2.2 圧力容器の水圧破壊試験

Table 3 は水圧破壊試験に供した圧力容器の母材と溶接材料の化学成分と機械的性質を示す。溶着金属は 50 kgf/mm² 級高張力鋼用の溶接ワイヤを用いて MAG 溶接により得られたものであり、その降伏強さと引張強さはいずれも母材のそれらより約 60 MPa 低い。

Fig. 2 は圧力容器の形状を示す。板厚 12 mm、直径約 1000 mm、長さ約 2200 mm の円筒形胴板及び板厚 14 mm、半径約 500 mm の半円形胴板を適用した。溶接は 3 本の軸方向溶接と 4 本の円周方向溶接とし、すべて軟質溶接継手とした。Fig. 3 は円筒形胴板における溶接部の形状を示す。胴板の内面側より開先角度60度の V 形開先で溶接した後、外面側より裏はつりして初層溶接部を完全に除去してから、外面側の溶接を実施した。初層溶接には Table 1 の b 材を使用し、被覆アーク溶接を適

Table 3 Chemical compositions and tensile properties of material used

Material	Chemical composition (%)									Tensile properties		
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V		Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
HT60	0.14	0.34	1.30	0.014	0.003	0.02	0.01	0.038		510	608	36
Deposits	0.09	0.39	1.08	0.012	0.008	0.03	0.03	—		441	549	28

Fig. 2 Configuration of pressure vessel for fracture test by internal hydraulic pressure

Fig. 3 Configuration of welds in pressure vessel

用したが、その後の溶接は MAG 溶接によった。

水圧破壊試験で特に重要な中央の軸方向溶接部においては、長さを1000mmと両側の軸方向溶接部より長くとり、さらに余盛高さが最大1mmとなるように、内外面両側の余盛をグラインダ加工した。また、水圧破壊試験時の压力容器におけるひずみは、二軸の電気抵抗ひずみゲージで測定した。

なお、溶接金属と母材の引張特性は、压力容器と同一の条件で溶接した平板の溶接継手及び円筒形胴板と同一の条件で曲げ加工した曲げ加工材で検討することとした。

3. 実験結果及び検討

3.1 広幅溶接継手の引張試験結果

3.1.1 硬さ分布

Fig. 4 は広幅溶接継手における硬さ分布の一例を示す。溶接金属における硬さは、溶接ルート部近傍で Hv 約260とやや高いが、その他の部分では Hv 170~200 であり、母材原質部における硬さ Hv 200~250 より低い。一方、溶接熱影響部（以下 HAZ という）における硬さは Hv 240~305 であり、母材原質部におけるそれより高い。他の広幅溶接継手における硬さ分布も同様に測定した。Table 4 はこれらの硬さ分布をまとめたものである。これより、引張試験に供した広幅溶接継手においては、溶接金属は母材原質部より軟質であるが、HAZ は母材原質部より硬質であることがわかる。

3.1.2 引張試験片の破断状況

Fig. 5 は広幅溶接継手の引張試験片の破断状況を示す。強度レベルの最も低い溶接材料 a を適用した No. 1

Fig. 4 Hardness distribution in tensile test specimen of welded joints

Table 4 Vickers hardness distribution at 1/4t and 1/2t sections in each welded joint

No.	Base metal	Electrode	Vickers hardness Hv		
			Base metal	HAZ ¹⁾	Weld metal
1	A	a	200	240~275	170~190
2, 3		b		240~305	170~200
4		c	250	250~320	170~190
5		d		280~325	180~210
6	B	b	225~245	280~325	170~200

1) Hardness at point 0.5 mm apart from weld boundary

Fig. 5 Fracture appearances of tensile test specimens of welded joints

の試験片は、最大荷重に達した後荷重がいくらか低下した段階で溶接金属中央部にて脆性的に破断した。破面にはシャーリップが認められず、破断部の紋りは14%と小さかった。溶接材料 b を適用した No. 2 及び No. 3 の試験片は、最大荷重に達した頃溶接金属表面に微小な割れを発生したが、荷重が大きく低下した後溶接境界より10~20mm 離れた母材原質部で延性的に破断した。破面はせん断破面であり、破断部の紋りは35%に達した。溶接材料 c を適用した No. 4 の試験片は、最大荷重に達した後荷重がかなり低下してから溶接金属で破断した。破面には約40%のシャーリップが認められ、破断部の紋りは25%であった。溶接材料 d を適用した No. 5 の試験片は、最大荷重に達した後荷重が大きく低下してから溶接境界より10~30mm 離れた母材原質部で延性的に破断した。破面はせん断破面であり、破断部の紋りは36%に達した。溶接金属表面に割れは認められなかった。なお、母材原質部で延性的に破断した試験片では、HAZ の紋りがこれに隣接する溶接金属及び母材の各紋りよりいくらか小さく、HAZ は幅約 3mm の浮彫状にいくらか盛り上がっていた。

溶接材料 b を適用して余盛を残した No. 6 の試験片は、最大荷重に達した後荷重が大きく低下してから溶接境界より約50mm 離れた母材原質部で破断した。破面には約60%のシャーリップが認められ、破断部の紋りは37%に達した。溶接金属表面に割れは認められなかった。

以上の結果より、溶接材料の強度レベルが高くなるとともに、広幅溶接継手の破断は延性的となり、溶接金属の引張強さが母材原質部のそれより低いにもかかわらず、余盛なし溶接継手においても母材破断することが分かった。

3.1.3 継手の引張強さと伸び

Fig. 6 は軟質度 S_r と継手強度 σ_u の関係を示す。軟質度 S_r は母材の引張強さ σ_B^0 に対する溶接金属の引張

強さ σ_u^B の比である。溶接金属の引張強さ σ_u^B は、丸棒継手引張試験片を用いて測定した。図中の曲線は平板の軟質継手に関する佐藤・豊田³⁾の式を用いて計算し、母材の塑性変形に伴う継手強度の低下を等価相対厚さ X_{eq} ³⁾ で補正して得られた結果である。相対厚さ X_t が 0.30~0.59 の間では、平板の軟質継手の引張強さが母材のそれと同等となる軟質度 S_r は約84%である。

一方、本研究の広幅溶接継手の引張試験片における平均相対厚さ $(X_t)_{av}$ は 0.31~0.33 であるが、軟質度 S_r は 88~100 % であり、すべての継手において母材と同等の引張強さが得られており、上述の計算結果とよく一致している。

Fig. 7 は標点間距離の逆数と伸びの関係を示す。溶接金属で脆性的に破断した No. 1 の試験片を除く、他のすべての試験片では大きな伸びを生じている。無限に長い標点間距離を想定して求められる一様伸びは、No. 1 の

Fig. 6 Effect of strength ratio of weld metal to base metal on tensile strength of welded joints

No. n : Identification number of tensile test specimen of welded joint (n = 1~6)

Fig. 7 Relation between elongation and gage length

試験片では約2%と低い、他の試験片では5~7%に達している。本研究の広幅溶接継手の引張試験片ではすべて母材と同等の引張強さが得られ、これは計算結果とも矛盾しないことを述べたが、No. 1 の試験片と他の試験片の伸びの差は 3.1.2 で述べた破断状況の差に依存するのであろう。これには継手における溶接金属の応力・ひずみ挙動が大きく影響するものと考えられる。

3.1.4 継手の溶接金属における応力・ひずみ曲線

Fig. 8 は広幅溶接継手の引張試験片における溶接金属の中央部表裏面で測定した応力-ひずみ曲線の平均を示す。溶接金属自身の応力-ひずみ曲線は、広幅溶接継手より採取した相対厚さ $X > 1$ の塑性拘束をほとんど無視できる丸棒継手引張試験片を用いて測定したものである。広幅溶接継手の溶接金属における応力-ひずみ曲線はいずれにおいても低ひずみ領域で、溶接金属自身におけるそれより低応力側にあり、弾性係数が見かけ上低い。これは広幅溶接継手に存在する残留応力の影響であろう。しかし、広幅溶接継手における溶接金属の応力-ひずみ曲線はいずれにおいても、高ひずみ領域では溶接金属自身におけるそれより高応力側に移行し、母材におけるそれに漸近している。これは溶接材料の強度レベルが高い継手において特に著しい傾向にある。

ところで、3.1.2 に述べたように、余盛削除の軟質溶接継手においても母材破断する継手が認められた。また、軟質材の両側に高強度部材が存在する軟質継手は母材破断することがあることが、丸棒軟質継手で確認されている²⁾。Fig. 4 及び Table 4 に示した継手の硬さ分布に注目すると、溶接金属に隣接する高強度部材としての HAZ 硬化域の寄与が考えられる。溶接ルート部における溶接金属の硬化域は板厚中心部に限られており、母材破断の原因とは考え難い。継手が母材破断するには、継手における溶接金属の応力-ひずみ曲線が母材のそれより高応

(a) SMA welded joints

(b) MAG welded joints

Fig. 8 Stress-strain curves measured at central surfaces on weld metal of each tensile test specimen of welded joints

Fig. 9 Calculated stress-strain curves at central section of undermatching metal on axis-symmetric joints

力側に移行するためと考えられるので、HAZ 硬化域に相当する高強度部材が軟質材に隣接する丸棒軟質継手をモデルとして、継手における軟質材の応力-ひずみ曲線の解析を試みた。

Fig. 9 は丸棒軟質継手における軟質材の応力-ひずみ曲線を示す。解析には有限ひずみ理論による有限要素法を適用し、母材、軟質材及び高強度部材はいずれも図中に示したような完全弾塑性体とした。丸棒軟質継手の相対厚さ X は 0.3 一定とし、高強度部材の厚さのみ変化させた。軟質材のひずみは、その中央断面近傍における平均値として計算することとし、ひずみ評価のための標点間距離は 0.5 mm とした。図において、継手における軟質材の応力-ひずみ曲線は、軟質材自身のそれより高応力側に移行し、母材のそれに漸近する塑性拘束現象が明瞭に認められる。これは高強度部材の厚さ h が大きいほど顕著であり、 $h = 2$ mm の継手の場合、母材で完全塑性化しており、軟質材の応力-ひずみ曲線は母材のそれより実質的に高応力側にある。継手における軟質材の塑性拘束に果たす役割は、厚さ h の増加とともに、母材より高強度部材の方が支配的となるためである。継手における軟質材の応力-ひずみ曲線が母材のそれより高応力側に移行するために必要な高強度部材の厚さは、継手における各部材の強度比及び軟質材の相対厚さに関連して決定すべきであろう。

しかし、広幅の軟質溶接継手の引張試験結果及び継手における軟質材の応力-ひずみ曲線に及ぼす軟質材に隣接する高強度部材の影響に注目すると、厚板材の広幅溶接継手においては、HAZ 硬化域が継手強度の向上に寄与する結果、軟質部のある程度高い継手は余盛削除のものでも母材破断し、その延性も著しく大きくなることが理解される。

3.2 圧力容器の水圧破壊試験結果

3.2.1 硬さ分布

Fig. 10 は Table 3 に示した母材と溶接材料を用いて、圧力容器と同一の溶接条件で製作した平板の溶接継手における硬さ分布を示す。溶接金属における硬さは H_V 170~200 であり、母材原質部における硬さ H_V 190~200 よりやや低い。しかし、HAZ における硬さは H_V 150

Fig. 10 Hardness distribution in welded joints

Fig. 11 Hardness distribution in thickness direction of cylindrical base plates

~200 であり、溶接金属のそれよりやや低く、この傾向は板表面より板厚中心部において著しい。HAZ がこのように軟化するの、3.1.1 で述べた広幅溶接継手における HAZ の硬化とは対照的であるが、母材の板厚が 12 mm と薄く、溶接時の冷却速度が遅かったためであろう。

Fig. 11 は Table 3 に示した母材を圧力容器の胴板と同じ曲率に冷間曲げ加工した後の板厚方向の硬さ分布を示す。曲げ加工材の硬さは、表裏面近傍を除いて H_V 190~200 の範囲にあり、Fig. 10 における母材原質部の硬さと同等である。したがって、圧力容器の胴板の冷間曲げ加工による硬さの変化は小さく、その溶接継手部における硬さ分布は Fig. 10 におけるそれと同等と考えられる。

3.2.2 圧力容器における引張特性の分布

Table 5 は Table 3 に示した母材を圧力容器の胴板と同じ曲率に冷間曲げ加工した後の引張特性を示す。曲げ加工材の円周方向の降伏強さと引張強さはいずれも Table 3 の値より約 20 MPa 低い。一方、曲げ直角方向即ち圧力容器の胴板の軸方向の降伏強さと引張強さは、それぞれ約 20 MPa あるいは約 50 MPa 高い。このような異方性は、曲げ加工前の母材ではほとんど認められなかったので、曲げ加工によるものであろう。

Table 6 は 3.2.1 で述べた平板の溶接継手より採取した平均相対厚さ $X_{av} > 1$ の丸棒溶接継手の引張試験結果

Table 5 Tensile properties of base plates used for construction of pressure vessel

Sampling direction	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)
circumferential ¹⁾	493	591	29	78
	491	551	28	75
longitudinal ²⁾	547	663	30	74
	535	659	30	74

1) Specimen diameter is 4.0mm

2) Specimen diameter is 8.0mm

Table 6 Tensile properties of welded joint

Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)	Fracture location
441	544	—	75	HAZ
424	517	23	81	HAZ

1) Specimen diameter is 8 mm

(a) Whole view

(b) Partial view

Fig. 12 Appearance of fractured pressure vessel

を示す。いずれも HAZ で破断しており、3.2.1 で説明した HAZ における軟化が確認された。そこで、溶接線方向の溶接金属の引張試験片を上記の継手より新たに採取して、引張試験したが、その引張特性は Table 3 の溶着金属のそれと同等であった。即ち、压力容器において、溶接金属の降伏強さと引張強さはいずれも、母材の円周方向のそれらより約 50 MPa 低く、HAZ の降伏強さと引張強さはいずれも溶接金属のそれらより低い。

3.2.3 压力容器の破断状況及び応力-ひずみ曲線

Fig. 12 は水圧破壊試験後の压力容器の外観写真を示す。压力容器は塑性変形後、最大水圧の 158 kgf/cm² で中央の軸方向溶接部の止端より約 10mm 離れた位置即ち前述した軟化域をはずれた母材原質部で破断した。破面は板面に 45° の角度をなすせん断破面であった。

ところで、薄肉円筒における内圧 P kgf/cm² と円周方向応力 σ_θ MPa の関係は、円筒の内径を D mm、板厚を t mm とすると、次式のようなである。

$$\sigma_\theta = 9.8 \times \frac{P \cdot D}{200 \cdot t} \quad \dots\dots\dots (1)$$

そこで、破断時の円周方向応力は 647 MPa と計算される。この値は母材の円周方向の引張強さ約 600 MPa よりかなり高い。

Fig. 13 は円周方向の破断伸びの測定結果を示す。破断域を含む円周では 6.3~7.6% の破断伸びが発生している。破断域の両端近傍での測定値に注目すると、破断時の破断域における円周方向伸びは約 6% に達していたと考えてよからう。

Fig. 14 は水圧試験時に压力容器の中心部で測定した母材と溶接金属における応力-ひずみ曲線を示す。応力

Fig. 13 Distribution of circumferential elongation in pressure vessel measured after fracture

は (1) 式より計算し、ひずみは板厚方向応力を無視して、合成ひずみ $\bar{\epsilon} = (\epsilon_\theta + \nu \epsilon_z) / (1 - \nu^2)$ を適用した。溶接金属に関する測定値は中央の軸方向溶接部の表面で測定したものである。さらに、図には溶接金属自身の応力-ひずみ曲線を示す。压力容器における溶接金属の応力-ひずみ曲線は、ひずみがある程度大きくなると、溶接金属自身のそれより高応力側となり、母材のそれに漸近する傾向が認められる。

Fig. 14 Stress-strain curves measured at base metal and central surface on longitudinal weld metal of pressure vessel

4. 結 論

HT60 鋼の軟質溶接継手の静的強度について検討し、次のような結果が得られた。

(1) 厚板材の広幅軟質溶接継手においては、HAZ 硬化域が継手強度の向上に寄与する結果、軟質部のある程度高い継手は余盛削除のものでも母材破断し、その延性も著しく大きくなる。

(2) 円筒形圧力容器は軸方向溶接部の止端より約 10 mm 離れた母材原質部で破断し、その軸方向溶接部の溶接金属の応力一ひずみ曲線は溶接金属自身のそれより高応力側となり、母材のそれに漸近する傾向が認められた。

謝 辞

本研究にご協力いただいた日立製作所日立工場高木宣輔、鈴木睦男、北村紀夫、石川正幸の各氏に感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 佐藤, 土井, 豊田: “軟質を含む溶接継手の静的強度に関する寸法効果” 本誌, Vol. 37 (1968), No. 11, p. 58—70
- 2) 佐藤, 豊田: “機械的性質の不連続部をふくむ材の静的引張強度に関する基礎的研究” 本誌, Vol. 40 (1971), No. 10, p. 49—64
- 3) 佐藤, 豊田, 藤井: “軟質溶接継手の静的引張強度に関する研究” 日本造船学会論文集, 第132号 (1972), p. 382—393
- 4) 佐藤, 豊田, 浮田, 中村, 松浦: “軟質溶接継手の HT80 水圧鉄管現場円周継手への適用性の検討 (第1報)” 本誌, Vol. 47 (1978), No. 5, p. 23—48
- 5) 佐藤, 豊田, 浮田, 中村, 松浦: “軟質溶接継手の HT80 水圧鉄管現場円周継手への適用性について” 本誌, Vol. 47 (1978), No. 10, p. 21—28

縦方向すみ肉溶接継手の疲労強度*

—溶接棒継ぎの影響—

三木千寿**, 森 猛**, 佐々木利視***, 竹名興英****, 阪本謙二****

Fatigue Strengths of Longitudinal Fillet-Welded Joints*

—Influence of Weld Stop and Start Operations—

by Chitoshi Miki**, Takeshi Mori**, Toshimi Sasaki***,
Koei Takena**** and Kenji Sakamoto****

The purpose of this study is to make clear the influence of the weld surface irregularity induced by the weld stop-start operation on the fatigue strength of longitudinal fillet welded joint. The materials used are 500 MPa and 600 MPa class steels. Weldings are done by manual arc processes and weld stop-start operations are carried out as leaving or filling the crater. The specimen is a flat plate with 16 mm thick and 60 mm wide. After the weld surface irregularities are measured, the specimens are tested under axial cyclic loadings. Then, the fatigue crack initiation and propagation behavior is closely observed. The test results indicate that the weld stop-start operation as filling the crater is preferable with respect to the fatigue strength.

Key Words: Fatigue Strength, Longitudinal Joint, Fillet Welds, Stop-Start Operation, Surface Irregularity, Fatigue Crack Propagation

1. 緒 言

プレートガードのフランジウェブ溶接部や箱形断面部材の角溶接部などのような縦方向溶接部では、溶接棒の棒継ぎ部が疲労強度上の弱点となることはよく知られていることである¹⁾。本州四国連絡橋の吊橋や斜張橋の補剛トラスのごとく部材断面が 1 m × 1 m を超えるような箱形断面のトラス部材では、二次的な応力や変形が大きくなるという懸念から、部材の外側からの角溶接に加えて内側からのすみ肉溶接（内面すみ肉溶接）の必要性が問題とされることがある²⁾。また、鉄道橋の床トラス部材では軸力の他に大きな曲げモーメントも作用するため、外側および内側から溶接を行うことになっている³⁾。部材の外側から行われる角溶接はサブマージーク溶接などの自動溶接で行われ、ブローホールなどのルート部

に発生する溶接欠陥を防止するための種々の工夫がなされている^{4), 5)}。しかし、箱形断面トラス部材の内側にはダイヤフラムが取り付けられているため、内側からのすみ肉溶接を通常の自動溶接で施工することは困難であり、手溶接で施工することが多い。手溶接で内面すみ肉溶接を行った場合、その棒継ぎ部が部材全体の疲労強度を決めることになる。1982年に実施した実物大箱形断面トラス部材の疲労試験では、内面すみ肉溶接の棒継ぎ部から疲労き裂が発生し、進展したことにより試験を終了している²⁾。

本研究では溶接棒継ぎに伴って生じる溶接表面の形状不整が縦方向すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響を実験的に検討し、疲労強度から見て望ましい溶接棒継ぎの方法を明らかにすることを目的とする。また、疲労き裂の発生および進展性状に対して破壊力学に基づいた考察を行い、疲労寿命解析を行う場合の基礎的な資料を示す。

2. 試験体および試験方法

供試鋼材は板厚 16 mm の SM50Y および SM58 である。ミルシートによる機械的性質および化学成分を Table 1 に示す。試験板にはすみ肉溶接を想定して深さ

* 原稿受付 昭和60年1月7日 昭和59年6月 溶接疲労強度研究委員会発表

** 正 員 東京工業大学 Member, Tokyo Institute of Technology

*** 東京電機大学 Tokyo Denki University

**** 本州四国連絡橋公団 Honshu-Shikoku Bridge Authority