

## 二つ割鋼裏当金を用いた突合せ溶接継手の引張強度に関する実験的研究

矢部 喜堂  
藤盛 紀明

## § 1. はじめに

物を作る場合、設計寸法と完成寸法との間にある程度の誤差を生ずることがときどきある。この誤差は、製作工程に支障を来たすことなく、その物の目的機能を損わない程度の範囲におさまるものであれば十分許容されよう。しかし、誤差は品質評価の一尺度と考えられ、製品の信頼性、安全性の判断のためにその誤差の許容値をいかに決定するかが施工管理上問題となる。

鉄骨構造物における突合せ継手では、平坦で目違いが無いのが原則であるが、現場における建方工事では容易に修正出来ない目違いに遭遇することがときどき見受けられる。溶接継手の裏当金工法において、こうした目違いのある継手に一枚物の鋼裏当金を使用する場合、図-1に示すように裏当金と母材との間に肌透きが生じて溶接の施工性が悪く、欠陥を生じ易い。そのため二つ割の鋼裏当金を使用することによって目違いを吸収する工法が採用される例が多い。目違いによる継手耐力の低下は当然予測されることであるが、さらに二つ割の裏当金を用いることによって必然的に継手部にノッチを許す結果となり、その継手耐力に及ぼす影響が懸念されることである。特に溶着金属が脆性的な性質を有するものであれば、その継手の目違い、さらにはノッチの影響によってそれだけ脆性的な破壊を起し易くなるであろう。

したがって、本研究では二つ割の裏当金を用いた目違い突合せ溶接継手の引張強度を機械的性質の異なる数種の溶接棒について実験的に調査することとした。

また、一般に鋼材は温度によって機械的性質がかなり鋭敏に変化し、常温で延性的性状を示すものでも、低温

では脆性的性状を呈するようになることが知られている。1) 建築構造物では極寒地域あるいは特殊な場合を除けば低温側は0℃付近までを考慮すれば大方十分であると思われる。したがって、本実験では0℃の場合の破壊状況についても合わせて調査することとした。

本研究の目的は、究極的には突合せ溶接継手の施工の許容差をいかに規制するかを求めることにあり、その緒端としての試みである。

## § 2. 実験

## 2.1 実験概要

実験に使用した鋼材はSM50Aで、板厚25mmである。使用溶接棒は、ノンガス半自動溶接ワイヤ(記号:N)および低水素系溶接棒JISD4316(H)、イルミナイト系溶接棒JISD4301(I)である。ノンガス半自動溶接ワイヤは、実験目的から母材(SM50A)と同等以上の引張強さを有し、脆性的な性質を示すものを使用し、低水素系、イルミナイト系各溶接棒は、母材よりわずかに強度が低く、延性的なものを使用した。このように異なった3種の溶接種によって溶接された目違い継手の破壊状況を調べることにした。実験温度は常温20℃、低温0℃を採用した。

本実験に先立ち、材質試験(母材および溶着金属の引張試験、溶接部の硬度試験、シャルピー衝撃試験)を行った。

## 2.2 試験体

試験体の突合せ溶接継手の目違い( $e$ )は0, 2, 4, 6mmとし、二つ割の鋼裏当金を用いて溶接した。ただし、目違い0の場合はさらに一枚物の裏当金を用いて溶接した試験体を作製し、二つ割の裏当金を用いた試験体と比較することにした。試験体の形状寸法は図-2および表-1に示すとおりである。継手は、開先角度35°の

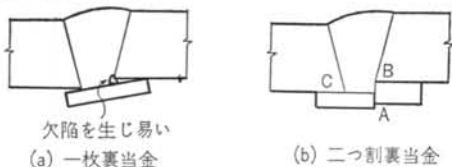


図-1 裏当金工法

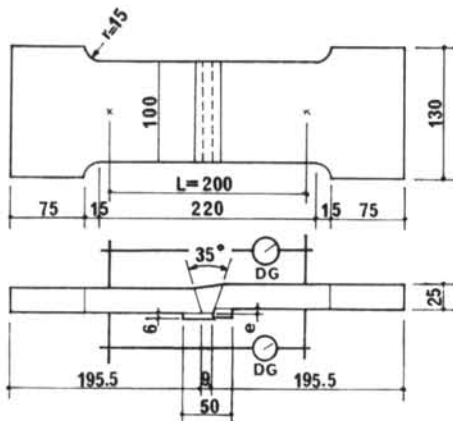


図-2 試験体の形状寸法

試験体	目違い量 $e$ (mm)	裏当金枚数 (枚)	裏当金厚さ (mm)
1 P-0	0	1	6
2 P-0	0	2	6, 6
2 P-2	2	2	6, 6
2 P-4	4	2	6, 9
2 P-6	6	2	6, 9

表-1 試験体形状寸法

溶接種	電流 (Amp)	電圧 (V <sub>out</sub> )	溶接棒径 (mm)
ノンガスワイヤ (N)	335~370	26~32	3.2φ
低水素系 D4316 (H)	140~155	26~29	初層付近 3.2φ
	230~285	32~38	中間層 5φ
	195~210	24~26	最終層付近 5φ
イルミナイト系 D4301 (I)	140~155	27~32	初層付近 3.2φ
	200~290	34~41	中間層 5φ
	190~200	27~31	最終層付近 5φ

表-2 試験体作製の溶接条件

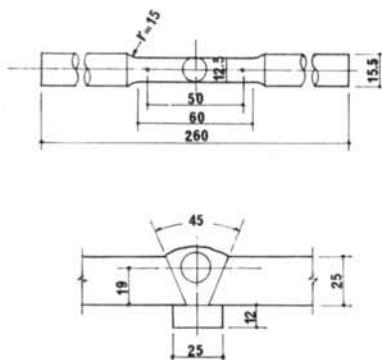


図-3 溶着金属引張試験片

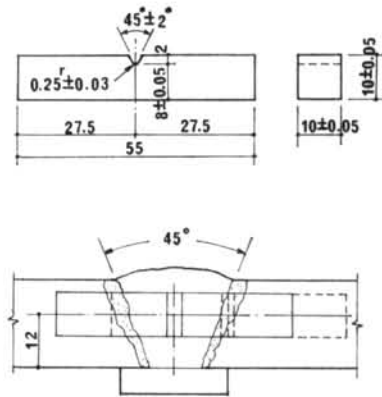


図-4 Vノッチシャルピー試験片

V形突合せ溶接とし、ルートギャップを9mmとした。試験体の形状による種類は5種であり、溶接棒による種類は3種である。また、常温の場合と低温の場合を比較するため同一の試験体を2体作製し、総試験体数は30体である。試験体作製の溶接条件は表-2に示すとおりである。溶接後、余盛をセーパーで削除し、平行部を所定の寸法に機械仕上げした。

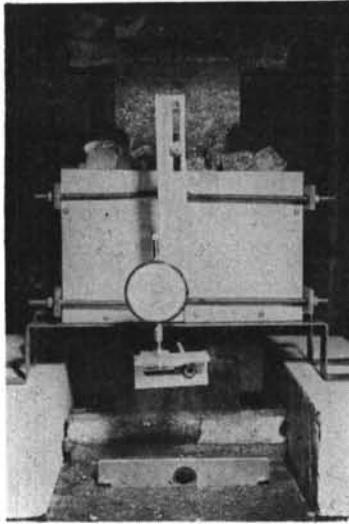
また、溶着金属の機械的性質を調べるために、JIS Z 3111に従って図-3に示す10号引張試験片を切り出し加工し、さらに、母材、熱影響部、溶着金属のシャルピー衝撃値を調べるためにJIS Z 2202に従って図-4に示す4号シャルピー衝撃試験片を切り出し加工した。なお、これらの材質試験用供試体の溶接は本試験体とほぼ同一の溶接条件のもとで行なった。

各々の供試体の溶接部は、いずれも機械加工する前に入念に超音波探傷試験が行なわれ、欠陥のないことが確認されている。

### 2.3 荷重装置・測定法

本実験は島津式200t万能試験機で引張荷重を行なった。荷重に先立ち、荷重後の伸びを測定するため、図-21に示すようにBarbaの式<sup>1)</sup>により溶接線を中心として200mmの位置にポンチで標点を印した。また、標点と同一の位置に板と垂直に細いボルトを溶接し、ダイヤルゲージ(1/100mm)を取付けて荷重中の伸び変形を測定した。試験体の目違いによる曲げ変形を除去するため、試験体の裏面にセットした2つのダイヤルゲージの読みの平均値を採用することにした。

さらに、低温時における実験では、写真-1に示すように冷却用ボックスをセットし、中に氷を入れて試験体の冷却を行なった。予め表面温度を測定し、ほぼ0℃の平衡状態にあることを確認した後荷重を行なった。

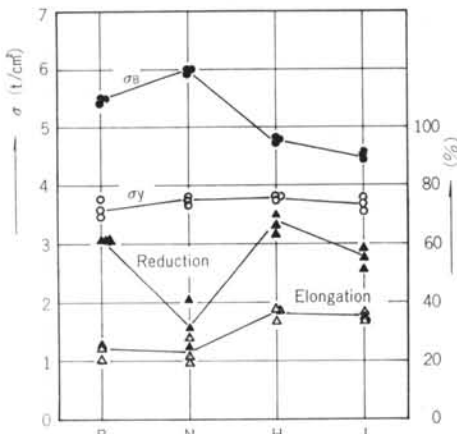


写真—1 低温時の実験装置

### § 3. 実験結果

#### 3.1 材質試験

##### 3.1.1 引張試験



図—5 素材引張試験結果

材 料	降伏応力度 $\sigma_y$ (t/cm <sup>2</sup> )	引張強度 $\sigma_B$ (t/cm <sup>2</sup> )	伸 び (%)	絞 り (%)	降 伏 比 $\sigma_y/\sigma_B$	ヤング率 $E$ (t/cm <sup>2</sup> )
母 材 SM50A	3.59*	5.52	24.1	61.3	0.65	1980
ノンガスワイヤ	3.82*	5.99	23.3	32.4	0.64	2000
低水素系 D4316	3.77	4.82	36.4	67.4	0.78	2050
イルミナイト系D4301	3.67	4.52	35.9	55.7	0.81	2030

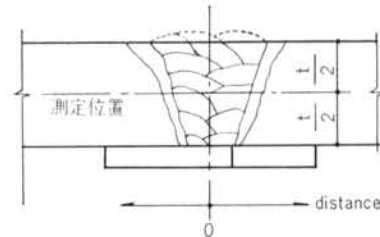
註) \* は0.2%耐力を示す。

表—3 母材および溶着金属の機械的性質

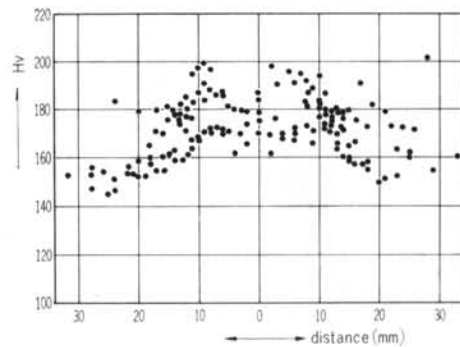
母材および3種の溶着金属から切り出した1号試験片および10号試験片の一軸引張試験結果を表—3、図—5に示す。ノンガスワイヤは、降伏応力度、引張強度とも母材より高いが、絞りが少なく塑性に乏しい。他の2つの溶着金属は、母材と比較して降伏応力度はほぼ等しいが、引張強度が低い値を示している。絞りは同程度であるが、伸びが大きい。

##### 3.1.2 ビッカース硬度試験

試験体の半数について図—6に示すように溶接部のビッカース硬さを調べ、これを溶接種別にまとめたものを図—7、8、9に示す。いずれも測定値のパラッキが大きいが、溶接部の硬度分布の傾向を顕著に見ることが出来る。その値を大略まとめると表—4のようになり、引張強さと相関性があることがわかる。溶接熱影響部の硬度はいずれも母材または溶着金属部よりも高い。



図—6 ビッカース硬度測定位置



図—7 ビッカース硬度分布(ノンガスワイヤの場合)

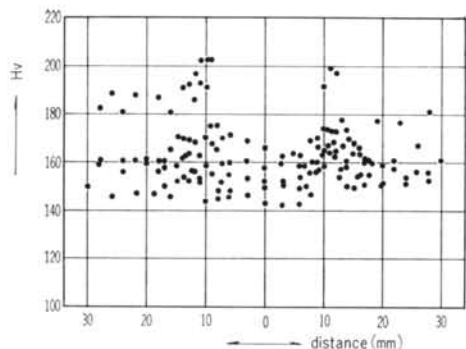


図-8 ビッカース硬度分布 (低水素系の場合)

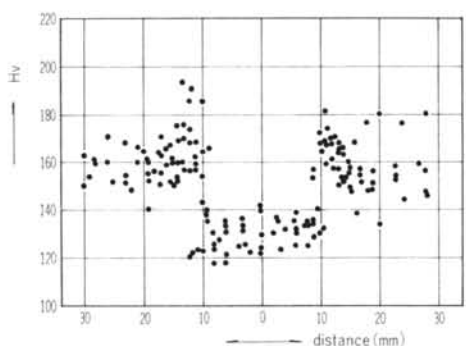


図-9 ビッカース硬度分布 (イルミナイト系の場合)

測定箇所	ビッカース硬度(HV)
B (母材)	150~170
N (ノンガスワイヤ溶着金属部)	160~180
N <sub>HAZ</sub> (ノンガスワイヤ熱影響部)	170~190
H (低水素系溶着金属部)	140~160
H <sub>HAZ</sub> (低水素系熱影響部)	160~180
I (イルミナイト系溶着金属部)	120~140
I <sub>HAZ</sub> (イルミナイト系熱影響部)	160~180

表-4 ビッカース硬度

### 3.1.3 シャルピー衝撃試験

図-10にVノッチシャルピー衝撃試験結果を示す。試験結果はバラツキが大きいが、平均値をとれば、これは一軸引張試験結果と一致するものである。すなわち、絞りとシャルピー衝撃値との間には相関性がある。

### 3.2 本実験

表-5, 6に常温時および低温時における本実験の結果を示す。

載荷中、試験機の荷重目盛盤の針の動きが2~3回停止するのが認められた。これは、母材と溶着金属部の強度が異なるため、別々に段階的に降伏したものと思われる。

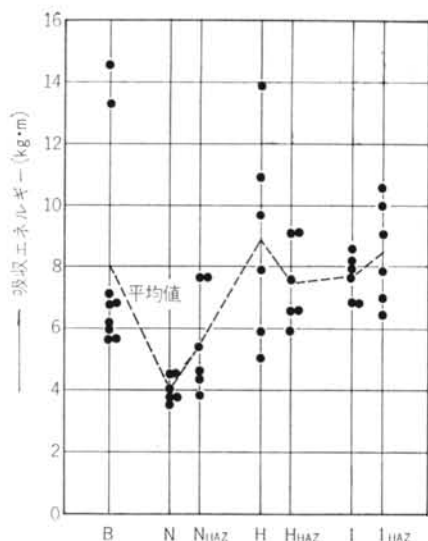


図-10 Vノッチシャルピー衝撃値

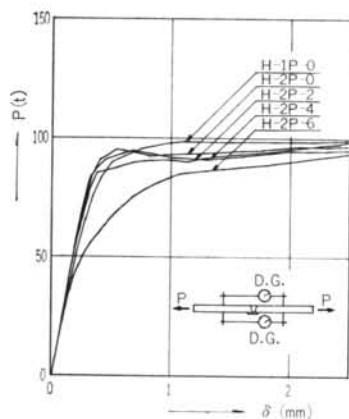


図-11 荷重-標点間伸び変形 (低水素系, 常温の場合)

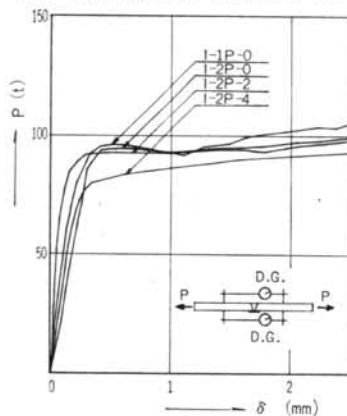


図-12 荷重-標点間伸び変形 (イルミナイト系, 低温の場合)

溶着 金属 種別	試験体名	第一次 降伏荷重 ${}_1P_y(t)$	第二次 降伏荷重 ${}_2P_y(t)$	0.2%耐力 $P_{0.2}(t)$	最大耐力 $P_{max}(t)$	$\frac{{}_1P_y}{rHP_y^*}$	$\frac{P_{max}}{rHP_{max}^*}$	伸 び (%)	絞 り (%)	破断位置
ノンガス ワイヤ (N)	N-1P-0	93.5	100.0	92	141.3	0.98	0.94	24.2	30.8	母材
	N-2P-0	93.8	101.7	93	140.8	0.98	0.94	—	17.2	(ボルト位置)
	N-2P-2	—	103.8	85	142.2	—	0.95	27.9	44.2	母材
	N-2P-4	92.7	103.2	91	140.5	0.97	0.94	—	3.5	(ボルト位置)
	N-2P-6	—	102.8	85	140.3	—	0.94	28.7	35.3	母材
低水素系 (H)	H-1P-0	—	98.0	96	137.9	—	1.14	16.3	19.6	溶着金属
	H-2P-0	94.3	—	92	138.3	1.00	1.14	17.8	18.0	"
	H-2P-2	93.7	103.5	93	136.2	0.99	1.13	16.6	7.0	"
	H-2P-4	90.3	104.3	89	119.9	0.96	0.99	9.0	24.8	"
	H-2P-6	—	102.5	75	130.0	—	1.07	10.7	13.0	"
イルミナイト系 (I)	I-1P-0	90.0	103.0	78	113.2	0.98	1.00	5.5	13.2	"
	I-2P-0	—	99.2	95	126.2	—	1.12	7.5	16.8	"
	I-2P-2	91.0	103.0	—	127.3	0.99	1.13	9.0	17.5	"
	I-2P-4	90.0	103.0	87	113.8	0.98	1.01	8.4	6.5	"
	I-2P-6	89.2	—	79	105.8	0.97	0.94	5.9	4.0	"

註) \*  $rHP_y$ ,  $rHP_{max}$ は、一軸引張試験による材料の降伏応力度、引張強さを用いて計算した降伏荷重および最大荷重

ノンガスワイヤの場合  $rHP_y=95.0(t)$ ,  $rHP_{max}=150.0(t)$

低水素系の場合  $rHP_y=94.3(t)$ ,  $rHP_{max}=121.0(t)$

イルミナイト系の場合  $rHP_y=91.8(t)$ ,  $rHP_{max}=113.0(t)$

表一五 本実験結果(常温の場合)

溶着 金属 種別	試験体名	第一次 降伏荷重 ${}_1P_y(t)$	第二次 降伏荷重 ${}_2P_y(t)$	0.2%耐力 $P_{0.2}(t)$	最大耐力 $P_{max}(t)$	$\frac{{}_1P_y}{rHP_y}$	$\frac{P_{max}}{rHP_{max}}$	伸 び (%)	絞 り (%)	破断位置
ノンガス ワイヤ (N)	N-1P-0	94.2	102.6	94	142.8	0.98	0.95	—	18.0	母材 (ボルト位置)
	N-2P-0	93.7	102.2	93	145.0	0.98	0.97	25.9	55.6	母材
	N-2P-2	92.0	104.4	91	138.0	0.96	0.92	24.7	48.4	"
	N-2P-4	—	—	85	139.4	—	0.93	22.0	46.2	"
	N-2P-6	—	—	100	141.2	—	0.94	4.3	2.7	溶着金属
低水素系 (H)	H-1P-0	93.9	103.6	—	141.4	1.00	1.17	18.3	25.2	"
	H-2P-0	94.6	102.8	90	141.1	1.00	1.17	13.3	33.6	"
	H-2P-2	94.4	102.3	94	138.4	1.00	1.14	26.7	43.8	母材
	H-2P-4	93.9	103.1	88	136.5	1.00	1.13	18.2	29.5	溶着金属
	H-2P-6	—	102.7	83	128.9	—	1.06	10.0	14.3	"
イルミナイト系 (I)	I-1P-0	96.7	103.2	96	134.1	1.05	1.19	8.9	18.8	"
	I-2P-0	94.7	102.8	94	135.5	1.03	1.20	10.2	10.0	"
	I-2P-2	92.9	105.7	92	126.4	1.01	1.12	8.7	18.2	"
	I-2P-4	—	104.1	85	114.3	—	1.01	7.2	22.2	"
	I-2P-6	—	103.8	—	107.8	—	0.95	6.6	19.2	"

表一六 本実験結果(低温の場合)

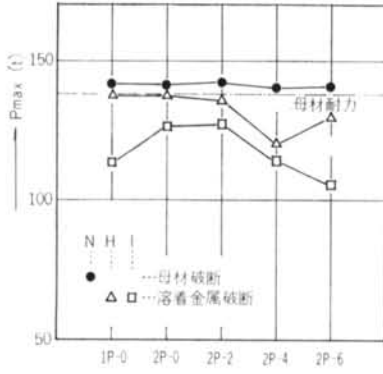


図-13 最大耐力(常温)

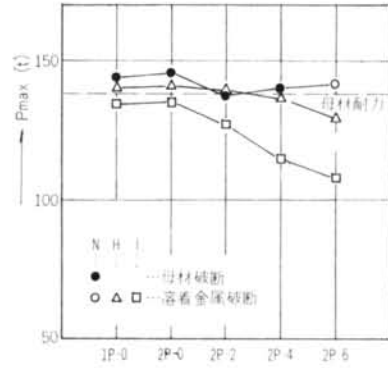


図-14 最大耐力(低温)

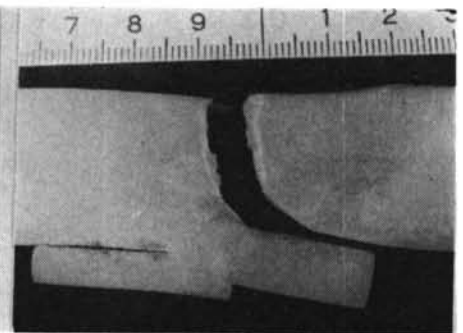
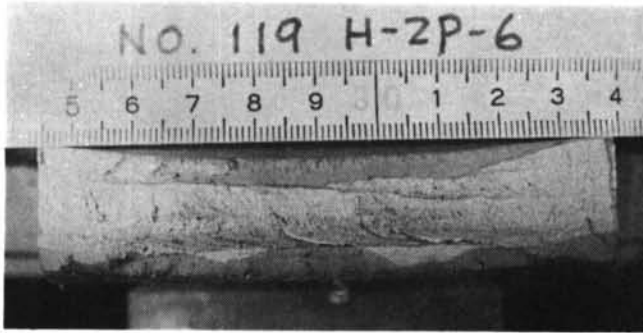


写真-2 ノンガスワイヤ ( $e=6$ ,  $0^{\circ}\text{C}$ )

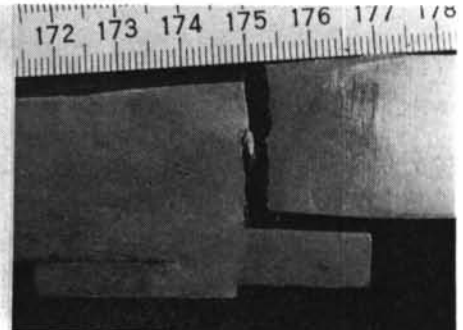
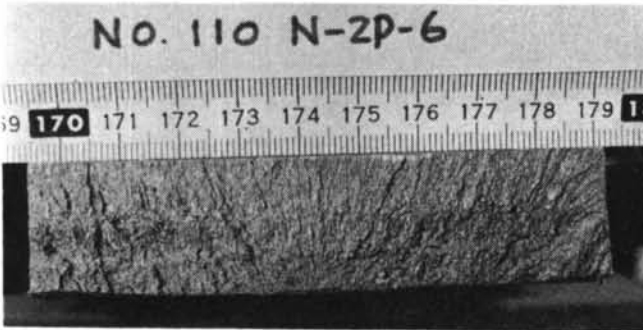


写真-3 低水素系 ( $e=6$ ,  $20^{\circ}\text{C}$ )

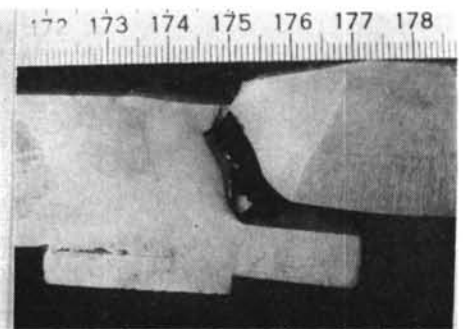
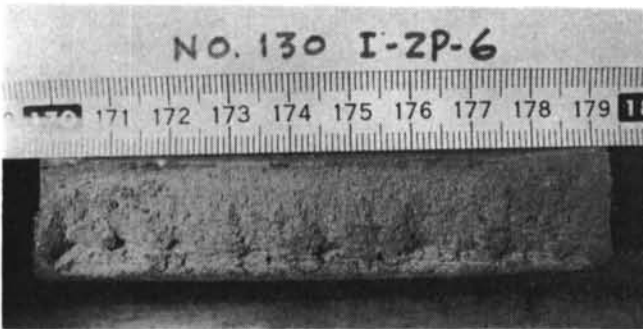


写真-4 イルミナイト系 ( $e=6$ ,  $0^{\circ}\text{C}$ )

る。表中では、これらの荷重を第1次降伏荷重、第2次降伏荷重として示した。一方、図-11, 12に荷重-標点間伸び変形関係の一例を示す。この荷重-変形曲線より0.2%耐力を求めるとこの値はいずれも試験機の針の動きによって推測される降伏荷重よりも低めである。第1次、第2次降伏荷重は、荷重-変形曲線によると、変形が相当進行した時点における荷重であることになり、降伏荷重としてはむしろ0.2%耐力を採用する方が適当と思われる。

図-13, 14は常温時および低温時における最大耐力を示したものである。ノンガスワイヤの場合を除いて各溶接種とも目違い量が略4mmになると耐力低下を来たしている。写真-2, 3, 4は破断状況の例を示したものであるが、溶着金属部で破断した場合はほとんど図-1(b)のA点より破断が進行している。ノンガスワイヤの場合は、母材より強度が強いのではほとんど母材破断となっているが、目違いが大きくなるに従って図のA点に入る亀裂が大きくなっていくのが認められる。本実験では、低温において目違い量が6mmの試験体が1体だけ溶着金属部で破断した。写真-2に示されるように、破断面はA点から破壊が開始した典型的な脆性破面である。

標点間の伸びは、母材で破断している場合は一様伸びが効いてくるため十分大きい。溶着金属で破断している場合は局部伸びとなり非常に少ない。また、後者の場合、目違いが大きくなる程その伸びは少なくなる傾向にある。破断部の絞りについても同様のことがいえる。したがって、一般に目違いが大きくなると変形能力が減少するということが出来よう。

## § 4. 考察

### 4.1 従来の破壊理論

固体の破壊は単一の確定的現象ではなく、多くの異なった過程によって起るもので、一義的に定義づけることは難しい。従来から多くの研究者によってその破壊現象を説明すべく種々の理論が提案され、その中でも金属によくあてはまる理論をもって、その破壊理論とされてきた。諸説を大別すると次のようである。<sup>2)</sup>

- 1) 応力を限界とする説——最大主応力説、最大剪断応力説
- 2) 歪を限界とする説——最大主歪説
- 3) 歪エネルギーを限界とする説——全歪エネルギー説、剪断歪エネルギー説

このうち、最大主応力説は、鋼の延性破壊には当ては

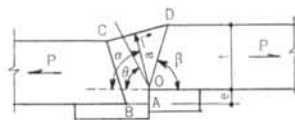


図-15 座標

まらないが、脆性破壊には比較的好都合とされ、最近まで英米で実用に供されてきた。また、最大剪断応力説は鋼の延性破壊に比較的好都合とされ、さらに剪断歪エネルギー説は、現在では、鋼の延性破壊に最も好都合のものとして多くの理論的研究の基礎となっている。

これまで、溶接の強度に関する理論的研究は、多く試みられているが、そのうちでも仲博士らは前面隅肉溶接部の強度について上記の破壊説を適用し、その場合に剪断応力説が支配的であることを確かめている。本研究のような目違い部の破壊現象についてもこれらの諸説と如何なる対応を示すか検討してみるのも意義深いものと思われる。

実験結果より、破壊面はほとんど図-15のO点より始まっている。したがって、破壊面はO点を通り、荷重方向とθの角度をなして破壊すると考える。

いま、V型突合せ溶接の場合の板厚をt、ルート間隔をs、目違い量をe、開先角度をβとすれば、溶接面CDとのなす角γは、

$$\gamma = \tan^{-1} \frac{e}{\frac{2t}{\tan \beta} + s} \quad \dots(1)$$

で表わされる。したがって、のど断面と荷重方向とのなす角αは、

$$\alpha = \frac{\pi}{2} - \gamma \quad \dots(2)$$

で表わされ、のど厚aは、

$$a = \frac{t}{\sin \beta} \sin(\beta - \gamma) \quad \dots(3)$$

と表わされる。

さて、目違いによって溶接部に生ずる曲げを無視し、破壊面に作用する垂直応力度と剪断応力度をσ<sub>⊥</sub>およびτ<sub>⊥</sub>とすれば、

$$\sigma_{\perp} = \frac{P}{al} \cos(\alpha - \theta) \sin \theta \quad \dots(4)$$

$$\tau_{\perp} = \frac{P}{al} \cos(\alpha - \theta) \cos \theta \quad \dots(5)$$

で表わされる。ここに、lは溶接ビード長さである。

ここで、さきほどの諸説のうち、主な破壊説について破壊荷重を求めてみる。<sup>3), 4)</sup>

- 1) 最大応力説

簡単のために平面応力状態を仮定することによって、主応力 $\sigma_1$ は、

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad \dots(6)$$

と表わされる。これに式(4)、(5)を代入すると、

$$\sigma_1 = \frac{P}{2a\ell} \cos(\alpha - \theta) \{ \sin\theta + \sqrt{1 + 3\cos^2\theta} \} \quad \dots(7)$$

本説は、 $\sigma_1$ が最大となる時破壊が生ずると仮定するものであるから、そのときの角、すなわち破壊角 $\theta$ は、 $\partial\sigma_1/\partial\theta = 0$ より求められる。

$$\tan(\alpha - \theta) = \frac{3\cos\theta \cdot \sin\theta - \sqrt{1 + 3\cos^2\theta} \cdot \cos\theta}{1 + 3\cos^2\theta + \sqrt{1 + 3\cos^2\theta} \cdot \sin\theta} \quad \dots(8)$$

したがって、この式(8)を解けばよい。

式(7)より、

$$P = \frac{2a\ell}{\cos(\alpha - \theta) \{ \sin\theta + \sqrt{1 + 3\cos^2\theta} \}} \sigma_1 \quad \dots(9)$$

であるから、破壊角 $\theta$ が求めれば、降伏荷重 $P_y$ は、 $\sigma_1 = \sigma_y$ において求められる。また、降伏後も主軸が変わらないと仮定すると、最大荷重は、同様に、 $\sigma_1 = \sigma_{max}$ において求められる。ここに、 $\sigma_y, \sigma_{max}$ は一軸引張試験における降伏応力度、引張強さを表わす。

### 2) 最大剪断応力説

剪断力が最大となる面で破壊が生ずるとする説であるから破壊角は $\partial\tau_x/\partial\theta = 0$ より求められる。すなわち、

$$\sin(\alpha - 2\theta) = 0 \quad \dots(10)$$

より、

$$\theta = \frac{\alpha}{2} \quad \dots(11)$$

式(5)より、

$$P = \frac{a\ell}{\cos(\alpha - \theta)\cos\theta} \tau_x \quad \dots(12)$$

ここで、降伏荷重は、 $\tau_x$ が剪断降伏応力度 $\tau_y$ に達するときであるから、 $\tau_x = \tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}}$ において求められる。

同様に、最大荷重も、 $\tau_x = \frac{\sigma_{max}}{\sqrt{3}}$ とおく。

### 3) 剪断歪エネルギー説

平面応力状態で、 $\sigma_x$ と $\tau_x$ との間に、

$$\sqrt{\sigma_x^2 + 3\tau_x^2} = \sigma_{eq} = \text{const.} \quad \dots(13)$$

なる関係が成立つとき破壊が生ずる。すなわち、

$$\sigma_{eq} = \frac{P}{a\ell} \sqrt{1 + 2\cos^2\theta} \cdot \cos(\alpha - \theta) \quad \dots(14)$$

$\sigma_{eq}$ の最大となる面が破壊角であるから、 $\partial\sigma_{eq}/\partial\theta = 0$ より、

$$\tan(\alpha - \theta) = \frac{\sin 2\theta}{2 + \cos 2\theta} \quad \dots(15)$$

これを $\theta$ について解けば、破壊角が求まる。降伏荷重は $\sigma_{eq} = \sigma_y$ において、また最大荷重は $\sigma_{eq} = \sigma_{max}$ において求められる。

## 4.2 破壊角について

前項の各破壊説に従って求めた破壊角を実験結果と対照されると図-16のようになる。実験結果としての破壊角の決定は破面が必ずしも滑らかでないので容易ではないが、初期亀裂の入った方向と荷重方向とのなす角をもって破壊角とした。

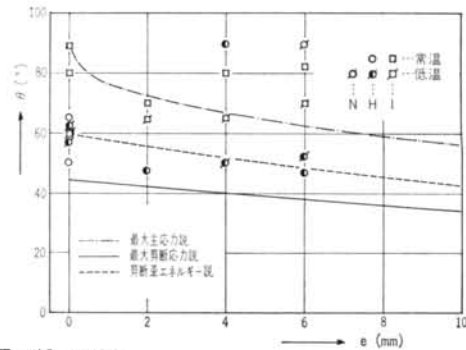


図-16 破壊角

ノンガスワイヤ溶接の場合、母材破断がほとんどであるが1体だけ溶接部で破断した。これは、目違いが最大かつ、低温の場合であった。この破壊角はいずれの理論とも一致していない。破面は、典型的な脆性破面で、裏当金側から亀裂が発生し、板厚方向に直角に伝播した形跡が見られる。

低水素系溶接の場合は、比較的剪断歪エネルギー説の理論値によく一致し、目違いが大きくなるに従って破壊角は減少する。

イルミナイト系溶接の場合は、目違いが大きくなるに従って破壊角はむしろ大きくなり、低水素系溶接の場合とは逆の傾向を示している。破壊角が大きくなることは破壊が脆性的傾向を帯びることを意味する、これは吸収エネルギーと相関性を有し、ノンガスワイヤ溶接・イルミナイト系溶接は、低水素系溶接よりもシャルピー試験における吸収エネルギーが低い結果を示していることと論理的に一致するものである。

## 4.3 降伏耐力について

図-17, 18, 19に諸説にもとづく降伏耐力の理論値と実験結果(0.2%耐力)との比較を示す。これによると当該継手の降伏耐力は、ノンガスワイヤ溶接、低水素系溶接、イルミナイト系溶接いずれの場合も最大主応力説によく一致している。試験体の溶接継手の熱影響部はビツ



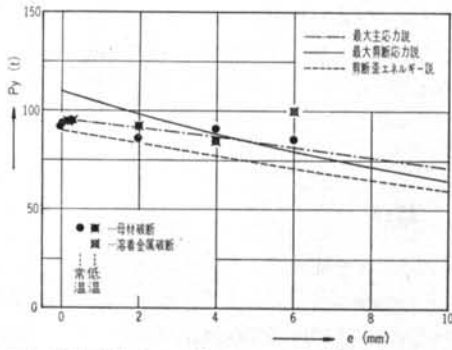


図-17 降伏耐力 (ノンガスワイヤの場合)

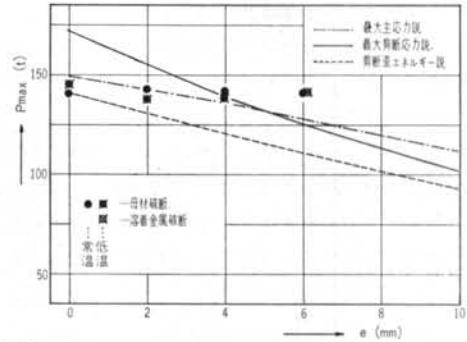


図-20 最大耐力 (ノンガスワイヤの場合)

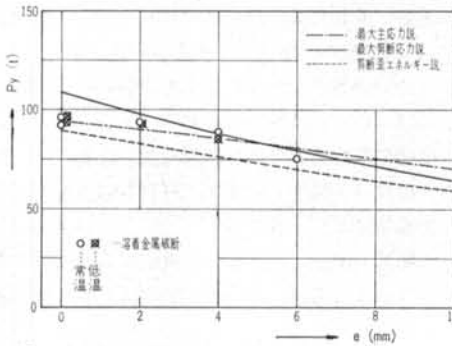


図-18 降伏耐力 (低水素系の場合)

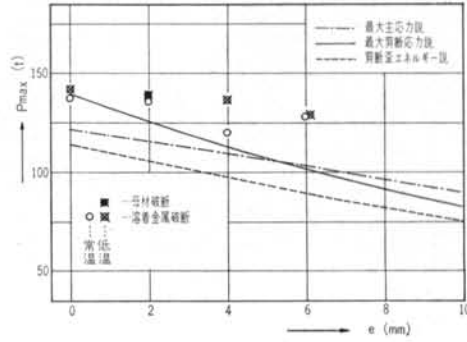


図-21 最大耐力 (低水素系の場合)

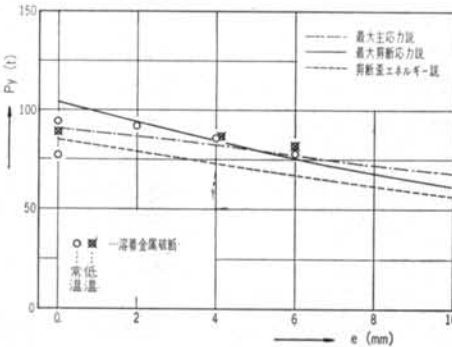


図-19 降伏耐力 (イルミナイト系の場合)

カーブ硬度分布で明らかなように他の部分より硬度が卓越している。したがって、継手部の変形はこの熱影響部の間にはさまれる溶着金属部に限られることになる。さらには、目違いによって応力集中を生じ、複雑な応力状態になることが推定される。元来、脆性破壊は多軸応力状態において発生し易いことが知られており、また、最大主応力説は脆性破壊には比較的好く当てはまるとされてきたものである。

#### 4.4 最大耐力について

諸説にもとづく理論値と実験値との比較を図-20, 21, 22に示す。この理論値は溶接部が破断することを仮

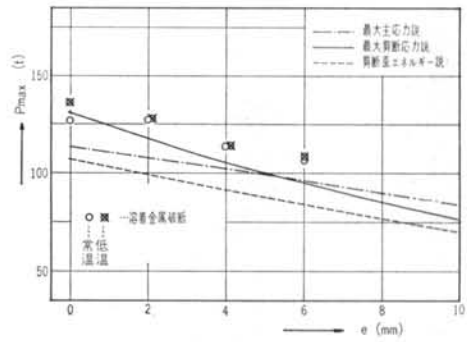


図-22 最大耐力 (イルミナイト系の場合)

定して求めた値であるため、母材破断が大部分であるノンガスワイヤ溶接の場合は実験値と理論値は一致していない。

低水素系溶接の場合、数値的には両者は一致しないが、傾向としては最大主応力説にもとづく理論線に類似している。

イルミナイト系溶接の場合についても同様のことがいえる。

このように降伏耐力、最大耐力ともに、当該目違い継手部には最大主応力説が支配的であると考えられる。

#### 4.5 「鉄骨工事精度標準案」について

本実験により、当該継手の降伏耐力は目違いが大きくなるに従って低下し、それは最大主応力説にもとづく理論値にほぼ一致することが知られた。したがって、この説にもとづいて、板厚に応じた目違い量と降伏耐力の関係を求めると図-23のようになる。図の縦軸には、目違い0のときの耐力に対する各目違いのときの耐力比を表わす。板厚が薄くなれば目違いがわずかでも、耐力低下が著しいことはいうまでもなからう。

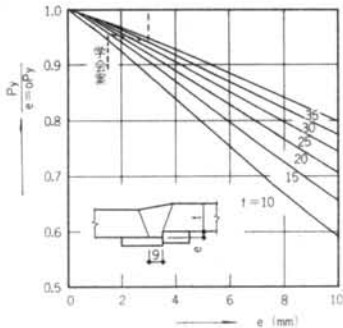


図-23 目違いと耐力低下

日本建築学会では「鉄骨工事精度標準案」<sup>5)</sup>の中で、当該継手の目違いの許容差を板厚に応じて規定している。それによると、板厚を  $t$  とすれば、許容差は、

$$\begin{aligned} t \leq 15\text{mm} & \quad 1.5\text{mm} \\ 15\text{mm} < t < 30\text{mm} & \quad t/10 \\ t > 30\text{mm} & \quad 3.0\text{mm} \end{aligned}$$

としている。この学会案によると図-23に示すように、大略5%程度の耐力減で規制できる。本実験および計算値は溶接部の余盛を除いて議論したものであるが、実際には余盛による耐力増加が期待できるのでさらに安全側となる。

したがって、当該継手が設計上応力的に余裕のあるものであれば、目違いの限界値を少し大きめに採っても支障のないものと思われる。しかし、溶接棒によっては目違いが大きくなれば脆性的な破壊を起し易い性質を有す

るものもあるため、目違いを大きく許容したい場合は、必ずしも目違いと耐力低下の関係のみで議論してよいというわけではない。

## § 5. 結び

本研究の結果を要約すると次のようになる。

- 1) 二つ割鋼裏当金によって必然的に生じる板厚方向のノッチの影響は通常の引張力に対しては無視出来る。
- 2) 実験に供した溶接種では、常温(20℃)と低温(0℃)とではその破壊性状に顕著な相違は見られない。
- 3) 目違いが大きくなるに従って、継手の変形能力(伸び、絞り)は減少する傾向にある。
- 4) 形突合せ溶接継手の降伏耐力は、目違いが大きくなるに従って低下し、それは最大主応力説にもとづく理論値によく一致する。
- 5) 「鉄骨工事精度標準案」に規定する目違いの許容差によれば、当該継手の降伏耐力低下は約5%以内である。

少ない実験資料から以上のことが明らかにされたが、本来破壊現象は統計的に扱うべきものであり、さらに多くの資料を集積して検討を加える必要がある。本研究は引張継手の場合について検討されたものであり、これを圧縮材に適用する場合には、偏心による座屈をも考慮した検討が残されている。また、開先形状もV形について実験されたものであり、レ形その他の開先形状によっては、これとは異なる破壊性状が予測される。したがって、今後これらについての検討も継続されなければならないであろう。

最後に、本研究を行なうに当たり、47年度日大卒業生式田秀穂、杉山到両君の多大な援助があった。ここに感謝の意を表す次第です。

#### 〈参考文献〉

- 1) 渡辺正紀、佐藤邦彦：“溶接力学とその応用” 朝倉書店
- 2) 益田森治、室田忠雄：“工業塑性力学” 養賢堂
- 3) 仲威雄、加藤勉：“前面隅肉溶接の破壊機構と強度について” 溶接学会誌第34巻、第4号
- 4) 鷲尾健三、滝沢章三：“部分溶込み溶接継手の強度に関する研究” 川崎製鉄技報第4巻
- 5) 日本建築学会：“鉄骨工事精度標準案”