(昭和 36 年 11 月造船協会秋季講演会において講演)

厚鋼板の隅肉溶接における微小欠陥の発生機構 およびそれに対する施工法の研究 (補遺)

正員 木 原 博* 正員 松 永 和 介**

A Study on Relations between the Micro Crack Initiation and the Welding
Conditions in a Fillet Joint of Thick Steel Plate (Appendix)

By Hiroshi Kihara, *Member*

Wasuke Matsunaga, *Member*

Summary

In the previous report the authors reported various conditions for the loss of ductility of the toe of the first pass side welding during finishing pass side welding due to thermal strain. But the present paper deals with the investigation carried out in order to clarify the relation between such phenomenon and fracture mechanism seen from the stand point of material mechanics.

In other words, the authors sought the effects upon ductility of prestrain, aging, etc. by means of simple testing of round bar, etc. Moreover, concerning the notch at the toe of the first pass side welding, its relation with welding conditions and effects on fracture were studied. Furthermore, root cracking conditions of one side multi-layer butt welding were also investigated.

The results of these investigations were as follows :

- 1) The effects of tensile strain and compressive strain upon ductility differ. The former reduces ductility by raising flow stress from the stand point of material quality while the latter causes it by complicated causes such as changes of notch shapes, triaxiality, etc.
- 2) Notch shape changes according to welding position and electrode diameter and, the effects of such notch conditions upon crack initiation have been recognized.
- 3) Similar to the toe of fillet welding, the multi-layer welding root of the butt joint initiates crack in accordance with the strain due to subsequent pass welding and notch conditions.

1 緒 言

前報まで¹⁾²⁾において厚鋼板の溶込み T 型隅肉溶接継手の初層側溶接趾端部に発生する割れに関して、その発生条件と要因、施工対策等について実験調査せる所を記した。これらの諸要因の内特に下記事項について補足的検討を加えたので、本報ではこれについて報告する。

- (1) 塑性変形による切欠延性低下の機構
- (2) 溶接条件と趾端部の切欠形状との相関
- (3) 突合継手における類似割れ現象の再現

2 塑性変形による切欠延性低下の機構

前報において溶接趾端部の延性が裏側溶接時の熱歪によつて延性を失うことを認めたが、今回はこれが単純な材料試験的特性とどのような関係にあるかということを調査することにし、下記のごとき諸試験を行なった。

- (1) 切欠付曲げ予歪および時効に関する試験
- (2) 丸棒試験による引張および圧縮予歪試験、ならびに時効試験
- (3) 丸棒試験による繰返し引張および圧縮予歪試験

原稿受付 昭和 36 年 6 月 20 日

*東大工学部

**川崎重工溶接研究室

2-1 切欠付曲げ予歪および時効に関する試験

Fig. 1 に示す治具と切欠付平板試験片によつて前報において得られた予歪と趾端部の残留延性との関係を母材においても再確認することとした。

試験材はこれまで割れ再現試験に用いてきたと同種の Mn-Si 系 50 kg/mm² 級高張力鋼で、予歪計測には切欠側部の端面に vickers 硬度計で標点を野書く前報までの方法に準拠した。

Fig. 1 Notched Plate Bending Test Specimen and Its Jig

Fig. 2 Relation between Prestrain and Retained Ductility in Notched Bend Specimen under Various Aging Conditions

Fig. 3 Notch Shapes after Straining of the Specimen with 0.5 mm Radius Notch

試験は曲げ予歪を与えた後、切欠底部に割れが発生するまでの残留延性をやはり曲げ試験によつて求めた。

なお一部の試験片には予歪後に酸素アセチレン焰にて 200°C 時効を行なった。

実験結果を Fig. 2 に示すが、溶接趾端部と同様に引張予歪によつて残留延性は直線的に低下している。圧縮予歪では溶接継手程の延性の減少は認められず、これは恐らく切欠の尖鋭度と関係してくるものと考えられる。参考までに数%の予歪状態での切欠形状の変化を Fig. 3 に示す。また時効の影響はほとんど認められない。

一方、切欠底部に溶接熱影響部がくるように溶接後試験片を加工したものについて追加実験を行なったが、Fig. 4 に示すように初期延性が母材の 1/2 程であつた。溶接条件としては溶接棒 E7016, 4mmφ で電流

Fig. 4 Relation between Prestrain and Retained Ductility in Bend Specimen with Notch Located on the Weld-Heat-Affected Zone of HT 50 Steel

170 A 速度 150 mm/min であった。

2.2 丸棒試験による引張および圧縮予歪試験，ならびに時効試験

予歪と残留延性との関連を求めるのに最も基本的な形式として Fig. 5 のごとき丸棒試験片を用いて予歪を与え，しかる後，時効あるいは切欠加工等を行なつて，さらに引張試験によつて残留延性を求めた。

Fig. 5 Test Specimens for Evaluating the Effect of Prestraining on Retained Ductility of HT 50 Steel

予歪後の時効は 200°C で時効時間を 15~60 分を選び，その際の温度時間曲線は Figs. 6, 8 に示すとおりである。

なお加熱は予歪の場合および15分の時効に際しては直接通電式 (Fig. 7) を採用し，長時間時効には電気熱処理炉をあらかじめ 200°C に保持し，この中に試験片を投入し所定の時間時効後取出し水冷した。また予歪および残留延性の計測は断面収縮率より求めた自然歪をもつて示すこととした。

引張予歪の場合の試験結果を Fig. 10 に示す。これによれば延性の減少過程は Mc. Adam³⁾，寺沢等⁴⁾の実験と同様に引張予歪と比例的関係にあり，また 200°C の予歪では常温予歪の場合より延性の減少が著しい。しかし

Fig. 6 Time-Temperature Curve for Prestraining of Round Bar Specimen at 200°C

Fig. 7 Testing Apparatus for Tensile Prestraining and Heating

Fig.8 Time-Temperature Curve for Aging of Round Bar Prestrained Specimen

Fig.9 Some Examples of Compressively Strained Specimen

最も延性に著しく影響を与えているのは切欠の効果であり、切欠付試験片では初期延性の大幅な減少が認められる。

これらの引張予歪と残留延性との関係は既に溶接継手のL型曲げ試験で得られた結果と一致している。

つぎに Fig. 11 に圧縮予歪の影響を示す。これは切欠のない場合のものであるが、圧縮予歪 (70%まで) によつて延性の減少は認められず、ただ 200°C 予歪の場合にやや延性の減少が認められている。しかし切欠のある場合には圧縮予歪によつて切欠形状が鋭くなることが予想され、これが溶接継手の場合に見かけ上の延性を減少させているものと考えられ、さらに調査が必要である。

Fig. 12 は各種予歪試験片に対する 200°C 時効試験の結果であり、これによると時効の影響はほとんど認められない。これは時効効果が顕著に現れ得る特性が降伏点、延性脆性遷移温度、硬度等^{7)~8)}にある一方、ここで計測している破断応力や絞りでは認められないということも考えられるが、Fig. 11 で 200°C 予歪による延性の減少が主として時間に依存しない要素によることを示すものと考えられる。なお Fig. 12 で圧縮予歪の場合に破断応力がやや上昇しているということは圧縮予歪によつて延性が減少しないことと併せて興味ある事実である。

2.3 丸棒試験による繰返し引張および圧縮予歪試験

溶接趾端部に働く歪効果は cyclic であり、予歪の繰返しによる予歪の重畳効果について調べることにした。

すなわち Fig. 13 に示す切欠なしと切欠付との2種類の丸棒試験片を 50 kg/mm² 高張力鋼より採取し、これに常温にて繰返し予歪を与え、さらに引張破断試験を行ないこの間の応力歪曲線を求めた。歪は前項と同様自然

Fig.10 Effect of Tensile Prestrain on the Retained Ductility of Round Bar Specimen

Fig. 11 Effect of Compressive Prestrain on the Retained Ductility of Round Bar Specimen

Fig. 12 Effect of Heating at 200°C after Prestraining on the Retained Ductility and Fracture Stress in Round Bar Specimens

Fig. 13 Round Bar Test Specimens and Jig for Cyclic Straining

歪を応力はその時の断面で荷重を割った平均真応力を採用した。

Fig. 14 は切欠なしの場合の繰返し予歪試験の結果である。図中点線は予歪なしの場合の応力歪曲線を示す。また白丸は引張り予歪時の到達歪と到達応力とを示し、黒丸は圧縮予歪時の到達歪と、到達圧縮応力の絶対値を示している。ここで予歪の繰返しにつれて到達応力が上昇することは、加工硬化すなわち flow stress の上昇を意味していると考えられ試験片の Nos. 1~4 がこれに相当する。

また試験片 No. 5 では逆に予歪の繰返しにつれて flow stress の下降が見られる。一方いずれの場合にも破断応力は予歪なしの場合に比べて低下しており、特に歪振幅の大きい試験片 No. 1 では破断応力はほぼ予歪時の到達応力であり、予歪なしの試験片の破断応力 129 kg/mm² から 98 kg/mm² と大幅に低下している。またこの試験片 No. 1 では繰返し予歪の途中で試験片表面に多数の微小割れを発生している。この微小割れそのものは一種の疲労破壊の観を呈し、試験片表面における局部的疲労現象の進展と考えられ、溶接趾

Fig. 14 Relation between the Increase of Flow Stress and the Cyclic Straining of Round Bar Specimen

Fig. 15 Fracture Appearance of Cyclic Strained Round Bar Specimen

Fig. 16 Fracture Appearance of the Cyclic Strained and Partially Fatigue Cracked specimen

端割れにおける割れ発生に関してはこのような表面の局部的疲労現象が大いに関与しているものと考えられる。いずれにしても、試験片全断面における加工硬化の進展は僅少であり、このような塑性疲労においては flow stress の上昇によつて疲労機構を説明する Orowan の破壊理論⁹⁾はそのまま巨視的に適用することはできないものと考えられる。

Fig. 17 は切欠付丸棒試験片に対する繰返し予歪試験の結果を示す。この場合には繰返し歪による到達応力値の上昇は切欠なしの場合に比べて著しく、ある程度の応力上昇時に切欠底部に微小割れの入るのが認められる。微小割れが入つてからは、見かけの応力上昇は認められず、返つて到達応力は低下し、遂に破断に至るが破断応力はかなり低い。またこのような切欠付試験片では切欠底部の形状的变化と三軸応力度の相違によつて圧縮予歪

Fig. 17 Relation between the Increase of Flow Stress and the Cyclic Straining of Notched Round Bar Specimen

の場合にも材質の劣化が生じるものと考えられる。

以上の実験結果を要約すると次のとき推論が得られる。

- (1) 切欠なしの丸棒試験片の引張予歪による延性の減少は flow stress の上昇にある。
- (2) 上記試験片の圧縮予歪のみによつては、極端な歪 ($\epsilon > 70\%$) を加えぬ限りほとんど延性の減少は生じない。
- (3) 切欠付試験片においては引張予歪の場合、切欠部の応力集中と多軸応力によつて予歪による延性の減少の程度は著しい。
- (4) 切欠付試験片の圧縮予歪においては多軸応力によつて延性の減少も認められ、また切欠形状が鋭くなることによつても見かけの延性は減少を示していると考えられる。
- (5) 切欠なし試験片の予歪重畳においては、各回の予歪の絶対値が大きい場合には flow stress の上昇が認められ、また繰返し数が増すと試験片表面に疲労割れが発生し、この段階では、試験片全体としてもかなり破断応力の低下と延性の減少が起つている。
- (6) 切欠付試験片の予歪の重畳においては flow stress の上昇および延性の減少は一層著しく、また切欠底部にかなり早期に割れを生じ、予歪回数の増加にともなつて割れが進展する。

したがつて前報までの溶接趾端部の脆化においては、実用的意味で、引張予歪による脆化と圧縮予歪における脆化とはほぼ等価にあつかひ得たものと推察される。

3 溶接条件と趾端部の切欠形状との相関

3.1 溶接条件と切欠形状との関係

平板ビード溶接と隅肉ビード溶接の場合について Table 1 のごとく、棒種、棒径、溶接速度、溶接姿勢を変化して、各溶接条件ごとに長さ 150 mm の溶接を行なつた。この各ビードより等分した 3 断面についてビード形状を趾端部の状態によつて良、可、不可の 3 段階に分類した。

Figs. 19, 20 に実験結果を示す。これによると板の傾斜角の増加、太径棒の使用によつてビード外観は不良となり、また低水素系よりもイルミナイト系の方がやや良好であることが認められる。これらの結果は従来経験的に識られてきたことではあるが、規格として 6mm ϕ 以上の太径棒が下向以外に認められていないことも、本

Table 1 Welding Conditions for Classification of Notch Shape at the Toe in Various Welding Conditions

TYPE OF ELECTRODE	E80180 LB 62	D4301 B 17	D4303 TB 24	D4320 B 25
DIA OF ELECTRODE (MM ϕ)	3.2 4 5	4 6 8	3.2 4	6
WELDING SPEED (mm/min)	100, 150			
INCLINATION θ (DEGREE)	0°, 30°, 45°, 60°, 90°, 120°, 150°, 180°			0 -45
NOTE			BEAD ONLY	FILLET ONLY

* FOR ABOVE 6mm ϕ DIA ELECTRODE.

Fig. 19 Appearance of Weld Bead in Various Welding Positions

Fig. 18 Fracture Appearance of Cyclic Strained Notched Round Bar Specimen

Fig. 20 Appearance of 1 Pass Fillet Welding in Various Welding Positions

Fig. 21 Evaluating Test for Notch Effect on Toe Cracking Conditions

試験結果に一致している。

3.2 切欠形状と趾端部延性との関係

前項で分類された切欠形状の内、代表的な3種を選び Fig. 21 に示すような板厚 20~50 mm の軟鋼 (SM 41-W) および調質 60kg/mm² 高張力鋼に適当な溶接条件でビードを置き、得られた趾端切欠に対して仕上層側の溶接を行なつた。

試験条件と試験結果を Table 2, 3 および Fig. 23 に示す。これによると溝深さの影響が最も顕著に表われており趾端部切欠形状の差についても、まず隅肉溶接とビード溶接との差が明瞭であり、個々のビード形状の良し悪しは本実験でもいくらか影響があることが認められる。

また鋼材の差も明らかであり、60 kg/mm² 高張力鋼に比べて、軟鋼では割れ発生までの溶着量が大である。結論的には Fig. 23 のごとく 60 kg/mm² 高張力鋼では溶着量の厚さ 20 mm 前後、軟鋼では 25 mm 前後が溝深さ、切欠形状等によつて割れが発生するかしないかの境界と考えられよう。

なお、Fig. 24 に示されるように、切欠底部の大きな塑性変形（特に圧縮変形）と熱影響部に表れている圧延方向に走る微小欠陥とが割れ発生に寄与していることが認められ、また割れ開口の大きさに比して割れ深さが浅いことも特徴付けられる。

3 突合継手における類似割れ現象の再現

裏側溶接によつて生じる隅肉趾端割れに類似する現象として突合継手の多層溶接の際ルート部に入る割れ¹⁰⁾が考えられる。

特に裏波溶接棒の使用によつて、その用途を広めようとしている片面溶接継手においては、割れ発生までの板厚限界を調査することが重要と考えられ、以下の実験を行なつた。

供試材は板厚 50 mm のボイラー用鋼板 SB 42B で試験片形状は Fig. 25 に示す。開先間隔 (G) は溶接始端において 0.5 mm、終端 3 mm とし、第 1 層溶接における裏波形状が変化するようにした（裏波溶接条件：

Fig. 22 Toe Cracking Appearances in Fillet Welding

No	TOE WELDING			FINISHING PASS			SIDE WELDING		CRACK
	TYPE	ELECTRODE	INCLINATION θ (DEGREE)	APPEARANCE	ELECTRODE	ROOT THICK T ₀ (MM)	DEPOSITED THICK T (MM)	N ₀ OF LAYERS	
1	FILLET	LB55 4 φ	0	0	LB55 5 φ	3	20	7	
2			0	0		3		7	
3			0	0		3	23	6	x
4			0	0	LB55 4 φ	3	20	6	x
5			90	△	LB55 5 φ	3		5	
6			90	△	LB55 4 φ	3		6	x
7			90	△	LB55 5 φ	3		6	x
8			90	△	LB55 6 φ	3		6	x
9			90	x	LB55 5 φ	3		6	x
10			180	x		3		7	x
11			180	x		3	26	8	x
12			0	0		5	20	6	
13			0	0		5		6	
14			0	0	LB55 4 φ	5		6	x
15			0	0	LB55 5 φ	5		6	x
16			90	△		5		6	x
17			90	x		5		6	x
18			90	△		5		6	x
19			90	△	LB55 4 φ	5		6	
20			90	△	LB55 6 φ	5		6	x
21			180	x	LB55 5 φ	5		5	
22			180	x		5		6	
23		LB62 4 φ	0	0	LB55 6 φ	5	40	12	x
24			90	x		5	18	3	x
25			180	x		5	22	4	x
26		LB55 4 φ	0	0	LB55 4 φ	7	40	11	
27			0	0	LB55 5 φ	7		11	
28			0	0		7	20	5	
29			0	0		7		5	
30			90	△	LB55 4 φ	7	40	5	
31			90	△	LB55 5 φ	7		5	
32			90	△		7		5	
33			90	△		7	20	5	
34			90	△	LB55 6 φ	7		4	
35			180	x	LB55 5 φ	7		5	
36			180	x		7	40	5	
37		LB62 4 φ	0	0	LB55 6 φ	10	30	5	
38			90	x		10		5	
39			180	x		10		5	
40	BEAD		0	0		5		6	
41			90	△		5		6	x
42		LB62 5 φ	90	x		5		6	x
43		LB62 4 φ	0	0		10		5	
44			90	△		10		5	
45		LB62 5 φ	90	x		10		5	

REMARKS
 O : GOOD
 △ : INTERMEDIATE
 x : BAD

Table 2 Toe Crack Reproducing Test Results under Various Toe Conditions for SM 41-W Steel

No	TOE WELDING				FINISHING PASS SIDE WELDING				CRACK
	TYPE	ELECTRODE	INCLINATION θ (DEGREE)	APPEARANCE	ELECTRODE	ROOT THICK T _o (MM)	DEPOSITED THICK T (MM)	No OF LAYERS	
1	FILLET	LB55 4φ	0	○	LB55 5φ	3	24	6	
2	"	"	0	○	"	3	"	6	
3	"	"	90	×	"	3	"	6	
4	"	"	180	×	"	3	"	6	×
5	"	"	180	×	LB55 6φ	3	32	7	×
6	"	LB55 3φ	90	△	LB55 5φ	5	27	6	×
7	"	LB55 4φ	0	○	"	5	24	6	
8	"	"	0	○	"	5	"	6	×
9	"	"	0	○	"	5	"	6	×
10	"	"	0	○	LB55 6φ	5	32	7	×
11	"	"	45	○	LB55 5φ	5	24	6	
12	"	"	90	×	"	5	"	6	×
13	"	"	90	×	LB55 6φ	5	"	5	×
14	"	"	180	△	LB55 5φ	5	"	6	
15	"	"	180	×	"	5	"	6	
16	"	"	180	×	LB55 6φ	5	28	6	×
17	"	LB55 3φ	90	△	"	7	24	6	
18	"	LB55 4φ	0	○	LB55 5φ	7	"	5	
19	"	"	0	×	LB55 6φ	7	32	7	
20	"	"	90	×	LB55 5φ	7	24	5	
21	"	"	180	×	LB55 6φ	7	"	5	
22	BEAD	"	0	○	LB55 5φ	3	"	6	
23	"	"	90	×	"	3	"	6	
24	"	"	0	○	"	5	"	6	
25	"	"	90	×	"	5	"	6	
26	"	"	0	○	"	7	"	5	
27	"	"	90	×	"	7	"	5	

REMARKS
 ○ : GOOD
 △ : INTERMEDIATE
 × : BAD

Table 3 Toe Crack Reproducing Test Results under Various Toe Conditions for HT 60 Steel

Fig.23 Relation between Cracking Condition and the Deposition of Weld Metal

Fig.24 Appearances of the Deformation and the Cracking at the Toe of the Fillet Welding

Fig. 25 Size of Test Specimen and the Measuring Method of Weld Deformation

Table 4 Welding Conditions after 2nd Pass and their Results

N ^o	ELECTRODE	WELDING CURRENT (A)	WELDING SPEED (MM/MIN)	FINISH OF OPPOSITE SIDE SURFACE	TOE CRACKING	NOTE
1	LB 55 3.2mm $\uparrow$	110	100			STRAIN MEASURED
2	"	"	150		CRACKING	
3	LB 55 4mm $\uparrow$	170	100			
4	"	"	150			
5	"	"	"			
6	LB 55 6mm $\uparrow$	275	100			STRAIN MEASURED
7	"	"	150			
8	"	"	"			STRAIN MEASURED
9	817 8mm $\uparrow$	360	100			
10	"	"	150			
11	"	"	"			
12	LB 55 6mm $\uparrow$	275	100	MACHINE FINISH AFT. 2 PASSES	CRACKING FROM WELD FLAW	STRAIN MEASURED
13	"	"	150	WELDED BY LB 55 4mm $\uparrow$ AFT. 6mm DEPT		
14	"	"	120	INSUFFICIENT BEAD	CRACKING	
15	"	"	150	INSUFFICIENT BEAD	CRACKING

Fig. 26 Relation between the Deposition of Welded Metal and the Macroscopic Weld Deformation

KS-70, 3.2mm ϕ , 電流 105 A, 速度 90mm/min).

溶接中の部材間の変位計測としては Fig. 25 に示すようにダイヤルゲージを使用して角変形および収縮変形を計測した。一方、裏側のボンド付近に標点間隔 0.5mm で溶接線に平行に罫書線を記入し、各層ごとの局部変形を計測した。計測精度は ± 0.01 mm である。

試験条件および試験結果は Table 4 および Fig. 26, 27 に示す。裏側に割れが入ったのは (1) 初層溶接における裏波が不十分であつた場合 (試験片 14, 15), (2) 裏側を機械仕上したが、溶接欠陥部より割れが入つた場合 (試験片 12), (3) 細径棒で溶接を行ない変形がはなはだしかつた場合 (試験片 2) である。まず、裏波が不十分であつた場合の割れは、裏波が不十分な箇所の全長に涉つて発生しており、Fig. 26 に見られる通り、溶接金属の肉厚が 20~25mm に達すると割れが入る。次に裏側を機械仕上した場合には slag inclusion と考えられる溶接欠陥から割れが発生しており、局所的な切欠の影響が極めて大であることを示すと考えられる。

Fig. 27 Relation between the Local Strain and the Deposition

Crack Caused on Insufficient Back Surface (Specimen No. 14)

Crack Caused on Sufficient Back Surface (Specimen No. 2)

Fig. 28 Examples of the Crack Caused on the Back-Surface of Single-Side Multipass Welding Joint

歪の状況は Fig. 27 に示すように、太径棒ほど初期の圧縮歪が大きく、これは継手の横収縮による要素が大ききことであり、細径棒ほど後層溶接の引張歪が大きく、再変形による要素が顕著なことを示しているしたが隅肉趾端割れでは切欠が相対的に鋭いために、大径棒による初期の圧縮歪が問題となり、突合溶接継手では切欠効果が隅肉より小さいので、割れ発生までにかなり大きな後層の引張歪が重畳せねばならず細径棒の方が割れやすいという結果が得られたものと考えられる。

結論的には、隅肉溶接初層側趾端部と同様に、多層突合溶接における裏側も後層溶接による歪の重畳効果によつて割れ発生に至るものと考えられる。

なお本実験での結果を付け加えれば次のごとくなる。

(1) 片面溶接は板厚 20~25mm にな

ると裏側欠陥部より割れが発生することがある。

- (2) 多層溶接の初期の溶接層を細径棒で、後期の溶接層を太径棒で施工することによって歪を少なくすることができる。
- (3) 発生したルート部割れの後層溶接による進展はわずかであり、あまり深くない。
- (4) 裏側を機械的に仕上げた場合にも、溶接欠陥等の局部的切欠があれば、割れ発生条件に大差はない。

4 結 言

以上隅肉趾端割れの発生条件に関する付加の実験によつて二三の事実を明らかにすることができたが、なおこの種の趾端割れ発生条件と鋼材の材料力学的破壊条件との間には多くの複雑な要因がかみあつており、本質的な発生機構に関してはより基礎的な研究が必要であり、たま溶接部の切欠、欠陥等が割れ発生におよぼす影響に関しても、これらの持つ幾何学的な分類と力学的な解析が課題として研究を期待される。終りに本研究に多くの御教示をいただいた大阪大学寺沢、大谷両教授ならびに御援助のあつた川崎重工吉田部長に紙上を以つて感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 木原, 松永: 厚鋼板の隅肉溶接における微小欠陥の発生機構およびそれに対する施工法の研究(第1報) 造船協会論文集 108 号, 1960, p. 417
- 2) 木原, 松永: 厚鋼板の隅肉溶接における微小欠陥の発生機構およびそれに対する施工法の研究(第2報) 造船協会, 昭和 36 年春季講演会発表 論文集第 109 号
- 3) G. Sachs: Effect of Strain on Fracture, Fracture of Metals, ASM, 1948
- 4) 寺沢, 大谷, 吉田, 寺井: 高温予歪が鋼の残留性におよぼす影響, 造船協会論文集第 108 号 Vol. 108, 1960, p. 249
- 5) R. Epstein, R. S. Burns: Aging in Iron and Steel, Metals Handbook Am. Soc. Metals, 1939, p. 605
- 6) 桜井, 川崎, 北: 常温以上で加工した軟鋼の低温焼鈍の影響, 材料試験 5 巻 23 号
- 7) 山田, 柿内: 軟鋼薄板のひずみ時効, 材料試験 9 巻 78 号
- 8) C. Mylonas: Prestrain: Size and Residual Stresses in Static Brittle-Fracture Initiation, Welding Journal, Oct. 1959, 414-s
- 9) 例えば横堀: 材料強度学, 技報堂, 1955, p. 159
- 10) R. Gunnert: Cracks in the Root of Multi-Pass Arc Welds Caused by Residual Stress, I. I. W. Doc. X-245-60-OE, 1960