(昭和38年11月造船協会秋季講演会において講演)

溶接継手の割れ発生に及ぼす外的拘束の影響

正員 渡 辺 正 紀* 正員 佐 藤 邦 彥*

正員

松

井

繁

朋*

Weld Cracking Behavior under Restraint

(Part 2)

by Masaki Watanabe, Member Kunihiko Satoh, Member-Shigetomo Matsui, Member-

Summary

Generally speaking, intensity of restraint in a weld joint increases according to the decrease of temperature. In many cases, however, the intensity of restraint is defined by the final value of it.

In the present paper, considering the change of restraint during welding, relations between shrinkage speed and cracking during and after welding were investigated.

In the previous report, experiments were conducted under the condition such that the speed of shrinkage is kept almost constant and it was reported that cracking is occurred in narrow range of temperature for both weldments of a mild steel and a high strength steel. However, in this report, the effects of shrinkage speed were investigated for both weldments of a mild steel and a high strength steel of 60 kg/mm^2 strength level.

The results obtained are as follows;

(1) Shrinkage speed and magnitude of reaction stress were widely changed by changing the gauge length of restraint, and weld cracking was occurred in wider range of temperature.

(2) In mild steel weldments, weld crack is occurred only during cooling and crack initiation is not observed after cooled to room temperature.

(3) However, in high strength steel weldments, crack initiation is observed during cooling and also after cooled to room temperature.

(4) Especially the cracking after cooled to room temperature occures at a lower reaction stress range and the incubation period for these crack initiations (about 20 hours after welded) was measured.

The incubation time is insensitive to the applied reaction stress. Such cracking would be "Delayed failure" by hydrogen embrittlement.

緒言

筆者らは溶接割れ,特に冷却中比較的低温になってから発生する割れに対しては継手の拘束の程度が一つの重要な要因であるとの見地から,試作した拘束引張試験装置を用い拘束突合わせ継手の初層溶接によるルート割れの発生に及ぼす外的拘束の影響について研究を行なっている。

ー般に拘束状態における溶接継手の割れ発生の時期と割れ発生の有無を支配する要因は(1)溶接部の冷却中 における破断抵抗と(2)継手の外的拘束条件とである。このうち外的拘束条件については,従来,残留応力や

原稿受付 昭和38年6月20日

* 大阪大学工学部

収縮変形を対象として,継手が完全に室温まで冷却した後の状態について議論される場合が多い¹⁾²⁾。しかし継 手の冷却中に発生する割れを対象とする場合には完全冷却後の外的拘束状態だけについて議論したのでは不十分 である。そこで本研究において筆者らは、冷却中の割れに影響を及ぼす外的拘束条件として、(a)割れが発生し ないとして到達し得る最大拘束応力の大きさと、(b)冷却中における拘束応力の増加の速さとの二つの要因が重 要であると考えた。このような見地から筆者らは両端を完全に拘束された突合わせ継手を想定し、まず継手の自 由収縮を拘束する位置の溶接線からの距離(*l*/2)----この*l*を本論文では拘束距離と名付ける。----を一定(24 mm)として拘束を加える時期を変えることにより、上述の条件(b)を一定として(a)を変化させた場合に ついて実験を行なった。その結果は前報³⁾で報告した通りであって、冷却中の割れ発生応力はその温度まで自由 に冷却させた継手の破断抵抗よりかなり低いこと、その他の問題点を指摘した。そこでこれに引きつづき拘束距 離を変化させることによって、上述の条件(a),(b)をともに、前報の結果と併せて溶接割れにおよぼす 外的拘束の影響について考察を行なったものである。

2 実験方法および試験片

Fig. 1(a) に示すような両端を完全に拘束された突合せ継手 を想定し,前報で述べた拘束引張試験装置を用いて(b)に示す ように溶接線を中心とする任意の距離 l を冷却中常に一定に保つ ような実験を行なった。この場合拘束距離 l の大きさによって継 手の自由収縮は(c)の曲線 A, B, C,のように増加し,これに 応じて溶接部に働く拘束力は曲線 A', B', C',のように増加する であろう。

試験片および溶接条件は細部を除いて前報の実 験 と 同 様であ る。すなわち,前報と同じ軟鋼板 M (板厚 20mm) とイルミナイ ト系溶接棒 B-17(4 mm ϕ),調質 60 キロ高張力鋼 H (板厚 20 mm)と低水素系溶接棒 LB-62(4mm ϕ)の組合わせで実験を行な った。(これらの組成と機械的性質は前報で報告したのでここで は割愛する。)

試験片は y 開先,溶接長 30 mm でその両端にタブプレートを 仮止めしている。(Fig 2) 今回の実験では拘束距離 l を最大 500 mm 程度まで変化させる関係上,平行部の長 さを 520mm とした。



(a) Butt weld under restraining



Fig. 1 Schematic diagram of restraining tests (Series B)



Fig. 2 Specimen and setup for contraction measurements design

^{*} 説明の便宜上, 前報の実験——l=24 mm で拘束を加える時期を変えた場合——を Series A, 本論文で述 べる実験を Series B として区別する。

造船協会論文集 第114号

溶接条件はM材に対しては 160 Amp. 22~26 V, 190 mm/min, H材に対しては 165 Amp. 22~26 V, 190 mm/min でこれまた前報と同様である。溶接棒の乾燥は電気炉で B-17 は 150℃ で 1 時間, LB-62 は 300℃ で 1 時間行なった。

なお溶接速度を一定にするために、自動ガス切断機の走行部にガイドを付けこれによって運棒することにした。

3 冷却中における自由収縮特性

Fig. 1(b) に示したように溶接線をはさむ任意の拘束距離 *l* で収縮を拘束した場合,発生する拘束力によって生ずる任意の瞬間の母材の伸びと,その瞬間における溶接部の伸びとの和はこの瞬間における *l* 間の自由収縮量に等しい。即ち

(母材の伸び)+(溶接部の伸び)=(自由収縮)

なる関係が成立する。したがって冷却中の拘束力の増加の特性は、1 間における自由収縮の増加特性と密接な関係がある。しかるに任意の瞬間の自由収縮はその瞬間までに1間から外部へ失われた熱量の大きいほど大きいから、拘束距離1を変化させると、自由収縮の増加特性の変化に応じて拘束力の増加特性が変化するはずである。 そこでまず、種々の拘束距離に対して冷却中の自由収縮の測定を行なった。

測定は Fig.3 に示す装置で行なった。すなわち長さ 500 mm の試験片を摩擦の小さいローラー上に乗せて,



Fig. 3 Setup for free contraction and temperature measurements

その一端を固定台に固定し,溶接線を中心とする距離 24, 100, 200, 300, 400, および 500 mm の間の収縮を 冷却中ダイヤルゲージ (1/100 mm) によって測定した。

なおこれと同時に Fig. 3 に示す A, B, C, D, E, F の各点の冷却中の温度を測定した。

Fig. 4 はH材についての数回の実験による平均値をプロットしたものである。軟鋼と高張力鋼の熱常数はほ ぼ同じであり、また本実験では両者の溶接条件にもほとんど差がないから、変態時間の相違による微妙な差を除 けばM材の実験結果もこれと大差がない。

図からわかるように完全冷却後の自由収縮量は lに無関係に一定(およそ 0.38 mm)であるが,この値に到達 する過程は lの大きさによって次のように異なる。まず冷却の初期(図ではよみ取りがたいが溶接開始後約 20 秒即ち溶接終了後約5秒程度まで)には収縮の速さはきわめて大きく、lに無関係におよそ 0.24 mm 程度まで 収縮する。これは溶接直後溶接部は非常に高温であるため空気中への熱放散が大きく、且つ最小距離 l=24 mm の位置まで熱が伝導するに至っていないためであろう。この時期を過ぎると収縮曲線は lによって次第に差を生 じ収縮の速さは lが大なる程小さくなっている。これは前述のように収縮量は l 間から外部への損失熱量の大き いほど大きく、しかも lの大きいほどこの熱損失の速さが小となるためであって、いわば当然のことである。こ のように冷却中の収縮の速さは lによって異なるが、時間が十分経過すると、いずれも最終の収縮量の 0.38 mm に収斂する。なお F 点の位置(溶接線から 250 mm)では図に見られるように冷却中ほとんど温度変化がないか ら、今の場合、溶接線から 250 mm の位置は事実上無限遠と見なすことができる。したがって lを 500 mm 以 上にとっても収縮曲線は l=500 mm の場合とほぼ一致するであろう。

4 拘束引張試験

溶接継手の割れ発生に及ぼす外的拘束の影響



Fig. 4 Free contraction and temperature change during cooling

前節で述べたように冷却中の収縮特性が拘束距離1によって異なるから,拘束応力の増加特性と割れの発生も によって影響をうけるであろう。この特性を知るため1の種々の値(24~500 mm の間で種々に変えている) に対して,前報で報告した拘束引張試験装置を用いて拘束引張試験を行なった。この場合,前報の実験(Series A)と異なり,Fig.1に示すような完全拘束状態を想定して溶接中および冷却中に拘束距離1の間では全く収縮 がおこらないようにして実験を行なった。この目的のためにFig.2に示すように試験片にダイヤル・ゲージ (1/100 mm)を取り付け,溶接中および冷却中ダイヤル・ゲージの指針が常に同一の位置を指すように,引張試 験装置の手動ハンドルを調節し,生ずる拘束力を荷重計によって測定した。なお1の大きい場合には溶接による 角変形がダイヤル・ゲージの指針のフレに影響を与えることを予備実験によって確認したので,Fig.2に示すよ うに直径 5mmの鋼製コロを介して剛性の大きな仮止め用治具に試験片を仮止めし,角変形を防止することに留 意した。

5 実験結果と考察

5.1 拘束応力の変化特性と割れ発生時期

拘束引張試験によって得られた拘束力の測定値から,冷却中の各瞬間において溶接部に働く平均拘束応力(拘 束力÷溶接のど断面積)を求めこれを時間に対してプロットした。その代表例を Fig.5 (M 材) および Fig. 6 (H材)に示す。これらの結果を Fig. 4 に示した自由収縮曲線と比較してみると,拘束距離 1 が大きくしたが って1間における収縮の速さが小さいほど,拘束応力の増加の速さも小さくなっている。一方,応力の最終的な 大きさは1の大きいほど概して小さい。前報の実験(Series A)で認められた拘束応力一時間曲線のジグザグは, 今回の実験でも若干認められたけれども,前報の実験のように顕著ではない。これは拘束距離 1 が大きいほど1 間のバネ常数(1間に単位の変位を与えるに要する力)が小さくなり,溶接部の微小割れの発生と進展にともな う微小変位に対して拘束力の変化が小さくなるためと考えられる。したがって今回の実験では,微小割れの最初 の発生時期を適確におさえることが多くの場合困難であった。そこで本論文では溶接部が完全破断する時期を割

造船協会論文集 第114号



Fig. 5 Reaction stress during cooling, steel M weldments



Fig. 6 Reaction stress during cooling, steel H weldments.

れ発生と見なして議論をすすめることにする。

さて上述のような拘束応力の増加特性のために、割れの発生時期(完全破断時期)と拘束距離との間には明ら かな関連性が認められる。両者の関係を Fig. 7(M材) および Fig. 8(H材)に示す。図からわかるように拘 束距離が小さい場合には拘束応力の増加の速さが大きく、比較的に早い時期に割れを発生する。拘束距離の増加 にともなって割れの発生時期は次第におくれ、M材では l=300mm、H材では $l=200\sim250$ mm になるとほとん ど室温(14℃)に近い温度まで冷却した後に割れを発生するようになる。

拘束距離がさらに大きくなると、完全に室温に到達するまで(溶接終了後およそ3時間)割れを発生しないが これをそのままの状態(拘束応力の働いたままの状態)で放置した場合、M材とH材では全く異なった特性を示 す。まずM材では、たとえば *l*=370mm の場合、室温まで冷却して拘束応力 60kg/mm² に達した後、そのま ま 96 時間放置しても割れを発生しなかった。

一方H材では、 $l=300mm\sim450 mm$ の範囲では lの増加にともなって拘束応力の最終値は減少するにもかかわらず、いずれも室温におよそ 20 時間放置すると急に完全破断をおこす。Fig 8(b)拘束距離が 450 mm をこえ拘束応力の最終値がおよそ 60 kg/mm² 以下になると、72 時間以上放置しても割れを発生しない。このように高張力鋼溶接継手では室温まで冷却して相当長時間経た後にもなお割れを発生する可能性があり、軟鋼溶接継手と非常に異なる*。

以上のような特性からすると、拘束溶接継手の初層に割れを発生しない限度拘束距離は、本実験の場合、M材では 300 mm と 370 mm の間にあり、H材ではおよそ 450 mm と推定される。これを筆者らが以前の論文⁸⁾で 定義した拘束係数(*p*)----溶接継手のルート間隙を平均 1 mm 短縮しるに要する母材の応力-----に換算するに、 溶接継手の割れ発生に及ぼす外的拘束の影響



Fig. 8 (a) Fracture time during cooling versus gauge length of restraining (steel H weldment)



造船協会論文集 第114号

本実験のように拘束距離1間での収縮を完全に拘束した継手では

$$p = \frac{E}{l}$$

と与えられるから, ヤング率を E=21,000 kg/mm² として

M材の限界拘束係数: 57~70 kg/mm²·mm

H材の限界拘束係数:47 kg/mm²·mm

と計算される。

5.2 割れ発生時の応力と伸び

拘束引張試験で得られたすべての試験片の割れ発生時における溶接部の平均拘束応力 (σ_w) および溶接部の平 均伸び(λ_w) を破断時間(または溶接部の温度)に対してプロットすると Fig. 9 (M材) および Fig. 10(H材) のようになる。ここに溶接部の平均伸び λ_w は次のようにして算定した。割れ発生時の自由収縮を S_{tf} , 拘束力 による母材部分の伸びを λ_b とすると

$$\lambda_b + \lambda_w = S_{tf} \tag{1}$$

割れ発生時の拘束力の大きさからすると、母材は弾性的に釣合っていると考えられるから

$$\lambda_b = \frac{W}{E \cdot A_b} \times l \tag{2}$$

式(1)(2)から

$$\lambda_w = S_{tf} - \frac{W}{E \cdot A_b} \times l \tag{3}$$

ただし W;割れ発生時の拘束力

A_b;母材の断面積(本実験では 30×20=600 mm²)

E; ヤング率(割れは溶接部の温度およそ 300℃ 以下でおこっているから,ほぼ一定とみなして 差し支えない)。

 S_{tf} と W の測定値から式 (3) によって λ_w を計算した。



Fig. 9. (a) Reaction stress at cracking in restraining test, steel M weldments.

^{*} 高張力鋼にみられるこのようなおくれ破壊は、水素を溶解した鋼材を一定応力下で長時間放置した場合に みられるおくれ破壊(いわゆる Delayed failure)の現象⁴⁾⁵⁾と類似している。鈴木、稲垣、中村⁶⁾は二三 の高張力鋼板突合せ溶接継手を 100~200°C まで冷却させた後これに一定荷重を加えて放置し、上述のよ うなおくれ破壊現象を見出している。そして水素を溶解した鋼に見られるおくれ破壊現象との類似性なら びに溶融金属には多量の水素が溶解するという溶接冶金学の常識からして、その原因は溶解水素の拡散に よるものであろうと推論している。この推論を肯定すると、軟鋼におくれ破壊が認め難い理由は、溶接ル ート部近傍に存在する void の周辺への水素の拡散とこの部分の応力集中度の差異によって定性的に説明 することができる。これについては別の論文で論ずる⁷⁾。

溶接継手の割れ発生に及ぼす外的拘束の影響







Fig. 10. (a) Reaction stress at cracking in restraining test, steel H weldments *l*;拘束距離 (mm)

図中に斜線で示したのは,前報で報告した冷却中の強制引張試験(溶接後ある時期まで自由に収縮させた後引 張荷重を加えて破断する方法)によって得られた溶接部の平均破断応力と平均伸びである。これを拘束引張試験 による平均拘束応力および平均伸びと比較すると冷却過程において割れたものについて次のような特性が見出さ れる。

まず割れ発生応力を強制引張試験における破断応力と比較してみると(Fig. 9(a), Fig. 10(a)) 比較的 高温で割れる場合には両者はほぼ一致するが,割れ発生時の温度が低下するにつれて両者の開きが大きくなり, およそ 150~200℃ 附近で割れ発生応力は最低となる。さらに温度が低下すると両者はふたたび接近する傾向に ある。特に日材では割れ発生応力の低下がいちじるしい。この特性は溶接部の平均伸びについてみると一層明瞭 であって,割れ発生時の平均伸びは強制引張試験による平均伸びのおよそ 40% 程度まで低下する(Fig.9(b), Fig.10(b))。拘束引張試験と強制引張試験とは,割れ発生温度に到達する以前の高温で応力を加えられている かいないかの点が異なるだけであるから,割れ発生応力と伸びとに見られる上述のような特性を説明するには高 温予歪と応力状態下の時効現象を考えねばならない。高温予歪鋼材の機械的性質についてはたとえば寺沢,大谷

造船協会論文集 第114号



Fig. 10. (b) Elongation of weld at cracking in restraining test (Series B) Steel H weldments.

他⁹⁾ Mylonas 他¹⁰⁾¹¹⁾の研究があり, ①高温で相当大きな塑性加工を与えると, 室温における延性がいちじるし く低下すること, ②特に 200~300℃ 附近での加工の影響が著じるしいこと, ③予歪を与えた材料を応力状態下 で時効させるとある条件の下ではさらに延性が低下することなどが認められている。これらの結果を引用する と,本実験で得られた上述の特性は一応次のように定性的に説明される。すなわち,割れがおよそ 250℃ 以上の 比較的高温でおこる場合には,たとえ高温予歪をうけたとしてもその影響が小さいために伸びの低下はおこらな い。しかし割れが 150℃~200℃ 附近でおこる場合にはそれ以前に 200~300℃ 附近で溶接部にある程度の塑性 変形を生じしかも拘束応力状態下で時効をうけるため伸びが低下する。さらに低い温度で割れる場合には,拘束 応力の増加の速さがおそく 200~300℃ 附近を通過するときの応力値が小さくて,この時期に生ずる塑性変形量 が割合に小さいために,伸びの低下が少し回復するものと考えられる*。

5.3 割れの様相

割れの様相の代表例を Fig.11 に示す。割れはいずれ も溶接金属内を通っている。冷却中に割れたものは、割 れの進展の方向がM材, H材とも拘束引張応力の方向と ほぼ45°をなしており,破面は一様な延性破面であった。 このうち比較的高温で破断した試験片の破面は青色を呈 しているものもあった。一方H材でおくれ破壊をおこし た試験片の割れ方向をみると、まずルート部の近傍で拘 東引張応力の方向と直交して割れた後,次いでほぼ 45° 方向に屈折している。拘束引張応力の方向と直交した破 面は光沢のある,いわゆる脆性破面を呈しており,45° 方向に屈折した破面は冷却過程中に割れたものと同様の 延性破面であった。この場合, 脆性破面の面積は Fig. 11(b) にみられるように、拘束距離が大きくて拘束応 力の小さいものほど概して大きい。いま、おくれ破壊を おこした試験片の破面の拡大写真から脆性破面の面積と 破面の全面積との割合(これを脆性破面率と名付ける) を求めてみると Table 1 のようになる。たとえば拘束距 離 450 mm の試験片 (H 4501) の場合であると脆性破



-

* 高温予歪材の冷却過程における機械的性質については現在別に実験を続行中である。

造船協会論文集 第114号

Specimen	K8 */0	Jav Kg/mmt	U5 Kg/mm ²
H 2507	16	82.8	98.8
H 3001	19	79.5	98.3
H4001	14	72.2	84.2
H4501	48	65.0	125.0
Ke; Brit Grad Tav; Red	tle Fracture iked Surface action Load (1	Percentage o T) / Total A	f Delayed rea of Chacked

Table 1 Brittle Fracture Percentage of Delayed Cracked Sarfaces.

面率は 48% であって,破断時の平均応力は65 kg/mm² であるから,いま仮に破断時の拘束力を延性破面だけが、受け持ったと仮定すると,その時の平均応力は $65 \div (1-0.48) = 125 \text{ kg/mm}^2$ となる。この値は室温での強制引, 張試験による継手の破断応力 (112 kg/mm²) よりやや高いが,割合に近い値である。その他の試験片についての 計算結果を Table 1 に示してある。このことからすると,おくれ破壊では室温に放置している間にルート部が、 局部的に脆化をおこして割れが発生進展し*,残りの断面の受け持つ応力が破断強度に達した時に完全破断に至ったのであろうと考えられる。

 $\sigma_s = \sigma_{av} / (1 - \frac{k_B}{100})$

6 外的拘束と溶接割れとの関連性

以上の実験結果に基づいて、外的拘束と溶接割れとの関連性について考えてみた。



Fig. 12 Schematic diagram of weld cracking under restraint.

Fig. 12 は実験結果を基にして描いた模型図であって、横軸に冷却中の時間(あるいは溶接部の温度)をとり、縦軸に溶接部の平均拘束応力と拘束距離間の自由収縮をとっている。曲線 PQRST および P'Q'R'S' はそれぞれ拘束引張試験で得られた割れ発生応力および強制引張試験で得られた溶接部の破断応力である。(Fig. 9(a) および Fig. 10(a))自由収縮曲線 A, B, C, D に応じて拘束応力は A', B', C', D' のように増加する。いま拘束 応力曲線と曲線 PQRST との交点で割れが発生するものと考えると、自由収縮の速さが大きい場合には、たとえば曲線 A' のように比較的高温で割れを発生するが、自由収縮の速さが小さい場合には、たとえば曲線 C' のように室温に到達するまで割れを発生しない。しかしおくれ破壊をおこす日材のような材料では、室温にそのまま 放置すると曲線 ST と交わって破断する。このような材料では割れがおこらないためには、曲線 D' のように拘

前報で述べた Series A の実験では拘束距離を一定(*l*=24 mm) にして,拘束を加える時期を変化させている。 ので,拘束応力は図の点線に示す曲線 X', Y', Z' のように増加する。この場合には*l*が小さく自由収縮の速さ。

造船協会論文集 第114号

が大きいので割れは比較的高温で発生するのである。

いま曲線 PQRST 上の応力を σ^* ,溶接部の平均拘束応力を σ_w ,溶接部の温度を θ_w とすると,溶接割れを発 生しないためには次の二つの条件が成立しなければならない。

$$\begin{array}{c} \operatorname{M} \overline{\pi} : \sigma_{w} \text{ at } \theta_{w} = 150 \sim 200^{\circ} \mathbb{C} < \sigma^{*}(\mathbb{Q}) \\ \sigma_{w} \text{ at } \theta_{w} = \mathbb{R} . . T. < \sigma^{*}(\mathbb{R}) \end{array} \right\}$$
(4)
$$\operatorname{H} \overline{\pi} : \sigma_{w} \text{ at } \theta_{w} = 150 \sim 200^{\circ} \mathbb{C} < \sigma^{*}(\mathbb{Q}) \\ \sigma_{w} \text{ at } \theta_{w} = \mathbb{R} . T. < \sigma^{*}(\mathbb{T}) \end{array} \right\}$$
(5)

この $\sigma^*(\mathbf{Q})$ および $\sigma^*(\mathbf{R})$ は溶接条件によっても変化するであろうが,これらの値が一定の場合 σ_w を小さくす る条件を考えてみよう。 $\theta_w = 150 \sim 200^\circ$ における σ_w の大きさは溶接部の温度が 150 $\sim 200^\circ$ に冷却するまで に系全体から外部に失われた熱量の小さいほど小さい。このことからすると式(4),および式(5)の第一式の 条件を満足させるためには,溶接部の冷却の速さに対して系全体からの熱量損失の速さを小さくしてやることが 望ましい。一方溶接条件が一定の場合完全冷却後の自由収縮は一定であるが,自由収縮の大部分が母材部分の伸 びにおきかえられるような継手では,室温における σ_w の値が小さくなる。換言すれば拘束係数の小さい継手ほ ど室温における σ_w は小さくなる。以上の考察によって,外的拘束と溶接割れとの関連性を考える場合,継手の 拘束係数と溶接部および系全体の冷却の速さを併せ考える必要のあることがわかる。

7 結 論

溶接割れ特に溶接後比較的低温に冷却してから発生する割れにおよぼす外的拘束の影響を明らかにするため、 両端を固定した完全拘束突合せ継手を想定し、試作した拘束引張試験装置を用いて前報に引き継き研究を行なっ た。得られた結果の要点は次の通りである。

(1) 溶接割れの発生に関連する拘束状態として次の二つの要因が考えられる。すなわち(a)割れが発生しな いとして到達し得るであろう最大拘束応力値――これは継手の拘束係数と自由収縮量の大きさに関係する――と (b)冷却中における拘束応力の増加の速さ――これは溶接継手の自由収縮の速さに関係する――とである。

(2) 継手の拘束状態を変えるのに、①拘束距離を一定にして,拘束する自由収縮量を変化させる方法(前報で述べた Series A) と、②拘束距離を変化させる方法(本論文で述べた Series B)とを考えた。Series A は(1) で述べた要因(b)を一定とし要因(a)を変化させた場合に相当し、Series B は(a)(b)を同時に変化させた場合に相当する。したがって Series A では割れが比較的狭い範囲で発生するが、Series B では割れの発生時期を広範囲に変化させることができる。

(3) 拘束距離を種々に変えて拘束引張試験を行なうと拘束距離の大きいほど割れ発生時期は次第に低温側へ 移行し,材料によって定まるある拘束距離(M材(軟鋼)ではおよそ 300 mm, H材(調質 60 キロ級高張力鋼) ではおよそ 200 mm)以上になると,冷却過程では割れを発生しない。

(4) 冷却過程において割れを発生しないものを室温でそのまま放置すると、H材では拘束距離が 250~450 mmの場合,拘束応力の大きさに無関係にある一定時間(約20時間)経過すると急に破断し,いわゆるおくれ破壊を起こす。拘束距離が 450 mm 以上になり,拘束応力がある値(60 kg/mm²)以下になると,長時間放置しても割れは発生しない。M材にはこのようなおくれ破壊は認められない。したがって高張力鋼溶接継手では冷却中に割れを発生しないものでも,そのまま室温に放置すると割れをおこす可能性がある。

(5) 冷却過程において割れを発生する場合,割れ発生時の溶接部平均拘束応力と平均伸びはいずれも前報で 得られた強制引張試験による破断応力と伸びに比べて小さい。割れ発生時の平均拘束応力と平均伸びは 150~ 200℃ 附近の温度で最低となる。特にM材よりもH材の方がその低下がいちじるしい。

(6) 割れの様相はM材, H材とも冷却過程中に割れた場合には, 延性破面を呈しているが, おくれ破壊をお こしたH材ではルート部にかなりの脆性破面が認められた。

(7) 以上で述べたように軟鋼と高張力鋼では溶接割れにかなり異なった現象が認められる。これらの実験結果に基づいて外的拘束と溶接割れとの関連性について考察を与えた。その結果外的拘束の見地からすると,溶接割れを防止するためには,①溶接部の冷却の速さに対して系全体の冷却の速さ(系全体から外部への熱量損失の

^{*} Steigerweld は水素を添加した鋼の一定荷重によるおくれ破壊において,完全破断に至る以前に割れが間 けつ的に進展することを実験で確認している⁵⁾。

速さ)を小さくしてやること,および②自由収縮の大部分が母材の伸びにおきかえられるような継手(拘束係数の小さい継手)にすることが望ましいことが明らかとなった。

このような見地から筆者らは溶接割れを防止するための外的拘束条件について引きつづき研究中である。 本実験を行なうにあたり小林正宏君,石本勇雄君の協力を得ている。深く謝意を表する。

参考文献

- 1) 渡辺正紀,佐藤邦彦,高木乙麿,麻生丈太郎:船体ブロック溶接継手の拘束度ならびに収縮,造船協会 論文集104号(昭-34) p. 191~p. 200
- 2) 木原 博,松山 泰,増淵興一,小椋 陽:溶接順序が収縮および残留応力におよぼす影響,造船協会 論文集 98 号(昭-31)
- 3) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 松井繁朋: 拘束状態における溶接継手の割れ発生について, 造船協会論文集 113 号 p.136~p.145
- 4) H.H.Johnson, J.G. Molet, and A.R. Troiano; Hydrogen, Crack Initiation. and Delayed Failure in Steel. Transactions of The Metallurgical Society of AIME August, 1958 p. 528~539
- 5) Edward A Steigerwald; Delayed Failure in High Strength Steel Case Institute of Technology に提出された学位論文 (1959)
- 6) 鈴木春義, 稲垣道夫, 中村治方:引張拘束割れ試験(TRC 試験)による高張力鋼溶接部のルート割れ におよぼす拘束外力の影響について, 溶接学会誌 32 巻(昭-38) 1号 p. 44~55
- 7) 渡辺正紀,佐藤邦彦,松井繁朋:高張力鋼溶接ルート部のおくれ破壊について,未発表
- 8) 渡辺正紀,佐藤邦彦:溶接継手の拘束度および拘束応力に関する研究,造船協会論文集110号(昭-36) p. 349~358
- 9) 寺沢一雄,大谷碧,吉田俊夫,寺井清:高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響,造船協会論文集 108 号(昭-35) p. 419~434
- K. C. Rockey and C. Mylonas: Exhaution of Ductility by Hot Straining, An Explanation of Fracture Initiation Close to Weld, Welding Journal Research Supplement p. 306~310 July 1961
- 11) K. C. Rockey and C. Mylonas Reversed Bend Tests of ABS-C Steel At 75°F Following Hot Rest raining Technical Report No.7 of Brown University February 1962